



**Universidade do Estado do Rio de Janeiro**  
Centro de Tecnologia e Ciências  
Faculdade de Engenharia

Nívia dos Santos Lima

**Comportamento estrutural de ligações tubulares T e KT**

Rio de Janeiro

2012

Nívia dos Santos Lima

## **Comportamento estrutural de ligações tubulares T e KT**



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

Orientador: Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Coorientadores: Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Prof. Dr. José Guilherme Santos da Silva

Rio de Janeiro

2012

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

S190 Lima, Nívia dos Santos.  
Comportamento estrutural de ligações tubulares T e KT/ Nívia dos Santos Lima. – 2012.  
106f.

Orientador: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima.  
Coorientador(es): Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco;  
José Guilherme Santos da Silva.  
Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia Civil - Teses. 2. Estabilidade Estrutural -  
Dissertação. I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II.  
Universidade do Estado do Rio. III. Título.

CDU 624.07

Autorizo, apenas para fins acadêmicos e científicos, a reprodução total ou parcial desta dissertação, desde que citada a fonte.

---

Assinatura

---

Data

Nívia dos Santos Lima

## **Comportamento estrutural de ligações tubulares T e KT**

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

Aprovado em: 01 de Março de 2012.

Banca Examinadora:

---

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

---

Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco (Coorientador)  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof. Dr. José Guilherme Santos da Silva (Coorientador)  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof. Dr. Francisco José da Cunha Pires Soeiro  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof.<sup>a</sup> Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas  
Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP

Rio de Janeiro

2012

## DEDICATÓRIA

A Deus, por permitir mais essa conquista. A minha família e em especial a minha mãe e ao meu tio por todo o apoio concedido até aqui.

## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente a Deus meu protetor, guia e salvador, por me amar, por iluminar meus caminhos, por toda força indispensável para a concretização de mais este sonho e por ter colocado na minha vida pessoas que foram fundamentais para atingir meu alvo.

A minha família, ao meu tio Antonio que foi minha maior inspiração a seguir nos estudos e exemplo de determinação, aos meus pais por todo o apoio e que por muitas vezes tiveram seu sono perturbado com minhas noites em claro estudando.

Ao meu orientador, professor e amigo Luciano Rodrigues Ornelas de Lima por acreditar no meu trabalho, pela paciência, atenção e todo suporte concedido.

Aos meus coorientadores Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco e José Guilherme Santos da Silva, e aos professores Francisco José da Cunha Pires Soeiro, Luiz Biondi Neto e Ricardo Rodrigues de Araujo, por toda ajuda, atenção e conhecimentos transmitidos durante todo o curso.

Aos meus colegas e amigos de curso, em especial ao Carlos Henrique, Raphael, Gabriel e Robson.

A Professora Arlene Maria Sarmanho Freitas, por disponibilizar os dados dos ensaios experimentais utilizados neste trabalho.

A todos aqueles, que de alguma forma, contribuíram para a realização deste trabalho.

A CAPES pelo apoio financeiro.

## RESUMO

LIMA, Nívia dos Santos. *Comportamento Estrutural de Ligações Tubulares T e KT*. 2012. 106f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012.

Os perfis tubulares sem costura são largamente utilizados em diversos países, porém, no Brasil, o uso desses perfis era bastante limitado, restringindo-se praticamente a coberturas espaciais. A situação do mercado brasileiro começou a se alterar em razão da maior oferta desses perfis proporcionada pelo início da produção pela V&M do BRASIL no ano de 2000, sendo assim diante da novidade da tecnologia, impõe-se a necessidade de divulgação e implementação do uso desse tipo de perfil, além de uma ampliação do número de trabalhos de pesquisa para melhor compreensão de seu comportamento estrutural. O presente trabalho apresenta uma análise paramétrica de ligações tipo “KT” e “T”, através da determinação da resistência última da ligação obtida pelo critério de deformação limite proposto por diversos pesquisadores, comparando os resultados com as prescrições do Eurocode 3, do Projeto de Norma Brasileira e do CIDECT. Adicionalmente procedeu-se na comparação do comportamento numérico global do nó de uma treliça, com a análise do comportamento numérico do nó isolado. As ligações objeto deste estudo são compostas por perfil tubular retangular (RHS) no banzo e perfis circulares (CHS) nas diagonais e montantes. Os modelos em elementos finitos, foram desenvolvidos no programa Ansys 12.0, as não-linearidades físicas e geométricas foram incorporadas aos modelos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade resistente da ligação. Concluiu-se entre outras coisas que para o nó da treliça em estudo neste trabalho, o carregamento de projeto máximo permitido através do dimensionamento pelas normas fica a favor da segurança quando comparado com o critério de deformação limite.

Palavras-chave: Estruturas metálicas; Ligações tubulares; Análise numérica; Método dos elementos finitos; Análise não linear.

## ABSTRACT

The hollow section seamless are widely used in many countries, however, in Brazil, the use of these section was rather limited, being restricted to just the spatial roof. The situation of the Brazilian market began to change due to the increased supply of these section provided by the start of production by V&M do BRASIL in 2000, thus before the novelty of the technology, imposes the need to disseminate and implement the use of section type, and an increased number of research studies to better understand its structural behavior. This study presents a parametric analysis of joints type "KT" and "T", by determining the ultimate strength of the joint obtained by the criterion of deformation limit proposed by several researchers, comparing the results with the requirements of Eurocode 3, Project Brazilian Standard and CIDECT. Additionally we proceeded to compare the behavior of the global node number of a truss, with the numerical analysis of the behavior of the isolated node. The joint object of this study are composed of rectangular hollow section (RHS) in the chord and circular hollow section (CHS) on the brace member. The finite element models were developed in the program Ansys 12.0. The non-linearities physical and geometric have been incorporated in the models, to mobilize the full load capacity of the joint. It was concluded among other things for the node of the truss studied in this work, the maximum allowable loading project through the design standards is to promote security when compared with the criterion limit of deformation.

Key-words: Metal structures; Tubular joints; Numerical analysis; Finite element method, Nonlinear analysis.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares no Brasil.....	19
Figura 2 – Modos de ruína para ligações tubulares [3], [9]. .....	29
Figura 3 – Ligações dos tipos “K” e “KT” com “gap”[20]. .....	30
Figura 4 – Ligações tipo “K” com sobreposição [8]. .....	30
Figura 5 – Tipos de ligação em relação à excentricidade [9].....	31
Figura 6 – Parâmetros geométricos de ligação tipo “KT” [20]. .....	32
Figura 7 – Distribuição de esforços em ligação “KT” – influência da excentricidade adaptado de [9]. .....	33
Figura 8 – Parâmetros geométricos de ligação tipo “T” [8].....	35
Figura 9 – Forças atuantes na verificação da ligação “KT” [9] .....	40
Figura 10 – Esquema geral das ligações “KT” ensaiadas [20] .....	49
Figura 11 – Esquema geral do sistema de aplicação de carregamento [20].....	50
Figura 12 – Posição das rosetas e extensômetros nos protótipos ensaiados das ligações tipo “KT” [20] .....	51
Figura 13 – Esquema geral das ligações T ensaiadas [19].....	52
Figura 14 – Posição das rosetas nos protótipos ensaiados das ligações tipo “T” [19] .....	53
Figura 15 – Esquema geral do sistema de aplicação de carregamento [36].....	54
Figura 16 – Elemento SHELL181 [17].....	55
Figura 17 – Elemento SHELL181 [17].....	55
Figura 18 – Malha de elementos finitos do modelo numérico – ligação tipo “KT” .....	56
Figura 19 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 1 [20].....	58
Figura 20 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 2 [20].....	59
Figura 21 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 3 [20].....	59
Figura 22 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 4 [20].....	60
Figura 23 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 5 [20].....	60

Figura 24 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento – modelo numérico da ligação “KT”	61
Figura 25 – Malha de elementos finitos do modelo numérico – Ligação tipo “T”	63
Figura 26 – Comparação resultado numérico x experimental – ligação tipo “T” - Roseta 1 [19]	64
Figura 27 – Comparação resultado numérico x experimental – ligação tipo “T” - Roseta 2 [19]	64
Figura 28 – Comparação resultado numérico x experimental – ligação tipo “T” - Roseta 3 [19]	65
Figura 29 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento – modelo de calibração “T”	66
Figura 30 – Curvas carga x deslocamento – esforço axial no banzo e carga de tração no montante- ligação tipo “T”	74
Figura 31 – Curvas carga x deslocamento – esforço axial no banzo e carga de compressão no montante- ligação tipo “T”	74
Figura 32 – Comparação de resistências – esforço axial no banzo e carga de tração no montante - ligação tipo “T”	75
Figura 33 – Comparação de resistências – esforço axial no banzo e carga de compressão no montante - ligação tipo “T”	75
Figura 34 – Configuração da treliça a ser estudada	77
Figura 35 – Modelo de análise de treliça prescrito pelo PN 02:125.03-004 [9]	78
Figura 36 – Elemento LINK1 [17]	79
Figura 37 – Elemento BEAM3 [17]	79
Figura 38 – Treliça modelada conforme prescrição do PN02:125.03-004 [9]	79
Figura 39 – Diagrama de esforço normal (em N) da treliça modelada com LINK1 e BEAM3 para $P = 100\text{KN}$ .	80
Figura 40 – Diagrama de momento fletor (em N.mm) da treliça modelada com LINK1 e BEAM3	80
Figura 41 – Diagrama esforço normal da treliça sem excentricidade (em kN)	81
Figura 42 – Treliça modelada com elementos de casca	82
Figura 43 – Detalhe da ligação da treliça com elementos de casca.	83
Figura 44 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento – ligação “KT” isolada da treliça	85
Figura 45 – Distribuição de tensões (em MPa) – ligação “KT” isolada considerada da treliça.	86
Figura 46 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) no nó “KT” isolado.	86

Figura 47 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento do ponto de aplicação da carga pontual da treliça global. ....	87
Figura 48 – Distribuição de intensidade de tensões (em MPa) da treliça global para nível de carregamento correspondente a 115,5 kN (limite do regime linear elástico). ....	88
Figura 49 – Distribuição de intensidade de tensões (em MPa) da treliça global para nível de carregamento máximo correspondente a 266,55 kN. ....	88
Figura 50 – Detalhe do nó “KT” onde é aplicada a carga concentrada $P = 266,55$ kN - distribuição de intensidade de tensões (em MPa). ....	89
Figura 51 – Detalhe do nó “KT” inferior direito da treliça – distribuição da intensidade de tensões (em MPa) quando $P = 266,55$ kN. ....	89
Figura 52 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento do nó KT localizado na parte inferior direita da treliça. ....	90
Figura 53 – Distribuição da intensidade de tensões (em MPa) do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça quando $P = 178,6$ kN. ....	91
Figura 54 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) nas barras do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça quando $P = 178,6$ kN. ....	91
Figura 55 – Diagrama de esforço normal (em N) da treliça modelada com LINK1 e BEAM3 para uma carga atuante de $P = 178,6$ kN ....	92
Figura 56 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) nas barras do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça segundo a análise estrutural prescrita em norma para $P = 178,6$ kN (treliça com elementos de BEAM3 e LINK1). ....	93
Figura 57 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) nas barras do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça segundo a análise estrutural prescrita em norma para $P = 100$ kN (treliça com elementos BEAM3 e LINK1). ....	94
Figura 58 – Configuração dos esforços atuantes para $N_{def}$ - nó da treliça global. ....	95
Figura 59 – Configuração dos esforços atuantes para $N_{def}$ - nó isolado ....	95
Figura 60 – Comparação curvas carga x deslocamentos – nó da treliça e nó isolado .....	95

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dimensões das ligações ensaiadas [20] .....	49
Tabela 2 – Propriedades mecânicas e dimensões dos perfis das ligações ensaiadas [20] .....	49
Tabela 3 – Dimensões e propriedades das ligações ensaiadas [19].....	52
Tabela 4 – Modelos usados na análise paramétrica de ligações tipo “KT” .....	68
Tabela 5 – Análise paramétrica comparativa de ligações tipo “KT” .....	68
Tabela 6 – Modelos analisados de ligações tipo “T” .....	70
Tabela 7 – Análise paramétrica comparativa de ligações tipo “T” .....	71
Tabela 8 – Modelo analisado para carregamento no montante e banzo- ligação “T”.	72
Tabela 9 – Análise paramétrica comparativa de ligação tipo “T” com variação de....	72
Tabela 10 – Tabela comparativa de esforços normais com e sem excentricidade para P = 100 kN .....	81
Tabela 11 – Tabela comparativa dos esforços normais atuantes na treliça com elementos distintos (P=100 kN) .....	83

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Eurocode	European Committee for Standardisation
FEN	Faculdade de Engenharia
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
EC3	European Committee for Standardisation – Design of Steel Structures (Eurocode 3)
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
CHS	Circular Hollow Section
RHS	Rectangular Hollow Section
SHS	Square Hollow Section
PN02:125.03-004	Projeto de Norma Brasileira (Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares)
V&M	Vallourec & Mannesmann do Brasil
ELU	Estado Limite Último
ELS	Estado Limite de Serviço

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_0$	área da seção transversal do banzo
$e$	excentricidade das ligações
$g$	gap - afastamento entre os elementos soldados
$E$	módulo de elasticidade
$E_t$	módulo tangente
$b_0$	largura da seção transversal do banzo
$h_0$	altura da seção transversal do banzo
$t_0$	espessura do banzo
$r_0$	raio de curvatura do perfil do banzo
$d_1$	diâmetro do montante na ligação "T" ou diâmetro da diagonal 1 na ligação "KT"
$t_1$	espessura do montante na ligação T ou espessura da diagonal 1 na ligação "KT"
$d_2$	diâmetro da diagonal 2 na ligação "KT"
$t_2$	Espessura da diagonal 2 na ligação "KT"
$d_3$	diâmetro do montante na ligação tipo "KT"
$t_3$	espessura do montante na ligação tipo "KT"
$\theta_1$	ângulo entre a primeira diagonal e o banzo na ligação "KT" ou ângulo entre o montante e o banzo na ligação "T"
$\theta_2$	ângulo entre a segunda diagonal e o banzo na ligação do tipo "KT"
$L$	comprimento do membro
$f_y$	tensão de escoamento do aço
$f_u$	tensão de ruptura do aço
$f_w$	tensão de escoamento da solda
$\nu$	coeficiente do Poisson
$\beta$	relação entre o diâmetro da diagonal ou montante e a largura do banzo
$\gamma$	relação entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura
$N_{i,Rd}$	força axial resistente de cálculo de diagonal ou montante na ligação ( $i = 1, 2, 3$ )
$N_{i,Sd}$	força axial solicitante de cálculo de diagonal ou montante na ligação ( $i = 1, 2, 3$ )

$N_{0,Sd}$	força axial solicitante de cálculo no banzo
$N_{i,Ed}$	força axial solicitante ( $i = 1, 2, 3$ )
$N_{0p,Sd}$	valor de $N_{0,Sd}$ excluindo as forças de cálculo dadas pelas componentes das diagonais projetadas no eixo longitudinal do banzo da ligação
$M_{0,Sd}$	momento fletor solicitante de cálculo na ligação
$N_S$	carga correspondente ao deslocamento de 1% da largura do banzo
$N_u$	carga correspondente ao deslocamento de 3% da largura do banzo
$n$	parâmetro de cálculo
$k_n$	parâmetro de cálculo
$\varepsilon$	parâmetro $= \sqrt{235/f_y}$
$\gamma_{al}$	fator de segurança utilizado pela PN02:125.03-004
$\gamma_{M5}$	fator de segurança utilizado pelo Eurocode
$\gamma_n$	coeficiente de ajustamento utilizado pela PN02:125.03-004
$\gamma_{M0}$	coeficiente de ponderação utilizado pelo Eurocode
$W_{0,pl}$	módulo plástico da seção
$W_{el,y}$	módulo elástico da seção
$\Delta_s$	deslocamento correspondente a 1% da largura do banzo
$\Delta_u$	deslocamento correspondente a 3% da largura do banzo
$I$	momento de inércia da seção transversal
$N_{EC3}$	resistência da ligação obtida pelo Eurocode
$N_{PN}$	resistência da ligação obtida pela PN02:125.03-004
$N_1^*$	resistência da ligação obtida pelo CIDECT
$N_{def}$	resistência da ligação obtida pelo critério de deformação limite
$Q_u$	parâmetro de cálculo do CIDECT
$Q_f$	parâmetro de cálculo do CIDECT
$C_1$	parâmetro de cálculo do CIDECT
$V_{Ed}$ e $V_{Sd}$	esforço cortante solicitante
$V_{pl,Rd}$	<i>resistência plástica ao cortante de cálculo</i>

## SUMÁRIO

	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	16
1	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	22
1.1	<b>Principais estudos realizados</b> .....	22
1.2	<b>Critério de deformação limite</b> .....	26
2	<b>DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES</b> .....	28
2.1	<b>Introdução</b> .....	28
2.2	<b>Critérios de dimensionamento</b> .....	28
2.3	<b>Verificação da resistência de ligações tubulares</b> .....	38
2.3.1	Ligação tipo “KT” .....	39
2.3.1.1	Modo A .....	39
2.3.1.2	Modo C .....	41
2.3.1.3	Modo D .....	42
2.3.1.4	Modo E .....	43
2.3.2	Ligação tipo “T” .....	44
2.3.2.1	Modo A .....	44
2.3.2.2	Modo B .....	44
2.3.2.3	Modo D .....	46
2.3.2.4	Modo E .....	46
3	<b>MODELOS NUMÉRICOS</b> .....	48
3.1	<b>Descrição do ensaio experimental</b> .....	48
3.1.1	Ligação KT .....	48
3.1.2	Ligação T .....	52
3.2	<b>Descrição e calibração do modelo numérico</b> .....	54
3.2.1	Ligação KT .....	54
3.2.1.1	Critério de deformação limite e cálculo teórico da resistência da ligação do modelo numérico tipo “KT” .....	61
3.2.2	Ligação T .....	62
3.2.2.1	Critério de deformação limite e cálculo teórico da resistência da ligação do modelo numérico tipo “T” .....	65
4	<b>ANÁLISE PARAMÉTRICA E RESULTADOS</b> .....	67
4.1	<b>Ligação “KT”</b> .....	67

4.2	<b>Ligação “T”</b> .....	69
4.2.1	Ligação “T” somente com carga axial de tração no montante .....	69
4.2.2	Ligação “T” com carga axial no montante e no banzo .....	72
5	<b>ANÁLISE GLOBAL DE TRELIÇA TUBULAR</b> .....	77
5.1	<b>Introdução</b> .....	77
5.2	<b>Treliça com elementos de viga (BEAM3) e barra (LINK1)</b> .....	77
5.3	<b>Treliça com elemento de casca – análise linear</b> .....	82
5.4	<b>Treliça com elemento de casca não linear</b> .....	84
5.4.1	Ligação tipo “KT” isolada .....	84
5.4.2	Treliça global .....	87
5.4.3	Cálculo da ligação tipo “KT” pertencente a treliça global .....	92
5.5	<b>Considerações finais</b> .....	94
6	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS</b> .....	97
6.1	<b>Introdução</b> .....	97
6.2	<b>Principais conclusões</b> .....	98
6.3	<b>Sugestões para trabalhos futuros</b> .....	101
	<b>REFERÊNCIAS</b> .....	102

## INTRODUÇÃO

### Generalidades

O aço representa uma alternativa econômica e tecnicamente viável para diversos tipos de aplicações na indústria da construção. As possibilidades oferecidas por este material são tantas, que permitem a execução de uma ampla gama de aplicações.

As vantagens estruturais e arquitetônicas do aço possibilitam o cumprimento de várias exigências construtivas, das quais se pode citar: a pré-fabricação, a elevada resistência, a reversibilidade, as dimensões e peso reduzidos, a simplicidade de transporte, a facilidade de montagem em obra, a utilização em espaços reduzidos, a disponibilidade em diversas formas e dimensões, o tempo de execução reduzido e a ótima relação custo benefício.

Em uma das formas em que o aço é comercializado, os perfis de seções tubulares, despontam como um dos elementos estruturais que tem tido um crescimento significativo de empregabilidade na construção civil nos últimos anos.

Os perfis tubulares podem ter três geometrias diferentes, a circular (CHS - Circular Hollow Section), a retangular (RHS - Rectangular Hollow Section) e a quadrada (SHS - Square Hollow Section). A eficiência estrutural deste tipo de perfil é intrínseca à geometria de sua seção transversal, que por apresentar concentração de material em pontos mais distantes do centro de massa e por ser uma seção fechada, resulta numa capacidade de resistir às altas solicitações de esforços axiais, torção e aos efeitos combinados.

