

UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO – ESCOLA DE MINAS  
DEPARTAMENTO ENGENHARIA CIVIL  
PROGRAMA DE PÓS - GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

## **ANÁLISE DE LIGAÇÕES DE PERFIS TUBULARES EM AÇO DO TIPO K E KT**

**FABIANO OLIVEIRA MENDANHA**

ORIENTADORES: Profa. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas  
Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, área de concentração: Construção Metálica.

Ouro Preto, agosto de 2006.

M537a Mendanha, Fabiano Oliveira.  
Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo K e KT [manuscrito]. /  
Fabiano Oliveira Mendanha. - 2006.  
xv, 112 f.: il. color.; grafs.; tabs.

Orientadora: Profa. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas.  
Co-orientador: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas.

Área de concentração: Construção Metálica.  
Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de  
Minas. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós Graduação em  
Engenharia Civil.

1. Ligações metálicas - Teses. 2. Tubular - Teses. 3. Trelças - Teses.  
I. Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. Departamento de  
Engenharia Civil. II. Título.

CDU: 624.014.2

Catálogo: [sisbin@sisbin.ufop.br](mailto:sisbin@sisbin.ufop.br)

# ANÁLISE DE LIGAÇÕES DE PERFIS TUBULARES EM AÇO DO TIPO K E KT

**AUTOR: FABIANO OLIVEIRA MENDANHA**

Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 21 de agosto de 2006,  
pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:



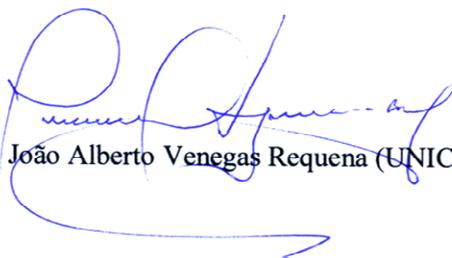
Prof. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas (Orientadora / UFOP)



Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas (Orientador / UFOP)



Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima (UERJ)



Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena (UNICAMP)

## **MEUS AGRADECIMENTOS**

Aos meus pais e irmãos que, com carinho e atenção, sempre estiveram do meu lado nos momentos felizes ou tristes, de sucesso ou decepção, mas que, sempre acreditaram, e me deram direção para chegar aonde cheguei;

À minha mulher amada, pelo afeto, carinho, conselhos e compreensão nos momentos distantes, mas sempre próximos, nestes dois anos juntos;

Aos amigos pelos momentos esfriando a cabeça para uma nova semana;

Aos Tios e Tias, Sobrinhos e Sobrinhas, cunhados e cunhadas, Sogro e Sogra;

Aos amigos da república Fumo e Bado;

Ao coral Novo Tom, pois: Quem canta os males espanta;

À UFOP e a Escola de Minas;

Aos colegas do Mestrado, e principalmente do Laboratório de Estruturas e do LAMEC;

À amiga Daniela Minchillo (Unicamp) pela ajuda neste trabalho;

Aos professores do PROPEC;

À minha orientadora Prof. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas e meu co-orientador Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas pela amizade, orientação e ensinamentos que pude aproveitar durante este tempo de estudo;

À Capes pelo financiamento deste trabalho;

À empresa V&M do Brasil por possibilitar e financiar este trabalho;

E é claro: A Deus por estar sempre presente e por colocar todas essas pessoas no meu caminho.

## **RESUMO**

Este trabalho apresenta um estudo de ligações soldadas dos tipos K e KT com barras afastadas, formadas por perfis tubulares de aço estrutural, sem costura, de seção transversal retangular no banzo e circular para as diagonais e montante. As ligações analisadas foram previamente ensaiadas no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto.

Assim, este trabalho envolve estudo teórico a partir de prescrições de normas internacionais, e a geração, análise e calibração de modelos numéricos em elementos finitos, utilizando o *software* ANSYS, versão 9.0, a partir de resultados obtidos em ensaios experimentais, realizados anteriormente, em protótipos em escala real, preservando todas as características geométricas reais.

Foram analisados diversos modelos com elementos de casca, avaliando a influência do raio de dobramento dos perfis retangulares que compõem o banzo, bem como algumas alternativas de modelagem da solda das ligações. Obteve-se então um modelo que representava bem as ligações ensaiadas experimentalmente.

## **ABSTRACT**

This work presents a study of welded gap K- and KT-joints, formed by seamless steel hollow structural section with rectangular hollow section chord and circular hollow section for the members. The analyzed joints were previously tested at Prof. Altamiro Tibiriça Dias's Laboratory of Structures of Department of Civil Engineering at School of Mines of Federal University of Ouro Preto.

Then, this work involves theoretical study through international code prescriptions, the generation, analysis and calibration of numerical models in finite elements, using the software ANSYS, version 9.0, starting from results obtained previously in experimental tests, accomplished in real scale prototypes, preserving all real geometrical characteristics.

Several models were analyzed with shell elements, evaluating the influence of the curvature of the rectangular hollow section that composes the chord, as well as some modeling alternatives of the joints welds. Then one model was obtained that well represents the experimentally testes joints.

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1 CONSTRUÇÃO COM PERFIS TUBULARES DE AÇO.....	1
1.2 PERFIS TUBULARES .....	2
1.3 TRELIÇAS COMPOSTAS POR PERFIS TUBULARES .....	3
1.4 LIGAÇÕES COM PERFIS TUBULARES EM SISTEMAS TRELIÇADOS.....	5
1.5 ALGUNS TRABALHOS SOBRE PERFIS TUBULARES .....	10
1.6 OBJETIVOS E DESCRIÇÃO DO TRABALHO.....	16
<b>2. LIGAÇÃO K E KT ENTRE PERFIS TUBULARES.....</b>	<b>17</b>
2.1 INTRODUÇÃO .....	17
2.2 EXCENTRICIDADE NAS LIGAÇÕES .....	20
2.3 COMPORTAMENTO DAS LIGAÇÕES.....	21
2.4 PROCEDIMENTO DE DIMENSIONAMENTO .....	23
2.4.1 <i>Parâmetros de dimensionamento</i> .....	23
2.4.2 <i>Limitações</i> .....	24
2.4.3 <i>Obtenção da resistência última</i> .....	25
<b>3. APRESENTAÇÃO DO PROGRAMA EXPERIMENTAL E DOS RESULTADOS OBTIDOS .....</b>	<b>17</b>
3.1 INTRODUÇÃO .....	17
3.2 CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS E DO MATERIAL .....	29
3.3 ESQUEMA DE MONTAGEM DOS ENSAIOS .....	31
3.3.1 <i>Sistema de apoio dos banzos</i> .....	32
3.3.2 <i>Sistema de aplicação dos carregamentos</i> .....	34
3.4 INSTRUMENTAÇÃO .....	39
3.5 SISTEMAS DE AQUISIÇÃO DE DADOS.....	43
3.6 METODOLOGIA DE ENSAIO .....	44
3.7 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	45

3.7.1	<i>Protótipo N2</i> .....	46
3.7.2	<i>Protótipo N5</i> .....	51
3.7.3	<i>Protótipo N7</i> .....	55
3.7.4	<i>Protótipo N8</i> .....	59
<b>4.</b>	<b>MODELO NUMÉRICO .....</b>	<b>65</b>
4.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	65
4.2	GERAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS .....	65
4.3	ELEMENTO UTILIZADO NOS MODELOS .....	68
4.3.1	<i>Elemento de casca Shell 181</i> .....	69
4.3.2	<i>Elemento de casca Shell 93</i> .....	71
4.4	MODELOS NUMÉRICOS AVALIADOS .....	72
4.5	MODELOS NUMÉRICOS UTILIZADOS.....	75
4.6	PARÂMETROS DE ENTRADA .....	78
4.7	CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	79
<b>5.</b>	<b>ANÁLISE NUMÉRICO-EXPERIMENTAL .....</b>	<b>81</b>
5.1	ANÁLISES INICIAIS .....	81
5.2	PROTÓTIPO N2-2.....	83
5.3	PROTÓTIPO N8 .....	87
5.4	PROTÓTIPO N7 .....	93
5.5	PROTÓTIPO N5 .....	98
<b>6.</b>	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>101</b>
	<b>REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>104</b>

## **LISTA DE FIGURAS**

### **1. INTRODUÇÃO**

FIGURA 1.1	DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS EM PERFIS RETANGULARES.	3
FIGURA 1.2	NOVA SEDE DA V & M DO BRASIL EM BELO HORIZONTE.....	4
FIGURA 1.3	DETALHE DE UMA LIGAÇÃO COM EXTREMIDADE ESTAMPADA. ....	5
FIGURA 1.4	DETALHE DO NÓ DO TIPO “MERO” (MEYER, 2002). ....	6
FIGURA 1.5	EDIFÍCIO EM DÜSSELDORF – ALEMANHA. ....	6
FIGURA 1.6	PASSARELA EM AMSTERDAM (MEYER, 2002).....	7
FIGURA 1.7	TIPOS DE LIGAÇÕES EXISTENTES NOS NÓS DE LIGAÇÕES TRELIÇADOS COM PERFIS TUBULARES.....	7
FIGURA 1.8	TRELIÇA (EXEMPLO DE CÁLCULO) (MEYER, 2002). ....	9
FIGURA 1.9	TIPOS DE LIGAÇÕES ANALISADAS.....	12
FIGURA 1.10	EXCENTRICIDADES ANALISADAS POR SALDANI (1998). ....	13
FIGURA 1.11	MODELOS ANALISADOS POR SALDANI (1998).....	13

### **2. LIGAÇÃO K E KT ENTRE PERFIS TUBULARES**

FIGURA 2.1	CLASSIFICAÇÃO DE LIGAÇÕES TIPO K E KT DEVIDO À POSIÇÃO DAS DIAGONAIS.....	18
FIGURA 2.2	PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DOS NÓS TIPO K E KT (EUROCODE 3, 2003).....	19
FIGURA 2.3	PLASTIFICAÇÃO POR FALHA DA FACE DO BANZO.....	21
FIGURA 2.4	SECIONAMENTO NA PAREDE DO BANZO QUE É CONECTADA ÀS DIAGONAIS.....	22
FIGURA 2.5	SECIONAMENTO DA DIAGONAL/MONTANTE PELO ESFORÇO DE TRAÇÃO.....	22
FIGURA 2.6	CISALHAMENTO DO BANZO.....	22
FIGURA 2.7	FLAMBAGEM LOCAL DA DIAGONAL/MONTANTE.....	23

### 3. APRESENTAÇÃO DO PROGRAMA EXPERIMENTAL E DOS RESULTADOS OBTIDOS

FIGURA 3.1	VISTA GERAL DO ENSAIO REALIZADO EM UM PROTÓTIPO DO TIPO KT.....	29
FIGURA 3.2	NOMENCLATURA UTILIZADA PARA AS DIMENSÕES DOS PROTÓTIPOS ENSAIADOS.....	30
FIGURA 3.3	PEÇA DE APOIO PARA FIXAÇÃO DO BANZO DA LIGAÇÃO NA LAJE DE REAÇÃO.....	32
FIGURA 3.4	PLACA DE EXTREMIDADE DOS PROTÓTIPOS UTILIZADA PARA FIXAÇÃO DO BANZO DA LIGAÇÃO NA PEÇA DE APOIO.....	33
FIGURA 3.5	SISTEMA DE APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO DE COMPRESSÃO. ...	35
FIGURA 3.6	PLACAS DE DISTRIBUIÇÃO UNIFORME NAS BARRAS COMPRIMIDAS.....	36
FIGURA 3.7	PLACA PARA REGULARIZAÇÃO DO CARREGAMENTO DE COMPRESSÃO.....	36
FIGURA 3.8	SISTEMA DE APOIO PARA APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO DE TRAÇÃO.....	37
FIGURA 3.9	PLACA SOLDADA À DIAGONAL PARA APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO DE TRAÇÃO. ....	38
FIGURA 3.10	ESQUEMA DE MONTAGEM DE UM PROTÓTIPO. ....	39
FIGURA 3.11	DEFLECTÔMETROS DE HASTE.....	40
FIGURA 3.12	REGIÃO DE INSTRUMENTAÇÃO POR ROSETA DE DEFORMAÇÃO....	41
FIGURA 3.13	LOCALIZAÇÃO DOS EXTENSÔMETROS.....	42
FIGURA 3.14	DETALHE DO CONJUNTO PARA APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO.	43
FIGURA 3.15	MONTAGEM DO SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS.....	44
FIGURA 3.16	LIGAÇÃO N2. ....	47
FIGURA 3.17	IMPERFEIÇÕES DAS LIGAÇÕES.....	49
FIGURA 3.18	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 1 (N2). ....	50
FIGURA 3.19	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 2 (N2). ....	50
FIGURA 3.20	GRÁFICO CARREGAMENTO X TENSÃO – DIAGONAL TRACIONADA (N2) .....	51

FIGURA 3.21	LIGAÇÃO N5. ....	52
FIGURA 3.22	IMPERFEIÇÕES DA LIGAÇÃO N5. ....	53
FIGURA 3.23	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 1 (N5). ....	54
FIGURA 3.24	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 2 (N5). ....	54
FIGURA 3.25	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 3 (N5). ....	55
FIGURA 3.26	LIGAÇÃO N7. ....	56
FIGURA 3.27	IMPERFEIÇÕES DA LIGAÇÃO N7. ....	57
FIGURA 3.28	COMPORTAMENTO DA LIGAÇÃO N7 AO FINAL DO ENSAIO. ....	58
FIGURA 3.29	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 1 (N7). ....	58
FIGURA 3.30	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 2 (N7). ....	59
FIGURA 3.31	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 3 (N7). ....	59
FIGURA 3.32	LIGAÇÃO N8. ....	60
FIGURA 3.33	IMPERFEIÇÕES DAS LIGAÇÕES.....	62
FIGURA 3.34	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 1 (N8). ....	63
FIGURA 3.35	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 2 (N8). ....	63
FIGURA 3.36	GRÁFICO CARREGAMENTO X VON MISES - ROSETA 3 (N8). ....	64

#### 4. MODELO NUMÉRICO

FIGURA 4.1	SÓLIDO 3D GERADO NO PROGRAMA AUTOCAD.....	66
FIGURA 4.2	SÓLIDOS DE CONSTITUIÇÃO DA LIGAÇÃO.....	66
FIGURA 4.3	LIGAÇÃO ENTRE PERFIS TUBULARES GERADAS NO PROGRAMA ANSYS.....	67
FIGURA 4.4	ÁREAS CRIADAS NA FACE DO BANZO.....	68
FIGURA 4.5	ELEMENTO DE CASCA <i>SHELL 181</i> (PROGRAMA ANSYS).....	70
FIGURA 4.6	MALHA GERADA COM O ELEMENTO DE CASCA “ <i>SHELL 181</i> ”.....	70
FIGURA 4.7	ELEMENTO DE CASCA <i>SHELL 93</i> (PROGRAMA ANSYS).....	71
FIGURA 4.8	MALHA GERADA COM O ELEMENTO DE CASCA “ <i>SHELL 93</i> ”.....	72
FIGURA 4.9	SOLDA EM ELEMENTOS FINITOS (DAVIES & CROCKETT, 2005).....	73
FIGURA 4.10	MODELAGEM DA SOLDA (LEE E WILMSHURST, 1999).....	74
FIGURA 4.11	MODELAGEM DO CORDÃO DE SOLDA SEGUNDO O MODELO PIS1.....	75
FIGURA 4.12	MODELAGEM DO CORDÃO DE SOLDA DO MODELO PIS2. ....	76
FIGURA 4.13	MODELOS NUMÉRICOS MAIS SIGNIFICATIVOS. ....	78

FIGURA 4.14 MODELO COM SIMULAÇÃO DA PLACA DE FIXAÇÃO DA LIGAÇÃO. 80

## 5. ANÁLISE NUMÉRICO-EXPERIMENTAL

FIGURA 5.1 COMPARAÇÃO ENTRE MODELOS NUMÉRICOS UTILIZANDO OS ELEMENTOS *SHELL 181* E *SHELL 93*. .....82

FIGURA 5.2 VARIAÇÃO DE TENSÃO ENTRE AS DIAGONAIS E NA LINHA MÉDIA DA FACE SUPERIOR DO BANZO PARA A LIGAÇÃO N2. ....83

FIGURA 5.3 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA LIGAÇÃO N2-2 COM OS DOS MODELOS NUMÉRICOS PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES NA ROSETA 1. ....85

FIGURA 5.4 CONFIGURAÇÃO DA VARIAÇÃO DE TENSÕES NA FACE SUPERIOR DO BANZO PARA O PROTÓTIPO N2-2 SEGUNDO O MODELO RI. ....85

FIGURA 5.5 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA LIGAÇÃO N2-2 COM OS DOS MODELOS NUMÉRICOS PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES NA ROSETA 2. ....86

FIGURA 5.6 MOMENTO FLETOR ADICIONAL GERADO NO BANZO .....87

FIGURA 5.7 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA LIGAÇÃO N8 COM MODELO NUMÉRICO PI CONSIDERANDO O MONTANTE COM APOIO RESTRINGIDO E COM APOIO LIVRE.PARA A ROSETA 1.....88

FIGURA 5.8 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA LIGAÇÃO N8 COM MODELO NUMÉRICO PI CONSIDERANDO O MONTANTE COM APOIO RESTRINGIDO E COM APOIO LIVRE.PARA A ROSETA 2.....88

FIGURA 5.9 REPRESENTAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NO BANZO PARA A LIGAÇÃO N8.....89

FIGURA 5.10 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N8 NA ROSETA 1.....90

FIGURA 5.11 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N8 NA ROSETA 2.....91

FIGURA 5.12	REPRESENTAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES COM PLASTIFICAÇÃO NO BANZO PARA 60% DO CARREGAMENTO DE ENSAIO DA LIGAÇÃO N8.....	92
FIGURA 5.13	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N8 NA ROSETA 3.....	93
FIGURA 5.14	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA LIGAÇÃO N7 COM MODELO NUMÉRICO PI CONSIDERANDO O MONTANTE COM APOIO RESTRINGIDO E COM APOIO LIVRE PARA A ROSETA 1.....	94
FIGURA 5.15	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA LIGAÇÃO N7 E N8 COM MODELO NUMÉRICO PI PARA A ROSETA 1.....	95
FIGURA 5.16	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N7 NA ROSETA 1.....	97
FIGURA 5.17	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N7 NA ROSETA 2.....	97
FIGURA 5.18	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N7 NA ROSETA 3.....	98
FIGURA 5.19	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N5 NA ROSETA 1.....	99
FIGURA 5.20	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N5 NA ROSETA 2.....	100
FIGURA 5.21	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA O CARREGAMENTO NA DIAGONAL TRACIONADA X TENSÃO DE VON MISES PARA A LIGAÇÃO N5 NA ROSETA 3.....	100

## **LISTA DE TABELAS**

### **3. APRESENTAÇÃO DO PROGRAMA EXPERIMENTAL E DOS RESULTADOS OBTIDOS**

Tabela 3.1 - Nomenclatura, tipologia e quantitativo dos protótipos ensaiados.....	28
Tabela 3.2 - Dimensões nominais dos perfis utilizados na composição das ligações dos protótipos.....	29
Tabela 3.3 - Características mecânicas dos perfis que compõem os protótipos ensaiados.....	30
Tabela 3.4 - Carregamentos aplicados nos ensaios experimentais e limites teóricos.....	45

## **LISTA DE SÍMBOLOS**

### a) Letras romanas maiúsculas

$A_0$  - área da seção transversal do banzo

$A_v$  - área efetiva de cisalhamento no banzo

$E$  - módulo de elasticidade

$E_t$  - módulo tangente

$E_{70xx}$  - número de classificação do eletrodo (metal solda)

$I$  - momento de inércia

$L$  - comprimento do membro

$N_{0,Rd}$  - resistência da força axial reduzida devido ao cisalhamento na seção transversal do banzo na região do afastamento

$N_{i,Rd}$  - resistência última levando em conta a plastificação do banzo a partir da diagonal/montante “i”

TR - tubo retangular

TB - tubo circular

$V_{pl,Rd}$  - resistência ao cisalhamento de uma seção

$V_{Sd}$  - maior valor absoluto da força transversal atuante no banzo

### b) Letras romanas minúsculas

$b_0$  - largura do tubo retangular do banzo

$b_{eff}$  - largura efetiva para o cálculo da resistência da barra

$b_{e,p}$  - largura efetiva para o cálculo da resistência do banzo ao cisalhamento

$b_i$  - largura do tubo quadrado e retangular da barra i

$d_i$  - diâmetro do tubo “i” de seção circular

$e$  - excentricidade das ligações

$f_u$  - tensão de ruptura à tração do aço

$f_y$  - tensão de escoamento do aço

$g$  - afastamento entre as barras secundárias na face do banzo para ligações “K” e “KT” afastada

$g_a$  - afastamento entre as barras secundárias na face do banzo menos duas vezes a espessura do pé da solda, para ligações “K” e “KT” afastada

$h_o$  - altura do tubo retangular do banzo

$i$  - índice que indica o número da barra:

$i = 0 \rightarrow$  representa o banzo

$i = 1 \rightarrow$  representa a diagonal tracionada das ligações

$i = 2 \rightarrow$  representa a diagonal comprimida das ligações

$i = 3 \rightarrow$  representa o montante

$k_n$  - parâmetro de cálculo

$n$  - resistência ao escoamento para banzos de seções quadradas ou retangulares;

número de parafusos

$n_p$  - resistência ao escoamento devido aos esforços  $N_{0p,Sd}$  e  $M_{0,Sd}$  para seções

tubulares circulares

$r_i$  - raio externo da seção transversal do tubo “i”

$t_i$  - espessura da parede do tubo “i”

c) Letras gregas minúsculas

$\alpha$  - coeficiente utilizado para determinar a área efetiva de cisalhamento da barra principal

$\beta$  - relação entre os diâmetros ou larguras das barras que compõem a ligação “K”

$\gamma$  - relação entre o diâmetro ou largura da seção transversal da barra principal de uma ligação “K” e o dobro de sua espessura

$\gamma_{Mo}$  - coeficiente de ponderação utilizado pelo Eurocode3

$\theta_i$  - ângulo entre as barras principais e secundárias

$\emptyset$  - indicação de perfil tubular

$\nu$  - coeficiente de Poison

$\sigma_{0,Sd}$  - máxima tensão de compressão no banzo

$\sigma_{p,Sd}$  - tensão de compressão no banzo descontando a contribuição dos membros.

# **1. INTRODUÇÃO**

## **1.1 Construção com Perfis Tubulares de Aço**

Desde as primeiras obras, como a Ponte “Ironbridge” na Inglaterra, de 1779, aos modernos edifícios que estão cada vez mais presentes nas grandes cidades, a construção metálica sempre esteve ligada a uma idéia de modernidade, seja pela arquitetura em si ou pela tecnologia envolvida. No entanto, a utilização do aço na construção civil vai muito além de um aspecto visual moderno, atrativo e arrojado. A construção metálica possibilita uma maior velocidade de execução, é compatível com qualquer tipo de material de fechamento, é leve e possibilita a execução de grandes vãos livres com estruturas esbeltas. Esses fatores vêm a contribuir com o orçamento final da obra uma vez que acarretam em alívio de cargas na fundação e a execução passa a ser regida por um planejamento mais industrializado, racionalizado e diminuindo ou até mesmo eliminando os desperdícios oriundos de improvisações e adequações normais em outros processos construtivos.

A arquitetura contemporânea é caracterizada por uma preocupação maior em mostrar as estruturas da edificação. Outrora, escondê-las era um recurso utilizado pelos arquitetos que, em lugar de tirar partido da beleza do “esqueleto” de um edifício, faziam-no desaparecer por detrás das paredes de concreto, alvenaria e outros materiais de revestimento (Gerken, 2003).

Seguindo esta idéia, de arrojo e eficiência, pode-se observar a presença de perfis tubulares em aço, que vem confirmar e reafirmar este caráter, apresentando uma aparência mais leve e dinâmica, ao mesmo tempo em que apresenta excelentes características estruturais (Firmo, 2003).

Os perfis tubulares são largamente utilizados em estruturas *offshore* e condutores de fluidos. Muitas análises de fadiga em ligações soldadas foram, e são feitas levando em conta o carregamento dinâmico, que representa a principal causa dos problemas relativos a estes tipos de estruturas (Bowness, 1996, Dexter, 1996, Jubran & Cofer, 1995, Morgan, 1997, Taier, 2002, Wilmshurst, 1995).

No Brasil o perfil tubular começou, recentemente, a ser utilizado em estruturas na construção civil e, devido a seu bom comportamento estrutural e aparência moderna e arrojada, o seu emprego apresenta-se em crescimento acelerado. Este crescimento foi impulsionado pelo início da produção de perfis tubulares sem costura para a construção civil pela V&M do BRASIL no ano de 2000.

## **1.2 Perfis Tubulares**

A eficiência estrutural do perfil tubular é atribuída à forma geométrica da seção que apresenta concentração de material em pontos mais distantes do centro de massa. Além disso, por se tratar de uma geometria fechada, apresentam boa resistência a solicitações de esforços axiais, de torção e ainda possuem menor área de superfície se comparadas com as seções abertas, o que resulta um menor custo com pintura e proteção conta fogo.

Os tubos de aço podem ser classificados em função de seu processo de fabricação. Os tubos sem costura são produzidos por processo de laminação à quente, a partir de bloco maciço de seção circular de aço que é laminado e perfurado por mandril, obtendo-se dessa maneira, suas dimensões finais. São resfriados em leito de resfriamento, até temperatura ambiente, e, por possuírem distribuição de massa uniforme em torno de seu centro, mantém temperatura praticamente constante ao longo de todo o seu comprimento e em qualquer ponto de sua seção transversal. Isso os distingue de tubos de aço com costura, produzidos a partir de chapas de aço calandradas e “costurado”, soldado no encontro das mesmas. A região afetada termicamente pelo processo de soldagem possui nível de tensões residuais diferente das demais regiões da seção transversal do tubo, também tencionadas devido ao processo de calandragem e expansão. Assim, nos tubos sem costura a distribuição de tensões residuais é mais uniforme conduzindo a um melhor desempenho do aço em seu emprego estrutural (Araújo et al, 2001).

Os tubos de seção retangular sem costura podem ser produzidos por um processo de laminação à quente, ou a partir de tubo circular por conformação à frio, a temperatura ambiente. Esta conformação a frio gera diferente espectro das tensões residuais quando comparadas àquelas produzidas por conformação à quente. A Figura

1.1 apresenta a distribuição de tensões residuais, em  $N/mm^2$ , em dois perfis retangulares, um formado a frio de dimensões “160 x 160 x 6 mm” e um laminado a quente de “180 x 180 x 6,3 mm”.

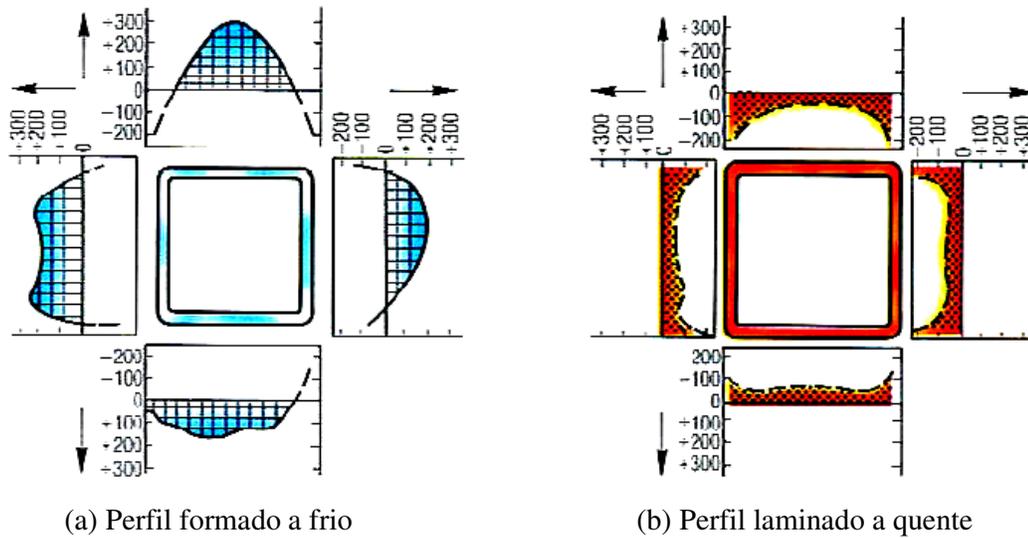


Figura 1.1 Distribuição de tensões residuais em perfis retangulares.  
(Vallourec & Mannesman Tubes)

### 1.3 Treliças Compostas por Perfis Tubulares

As treliças são usuais nas construções por apresentarem pequeno peso próprio em relação a outros tipos de elementos com a mesma função estrutural. Em se tratando de grandes vãos livres, a utilização de treliças apresenta-se como a opção mais utilizada entre os diversos tipos de sistemas estruturais existentes. Este sistema tem como principal característica a solicitação predominantemente de esforços axiais em suas barras. Partindo do princípio que o perfil tubular apresenta excelente capacidade de resistência aos esforços de tração e compressão, as treliças formadas a partir deste tipo de perfil apresentam um excelente desempenho.

As treliças projetadas a partir de perfis tubulares apresentam uma capacidade de vencer maiores vãos com menor número de nós, o que torna o custo de fabricação reduzido (Wardenier, 2000).

Dependendo da configuração estrutural e arquitetônica, vários tipos de treliças, com diferentes disposições das barras, podem ser utilizadas. A escolha do tipo a ser usado depende do vão e da arquitetura da edificação. Para treliças de banzos paralelos, arranjos especiais podem ser usados.

Segundo Wardenier (2000), nas treliças constituídas a partir de perfis tubulares, aproximadamente 50% do peso do material é utilizado para o banzo comprimido, 30% para o banzo tracionado e 20% para os montantes e diagonais.

Aproveitando a capacidade de resistência à compressão do concreto, têm sido desenvolvidas no Brasil, treliças mistas de piso para grandes vãos. Um sistema treliçado misto pode utilizar diversos tipos de seção transversal na composição da treliça. Este trabalho é focado no sistema treliçado constituído de treliças de perfis tubulares circulares nas diagonais/montante, aproveitando-se o bom desempenho destes elementos quando submetidos a cargas axiais, e perfis tubulares retangulares nos banzos, em função da facilidade de execução da união das diagonais e montantes com os banzos e dos conectores na face superior do banzo superior como elemento de ligação entre a treliça e a laje. A Figura 1.2 apresenta o sistema treliçado misto como descrito e aplicado na nova sede administrativa da V&M do Brasil em Belo Horizonte, Minas Gerais.



Figura 1.2 Nova sede da V & M do Brasil em Belo Horizonte

Fonte: Arquivo pessoal.

## 1.4 Ligações com Perfis Tubulares em Sistemas Treliçados

Neste contexto, chama-se de ligação a qualquer junção entre barras com o objetivo de transmitir esforços internos ou externos. Dezenas de sistemas de ligações foram desenvolvidos visando a facilidade de fabricação, métodos executivos mais simples e um melhor desempenho.

Um tipo de ligação que tem sido amplamente empregado no Brasil em treliças espaciais na cobertura de grandes vãos é a ligação formada por perfis tubulares com extremidades estampadas ligadas por parafuso. Esta ligação apresenta uma enorme facilidade de execução (Figura 1.3) mas, em contrapartida, estudos mostraram que há uma redução significativa na resistência à compressão das barras à medida que se reduz a esbeltez na extremidade ((D’este et al, 1999), (Maiola et al, 1997), (Silva, 1999), (Sales, 1996), (Souza, 2006)).

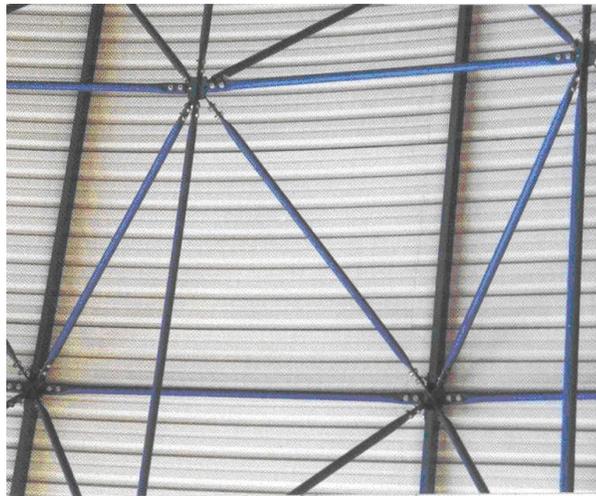


Figura 1.3 Detalhe de uma ligação com extremidade estampada.  
Galpão em Cascavel, PR. (Meyer, 2002)

Outro tipo de ligação muito utilizado em diversas partes de mundo, denominada “Mero”, projetada por Max Mengerinhausen em 1942 na Alemanha, constituído, por barras tubulares conectadas a um nó especial de aço, permitindo a união de várias barras sem causar excentricidade na ligação (Figura 1.4). Este tipo de ligação é usado para treliças espaciais, justificando seu custo unitário pelo grau de industrialização

(Gerken, 2003). Para que uma treliça espacial seja econômica, deve permitir ao máximo sua industrialização, facilitando as variações de comprimento e resistência de seus elementos, sendo essencial a adoção de nó simples, eficiente e barato (Makowski, 1981).

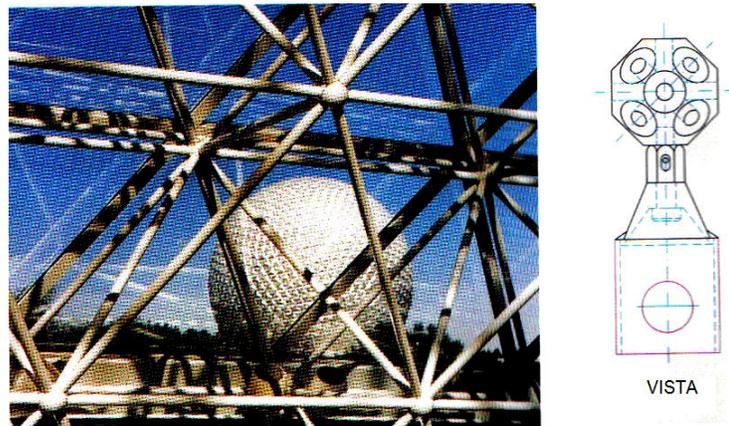


Figura 1.4 Detalhe do nó do tipo “Mero” (Meyer, 2002).

Em se tratando de ligações para treliças planas, um tipo bastante usado é a ligação com placa de Gusset (Figura 1.5) onde as extremidades dos perfis tubulares são soldadas diretamente na placa. Muitas pesquisas vêm sendo desenvolvidas para avaliar os problemas na interação entre a placa e os perfis (Ariyoshi, 2000, Cheng, 1999, Yan, 1993).



Figura 1.5 Edifício em Düsseldorf – Alemanha.  
(Vallourec & Mannesman Tubes)

Outro tipo de ligação para treliças planas é aquela em barras, que formam a ligação, soldadas entre si, sendo a mais utilizada para sistemas executados em perfis tubulares com maior dimensão (Figura 1.6).