Inúmeras vantagens apresentadas pelas estruturas constituídas de seções tubulares, compensam o fato de seu custo ser mais alto em relação ao custo do material de seção aberta, tais como:

- Por serem constituídas por aço de elevada resistência, atendem desta forma a uma enorme variedade de solicitações de projeto;
- Propiciam soluções leves e econômicas, face a sua elevada resistência e baixo peso próprio, propiciando, conseqüentemente, uma redução significativa nos custos, devido a uma possibilidade de execução de uma

fundação mais econômica, um canteiro de obras menos obstruído, mais limpo e racionalizado;

- O desenvolvimento da fabricação desses tubos tem tornado este tipo de concepção mais atrativa, traduzindo um aspecto de arrojo e modernidade;
- A elevada resistência à flambagem das barras da estrutura possibilita o uso de maiores vãos livres com significativa redução do número de pilares e diagonais com espaçamentos maiores;
- Visto que a construção passa a ser regida por um sistema de montagem industrial com alta precisão, elimina significativamente desperdícios oriundos de improvisações, correções e adequações, comuns nos métodos convencionais de construção, além de possibilitar orçamentos mais precisos reduzindo significativamente os prazos de construção, os custos de gerenciamento do canteiro de obras antecipando o retorno do capital;
- Podem ser utilizados como estruturas mistas (tubos preenchidos com concreto), ganhando resistência adicional a esforços de compressão;
- Possuem menor área superficial se comparadas às seções abertas, o que conduz a menores custos de pintura e proteção contra o fogo, facilitando os serviços de manutenção e minimizando seus custos.

Os tubos de aço podem ser classificados de acordo com o seu processo de fabricação. Os tubos com costura são produzidos a partir de chapas de aço dobradas e soldadas no encontro de suas extremidades. E os tubos sem costura são produzidos por processo de laminação a quente, a partir de um bloco circular maciço de aço que é laminado e perfurado por um mandril, obtendo-se suas dimensões finais. A distribuição de tensões residuais acaba por ser distinta em cada tipo de tubo, em função de cada processo de fabricação. Nos tubos sem costura a distribuição de tensões residuais é mais uniforme conduzindo a um melhor desempenho do aço em seu emprego estrutural [1].

A busca de projetistas, arquitetos e construtores por tecnologias construtivas dotadas de boa aparência e ao mesmo tempo resistentes aos mais variados tipos de solicitações fez surgir por volta dos anos 60, os perfis tubulares, e por isso, estes são considerados um dos grupos estruturais mais recentes dos perfis metálicos. Seu surgimento e difusão motivaram a fundação do CIDECT (Comité International pour le

Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire), em 1962, que é a maior organização internacional de fabricantes de perfis tubulares.

Os estudos patrocinados pelo CIDECT tiveram como intenção proporcionar melhores resultados tanto na fabricação quanto na execução das construções em perfis tubulares. De acordo com Bittencourt [2], tais estudos servem inclusive como base para a grande maioria das normas internacionais que regulamentam a construção metálica no mundo, como por exemplo: Eurocode 3 [3], DIN (Deutch Industrie Normung – Norma Alemã) [4], NF (Norme Francaise – Norma Francesa), BS (British Standard – Norma Inglesa), ACNOR/CSA (Canadian Standard – Norma Canadense) [5], AIJ (Architectural Institute of Japan) [6], IIW (International Institute of Welding) [7], etc.

Os perfis tubulares são largamente utilizados na Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e na Austrália. Países como Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda fazem uso intensivo de estruturas tubulares e contam com uma produção corrente, industrializada e contínua com alto grau de desenvolvimento tecnológico.

O uso desse tipo de estrutura aqui no Brasil intensificou-se devido a maior oferta proporcionada pelo início da produção de perfis tubulares sem costura para a construção civil pela V&M do BRASIL no ano de 2000, conforme pode ser observado na Figura 1. Todavia, até então, o uso de perfis tubulares era bastante limitado, restringindo-se praticamente a coberturas espaciais.

Perante este cenário, torna-se indispensável o aprofundamento dos estudos a fim de se conhecer melhor seu comportamento estrutural e assim, dar respaldo aos projetistas. Desta forma, encontra-se em desenvolvimento no Brasil, uma norma específica para o dimensionamento das estruturas em perfis tubulares e suas ligações [9] com base nas prescrições do Eurocode 3 [3].

O estudo das ligações em estruturas treliçadas que utilizam seções tubulares representa um importante papel e requer uma profunda avaliação do seu comportamento, já que estas provocam no tubo, tensões que devem ser conhecidas para que seja possível a elaboração de projetos otimizados.



a) Passarela – Rio de Janeiro – ligações CHS



b) Passarela – Rio de Janeiro – ligações CHS



c) Edifício Sede V&M – Belo Horizonte –  
ligações RHS/CHS



d) Parque Aquático Maria Lenk – Rio de Janeiro  
– ligações CHS



e) Viaduto do Metrô Cidade Nova – Rio de  
Janeiro – Ligações K



f) Nova Cobertura Estádio Maracanã – Rio de  
Janeiro

Figura 1 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares no Brasil

## Motivação

Em face da expansão do emprego dos perfis tubulares nos últimos anos para diversos fins estruturais, faz-se necessário um aprofundamento e ampliação dos trabalhos de pesquisa para melhor compreensão de seu comportamento estrutural, tendo em vista que existem poucos estudos nesta área. Atualmente, encontra-se em desenvolvimento, um projeto de norma no Brasil que contempla o dimensionamento

de ligações entre perfis tubulares. Desta forma, a presente dissertação tem como motivação, dar subsídios para a implementação da PN 02:125.03-004 - Projetos de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares [9].

## **Objetivo**

O presente trabalho tem por objetivo fazer um estudo numérico de uma treliça constituída de ligações tipo T e KT com afastamento, em perfis tubulares retangulares (RHS) para o banzo, e em perfis tubulares circulares (CHS) para as diagonais e montantes.

A primeira parte do estudo consiste de uma análise paramétrica de ligações tipo KT e T, através da determinação da resistência última da ligação obtida pelo critério de deformação limite, proposto por diversos pesquisadores, comparando-se os resultados com as prescrições do Eurocode 3 [3], do Projeto de Norma Brasileira PN02:125.03-004 [9] e do CIDECT [8].

A segunda parte contempla a análise numérica de uma treliça comparando-se o comportamento global desta com a análise de uma de suas ligações feita de forma individual.

## **Escopo**

Neste capítulo de introdução foram apresentados algumas considerações iniciais a respeito da utilização de estruturas tubulares e, principalmente, aspectos relevantes a serem considerados no dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. Apresentou-se também, a motivação para o estudo do comportamento estrutural de ligações tubulares tipo “T” e “KT”, bem como os objetivos principais da presente dissertação. Um resumo dos capítulos subsequentes é descrito a seguir.

No capítulo um, será apresentado um resumo dos principais trabalhos de autores existentes na literatura no estudo de ligações tubulares, abrangendo aspectos mais relevantes ou atinentes aos objetivos deste trabalho.

No capítulo dois, serão apresentados os critérios e equações de dimensionamento de ligações tubulares “T” e “KT” de acordo com a norma europeia [3], o projeto de norma brasileira [9] e o CIDECT [8].

No capítulo três, serão feitas as considerações necessárias para elaboração e calibração do modelo numérico desenvolvido neste trabalho bem como os ensaios experimentais utilizados na calibração do mesmo.

No capítulo quatro, serão apresentados os resultados obtidos na análise numérica desenvolvida na presente dissertação para ligações tubulares tipo “T” e “KT” comparando-os com os resultados da norma europeia [3], o projeto de norma brasileira [9] e o CIDECT [8].

O capítulo cinco apresentará a análise realizada para uma treliça global considerando-se modelos em elementos finitos utilizando-se elementos de barra, viga e casca comparando-se os diversos resultados com aplicação das equações da norma europeia [3], do projeto de norma brasileira [9] e do CIDECT [8] bem como do critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [30].

Finalmente, o capítulo seis apresentará as conclusões obtidas nesta dissertação bem como algumas sugestões para trabalhos futuros.

## 1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta a revisão bibliográfica desenvolvida nesta dissertação de forma a dar os subsídios necessários para o entendimento e avaliação de ligações soldadas entre perfis tubulares.

### 1.1 Principais estudos realizados

Packer e Henderson [10] fizeram um estudo com exemplos de métodos de dimensionamento de ligações do tipo “K” e “N” com afastamento formadas por perfis tubulares quadrados nos banzos e circulares e quadrados nas diagonais, nas quais a excentricidade estava dentro dos limites prescritos para não se levar em consideração no dimensionamento, o momento fletor causado por esta excentricidade. Os dados foram obtidos por meio de ábacos de modo a simplificar a determinação da resistência última da ligação.

Lee e Wilmshurst [11] desenvolveram um trabalho sobre modelagem de ligações tubulares multiplanares do tipo duplo “K” por meio de um refinado modelo de elementos finitos no qual consideraram diversos fatores como geometria da solda, condições de contorno das extremidades dos membros e do banzo, modos de carregamento, comprimento do banzo e propriedades dos materiais. Para calibração do modelo fizeram uso de dados obtidos de modelos experimentais. Utilizaram o programa ABAQUS e elementos de casca de 4 e 6 nós com diferenças no carregamento último dos modelos.

Liu *et al.* [12] analisaram detalhadamente a resistência de ligações tipo “K” em função das cargas no banzo e condições de contorno. Com isso, mostrou-se a necessidade de se verificar detalhadamente os apoios uma vez que os mesmos podem afetar a resistência da ligação.

Saidani [13] analisou os efeitos de excentricidades em ligações do tipo “K” através de três modelos distintos: o primeiro com a ligação totalmente enrijecida, o segundo com as diagonais rotuladas entre si e enrijecidas em relação ao banzo e o terceiro com as diagonais enrijecidas entre si e rotuladas em relação ao banzo. Utilizando formulações teóricas, modelos de elementos finitos e análises experimentais, concluiu que os esforços axiais gerados no banzo são pequenos se

comparados com os efeitos gerados nas diagonais, as quais apresentaram um acréscimo de carga considerável. No primeiro modelo que apresentava excentricidades simétricas em relação à linha neutra do banzo, o momento gerado foi igual em módulo, e desta forma verificou-se o menor esforço de momento na extensão do banzo. No caso da deflexão geral da treliça, a mesma pode apresentar reduções ou aumentos, dependendo se a excentricidade for positiva ou negativa.

Lee [14] 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 de sólidos, que são computacionalmente mais caros e invariavelmente produzem modelos mais rígidos, a menos que um número adequado de camadas de elementos seja usado. 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.

Lima *et al.*, [15] apresentaram uma revisão bibliográfica de diversos autores que abordam o tema de ligações entre perfis tubulares, seguida de uma análise numérica pelo Método dos Elementos Finitos de ligações soldadas entre perfis RHS do tipo “T”; objetivando investigar a formulação proposta no Eurocode 3 verificando assim, a sua aplicabilidade. Os resultados obtidos mostraram que determinados limites considerados naquele regulamento podem fornecer valores contra a segurança para ligações soldadas tipo “T” de perfis retangulares.

Mendanha [16] fez um estudo de ligações soldadas do tipo “K” e “KT” com barras afastadas, constituídas por perfis tubulares em aço, de seção retangular no banzo e circular nas diagonais e montante. Desenvolveu um estudo teórico a partir de prescrições normativas, utilizando o software ANSYS [17] para analisar os modelos numéricos em elementos finitos calibrados a partir de resultados obtidos em ensaios experimentais. Analisou diversos modelos com elemento de casca avaliando a influência do raio de dobramento dos perfis e algumas alternativas para modelagem da solda, obtendo-se assim um modelo que representou bem as ligações ensaiadas.

Sopha *et al.* [18] fizeram uma investigação experimental com ensaios em três protótipos de ligações tipo “K” com sobreposição formadas com perfis RHS nas diagonais e no banzo, com os seguintes parâmetros:  $0,6 \leq \beta \leq 0,75$ ;  $30 \leq 2\gamma \leq 35$  e percentual de sobreposição de 50% e 100%. Os resultados experimentais

mostraram que para estas ligações, o modo de falha foi a plastificação da face do banzo, sendo que em um dos casos específicos, este modo foi combinado com uma falha por cisalhamento na diagonal sobreposta. Com base neste estudo e em trabalhos numéricos anteriormente realizados, recomendam, para melhorar o cálculo de ligações tipo “K” com sobreposição, em perfis tubulares retangulares, verificar também falhas devido ao cisalhamento da diagonal sobreposta.

Mendes [19] apresentou um estudo em ligações soldadas tipo “K”, “KT” e “T” com afastamento, formadas por perfis tubulares estruturais de aço sem costura, com seção transversal retangular no banzo e circular nos demais membros. Desenvolveu análise teórica e numérica dos nós das ligações, ensaios experimentais em protótipos em escala real, e ensaios de tensões residuais no perfil retangular do banzo. As análises teóricas realizadas a partir das prescrições de norma e as análises numéricas em elementos finitos envolveram a geração, análise e calibração, a partir dos resultados obtidos nos ensaios experimentais. Os resultados experimentais indicaram que a relação entre as cargas experimentais e as de projeto, obtidas pela Eurocode 3 [3], para ligação tipo “T”, possuem boa correlação, o mesmo não sendo verificado para as ligações tipo “K” e “KT”. Quanto aos resultados numéricos, obteve bons resultados para as ligações tipo “T” não ocorrendo o mesmo para as ligações “K” e “KT”, em comparação com os resultados experimentais.

Bittencourt [2] desenvolveu dois modelos numéricos, um considerando ligação tipo “T” entre perfis tubulares quadrados e outro para uma ligação tipo “K” entre perfis circulares caracterizados através de elementos de casca com seis graus de liberdade por nó considerando-se adicionalmente o efeito de membrana. Procedeu na análise da resistência das ligações pelo modelo numérico utilizando-se do critério de deformação limite comparando com os resultados obtidos pelo Eurocode 3 [3]. Através da análise paramétrica concluiu que os resultados para as ligações tipo “T”, o Eurocode 3 [3], fornece resultados que precisam ser observados com cautela. Todavia, para as ligações do tipo “K”, os resultados numéricos mostraram-se sempre inferiores aos valores através do Eurocode 3 [3], representando um dimensionamento a favor da segurança e muito anti-econômico.

Mayor [20] fez um estudo de ligações soldadas do tipo “K” e “KT” com afastamento, formadas por perfis tubulares sem costura, com banzos retangulares, e com diagonais e montantes circulares. Através do software ANSYS [17] elaborou,

em elementos finitos, o modelo numérico a partir de ensaios experimentais. A comparação dos resultados dos ensaios indicaram que a relação entre as cargas experimentais e as de projeto, obtidas pelo Eurocode 3 [3], apresentam boa correlação, tal como os obtidos pelo modelo numérico. A análise indicou que quanto maior a carga no montante menor a resistência da ligação no que tange a resistência correspondente ao estado limite último de plastificação da face conectada do banzo.

Santos *et al.* [21] desenvolveram um modelo numérico calibrado com resultados experimentais realizados por Mayor [20] para uma ligação tipo “K” constituída de perfis RHS para o banzo e CHS para as diagonais. Procedeu numa análise paramétrica que evidenciou que o dimensionamento pelo Eurocode 3 [3] forneceu valores a favor da segurança enquanto que pelo CIDECT contra a segurança. A resistência numérica foi obtida considerando o critério de deformação limite.

Affonso *et al.* [22] fizeram um estudo paramétrico para ligações tipo “T” constituídas de banzo com seção retangular e montante circular, com carregamento de tração no montante. O modelo em elementos de casca foi devidamente calibrado através de uma ligação experimental já ensaiada. Os resultados obtidos evidenciaram que o dimensionamento através do Eurocode 3 [3] e CIDECT [8] forneceram valores compatíveis com os obtidos na análise numérica após a modificação do critério de deformação limite proposto por Zhao [23].

Oliveira *et al.* [24] apresentaram um estudo do comportamento de ligação “T” entre perfis tubulares CHS. Após a calibração do modelo numérico procedeu numa análise paramétrica considerando apenas esforço de tração no montante. O dimensionamento pelo Eurocode 3 [3] forneceu valores a favor da segurança em 95% dos casos, já para o CIDECT [8] contra a segurança em 20% dos casos. Realizou também a análise para um modelo aplicando além da carga no montante, esforço axial no banzo variando-se os todos os carregamentos em tração e compressão. Verificou-se que ocorreu uma diminuição na resistência da ligação tanto para cargas de tração como para cargas de compressão aplicadas no montante.

Lee e Gazzola [25] fizeram uma modelagem em elementos finitos para ligação tipo “K” com o objetivo de determinar resultados para ligações com *sobreposição* e afastamento sob a ação de momento fletor no plano. Para tais análises foram feitas variações nos parâmetros geométricos dos tubos de forma a

obterem a influência de cada um destes na ligação e com isso, a equação proposta pode ser analisada para ambas as ligações.

## 1.2 Critério de deformação limite

As normas de projeto de ligações de perfis tubulares em aço são normalmente baseadas numa análise plástica, ou em critérios de deformações limites como descritos em Kosteski *et al* [26] e Zhao [23]. Na análise plástica pelo método dos mecanismos, a cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível, está associado um multiplicador das cargas da estrutura que é igual ou maior do que o seu multiplicador de colapso. A solução encontrada é, portanto dependente do mecanismo adotado, e será tão mais exata quanto mais adequado for aquele mecanismo. Como exemplos, os casos estudados por Cao *et al.* [27], Packer [28], Packer *et al.* [29] e Kosteski *et al.* [26] podem ser referenciados. Os critérios de limites de deformação usualmente associados ao estado limite último da face de um perfil tubular solicitado perpendicularmente ao seu plano, correspondem à máxima deformação desta componente naquela direção.

A justificativa para se utilizar o critério de deformação limite é que, para faces do banzo esbeltas, a rigidez da ligação não se anula depois do escoamento completo, mas pode assumir valores elevados devido ao efeito de membrana. Este fenômeno pode ser observado nas curvas obtidas através da análise geométrica e material não-linear a ser discutida em seções futuras do presente trabalho. É evidente que se a máxima carga é obtida através de curvas experimentais, a ausência de um “cotovelo” na curva pode dificultar a identificação do ponto referente ao estado limite último. Desta forma, comparações de resultados experimentais com resultados referentes a uma análise plástica, podem, nestes casos, ser baseadas nos critérios de deformação.

O critério limite de deformação proposto por Lu *et al.* [30] pode ser usado na avaliação das cargas axiais e/ou rotação de uma ligação submetida a esforços axiais e flexão. A resistência da ligação é baseada numa comparação da deformação na interseção montante-banzo para dois níveis de carregamento: a resistência última,  $N_u$  que corresponde a uma endentação do banzo,  $\Delta_u = 0,03b_0$ , e o limite de serviço é

dado por  $\Delta_s = 0,01b_0$ . Lu *et al.* [30] determinou que o primeiro ponto com perda de rigidez na curva carga-deslocamento pode ser considerado caso o deslocamento corresponda a um limite menor que  $\Delta_u = 0,03b_0$ . De acordo com o autor, se a razão  $N_u/N_s$  for menor que 1,5, o dimensionamento da ligação deve ser baseado no estado limite último. Caso a razão  $N_u/N_s$  seja maior que 1,5 a resistência limite de serviço controla o dimensionamento. No caso das ligações onde a razão do banzo  $N_u/N_s < 1,5$ , a deformação limite apropriada para determinar a resistência última da ligação deve ser igual a  $0,03b_0$ .

Todavia, Zhao [23] avaliou que para os casos de ligações T entre RHS onde o critério de deformação limite estivesse sendo controlado pelo estado limite de serviço, ou seja,  $N_s$ , a resistência seria sempre muito inferior a obtida através das equações de dimensionamento do Eurocode 3 [3] e do CIDECT [8], respectivamente. Desta forma, Zhao [23] propõe que nestas situações, o valor de  $N_s$  seja multiplicado por 1,5.

Koteski *et al.* [26] comparou resultados obtidos através de uma análise plástica com o critério da deformação limite de 3% citado acima, e concluiu que se a punção não é o mecanismo governante, a diferença entre os resultados analíticos e experimentais situa-se dentro de limites da ordem de 20%. Este fenômeno pode ser observado nas curvas obtidas através da análise geométrica e materialmente não-linear. É evidente que se a máxima carga é obtida através de curvas experimentais, a ausência de um “cotovelo” na curva pode dificultar a identificação do ponto referente ao estado limite último. Desta forma, comparações de resultados experimentais com resultados referentes a uma análise plástica, podem, nestes casos, ser baseadas nos critérios de deformação limite.