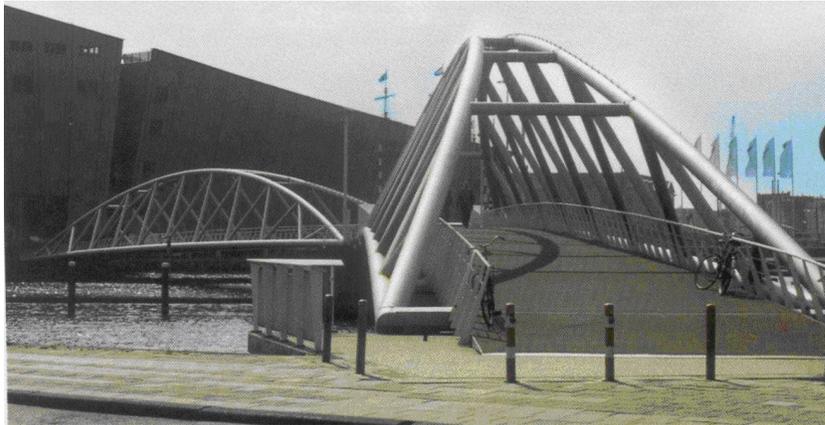


Figura 1.6 Passarela em Amsterdam (Meyer, 2002).

As treliças tubulares podem ser formadas por diversas combinações de seções transversais. Quando fazem uso de perfis tubulares sem costura, podem ser formadas por perfis com seções circulares e/ou retangulares nas configurações apresentadas na Figura 1.7.

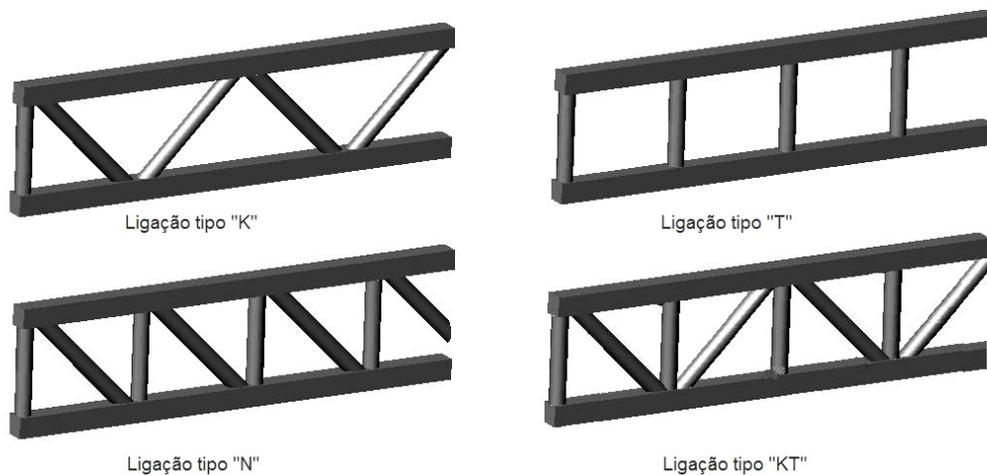


Figura 1.7 Tipos de ligações existentes nos nós de ligações treliçados com perfis tubulares.

Treliças produzidas a partir de tubos circulares, que apresentam um melhor desempenho a cargas axiais, acarretam em um menor peso de aço para o mesmo vão a ser vencido. Em contrapartida, a ligação soldada entre perfis tubulares circulares tem a fabricação mais trabalhosa devido aos cortes das barras e à soldagem.

Para o caso onde as diagonais têm o diâmetro muito menor que o banzo, o corte com serra pode ser executado plano, mas, caso o afastamento entre as peças a serem soldadas for de um diâmetro da peça menos espessa ou 3 mm, a opção mais usada é o oxicorte, onde vários cortes planos são feitos, seguido de esmerilhadeira para chegar a um encaixe adequado (Araújo et al, 2001). Este processo necessita de mão-de-obra qualificada, além de ser gasto muito tempo na execução. Neste caso, pode-se utilizar as máquinas de corte à plasma e à laser, que executa cortes em perfis tubulares com elevada precisão a partir de desenhos 3D feitos em programas comerciais. No Brasil, este equipamento, para corte em perfis tubulares, é encontrado, por exemplo, na empresa Açotubo, em São Paulo (CD-ROM Açotubo).

Nos perfis retangulares, a execução da ligação se torna muito mais simples, já que é feito em superfície plana, fazendo com que o produto final apresente menos imperfeições geométricas oriundas da fabricação. Além disso, como a superfície inferior e superior da treliça são planas, o posicionamento vertical na execução em canteiro de obra e a soldagem de conectores, no caso de treliças mistas, tornam-se mais simples e precisos.

Em ligações de treliças, o dimensionamento feito a partir da análise de diagonais comprimidas pode resultar em uma rigidez indesejável fazendo com que o projeto não seja otimizado (Wardenier, 2000). Exemplificando, pode-se observar a treliça da Figura 1.8, formada por perfis tubulares circulares, onde a verificação, apresentada posteriormente, pode constatar que a resistência das ligações é decisiva no dimensionamento do sistema estrutural (Meyer, 2002).

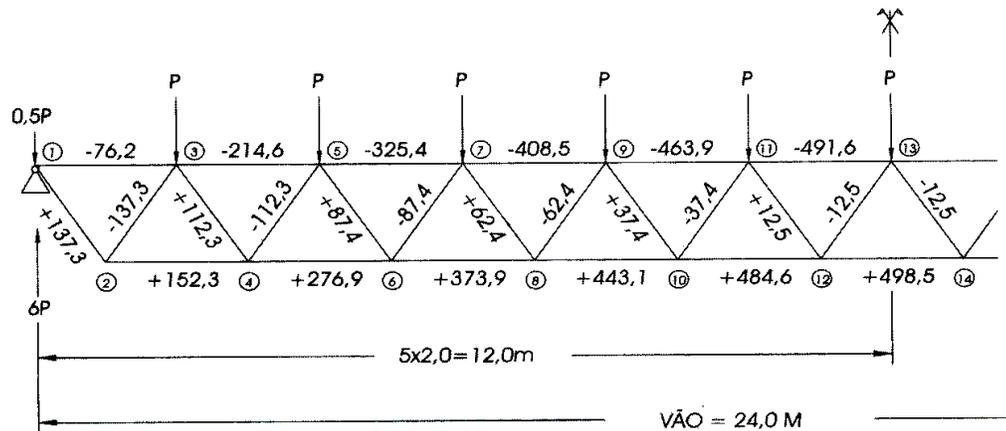


Figura 1.8 Treliça (exemplo de cálculo) (Meyer, 2002).

A partir dos esforços obtidos nas barras mais solicitadas, os perfis escolhidos para a treliça são:

- $\varnothing 152,4 \times 5,0$  para o banzo superior comprimido, resistente ao esforço até 701,6 kN;
- $\varnothing 127,0 \times 4,0$  para o banzo inferior tracionado, resistente ao esforço de 498,9 kN;
- $\varnothing 63,5 \times 4,0$  para as diagonais com compressão máxima que resiste ao esforço máximo de 139,2kN.

Os esforços atuantes no banzo superior, no banzo inferior e na diagonal mais desfavorável são de 491,6 kN, 498,5 kN e 137,3 kN, respectivamente e portanto, inferiores ao de dimensionamento das barras. No entanto, verificando-se o nó 3, por exemplo, observa-se que a plastificação da face superior do banzo por ação da diagonal 2-3 ocorre para carga de 123,7 kN que é menor que a sollicitação.

Neste caso faz-se necessário o redimensionamento dos perfis de composição da treliça, com variação da razão entre a largura das diagonais e o banzo ou a espessura do banzo.

Os princípios de dimensionamento das ligações utilizando perfis tubulares serão apresentados em capítulos posteriores neste trabalho.

## **1.5 Alguns Trabalhos sobre perfis tubulares**

Apresenta-se a seguir, uma visão geral sobre alguns trabalhos desenvolvidos no Brasil nos últimos anos que tratam especificamente de perfis tubulares.

Gerken (2003) apresentou uma visão geral da utilização das estruturas tubulares no contexto da evolução das estruturas metálicas em geral, com destaque para o estudo de obras que mostram o estado da arte da construção tubular no Brasil.

Michillo (2003) apresentou análises de ligações metálicas tubulares de placas de bases para pilares de perfis de seção circular através de modelagem pelo método dos elementos finitos. O estudo foi desenvolvido de forma comparativa entre a modelagem computacional e as expressões analíticas encontradas em normas internacionais, como o: AISC-Hollow Structural Sections (Connections Manual), AISC-LRFD (1996) e o Eurocode3 (2003).

Santos (2003) apresentou uma avaliação do comportamento de ligações em barras tubulares de estruturas metálicas planas através da análise das metodologias de cálculo utilizadas por normas e especificações nacionais e internacionais como: NBR 8800 (1986), (Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios), AISC – (Hollow Structural Sections Connections Manual (1997), AISC - LRFD (Load and Resistance Factor Design) (1996) e Eurocode3 (1992). Como resultado, foi desenvolvido um programa computacional para automatizar o dimensionamento e a verificação das ligações estudadas, visando a racionalização do sistema de cálculo.

Caldas (2004) desenvolveu e implementou procedimentos numéricos voltados para análise de pilares mistos baseados em uma formulação de deslocamentos do método de elementos finitos, sendo capaz de avaliar a não-linearidade física e geométrica. Resultados numéricos e experimentais foram utilizados em comparações para a verificação da eficácia do procedimento proposto.

Costa (2004) pesquisou o emprego da estrutura metálica, especificamente dos perfis tubulares, apresentando aspectos que necessitam ser previstos e planejados durante a elaboração do projeto arquitetônico e fatores que interferem na ligação entre a estrutura e o subsistema de fechamento vertical externo disponibilizado pela indústria nacional.

Pellico (2004) pesquisou sistemas modulados tridimensionais de cobertura, do ponto de vista arquitetônico e estrutural, utilizando-se perfis tubulares e propôs três sistemas para cobertura onde foi considerada ainda a ambientação interna.

Possato (2004) apresentou um estudo teórico-experimental para a determinação da resistência de placas de base de colunas formadas por tubos metálicos circulares e comparou com as expressões analíticas das normas Eurocode 3 (2003), AISC (1997) e NBR8800 (1986). Concluiu que as formulações propostas pela maioria dos autores são muito conservadoras e uma alternativa de cálculo foi proposta.

Muniz (2005) apresentou formulações numéricas alternativas às apresentadas por Caldas (2004) para análise de elementos finitos de barra, que levam em consideração as não-linearidades física e geométrica, com foco principal, no comportamento de pilares mistos formados de perfis tubulares.

Com relação aos trabalhos desenvolvidos no âmbito de avaliações através de simulações numéricas de ligações entre perfis tubulares, também serão resumidas a seguir os mais recentes:

Packer (1992) apresentou um trabalho exemplificando o método de dimensionamento de ligações K e N com membros afastados dentro do limite de excentricidade para o qual, desprezam-se os momentos gerados. Os dados foram obtidos através de ábacos no intuito de simplificar a determinação da resistência da ligação. Os banzos das ligações estudadas eram compostos por seções tubulares quadradas para os quais foram analisadas diagonais com seções quadradas e circulares.

Lee e Wilmshurst (1994) apresentaram um trabalho sobre modelagem de ligações tubulares com variação das condições de contorno, modos de carregamento, comprimento do banzo, propriedades do material e simulação da solda. Para a análise através do programa ABAQUS foram usados elementos de casca de quatro e seis nós e diferenças no carregamento último dos modelos foram apresentadas.

Davies & Crockett (1996) propuseram diagramas de interação para esforços em ligações soldadas de perfis circulares com carregamentos estáticos nos membros. Os diagramas foram obtidos baseados em modelos de elementos finitos calibrados com resultados experimentais.

Jubran e Cofer (1995) analisaram doze modelos de ligações entre perfis tubulares circulares, com variação da relação  $\beta$  (relação entre diâmetros), sujeito à esforços de

tração, compressão e momento no plano de ação da ligação. A análise foi feita usando um programa capaz de analisar materiais com comportamento elasto-plástico, não-linearidade geométrica e análise de fratura. Os estudos paramétricos foram feitos para ligações tipo T, DT, X e Y (Figura 1.9) sujeito a carregamentos estáticos axiais de tração, compressão e momento, que foram comparados com resultados experimentais. Foi obtida uma boa correlação entre os resultados para todos os casos de tração e para os casos de compressão e momento com pequenos e moderados valores de  $\beta$ . Para o valor de  $\beta$  igual a 1, nas análises de cargas de compressão e momento, a elevada carga observada no modelo foi atribuída à incerteza na definição da falha, além dos efeitos provocados por utilizar várias condições de contorno e aos comprimentos da corda nos estudos experimentais.

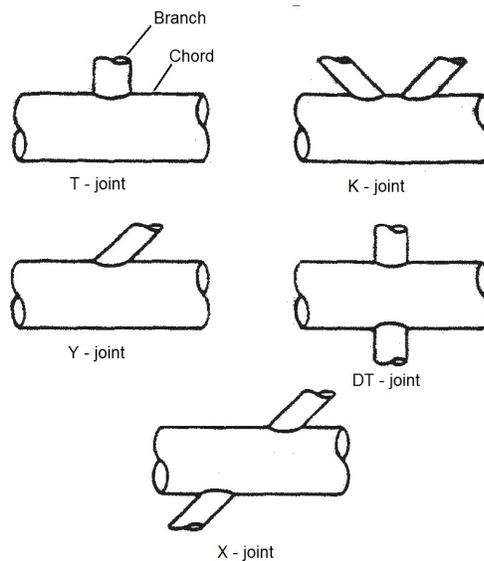


Figura 1.9 Tipos de ligações analisadas.  
(Jubran e Cofer, 1995)

O CIDECT (1996), Rautaruuki (1998) e o Eurocode 3 (2003), apresentam formulações para o dimensionamento de ligações de treliças formadas de perfis tubulares, sendo a resistência última, função da flambagem local das peças que compõem o nó e expressa em termo de vários parâmetros geométricos e físicos que serão apresentadas no decorrer deste trabalho.

Liu et al (1998) faz uma análise detalhada da resistência de ligações tipo K em função das cargas no banzo e condições de vínculo. Foi mostrada a necessidade da determinação adequada dos vínculos uma vez que estes podem afetar a resistência da ligação.

Saidani (1998) analisou os efeitos de excentricidades em ligações tipo K (Figura 1.10) em três modelos diferentes (Figura 1.11), um com a ligação toda enrijecida, um com as diagonais rótuladas entre si e enrijecidas em relação ao banzo e a terceira com as diagonais enrijecidas entre si e rótuladas em relação ao banzo, utilizando formulações teóricas, modelos de elementos finitos e análises experimentais. Desta forma, concluiu que os esforços axiais adicionais gerados no banzo são mínimos, se comparados com os efeitos gerados nas diagonais que chegaram a apresentar um acréscimo de carga de até 15%. O momento gerado é igual em módulo para excentricidades simétricas em relação a linha neutra do banzo para o caso do primeiro modelo. Verificou-se o menor esforço de momento na extensão do banzo. No caso da deflexão geral da treliça, esta pode apresentar reduções ou aumentos, dependendo se a excentricidade for positiva ou negativa;

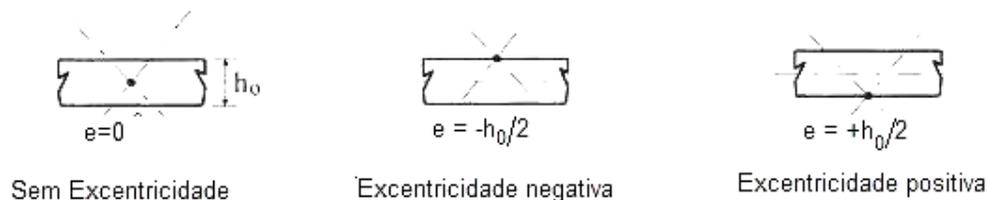


Figura 1.10 Excentricidades analisadas por Saldani (1998).

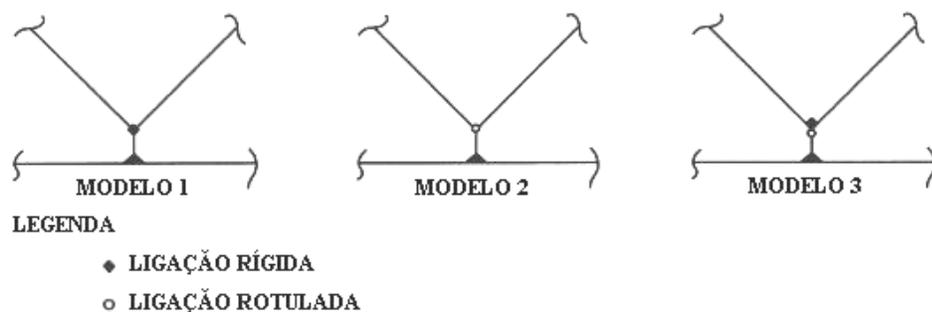


Figura 1.11 Modelos analisados por Saldani (1998).

Lee (1998) apresentou técnicas de modelagem usadas na análise através de elementos finitos de ligações tubulares. É dada orientação quanto a discretização do modelo, a escolha dos elementos, a entrada de dados relativo à propriedades do material, a modelagem da solda, a interpretação dos resultados e a limitações do uso de técnicas numéricas. Foram utilizadas na análise, elementos de casca de oito nós e elementos sólidos de vinte nós. Os resultados apresentados mostram que a solda causa influência na rigidez e comprimento do *gap*, e para esta modelagem, foram apresentadas maneiras simplificadas de reproduzir a solda.

Chiew e Soh (2000) realizaram ensaios experimentais com um alto índice de monitoramento de ligações de perfis tubulares multiplanares. Essa análise foi comparada com modelos em elementos finitos e trabalhos apresentados anteriormente e foram feitas comparações entre os carregamentos últimos obtidos em cada trabalho e com os modelos.

Taier (2002) em seu estudo sobre análise da fadiga em juntas tubulares de plataformas *Offshore* fixas através de modelos em elementos finitos, demonstrou que as malhas em elementos finitos constituídas predominantemente por elementos quadriláteros de quatro e oito nós apresentaram valores de fatores de concentração de tensões muito parecidos, ocorrendo, em geral, uma pequena redução nos valores quando se consideram oito nós por elemento, tendo neste caso, um custo computacional muito maior.

Mashiri & Zhao (2003) analisaram ligações do tipo T com o montante de perfil tubular circular e o banzo com perfis tubulares retangulares aplicando momento fletor na ligação até o colapso por plastificação da face do banzo e identificaram que para várias ligações, as características estruturais se conservaram até a deformação de 1% de  $b_0$  e o limite último era atingido em torno de 3% de  $b_0$ . Foi observado também que o limite de deformação para colapso por plastificação do banzo, era compatível com os resultados fornecidos pelas fórmulas teóricas apresentadas no guia de projeto CIDECT (1992) e no Eurocode 3 (2003), para os valores de  $\beta$  usados, entre 0,34 e 0,64, respectivamente.

Santos e Requena (2003) apresentam um estudo feito de ligações tipo K, formadas de perfis tubulares, através de uma análise comparativa entre uma solução fornecida por um programa de dimensionamento de ligações desenvolvido por eles e uma modelagem

numérica via Ansys 7.0 (2003). São apresentados exemplos onde o nível de segurança da ligação é avaliado pela relação entre respostas obtidas no programa desenvolvido e na modelagem numérica através do programa Ansys 7.0. Foi mostrada que a modelagem numérica apresenta resultados mais conservadores para a resistência da ligação quando comparado com o programa de dimensionamento. À medida que a intensidade dos carregamentos aumenta, o coeficiente de aproveitamento da ligação fornecido por este programa distancia-se da resposta fornecida pela modelagem numérica. Ao passo que para carregamentos menores, o coeficiente de aproveitamento foi praticamente idêntico.

Caixeta, Rade e Gesualdo (2003) avaliaram diversas condições de contorno e diferentes parâmetros adimensionais, tais como a relação entre a largura das diagonais e do banzo ( $\beta$ ), a altura do elemento por sua espessura ( $\gamma$ ) e a relação entre as espessuras das diagonais e banzo ( $\tau$ ). Resultados mostram que as condições de contorno com menos restrições fornecem menores valores da força e momentos últimos, e que, existem diferenças destes valores quando se variam os parâmetros adimensionais.

Lima et al (2005) apresentaram uma análise numérica através do Método dos Elementos Finitos de ligações soldadas entre perfis tubulares quadrados. Os resultados obtidos mostraram que determinados limites considerados pelo Eurocode3 (2003) podem fornecer resultados contra a segurança.

Choo et al (2004) apresentaram resultados de estudo numérico em ligações de seção tubular circular de parede espessa com variação de inclinação das diagonais e efeitos de tensão normal no banzo. Quatro ângulos de inclinação, variando de  $30^\circ$  a  $90^\circ$ , e três relações de espessura do banzo " $\beta$ " são consideradas. Foi apresentado que o termo  $SEN \theta$  frequentemente usado é insuficiente para a representação do efeito de inclinação. Uma função de tensão que incorpora a relação de espessura e largura é proposta neste trabalho.

Qian et al (2005) estudaram o comportamento de ligações tipo X de perfis tubulares utilizando modelos 3-D baseados em elementos finitos com comportamento elasto-plástico dando ênfase especial ao comportamento da solda. Concluíram que para altos valores da relação entre a espessura e a largura do banzo, este funciona como uma

membrana e a solda passa a sofrer tensões axiais. Quando a solda apresenta defeitos de fabricação, considerações especiais devem ser feitas.

## **1.6 Objetivos e descrição do trabalho**

O objetivo deste trabalho é a avaliação teórico-experimental de ligações típicas de elementos tubulares em aço, utilizadas na construção civil, tais como, as planas do tipo K e KT. As ligações a serem analisadas integram um sistema treliçado plano de piso e foram ensaiadas no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PROPEC) do DECIV da Escola de Minas/UFOP cujo projeto de pesquisa e desenvolvimento receberam apoio da empresa V&M do BRASIL. Assim, este trabalho envolve estudo teórico a partir de prescrições de norma e avaliação numérica através do programa Ansys 9.0 (Ansys Manual Reference, 2005).

Este trabalho encontra-se dividido em seis capítulos. No seguinte capítulo é feita uma abordagem geral a respeito das ligações tipo K e KT, apresentando seus componentes, parâmetros geométricos, modos de falha e um estudo sobre o procedimento de dimensionamento proposto por diferentes autores e normas de projeto.

No capítulo três é descrito o programa experimental realizado anteriormente, e utilizado na calibração dos modelos numéricos apresentados neste trabalho. Neste capítulo tem-se o esquema de montagem dos protótipos, sistema de aplicação de carga e condições de contorno, a instrumentação utilizada no monitoramento do ensaio, o sistema de aquisição de dados, as características geométricas e do material das ligações, a metodologia e execução dos ensaios, seguida das análises dos resultados obtidos.

No capítulo quatro são apresentados estudos para definição do elemento de caracterização da malha, as técnicas de modelagem utilizada, entrada de dados e as condições de contorno para definição do modelo numérico.

No capítulo cinco é feita uma análise numérica dos modelos computacionais calibrados a partir dos resultados extraídos dos ensaios experimentais.

Finalmente, o capítulo seis apresenta as considerações finais deste trabalho e sugestões para estudos futuros.

## **2. LIGAÇÃO K E KT ENTRE PERFIS TUBULARES**

### **2.1 Introdução**

Os perfis tubulares são largamente utilizados em estruturas *Offshore* e condutores de fluidos. Muitas análises de fadiga em ligações soldadas foram, e são, feitas levando-se em conta o carregamento dinâmico, que representa a principal causa dos problemas relativos a estes tipos de estrutura (Bowness, 1996, Dexter, 1996, Jubran & Cofer, 1995, Morgan, 1997, Taier, 2002, Wilmshurst, 1995).

Para a análise de ligações de treliças, com carregamento estático, a solda geralmente não é o fator limitante, uma vez que é feita de forma a apresentar características do material superior à do metal base. Devido ao pouco tempo de aplicação deste tipo de perfil na construção civil brasileira, a norma brasileira NBR8800 (1986) ainda não apresenta um capítulo que trate de ligações com perfis tubulares. O Eurocode 3 (2003), o AISC (2005), CIDECT (1996) e Rautaruuki (1998) apresentam métodos de dimensionamento similares para este tipo de ligação.

As ligações do tipo K e KT podem ser classificadas de acordo com a forma que as diagonais/montante são soldadas ao banzo. A Figura 2.1 apresenta três tipos de ligações, devido ao posicionamento da barras.

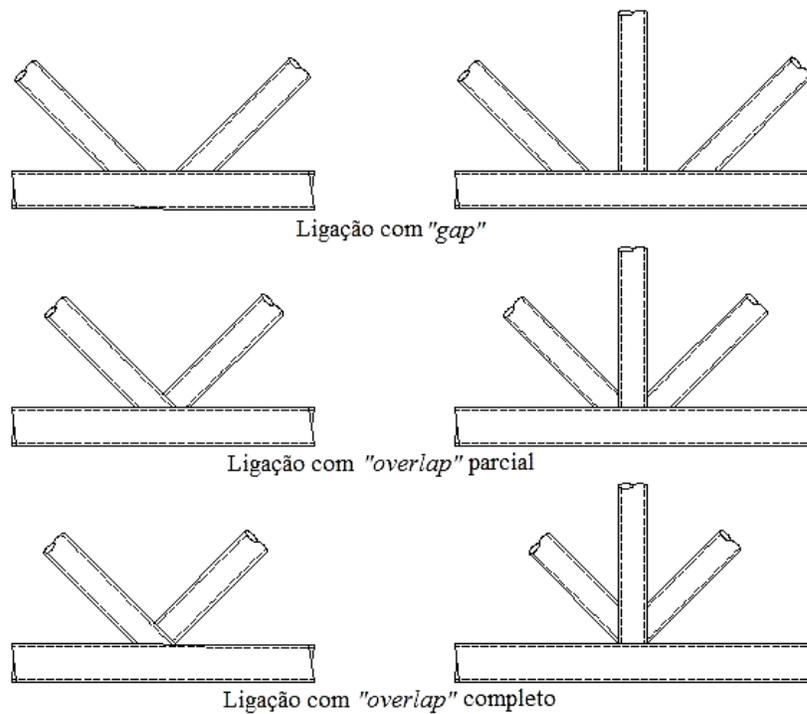


Figura 2.1 Classificação de ligações tipo K e KT devido à posição das diagonais.

Entende-se por “gap” a distância entre as extremidades das diagonais soldadas no banzo, representada na Figura 2.1 pela letra “g” e por “overlap” a parte sobreposta das diagonais. Preferiu-se não traduzir estes termos visto sua grande difusão no meio técnico nacional e também para evitar confusão com outros parâmetros usados na engenharia de estruturas.

As treliças formadas a partir de ligações tipo “overlap” apresentam um comportamento melhor do que ligações com “gap”. As ligações com “gap” são preferidas às junções parciais sobrepostas devido à fabricação ser mais fácil no que diz respeito ao corte, ao encaixe e à soldagem da extremidade. Entretanto, as ligações inteiramente sobrepostas apresentam uma melhor capacidade de carga, com a fabricação similar, do que os nós com “gap” (Coutie et al., 1989). Ressalta-se, no entanto, as dificuldades e cuidados necessários na sua execução.

Neste trabalho são consideradas apenas ligações do tipo K e KT com “gap”. A Figura 2.2 apresenta os símbolos usados para os parâmetros geométricos nas formulações.

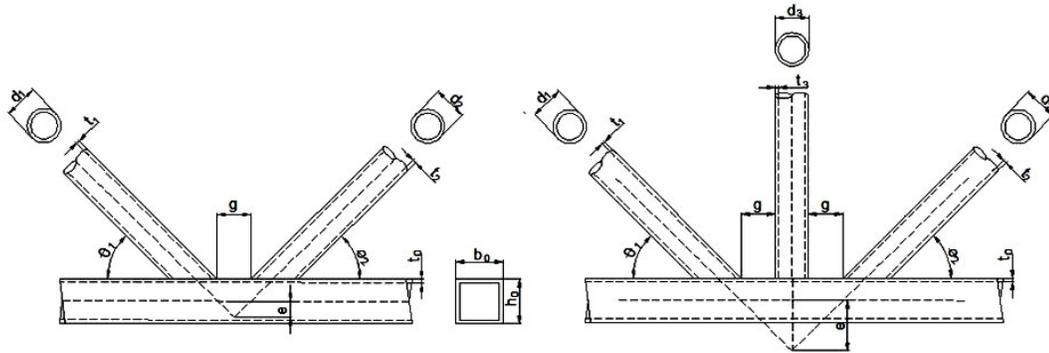


Figura 2.2 Parâmetros geométricos dos nós tipo K e KT (Eurocode 3, 2003).

onde:

$b_0$  = largura do banzo

$h_0$  = altura do banzo

$t_0$  = espessura da chapa que constitui o banzo

$d_i$  = diâmetro das diagonais/montante

$t_i$  = espessura da chapa que constitui as diagonais/montante

$\theta_i$  = ângulo entre o banzo e as diagonais/montante

$g$  = “gap” – vão entre os elementos soldados

$e$  = excentricidade entre a linha de centro do banzo e o prolongamento da linha central das diagonais/montante.

O CIDECT (1996) apresenta uma formulação para o cálculo deste afastamento, para ligações do tipo K, sendo que valores negativos do espaçamento “g” correspondem a ligações com *overlap* e positivos a ligações com *gap*. A equação é apresentada a seguir:

$$g = \left( e + \frac{h_0}{2} \right) \left( \frac{\sin \theta_1 + \theta_2}{\sin \theta_1 \sin \theta_2} \right) - \frac{d_1}{2 \sin \theta_1} - \frac{d_2}{2 \sin \theta_2} \quad (2.1)$$

O Eurocode 3 (2003) e o CIDECT (1996) apresentam limites deste espaçamento para validade das equações de cálculo da resistência última da ligação, que são representados abaixo:

$$0,5(1 - \beta) \leq \frac{g}{b_0} \leq 1,5(1 - \beta) \quad (2.2)$$

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (2.3)$$

Onde  $\beta$  é a razão entre a soma dos diâmetros dos membros e a largura do banzo vezes o número de membros. Se o espaçamento “g” estiver fora dos limites apresentados acima, a ligação pode ser calculada como dois nós tipo “Y”.

Rautaruuki (1998) faz mais uma verificação que leva em conta não apenas o espaçamento “g”, mais também “g<sub>a</sub>” que é o espaçamento “g” menos duas vezes a espessura da solda.

$$\frac{g_a}{t_0} \geq 1,5 \quad (2.4)$$

## 2.2 Excentricidade nas ligações

A geometria das diagonais/montante pode ser definida de modo que as linhas de centro não gerem excentricidades nas ligações. Neste caso é usual a análise considerando a ligação dos membros no banzo como rótuladas.

Quando se verifica excentricidade na ligação, constata-se o surgimento de momento fletor que é transmitido às peças que compõe a ligação. O CIDECT (1996) e o Eurocode 3 (2003) apresentam os limites descritos na equação 2.5. Quando a excentricidade atende a estes limites, o momento gerado na ligação não necessita ser considerado. Para valores fora destes limites é importante que se faça uma distribuição deste momento, dividindo-o entre os perfis usados de acordo com seus coeficientes de rigidez relativos I/L, onde “I” é o momento de inércia do perfil e L o comprimento do membro.

Os limites supramencionados são:

$$-0,55h_0 \leq e \leq 0,25h_0 \quad (2.5)$$

A excentricidade pode ser obtida pela fórmula:

$$e = \left( \frac{d_1}{2\sin\theta_1} + \frac{d_2}{2\sin\theta_2} + g \right) \frac{\sin\theta_1\sin\theta_2}{\sin(\theta_1 + \theta_2)} - \frac{h_2}{2} \quad (2.6)$$

## 2.3 Comportamento das ligações

O comportamento das peças que compõem as ligações de uma treliça está diretamente ligado à rigidez do nó e as propriedades do material usado na fabricação. A falha de uma ligação pode ocorrer na solda, entre as diagonais (diagonais e montante para ligações tipo KT) e o banzo ou nos próprios elementos que constituem a ligação. Estes modos de falha são:

- Flambagem por falha da face do banzo pela carga de tração ou compressão em uma das diagonais/montante (Figura 2.3);
- Secionamento por punção da face superior do banzo conectada às diagonais/montante (Figura 2.4);
- Secionamento da diagonal/montante pelo esforço de tração (Figura 2.5);
- Cisalhamento do banzo (Figura 2.6);
- Redução local da largura da diagonal/montante por solicitação de esforço normal de compressão (Figura 2.7).

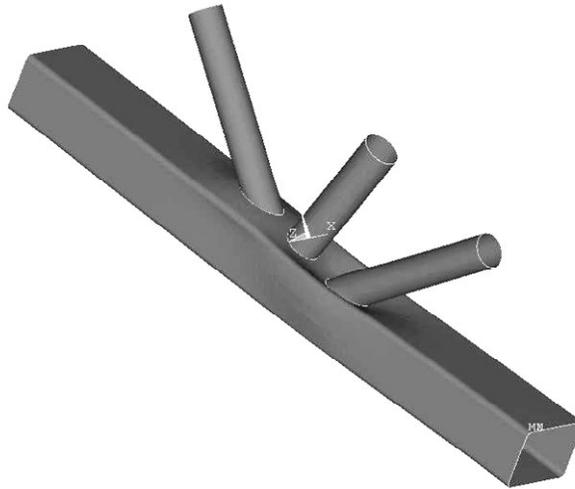


Figura 2.3 Plastificação por falha da face do banzo.

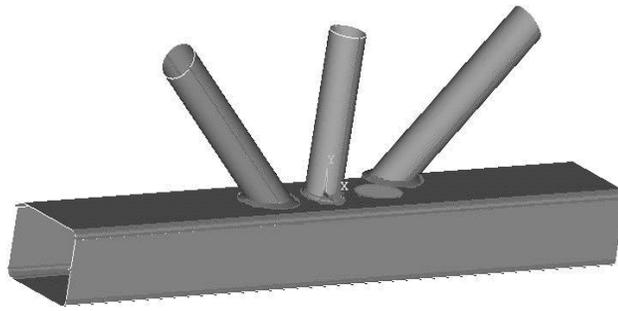


Figura 2.4 Secionamento na parede do banzo que é conectada às diagonais.

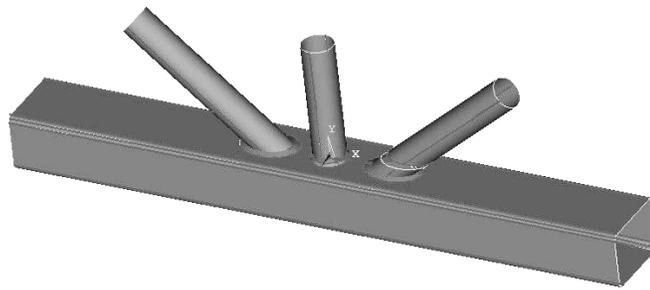


Figura 2.5 Secionamento da diagonal/montante pelo esforço de tração.

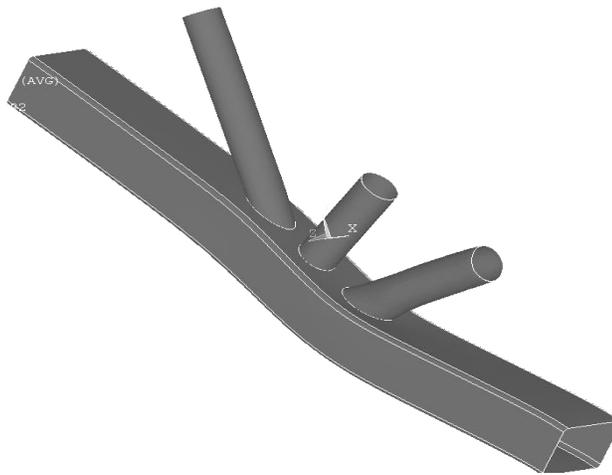


Figura 2.6 Cisalhamento do banzo.

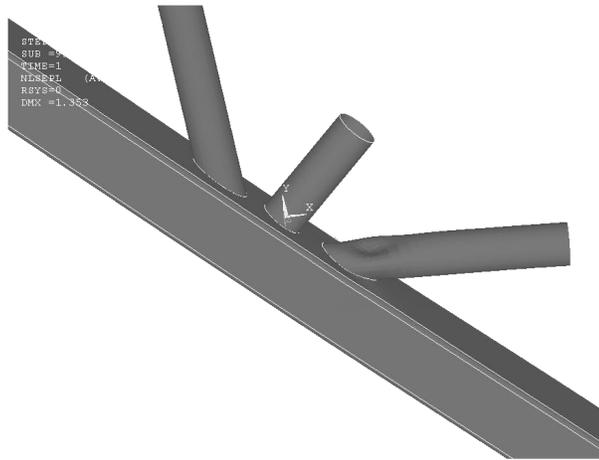


Figura 2.7 Flambagem local da diagonal/montante.

## 2.4 Procedimento de Dimensionamento

Será descrito aqui o procedimento do Eurocode 3 (2003) para o dimensionamento de ligações constituídas de perfis tubulares retangulares, bem como os parâmetros utilizados, as limitações e o cálculo dos esforços. Para o caso onde as diagonais/montante são perfis tubulares circulares, apresenta-se a ressalva de substituição da largura e de altura dos perfis retangulares das diagonais/montante pelo diâmetro dos perfis circulares e para o cálculo da resistência última de cada modo de flambagem, a multiplicação por  $\pi/4$ .

A norma do AISC (2005) apresenta uma formulação semelhante à apresentada pelo Eurocode 3 (2003) para ligações formadas por perfis tubulares retangulares, diferenciando-se apenas na utilização dos fatores de segurança. O Eurocode 3 (2003) apresenta um único método de dimensionamento e o AISC (2005) apresenta o fator de segurança  $\phi$  para o dimensionamento através do método dos estados limites (LRFD) e o coeficiente  $\Omega$  para o dimensionamento através do método das tensões admissíveis (ASD).

### 2.4.1 Parâmetros de dimensionamento

Os seguinte parâmetros serão utilizados no procedimento de dimensionamento:

$$n = \frac{\sigma_{o,sd}}{f_y \gamma_M} \quad (2.7)$$

$$n_p = \frac{\sigma_{p,sd}}{f_y \gamma_M} \quad (2.8)$$

$$\gamma = \frac{b_0}{2t_0} \quad (2.9)$$

$$\eta = \frac{d_i}{b_0} \quad (2.10)$$

onde:

$f_y$  = tensão de escoamento do material

$\gamma_M$  = Coeficiente de resistência, normalmente igual a 1,1

$\sigma_{0,Sd}$  = Máxima tensão de compressão no banzo

$\sigma_{p,Sd}$  = tensão de compressão no banzo descontando a contribuição dos membros

#### 2.4.2 Limitações

As fórmulas para o cálculo das resistências últimas segundo cada modo de falha, apresentados pelo Eurocode 3, são validadas segundo algumas características físicas e geométricas das ligações que são:

- A tensão de escoamento do aço usado na composição da peça não pode exceder 460 N/mm<sup>2</sup>;
- A espessura da chapa não pode ser inferior a 2,5 mm ou superior a 25 mm;
- O ângulo entre o banzo e as diagonais não pode ser inferior a 30°;
- As peças que compõem a ligação não deverão ter inércia variável;
- Limitações quanto ao “gap” e excentricidades foram apresentadas anteriormente.

Levando em consideração a geometria das peças que compõe a ligação, as limitações são apresentadas através das relações:

$$0,4 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,8 \quad (2.11)$$

$$15 \leq \frac{d_i}{t_i} \leq 50 \quad (2.12)$$

$$0,5 \leq \frac{h_0}{b_0} \leq 2,0 \quad (2.13)$$

$$\frac{h_0}{t_0} \leq 35 \quad (2.14)$$

$$\frac{b_0}{t_0} \leq 35 \quad (2.15)$$

$$0,6 \leq \beta \leq 1,3 \quad (2.16)$$

Rautaruuki (1998) apresenta um limite inferior na equação (2.12) igual a 10 para a relação entre o diâmetro e a espessura das diagonais. O CIDECT (1996) e Rautaruuki (1998) apresentam ainda uma limitação para essa relação em função do módulo de elasticidade E e da tensão de escoamento do material ( $f_y$ ) dada por:

$$\frac{d_i}{t_i} \leq 1,5 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.17)$$

### 2.4.3 Obtenção da resistência última

As ligações estão submetidas a diferentes esforços e a resistência última e o modo de falha se dá pelo menor dos resultados encontrados nas fórmulas que se seguem:

a) A resistência última levando em conta a plastificação da face do banzo soldada às diagonais/montante, apresentada na Figura 2.3, é dada por:

$$N_{i,Rd} = \frac{8,9\pi K_n f_{y0} t_0^2 \sqrt{\gamma} (d_1 + d_2)}{4 \sin \theta_i \gamma_{M5} \left( \frac{d_1 + d_2}{2b_0} \right)} \text{ para nós tipo K e} \quad (2.18)$$

$$N_{i,Rd} = \frac{8,9\pi K_n f_{y0} t_0^2 \sqrt{\gamma} (d_1 + d_2 + d_3)}{4 \sin \theta_i \gamma_{M5} \left( \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \right)} \text{ para nós tipo KT} \quad (2.19)$$

sendo o parâmetro  $K_n = 1,3 - \frac{0,4n}{\beta}$  se  $n > 0$  e  $K_n = 1,0$  se  $n \leq 0$ , onde os valores positivos e negativos de n está relacionado ao banzo submetido a compressão ou tração, respectivamente.

Packer (1997) relata que nós tipo K e N com “gap” de seção transversal quadrada necessitam ser examinados apenas por este modo de falha.

Os critérios de limites de deformação usualmente associados ao estado limite último da face do banzo correspondem ao máximo deslocamento para fora do plano

desta componente. Lu et al (1994) e Zhao (2000) propuseram que este estado limite deve ser associado ao deslocamento da face do banzo. Apresentaram como estado limite um deslocamento para fora do plano igual a 3% da largura da face da corda, obtido para a carga máxima atingida em seus ensaios experimentais.

b) Pelo esforço cortante no banzo na região do “gap” (Figura 2.6):

$$N_{0,Rd} = \frac{\pi}{4\gamma_{M5}} \left[ (A_0 - A_v)f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - \left( \frac{V_{Sd}}{V_{pl,Rd}} \right)^2} \right] \quad (2.20)$$

sendo o parâmetro  $A_v = (2h_0 + \alpha b_0)t_0$ , e  $\alpha = 0$  para diagonais/montante circulares onde:

$A_0$  = Área da seção transversal do banzo

c) Pelo secionamento da diagonal/montante (Figura 2.5) , temos:

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi f_{yi} t_i}{4\gamma_{M5}} (2d_i - 4t_i + d_i + b_{eff}) \quad (2.21)$$

sendo o parâmetro

$$b_{eff} = \frac{10f_{y0}t_0^2 d_i}{b_0 f_{yi} t_i} \text{ e } b_{eff} \leq d_i \quad (2.22)$$

d) Pelo rompimento da ligação da diagonal/montante no banzo (Figura 2.4):

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi f_{y0} t_0}{4\sqrt{3} \sin \theta_i \gamma_{M5}} \left( \frac{2d_i}{\sin \theta_i} + d_i + b_{e,p} \right) \quad (2.23)$$

$$\text{para } \beta \leq \left( 1 - \frac{1}{\gamma} \right) \quad (2.24)$$

$$\text{sendo o parâmetro } b_{e,p} = \frac{10t_0 d_i}{b_0} \text{ e } b_{e,p} \leq d_i$$

Para este último critério é importante ressaltar a importância de se ter uma solda bem feita, pois se a resistência do filete de solda for menor do que a resistência da parede onde a peça é soldada, a falha pode vir a ocorrer na solda. Se a plastificação ocorrer somente na solda, a resistência total da ligação estará vinculada apenas à capacidade de resistência da solda que apresenta ductilidade inferior a dos perfis, resultando em uma ligação com pouca capacidade de deformação. Consequentemente, é

recomendado que as soldas sejam desenvolvidas com capacidade de resistência superior à dos elementos conectados (Wardenier, 2000).

Soldas com dimensões fora do especificado podem ser consideradas como defeituosas uma vez que deixam de atender a nível de resistência mecânica adequada ou, no caso de soldas cujas dimensões ficam maiores que as especificadas, levam ao desperdício de material ou aumentam a chance de outros problemas (Modenezi, 2001).

Rautaruuki (1998) utiliza para as equações citadas acima, fatores de segurança separados por elemento da ligação. O fator de segurança “ $\gamma_5$ ” é substituído pela expressão  $1,1/(\gamma_{M0}\gamma_{Mj})$ , sendo  $\gamma_{M0}$  o fator de segurança relacionado a seção transversal dos elementos e  $\gamma_{Mj}$  o fator de segurança relacionado à ligação. Usando os fatores de segurança iguais a 1,1 (recomendado em ambos os casos), as fórmulas se tornam semelhantes, mas no caso de uma eventual necessidade, a fórmula descrita por Rautaruuki (1998) torna-se mais flexível.

Uma rotina de verificação da resistência última para ligações do tipo K e KT foi desenvolvida no programa Mathcad.

### **3. APRESENTAÇÃO DO PROGRAMA EXPERIMENTAL E DOS RESULTADOS OBTIDOS**

#### **3.1 Introdução**

Neste capítulo será apresentado parte do programa experimental realizado no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” do PROPEC/EM/UFOP, no âmbito do convênio UFOP/V&M do BRASIL (Freitas, Muniz, Moraes, 2006), que será utilizado para a calibração do modelo de elementos finitos.

O objeto de estudo consistiu em ligações do tipo K e KT, formadas de perfis tubulares sem costura circulares para diagonais/montante e retangular para o banzo. Foi avaliada a resistência última das ligações e durante os ensaios foram observados os mecanismos de colapso, os deslocamentos e deformações, sendo os níveis de carregamento aplicados baseados nas prescrições de normas. As condições de contorno e aplicação dos carregamentos foram feitos de maneira a simular uma ligação entre elementos constituintes de um sistema treliçado.

A montagem foi feita a partir de protótipos em escala real preservando, assim, todas as características geométricas reais da ligação e parâmetros como imperfeições de fabricação. Os protótipos foram ensaiados em laje de reação e na posição horizontal. Equipamentos de apoio foram desenvolvidos para fixação da ligação e apoios para aplicação dos carregamentos. A Figura 3.1 apresenta uma vista geral da montagem utilizada no programa experimental para uma ligação do tipo KT. Nos itens seguintes, os procedimentos de ensaio e montagem serão abordados.

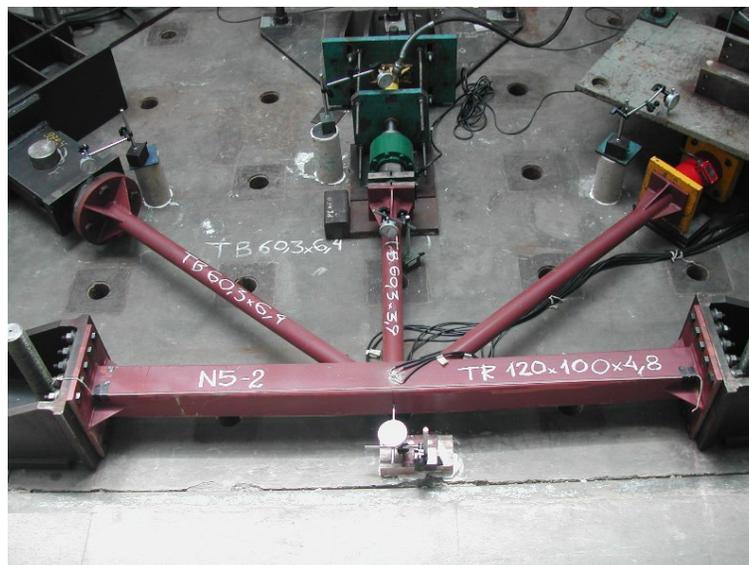


Figura 3.1 Vista geral do ensaio realizado em um protótipo do tipo KT.

Os ensaios apresentados neste trabalho são em número de seis e a nomenclatura utilizada para identificação dos mesmos, bem como o quantitativo de ensaios e ainda a tipologia da ligação são apresentados na tabela 3.1 a seguir.

Tabela 3.1 Nomenclatura, tipologia e quantitativo dos protótipos ensaiados.

Protótipos	Tipologia da ligação	Quantidade de ensaios
N2	K	2
N5	KT	1
N7	KT	1
N8	KT	2

### 3.2 Características Geométricas e do Material

As dimensões nominais dos perfis utilizados na composição dos protótipos ensaiados estão apresentadas na Tabela 3.2 e seguem a nomenclatura apresentada na Figura 3.2.

Tabela 3.2 Dimensões nominais dos perfis utilizados na composição das ligações dos protótipos.

Nomenclatura	Diagonais			Montante		Banzo			Gap
	d <sub>1</sub> d <sub>2</sub> (mm)	t <sub>1</sub> t <sub>2</sub> (mm)	θ (°)	d <sub>3</sub> (mm)	t <sub>3</sub> (mm)	h <sub>0</sub> (mm)	b <sub>0</sub> (mm)	t <sub>0</sub> (mm)	g (mm)
N2	101,6	6,4	37,5	-----	-----	120	150	6,4	56
N5	60,3	6,4	39,1	60,3	3,9	100	120	4,8	30
N7	60,3	6,4	37,8	60,3	3,9	120	150	4,8	47
N8	88,9	7,6	40,1	88,9	4,8	150	9,5	55,6	

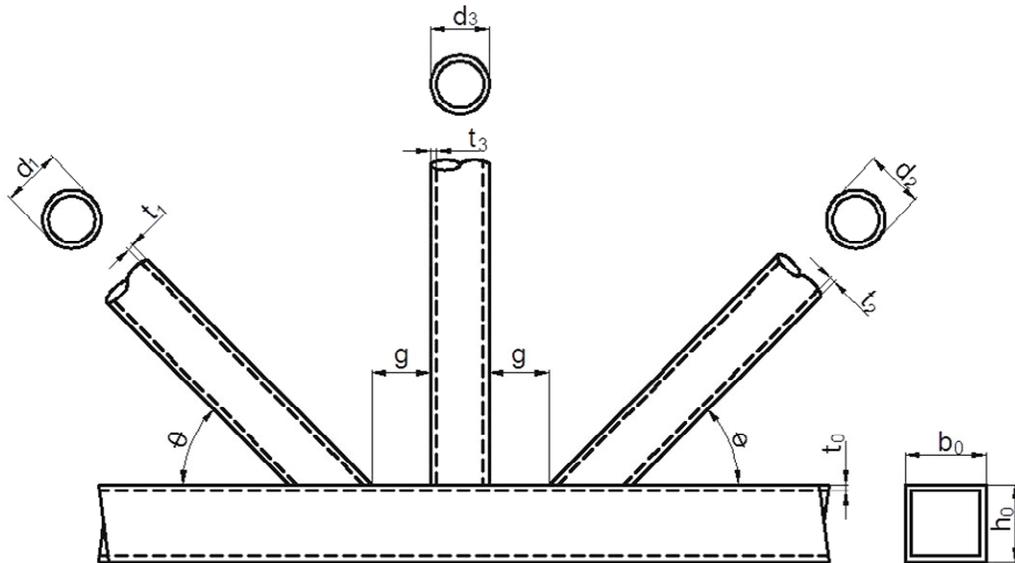


Figura 3.2 Nomenclatura utilizada para as dimensões dos protótipos ensaiados.

A partir da fabricação dos protótipos a serem ensaiados foram realizadas medições das reais dimensões das seções transversais e ainda do nível de imperfeições oriundas da fabricação. Estas medições foram realizadas através de paquímetro e réguas e objetivaram também a verificação do posicionamento dos extensômetros elétricos de resistência utilizados na instrumentação (Freitas e Mayor (2006)). Os resultados das medições são apresentados nos itens seguintes.

Para identificar as características do material, os resultados da caracterização do aço foram disponibilizados pelo fabricante dos perfis (V&M do BRASIL). Os ensaios foram realizados com o aço dos perfis circulares para as diagonais e montantes e dos retangulares para os banzos. Estes últimos foram ensaiados também antes da conformação, ou seja, a partir da forma circular. Na Tabela 3.3 têm-se os valores para a tensão de escoamento ( $f_y$ ), tensão última ( $f_u$ ), e alongamento residual. O valor da tensão de escoamento é geralmente maior para os perfis tubulares retangulares devido ao processo de fabricação, onde o perfil tubular retangular é formado a frio, a partir de um perfil tubular circular.

Tabela 3.3 Características mecânicas do aço dos perfis que compõem os protótipos ensaiados.

Perfis	Aço	Limite de escoamento $f_y$ (MPa)		Limite de ruptura $f_u$ (MPa)		Alongamento (%)	
		Circulares	Retangulares	Circulares	Retangulares	Circulares	Retangulares
120x100x4,8	Gr.B	388	441	532	545	32	32
150x120x4,8	Gr.B	350	390	467	501	36	34
150x120x6,4	Gr.B	340	395	480	500	34	33
200x150x9,5	Gr.B	320	420	471	510	35	33

### 3.3 Esquema de Montagem dos Ensaios

O esquema de ensaio a ser utilizado deveria considerar as condições de operação do laboratório, sua capacidade instalada quanto aos equipamentos, a capacidade da laje de reação, que possui furos a cada 50 cm com resistência de 500 kN/furo. Associado às condições existentes, tem-se que os protótipos ensaiados são de ligações tipo K e KT, ou seja, ora com montante e ora sem o mesmo, com uma diagonal tracionada e outra comprimida (por serem ligações oriundas de sistemas treliçados) e também diversas inclinações das diagonais em relação aos banzos, necessitando que o esquema de ensaio atendessem diversas configurações de montagem. O sistema também deveria atender aos diversos valores limites dos carregamentos das ligações a serem ensaiadas.

Assim, optou-se por um esquema de ensaio na horizontal que eliminaria a necessidade de pórticos de reações e complexidades maiores nas montagens, um sistema para aplicação de carga de tração, que utiliza atuadores de carga a compressão. E finalmente, na fixação na laje foi feita através de furos alargados de modo a possibilitar as diversas posições de carga para as várias inclinações das diagonais.

### 3.3.1 Sistema de apoio dos banzos

Para o sistema de apoio dos protótipos foi considerado que entre os nós de uma treliça, os banzos não apresentam grandes variações de comprimento. Assim, os protótipos poderiam ser projetados de forma que esta variação não fosse significativa, e a peça de fixação do banzo na laje de reação, aqui chamada de *peça de apoio*, fosse projetada de forma que, com pequenos ajustes na sua posição, pudesse se adaptar às diversas ligações ensaiadas. Estes ajustes foram realizados utilizando a folga entre os parafusos de fixação na laje e os furos da própria laje. Na figura a seguir tem-se a *peça de apoio* fixada à laje de reação por dois parafusos e nesta, o banzo da ligação a ser ensaiada (Figura 3.3).

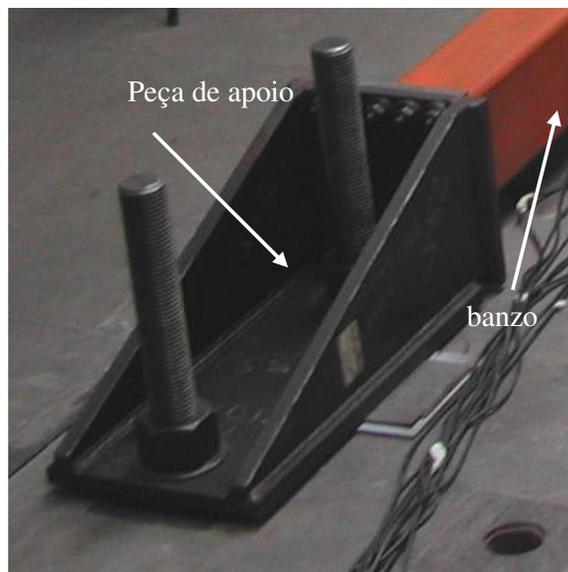
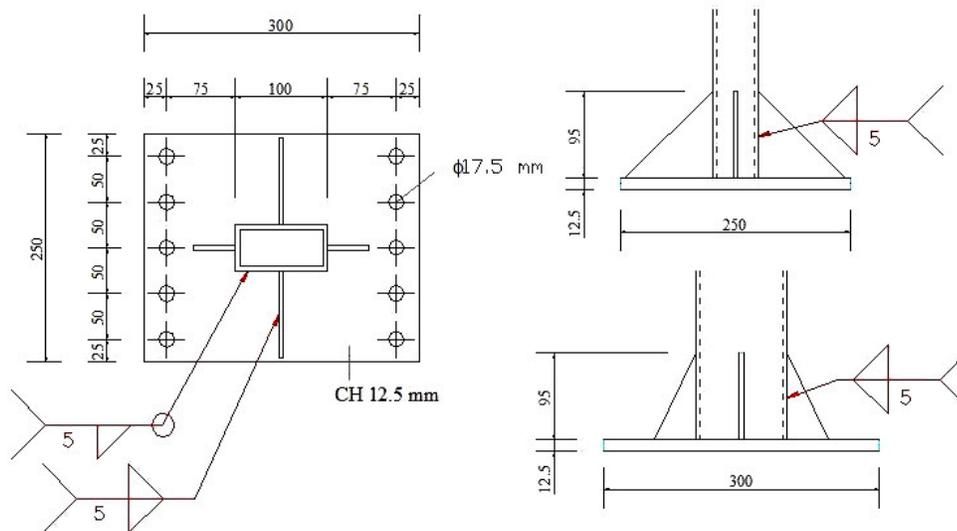


Figura 3.3 Peça de apoio para fixação do banzo da ligação na laje de reação.

Observa-se através da Figura 3.4 (a) que as extremidades dos protótipos das ligações foram projetadas de forma a possibilitar a ligação dos mesmos na peça de apoio através de parafusos. Estas extremidades consistiam de placas enrijecidas de 12,5 mm de espessura soldadas nas extremidades do banzo, fazendo um engaste, com a finalidade de representar a continuidade do mesmo. Na Figura 3.4 (b) tem-se o desenho de projeto da referida extremidade. Foi usada solda de filete com eletrodo E70XX e aço para a placa com  $f_y = 300$  MPa e  $f_u = 400$  MPa, respectivamente.



(a) Vista do protótipo ensaiado

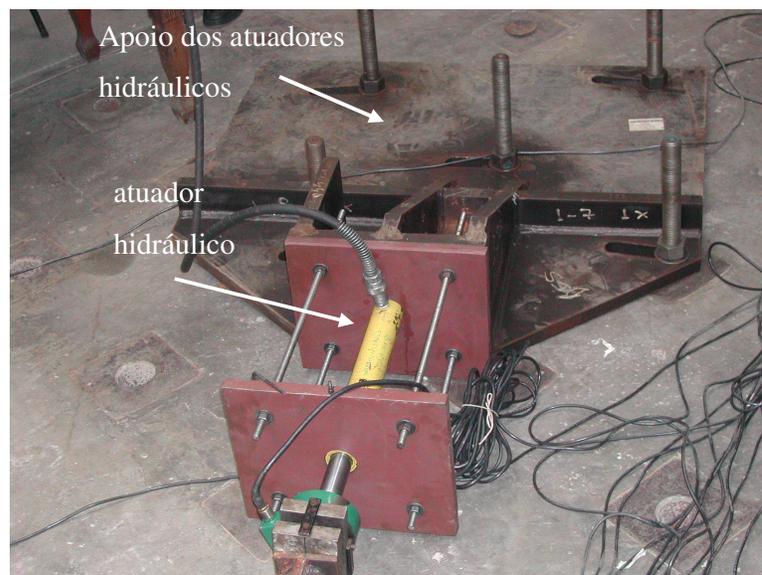


(b) Detalhamento da placa de extremidade

Figura 3.4 Placa de extremidade dos protótipos utilizada para fixação do banzo da ligação na peça de apoio.

### 3.3.2 Sistema de aplicação dos carregamentos

Para a aplicação dos carregamentos de compressão em uma das diagonais, para ligações do tipo K e em uma das diagonais e no montante, para ligações do tipo KT, foi desenvolvido um sistema de apoio para os atuadores hidráulicos, que fixados a estes, possibilitariam a aplicação do carregamento. O apoio dos atuadores foi fixado à laje de reação através de parafusos, que em função das dimensões dos furos existentes no mesmo, permitiam o posicionamento de acordo com a necessidade imposta pela geometria da ligação. O atuador hidráulico foi preso ao equipamento de apoio através de parafusos, formando o sistema para aplicação do carregamento. A Figura 3.5 (a) apresenta o sistema de aplicação de carregamento de compressão para as diagonais e a Figura 3.5 (b) para os montantes, em ligações do tipo KT.



(a) Diagonal



(b) Montante

Figura 3.5 Sistema de aplicação de carregamento de compressão.

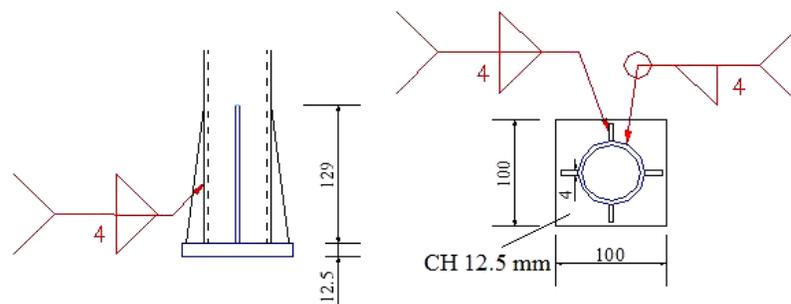
Para aplicação do carregamento de compressão na diagonal/montante, foram soldadas na extremidade dos protótipos das ligações, placas retangulares de 100x100x12,5 mm, e 4 enriquecedores. Estas placas possibilitam a distribuição uniforme de carga na barra comprimida, conforme apresentado na Figura 3.7 (a) e ilustrado na Figura 3.6 (a), para as diagonais e Figura 3.7 (b) e Figura 3.6 (b), para os montantes. Foi usada solda de filete com eletrodo E70XX e um aço para a placa com  $f_y = 300$  MPa e  $f_u = 400$  MPa, respectivamente.



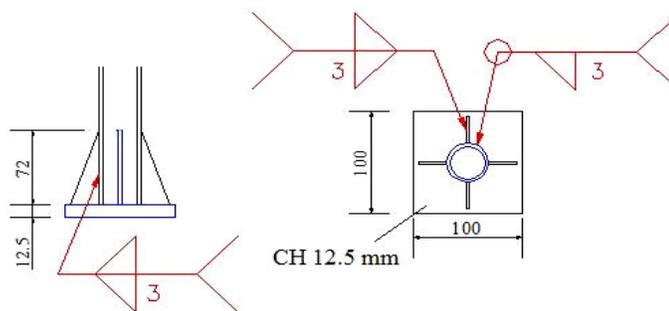
(a) Montante

(b) Diagonal

Figura 3.6 Placas de distribuição uniforme nas barras comprimidas.



(a) Diagonal



(b) Montante

Figura 3.7 Placa para regularização do carregamento de compressão.

Para as diagonais a serem tracionadas, foi preciso a elaboração de um sistema mais complexo já que a aplicação de carregamento de tração foi feito por reação. Este

sistema é composto de uma peça fixa, perpendicular ao alinhamento da diagonal, ligada a laje de reação através de 6 parafusos, sendo os furos da peça feitos de forma a possibilitar ajustes de posicionamento para adaptação às diversas ligações; duas peças móveis conectadas entre si por dois tirantes de aço que transpassam a peça fixa com capacidade de movimentação no sentido do alinhamento da diagonal. O carregamento foi aplicado a partir de um atuador hidráulico, preso por parafusos na peça fixa, diretamente na peça móvel oposta à ligação (Figura 3.8).

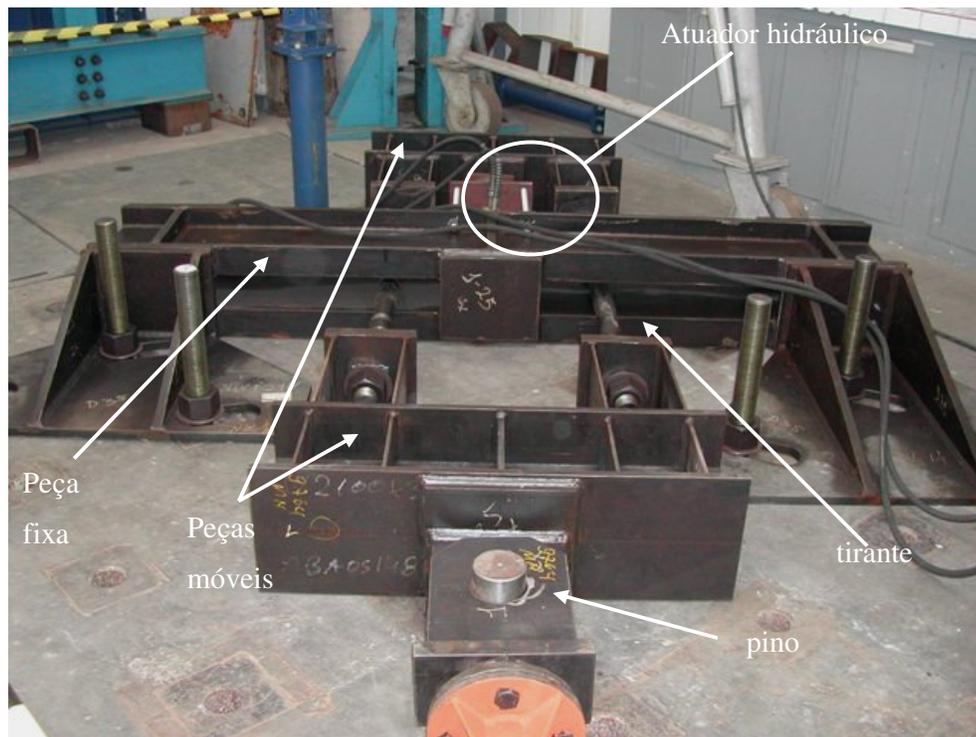
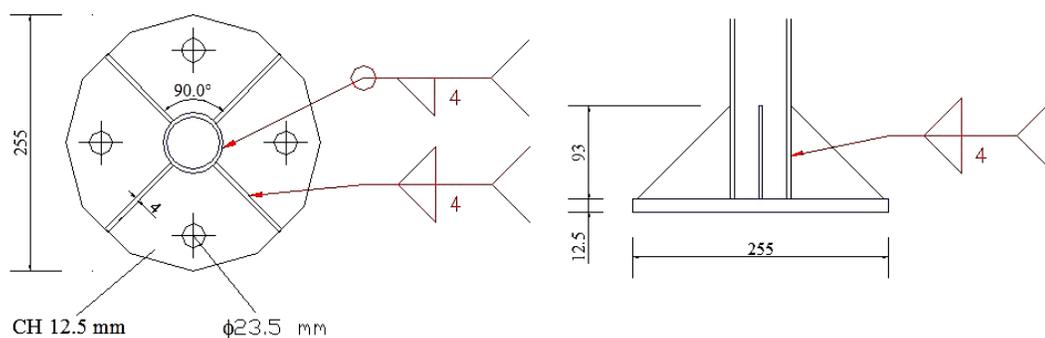


Figura 3.8 Sistema de apoio para aplicação do carregamento de tração.

Para a aplicação do carregamento de tração no protótipo a ser ensaiado, o conjunto ilustrado na Figura 3.8 foi parafusado ao protótipo através de uma placa soldada na extremidade da diagonal da ligação. A placa soldada na diagonal é de formato circular enrijecida com 255 mm de diâmetro e espessura de 12,5 mm, e é ligada ao sistema de aplicação de carregamento por 4 parafusos (Figura 3.9). Foi usada solda de filete com eletrodo E70XX e um aço para placa com  $f_y = 300$  MPa e  $f_u = 400$  MPa.



(a) Vista do protótipo ensaiado



(b) Detalhamento da placa de extremidade

Figura 3.9 Placa soldada à diagonal para aplicação do carregamento de tração.

Desta forma, os equipamentos projetados foram adequados a realização dos ensaios de todos os protótipos previstos para as ligações selecionadas no programa experimental. A Figura 3.10 mostra o esquema completo de montagem experimental de um dos ensaios realizados para uma ligação do tipo KT.

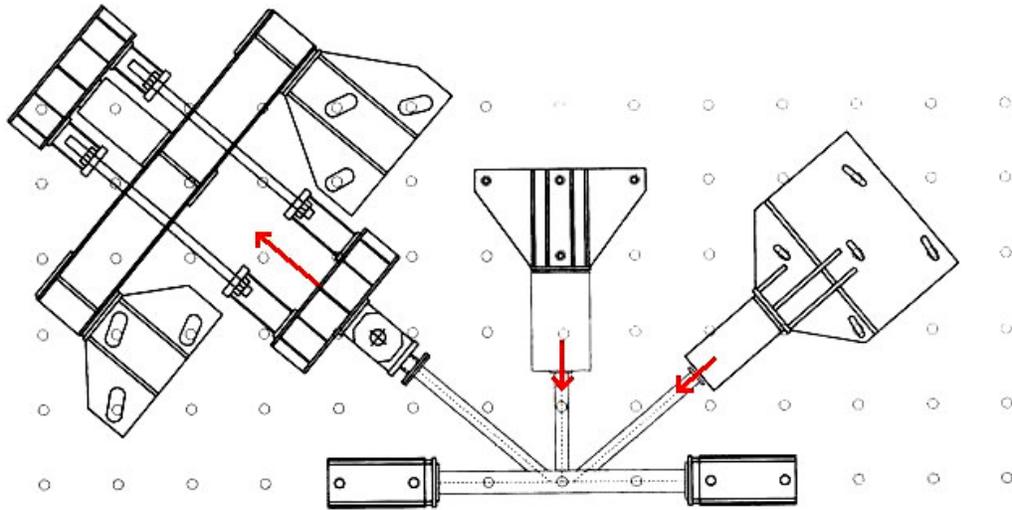


Figura 3.10 Esquema de montagem de um protótipo.

### 3.4 Instrumentação

A instrumentação usada no ensaio experimental 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 deflectômetros de haste. Este equipamento é formado por um mostrador de ponteiro (Figura 3.11) ou digital ligado a uma haste retilínea com capacidade de deslocamento em uma direção.

Nos ensaios realizados, os deflectômetros foram posicionados no sistema de carregamento e nas peças de apoio para verificação da movimentação perpendicular à ligação. Foi colocado também um deflectômetro na face inferior do banzo para medição de deslocamento devido à flexão nos protótipos.