Este capítulo apresentou uma breve revisão bibliográfica dos principais artigos e dissertações utilizados na presente dissertação com o objetivo de se obter a base necessária para o estudo de ligações soldadas entre perfis tubulares. O capítulo seguinte apresentará os critérios e equações de dimensionamento de ligações tubulares “T” e “KT” de acordo com a norma europeia [3], o projeto de norma brasileira [9] e o CIDECT [8].

## 2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES

### 2.1 Introdução

Depois do advento das seções estruturais tubulares na Inglaterra, estudos experimentais e teóricos sobre ligações soldadas com membros quadrados e circulares foram desenvolvidos na Universidade de Sheffield. Estes estudos foram introduzidos no Canadá e publicados pela Stelco como o primeiro manual de ligações entre perfis estruturais tubulares. Depois disso, estes manuais foram disponibilizados para os engenheiros americanos no guia da American Iron and Steel Institute (AISI) e em manuais desenvolvidos pela American Welding Society (AWS) [31].

Durante os anos 70 e 80, muitas pesquisas sobre ligações entre perfis tubulares estruturais foram desenvolvidas em muitos países, mas a grande maioria foi coordenada pelos comitês técnicos do CIDECT e do International Institute of Welding (IIW). Estas recomendações já têm sido parcialmente ou completamente implementadas em vários países, além de já terem sido adotadas pelo Eurocode 3 [3] garantindo uma difundida aceitação [31].

Nas treliças planas ou espaciais, o principal objetivo da ligação é desenvolver a resistência à tração ou à compressão necessária sem comprometer a integridade estrutural da barra a qual é ligada. Por muitos anos esta premissa foi atingida por barras tubulares soldadas, utilizadas na montagem de aeronaves e torres leves. Entretanto, em muitas destas ligações, os diâmetros dos tubos eram pequenos e as paredes relativamente finas, e não havia muitas diferenças entre os diâmetros das barras que formavam a ligação [31].

### 2.2 Critérios de dimensionamento

Distintos modos de falha podem ocorrer nas ligações soldadas com perfis tubulares de aço, que estão associados a geometria da ligação, as dimensões das peças componentes do nó e das condições de carregamento. Na Figura 2 estão

representados os possíveis mecanismos de colapso considerados no Projeto de Norma Brasileira PN02:125.03-004 [9] elaborado com base no Eurodoce 3 [3].

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

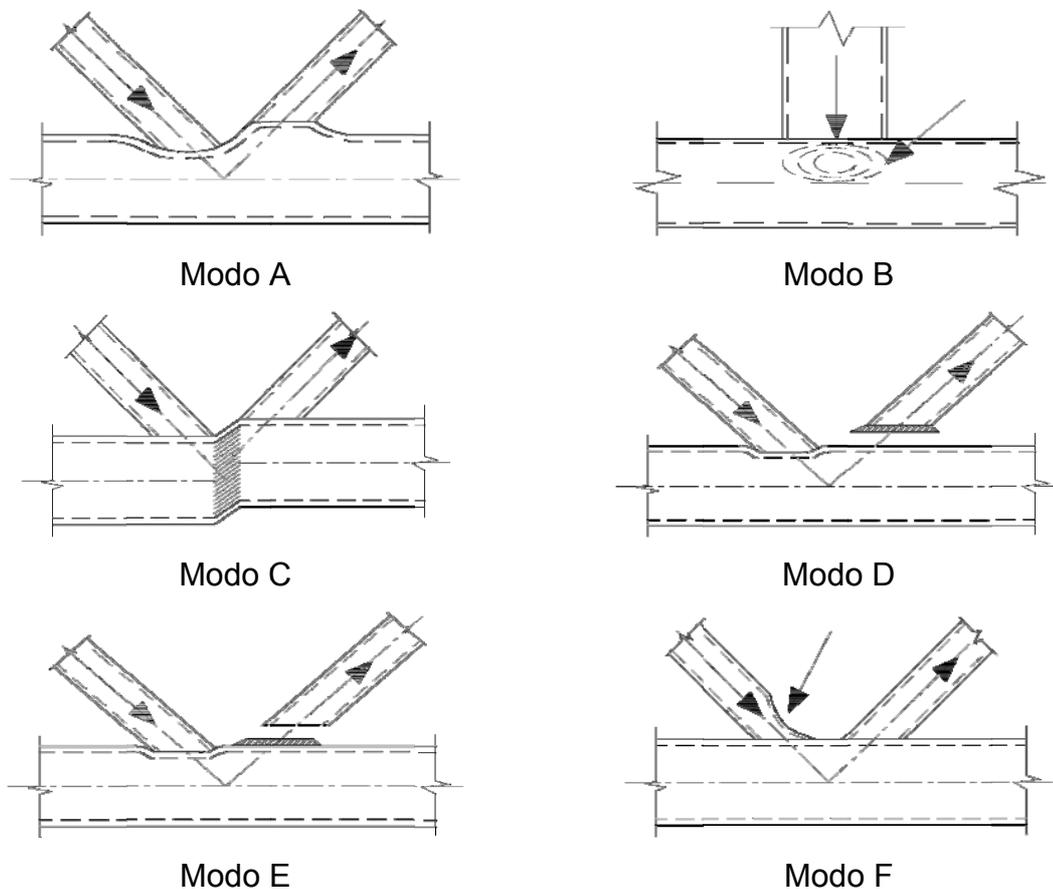


Figura 2 – Modos de ruína para ligações tubulares [3], [9].

As ligações tipo “K” e “KT” podem ser classificadas de acordo com o posicionamento das diagonais em relação ao banzo.

Ligações com afastamento ou “*gap*” caracterizam-se por apresentar uma distância entre as extremidades das diagonais soldadas no banzo no caso de ligação “K” e entre diagonais e montante soldados no banzo no caso de ligação “KT”. Esta distância denominada de “*gap*” encontra-se caracterizada pela letra *g* na Figura 3. Já as ligações com sobreposição ou “*overlap*” possuem as diagonais sobrepostas; podem ser do tipo parcial conforme Figura 4(a) ou do tipo total como na Figura 4(b).

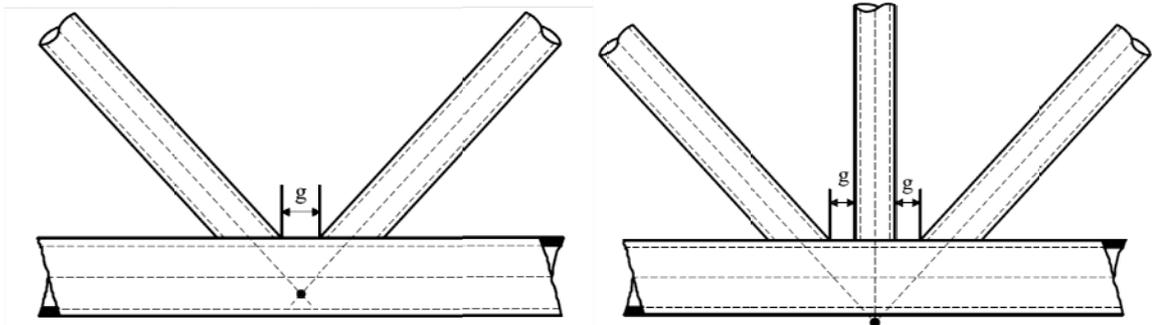
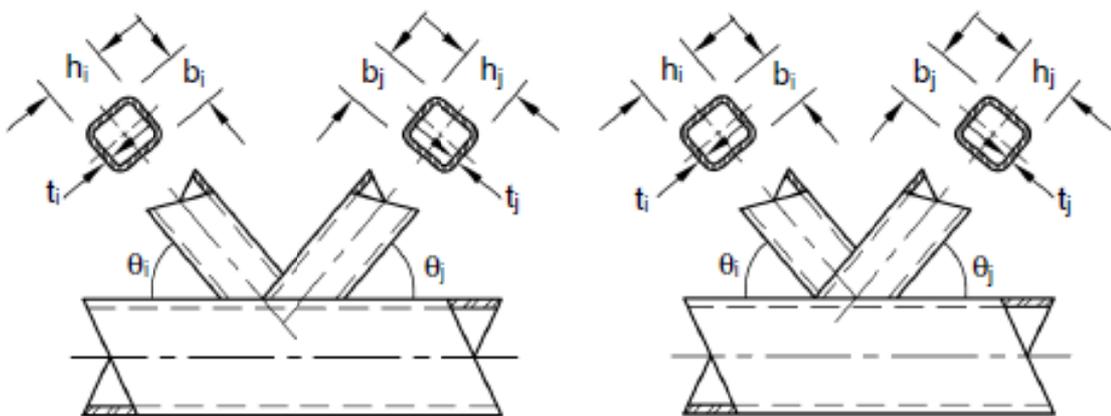


Figura 3 – Ligações dos tipos “K” e “KT” com “gap”[20].

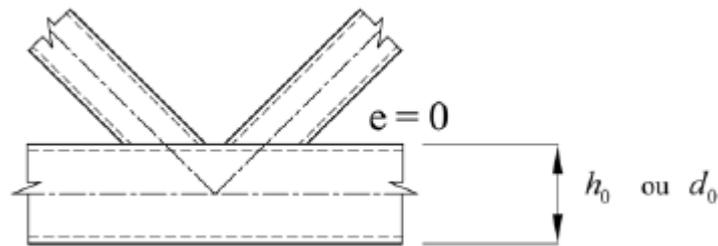


a) Ligação com sobreposição parcial

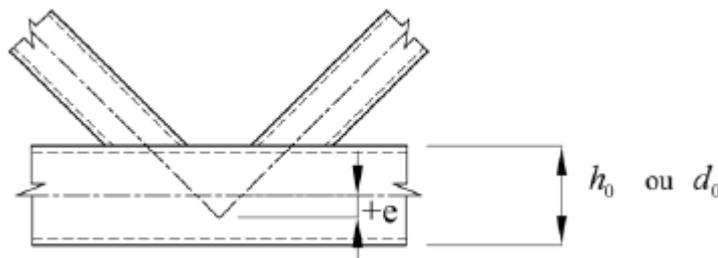
b) Ligação com sobreposição total

Figura 4 – Ligações tipo “K” com sobreposição [8].

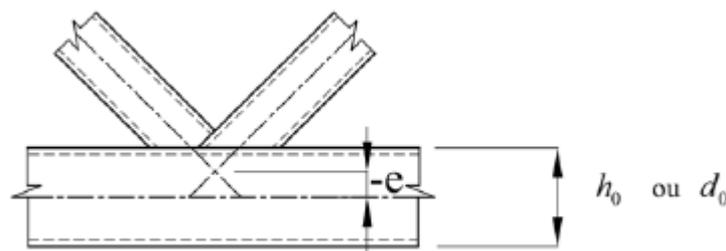
As ligações tipo “K” e “KT” podem ter a excentricidade, denominada por “e” classificadas em positiva, nula ou negativa. É considerada como positiva quando o ponto de interseção das linhas médias das diagonais estiver abaixo da linha média do banzo, negativa quando esse ponto for acima da linha média do banzo, e nula quando estiver exatamente coincidente com linha média do banzo. Na Figura 5 estão exemplificados cada um destes casos.



a) Ligação com excentricidade nula



b) Ligação com excentricidade positiva



c) Ligação com excentricidade negativa

Figura 5 – Tipos de ligação em relação à excentricidade [9].

Neste trabalho é avaliado o comportamento de ligações tipo “KT” com afastamento e excentricidade positiva; constituídas de perfis sem costura, banzo de seção retangular e com diagonais e montantes de seção circular. Na Figura 6 são apresentados todos os parâmetros geométricos deste tipo de ligação.

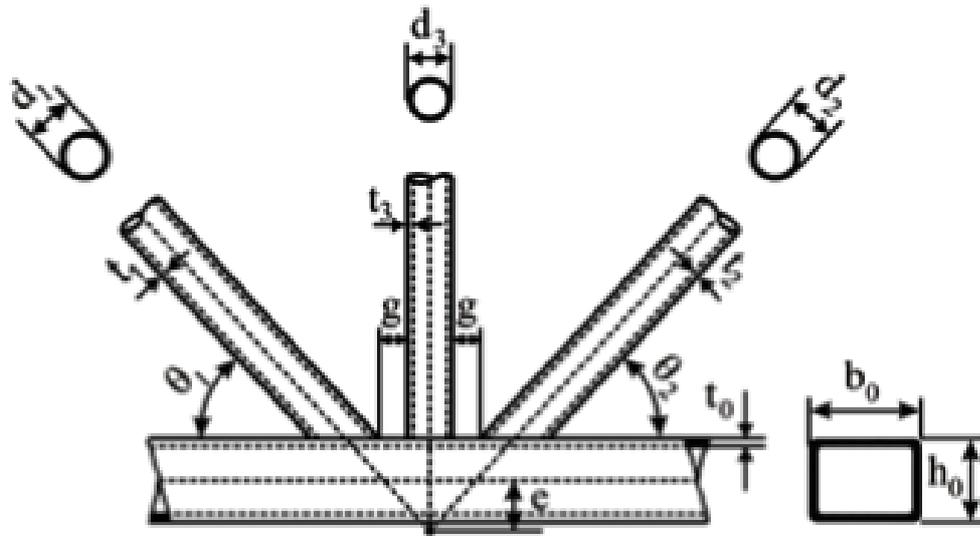


Figura 6 – Parâmetros geométricos de ligação tipo “KT” [20].

onde:

$b_0$  = largura da seção transversal do banzo;

$h_0$  = altura da seção transversal do banzo;

$t_0$  = espessura do banzo;

$d_1$  = diâmetro da diagonal esquerda (comprimida);

$t_1$  = espessura da diagonal 1;

$d_2$  = diâmetro da diagonal direita (tracionada);

$t_2$  = espessura da diagonal 2;

$d_3$  = diâmetro do montante;

$t_3$  = espessura do montante.

$\theta_1$  e  $\theta_2$  = ângulo entre as diagonais e o banzo

$g$  = afastamento entre os elementos soldados

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

Também devem ser definidos alguns parâmetros através de relações de geometria das ligações. Para a ligação “KT”, a relação entre o diâmetro das diagonais e montantes e a largura do banzo caracterizada por  $\beta$  é representada pela expressão seguinte:

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

A relação entre a largura ou o diâmetro do banzo e duas vezes a sua espessura, caracterizada por  $\gamma$ , de uma ligação tipo “KT” é representada e dada por:

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

A excentricidade em uma ligação acarretará no surgimento de momento fletor que é transmitido para as peças da ligação. Os momentos fletores resultantes de excentricidades podem ser desprezados no dimensionamento de ligações se a excentricidade estiver dentro dos limites indicados na equação (3), preconizada no Eurocode 3 [3], CIDECT [8] e PN 02:125.03-004 [9].

$$-0,55h_0 \leq e \leq 0,25h_0 \quad (3)$$

Caso a excentricidade esteja fora destes limites, faz-se necessário, considerar a distribuição do momento entre os perfis que compõem a ligação de acordo com seus respectivos coeficientes de rigidez  $I/L$ , sendo “ $I$ ” a inércia do perfil considerado e “ $L$ ” o comprimento do membro conforme pode ser visualizado na Figura 7 usando-se as equações (4) e (5).

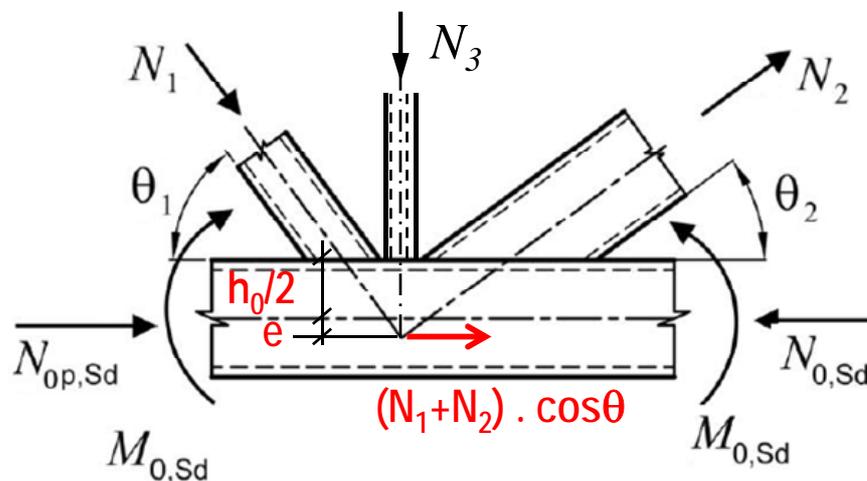


Figura 7 – Distribuição de esforços em ligação “KT” – influência da excentricidade adaptado de [9].

$$N_{0,Sd} = N_{0p,Sd} + \sum N_{i,Sd} \cdot \cos \theta_i \quad (4)$$

$$M_{0,Sd} = (N_1 \cdot \cos \theta_1 + N_2 \cdot \cos \theta_2) \left( e + \frac{h_0}{2} \right) \quad (5)$$

A excentricidade para ligações “KT” pode ser obtida pela seguinte equação:

$$e = \left( \frac{d_1}{2 \cdot \sin \theta_1} + \frac{d_3}{2 \cdot \sin 90^\circ} + g \right) \cdot \frac{\sin \theta_1 \cdot \sin 90^\circ}{\sin(\theta_1 + 90^\circ)} - \frac{h_0}{2} \quad (6)$$

O Eurocode 3 [3], o CIDECT [8] e o PN 02:125.03-004 [9] também apresentam limites para o afastamento  $g$  representados pelas equações (7) e (8), respectivamente, a fim de validar as fórmulas prescritas de cálculo da resistência última das ligações.

$$0,5(1 - \beta) \leq \frac{g}{b_0} \leq 1,5(1 - \beta) \quad (7)$$

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (8)$$

onde  $\beta$  é dado pela equação (1), para ligação “KT”.

Se o afastamento  $g$  estiver fora dos limites indicados acima, a ligação pode ser tratada como duas “T” ou “Y” separadas.

O afastamento entre diagonais e montante das ligações tipo “KT” pode ser calculado pela equação (9), sendo que valores negativos indicam ligações com sobreposição e valores positivos ligações com afastamento.

$$g = \left( e + \frac{h_0}{2} \right) \frac{\sin(\theta_1 + 90^\circ)}{\sin \theta_1 \cdot \sin 90^\circ} - \frac{d_1}{2 \cdot \sin \theta_1} + \frac{d_3}{2 \cdot \sin 90^\circ} \quad (9)$$

Para a ligação tipo “T”, avalia-se neste trabalho, o comportamento de ligações constituídas de perfis sem costura, banzo de seção retangular e com montante de seção circular. Figura 8 são apresentados todos os parâmetros geométricos deste tipo de ligação.

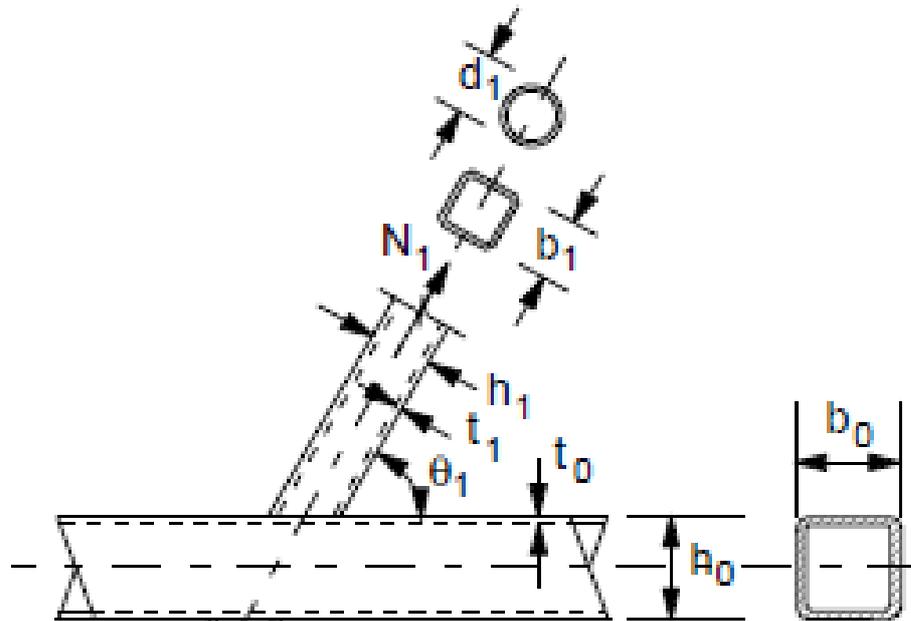


Figura 8 – Parâmetros geométricos de ligação tipo “T” [8]

onde:

$b_0$  = largura da seção transversal do banzo

$h_0$  = altura da seção transversal do banzo

$t_0$  = espessura do banzo

$d_1$  = diâmetro do montante

$t_1$  = espessura do montante

$\theta_1$  = ângulo entre o montante e o banzo

Para uma ligação “T”, a relação entre o diâmetro do montante, e a largura do banzo é representada pelo parâmetro  $\beta$  sendo dada por:

$$\beta = \frac{d_1}{b_0} \quad (10)$$

O parâmetro gama ( $\gamma$ ) para a ligação “T” é o mesmo de uma ligação tipo “KT” dado pela equação (2). Em relação as ligações tipo “T” não há nenhuma nomenclatura específica, e devido a sua configuração não existe excentricidade.

Além das limitações já citadas em relação ao afastamento e excentricidade de uma ligação tipo “KT”, as formulações para o cálculo da resistência de ligações tubulares prescritas pelo Eurocode 3 [3], pelo projeto de norma brasileira PN 02:125.03-004 [9], e CIDECT [8] são válidas se obedecidos os seguintes requisitos:

- a) Os ângulos  $\theta$  entre o banzo e as diagonais e entre montantes e diagonais adjacentes não podem ser inferiores a  $30^\circ$ , ou seja:

$$\theta_i \geq 30^\circ \quad (11)$$

- b) Em ligações com afastamento, para garantir a soldagem adequada, a dimensão  $g$  deve ser igual ou superior à soma das espessuras das diagonais ou montantes ligados de modo a garantir que não haja sobreposição de solda, ou seja:

$$g \geq t_1 + t_2 \quad \text{ou} \quad g \geq t_1 + t_3 \quad (12)$$

- c) A espessura nominal da parede dos perfis tubulares não pode ser inferior a 2,5 mm, ou seja:

$$t_0 \quad \text{e} \quad t_i \geq 2,5\text{mm} \quad (13)$$

- d) A tensão de escoamento nominal do aço não deverá ultrapassar o limite de 460 MPa, sendo que para materiais com tensões de escoamento acima de 355 MPa, a resistência de projeto deverá ser multiplicada por um fator de redução igual a 0,9 [3] e [8]. O PN 02:125.03-004 [9] prescreve que para perfis de aço com resistência ao escoamento superior a 350 MPa, a resistência de cálculo, deve ser dividida por um coeficiente de ajuste,  $\phi_n$ , igual a 1,1 ;

- e) A espessura nominal da parede de um banzo tubular não deverá ser superior a 25mm, a não ser que tenham sido tomadas medidas especiais para garantir que as propriedades do material mantenham-se adequadas ao longo da espessura [3] e [8];

- f) As extremidades dos tubos que se encontram em uma ligação devem ser preparadas de modo que a forma da seção transversal não seja modificada, pois ligações de tubos com extremidades amassadas não são abrangidas pelas normas consideradas neste trabalho [3] e [8] ;
- g) Os elementos em compressão deverão ser de classe 1 ou 2 para condição de flexão pura [3] e [8].

Para as ligações tipo “KT” e “K” com banzo retangular (RHS) e diagonais/montantes circulares (CHS) , o Eurocode 3 [3] e o PN 02:125.03-004 [9] ainda impõem determinados limites de geometria que devem ser verificados:

$$0,4 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,8 \quad (14)$$

em que  $i = 1, 2$  ou  $3$  (elemento diagonal ou montante).

Para elemento sobre tração:

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

Para elemento sobre compressão (ser classe 1):

$$\frac{d_i}{t_i} \leq 0,06 \frac{E}{f_y} \quad (16)$$

$$0,5 \leq \frac{h_0}{b_0} \leq 2,0 \quad (17)$$

$$\frac{b_0}{t_0} \text{ e } \frac{h_0}{t_0} \leq 35 \quad (18)$$

$$\frac{b_0}{t_0} \text{ e } \frac{h_0}{t_0} \leq 1,27 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (\text{ser classe 2}) \quad (19)$$

Já o CIDECT [8] prescreve os seguintes limites de geometria:

$$\frac{d_i}{b_0} \geq 0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0} \quad (20)$$

$$0,25 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,80 \quad (21)$$

Para banzo sobre compressão - ser classe 1 ou 2 e:

$$\frac{b_0}{t_0} \text{ e } \frac{h_0}{t_0} \leq 40 \quad (22)$$

Para banzo sobre tração: atender a equação (22).

Para elementos sobre compressão - ser classe 1 ou 2 e:

$$\frac{d_i}{t_i} \leq 50 \quad (23)$$

Para elementos sobre tração: atender a equação (23).

$$0,5 \leq \frac{h_0}{b_0} \leq 2,0 \quad (24)$$

### 2.3 Verificação da resistência de ligações tubulares

Na parte 1.8 do Eurocode 3 [3] referente ao dimensionamento de ligações entre elementos metálicos, encontra-se uma metodologia de dimensionamento específica para ligações entre perfis tubulares que se destaca do denominado método das componentes para a generalidade das ligações metálicas. A metodologia existente para este tipo de ligação assenta no pressuposto que as ligações podem ser consideradas como rotuladas, e que como tal, a característica

fundamental que garante a adequabilidade da ligação é a resistência dos seus elementos individuais (banzos, diagonais e montantes), desconsiderando obviamente a sua capacidade de deformação.

A seguir, apresentam-se as equações de cálculo da resistência de ligações tubulares soldadas, para banzo de seção retangular (RHS) e diagonal/montante de seção circular (CHS), segundo cada norma e tipo de ligação.

### 2.3.1 Ligação tipo “KT”

#### 2.3.1.1 Modo A

**Para o Eurocode 3 [3]:**

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{8,9k_n f_{y0} t_0^2 \sqrt{\gamma}}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (i=1 \text{ ou } 2) \quad (25)$$

**Para o PN 02:125.03-004 [9]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{9,79k_n f_{y0} t_0^2 \sqrt{\gamma}}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \right) / \gamma_{a1} \quad (26)$$

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

onde:

$\gamma$  é um parâmetro geométrico conforme apresentado na equação (2);

$f_{y0}$  é a tensão de escoamento do banzo;

$d_1$  e  $d_2$  são os diâmetros das diagonais e  $d_3$  o diâmetro do montante,

$\gamma_{M5}$  e  $\gamma_{a1}$  são fatores de segurança tomados iguais a 1,0 e 1,1 respectivamente.

Nas equações (25), (26) e (27),  $N_{i,Rd}$  representa a força máxima resistente a ser aplicada nas diagonais de forma a provocar a plastificação da face superior do banzo. Porém, considera-se nesta verificação que, para a ligação “KT”, a diagonal 1

encontra-se comprimida, a diagonal 2 tracionada e o montante comprimido ou tracionado conforme ilustrado na Figura 9.

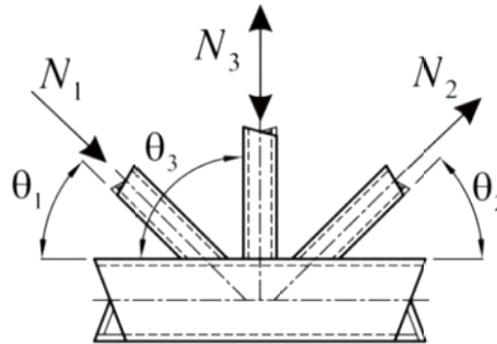


Figura 9 – Forças atuantes na verificação da ligação “KT” [9]

Segundo o Eurocode 3 [3], o parâmetro  $k_n$  utilizado na equação (25), é dado pela equação (28) se  $n > 0$  (compressão no banzo) ou pela equação (29) se  $n \leq 0$  (tração no banzo).

$$k_n = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} n \leq 1,0, \text{ se } n > 0 \quad (28)$$

$$k_n = 1,0, \text{ se } n \leq 0 \quad (29)$$

em que,

$$n = \frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{el} f_{y0}} \quad (30)$$

Deve-se ressaltar que a obtenção do parâmetro  $n$  através da equação anterior deve considerar os esforços atuantes na ligação de acordo com o apresentado anteriormente nas equações (4) e (5) e na Figura 7. Esta observação também é válida para as considerações a seguir presentes no PN 02:125.03-004 [9].

O parâmetro  $k_n$  utilizado na equação (26) prescrita pelo PN 02:125.03-004 [9], corresponde a equação (31) se  $n \leq 0$  (compressão no banzo) ou a equação (32) se  $n \geq 0$  (tração no banzo):

$$k_n = 1,3 + \frac{0,4}{\beta} n \leq 1, \text{ se } n \leq 0 \quad (31)$$

$$k_n = 1 \text{ se } n > 0 \quad (32)$$

Todavia, investigando-se a origem do Eurocode 3 [3], verifica-se que este foi baseado na primeira versão do CIDECT [29] que apresentava a caracterização do parâmetro  $n$  conforme utilizado no PN 02:125.03-004 [9].

#### Para o CIDECT [8] - Adaptação:

O CIDECT [8] não contempla o cálculo de ligação tipo “KT”. Desta forma, seguindo-se o mesmo procedimento adotado em pelo Eurocode 3 [3] e pelo PN 02:125.03-004 [9], optou-se por fazer um teste, adaptando a equação da resistência para uma ligação “K”, através da substituição do parâmetro  $\beta$  da ligação “K” pelo equivalente ao de uma ligação “KT” indicado na equação (1), conforme apresentado a seguir:

$$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen}\theta_i} \quad \text{com} \quad Q_u = 14\beta\gamma^{0,3} \quad \text{e} \quad Q_f = (1-|n|)^{C_1} \quad (33)$$

em que,

$$n = \frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{pl} f_{y0}} \quad (34)$$

O parâmetro  $C_1$  é tomado igual a  $0,5-0,5\beta$  ( $C_1 \geq 0,10$ ) para banzos com tensões de compressão e igual a  $0,1$  para tensões de tração.

#### 2.3.1.2 Modo C

#### Para o Eurocode 3 [3]:

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{f_{y0} A_v}{\text{sen}\theta_1} / \gamma_{M5} \quad (35)$$

$$N_{0,Rd} = \frac{\pi}{4} \left[ (A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - (V_{Ed} / V_{pl,Rd})^2} \right] / \gamma_{M5} \quad (36)$$

Para o PN 02:125.03-004 [9]:

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{0,66f_{y0}A_v}{\text{sen}\theta_1} / \gamma_{a1} \quad (37)$$

$$N_{2,Rd} = \frac{\text{sen}\theta_1}{\text{sen}\theta_2} N_{1,Rd} \quad (38)$$

$$N_{0,Rd} = \frac{\pi}{4} 1,1 \left[ (A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - (V_{Ed} / V_{pl,Rd})^2} \right] / \gamma_{a1} \quad (39)$$

sendo:

$A_0$  = área transversal do banzo;

$V_{Ed}$  e  $V_{Sd}$  = esforço cortante solicitante;

$V_{pl,Rd}$  = resistência plástica ao cortante de cálculo;

$$A_v = (2h_0 + \alpha b_0) t_0 \quad (40)$$

$\alpha = 0$  (para diagonais e montantes de perfil circular).

### 2.3.1.3 Modo D

Para o Eurocode 3 [3]:

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3} \text{sen}\theta_i} \left( \frac{2d_i}{\text{sen}\theta_i} + d_i + b_{e,p} \right) / \gamma_{M5} \quad (41)$$

Para o PN 02:125.03-004 [9]:

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{0,66f_{y0} t_0}{\text{sen}\theta_i} \left( \frac{2d_i}{\text{sen}\theta_i} + d_i + b_{i,e,p} \right) / \gamma_{a1} \quad (42)$$

sendo

$$b_{e,p} \text{ e } b_{i,e,p} = \frac{10}{b_0 / t_0} d_i \leq d_i, \text{ (i=1 ou 2)} \quad (43)$$

Ressalta-se que as equações (41) e (42), segundo suas respectivas normas são válidas para  $\beta \leq (1 - 1/\square)$ .

### 2.3.1.4 Modo E

Para o Eurocode 3 [3]:

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi}{4} f_{yi} t_i (2d_i - 4t_i + d_i + b_{eff}) / \gamma_{M5} \quad (44)$$

Para o PN 02:125.03-004 [9]:

$$N_{i,Rd} = \frac{\pi}{4} 1,1 f_{yi} t_i (2d_i - 4t_i + d_i + b_{i,ef}) / \gamma_{al} \quad (45)$$

sendo:

$$b_{eff} \text{ e } b_{i,ef} = \frac{10}{b_0 / t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} d_i \leq d_i, \text{ (i=1 ou 2)} \quad (46)$$

O Eurocode 3 [3] e o PN 02:125.03-004 [9] também prescrevem os critérios de cálculo para a ligação tipo “KT” dados pelas equações (47) e (48), com base na configuração das forças atuantes conforme ilustrado na Figura 9.

$$N_{1,Ed} \text{sen}\theta_1 + N_{3,Ed} \text{sen}\theta_3 \leq N_{1,Rd} \text{sen}\theta_1 \quad (47)$$

$$N_{2,Ed} \text{sen}\theta_2 \leq N_{1,Rd} \text{sen}\theta_1 \quad (48)$$

em que,

$N_{i,Ed}$  é o esforço normal solicitante;

$N_{1,Rd}$  é a resistência de cálculo obtida pelas equações de cada norma, para cada modo de falha já descritos neste capítulo.

### 2.3.2 Ligação tipo “T”

#### 2.3.2.1 Modo A

**Para o Eurocode 3 [3]:**

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} \left( \frac{2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{M5} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (49)$$

**Para o PN 02:125.03-004 [9]:**

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} \left( \frac{2,2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4,4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{a1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (50)$$

**Para o CIDECT [8] :**

$$N_i^* = \left( Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad Q_u = \frac{2\beta}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \quad \text{e} \quad Q_f = (1-|n|)^{C_1} \quad (51)$$

O parâmetro  $C_1$  é tomado igual a  $0,6-0,5\beta$  para banzos com tensões de compressão e igual a  $0,1$  para tensões de tração; e  $n$  é dado pela equação (34).

Ressalta-se que as equações (49), (50) e (51), segundo suas respectivas normas são válidas para  $\beta \leq 0,85$ .

#### 2.3.2.2 Modo B

**Para o Eurocode 3 [3]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{k_n f_b t_0}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 10t_0 \right) / \gamma_{M5} \quad (52)$$

**Para o PN 02:125.03-004 [9]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{f_b t_0}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2,2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 11t_0 \right) / \gamma_{al} \quad (53)$$

onde:

$k_n$  da equação(52) é dado pela equação (28);

$f_b = f_{y0}$  (para o montante submetido a esforço de tração)

$f_b = \chi f_{y0}$  (para o montante submetido a esforço de compressão. Onde  $\chi$  é o fator de redução para flambagem, que é obtido para a equação (52) utilizando as curvas de flambagem encontradas no Eurocode EN 1993-1-1 [32]; e para a equação (53) obtido conforme a ABNT NBR 8880 [33] ou no item 5.2 do PN 02:125.03-004 [9]. Para as duas normas deve-se utilizar um índice de esbeltez reduzido igual a equação (54):

$$\lambda_0 = 3,46 \frac{\left( \frac{h_0}{t_0} - 2 \right) \sqrt{\frac{1}{\text{sen}\theta_1}}}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}} \quad (54)$$

As equações (52) e (53) são válidas para  $\beta = 1,0$ . Para  $0,85 \leq \beta \leq 1,0$  deve-se seguir as prescrições da tabela 6.10 no Eurocode 3 [3] e tabela 7.11 no PN 02:125.03-004 [9]

**Para o CIDECT [8] :**

$$N_i^* = \frac{f_k t_0}{\text{sen}\theta_1} b_w Q_f \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad (55)$$

onde:

$C_1$  é tomado igual a  $0,6 - 0,5\beta$  para banzos com tensões de compressão e igual a  $0,1$  para tensões de tração;

$n$  é dado pela equação (34).

$f_k$  assume os mesmos valores de  $f_b$  referente a equação (52).

$b_w$  é dado pela equação (56) se  $\beta = 1,0$ . Se  $0,85 \leq \beta \leq 1,0$  deve-se seguir as prescrições contidas na tabela 4.1 do CIDECT [8].

$$b_w = \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 10t_0 \quad (56)$$

### 2.3.2.3 Modo D

**Para o Eurocode 3 [3]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{f_{y0}t_0}{\sqrt{3}\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 2b_{e,p} \right) / \gamma_{M5} \quad (57)$$

Para o PN 02:125.03-004 [9]:

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{0,60f_{y0}t_0}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2,2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 2,2b_{e,p} \right) / \gamma_{al} \quad (58)$$

onde  $b_{e,p}$  é dado pela equação (43)

As equações (57) e (58) são válidas para  $0,85 \leq \beta \leq (1-1/\square)$ .

**Para o CIDECT [8] :**

Equações válidas para  $d_1 \leq b_0 - 2t_0$  :

$$N_i^* = \frac{0,58f_{y0}t_0}{\text{sen}\theta_1} I_{p,eff} \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad I_{p,eff} = \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 2b_{e,p} \quad \text{e} \quad b_{e,p} = \left( \frac{10}{b_0/t_0} \right) d_1 \leq d_1 \quad (59)$$

### 2.3.2.4 Modo E

**Para o Eurocode 3 [3]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} f_{y1}t_1(2d_1 - 4t_1 + 2b_{eff}) / \gamma_{M5} \quad (60)$$

**Para o PN 02:125.03-004 [9]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} f_{y1} t_1 (2,2d_1 - 4,4t_1 + 2,2b_{eff}) / \gamma_{al} \quad (61)$$

onde  $b_{eff}$  é dado pela equação (46)

As equações (60) e (61) são válidas para  $\beta \geq 0,85$ .

**Para o CIDECT [8] :**

$$N_i^* = f_{y1} t_1 l_{b,eff} \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad l_{b,eff} = 2h_1 + 2b_e - 4t_1 \quad \text{e} \quad b_e = \left( \frac{10}{b_0 / t_0} \right) \left( \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} \right) d_1 \leq d_1 \quad (62)$$

Este capítulo apresentou os critérios e equações de dimensionamento de ligações tubulares “T” e “KT” de acordo com a norma europeia [3], o projeto de norma brasileira [9] e o CIDECT [8]. O capítulo seguinte apresentará algumas considerações sobre os modelos numéricos desenvolvidos na presente dissertação.

### 3 MODELOS NUMÉRICOS

O presente capítulo apresenta algumas características sobre os modelos numéricos desenvolvidos na presente dissertação. Considerando-se que estes modelos numéricos foram calibrados com resultados experimentais, apresentar-se-ão inicialmente, as premissas destes ensaios experimentais realizados por Mayor [20] e Mendes [19] para ligações “KT” e “T”, respectivamente.

#### 3.1 Descrição do ensaio experimental

Este item apresenta os ensaios experimentais realizados por Mayor [20] e Mendes [19] que foram utilizados para calibração dos modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho.

##### 3.1.1 Ligação KT

Os ensaios experimentais realizados por Mayor [20] para a ligação tipo “KT”, com afastamento, foram formados por perfis tubulares sem costura fabricados pela empresa Vallourec & Mannesmann do Brasil [34], sendo utilizados perfis com seções transversais circulares nas diagonais e montantes (CHS) e retangulares no banzo (RHS). Foram feitos dois ensaios (protótipos KT-01-B e KT02-B) com as mesmas dimensões de perfis tubulares e também com o mesmo ângulo entre as diagonais e o banzo. Na Tabela 1 e na Tabela 2 são apresentadas as propriedades geométricas das ligações ensaiadas, tal como as propriedades mecânicas dos perfis. Na Figura 10 está representado o esquema geral das ligações ensaiadas, na Figura 11 é apresentado o esquema geral do sistema de aplicação de carregamento, e a Figura 12 está indicando a posição das rosetas e extensômetros dos protótipos ensaiados cujos resultados foram utilizados na calibração do modelo numérico desenvolvido no presente trabalho.