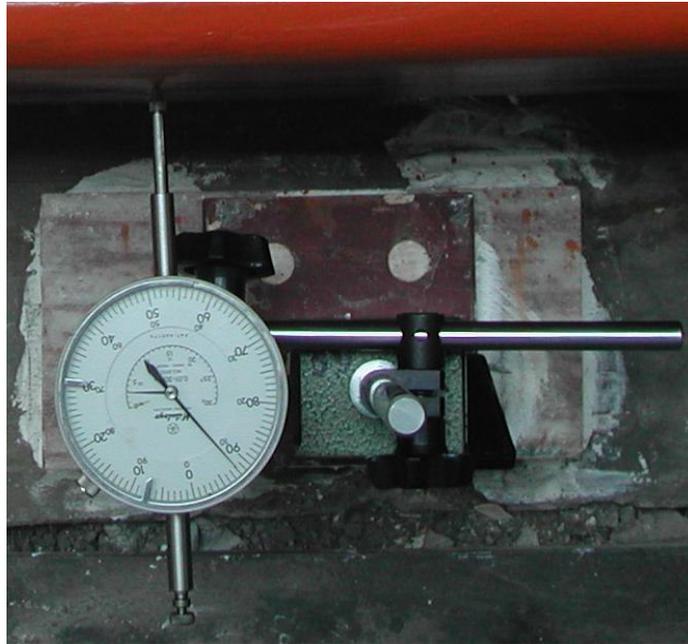


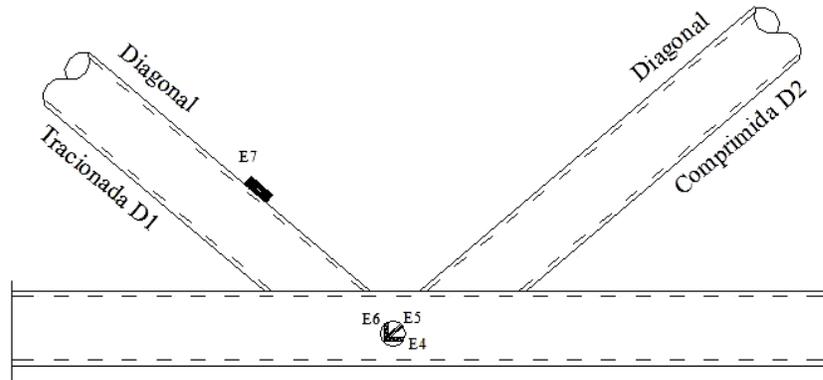
Figura 3.11 Deflectômetros de haste.

Para medição de deformações específicas do material foram usados extensômetros elétricos de resistência unidirecionais e também tipo roseta, para aço, da marca KYOWA, com resistência elétrica de  $122 \pm 0,2 \Omega$ . Os extensômetros tipo roseta foram colados entre as diagonais e montante, para as ligações KT, entre diagonais para a ligação K, e os unidirecionais na diagonal tracionada. A Figura 3.12 ilustra uma região instrumentada.

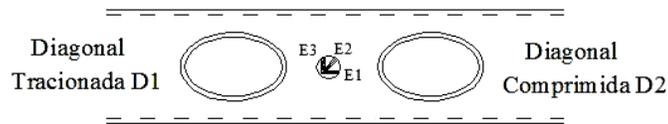


Figura 3.12 Região de instrumentação por roseta de deformação.

Para ligações K foi colada uma roseta no banzo entre as diagonais e outra na face lateral do banzo e o extensômetro linear na diagonal a ser tracionada (Figura 3.13(a)). Para ligações KT foram coladas duas rosetas no banzo, uma entre as diagonais e o montante e outra na face lateral do banzo, no alinhamento do montante, e um extensômetro linear na diagonal a ser tracionada. Para ligações com afastamento entre as diagonais e montante insuficiente para colagem do extensômetro, este foi colado mais próximo a face lateral do banzo, como mostra a Figura 3.13 (b).

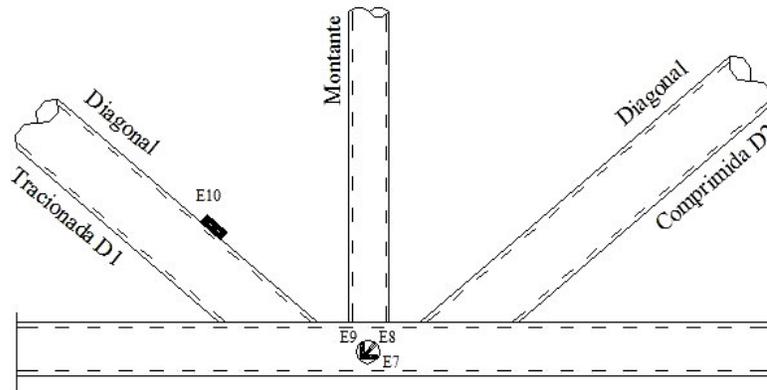


ELEVAÇÃO

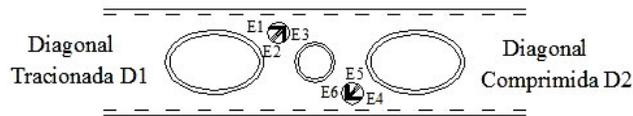


PLANTA

(a) Ligação do tipo K



ELEVAÇÃO



PLANTA

(b) Ligação do tipo KT

Figura 3.13 Localização dos extensômetros.

Para medição do carregamento aplicado a partir dos atuadores hidráulicos, foram utilizadas células de carga (Figura 3.14) de diversas capacidades de acordo com o carregamento aplicado em cada diagonal/montante.

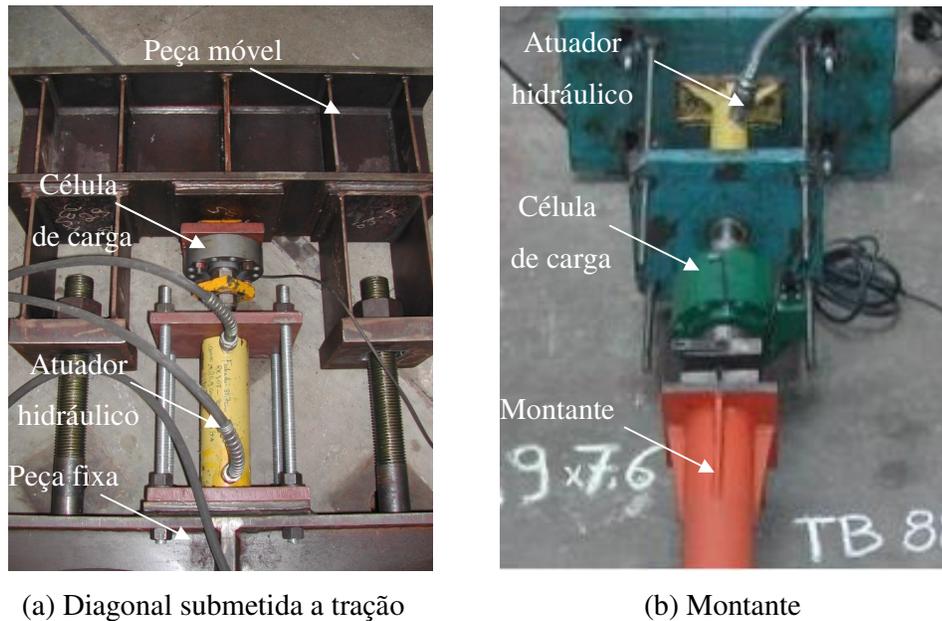


Figura 3.14 Detalhe do conjunto para aplicação do carregamento.

### 3.5 Sistemas de Aquisição de Dados

Nos ensaios realizados foram utilizados processos distintos para medição de deslocamentos, deformações e carregamentos. Para o primeiro, a aquisição foi manual e nos dois últimos, automática através de sistema de aquisição de dados. Os deslocamentos foram obtidos a partir de leituras dos deflectômetros. Não foram anotadas as leituras de deslocamentos das peças de apoio, uma vez que o objetivo destes deflectômetros foi apenas o monitoramento e verificação de possíveis deslocabilidades dos mesmos no decorrer do ensaio, o que não foi observado.

Para o controle do carregamento e obtenção das deformações específicas foi usado um sistema automático de aquisição de dados controlado por computador dotado de programa de controle e aquisição. O sistema de aquisição automática de dados é constituído de módulos de 8 canais do modelo “Spider8” fabricado pela HBM

(Hottingr Baldwin Messtechnik (2003)). A aquisição dos dados foi obtida através do programa “Catman 4.5”. A Figura 3.15 apresenta o sistema de aquisição de dados utilizado nos ensaios.

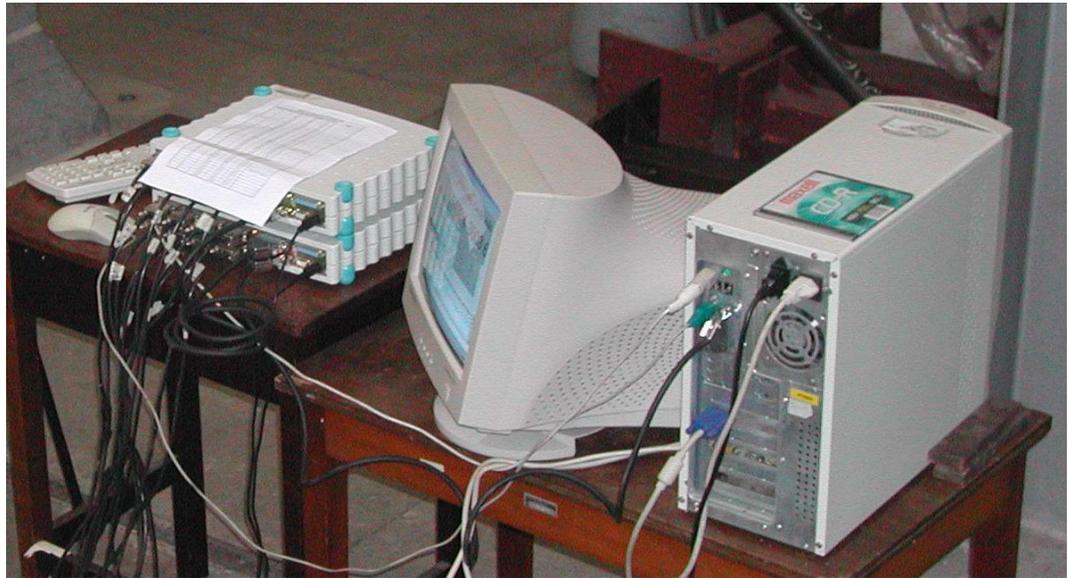


Figura 3.15 Montagem do sistema de aquisição de dados.

### 3.6 Metodologia de Ensaio

O esquema da montagem em laboratório, assim como o arranjo de tela do PC é montado de forma que os auxiliares que operam os atuadores possam ver e controlar a magnitude do carregamento aplicado e o coordenador possa checar o carregamento e o funcionamento dos extensômetros elétricos durante todo o período do ensaio.

Inicialmente, para ajustes e verificação dos sistemas de carga, apoios e aquisição de dados, foi realizado um pré-ensaio a partir da aplicação de passos de carga, ainda na fase elástica do material.

Para garantir a simultaneidade de aplicação do carregamento, bem como os níveis de carga previamente definidos, as leituras das células de carga relativas as diagonais e/ou montante foram projetadas na tela do computador. Este procedimento possibilitou a visualização das cargas medidas e controle das bombas hidráulicas de modo que o carregamento previsto fosse o aplicado. A cada passo de carga é feita a leitura dos

dados, sendo os resultados obtidos pelo sistema automático de aquisição de dados devidamente armazenados para posterior análise e processamento.

A finalização dos ensaios foi definida segundo os critérios de limite de dimensionamento, sendo que em alguns casos os protótipos foram levados ao colapso e em outros, devido a limitação dos equipamentos, ou de segurança e/ou problemas nos ensaios, os mesmos foram interrompidos.

### **3.7 Apresentação e Análise dos Resultados Experimentais**

Neste item apresentam-se os resultados dos ensaios realizados com as resistências obtidas experimentalmente e as cargas teóricas de dimensionamento segundo apresentado no capítulo dois. A resistência teórica foi extraído de uma rotina de cálculo feita no programa Mathcad, baseada na formulação apresentada pelo Eurocode 3 (2003).

A apresentação foi organizada a partir dos protótipos estudados neste trabalho e utilizando gráficos que relacionam carga aplicada na diagonal tracionada e a tensão de von Mises, obtidas a partir das deformações medidas nas rosetas de extensômetros. A carga aplicada em uma das diagonais foi escolhida como parâmetro de comparação, uma vez que, representa um parâmetro comum a todos os modelos matemáticos e ao experimental.

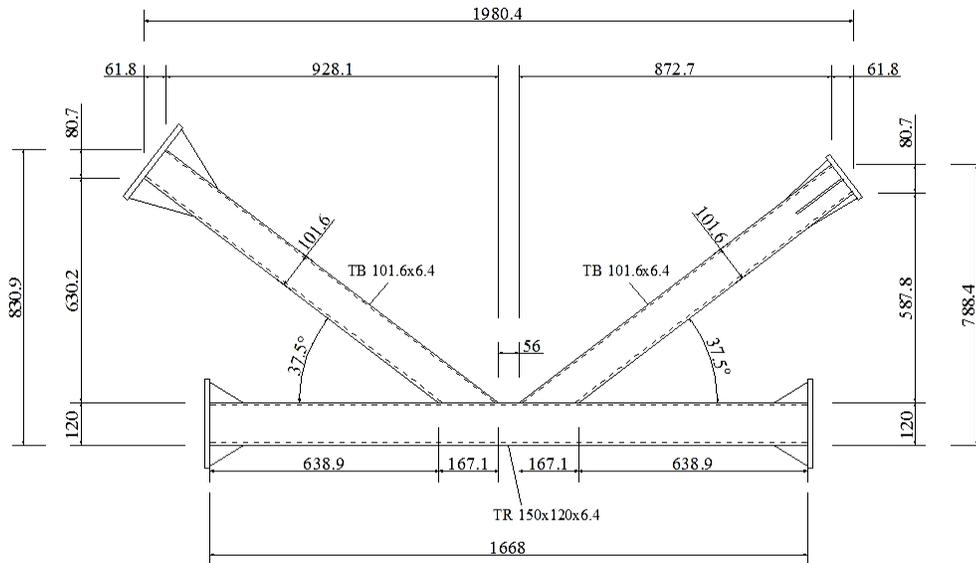
A tabela 3.4 apresenta os carregamentos aplicados nas diagonais/montante nos protótipos apresentados anteriormente e o carregamento nominal de dimensionamento característico, em todas as ligações, de falha por plastificação da face do banzo, segundo o Eurocode3 (2003).

Tabela 3.4 Carregamentos aplicados nos ensaios experimentais e limites teóricos.

Protótipos	Tipologia da ligação	Elementos	Carregamento aplicado em laboratório (kN)	Carga nominal de dimensionamento Eurocode3 (2003) (kN)
N2-1	K	Diag. tracionada	150,08	327,20
		Diag. comprimida	-124,39	-327,20
N2-2	K	Diag. tracionada	154,73	327,20
		Diag. comprimida	-124,32	-327,20
N5	KT	Diag. tracionada	195,42	136,06
		Montante	-67,89	-85,84
		Diag. comprimida	-78,81	-136,06
N7	KT	Diag. tracionada	209,59	125,40
		Montante	-47,20	-76,80
		Diag. comprimida	-139,41	-125,40
N8-2	KT	Diag. tracionada	254,54	420,00
		Montante	-21,52	-272,90
		Diag. comprimida	-42,57	-420,00
N8-3	KT	Diag. tracionada	182,96	420,00
		Montante	-15,99	-272,90
		Diag. comprimida	-30,93	-420,00

### 3.7.1 Protótipo N2

Esta ligação foi fabricada com aço do tipo “Gr. B”. É uma ligação do tipo K soldada, constituída de duas diagonais em perfil tubular circular soldadas ao banzo em perfil tubular retangular. As dimensões nominais do perfil circular das diagonais são: espessura de 6,4 mm e diâmetro externo de 101,6 mm. As diagonais são soldadas segundo um ângulo de 37,5° com o banzo e espaçadas de 56 mm. O banzo é formado de um perfil tubular retangular com espessura de 6,4 mm, altura de 120 mm e largura de 150 mm (Figura 3.16). Foram realizados dois ensaios identificados como N2-1 e N2-2.



(a) Esquema geral do protótipo

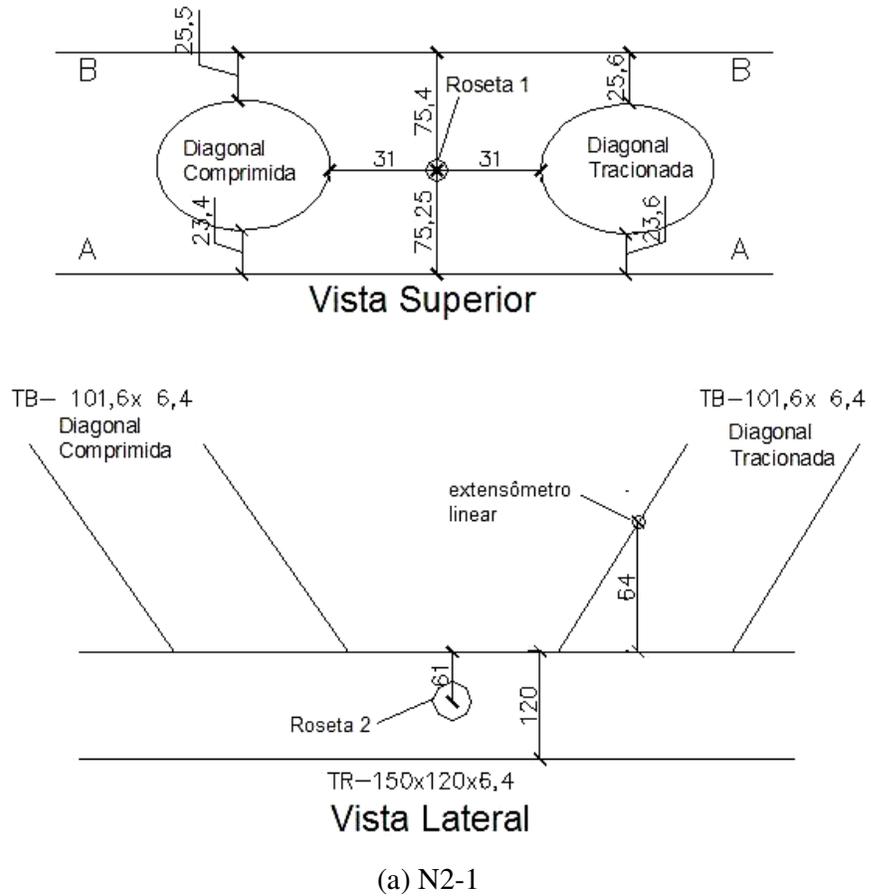


(b) Vista do ensaio realizado

Figura 3.16 Ligação N2.

Os ensaios de caracterização do aço apresentaram valores para o limite de escoamento do aço das peças circulares de aproximadamente 320 MPa e limite de escoamento do aço da peça retangular de 390 MPa.

As medições das imperfeições oriundas da fabricação das ligações e o posicionamento das rosetas de deformação estão apresentadas na Figura 3.17 (a) para o protótipo N2-1, e Figura 3.17 (b) para o protótipo N2-2. Nestas figuras tem-se também a nomenclatura utilizada para identificação das rosetas para os ensaios tipo K realizados que são: roseta 1, posicionada entre diagonais; roseta 2, posicionada na lateral do banzo.



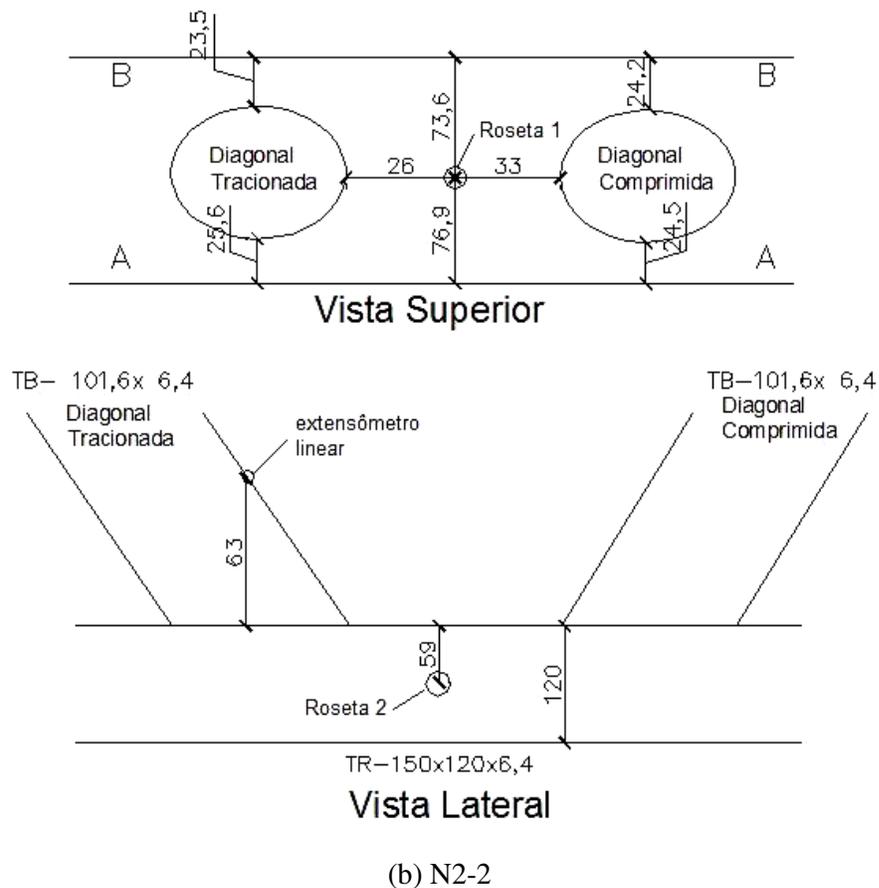


Figura 3.17 Imperfeições das Ligações.

Observa-se que as deformações ocorridas no ponto de localização das rosetas 1 e 2 apresentaram uma boa correlação para ambos os ensaios como apresentado nas Figura 3.18 e Figura 3.19.

O ensaio do protótipo N2-2 foi finalizado devido a uma movimentação da estrutura, ocorrida quando a carga aplicada na diagonal tracionada atingiu um valor de aproximadamente 143 kN e na diagonal comprimida de aproximadamente 120 kN, como pode ser observado no último ponto do gráfico apresentado na Figura 3.18.

Na Figura 3.20 pode-se observar uma diferença de tensões normais na diagonal tracionada no decorrer dos dois ensaios experimentais. Este fato pode ser explicado a partir de uma provável movimentação da estrutura para os primeiros passos de carga do ensaio do protótipo N2-1. Esta provável movimentação pode ter sido a causa da diferença de tensões no decorrer do ensaio N2-1, apresentada no gráfico da Figura 3.18.

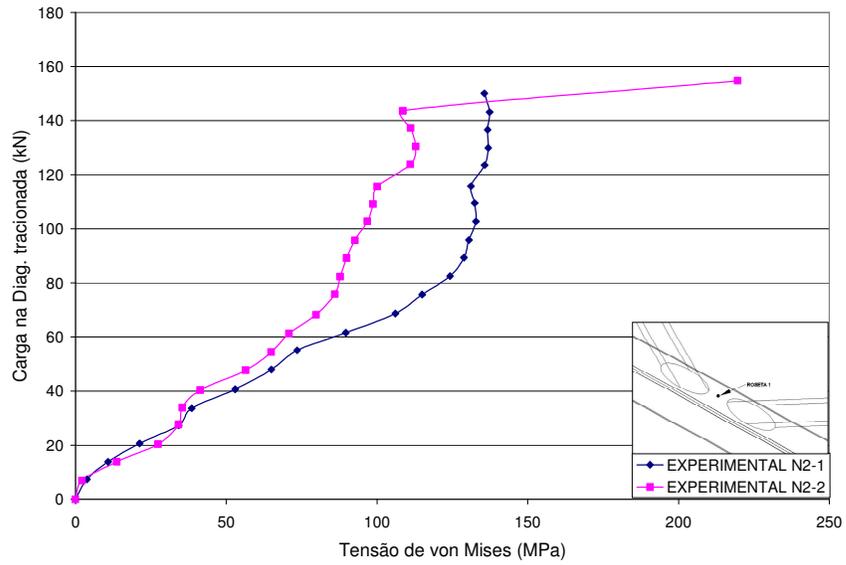


Figura 3.18 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 1 (N2).

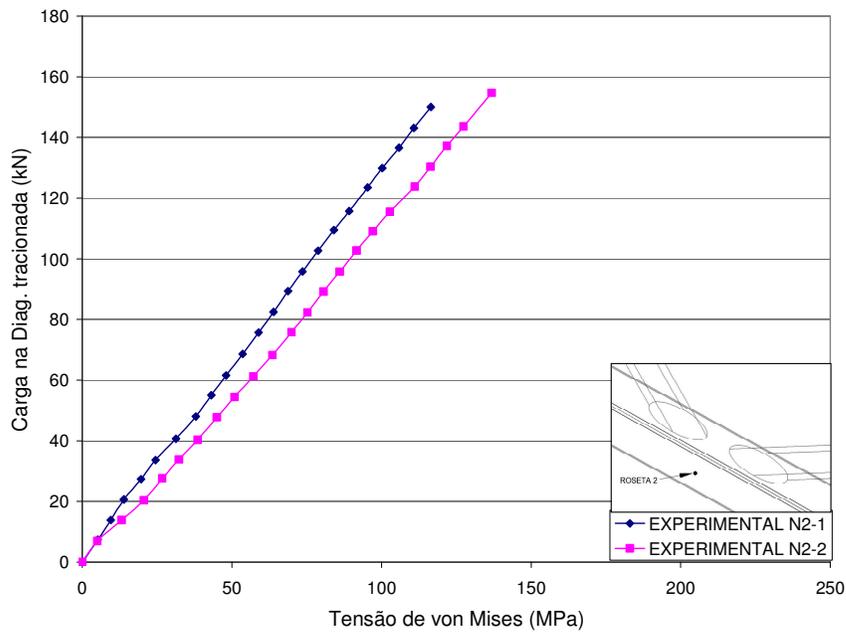


Figura 3.19 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 2 (N2).

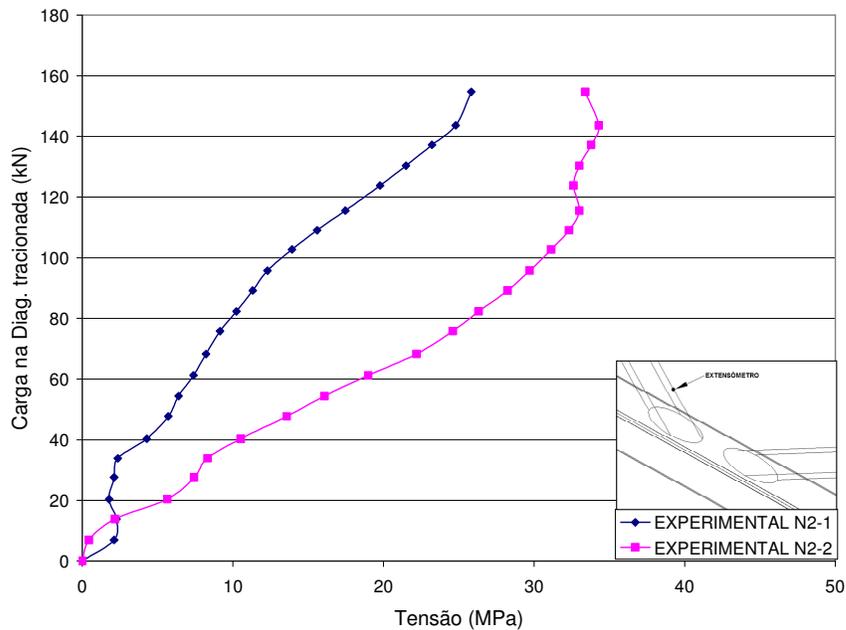
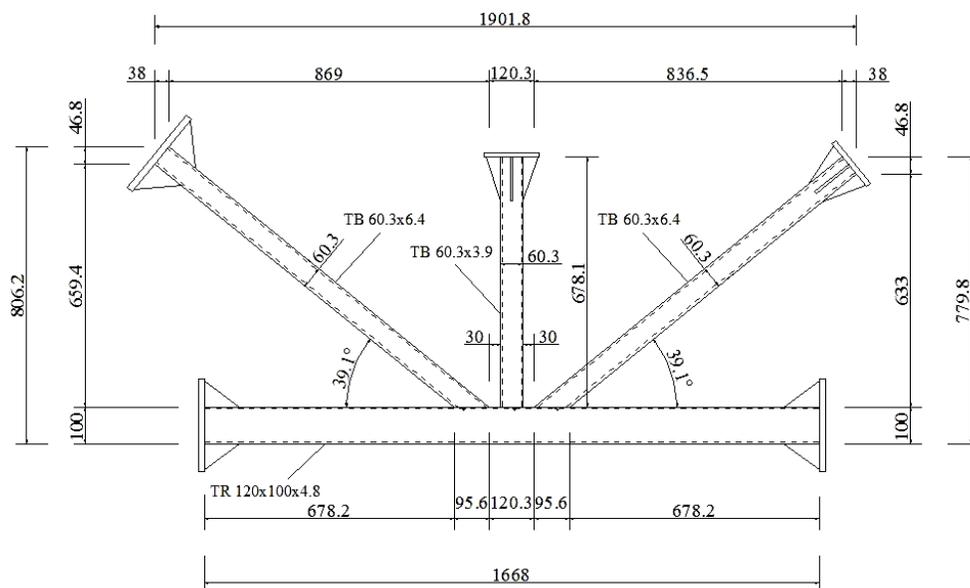


Figura 3.20 Gráfico Carregamento x Tensão – Diagonal tracionada (N2)

### 3.7.2 Protótipo N5

A ligação N5 foi fabricada com aço do tipo “Gr. B”. É uma ligação do tipo KT soldada, constituída de um montante central e duas diagonais em perfil tubular circular soldados ao banço em perfil tubular retangular. As dimensões nominais do perfil circular das diagonais e montante são: espessura de 3,9 mm e diâmetro externo de 60,3 mm para o montante e espessura de 6,4 mm e diâmetro externo de 60,3 mm para as diagonais. As diagonais são soldadas, sendo um ângulo de 39,1° com o banço e espaçadas de 30 mm do montante. O banço é formado de um perfil tubular retangular com espessura de 4,8 mm, altura de 100 mm e largura de 120 mm (Figura 3.21).



(a) Esquema geral do protótipo



(b) Vista do ensaio realizado

Figura 3.21 Ligação N5.

Os ensaios de caracterização do aço apresentaram valores para o limite de escoamento do aço das peças circulares de aproximadamente 388 MPa e limite de escoamento do aço da peça retangular de 441 MPa, respectivamente.

As medições das imperfeições oriundas da fabricação das ligações e o posicionamento das rosetas de deformação estão apresentadas na Figura 3.22. Nesta figura tem-se a nomenclatura utilizada para identificação das rosetas para os ensaios tipo KT realizados que são: roseta 1, posicionada entre a diagonal comprimida e o montante; roseta 2, posicionada entre a diagonal tracionada e o montante; roseta 3 posicionada na lateral do banzo

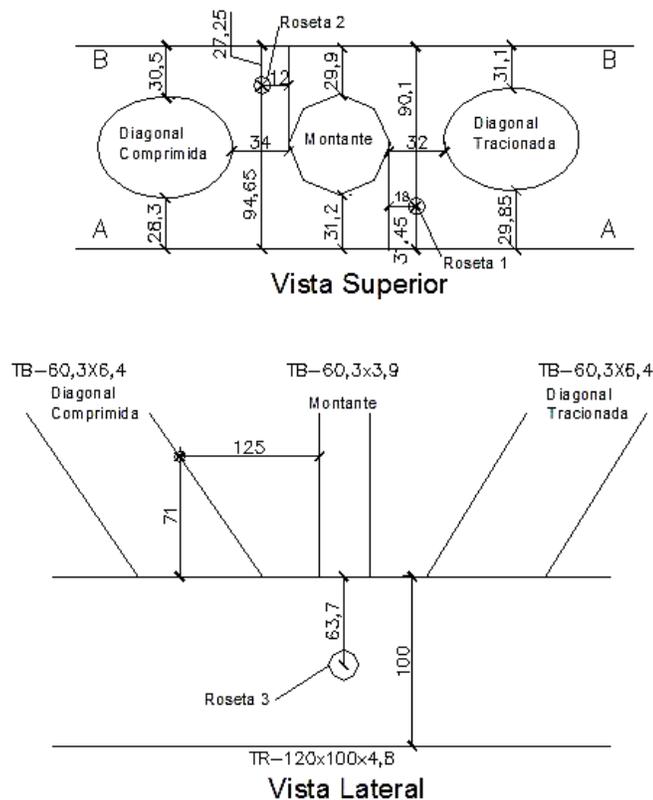


Figura 3.22 Imperfeições da Ligação N5.

Os resultados obtidos a partir dos extensômetros colados na ligação N5 são apresentados da Figura 3.23 a Figura 3.25.

Foi observado neste ensaio que o escoamento do material ocorreu para cargas de 56,20 kN, 45,50 kN e 131,00 kN, para a diagonal comprimida, montante e diagonal tracionada, respectivamente. No passo de carga número 29, com carregamento de 81,49 kN, 65,98 kN e 189,95 kN, para a diagonal comprimida, montante e diagonal

tracionada, respectivamente, houve forte estalo, seguido de uma redução de carregamento aplicado ocasionado pela ruptura da solda, como pode ser observado nas Figura 3.23 a Figura 3.25, o que finalizou o ensaio.

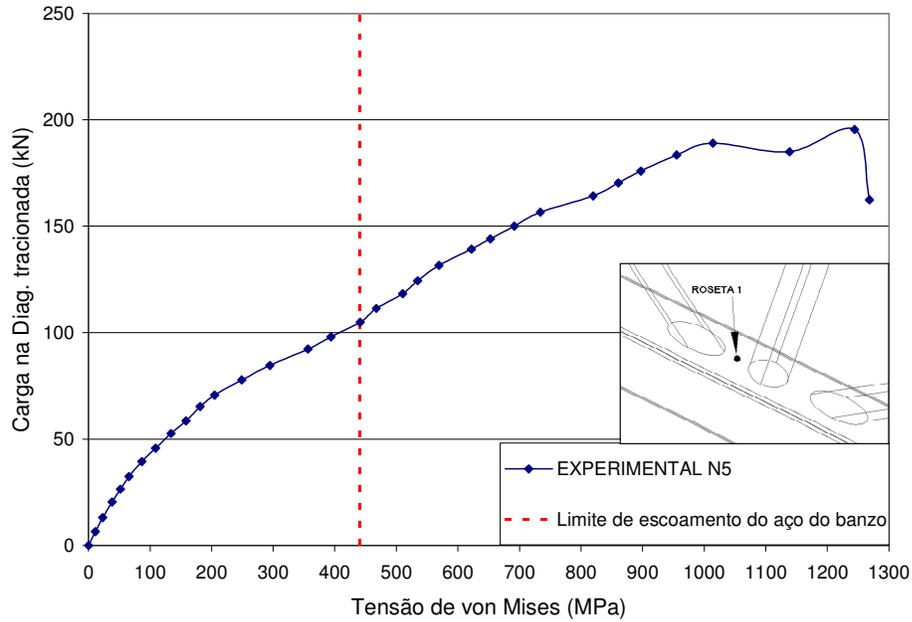


Figura 3.23 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 1 (N5).

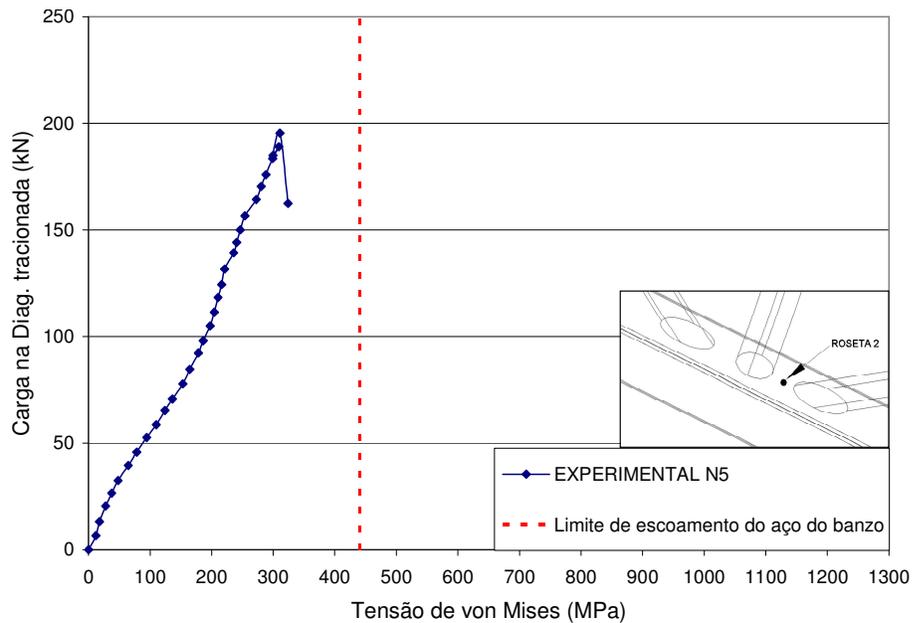


Figura 3.24 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 2 (N5).