Tabela 1 – Dimensões das ligações ensaiadas [20]

Banzo			Diagonais			Montante		Gap	Excentricidade
$h_0$ (mm)	$b_0$ (mm)	$t_0$ (mm)	$d_1$ $d_2$ (mm)	$t_1$ $t_2$ (mm)	$\theta$ (°)	$d_3$ (mm)	$t_3$ (mm)	$g$ (mm)	$e$ (mm)
60	110	4,8	48,3	3,7	47,7	38,1	4,3	33	63,086

Tabela 2 – Propriedades mecânicas e dimensões dos perfis das ligações ensaiadas [20]

Perfil	$f_y$ (MPa)	$E_t$ (MPa)	L (mm)
Banzo	456	720	1000
Diagonais	442	930	1078
Montante	250	765	700

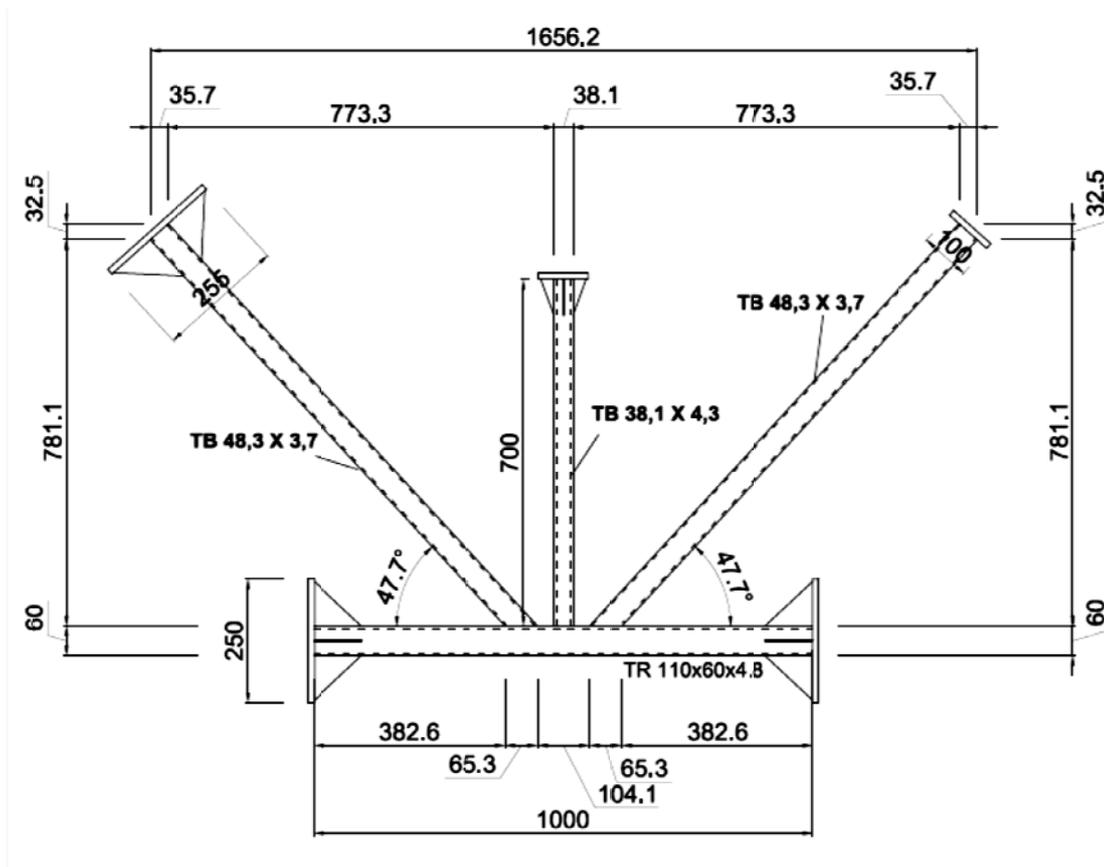


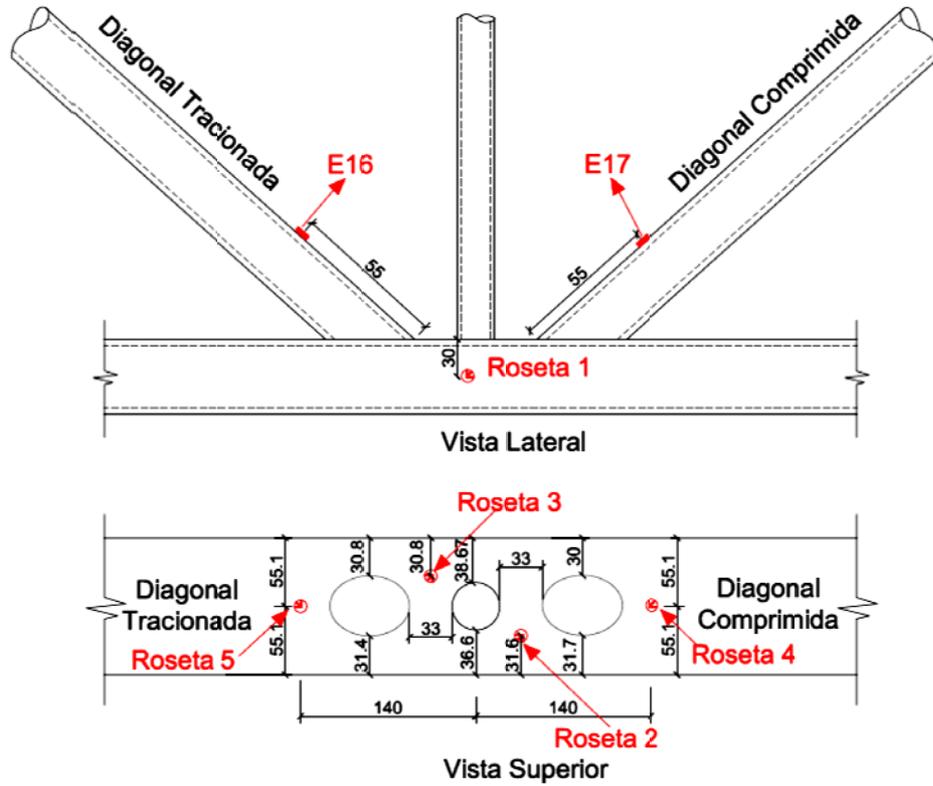
Figura 10 – Esquema geral das ligações “KT” ensaiadas [20]



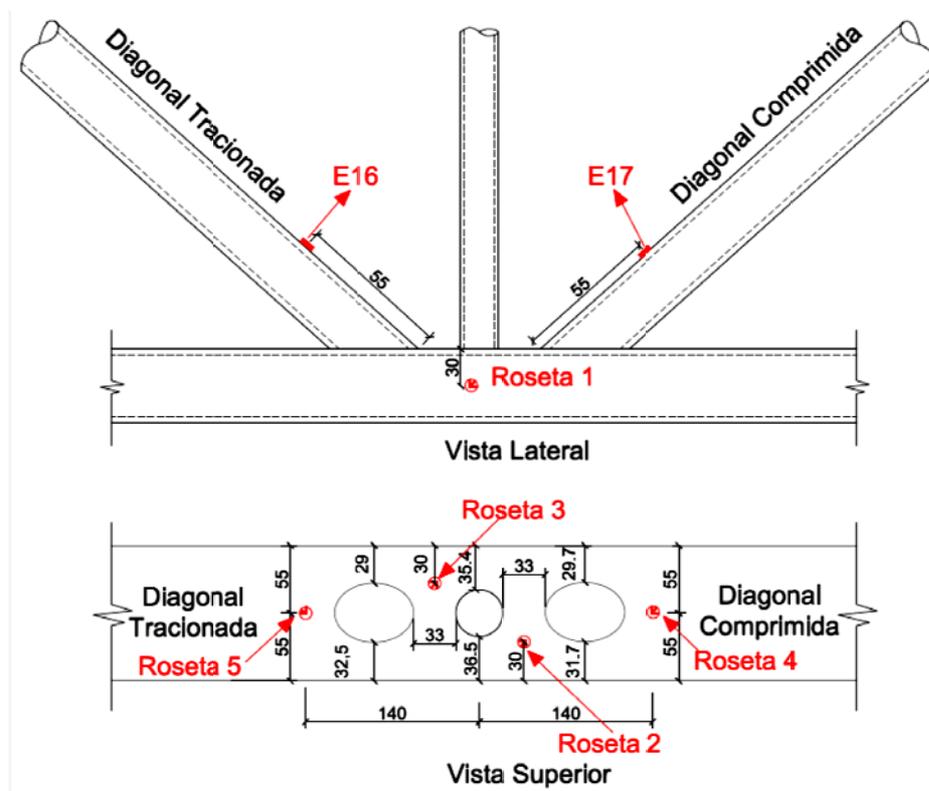
Figura 11 – Esquema geral do sistema de aplicação de carregamento [20]

O nível de carregamento aplicado no montante foi de 15% da carga das diagonais, sendo que uma diagonal foi comprimida e a outra tracionada. Os resultados experimentais também foram apresentados em função da distribuição da tensão de *von Mises* (que serão apresentados no próximo capítulo), obtida a partir das deformações medidas pelas rosetas para cada protótipo.

Verificou-se que o modo de falha preponderante foi a plastificação da face do banzo (Modo A), de acordo com o determinado teoricamente pelas equações do Eurocode 3 [3] e PN 02:125.03-004 [9].



a) Protótipo KT01-B



a) Protótipo KT02-B

Figura 12 – Posição das rosetas e extensômetros nos protótipos ensaiados das ligações tipo “KT” [20]

### 3.1.2 Ligação T

Os ensaios dos modelos experimentais realizados por Mendes [19] e citado em Freitas *et al.* [35] e Nunes *et al.* [36] para a ligação tipo “T”, foram feitos em dois protótipos, identificados como T02 e T03, ambos com as mesmas dimensões, compostos por perfil retangular no banzo (RHS) e circular no montante (CHS).

Na Tabela 3 são apresentadas as dimensões dos protótipos ensaiados tal como as propriedades dos perfis. Na Figura 13 está representado o esquema geral das ligações T ensaiadas, a Figura 14 está indicando a posição das rosetas nos protótipos ensaiados e na Figura 15 é apresentado o esquema geral do sistema de aplicação de carregamento.

Tabela 3 – Dimensões e propriedades das ligações ensaiadas [19]

Banzo						Montante					
$h_0$ (mm)	$b_0$ (mm)	$t_0$ (mm)	$L_0$ (mm)	$f_{y0}$ (MPa)	$f_{u0}$ (MPa)	$d_1$ (mm)	$t_1$ (mm)	$\theta$ (°)	$L_1$ (mm)	$f_{y1}$ (MPa)	$f_{u1}$ (MPa)
60	110	4,8	1000	456	555	38,1	3,2	90	714	250	325

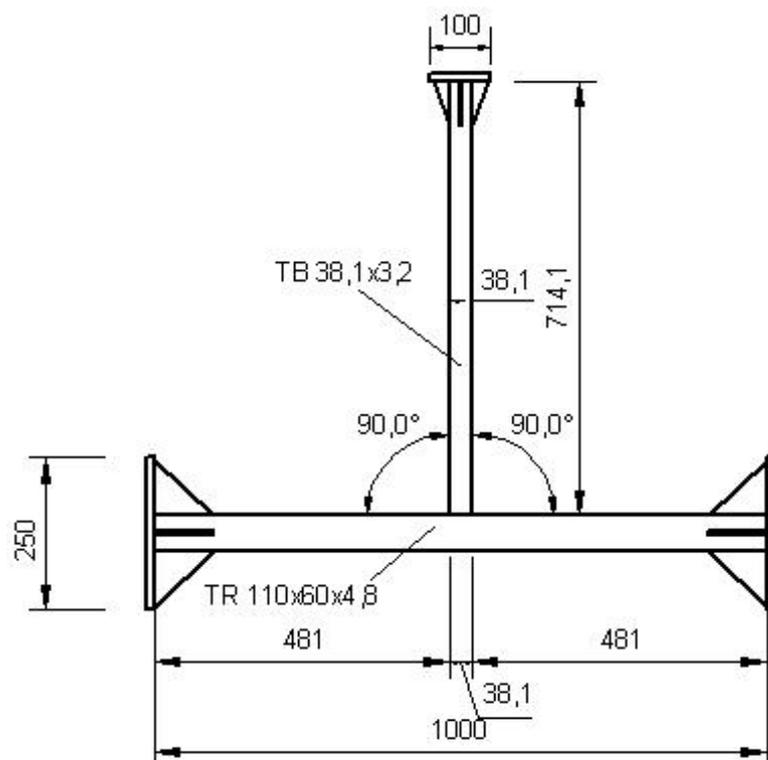
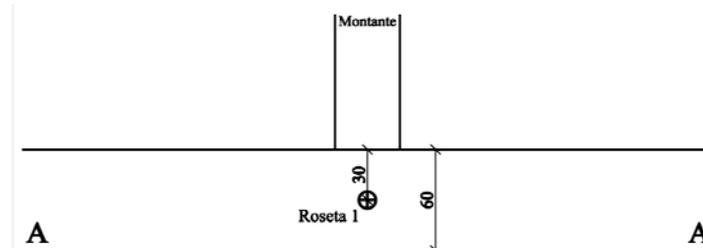
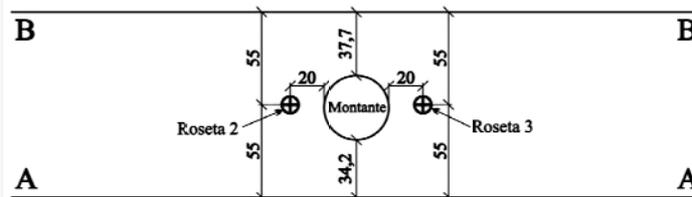


Figura 13 – Esquema geral das ligações T ensaiadas [19]

O carregamento aplicado foi de compressão no montante, para os dois ensaios sendo o modo de colapso preponderante caracterizado pela plastificação da face do banzo assim como determinado teoricamente através das equações do Eurocode 3 [3], do PN 02:125.03-004 [9] e CIDECT [8].

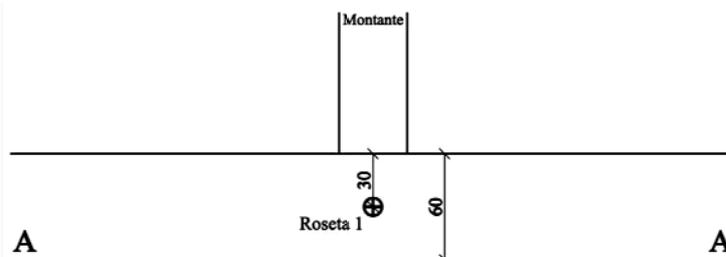


Vista Lateral

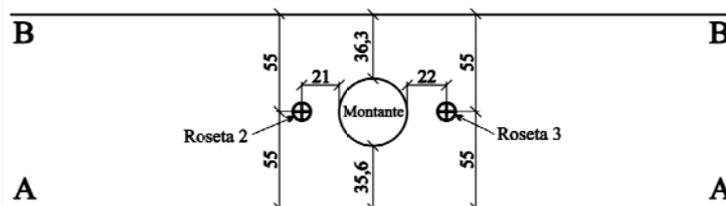


Vista Superior

a) Protótipo T02



Vista Lateral



Vista Superior

b) Protótipo T03

Figura 14 – Posição das rosetas nos protótipos ensaiados das ligações tipo “T” [19]

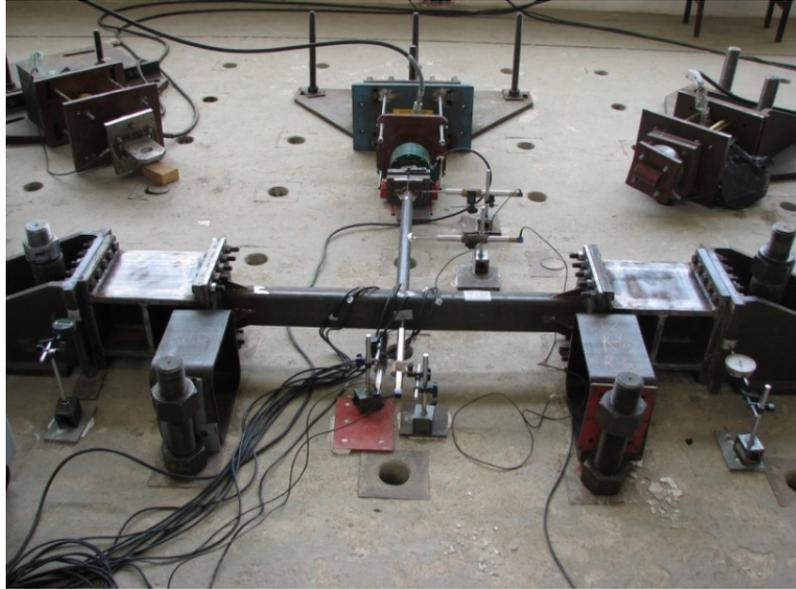


Figura 15 – Esquema geral do sistema de aplicação de carregamento [36]

## 3.2 Descrição e calibração do modelo numérico

### 3.2.1 Ligação KT

O modelo numérico proposto neste trabalho para caracterização de ligações tubulares tipo KT entre banzos RHS e diagonais/montantes CHS foi desenvolvido no programa de elementos finitos Ansys 12.0 [17] utilizando dois elementos tipo casca existentes na biblioteca de elementos do referido programa. O elemento SHELL181 (Figura 16) com quatro nós, possui seis graus de liberdade por nó – translações x, y e z e rotações x, y e z, considera esforços de flexão, corte e efeito de membrana. O elemento SHELL281 (Figura 17), distingue-se única e exclusivamente do anterior por possuir oito nós com os mesmos graus de liberdade citados anteriormente.

Para definição da malha apropriada, no intuito de realizar a calibração e validação da análise numérica, fez-se um teste de densidade de malha. Procedeu-se a análise de três diferentes malhas, a saber:

- NKT-1 – utilizando elemento SHELL181;
- NKT-2 – utilizando elemento SHELL181 e o dobro de divisões do modelo NKT-1;

- NKT-3 – utilizando elemento SHELL281 com a mesma divisão do modelo NKT-1.

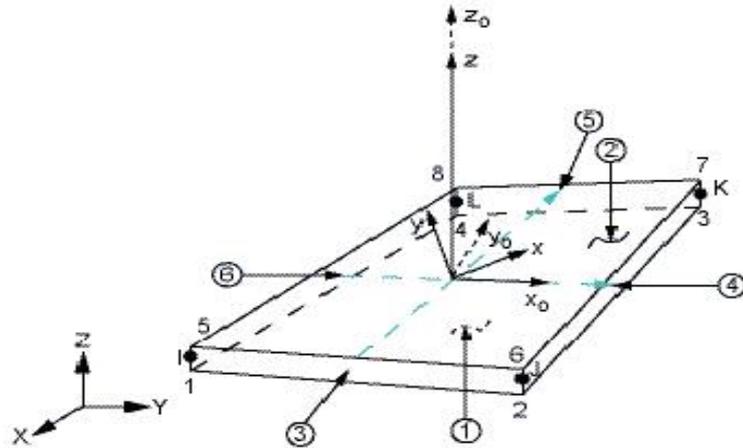


Figura 16 – Elemento SHELL181 [17]

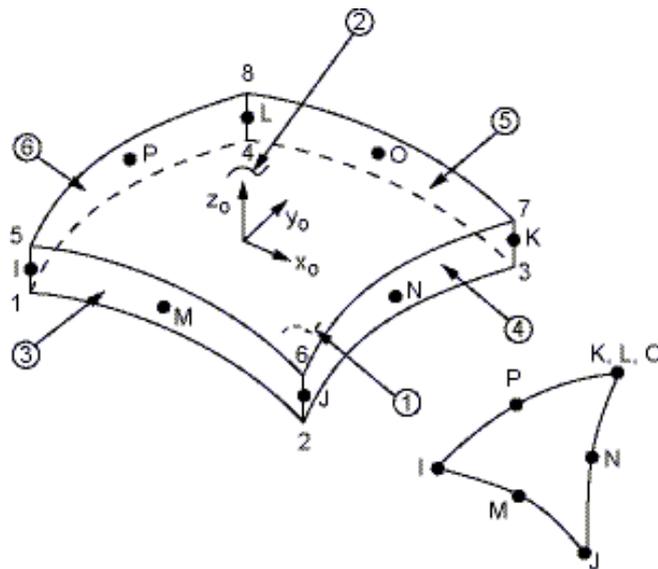


Figura 17 – Elemento SHELL181 [17]

De forma a efetuar a calibração do modelo numérico, comparou-se para os três modelos citados acima, a distribuição de tensões de *von Mises* em função da carga aplicada na diagonal tracionada, com a dos ensaios realizados citados no item 3.1.1 (Protótipos KT01-B e KT02-B).