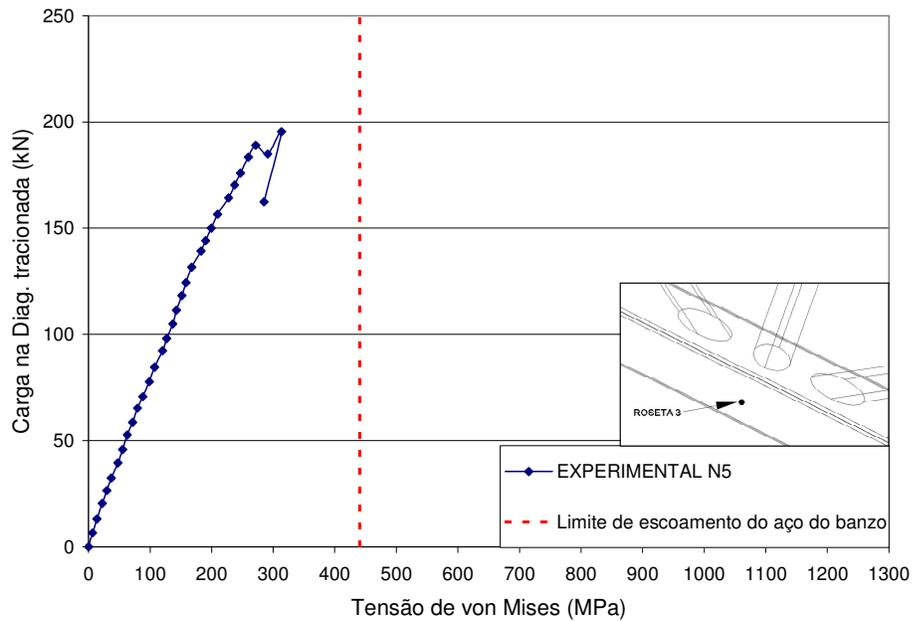
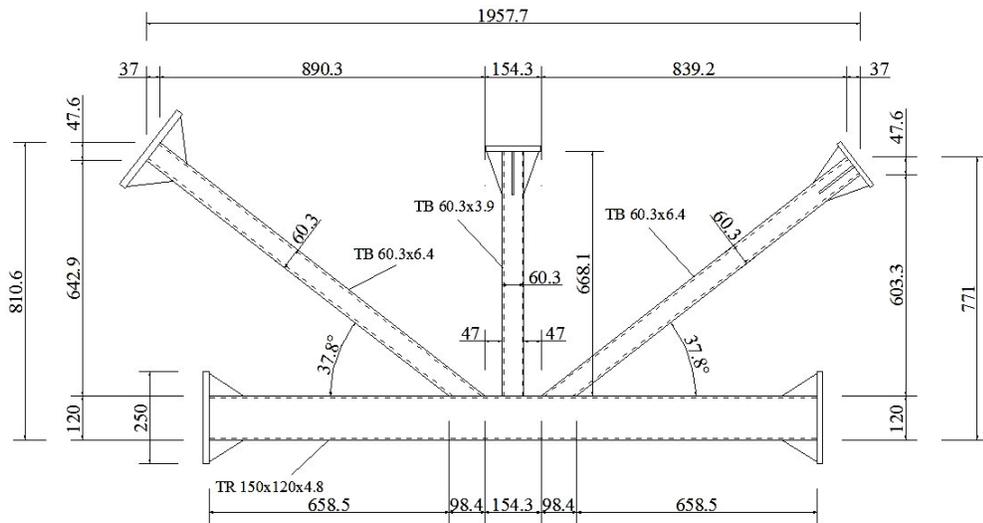


Figura 3.25 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 3 (N5).

### 3.7.3 Protótipo N7

A ligação N7 foi fabricada com aço do tipo “Gr. B”. É uma ligação do tipo KT soldada, constituída de um montante central e duas diagonais em perfil tubular circular soldados ao banzo em perfil tubular retangular. As dimensões nominais dos perfis circulares são: espessura de 3,9 mm e diâmetro externo de 60,3 mm para o montante e espessura de 6,4 mm e diâmetro externo de 60,3 mm para diagonais. As diagonais são soldadas, sendo o ângulo de  $37,8^\circ$  com o banzo e espaçadas de 47 mm do montante. O banzo é formado de um perfil tubular retangular com espessura de 4,8 mm, altura de 120 mm e largura de 150 mm (Figura 3.26).



(a) Esquema geral do protótipo



(b) Vista do ensaio realizado

Figura 3.26 Ligação N7.

Os ensaios de caracterização do aço apresentaram valores para o limite de escoamento das peças circulares de aproximadamente 350 MPa e da peça retangular de 390 MPa.

Das três ligações fabricadas e ensaiadas, duas apresentaram problemas e seus resultados foram desprezados. As imperfeições oriundas da fabricação e o posicionamento das rosetas de deformação são apresentados na Figura 3.27.

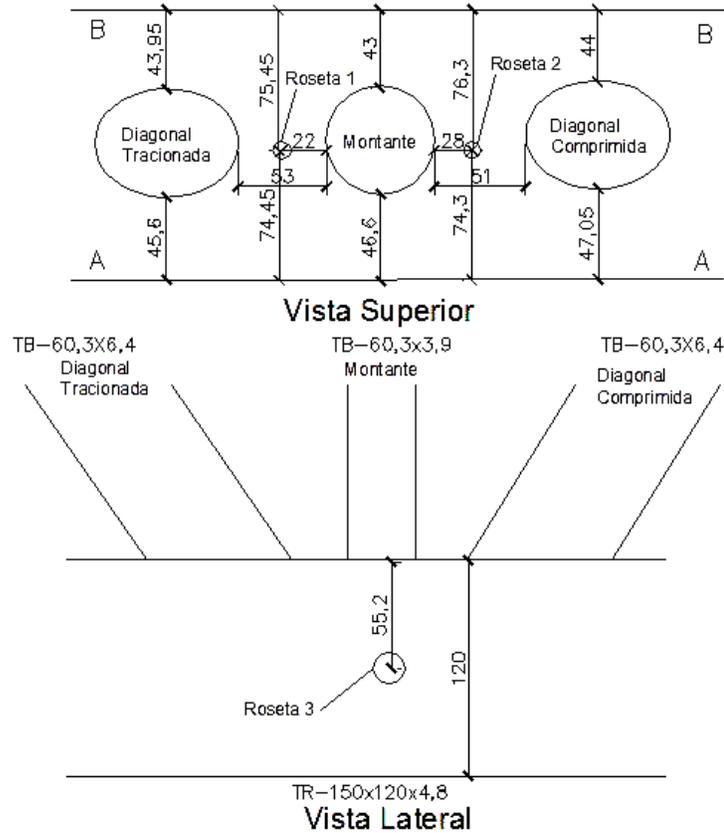
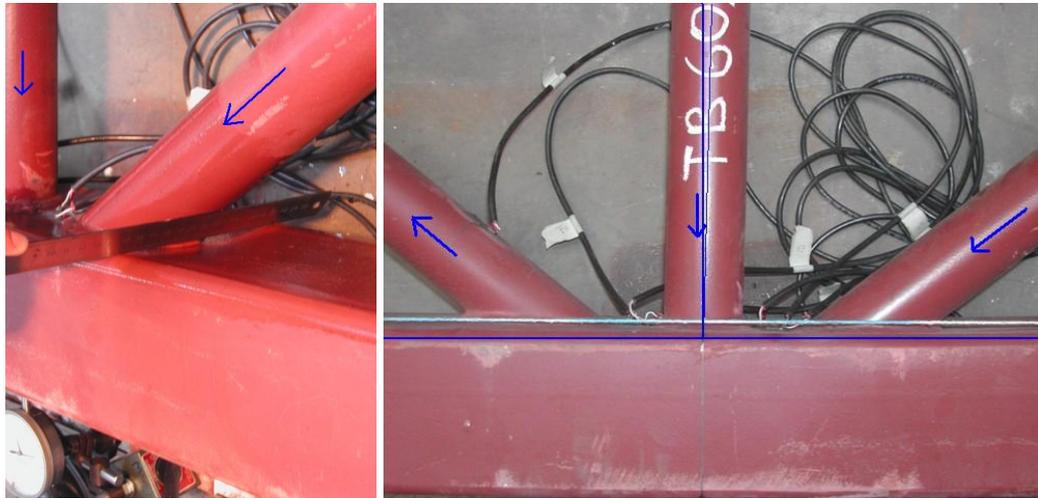


Figura 3.27 Imperfeições da Ligação N7.

Os resultados obtidos a partir dos extensômetros colados na ligação N7 são apresentados da Figura 3.29 a Figura 3.31. O ensaio não apresentou problemas até o passo de carga de número 28, com um carregamento na diagonal tracionada de 163,80 kN. Neste ponto, foi possível observar uma pequena movimentação na estrutura e interrupção do sinal da roseta 1, localizada entre a diagonal tracionada e o montante.

O ensaio continuou até o passo de carga número 36 com carregamentos de 139,32 kN, 46,80 kN e 210,60 kN para a diagonal comprimida, montante e diagonal tracionada, respectivamente. Para este nível de carregamento, foi observada ruptura na solda e abaulamento excessivo na face superior do banzo no ponto de fixação da

diagonal comprimida(Figura 3.28 (a)), ocasionando uma inclinação do montante (Figura 3.28 (b)). O ensaio foi finalizado neste passo de carga.



(a) Abaulamento na face do banzo

(b) Inclinação do montante

Figura 3.28 Comportamento da ligação N7 ao final do ensaio.

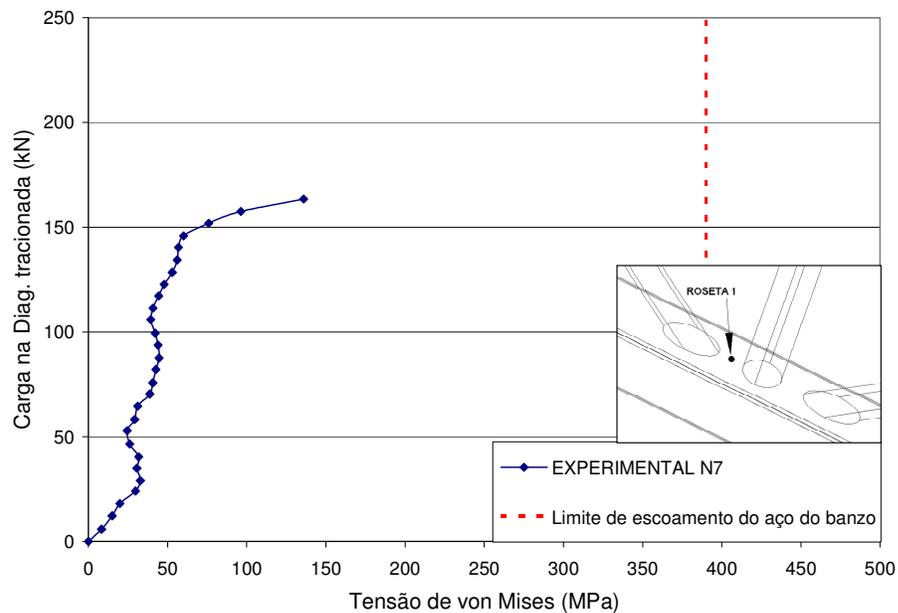


Figura 3.29 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 1 (N7).

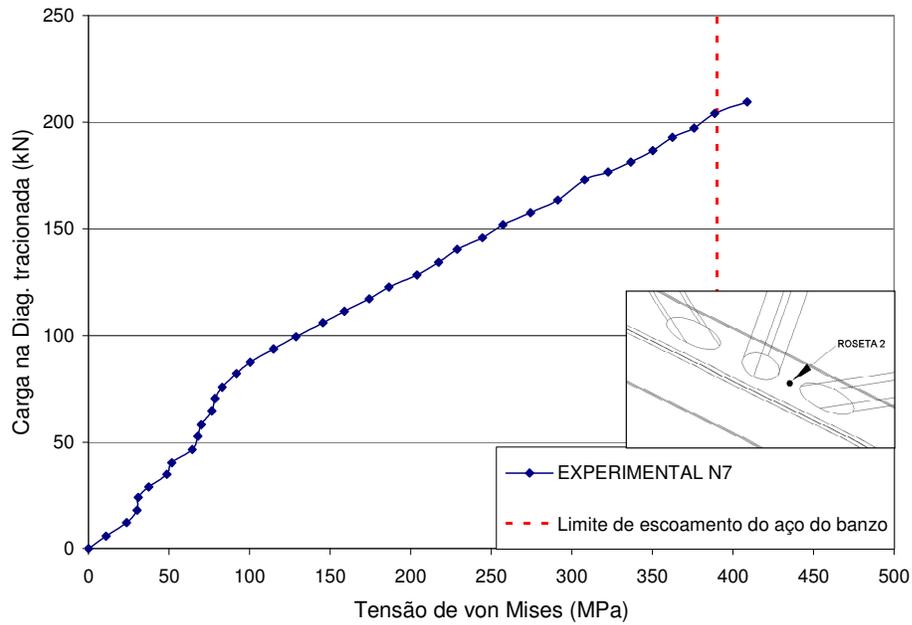


Figura 3.30 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 2 (N7).

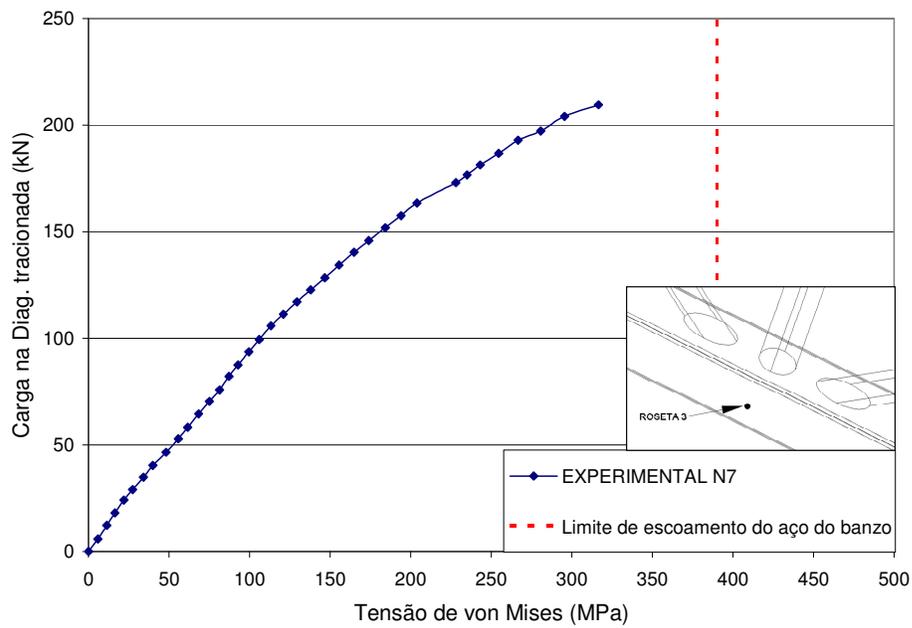
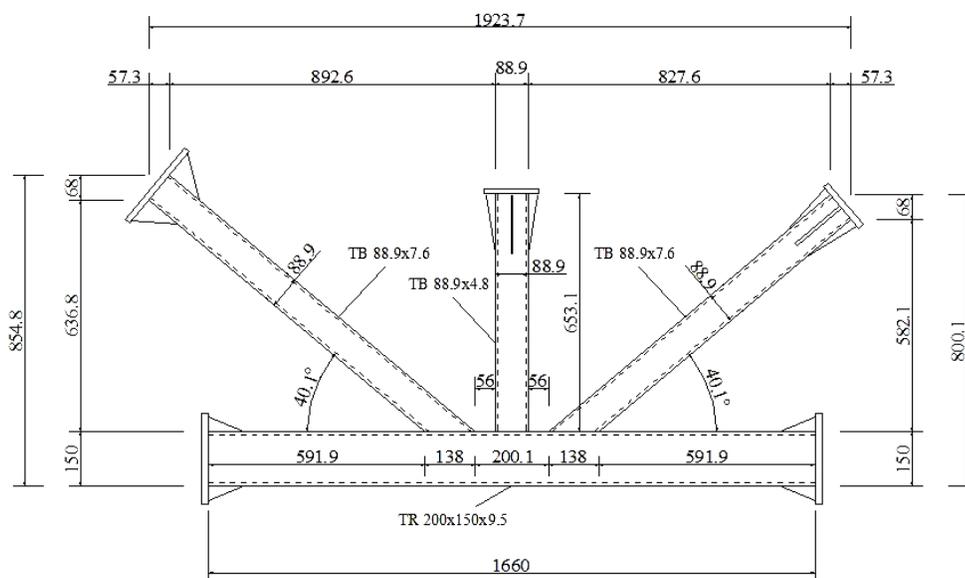


Figura 3.31 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 3 (N7).

### 3.7.4 Protótipo N8

A ligação N8 foi fabricada com aço do tipo “Gr. B”. É uma ligação do tipo KT soldada, constituída de um montante central e duas diagonais em perfil tubular circular

soldadas ao banzo em perfil tubular retangular. As dimensões nominais do perfil circular das diagonais e montante são: espessura de 4,8 mm e diâmetro externo de 88,9 mm para o montante e espessura de 7,6 mm e diâmetro externo de 88,9 mm para diagonais. As diagonais são soldadas segundo um ângulo de  $40,1^\circ$  com o banzo e espaçadas de 56 mm do montante. O banzo é formado de um perfil tubular retangular com espessura de 9,5 mm, altura de 150 mm e largura de 200 mm (Figura 3.32).



(a) Esquema geral do protótipo

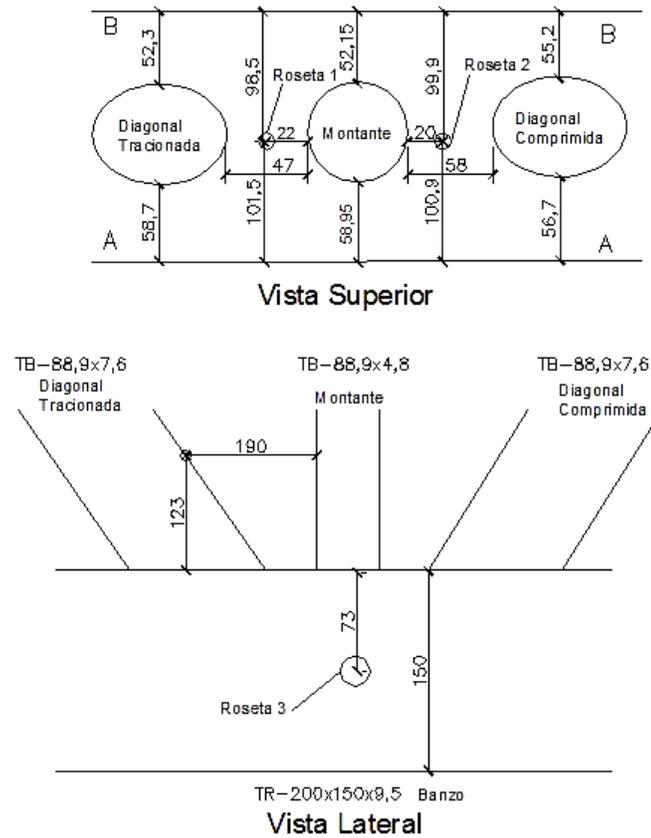


(b) Vista do ensaio realizado

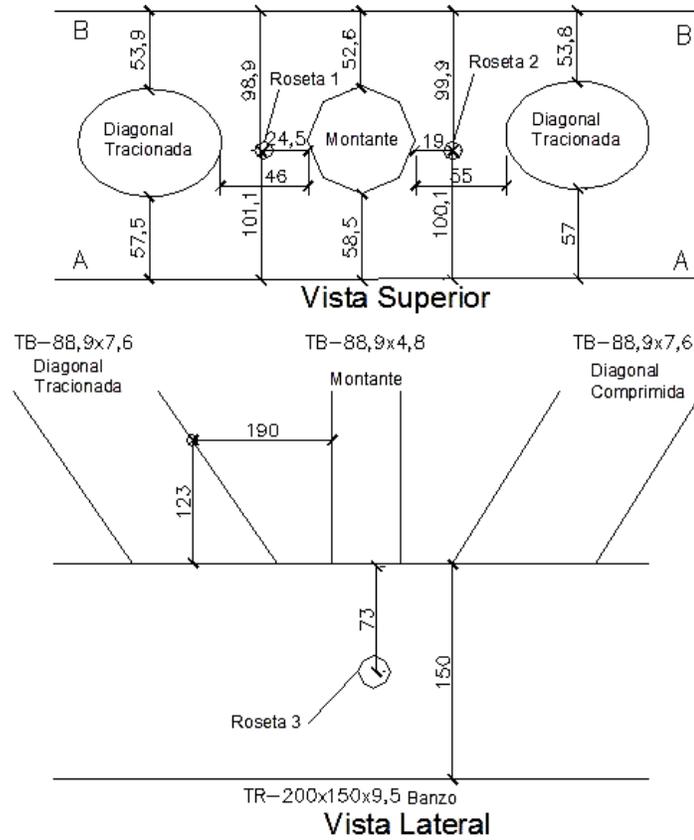
Figura 3.32 Ligação N8.

Os ensaios de caracterização do aço apresentaram valores para o limite de escoamento das peças circulares de 320 MPa e da peça retangular de 423 MPa.

Foram realizados dois ensaios cujos protótipos foram denominados de N8-2 e N8-3. As imperfeições oriundas da fabricação das ligações e o posicionamentos das rosetas de deformação é apresentada na Figura 3.33 para o protótipo N8-2 e Figura 3.33 b para o protótipo N8-3.



(a) N8-2



(b) N8-3

Figura 3.33 Imperfeições das Ligações.

Os resultados obtidos a partir dos extensômetros nos protótipos são apresentados na Figura 3.34, Figura 3.35 e Figura 3.36, respectivamente. A partir dos gráficos relativos às rosetas 2 e 3 nota-se boa correlação entre os dois ensaios.

O ensaio do protótipo N8-3 foi finalizado para o carregamento na diagonal tracionada de 182,95 kN devido à movimentações excessivas das peças, observadas a partir de estalos e gráficos de leitura de deformação apresentados durante o ensaio. O ensaio do protótipo N8-2 foi finalizado para um carregamento na diagonal tracionada de 254,53 kN devido a verificação de vazamento de óleo no atuador hidráulico responsável pela aplicação são de carga na diagonal comprimida.

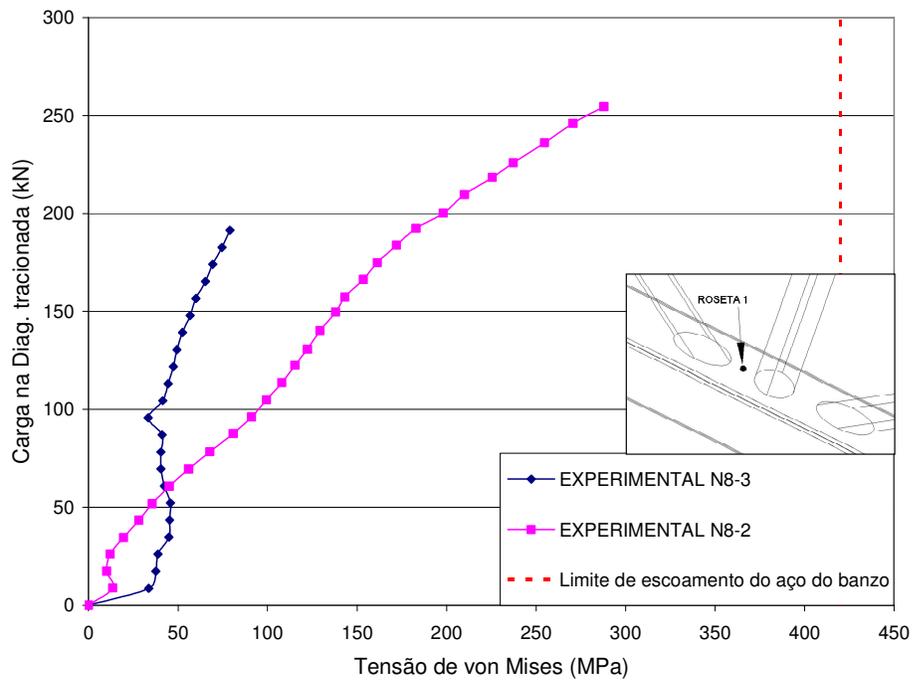


Figura 3.34 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 1 (N8).

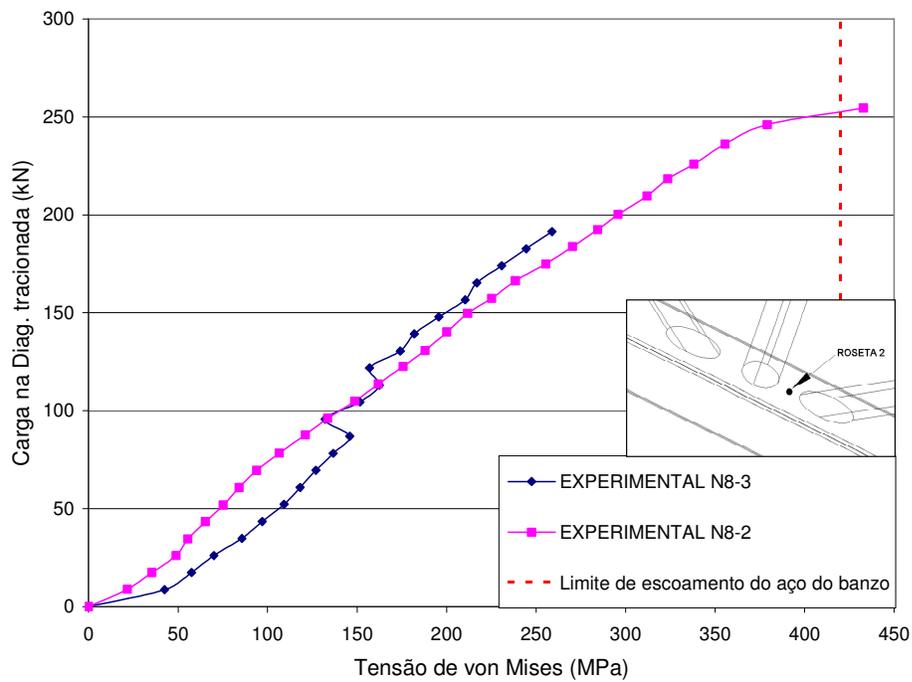


Figura 3.35 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 2 (N8).

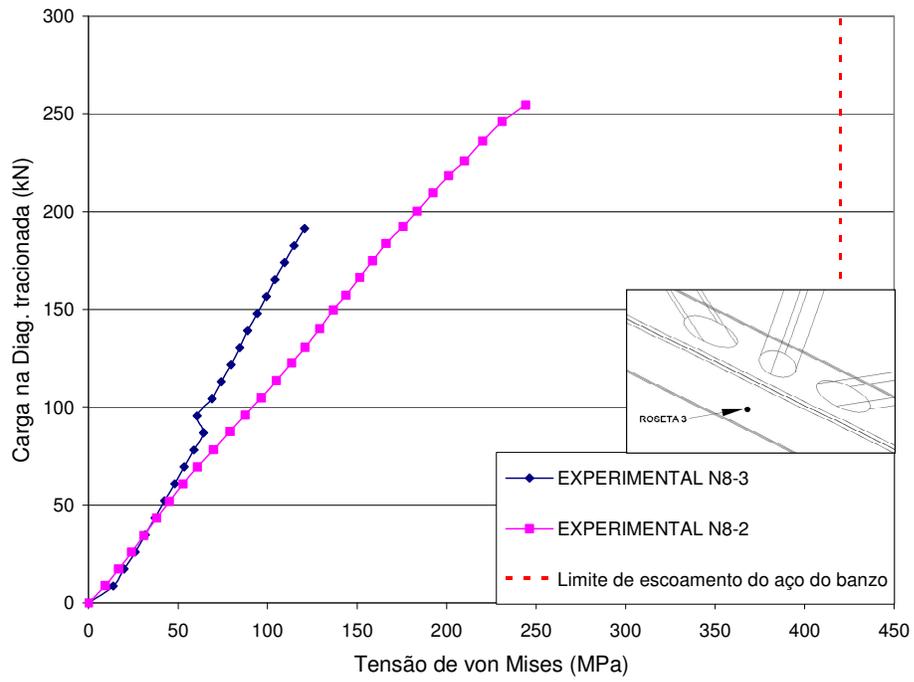


Figura 3.36 Gráfico Carregamento x von Mises - Roseta 3 (N8).

## **4. MODELO NUMÉRICO**

### **4.1 Considerações Gerais**

Muitos programas comerciais, tais como PATRAN, FENGGEN, ANSYS e ABAQUS/PRE, têm a capacidade de geração de malhas complexas de interseções de perfis tubulares. Dexter (1996), em seu estudo sobre ligações do tipo K, investigou e comparou os programas PATRAN, FENGGEN e ANSYS e concluiu ser o ANSYS o mais flexível e de mais fácil utilização. Para a geração dos modelos computacionais analisados neste trabalho, usou-se o programa ANSYS, versão 9.0, disponível no Laboratório de Mecânica Computacional (LAMEC) do PROPEC/DECIV/EM/UFOP.

Neste capítulo serão apresentados os diversos passos desenvolvidos e metodologias usadas para chegar a modelos mais precisos e refinados.

### **4.2 Geração dos Modelos Numéricos**

Antes da modelagem no programa ANSYS foi feita uma pré-modelagem da ligação no programa AutoCAD (2006), utilizando o recurso de desenho em 3D. Esta etapa compreendeu os seguintes passos: as diagonais e o banzo foram desenhados separadamente com as dimensões externas reduzidas de metade da espessura do perfil, devido à modelagem no programa Ansys tomar como base para espessura do elemento de casca, a superfície média. Em seguida, as peças foram colocadas na posição desejada, levando-se em conta as imperfeições geométricas de posicionamento das peças quando soldadas (item 3.7 do capítulo 3), verificadas nas ligações ensaiadas em laboratório, e depois unidas para que toda a ligação constituísse um único sólido (Figura 4.1).

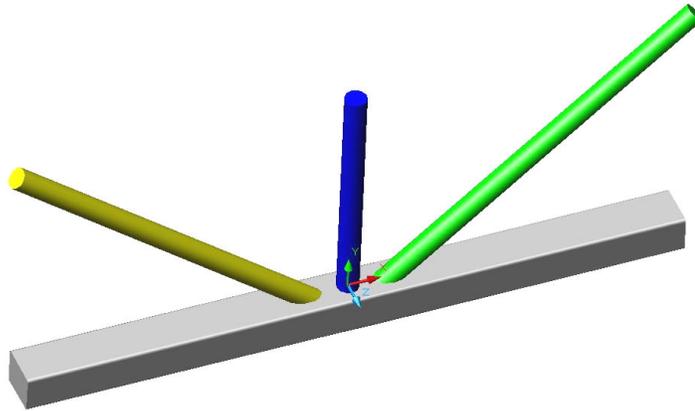


Figura 4.1 Sólido 3D gerado no programa AutoCAD.

Para facilitar o posicionamento de nós, da malha de elementos finitos, nos mesmos pontos de localização das rosetas, foi preciso dividir o sólido de forma que os pontos de localização das rosetas ficassem evidenciados. Para tal, o sólido criado inicialmente foi dividido em vários sólidos (Figura 4.2), sendo os pontos de localização das rosetas evidenciados pela união dos vértices de suas faces superiores. Esta divisão visou a identificação apenas das rosetas coladas na face superior do banzo, onde a variação de tensões é significativa mesmo para pontos próximos.

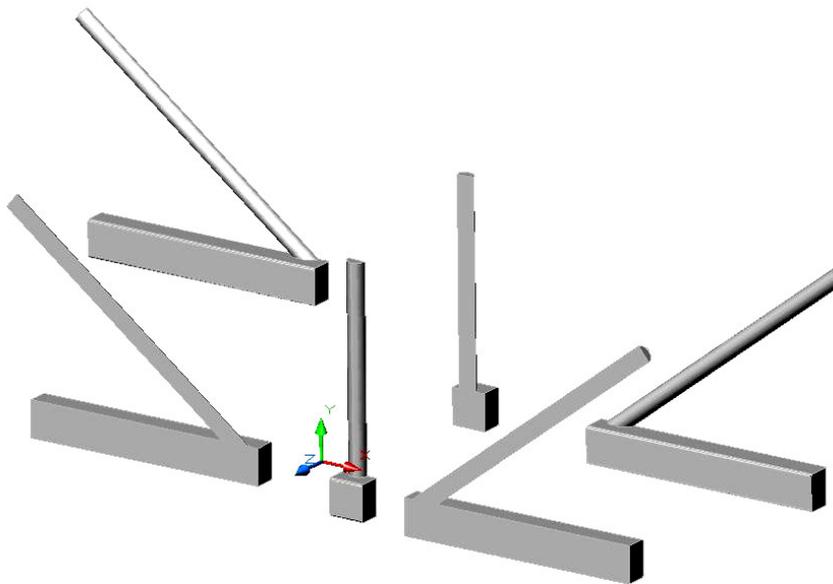


Figura 4.2 Sólidos de constituição da ligação.

A partir do modelo formado por sólido é possível obter-se superfícies (Figura 4.3) e malha cuja densidade pode ser previamente definida. Várias malhas, com densidades diferentes de concentração de elementos, foram geradas até que se estabelecesse um nível de refinamento que mais se adequasse a cada modelo.

Nos primeiros modelos numéricos analisados, foi identificada uma rotação da diagonal comprimida, enquanto que nos ensaios experimentais houve uma pequena rotação da diagonal embora ela não tenha sido medida. Este fato foi atribuído ao atrito do equipamento de aplicação do carregamento com a extremidade da diagonal. Como não se tem dados suficientes para fazer uma correlação entre os modelos numéricos e experimentais, foi feita uma redução de metade do comprimento da diagonal comprimida no modelo numérico, na tentativa de aproximar os efeitos do momento de segunda ordem gerado pelo deslocamento da diagonal (Figura 4.3).

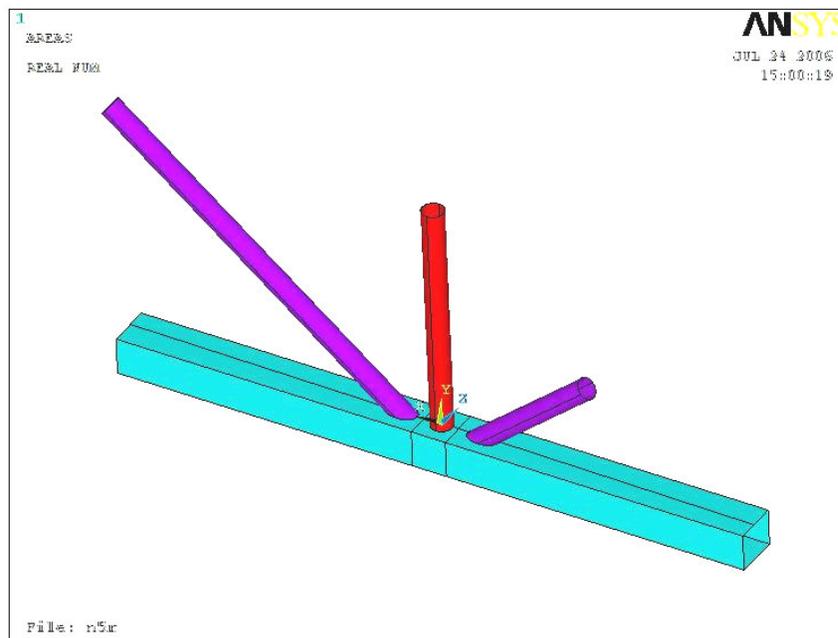


Figura 4.3 Ligação entre perfis tubulares geradas no programa Ansys.

Ao apagar o volume da ligação importada do programa autoCAD, a face superior do banzo apresenta furos no ponto de ligação com as diagonais/montante. Este problema é resolvido, criando-se áreas a partir do programa Ansys, e posteriormente é

feita a colagem destas com a face do banzo de maneira a representar uma única face, sem furos.

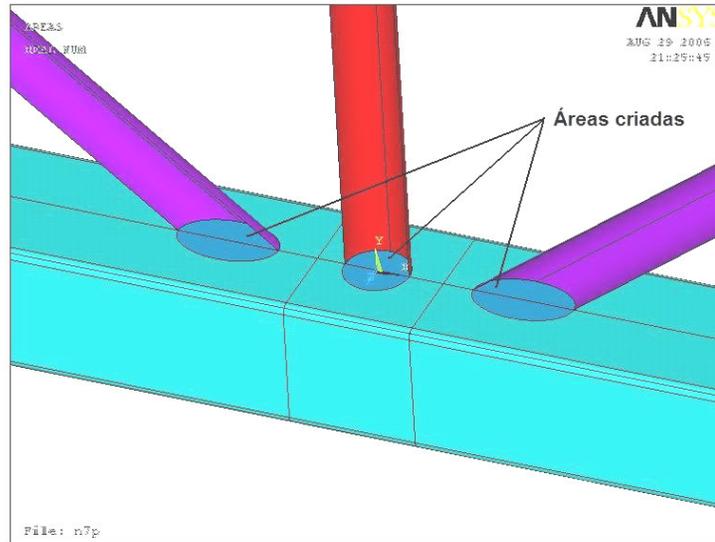


Figura 4.4 Áreas criadas na face do banzo.

### 4.3 Elemento Utilizado nos Modelos

O programa ANSYS 9.0. apresenta vários recursos para geração de malha e uma vasta biblioteca de elementos. Alguns trabalhos que utilizaram este programa foram consultados para auxiliar esta escolha. Lee (1999) apresentou um trabalho sobre modelagem de ligações formadas de perfis tubulares onde sugere que para a análise de tensões são preferíveis elementos de casca a elementos sólidos, que são computacionalmente mais caros e invariavelmente produzem modelos mais rígidos, a menos que um número adequado de camadas de elementos seja usado. Lee (1999) observou também que, quando uma casca é composta do mesmo material ao longo de sua espessura são recomendadas análises com elementos sólidos para espessura superior a aproximadamente 1/15 de um comprimento característico na superfície da casca.

Morgan e Lee (1998) apresentaram uma modelagem numérica de ligação do tipo K que foi gerada no programa ANSYS e posteriormente analisada no programa

ABAQUS. Para o modelo sem a consideração da geometria da solda, foram usados elementos de oito nós.

Souza (2002) fez uma análise teórico-experimental de ligações de treliças espaciais formadas por perfis tubulares de extremidade estampada. Em seu estudo, utilizou elementos de casca de quatro nós a partir do programa ANSYS.

Minchillo (2003) analisou ligações metálicas tubulares de placas de bases para pilares de perfis de seção circular. Utilizou elementos de casca de quatro nós, com seis graus de liberdade por nó, para a modelagem de uma ligação de perfil circular em superfície plana.

Lima et al (2005) apresentaram uma análise paramétrica a partir do método de elementos finitos de ligações “T”, formadas de perfis tubulares de seção quadrada. O modelo foi feito no programa ANSYS e foi constituído de elementos de casca “*Shell 181*”.

Levando em consideração alguns trabalhos anteriores, dentre os vários elementos de casca disponíveis na biblioteca do programa ANSYS, foram selecionados os elementos “*Shell 181*” e “*Shell 93*”. Os elementos foram escolhidos considerando-se também a capacidade de adaptação aos contornos apresentados pela peça, o custo computacional e a limitação do número de nós imposto pela versão disponibilizada no Laboratório de Mecânica Computacional da Universidade Federal de Ouro Preto. A seguir tem-se uma descrição dos elementos utilizados.

#### **4.3.1 Elemento de casca *Shell 181***

O elemento de casca “*Shell 181*” (Figura 4.5) apresenta quatro nós com seis graus de liberdade por nó: translação nas direções x, y, e z, e rotações em x, y, e z.

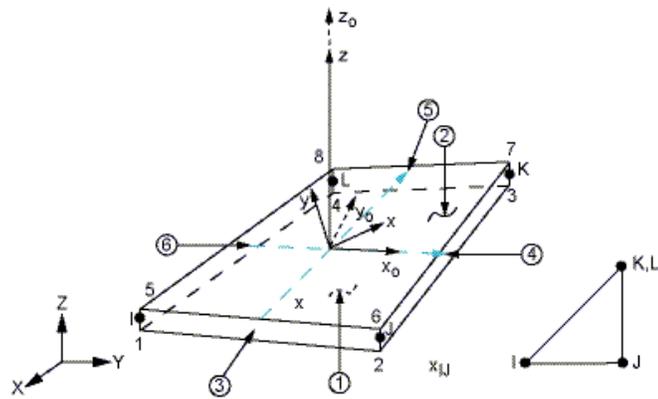


Figura 4.5 Elemento de casca *Shell 181* (Programa ANSYS).

O elemento apresenta algumas restrições:

- Não são permitidos elementos de área igual a zero;
- Não são permitidos elementos com espessura nula em qualquer extremidade;
- A opção triangular é recomendada para ser usada apenas como elementos de composição na geração da malha.

A Figura 4.6 apresenta uma malha, com 19.427 nós, gerada utilizando o elemento supramencionado.

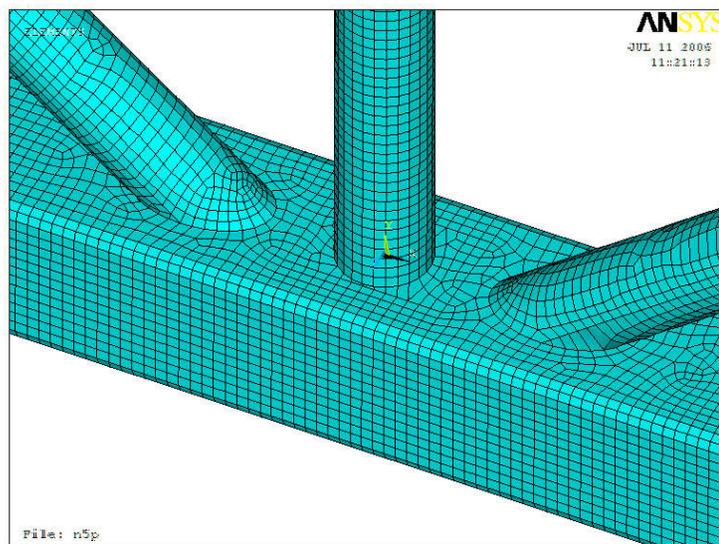


Figura 4.6 Malha gerada com o elemento de casca “*Shell 181*”.

### 4.3.2 Elemento de casca *Shell 93*

O elemento de casca “*Shell 93*” (Figura 4.7) apresenta oito nós com seis graus de liberdade por nó: translação nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , e rotações em  $x$ ,  $y$ , e  $z$ . Por se tratar de um elemento de oito nós, não foi possível a geração de malhas muito refinadas, devido à limitação de versão do programa disponível neste trabalho. Em contrapartida, essa característica faz com que o elemento tenha uma melhor capacidade de adaptação a superfícies curvas, como as estudadas neste trabalho. A espessura nos nós intermediários é assumida como a média da espessura das extremidades correspondentes. Este elemento apresenta as mesmas restrições citadas para o elemento *Shell 181*.

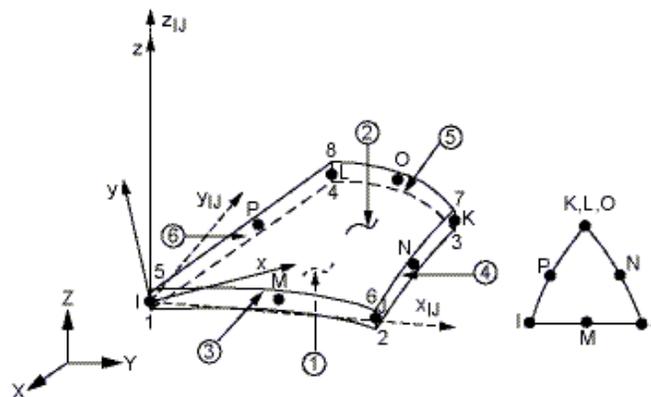


Figura 4.7 Elemento de casca *Shell 93* (Programa ANSYS)

A Figura 4.8 apresenta uma malha, com 22.359 nós, gerada a partir do elemento *Shell 93*. Observe que a malha gerada a partir do elemento *Shell 181* (Figura 4.6) apresenta-se mais refinada para um número menor de nós.

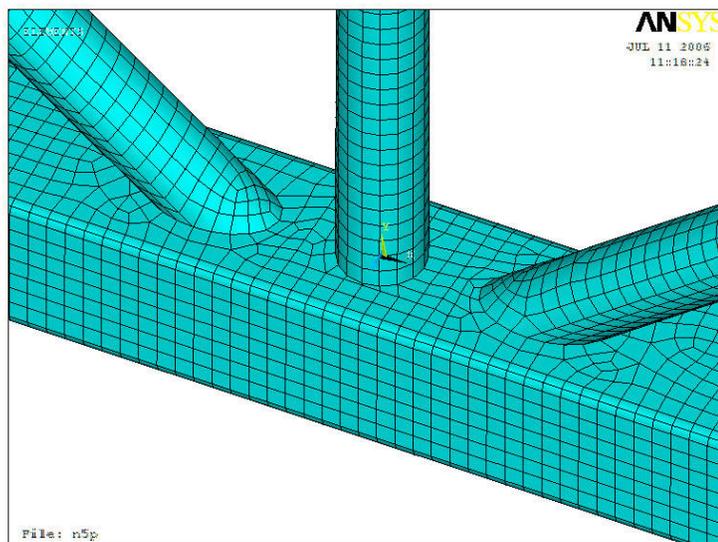


Figura 4.8 Malha gerada com o elemento de casca “Shell 93”.

#### 4.4 Modelos Numéricos Avaliados

Foram feitas várias tentativas de modelagem das ligações estudadas neste trabalho. Serão apresentadas algumas delas com justificativas para sua adoção ou não nas análises.

Segundo a norma de especificação de fabricação do ASTM (1998), o raio externo de curvatura para perfis tubulares retangulares tem um limite máximo de três vezes à espessura da chapa. Neste trabalho foi adotado o raio de curvatura igual a duas vezes a espessura do perfil, conforme avaliação feita nas ligações ensaiadas.

Sendo assim, o primeiro modelo analisado, chamado modelo RI, apresenta o banzo com a seção transversal retangular, desconsiderando-se a curvatura nos vértices proveniente da conformação mecânica do perfil, e o segundo modelo, chamado modelo PI, considera essa curvatura. Em ambos os modelos foram consideradas as imperfeições geométricas apresentadas no protótipo ensaiado em laboratório, referente ao posicionamento das diagonais/montante, e apresentados no capítulo anterior.

Davies & Crockett (1996) apresentaram um trabalho sobre a calibração de modelos usando o método dos elementos finitos, para ligações do tipo T-DT tri-dimensional entre perfis tubulares circulares, com carregamento em apenas uma das

peças, a partir de resultados experimentais, tendo sido feitas análises com e sem modelagem da solda. Para os modelos com solda foram utilizados elementos sólidos de seis nós e elementos de casca de oito nós. A malha em elementos finitos foi gerada no programa “FEMGEN” e a análise foi feita no programa “ABAQUS”. O filete de solda foi modelado com base em considerações de projeto, sendo a espessura da garganta da solda igual à espessura do membro da ligação.

A solda formada de elementos sólidos foi conectada ao banzo e a diagonal apenas pelos nós indicados na Figura 4.9 (a). Apesar da mistura de elementos sólidos com elementos de casca gerar incompatibilidade entre os elementos, a capacidade última obtida na análise foi realista. O uso de elementos de casca para a solda apresentada na Figura 4.9 (b), eliminou os problemas de incompatibilidade, mas apresentaram outras dificuldades no modelo, como a rigidez irreal da solda e a presença de um vazio entre os elementos. O modelo com elementos sólidos apresentou-se mais preciso para ligações entre perfis tubulares e retangulares, entretanto, este modelo demandou muito tempo computacional e um espaço muito grande de armazenamento. O modelo com utilização de elementos de casca apresentou-se semelhante ao modelo com elemento sólido, com um comportamento diferente apenas após a carga última relativa ao dimensionamento.

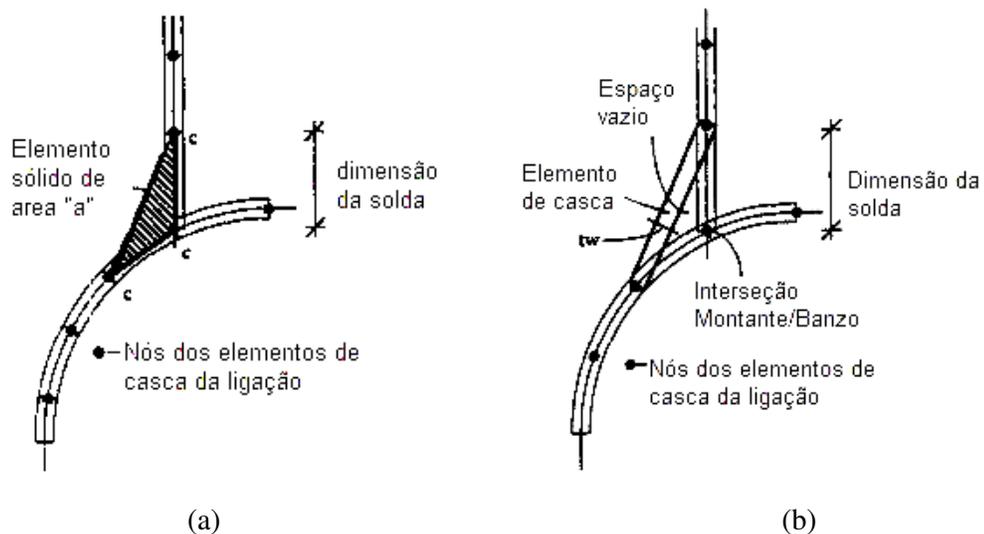


Figura 4.9 Solda em elementos finitos (Davies & Crockett, 1996).

Uma análise relativa à modelagem da solda utilizando elementos de casca foi feita também por Lee e Wilmshurst (1995). Foram investigados diferentes caminhos de modelagem da solda com elementos de casca em ligações entre perfis tubulares circulares do tipo duplo K multiplanar com “gap”. Três ligações com diferentes dimensões da solda foram modeladas, como apresenta a Figura 4.10. Um quarto tipo de modelagem da solda, consistindo de um elemento sólido prismático superposto à interseção do elemento de casca foi também analisado. Os resultados apresentaram que o modelo com elemento sólido elevou o valor da carga última muito pouco em relação ao elemento de casca, não justificando seu uso além de apresentar problemas de compatibilidade. Comparando o modelo sem solda com os outros três modelos de diferentes tamanhos de solda, pôde-se observar que o modelo com o maior tamanho da “garganta da solda”, representado na Figura 4.10 pelo número um, apresentou os melhores resultados. Este modelo foi utilizado na simulação em elementos finitos, para seis ligações duplo K fornecendo bons resultados.

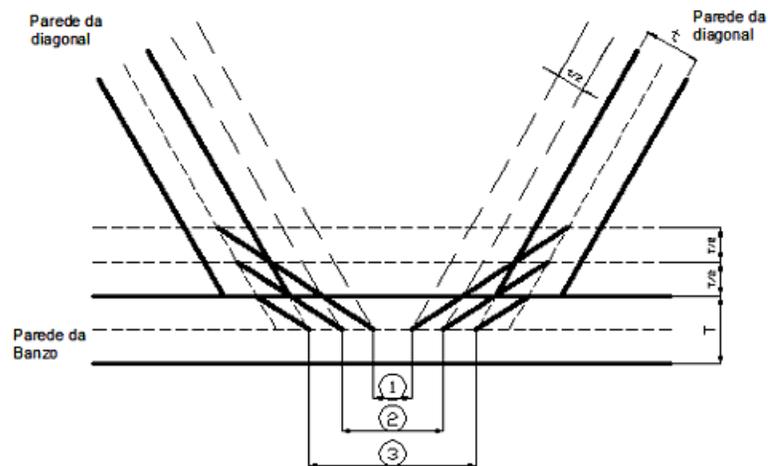


Figura 4.10 Modelagem da Solda (Lee e Wilmshurst, 1995).

Lalani (1993) estudou ligações de treliças planas do tipo K com *gap* e apresentaram uma tentativa de minimizar os problemas na região do banzo, entre as diagonais, reduzindo a distância entre elas. Esta distância foi tomada como sendo uma vez a espessura da diagonal, o que representa, aproximadamente, a espessura do cordão

de solda. Modelos em elementos finitos foram gerados e os resultados foram comparados com ensaios experimentais, obtendo uma diferença na carga última de 7%.

#### 4.5 Modelos Numéricos Utilizados

Considerando as publicações supracitadas, foram feitas três modelagens para simulação da solda a partir do modelo PI, que apresenta a curvatura das extremidades do banzo oriunda da conformação mecânica. A primeira, modelo *Pigap*, a mais simples, foi feita conforme Lalani (1993), reduzindo a distância entre diagonais, conforme comentado anteriormente. A segunda, modelo PIS1, foi feita baseada no artigo de Lee e Wilmshurst (1995), com o comprimento da perna da solda 1 (Figura 4.10), sendo o material da solda linear, elástico, isotrópico e com um módulo de elasticidade superior ao do aço. Nesta modelagem da solda, a superfície da diagonal interna à ligação foi tomada como base para a geometria e esta geometria criada foi extrudada pelo caminho elíptico formado na junção da diagonal com o banzo e, devido à inclinação da diagonal, o cordão de solda criado apresenta-se com altura variável, como mostra a Figura 4.11.

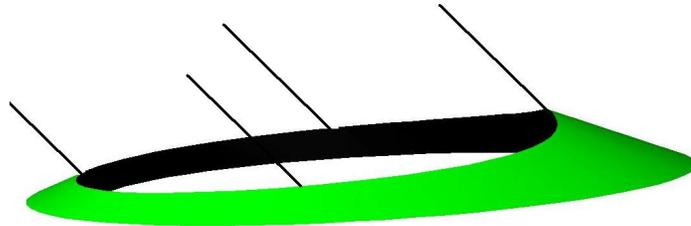


Figura 4.11 Modelagem do cordão de solda segundo o modelo PIS1.

A terceira modelagem, modelo PIS2, foi feita tomando como base o comprimento da perna da solda verificada na ligação ensaiada em laboratório, aproximadamente uma vez a espessura do perfil da diagonal. Para esta modelagem, a solda foi criada com um elemento de ligação entre os membros e o banzo com uma inclinação característica da solda e essa nova área formada possibilitou a aplicação do material referente à solda.

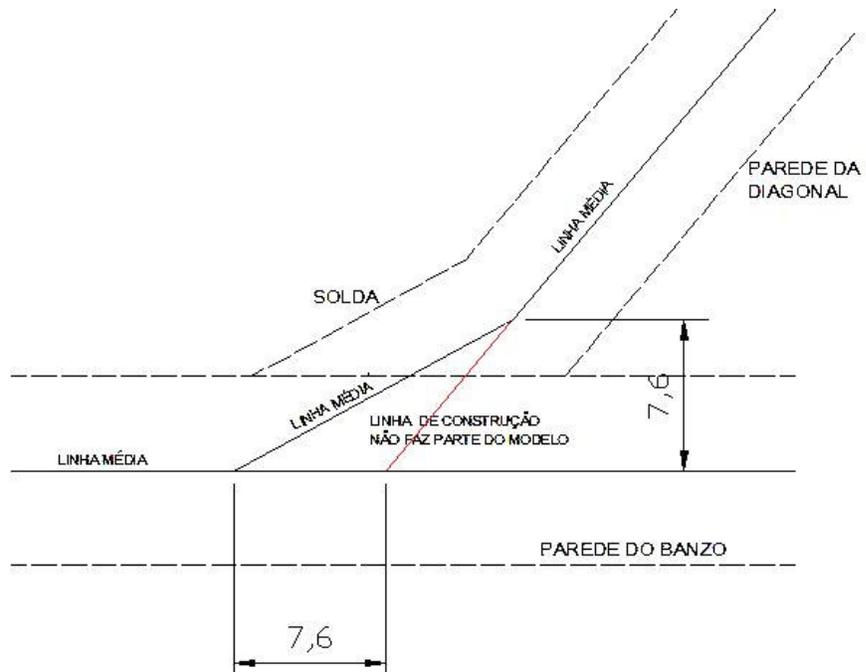
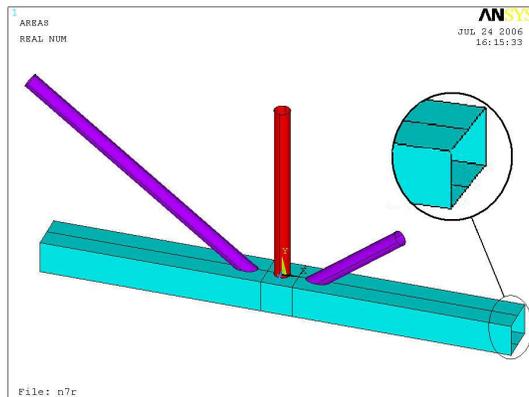


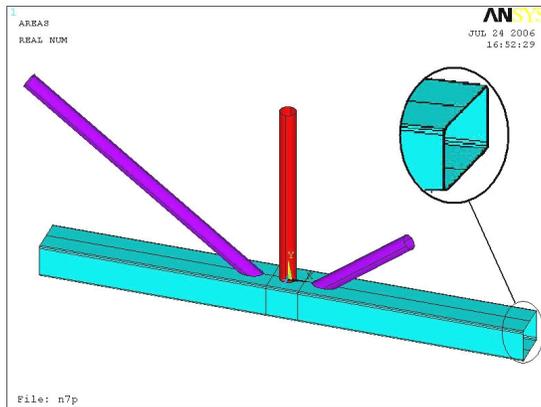
Figura 4.12 Modelagem do cordão de solda do modelo PIS2.

A Figura 4.13 apresenta em detalhe os modelos relacionados como mais significativos e as características intrínsecas à geometria de cada um.



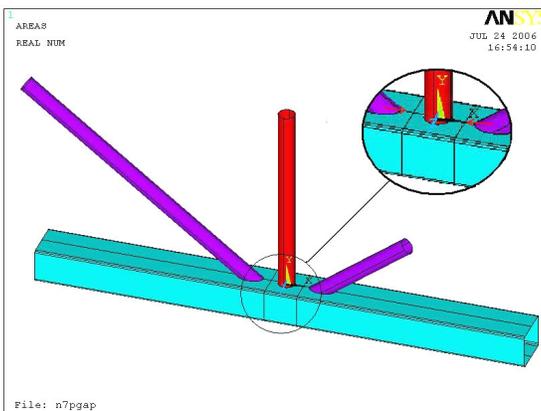
#### Modelo RI

- Aresta do banzo formando  $90^\circ$ ;



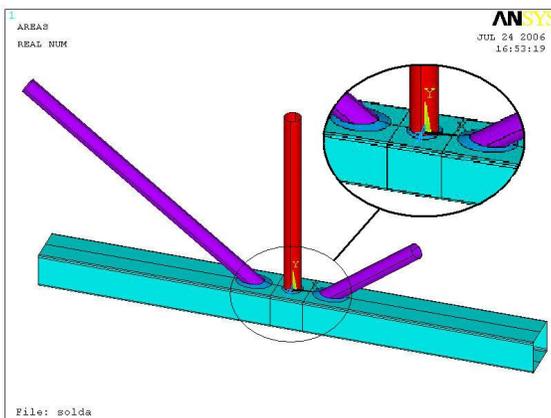
### Modelo PI

- Aresta do banzo com curvatura de raio externo igual a 2 vezes a espessura do perfil;



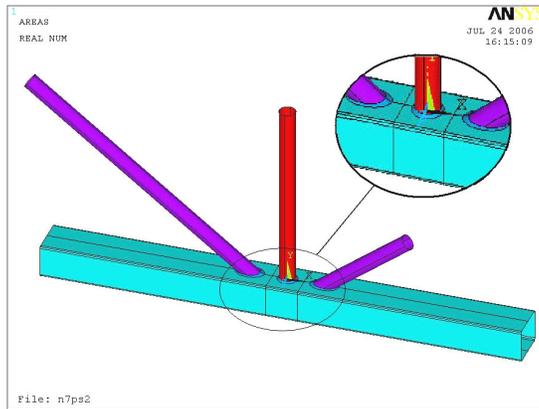
### Modelo PIgap

- Aresta do banzo com curvatura de raio externo igual a 2 vezes a espessura do perfil;
- Redução da distância entre as diagonais (Lalani (1993)).



### Modelo PIS1

- Aresta do banzo com curvatura de raio externo igual a 2 vezes a espessura do perfil;
- Modelagem da geometria da solda, baseado em Lee e Wilmshurst (1995).



#### Modelo PIS2

- Aresta do banzo com curvatura de raio externo igual a 2 vezes a espessura do perfil;
- Modelagem da geometria da solda como elemento de ligação entre o banzo e as diagonais/montante.

Figura 4.13 Modelos numéricos mais significativos.

## 4.6 Parâmetros de Entrada

Na análise dos modelos foi utilizado material com relação tensão x deformação não linear, inelástica, com diagrama bi-linear. Este diagrama foi elaborado a partir dos dados de análise do aço em laboratório. Na fase elástica foram usados:

- Módulo de elasticidade do aço,  $E_{aço} = 205000 \text{ N/mm}^2$ ;
- Coeficiente de Poisson,  $\nu = 0,3$ ;
- Limite de escoamento obtido pela caracterização mecânica do material e apresentado na tabela 3.3.

O módulo tangente do período pós-elástico de cada material foi obtido a partir da diferença entre o limite de ruptura e o limite de escoamento obtidos na caracterização do material. Tomando como base que o limite de escoamento do aço é obtido para um alongamento da amostra de 0,2% e o limite de ruptura para um alongamento de 10 a 11%, o módulo tangente foi obtido usando como referência a equação (4.1):

$$Et = \frac{f_u - f_y}{u_u - u_y} \quad (4.1)$$

onde “ $f_u$ ” é o limite de ruptura, “ $f_y$ ” é o limite de escoamento e  $u_u$  e  $u_y$  são os valores de alongamento da amostra para os carregamentos relativos à ruptura e escoamento, respectivamente.

A partir dessa equação, os valores de 10% e 11% na ruptura foram aplicados e um valor no intervalo entre os dois resultados obtidos foi escolhido para o módulo tangente.

Para a diagonal, foi usado um modulo tangente de  $1800 \text{ N/mm}^2$  e para o banzo de  $1300 \text{ N/mm}^2$ .

A aplicação do carregamento no modelo numérico foi gradual através de passos de carga, sendo o incremento de carga a cada passo controlado de forma automática pelo programa, em função de convergência pelo processo iterativo de Newton-Raphson.

No processo automático disponibilizado pelo programa, quando o passo de carga é estipulado e o problema não converge, é feita uma redução do passo de carga e novas iterações são feitas até que o intervalo torne-se menor que a tolerância especificada, aproximadamente em torno de  $0,001\%$  do carregamento aplicado, então o processo é finalizado.

#### **4.7 Condições de contorno**

Para definição das condições de contorno a serem aplicadas no banzo, uma análise comparativa foi feita a partir de uma ligação do tipo K, entre um modelo PI com restrição de todos os graus de liberdade dos nós localizados na extremidade do banzo e um com a modelagem da placa de fixação do banzo usado em laboratório, onde foram restringidos apenas os deslocamentos nas três direções nos pontos parafusados. Os resultados mostraram que a rigidez da placa usada em laboratório, funciona na modelagem numérica como engaste. Diante dos resultados, foi utilizada para análise dos modelos apresentados na Figura 4.13, a restrição de todos os graus de liberdade dos nós nas extremidades do banzo.

A Figura 4.14 apresenta o modelo gerado com simulação da placa utilizada em laboratório.

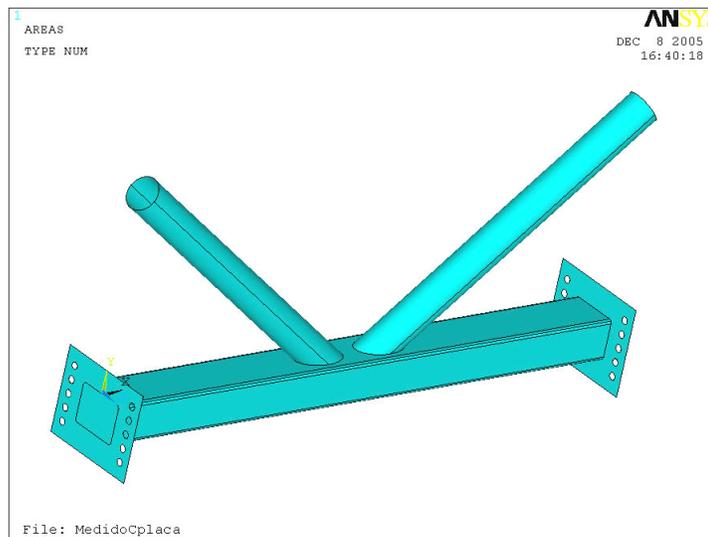


Figura 4.14 Modelo com simulação da placa de fixação da ligação.

Para as ligações do tipo KT, com carregamento previsto de até 300 kN no montante, foi restringido o deslocamento horizontal na extremidade deste, no ponto de aplicação do carregamento. Este fato deve-se ao uso de uma rótula universal no ensaio experimental. Para as ligações com aplicação de carregamento no montante superior a 300 kN, que é o caso da ligação N8, foi usado um atuador hidráulico de maior capacidade, não sendo possível a instalação da referida rótula, quando então, foram instalados roletes. Assim, o deslocamento horizontal da extremidade do montante foi liberado na direção longitudinal da ligação e manteve-se restringido na direção transversal. Para as diagonais, não foram atribuídas restrições de deslocamentos ou rotações.

## **5. ANÁLISE NUMÉRICO-EXPERIMENTAL**

Neste capítulo, serão apresentadas as análises comparativas entre os modelos numéricos “RI”, “PI”, “PI<sub>gap</sub>”, “PIS1” e “PIS2” cuja configuração foi apresentada na Figura 4.13 do capítulo quatro. As análises foram realizadas utilizando os resultados experimentais obtidos para os protótipos N2-2, N5, N7 e N8-2 apresentados no capítulo três. Os protótipos N2-2 e N8-2 referem-se ao protótipo que apresentou os melhores resultados experimentais dos dois ensaiados. A apresentação das análises foi dividida em: análises iniciais, relativas às definições do tipo de elemento e verificação da distribuição de tensões entre diagonais; protótipo N2-2; protótipo N8; protótipo N7 e protótipo N5, relativos a cada ensaio realizado.

### **5.1 Análises iniciais**

Inicialmente, para definição do elemento a ser utilizado nas análises dos modelos numéricos, foram feitas duas análises, uma utilizando o elemento “*Shell 181*” e outra utilizando o elemento “*Shell 93*”. A configuração geométrica usada foi da ligação do tipo K, com as dimensões nominais do protótipo N2 (tabela 3.2), sendo utilizadas malhas com um número aproximadamente igual de nós nos dois modelos. A Figura 5.1 apresenta a variação da tensão de von Mises no ponto médio do *gap* em função do carregamento aplicado na diagonal tracionada para os dois modelos. Os resultados apresentam-se muito próximos, sendo que a ligação modelada a partir do elemento *Shell 93* apresentou maior custo computacional.

Diante dos resultados, foi escolhido para as modelagens subseqüentes, o elemento *Shell 181*, que além de apresentar menor custo computacional, possibilita uma malha mais refinada, necessária para modelos com consideração da geometria da solda (modelos PIS1 e PIS2).

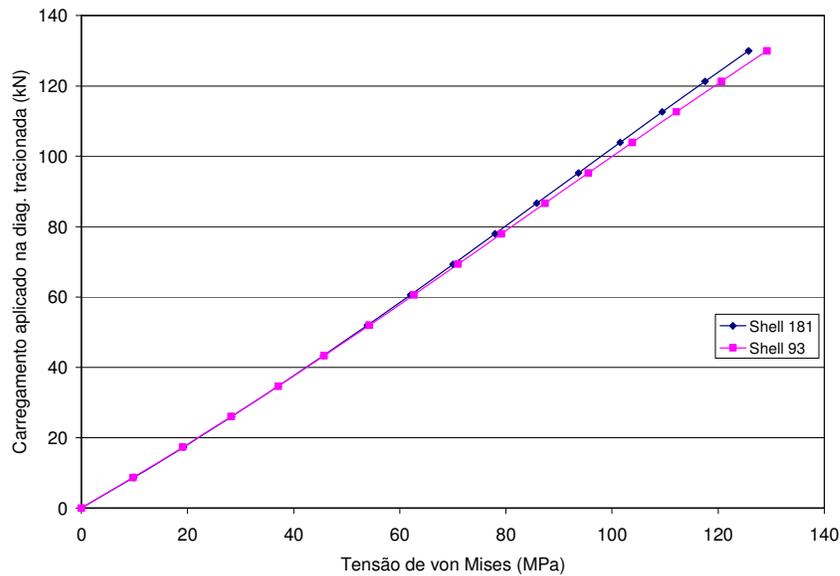


Figura 5.1 Comparação entre modelos numéricos utilizando os elementos *Shell 181* e *Shell 93*.

Com o modelo gerado a partir do elemento *Shell 181* e na configuração do modelo RI, foi feito um levantamento de tensões na região do *gap*, em vários pontos entre as diagonais e na linha média da face superior do banzo. O levantamento realizado foi para um carregamento de 149,60 kN para a diagonal tracionada e 124,30 kN para a diagonal comprimida, relativo a carga máxima obtida no ensaio do protótipo N2-2, sendo representado na Figura 5.2. Observa-se que há maior concentração de tensões nas regiões próximas às diagonais e esta tensão se reduz a quase zero no ponto de equilíbrio de tensões entre a diagonal comprimida e a diagonal tracionada. Num trecho de aproximadamente 35 mm, há uma variação de tensões máxima à mínima de aproximadamente 340 MPa, mostrando a grande variação de tensão ao longo da ligação.