Apresenta-se na Figura 18, a malha correspondente ao modelo NKT-3 que forneceu resultados mais próximos aos obtidos nos ensaios experimentais conforme será apresentado posteriormente ainda neste item da dissertação. Observa-se na

Figura 18(a), que a malha encontra-se mais refinada na região da solda (onde concentrações de tensões são esperadas) e o mais regular possível com proporções adequadas entre elementos, no intuito de evitar problemas numéricos. A solda também foi considerada com elementos de casca conforme apresentado na Figura 18(b) e Figura 18(c). Esta solução já foi testada anteriormente para outros tipos de ligações tubulares sem prejuízo para o resultado final [14].

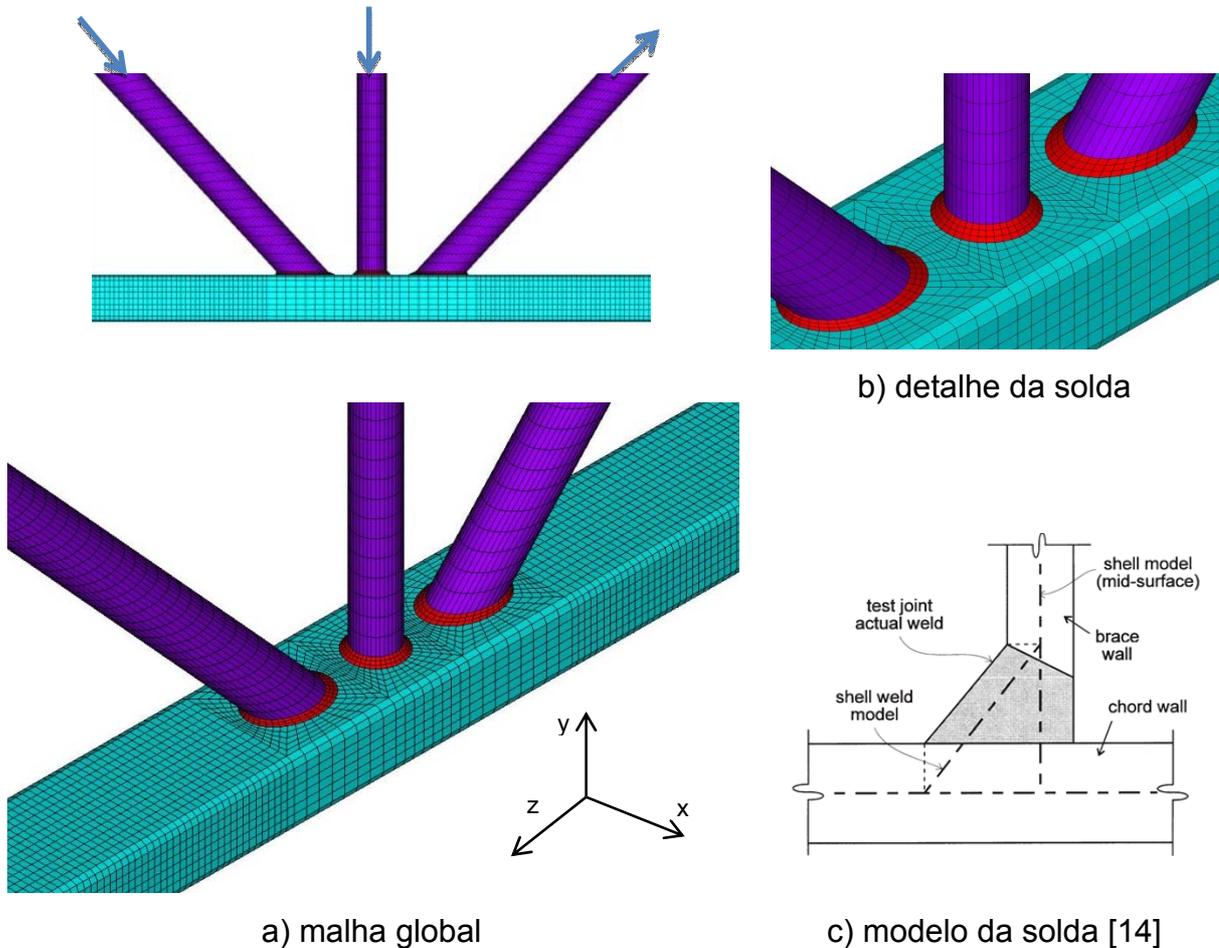


Figura 18 – Malha de elementos finitos do modelo numérico – ligação tipo “KT”

Também teve-se o cuidado para que na composição da malha existissem nós nos mesmos pontos de localização das rosetas (ver Figura 12), a fim de facilitar na extração e comparação da curva carga *versus* tensão de *von Mises* do modelo experimental utilizado na calibração.

A fim de se mobilizar totalmente a capacidade de resistência da ligação para esforços normais e de flexão, as não-linearidades geométricas e do material foram incorporadas ao modelo.

A não-linearidade do material foi considerada através do critério de plastificação de *von Mises* através de uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bi-linear de forma a exibir um comportamento elasto-plástico quase perfeito com um encruamento praticamente nulo. A não-linearidade geométrica foi introduzida no modelo através da formulação de Lagrange Atualizado, considerando a previsão de grandes deformações de forma a permitir a redistribuição de carregamento na ligação após escoamento inicial e atualização da matriz de rigidez a cada incremento de carga. Este tipo de análise possibilita obter uma resposta global da ligação efetuando-se uma comparação coerente entre os resultados obtidos teoricamente, experimentalmente e os numéricos no que diz respeito o estado limite último (ELU) da ligação.

Para a modelagem da ligação, além dos parâmetros descritos na Tabela 1 e na Tabela 2, foram utilizados os seguintes parâmetros:

- módulo de elasticidade  $E = 200 \text{ GPa}$
- coeficiente do Poisson  $\nu = 0,3$
- tensão de escoamento da solda  $f_w = 600 \text{ MPa}$ .

O raio de curvatura adotado do perfil retangular foi igual a uma vez e meia a espessura da parede do mesmo ( $r_0 = 1,5 \times t_0$ ), conforme avaliações feitas nas ligações ensaiadas [20].

Algumas condições de contorno foram inseridas no modelo numérico a fim de reproduzir da melhor forma possível o comportamento do modelo real. Os nós localizados nas extremidades do banzo foram restringidos em todos os graus de liberdade, simulando o comportamento da peça de fixação. Os nós das extremidades das diagonais foram restringidos na direção  $x$  em relação às coordenadas locais (para fora do plano) e os nós do montante na direção  $x$  (para fora do plano) e  $z$  (horizontal) simulando assim as condições de contorno das rótulas e peças de apoio dos atuadores hidráulicos.

O carregamento utilizado neste modelo foi na forma de deslocamentos de forma a facilitar a convergência da análise não-linear; aplicado de forma gradual por meio de passos de carga (também como nos ensaios), sendo o incremento de carregamento a cada passo de carga controlado automaticamente pelo programa, em função de convergência pelo processo iterativo de Newton-Raphson [17].

O nível de carregamento aplicado no montante foi de 15% da carga das diagonais (como no ensaio experimental), sendo que uma diagonal foi comprimida e a outra tracionada.

Observando-se da Figura 19 a Figura 23, pode-se verificar, conforme citado anteriormente, uma melhor concordância entre os valores numéricos e os experimentais no modelo NKT-3, sendo este, então, o adotado para a continuidade das análises desenvolvidas neste trabalho.

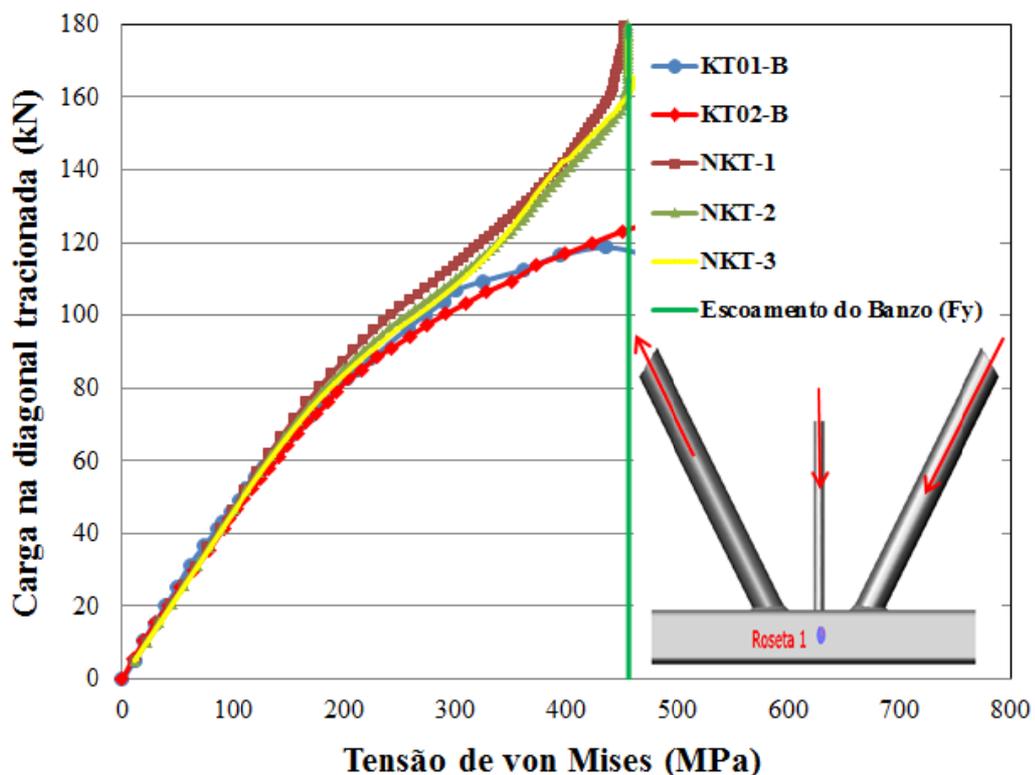


Figura 19 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 1 [20]

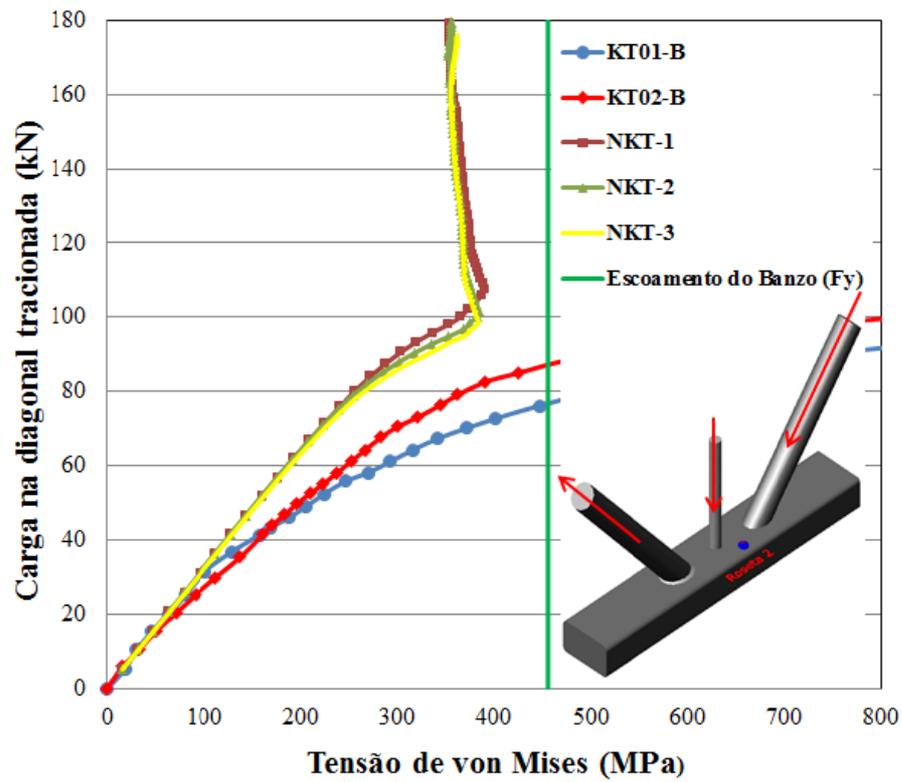


Figura 20 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 2 [20]

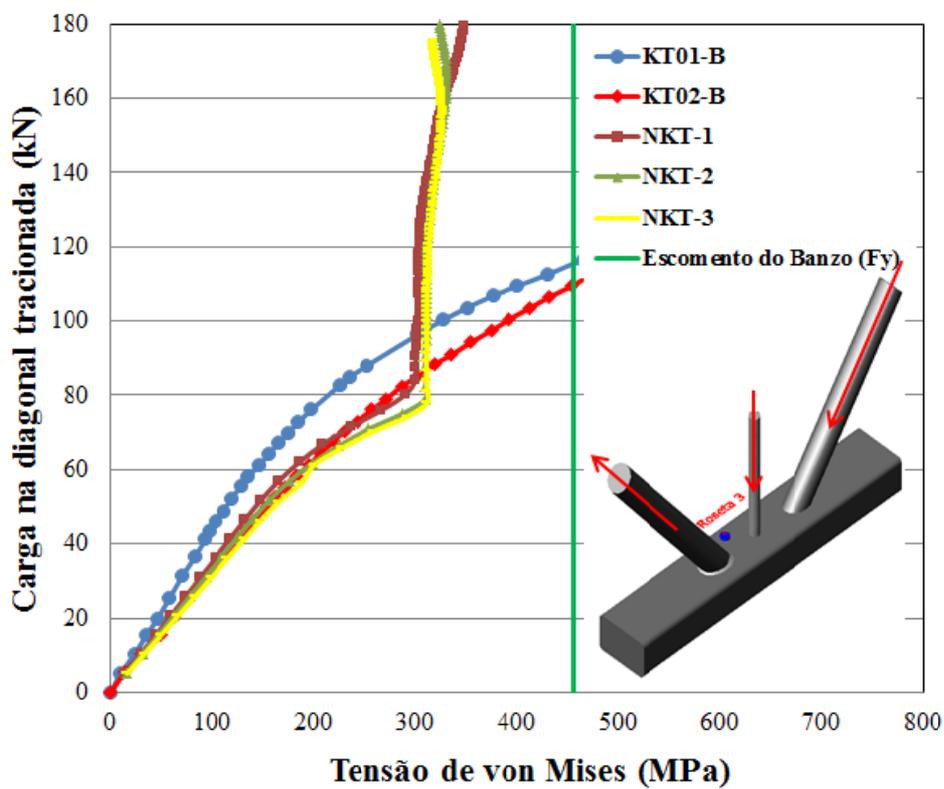


Figura 21 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 3 [20]

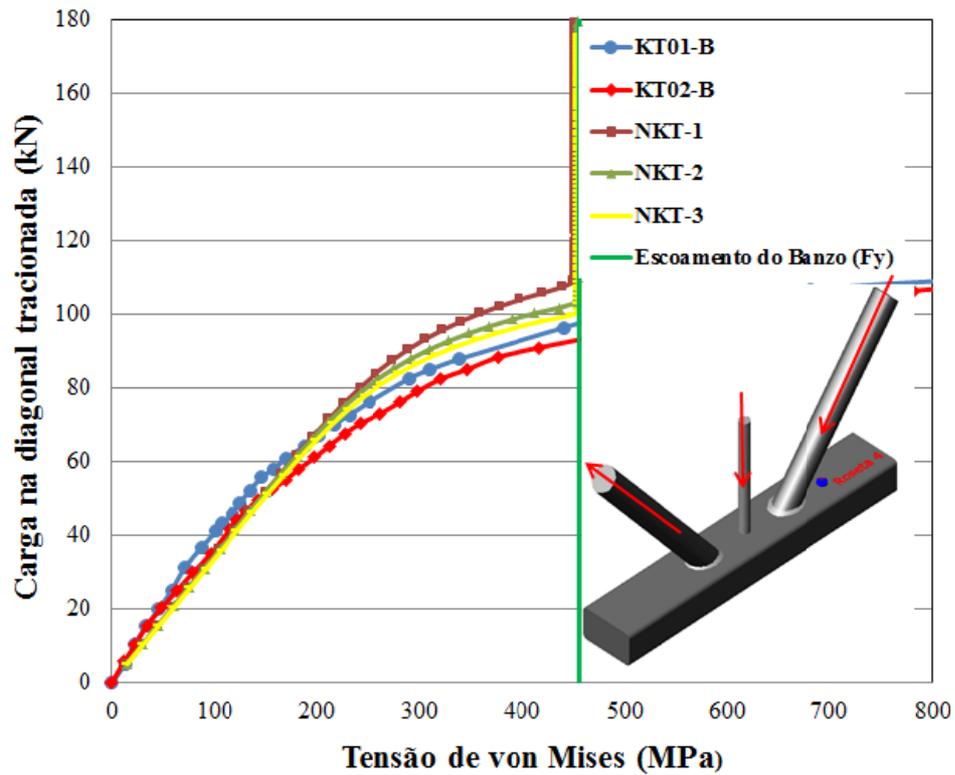


Figura 22 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 4 [20]

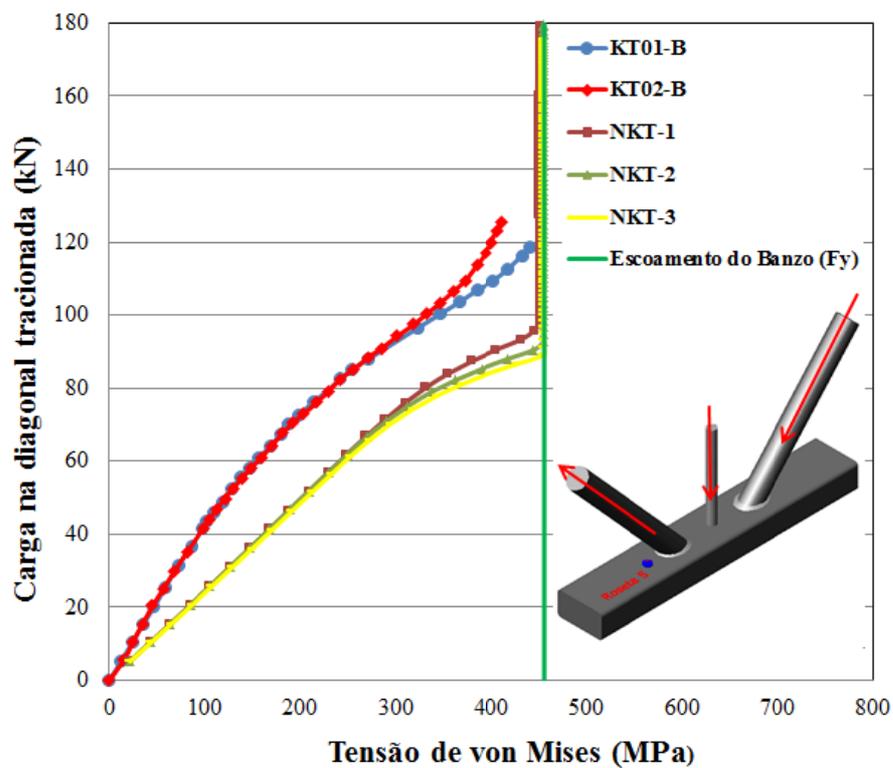


Figura 23 – Comparação resultado numérico x experimental – Ligação tipo “KT” - Roseta 5 [20]

### 3.2.1.1 Critério de deformação limite e cálculo teórico da resistência da ligação do modelo numérico tipo “KT”

De forma a exemplificar a aplicação do critério de deformação limite citado anteriormente, são apresentadas na Figura 24, as curvas carga *versus* deslocamento obtidas numericamente para a ligação utilizada na calibração e os valores de resistência obtidos analiticamente pelo Eurocode 3 [3], pelo PN 02:125.03-004 [9] e pela “adaptação” do CIDECT [8], para o modo de ruína A que controla a ligação.

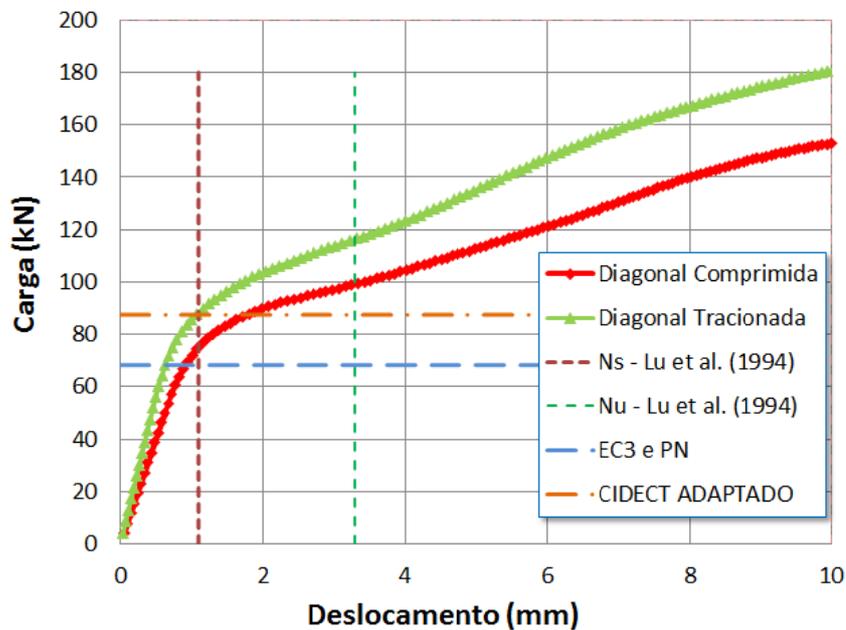


Figura 24 – Curva carga *versus* deslocamento – modelo numérico da ligação “KT”

Neste gráfico, podem ser observados os limites de  $1\%b_0$  e  $3\%b_0$ , correspondentes aos estados limites de serviço e último obtendo-se  $N_s = 74,8$  kN e  $N_u = 99,1$  kN, respectivamente, de acordo com o critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [30].

Como a razão  $N_u/N_s = 1,32 < 1,5$ ,  $N_u$  controla o dimensionamento. Desta forma, aplicando-se o critério de deformação limite, a ligação teria uma resistência  $N_{def} = 99,1$  kN.

De acordo com a Equação (25) preconizada pelo Eurocode 3 [3], a carga máxima a ser aplicada nas diagonais de forma que não provoque plastificação na face superior do banzo (modo de falha A) é  $N_{EC3} = 68,3$  kN (já considerando o

momento fletor gerado pela excentricidade e o fator de redução devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 355 MPa).

Aplicando-se a equação (26) referente ao PN 02:125.03-004 [9], obtém-se a carga máxima  $N_{PN} = 68,9$  kN (considerando além do momento fletor, o coeficiente de ajuste devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 350 MPa).

Finalmente pela equação (33) “adaptada” do CIDECT [8], encontra-se para a carga máxima, o valor de  $N_1^* = 87,5$  kN (considerando o momento fletor gerado pela excentricidade e o fator de redução devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 355 MPa).

Desta forma, observa-se que os resultados determinados pelas prescrições do Eurocode 3 [3], PN 02:125.03-004 [9] e pelo CIDECT [8] “adaptado” são inferiores e a favor da segurança quando comparados ao obtido numericamente pelo critério de deformação limite.

### 3.2.2 Ligação T

Para o modelo numérico referente a ligação tipo “T” constituída de banzo RHS e montante CHS, procedeu-se também ao teste de densidade de malha para efeitos de calibração e validação da análise numérica. Foram testadas três malhas distintas:

- NT-1 – utilizando elemento SHELL181;
- NT-2 – utilizando elemento SHELL181 e o dobro de divisões do modelo NT-1;
- NT-3 – utilizando elemento SHELL281 com a mesma divisão do modelo NT-1.

Apresenta-se na Figura 25, a malha do modelo NT-3 forneceu resultados mais próximos aos obtidos nos ensaios experimentais conforme será apresentado posteriormente ainda neste item da dissertação. Observa-se na Figura 25(a), que a malha encontra-se mais refinada na região da solda (onde concentrações de tensões são esperadas) e o mais regular possível com proporções adequadas entre elementos, no intuito de evitar problemas numéricos.

A solda foi considerada da mesma forma com elementos de casca conforme apresentado na Figura 25(b) e Figura 25(c).

Para a modelagem foram feitos os mesmos procedimentos e as mesmas considerações do modelo de calibração da ligação tipo “KT” descritos anteriormente, a exceção dos parâmetros geométricos e de algumas propriedades mecânicas nas quais foram utilizados os apresentados na Tabela 3. O carregamento aplicado foi de compressão no montante como nos protótipos do ensaio experimental.

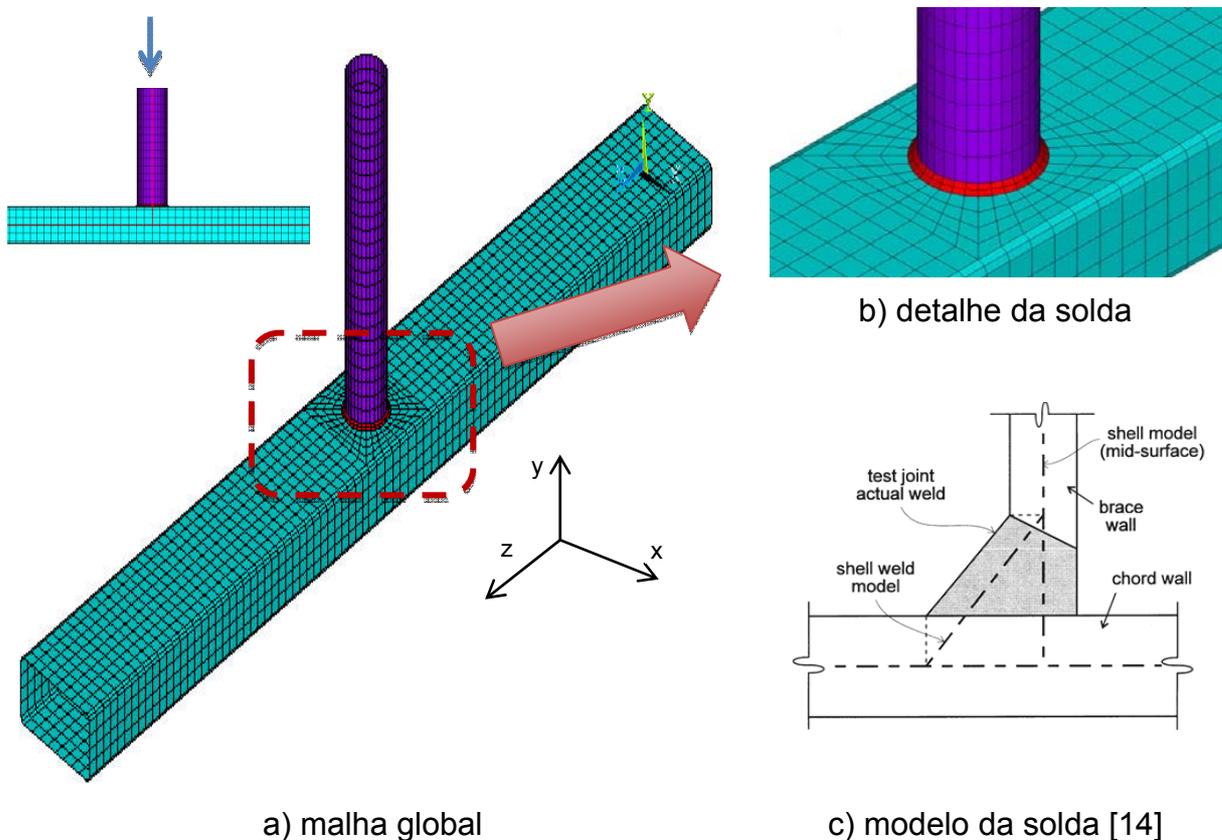


Figura 25 – Malha de elementos finitos do modelo numérico – Ligação tipo “T”

Confrontou-se para os três modelos citados, a distribuição de tensões de *von Mises* em função da carga aplicada no montante comprimido, com a dos ensaios realizados citados no item 3.1.2 (Protótipos T02 e T03).

Observando-se da Figura 26 a Figura 28, pode-se verificar uma melhor concordância entre os valores numéricos e os experimentais no modelo NT-3, sendo este, então, o adotado para a continuidade das análises desenvolvidas neste trabalho para a ligação “T”.

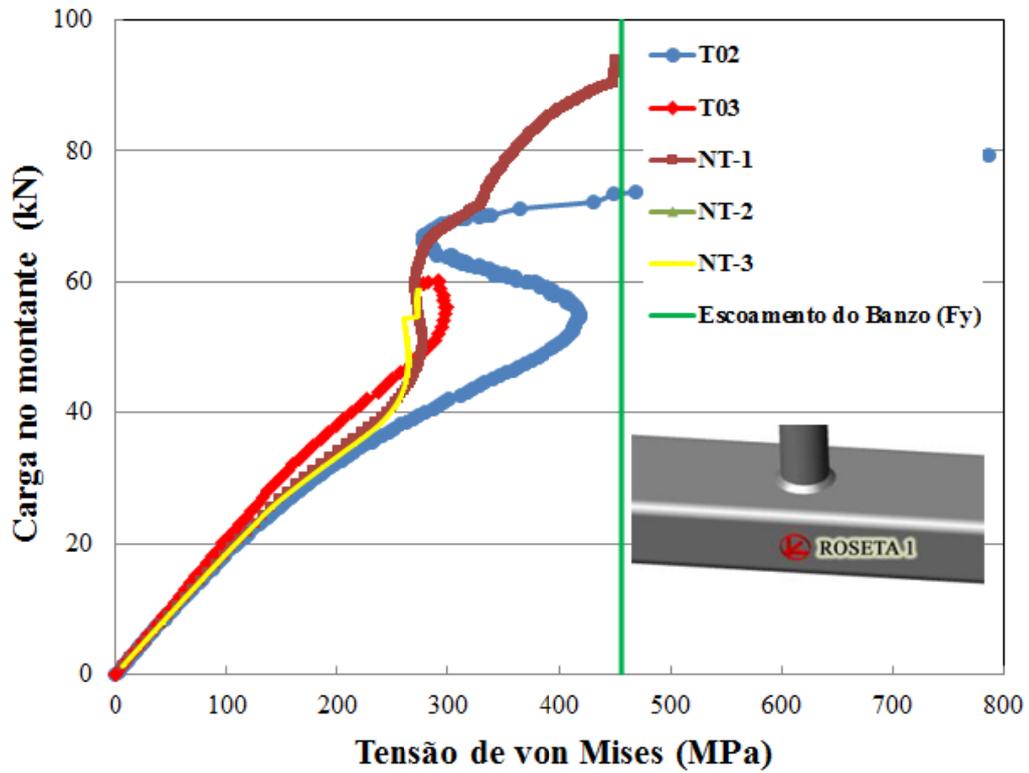


Figura 26 – Comparação resultado numérico x experimental – ligação tipo “T” -  
Roseta 1 [19]

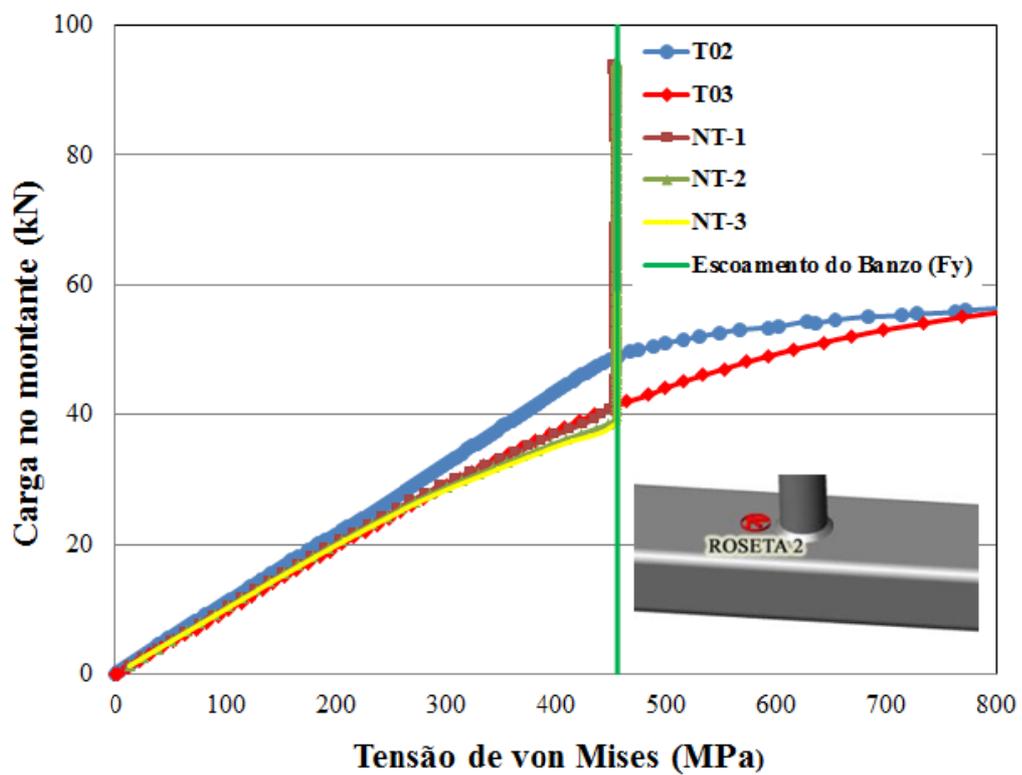


Figura 27 – Comparação resultado numérico x experimental – ligação tipo “T” -  
Roseta 2 [19]

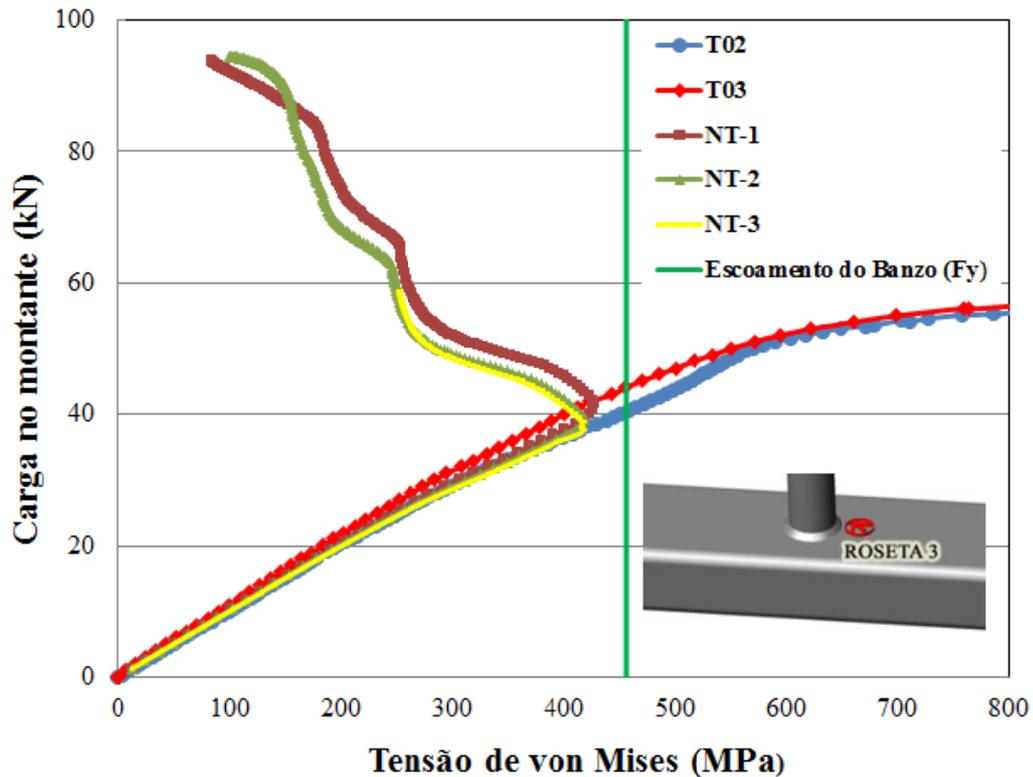


Figura 28 – Comparação resultado numérico x experimental – ligação tipo “T” - Roseta 3 [19]

### 3.2.2.1 Critério de deformação limite e cálculo teórico da resistência da ligação do modelo numérico tipo “T”

De forma a exemplificar a aplicação do critério de deformação limite, apresenta-se na Figura 29, a curva carga *versus* deslocamento obtida numericamente para a ligação utilizada na calibração e os valores de resistência obtidos analiticamente pelo Eurocode 3 [3], pelo PN 02:125.03-004 [9] e pelo CIDECT [8], para o modo de ruína A que controla a ligação.

Neste gráfico, podem ser observados os limites de  $1\%b_0$  e  $3\%b_0$ , obtendo-se  $N_s = 33,15$  kN e  $N_u = 49,01$  kN, respectivamente, de acordo com o critério de deformação proposto por Lu *et al.* [30] para atendimento aos estados limites de utilização e último.

Como a razão  $N_u/N_s = 1,48 < 1,5$ ,  $N_u$  controla o dimensionamento. Desta forma, aplicando-se o critério de deformação limite, a ligação teria uma resistência  $N_{def} = 49,01$  kN.

De acordo com a equação (49) preconizada pelo Eurocode 3 [3], a carga máxima a ser aplicada nas diagonais de forma que não provoque plastificação na face superior do banzo (modo de falha A) é  $N_{EC3} = 44,6$  kN (já considerando o fator de redução devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 355 MPa).

Aplicando-se a equação (50) referente ao PN 02:125.03-004 [9], obtém-se a carga máxima  $N_{PN} = 45,06$  kN (considerando o coeficiente de ajuste devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 350 MPa).

Finalmente pela equação (51) do CIDECT [8], encontra-se para a carga máxima, o valor de  $N_1^* = 44,6$  kN. (considerando o fator de redução devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 355 MPa).

Desta forma, observa-se que os resultados determinados pelas prescrições do Eurocode 3 [3], PN 02:125.03-004 [9] e pelo CIDECT [8] são inferiores e a favor da segurança quando comparados ao obtido numericamente pelo critério de deformação limite.

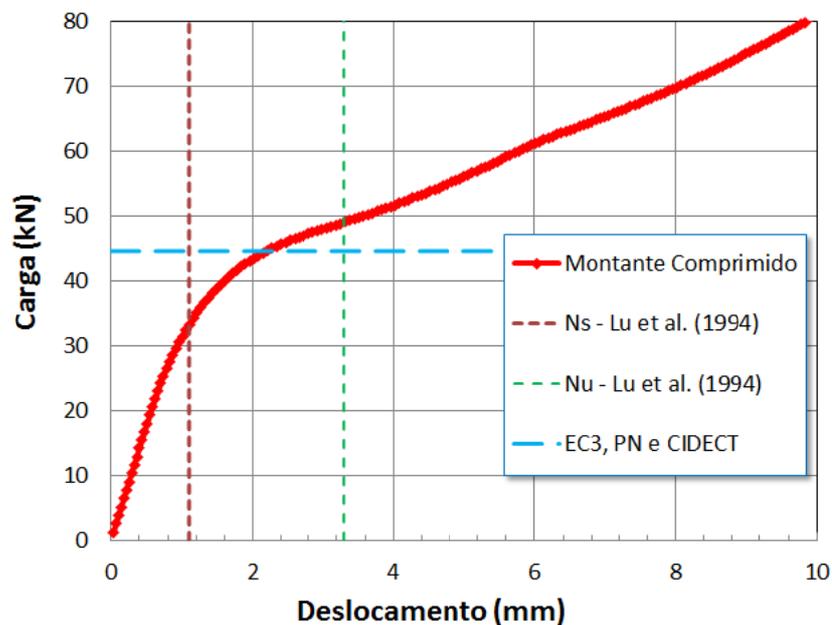


Figura 29 – Curva carga versus deslocamento – modelo de calibração “T”

Este capítulo apresentou as considerações necessárias para elaboração e calibração do modelo numérico desenvolvido neste trabalho bem como os ensaios experimentais utilizados. O capítulo seguinte apresentará a análise paramétrica desenvolvida na presente dissertação de forma a ampliar o campo de aplicação das equações da norma europeia [3], do projeto de norma brasileira [9] e do CIDECT [8].

## 4 ANÁLISE PARAMÉTRICA E RESULTADOS

Este capítulo apresenta a análise paramétrica desenvolvida na presente dissertação de forma a ampliar o campo de aplicação das equações da norma europeia [3], do projeto de norma brasileira PN 02:125.03-004 [9] e do CIDECT [8].

### 4.1 Ligação “KT”

O estudo paramétrico desenvolvido neste trabalho para a ligação tipo “KT”, compreendeu a análise de 9 modelos numéricos distintos visando avaliar a resistência da ligação obtida numericamente pelo critério de deformação limite, comparando-a com a resistência calculada pelas prescrições das normas: Eurocode 3 [3], PN 02:125.03-004 [9] e CIDECT [8] “adaptado” para este tipo de ligação.