A simulação no programa Ansys, através do modelo numérico analisado, não considera parâmetros como a alteração das características mecânicas do aço devido a tensões residuais oriundas do aquecimento durante o processo de soldagem e da conformação a frio do perfil retangular. As comparações com os protótipos experimentais que se seguem mostraram melhor essas alterações.

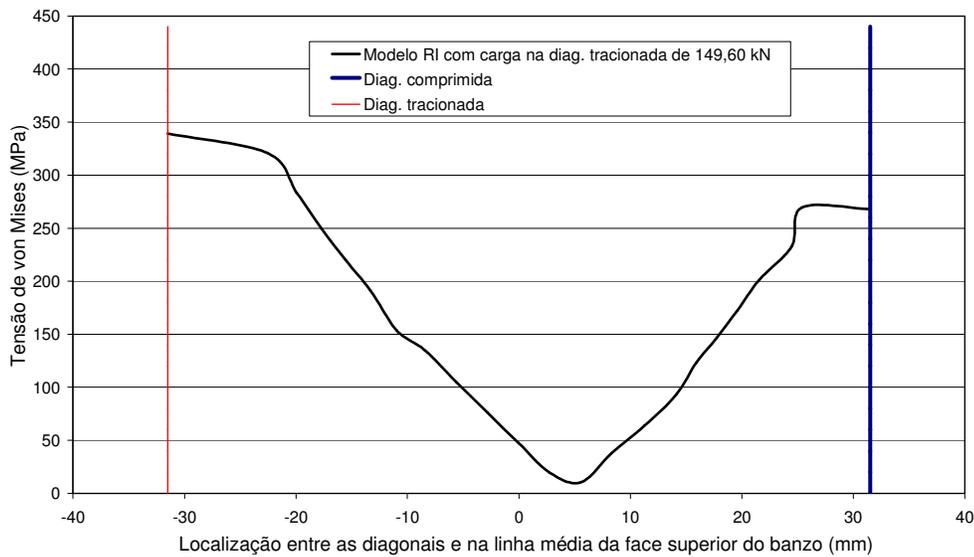


Figura 5.2 Variação de tensão entre as diagonais e na linha média da face superior do banzo para a ligação N2.

## 5.2 Protótipo N2-2

Para o protótipo N2-2 serão apresentados os resultados dos diversos modelos numéricos descritos no capítulo anterior, comparados com os resultados experimentais obtidos para as rosetas localizadas no banzo e nas faces superior e lateral do protótipo N2-2 (item 3.7.1). Para este modelo, as condições de contorno são de engaste nas extremidades do banzo.

Na Figura 5.3 tem-se a variação de tensão de *von Mises* em função do carregamento da diagonal tracionada para o ponto onde está localizada a roseta 1. Observa-se uma boa aproximação dos modelos numéricos com os resultados experimentais. No entanto, os maiores valores de tensões em todos os modelos numéricos são menores em relação ao experimental. É importante ressaltar que uma pequena variação na localização estimada da roseta pode acontecer devido ao posicionamento manual da extensometria e a dificuldade da medição da localização exata ser dificultada pelo cordão de solda. Foi evidenciado na Figura 5.2 e ilustrado na Figura 5.4, que a partir da análise do modelo PI, existe grande variação de tensões para

pontos muito próximos. Com base nestes fatos, pode-se chegar a conclusão que os modelos estão em conformidade com o protótipo experimental.

Comparando os modelos PI e RI, verifica-se que a consideração da curvatura das arestas do perfil retangular fez com que os resultados continuassem próximos dos dados experimentais depois de aproximadamente 50% do carregamento aplicado. Para o modelo RI, devido a flexibilização da região por não consideração da curvatura, com aproximadamente 50% do carregamento ocorreu mudança na curva, mostrando uma perturbação oriunda da plastificação de uma região próxima ao ponto. O mesmo fato pode ser verificado para o modelo *PIgap*, que apesar de apresentar a curvatura das arestas do perfil retangular, a aproximação das diagonais faz com que a distribuição de tensões fique concentrada em uma região menor, confirmando a alteração do gráfico por plastificação de uma área próxima ao ponto.

Dentre os modelos analisados, o modelo PIS1 considerando o cordão de solda apresentou os melhores resultados nos pontos analisados. Como mostrado anteriormente, a região entre as diagonais possui uma distribuição de tensões bastante variável em função do carregamento de tração e compressão e os maiores valores de tensão encontram-se próximos as diagonais. Com a modelagem do cordão de solda, a tensão apresentou-se melhor distribuída. Para o modelo PIS2 que também considera o cordão de solda, através de um elemento de ligação entre os perfis do banzo e da diagonal, os resultados não se apresentaram tão bons, uma vez que neste modelo, as diagonais não estão em contato direto com o banzo, sendo a área de distribuição das tensões menor se comparada com o modelo PIS1.

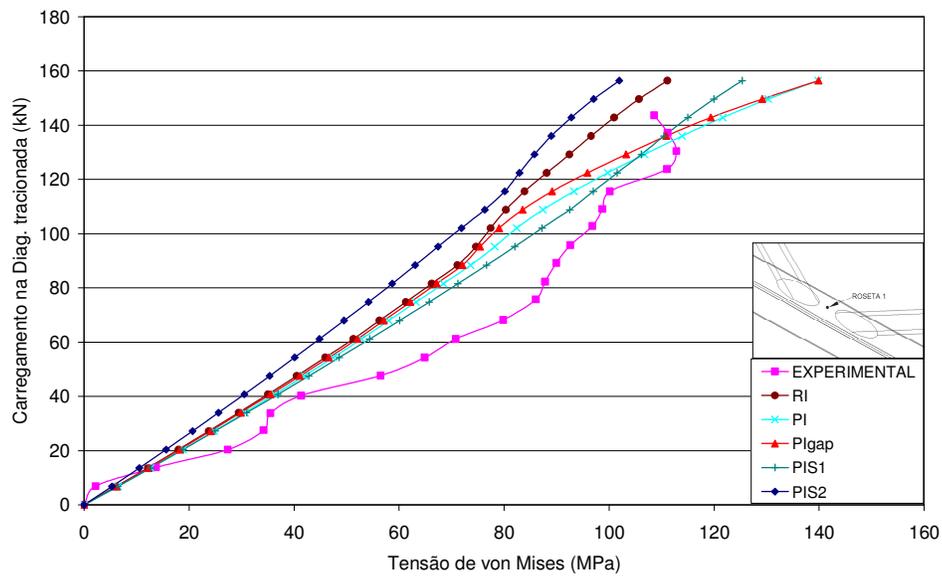


Figura 5.3 Comparação dos resultados experimentais da ligação N2-2 com os dos modelos numéricos para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises na Roseta 1.

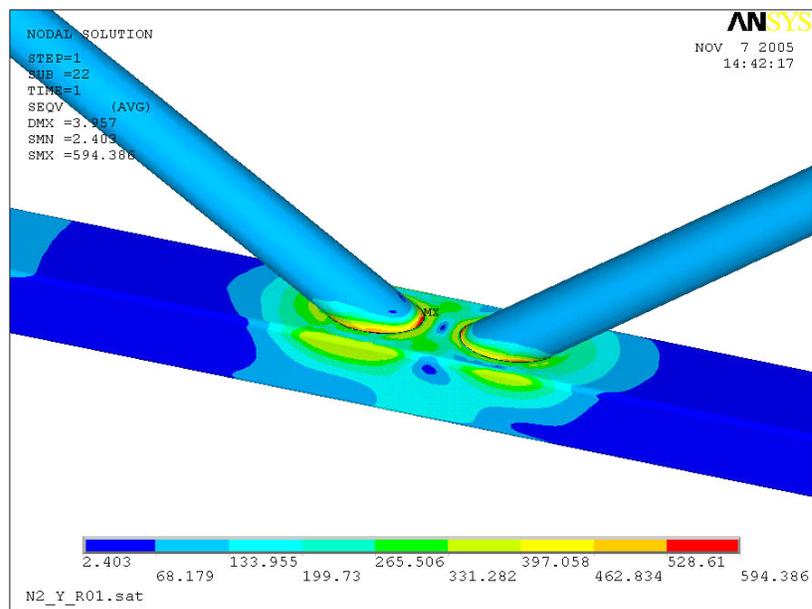


Figura 5.4 Configuração da variação de tensões na face superior do banzo para o protótipo N2-2 segundo o modelo RI.

Na Figura 5.5 tem-se a comparação dos resultados experimentais das tensões obtidos a partir das medições na roseta 2, colada na face lateral do banzo e no seu ponto médio, com os resultados numéricos dos diversos modelos testados, versus o carregamento na diagonal tracionada. Observa-se uma boa correlação dos resultados numéricos com os resultados experimentais. Verifica-se também que as variações entre os modelos, relativas à geometria do banzo (PI e RI), aproximação das diagonais (PIgap), e consideração do cordão de solda (PIS1 e PIS2), não alteram a configuração de tensão na lateral do banzo, permanecendo os gráficos lineares. É importante ressaltar que nesta região as tensões residuais devido ao processo de soldagem não são consideráveis.

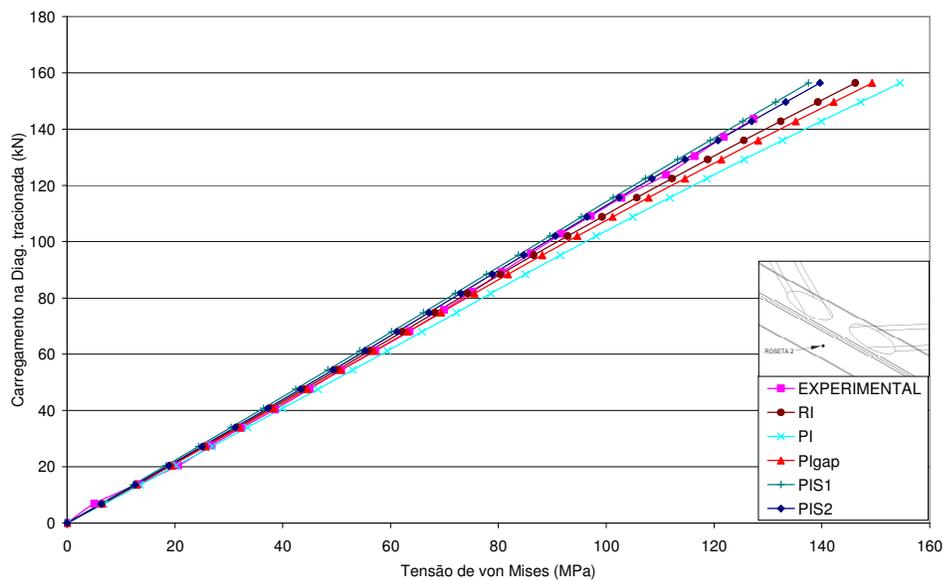


Figura 5.5 Comparação dos resultados experimentais da ligação N2-2 com os dos modelos numéricos para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises na Roseta 2.

Para esta ligação, o carregamento aplicado em laboratório foi inferior ao carregamento nominal de dimensionamento, como foi apresentado no capítulo três (tabela 3.4) permanecendo na fase elástica do material em todos os pontos analisados.

### 5.3 Protótipo N8

A ligação do protótipo N8 é do tipo KT com elevada capacidade de carregamento em relação aos outros protótipos ensaiados. Durante o ensaio do protótipo, e em função dos equipamentos disponíveis, foi utilizado na extremidade do montante rolete de apoio para manter a verticalidade do carregamento em substituição a rótula universal utilizada nos demais ensaios. Assim, observou-se deslocamento da extremidade do montante em relação ao eixo de carga indicando uma variação na condição de apoio do mesmo.

Para a análise da influência desta variação da condição de contorno, foi feita uma verificação a partir de dois modelos do tipo PI, um com restrição de deslocamento na extremidade do banzo (PI com restrição) e outro sem esta restrição (PI livre). A Figura 5.7 apresenta os resultados desta verificação para o ponto de localização da roseta 1, e a Figura 5.8 para o ponto de localização da roseta 2. Para o modelo numérico com o deslocamento lateral restringido as tensões nos pontos analisados (roseta 1 e 2) foram menores se comparado-as com os resultados experimentais e com o modelo de deslocamento livre. Isto é justificado pelo fato de que, com a extremidade do montante livre, o deslocamento, associado ao carregamento vertical produz momento fletor adicional no banzo (Figura 5.6). Este momento provoca maiores deslocamentos na região instrumentada e maiores valores de tensão. A Figura 5.9 ilustra a configuração de tensões para o mesmo carregamento e com as condições de apoio restringido (Figura 5.9 (a)) e livre (Figura 5.9 (b)).

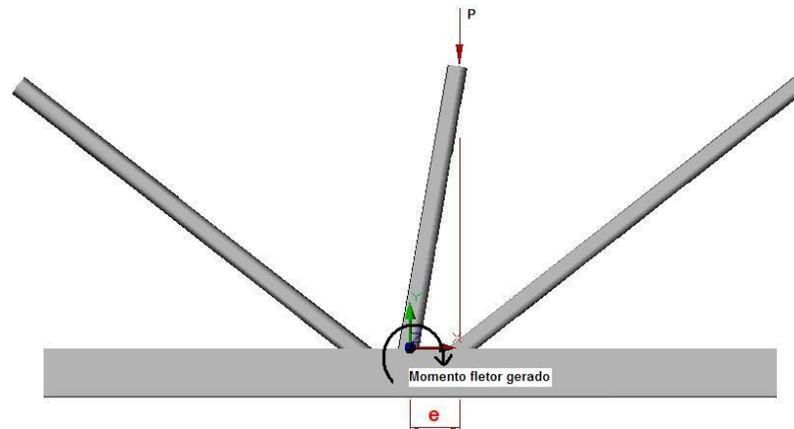


Figura 5.6 Momento fletor adicional gerado no banzo

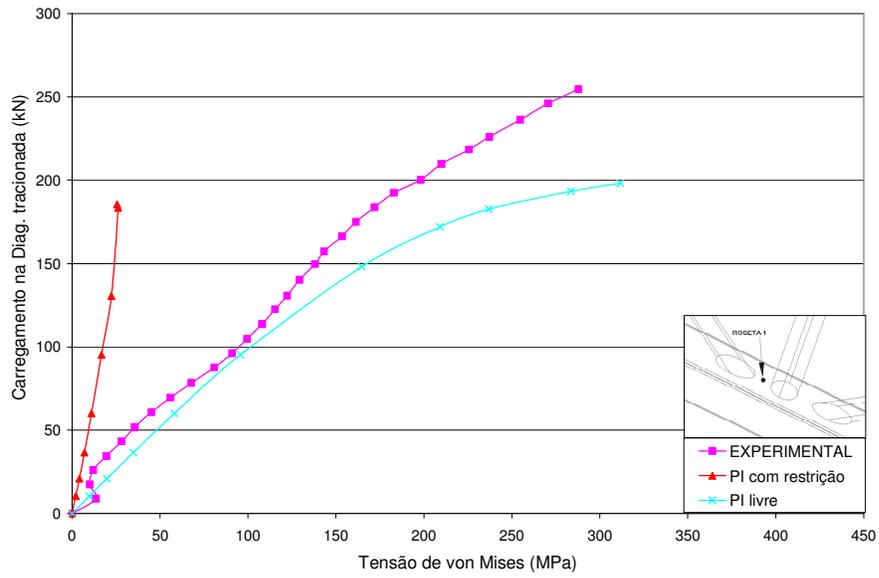


Figura 5.7 Comparação dos resultados experimentais da ligação N8 com modelo numérico PI considerando o montante com apoio restringido e com apoio livre para a Roseta 1.

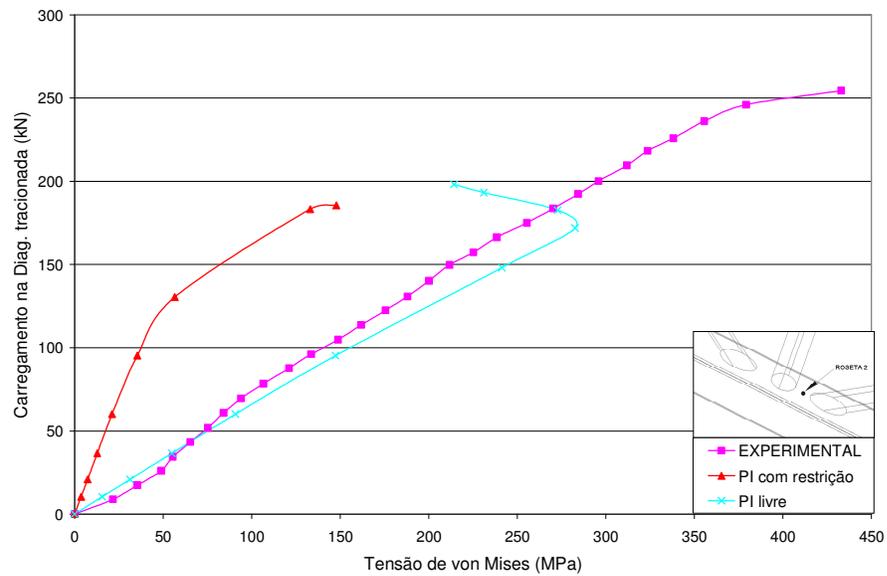
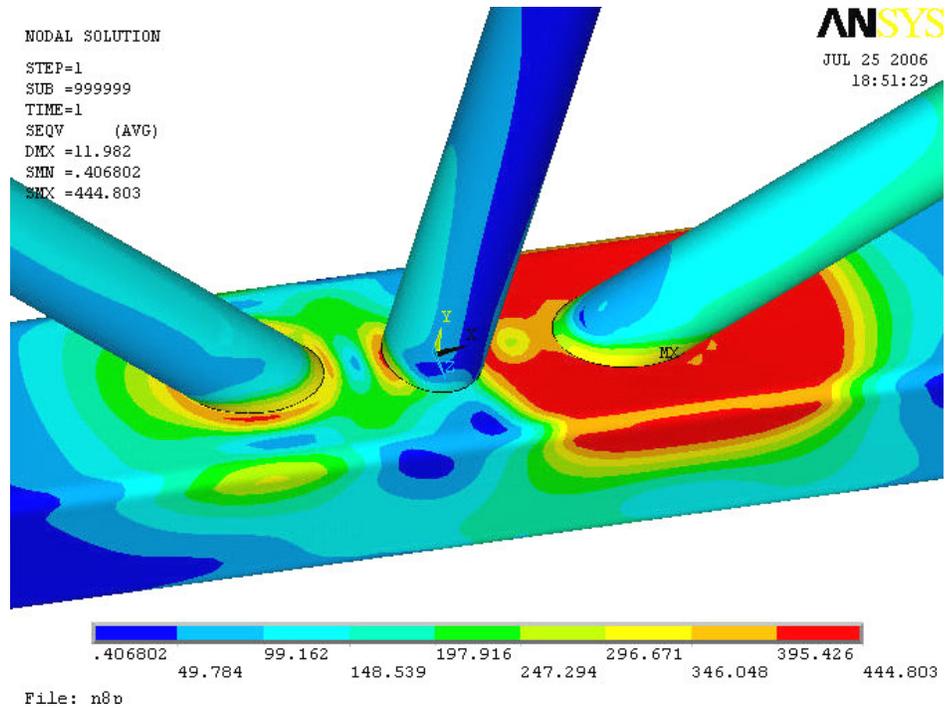
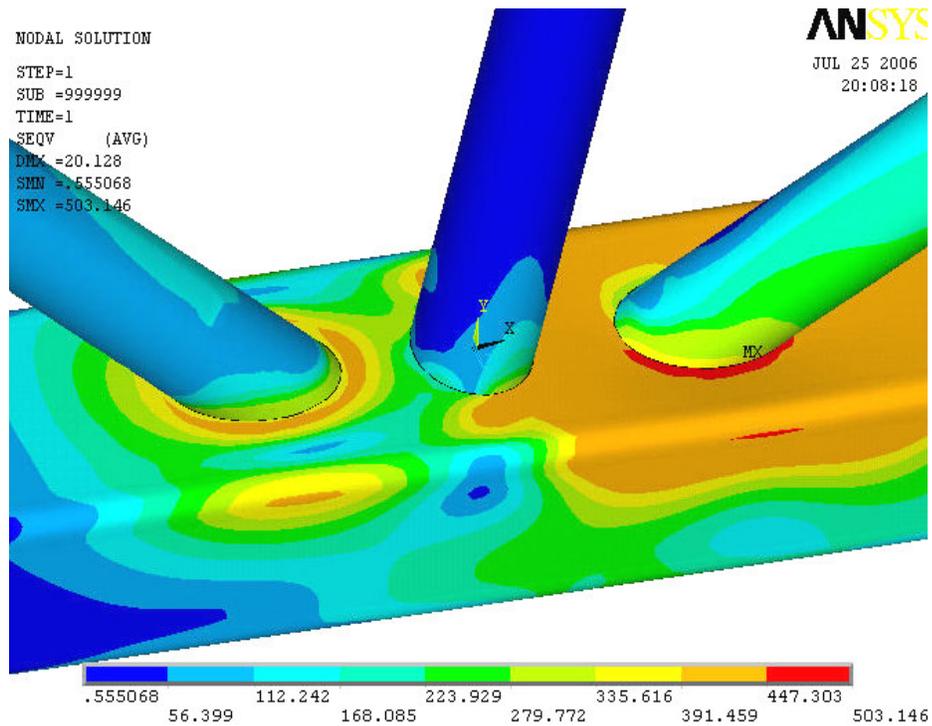


Figura 5.8 Comparação dos resultados experimentais da ligação N8 com modelo numérico PI considerando o montante com apoio restringido e com apoio livre para a Roseta 2.



(a) Modelo com restrição no montante (PI com restrição)



(b) Modelo sem restrição no montante(PI livre)

Figura 5.9 Representação da distribuição de tensões no banço para a ligação N8.

As análises dos modelos numéricos relacionados no capítulo quatro, comparados com os resultados experimentais nos pontos instrumentados pelas rosetas são apresentadas a seguir.

Pode-se observar nas Figura 5.10 e na Figura 5.11, respectivamente, que a presença da curvatura das arestas do banzo (modelo PI), da mesma forma que apresentado para a ligação N2-2, apresenta melhores resultados comparados com o modelo numérico sem a modelagem da curvatura (modelo RI).

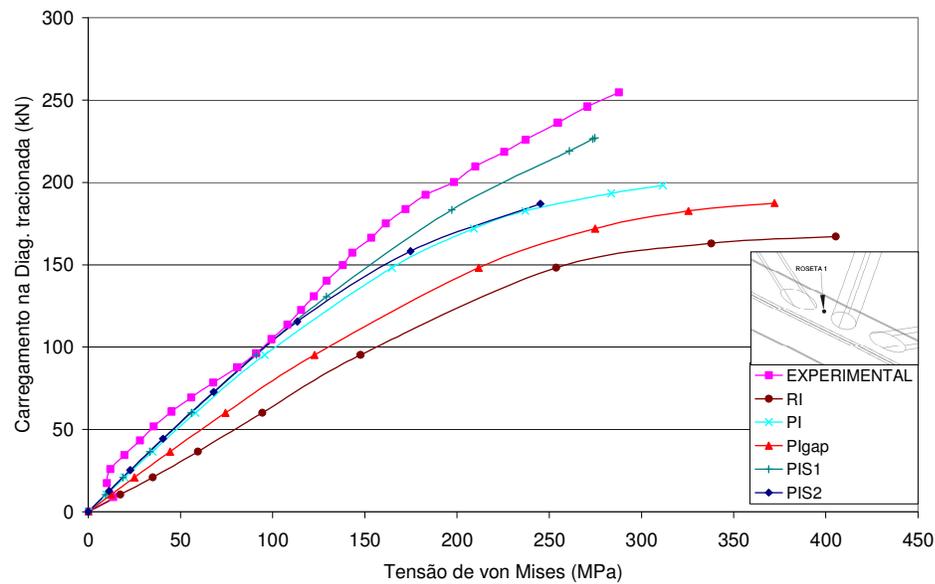


Figura 5.10 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N8 na Roseta 1.

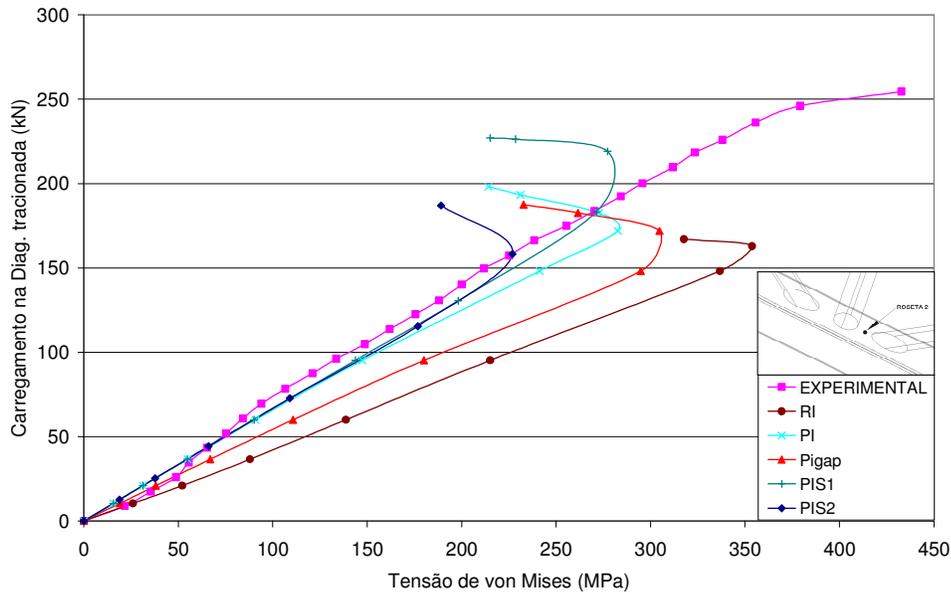


Figura 5.11 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N8 na Roseta 2.

Analisando a evolução das tensões a cada etapa de carregamento e em vários pontos do modelo foi possível notar que quando o nível de tensão na solda atinge o limite de escoamento, o gráfico começa a apresentar uma leve deflexão, deixando de ser linear, e a curvatura é acentuada à medida que aumenta o carregamento e consequentemente, a região plastificada. A Figura 5.12 apresenta em vermelho a plastificação em alguns pontos para 60% do carregamento final do ensaio realizado, que é de 150 kN. Com isso chega-se a conclusão da necessidade de uma melhor representação da ligação entre as diagonais/montante e o banzo.

No modelo que considera a geometria da solda (PIS1), os resultados de distribuição de tensões na junção entre as diagonais/montante e o banzo melhoram consideravelmente. Com relação ao modelo “Pigap”, com tentativa de simulação da solda pela aproximação das diagonais fez ocorrer maior concentração de tensões na região entre as diagonais e o montante, não resultando em melhores resultados quando comparados com os experimentais. O mesmo pode ser observado para o modelo PIS2

onde a geometria da solda é representada por um elemento de ligação entre as diagonais/montante e o banzo.

Para o ponto relacionado à localização da roseta 1, os dados extraídos do modelo PIS1, onde o carregamento é distribuído em uma área maior e as diagonais/montante ficam em contato com o banzo, apresentaram-se bem próximos dos resultados obtidos em laboratório, com a curvatura do gráfico seguindo a mesma inclinação, conforme apresentado na Figura 5.10.

Para o ponto relativo à localização da roseta 2, todos os modelos apresentaram a mesma tendência linear para quase todo o carregamento. No gráfico referente ao modelo RI, pode-se observar que a falta da curvatura, aumentando a flexibilidade da face do banzo na direção perpendicular a ele, fez com que os resultados se distanciassem dos dados experimentais. A análise foi interrompida em todos os modelos devido a um deslocamento excessivo acusado pelo programa. Esse deslocamento provocou um ponto de inflexão acentuado no gráfico, provavelmente devido às características mecânicas do material serem regidas por um diagrama tensão x deformação bi-linear. Assim, quando toda a região entre uma diagonal e o montante atinge o limite de escoamento, a região perde resistência e a diagonal rotaciona em torno da face superior do banzo, ocasionando alívio de tensões.

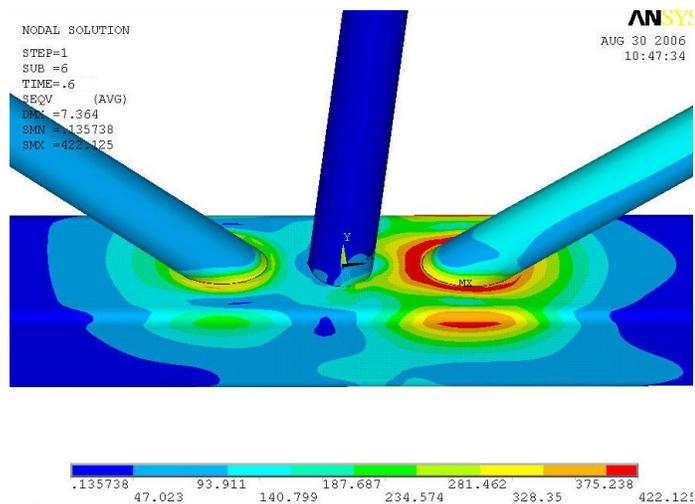


Figura 5.12 Representação da distribuição de tensões com plastificação no banzo para 60% do carregamento de ensaio da ligação N8.

Para o ponto localizado na face lateral do banzo, correspondente a roseta 3, os resultados apresentaram-se satisfatórios enquanto as características mecânicas da face do banzo se conservaram, mostrando que a diferença de rigidez, a distribuição de tensões e a proximidade das diagonais na face superior do banzo altera muito pouco a distribuição de tensões no ponto localizado na face lateral no banzo, abaixo do montante, como mostra a Figura 5.13.

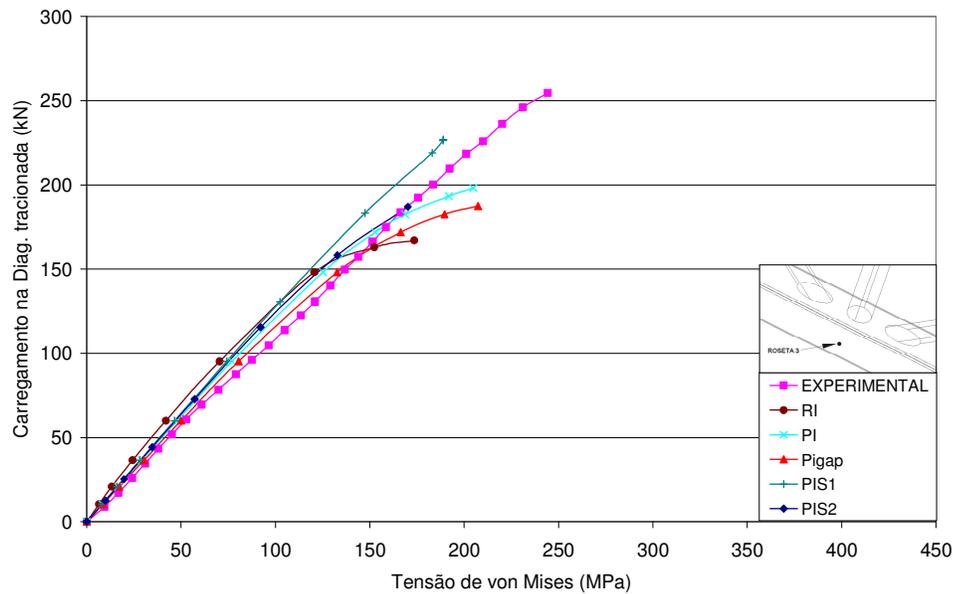


Figura 5.13 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o Carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N8 na Roseta 3.

## 5.4 Protótipo N7

O protótipo N7 é do tipo KT, apresentando carregamentos menores que os aplicados no protótipo N8 (tabela 3.4). Para este protótipo foi utilizada rótula universal no montante configurando a condição de contorno como restringida. Analogamente aos demais ensaios, as diagonais não tiveram seus deslocamentos restringidos. Para esta ligação, o carregamento aplicado em laboratório foi superior ao carregamento nominal de dimensionamento, como foi apresentado no capítulo três (tabela 3.4).

Analogamente ao protótipo N8, para a avaliação de funcionamento da rótula quanto a restrição de deslocamento, foi feita uma análise a partir do modelo do tipo PI com variação apenas das condições de contorno do montante, sendo os resultados apresentados na Figura 5.14 para a roseta 1. Observa-se que no modelo com a extremidade do montante livre (PI livre) a análise é interrompida pelo programa com aproximadamente 30% do carregamento aplicado em laboratório. Com a plastificação da face superior do banzo, o montante desloca-se na direção da diagonal comprimida e o excesso de deslocamento interrompe a análise.

Para o modelo com restrição do deslocamento do montante (PI com restrição), o montante absorve uma parcela do momento gerado e a análise chega a aproximadamente 50% do carregamento aplicado em laboratório.

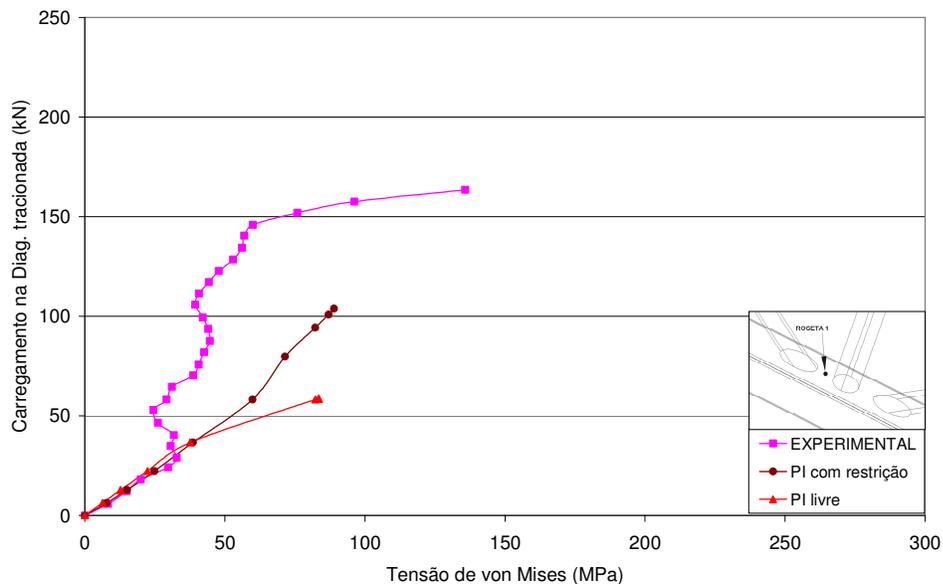


Figura 5.14 Comparação dos resultados experimentais da ligação N7 com modelo numérico PI considerando o montante com apoio restringido e com apoio livre para a Roseta 1.

É observado na Figura 5.14, para a ligação N7, assim como na Figura 5.10 para a ligação N8, para a roseta 1, uma perturbação brusca no gráfico no início do ensaio experimental, fato este que não é observado para os demais ensaios. Esta perturbação é

melhor representada através da Figura 5.15, onde se tem as tensões de von Mises nos dois ensaios citados. Esta pode ser explicada pelo fato de no sistema de aplicação do carregamento de tração, o atuador hidráulico necessitar movimentar inicialmente as peças móveis e tirantes para em seguida aplicar carregamento na diagonal tracionada (ver figura 3.8). Destaca-se que a célula de carga foi posicionada de forma que registre o peso dos tirantes e peças móveis e a conseqüente inércia inicial deste conjunto que é vencida para um carregamento no intervalo entre 0 e 50 kN. Esta perturbação é registrada apenas pela roseta 1, que é mais próxima a diagonal tracionada. Para o protótipo N8 que possui maiores dimensões e capacidade de carga, esta deflexão pode ser observada para um nível menor de tensões. Pode ser observado também que este fato é mais significativo para o protótipo N7 que é menos resistente.

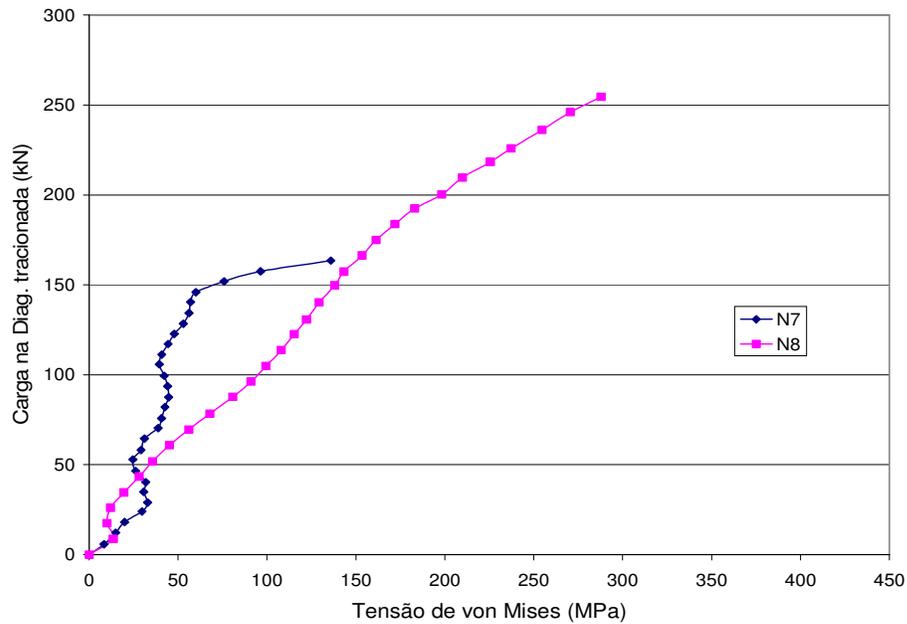


Figura 5.15 Comparação dos resultados experimentais da ligação N7 e N8 com modelo numérico PI para a Roseta 1.

Os gráficos referentes às comparações entre os modelos numéricos e os resultados experimentais para o protótipo N7 são apresentados na Figura 5.16 no ponto onde foi posicionada a roseta 1, na Figura 5.17 para a roseta 2 e na Figura 5.18 para a roseta 3, respectivamente.

Para esta ligação formada por perfis mais esbeltos quando comparados com a ligação N8, observa-se que a modelagem da curvatura do raio de dobramento do banzo retangular melhora os resultados, como pode ser observado nos três gráficos relacionados a partir dos modelos RI e PI.

As análises dos modelos foram interrompidas também por deslocamento excessivo verificado pelo programa, podendo ser observado na Figura 5.17 em todos os gráficos.

Observa-se que o modelo PIS1 apresentou bons resultados até o final do ensaio, ocorrendo a finalização da análise com um carregamento final próximo ao obtido experimentalmente. Tanto no ensaio experimental como no modelo PIS1 observa-se um ponto de deflexão acentuado nos últimos passos de carga característico de plastificação, não no ponto analisado com pode-se notar pelo nível de tensões, mas em uma região próxima, confirmando o bom funcionamento do modelo, como observado no ensaio do protótipo N8 (figura 5.11).

O modelo PIS2, que tem a interface entre as diagonais/montante e o banzo representada por um elemento de ligação apresentou também bons resultados até aproximadamente 60% do carregamento no ensaio experimental, seguindo a mesma trajetória do modelo PIS1.

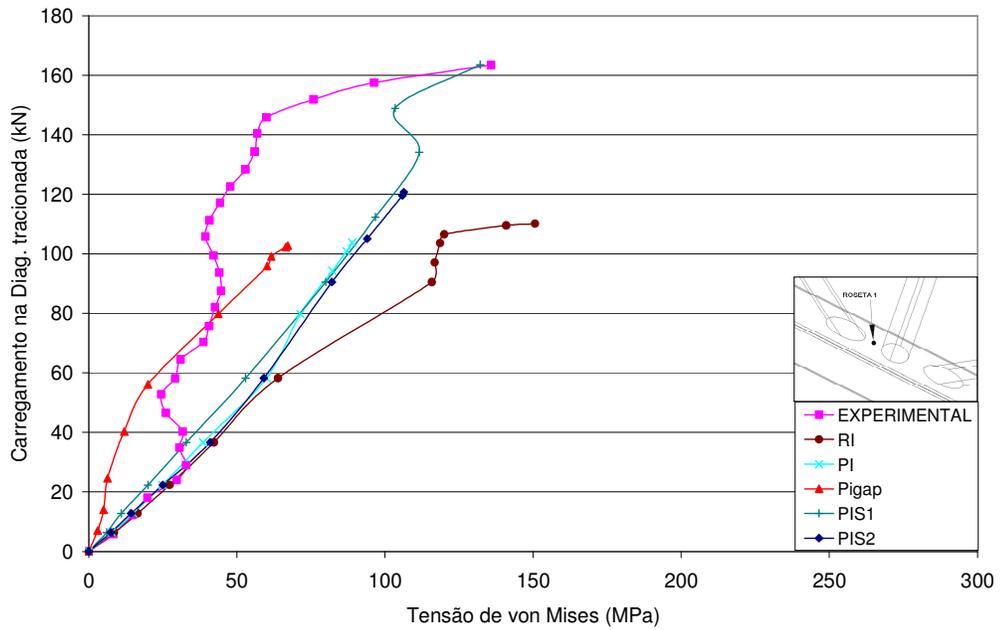


Figura 5.16 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N7 na Roseta 1.

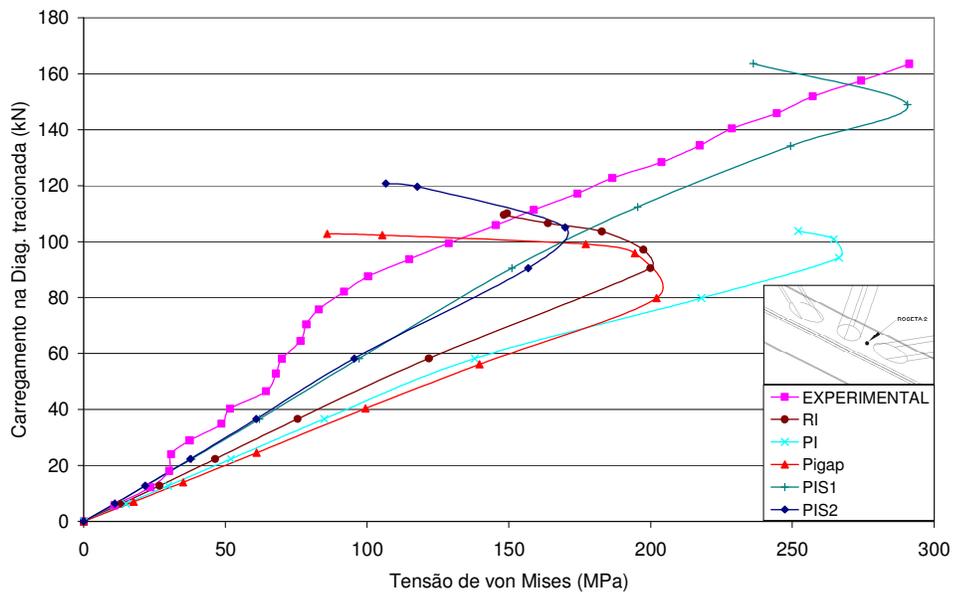


Figura 5.17 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N7 na Roseta 2.

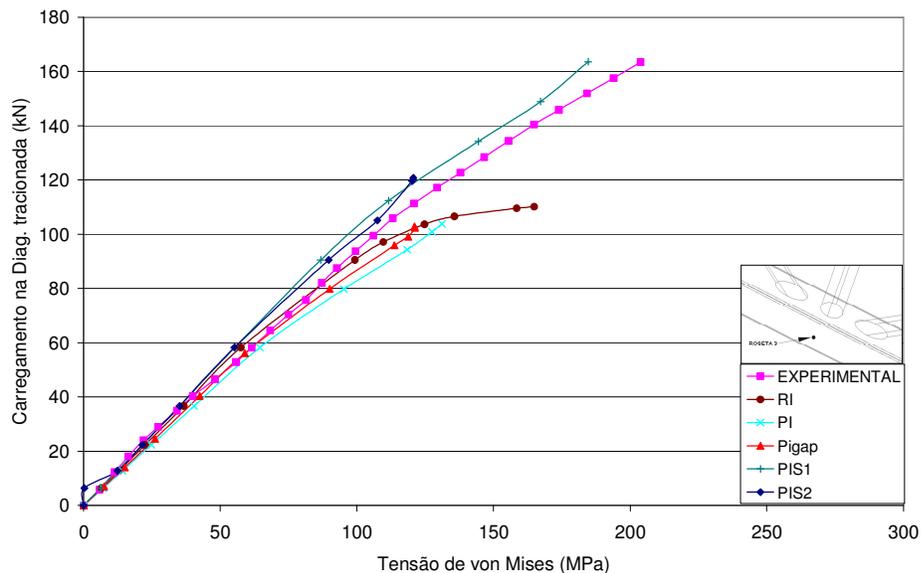


Figura 5.18 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N7 na Roseta 3.

## 5.5 Protótipo N5

O protótipo N5 é do tipo KT, com a menor espessura verificada no banzo, apresentando também um nível de carregamento que permita o uso da rótula universal na transferência de carregamento, fazendo com que haja restrição de deslocamento na extremidade do montante. Para esta ligação, o carregamento aplicado em laboratório foi superior ao carregamento nominal de dimensionamento, como foi apresentado no capítulo 3 (tabela 3.4)

A Figura 5.19 apresenta os gráficos comparativos dos resultados experimentais e numéricos no ponto de fixação da roseta 1, e observa-se que inicialmente, os modelos têm comportamentos bem próximos aos dados experimentais. A partir de aproximadamente a segunda metade do ensaio a inclinação da curva referente aos resultados experimentais ganha uma maior inclinação e a tensão no ponto aumenta rapidamente caracterizando escoamento do material, distanciando-se gradativamente

dos gráficos referentes aos modelos numéricos. O escoamento do material foi observado para uma tensão inferior ao limite de escoamento, obtido da caracterização do material, devido ao banzo apresentar menor espessura e a ligação apresentar o menor “gap”, sendo assim, os fatores que alteram as propriedades do material nos locais da solda, já mencionadas anteriormente, são mais significativos para esta ligação.

Os modelos PIS1 e PIS2 apresentaram comportamentos bem parecidos, até o carregamento último suportado, em todos os pontos analisados. Devido a menor espessura do banzo, o fato do modelo PIS2 representar a ligação entre as diagonais/montante a partir de um diâmetro maior que os outros modelos sem a consideração da geometria da solda foi suficiente para melhorar a distribuição de tensões no banzo.

Mais uma vez, observa-se que para modelos compostos de paredes mais esbeltas a consideração do raio de curvatura do banzo tem menor influência na análise como pode ser notado nos gráficos relativos aos modelos PI e RI.

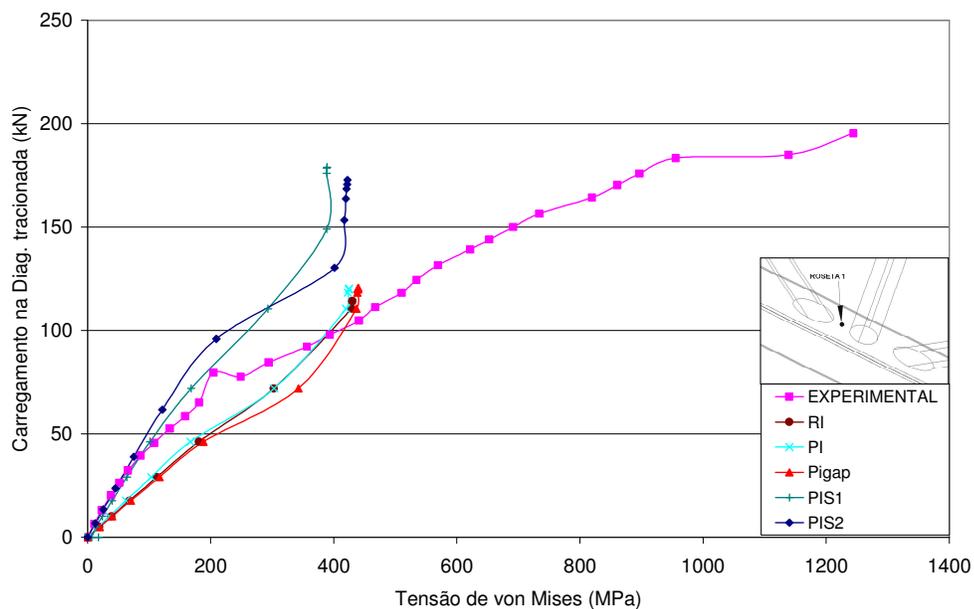


Figura 5.19 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N5 na Roseta 1.

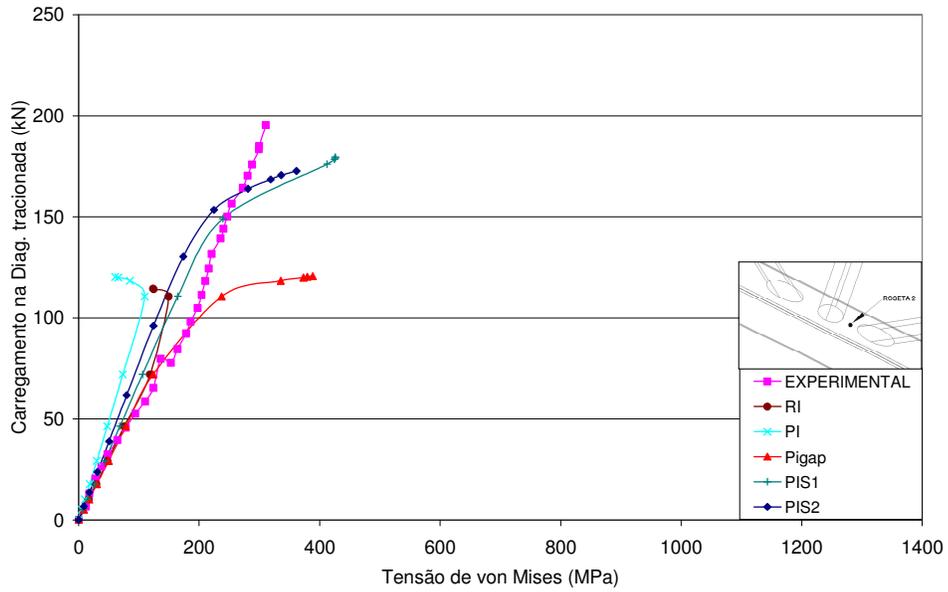


Figura 5.20 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N5 na Roseta 2.

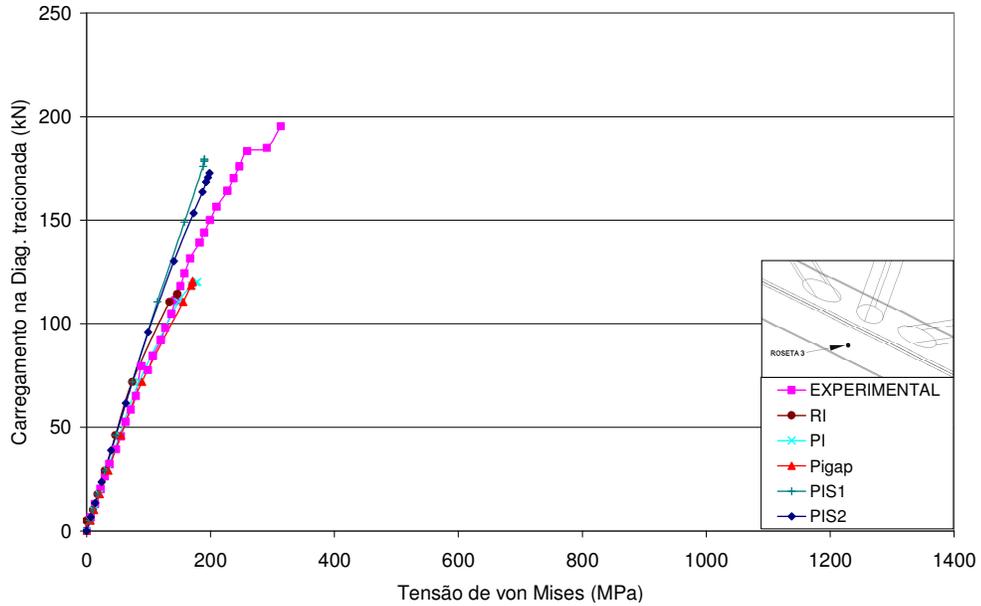


Figura 5.21 Comparação entre os modelos numérico e experimental para o carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises para a ligação N5 na Roseta 3.

## **6. CONSIDERAÇÕES FINAIS**

O estudo de treliças compostas de perfis tubulares, e em particular, suas ligações, são de fundamental importância para o desenvolvimento tecnológico deste produto ainda pouco explorado no mercado brasileiro. É importante ressaltar que a norma brasileira NBR8800/86 ainda não apresenta prescrições específicas para perfis tubulares e suas ligações. Este estudo é parte integrante do desenvolvimento de um sistema treliçado misto de piso, constituído de treliças de perfis tubulares circulares nas diagonais/montante e perfis tubulares retangulares nos banzos, com conectores soldados na face superior exercendo a função de ligação entre a treliça e a laje de concreto.

A maioria dos trabalhos realizados sobre ligações de treliças, formadas por perfis tubulares, considera análises dinâmicas e nos poucos trabalhos relativo a carregamento estático, estas ligações são formadas por perfis circulares.

Desta forma, no que diz respeito a este tipo de sistema estrutural, ainda há muito que ser estudado, pois é muito importante entender de forma detalhada o caminho de tensões para chegar a modelos numéricos que representem bem as estruturas reais, possibilitando a realização de análises paramétricas no intuito de otimizar o uso deste novo sistema estrutural. Com a utilização de programas e computadores cada dia mais avançados e acessíveis, este desenvolvimento de novas tecnologias e aperfeiçoamento das existentes apresentam-se em constante crescimento, sem a necessidade de um número muito grande de ensaios experimentais, que são onerosos.

Desta forma, o presente trabalho teve como objetivo principal, o desenvolvimento de um modelo numérico representativo de ligações tubulares de treliças mistas, assim como avaliação da metodologia de ensaio experimental, contribuindo assim para o desenvolvimento da linha de pesquisa sobre ligações de estruturas metálicas tubulares.

Primeiramente, é importante ressaltar a metodologia do ensaio experimental:

- A montagem do protótipo com a ligação na posição horizontal apresentou-se adequada, com grande economia de equipamentos e sistemas de montagem e carregamento;

- A aplicação dos carregamentos de forma independente foi bem coordenada como se pôde verificar pela seqüência de passos de carga a partir dos dados adquiridos pelo sistema automático de aquisição de dados;
- Os extensômetros elétricos usados nos ensaios experimentais foram apropriados, uma vez que apenas um dos extensômetros da gama de ensaios apresentados perdeu o sinal e esse fato ocorreu para um nível elevado de carregamento aplicado;
- Destaca-se, no entanto, a necessidade de instrumentação em um maior número de pontos para avaliar outras regiões das ligações;

A partir dos modelos numéricos desenvolvidos, através de comparações com os dados obtidos nos ensaios experimentais, pôde-se verificar que:

- A comparação dos resultados numéricos com os experimentais em relação à distribuição de tensões mostrou uma boa concordância, indicando que os modelos numéricos utilizados são adequados. Os modelos numéricos utilizados levaram em consideração as imperfeições oriundas da soldagem das peças na fabricação da ligação, a geometria do cordão de solda, em parte dos modelos, o raio de dobramento do perfil retangular conformado a frio e as características mecânicas do aço;
- A partir dos modelos numéricos, foi possível observar que o uso da rótula universal no conjunto de aplicação de carregamento de compressão no ensaio experimental foi adequado para restrição do deslocamento lateral da extremidade do montante nos protótipos;
- Nas análises das ligações denominadas por N5, N7 e N8, que apresentam grande excentricidade, foi ressaltada a importância da consideração das condições de contorno na extremidade das diagonais/montante para distribuição de tensões na face do banzo. Com a restrição apenas das extremidades do banzo e do montante, foi possível observar a distribuição entre as peças do momento gerado no protótipo e nos modelos numéricos;
- Com a liberação do deslocamento lateral da extremidade do montante, o deslocamento ocorrido fez com que ocorresse uma amplificação do momento fletor gerado a partir da excentricidade da ligação, e conseqüentemente, um

aumento de tensões na face do banzo, na região entre as diagonais. Para as diagonais, não houve mudança das condições de contorno dos protótipos, e a redução do comprimento da diagonal comprimida, apresentou-se em conformidade com o ensaio experimental, uma vez que o conjunto de aplicação de carregamento a compressão oferece um pouco de resistência quanto ao deslocamento lateral da extremidade da diagonal.

- As peças de apoio foram apropriadas para a fixação dos protótipos e dos conjuntos de aplicação de carregamento na laje de reação, uma vez que não apresentaram plastificação, e algumas movimentações na estrutura ocorridas foram justificadas pelo elevado nível de carregamento aplicado;
- O posicionamento da célula de carga no conjunto para aplicação de carregamento de tração não foi adequado, uma vez que uma resistência, devido ao início da movimentação das peças móveis do conjunto foi capitada pela célula de carga antes do carregamento ser transferido para o protótipo, contudo, este fato influenciou a distribuição de tensão entre o montante e a diagonal comprimida apenas para carregamentos mais baixos, ocasionando maiores problemas para as ligações com menor capacidade de carga. Nesta circunstância, o modelo numérico não poderia ser ajustado, sendo considerado o ajuste no resultado do modelo experimental;
- As chapas soldadas na extremidade do banzo, representando engaste, funcionaram bem, como verificado em modelos numéricos levando em consideração a chapa com suas características físicas e geométricas;
- O diagrama tensão x deformação do material bi-linear usado apresentou-se adequado, mas verifica-se a necessidade de uma melhor representação através de um diagrama multilinear, uma vez que os gráficos de carregamento na diagonal tracionada x tensão de von Mises, em alguns pontos analisados, apresentaram uma dispersão, caracterizando a mudança brusca no comportamento do aço;
- As tensões na parede lateral do banzo da ligação pouco se alteram para os diferentes modelos analisados, verificando uma independência com a distribuição de tensões na face superior, sendo que, em quase todos os modelos, os gráficos traçados apresentaram um comportamento muito similar;

- A modelagem do cordão de solda exerce papel fundamental na distribuição de tensões na face superior do banzo. Para uma análise detalhada de tensões e para a fabricação deste sistema estrutural, é importante a preocupação com suas dimensões quando se trata de ligações com banzos retangulares.
- Observa-se também que a esbeltez da parede/face superior do banzo tem forte influência na resistência da ligação, que quanto maior a relação  $b/t$ , maior a concentração de tensões. Estas tensões possuem variações maiores em relação ao carregamento gerando maior dispersão nos resultados experimentais/numéricos.

Através da comparação entre os modelos numéricos, pôde-se tirar muitos ensinamentos de forma a contribuir para futuras análises:

- Os elementos de casca de 4 e 8 nós, usados na geração de um modelo de ligação tipo K, apresentaram um comportamento muito próximo, sendo que o modelo formado por elementos de 8 nós demandou um custo computacional bem mais alto;
- Para os modelos numéricos relacionados a ligações do tipo KT analisados, a finalização da análise ocorreu com a plastificação generalizada entre uma das diagonais e o montante, fazendo com que a região do *gap* diminua consideravelmente sua resistência e a diagonal apresente grande deslocamento para pequena ampliação do carregamento;
- A modelagem do raio de dobramento do perfil retangular mostrou-se necessária para modelos mais robustos, provavelmente devido à distribuição complexa de tensões residuais oriundas da conformação a frio dos perfis retangulares ser maior para chapas mais espessas;
- A tentativa de simulação da solda por aproximação, conforme proposto por Lalani et al. (1993) para ligações formadas por perfis tubulares circulares, não apresentou bons resultados para as ligações analisadas neste trabalho, onde o banzo tem forma retangular.
- Dentre os modelos analisados, destacou-se o modelo PIS1, que considerou cordão de solda com comprimentos da perna de  $1,5 t_i/\cos\theta$  e altura igual a  $1,5 t_o$ , sendo  $t_i$  a espessura da diagonal/montante,  $t_o$  a espessura do banzo e  $\theta$  o

ângulo de inclinação da diagonal/montante, além das diagonais/montante estarem em contato com o banzo. Este modelo numérico apresentou uma modelagem mais complexa, necessitando um cuidado especial na interface da malha de elementos finitos do cordão de solda, com a malha dos perfis, em contrapartida, apresentou os melhores resultados para todas as ligações.

Para trabalhos futuros sugere-se

- Realização de novos ensaios, com verificações de rotação das diagonais, deformação da face do banzo na base da diagonais/montante, posicionamento da célula de carga no ponto de ligação da diagonal tracionada com o conjunto de aplicação de carregamento a tração e caracterização do material com dados suficientes para geração de um gráfico tensão x deformação multilinear para posterior análise a partir de modelos numéricos usando o método dos elementos finitos;
- Análises de modelos numéricos considerando-se o efeito das tensões residuais presentes no perfil tubular retangular sem costura formado a frio;
- Análise numérica com variação da espessura do banzo e análise paramétrica com variação de inclinação das diagonais, para verificação dos limites de excentricidade impostos pelas normas citadas no presente trabalho, com o intuito da otimização deste tipo de ligação;
- Análise numérica de ligações, com variação da razão entre o diâmetro das diagonais/montante e a largura do banzo visando a verificação da distribuição de tensões na face do banzo e verificação dos modos de falha;
- Análise teórico-experimental de ligações do tipo N e T, formadas a partir de perfis tubulares circulares para as diagonais/montante e perfis tubulares retangulares para o banzo;
- Estudo teórico-experimental de novas ligações com reforço na face do banzo a partir da soldagem de uma placa na região da ligação;
- Análise teórico-experimental do sistema treliçado misto completo, com verificações das ligações e outras partes do sistema estrutural, como a interface concreto-aço.

## **REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA**

Açotubo, tubos e aços, CD-ROM. 2006. São Paulo.

Ansys, Inc. theory reference (version 9.0), 2004.

Araújo, A. H. M., Requena, J. A. V., Minchillo, D. G. V., Thomaz, S. A. M., 2001. Projeto, fabricação e montagem de estruturas com perfis tubulares. I CICOM, IV Seminário Internacional do uso de estruturas metálicas na construção civil. São Paulo.

Ariyoshi, M., Makino, Y., 2000. Load –deformation relationships for Gusset-plate to CHS tube joints under compression loads. International Journal of Polar Engineering. Vol. 10, N<sup>o</sup> 4.

American Institute of Steel Construction Inc - AISC, 2005. Load and resistance factor design specification for steel hollow structural sections.

American Society for Testing and Materials - ASTM, 1998. Cold-formed welded and seamless carbon steel structural tubing in rounds and shapes. A 500 – 98.

Bowness, D., 1996. Fracture mechanics based fatigue assessment of weld toe cracks in Offshore tubular structures. PhD thesis, University of Wales Swansea.

Caldas, R. B., 2004. Análise numérica de pilares mistos aço-concreto. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Caixeta, D. P., Rade, R. S. L., Gesualdo, F. A. R., 2003. Efeito das condições de contorno em nós tubulares tipo K com “ gap”. Trabalho apresentado ao XXIV Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, Ouro Preto.

Cheng, J. J. R., 1999. Design and Behaviour of gusset plate connections. Depart of Civil and Environmental Engineering. University of Alberta Hong Inst. of Vocational Education, Canada.

Chiew, S. P., Soh, C. K., 2000. Strain concentrations at intersection regions of a multiplanar tubular DX-joint. Journal of Constructional Steel Research. School of Civil and Structural Engineering, Nanyang Technological University, Singapore.

Choo, Y.S., Qian, X.D., Foo, K.S., 2004. Static strength variation of thick-walled CHS X-joints with different included angles and chord stress levels. Marine structures, 17, p – 311 – 324.

CIDECT, 1996. Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading. Köln:Verl. TÜV Rheinland.

CIDECT, 1996. Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. Köln:Verl. TÜV Rheinland.

Costa, R. M. X., 2004. O uso de perfis tubulares metálicos em estruturas de edifícios e sua interface com o sistema de fechamento vertical externo. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Coutie, M. G., Davies, G., Philiastides, A., Roodbaraky, K., Yeomans, N., 1989. Fully *overlapped* RHS joints -isolated joints and trusses. In: Proceedings of the Third International Symposium on Tubular Structures, Lappenranta, Finland.

D'este, A. V., Andrade, S. A. L., Vellasco, P. C. G. S., 1999. Structural behaviour of standardized tubular space trusses. In: Eurosteel, Second European Conference on Steel Structures. Praga, República Tcheca : Editora da Universidade Técnica de Praga. v. 1. p. 1-12. .

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

Dexter, E. M., 1996. Effects of *overlap* on behaviour and strength of steel circular hollow section joints. PhD thesis, University of Wales Swansea.

Eurocode 3, 2003. Design of steel structures – part 1.8: Design of joints (*“finaldraft”*), CEN, European Committee for Standardisation, Brussels. prEN 1993-1.8.

Firmo, C. S., 2005 *Arquitetura com perfis tubulares: uma nova linguagem*. Trabalho apresentado à III Feira Internacional de Tubos, Válvulas, Conexões e Componentes, Tubotech, São Paulo.

Freitas, A. M. S., Muniz, C. F. D. G., Moraes, C. S., 2006. Relatório interno de projeto. V&M.

Freitas, A. M. S., Mayor, Y. M. S., 2006. Relatório de imperfeições.

Gerken, F. S., 2003 *Perfis Tubulares: Aspectos arquitetônicos e estruturais*. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Hottinger Baldwin Messtechnik, (2003b). Catman 4.5 Operating Manual.

Jubran, J. S., Cofer, W. F., 1995. Finite-element modeling of tubular joints. I: Numerical results. *Journal of Structural Engineering*. New York, vol 121 n.3, p.496-516.

Lalani, M., 1993. Post-yield and post-peak behaviour of tubular joints in Offshore structures. *Proceedings of the 5th International Symposium of Tubular Structures*, Nottingham, UK. P.265-286.

Lee, M. M. K., 1999. Strength, stress and fracture analysis of Offshore tubular joint using finite elements. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 51, p.265-286.

Lee, M. M. K., & Wilmshurst, S. R., 1995. Numerical modelling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 32. p. 281-30.

Lima, L. R. O., Neves, L. F. C., Silva, J. G. S., Vellasco, P. C. G. S., 2005. Análise paramétrica de ligações “T” com perfis tubulares em aço através de um modelo de elementos finitos. *CILAMCE 2005*. Guarapará, Espírito Santo.

Liu, D. K., YU, Y., Wardenier, J., 1998. Effect of boundary conditions and chord preload on the strength of RHS uniplanar *gap* K-joints. *Proceedings of the Eighth International Symposium on Tubular Structures*. Singapore, p.223-230.

Lu, L. H., Winkel, G. D., Yu, Y., Wardenier, J., 1994. Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints. *Tubular Structures VI*. Rotterdam, Balkema. 341-7.

Mashiri, F. R., Zhao, X. L., 2003. Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Join Madeupof Circular Braces and Square Chords Under In-Plane Bending. Australia: Monash University, Department of Civil Enineering.

Maiola, C. H., Malite, M., Gonçalves, R. M., Takeya, T., Magalhães, J. R. M., 1997. Barras de aço comprimidas de seção tubular com excentricidades estampadas: análise teórica e experimental. *Jornadas Sul-americanas de engenharia estrutural*, 28. São Carlos, v.1, p. 417-426.

Makowski, Z. S., 1981. Rewiew of development of various types of doublé-layer grids. London Applied Science Publishers, p. 1-55.

Manual Mannesmann. Catálogos com informações técnicas. 12 points in favour of hot rolled MSH Mannesmann structural hollow section, cap. 2 - Residual stresses.

Manual Vallourec & Mannesmann Tubes. Catálogos com informações técnicas. Tubos estruturais de seção circular (MSH). Dimensões, Propriedades geométricas e materiais.

Meyer, K. F., 2002. Estruturas Metálicas: estruturas com tubos: projeto e introdução ao cálculo. KM Engenharia. Belo Horizonte, Minas Gerais.

Michillo, D. G. V., 2003. Estudo de comportamento de ligações de placa de base para estruturas metálicas tubulares. Dissertação de mestrado. Unicamp, Campinas.

Morgan, M. R., 1997. Stress fields in tubular k-joints for fatigue analysis of Offshore structures. PhD thesis, University of Wales Swansea.

Morgan, M. R., Lee, M. M. K., 1998 Prediction of stress concentrations and degrees of bending in axially loaded tubular K-joints. Journal of Structural Engineering. Swansea, vol 45 n.1, p.67-97.

Muniz, C. F. D. G., 2005. Modelos numéricos para análise de elementos estruturais mistos. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Nitz, M., Galha, R., 2005. Mathcad 12: Guia prático. Ed. Érica. São Paulo.

Packer, J., 1997. Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading. Köln:Verl, TÜV Rheinland, 102p.

Pellico, H. C., 2004 Proposta de sistema construtivo modular para coberturas usando perfis tubulares. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Possato, G. S. N., 2004. Análise teórico experimental de placas de base de colunas metálicas tubulares. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Qian, X., Dodds Jr, R. H., Choo, Y. S., 2005. Elastic-plastic crack driving force for tubular X-joints with mismatched welds. Science Direct, Engineering Structures, 27, p-1419-1434.

RAUTARUUKKI OYJ, H.V., 1998 Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections. Hämeenlinna.

Sales, J.J. et al., 1996. Ensaios de compressão em barras de aço com extremidades estampadas. São Carlos, EESC-USP. (Relatório Técnico).

Santos, A. L. E. F., 2003 Ligações de Barras Tubulares para Estruturas Metálicas Planas. Dissertação de mestrado. Faculdade de Engenharia Civil – Departamento de Estruturas, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo.

Santos, A. L. E. F., Requena, J. A., Freitas, A. M. S., 2002 Ligações de Estruturas Metálicas Tubulares Planas: Abordagem Teórica. II Congresso Internacional da Construção Metálica – II CICOM. São Paulo, CD-ROM.

Saidani, M., 1998 The effect of Joint Eccentricity on the Distribution of Forces in RHS Lattice Girders. Journal of Constructional Steel Research, 47, p.211-221.

Silva, K. C., 1999. Análise teórico-experimental de barras comprimidas em estruturas metálicas espaciais. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Souza, A. S. C., Gonçalves, R. M., 2002. Análise dos mecanismos de colapso em ligações de treliças espaciais tubulares. III Congresso Internacional da Construção Metálica. Ouro Preto.

Taier, R. 2002. Análise de fadiga em juntas tubulares de plataformas Offshore fixas através de modelos em elementos finitos. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Preto Preto.

Vaillant, A. G., 2005. Análise de vigas mistas treliçadas aço-concreto. Seminário de qualificação para mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Wardenier, J., 2000 Hollow Sections in Structural Applications. Delft University of Technology the Netherlands.

Wilmshurst, S. R., 1995. The ultimate load behaviour of multiplanar tubular k-joints subjected to symmetrical and antisymmetrical axial loading. PhD thesis, University of Wales Swansea.

Yan, M.C.H. and Cheng, J.J.R. 1993. "Experimental investigation of the compressive behaviour of Gusset plate connections." Structural Engineering Report No. 194, University of Alberta.

Zhao, X. L., 2000. Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. Journal of Constructional Steel Research, vol. 53, p.149-165.