Buscou-se na escolha dos modelos, uma maior abrangência de acordo com a gama de perfis tubulares disponíveis comercialmente no Brasil através do catálogo de produtos da Vallourec & Mannesmann [34].

Somente foram tomados para análise os modelos nos quais os parâmetros geométricos atenderam às restrições de geometria impostas pelas normas, citadas no capítulo dois. Na

Tabela 4 são apresentadas as características dos modelos que atenderam às limitações citadas. Ressalta-se que para o montante foram adotados perfis com diâmetros iguais ou inferiores ao da diagonal de cada modelo.

Manteve-se para todos os modelos, o ângulo de  $47,7^\circ$  entre as diagonais e o banzo tal como o afastamento de 33 mm, variando-se desta forma, a excentricidade calculada pela equação (6).

Foram utilizadas as mesmas propriedades mecânicas, elementos e demais características já descritas no item 3.2.1 do capítulo três, para a composição dos modelos desta análise paramétrica, excetuando-se a condição de contorno dos nós das extremidades do banzo, onde considerou-se para a presente análise, como rotulados, simulando assim o comportamento de um nó pertencente a uma treliça real.

Tabela 4 – Modelos usados na análise paramétrica de ligações tipo “KT”

BANZO (RHS)						DIAGONAIS(CHS)				MONTANTE (CHS)				e	2 $\gamma$	$\beta$	g = 33
b <sub>0</sub>	h <sub>0</sub>	t <sub>0</sub>	b <sub>0</sub> /t <sub>0</sub>	h <sub>0</sub> /t <sub>0</sub>	h <sub>0</sub> /b <sub>0</sub>	d <sub>1</sub>	t <sub>1</sub>	d <sub>1</sub> /t <sub>1</sub>	d <sub>1</sub> /b <sub>0</sub>	d <sub>3</sub>	t <sub>3</sub>	d <sub>3</sub> /t <sub>3</sub>	d <sub>3</sub> /b <sub>0</sub>				g/b <sub>0</sub>
100	80	4,5	22,22	17,78	0,80	60,3	4,0	15,08	0,60	51,0	4,5	11,33	0,51	69,09	22,22	0,57	0,330
120	60	5	24,00	12,00	0,50	60,3	4,0	15,08	0,50	60,3	4	15,08	0,50	84,20	24,00	0,60	0,275
						76,1	4,0	19,03	0,63	60,3	4	15,08	0,50	95,94	24,00	0,71	0,275
						88,9	4,0	22,23	0,74	60,3	4	15,08	0,50	105,45	24,00	0,79	0,275
150	100	6,3	23,81	15,87	0,67	88,9	5,0	17,78	0,59	88,9	4,5	19,76	0,59	101,16	23,81	0,59	0,220
						101,6	5,0	20,32	0,68	88,9	4,5	19,76	0,59	110,60	23,81	0,65	0,220
160	90	6,3	25,40	14,29	0,56	101,6	5,6	18,14	0,64	101,6	4,5	22,58	0,64	122,58	25,40	0,64	0,206
						114,3	5,6	20,41	0,71	101,6	4,5	22,58	0,64	132,01	25,40	0,69	0,206
180	100	7,1	25,35	14,08	0,56	114,3	5,6	20,41	0,64	114,3	4,5	25,40	0,64	133,99	25,35	0,64	0,183

Dimensões em [mm]

Aplicando-se as equações de dimensionamento das normas citadas neste trabalho, bem como o critério de deformação limite de 1% $b_0$  e 3% $b_0$ , obtêm-se os resultados apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 – Análise paramétrica comparativa de ligações tipo “KT”

b <sub>0</sub>	h <sub>0</sub>	t <sub>0</sub>	d <sub>1</sub>	t <sub>1</sub>	d <sub>3</sub>	t <sub>3</sub>	$\beta$	2 $\gamma$	N <sub>EC3</sub>	N <sub>PN</sub>	N <sub>1</sub> <sup>*</sup>	N <sub>s</sub>	N <sub>u</sub>	N <sub>u</sub> /N <sub>s</sub>	N <sub>def</sub>	N <sub>EC3</sub> /N <sub>def</sub>	N <sub>PN</sub> /N <sub>def</sub>	N <sub>1</sub> <sup>*</sup> /N <sub>def</sub>
120	60	5	60,3	4,0	60	4	0,50	24,00	82,51	83,35	89,90	91,39	115,84	1,27	115,84	0,71	0,72	0,78
100	80	4,5	60,3	4,0	51	4,5	0,57	22,22	92,69	93,63	103,00	92,30	113,83	1,23	113,83	0,81	0,82	0,90
120	60	5	76,1	4,0	60	4	0,59	24,00	91,51	92,44	84,80	121,74	149,13	1,22	149,13	0,61	0,62	0,57
150	100	6,3	88,9	5,0	89	4,5	0,59	23,81	183,70	185,60	191,00	200,75	240,43	1,20	240,43	0,76	0,77	0,79
160	90	6,3	101,6	5,6	102	4,5	0,64	25,40	181,00	182,80	166,00	221,06	260,95	1,18	260,95	0,69	0,70	0,64
180	100	7,1	114,3	5,6	114	4,5	0,64	25,35	231,00	233,40	212,00	301,37	356,87	1,18	356,87	0,65	0,65	0,59
150	100	6,3	101,6	5,0	89	4,5	0,65	23,81	195,10	197,10	186,00	247,49	288,23	1,16	288,23	0,68	0,68	0,65
120	60	5	88,9	4,0	60	4	0,66	24,00	98,10	99,09	79,70	152,29	196,52	1,29	196,52	0,50	0,50	0,41
160	90	6,3	114,3	5,6	102	4,5	0,69	25,40	190,20	192,10	159,00	272,06	314,29	1,16	314,29	0,61	0,61	0,51

Dimensões em [mm] e resistências em [kN]

Nesta tabela,  $N_{EC3}$ ,  $N_{PN}$  e  $N_1^*$  representam a resistência máxima da ligação para o modo de ruína A pelo Eurocode 3 [3], pelo PN 02:125.03-004 [9] e pelo CIDECT [8] “adaptado”, respectivamente;  $N_s$  e  $N_u$  representam as resistências referentes aos estados limites de utilização e último, de acordo com o critério de deformação limite;  $N_{def}$  a resistência adotada de acordo com a razão  $N_u/N_s$ . Observando-se os valores obtidos, pode-se verificar que os dimensionamentos de acordo com todas as normas aqui comparadas, fornecem valores a favor da segurança caracterizados pela razão  $N_{EC3}/N_{def} \leq 1,0$ ,  $N_{PN}/N_{def} \leq 1,0$  e  $N_1^*/N_{def} \leq 1,0$ .

## 4.2 Ligação “T”

Para a ligação tipo “T” foram feitos dois tipos de estudos comparativos na análise paramétrica. No primeiro estudo foram considerados diversos modelos com propriedades geométricas distintas, aplicando-se somente carregamento de tração no montante.

O segundo estudo foi realizado adotando-se apenas um modelo, onde aplicou-se carga de tração no montante e variou-se o carregamento aplicado no banzo para tração e compressão e em níveis percentuais correspondentes a resistência plástica do perfil do banzo. Também fez-se a mesma variação de carregamento no banzo para o mesmo modelo aplicando carregamento de compressão no montante.

### 4.2.1 Ligação “T” somente com carga axial de tração no montante

O estudo paramétrico considerando-se somente carga axial no montante desenvolvido para a ligação tipo “T”, compreendeu a análise de 21 modelos numéricos distintos visando avaliar sua influência na resistência da ligação obtida pelo critério de deformação limite e comparando-a com a resistência calculada pelas prescrições das normas: Eurocode 3 [3], PN 02:125.03-004 [9] e CIDECT [8] para este tipo de ligação.

Buscou-se na escolha dos modelos, uma maior abrangência de acordo com a gama de perfis tubulares disponíveis comercialmente no Brasil através do catálogo de produtos da Vallourec & Mannesmann [34].

Somente foram considerados na análise, os modelos nos quais os parâmetros geométricos atenderam às restrições de geometria impostas pelas normas, citadas no item 2.2 do capítulo dois. Na Tabela 6 são apresentados os modelos que atenderam às limitações.

Tabela 6 – Modelos analisados de ligações tipo “T”

BANZO (RHS)						MONTANTE (CHS)				$\beta$	$2\gamma$
$b_0$	$h_0$	$t_0$	$b_0/t_0$	$h_0/t_0$	$h_0/b_0$	$d_1$	$t_1$	$d_1/t_1$	$d_1/b_0$		
120	60	5	24,00	12,00	0,50	51	4	12,75	0,43	0,43	24,00
						60,3	4	15,08	0,50	0,50	24,00
						76,1	4	19,03	0,63	0,63	24,00
140	80	5,6	25,00	14,29	0,57	60,3	4	15,08	0,43	0,43	25,00
						88,9	4	22,23	0,64	0,64	25,00
						101,6	4	25,40	0,73	0,73	25,00
150	100	6,3	23,81	15,87	0,67	60,3	4,5	13,40	0,40	0,40	23,81
						88,9	4,5	19,76	0,59	0,59	23,81
						101,6	4,5	22,58	0,68	0,68	23,81
160	90	6,3	25,40	14,29	0,56	76,1	4,5	16,91	0,48	0,48	25,40
						101,6	4,5	22,58	0,64	0,64	25,40
						114,3	4,5	25,40	0,71	0,71	25,40
180	100	7,1	25,35	14,08	0,56	88,9	5	17,78	0,49	0,49	25,35
						114,3	5	22,86	0,64	0,64	25,35
						127	5	25,40	0,71	0,71	25,35
200	120	8	25,00	15,00	0,60	101,6	5,6	18,14	0,51	0,51	25,00
						127	5,6	22,68	0,64	0,64	25,00
						139,7	5,6	24,95	0,70	0,70	25,00
220	120	8,8	25,00	13,64	0,55	101,6	6,3	16,13	0,46	0,46	25,00
						127	6,3	20,16	0,58	0,58	25,00
						159	6,3	25,24	0,72	0,72	25,00

Dimensões em [mm]

Foram utilizados para esta análise paramétrica, as mesmas propriedades mecânicas, elementos e demais características do modelo numérico de calibração da ligação “T” descritas no item 3.2.2 do capítulo três; excetuando-se a condição de contorno dos nós das extremidades do banzo; desta forma, para a presente análise, considerou-se a situação correspondente a banzos rotulados, simulando assim, o comportamento de um nó pertencente a uma treliça real. Todavia, sabe-se que mesmo para o caso de consideração do banzo de forma engastada, o nível de momento fletor desenvolvido no mesmo é pequeno sendo desprezível para a análise em questão. Diferentemente também do modelo de calibração, onde aplicou-se carga de compressão, para a presente análise paramétrica, aplicou-se no montante carga axial de tração.

Aplicando-se as equações de dimensionamento das normas citadas neste trabalho, bem como o critério de deformação limite de 1% $b_0$  e 3% $b_0$ , obtêm-se os resultados apresentados na Tabela 7. Nesta tabela,  $N_{EC3}$ ,  $N_{PN}$  e  $N_1^*$  representam a resistência máxima da ligação para o modo A de ruína pelo Eurocode 3 [3], PN 02:125.03-004 [9] e CIDECT [8], respectivamente;  $N_s$  e  $N_u$  representam as resistências referentes aos estados limites de utilização e último, de acordo com o critério de deformação limite;  $N_{def}$  a resistência adotada de acordo com a razão  $N_u/N_s$ .

Observando-se os valores obtidos, pode-se verificar que os dimensionamentos de acordo com todas as normas aqui comparadas para  $2\gamma < 25$  fornecem valores a favor da segurança caracterizados pela razão  $N_{EC3}/N_{def} \leq 1,0$ ,  $N_{PN}/N_{def} \leq 1,0$  e  $N_1^*/N_{def} \leq 1,0$ . Para  $2\gamma > 25$  fornecem valores contra a segurança caracterizados pela razão  $N_{EC3}/N_{def} \geq 1,0$ ,  $N_{PN}/N_{def} \geq 1,0$  e  $N_1^*/N_{def} \geq 1,0$ . E para os casos em que  $2\gamma = 25$  enquanto  $\beta \geq 0,51$  e  $\beta \leq 0,7$  fornecem valores contra a segurança.

Tabela 7 – Análise paramétrica comparativa de ligações tipo “T”

$b_0$	$h_0$	$t_0$	$d_1$	$t_1$	$\beta$	$2\gamma$	$N_{EC3}$	$N_{PN}$	$N_1^*$	$N_s$	$N_u$	$N_u/N_s$	$N_{def}$	$N_{EC3}/N_{def}$	$N_{PN}/N_{def}$	$N_1^*/N_{def}$
150	100	6,3	60,3	4,5	0,40	23,81	83,38	84,22	83,38	65,28	109,83	1,68	97,92	0,85	0,86	0,85
120	60	5	51	4,0	0,43	24,00	54,42	54,97	54,42	46,85	72,96	1,56	70,28	0,77	0,78	0,77
140	80	5,6	60,3	4,0	0,43	25,00	68,89	69,58	68,89	55,33	85,40	1,54	83,00	0,83	0,84	0,83
220	120	8,8	101,6	6,3	0,46	25,00	178,94	180,75	178,94	148,69	242,26	1,63	223,03	0,80	0,81	0,80
160	90	6,3	76,1	4,5	0,48	25,40	93,88	94,83	93,88	46,41	79,10	1,70	69,61	1,35	1,36	1,35
180	100	7,1	88,9	5,0	0,49	25,35	123,08	124,32	123,08	60,35	102,39	1,70	90,52	1,36	1,37	1,36
120	60	5	60,3	4,0	0,50	24,00	61,97	62,60	61,97	58,46	85,40	1,46	85,40	0,73	0,73	0,73
200	120	8	101,6	5,6	0,51	25,00	160,24	161,85	160,24	77,04	131,84	1,71	115,55	1,39	1,40	1,39
220	120	8,8	127	6,3	0,58	25,00	221,74	223,98	221,74	206,45	314,26	1,52	309,68	0,72	0,72	0,72
150	100	6,3	88,9	4,5	0,59	23,81	117,41	118,59	117,41	111,46	166,99	1,50	166,99	0,70	0,71	0,70
120	60	5	76,1	4,0	0,63	24,00	81,23	82,05	81,23	84,05	115,10	1,37	115,10	0,71	0,71	0,71
140	80	5,6	88,9	4,0	0,64	25,00	102,10	103,13	102,10	100,76	91,44	0,91	91,44	1,12	1,13	1,12
160	90	6,3	101,6	4,5	0,64	25,40	129,21	130,52	129,21	78,49	116,56	1,48	116,56	1,11	1,12	1,11
180	100	7,1	114,3	5,0	0,64	25,35	164,12	165,77	164,12	96,46	144,83	1,50	144,69	1,13	1,15	1,13
200	120	8	127	5,6	0,64	25,00	208,36	210,46	208,36	118,14	180,78	1,53	177,22	1,18	1,19	1,18
150	100	6,3	101,6	4,5	0,68	23,81	186,81	188,70	186,81	147,28	212,05	1,44	212,05	0,88	0,89	0,88
200	120	8	139,7	5,6	0,70	25,00	245,86	248,35	245,86	150,50	221,53	1,47	221,53	1,11	1,12	1,11
160	90	6,3	114,3	4,5	0,71	25,40	159,74	161,35	159,74	75,42	136,23	1,81	113,13	1,41	1,43	1,41
180	100	7,1	127	5,0	0,71	25,35	197,65	199,65	197,65	126,24	182,30	1,44	182,30	1,08	1,10	1,08
220	120	8,8	159	6,3	0,72	25,00	319,73	322,96	319,73	334,80	471,61	1,41	471,61	0,68	0,68	0,68
140	80	5,6	101,6	4,0	0,73	25,00	130,69	132,01	130,69	138,03	189,56	1,37	189,56	0,69	0,70	0,69

Dimensões em [mm] e resistências em [kN]

#### 4.2.2 Ligação “T” com carga axial no montante e no banzo

Para esta segunda análise, adotou-se o modelo com os parâmetros geométricos descritos na Tabela 8 que atendem às restrições impostas pelas normas em questão, elaborado com as mesmas condições descritas na análise paramétrica anterior.

Tabela 8 – Modelo analisado para carregamento no montante e banzo- ligação “T

BANZO (RHS)						MONTANTE (CHS)				$\beta$	$2\gamma$
$b_0$	$h_0$	$t_0$	$b_0/t_0$	$h_0/t_0$	$h_0/b_0$	$d_1$	$t_1$	$d_1/t_1$	$d_1/b_0$		
180	100	7,1	25,35	14,08	0,56	76,1	5	15,22	0,42	0,42	25,35
Dimensões em [mm]											

Para este caso, variou-se o esforço atuante no banzo sendo de compressão e tração em função de níveis percentuais da sua resistência plástica; e também variou-se o carregamento atuante no montante, que foi tracionado e, posteriormente comprimido. Na Tabela 9 encontram-se apresentadas as combinações analisadas e os resultados obtidos.

Tabela 9 – Análise paramétrica comparativa de ligação tipo “T” com variação de carregamento no montante e banzo.

$\%N_{pl,banzo}$	$P_{montante}$	$N_{EC3}$	$N_{FN}$	$N_I^*$	$N_s$	$N_u$	$N_u/N_s$	$N_{def}$	$N_{EC3}/N_{def}$	$N_{FN}/N_{def}$	$N_I^*/N_{def}$
(LS1)	(LS2)										
0	Tração	109,35	110,45	109,35	88,07	145,97	1,66	132,10	0,83	0,84	0,83
+10%	Tração	109,35	110,45	108,45	88,47	145,61	1,65	132,71	0,82	0,83	0,82
-10%	Tração	109,35	110,45	105,91	87,53	146,10	1,67	131,29	0,83	0,84	0,81
+40%	Tração	109,35	110,45	105,27	89,05	143,36	1,61	133,57	0,82	0,83	0,79
-40%	Tração	109,35	110,45	94,36	85,32	143,15	1,68	127,98	0,85	0,86	0,74
+60%	Tração	109,35	110,45	102,55	87,65	140,06	1,60	131,47	0,83	0,84	0,78
-60%	Tração	93,14	94,08	85,20	83,31	138,09	1,66	124,97	0,75	0,75	0,68
+80%	Tração	109,35	110,45	98,96	84,85	134,61	1,59	127,28	0,86	0,87	0,78
-80%	Tração	76,81	77,58	74,18	80,77	131,12	1,62	121,15	0,63	0,64	0,61
0	Compressão	109,35	110,45	109,35	81,99	121,78	1,49	121,78	0,90	0,91	0,90
+10%	Compressão	109,35	110,45	108,45	82,65	116,50	1,41	116,50	0,94	0,95	0,93
-10%	Compressão	109,35	110,45	105,91	81,21	119,06	1,47	119,06	0,92	0,93	0,89
+40%	Compressão	109,35	110,45	105,27	84,14	130,45	1,55	126,21	0,87	0,88	0,83
-40%	Compressão	109,35	110,45	94,36	78,23	109,76	1,40	109,76	1,00	1,01	0,86
+60%	Compressão	109,35	110,45	102,55	84,65	132,46	1,56	126,98	0,86	0,87	0,81
-60%	Compressão	93,14	94,08	85,20	74,95	101,24	1,35	101,24	0,92	0,93	0,84
+80%	Compressão	109,35	110,45	98,96	84,75	131,94	1,56	127,12	0,86	0,87	0,78
-80%	Compressão	76,81	77,58	74,18	69,91	87,36	1,25	87,36	0,88	0,89	0,85
Dimensões em [mm] e resistências em [kN]											

Pode-se observar que os níveis de esforço normal aplicados ao banzo no primeiro caso de carga (LS1) foram de 10%, 40%, 60% e 80%, tanto para compressão quanto para tração. E ainda, para cada combinação, considerou-se esforço atuante no montante, segundo caso de carga (LS2), de compressão e tração. Verifica-se que as razões  $N_{EC3}/N_{def}$ ,  $N_{PN}/N_{def}$  e  $N_1^*/N_{def}$  alcançaram valores menores do que 1,0, representando um dimensionamento a favor da segurança.

A Figura 30 apresenta as curvas carga *versus* deslocamento dos nove casos analisados para a aplicação de carga de tração no montante. Já a Figura 31 apresenta as curvas carga *versus* deslocamento dos nove casos analisados para a aplicação de carga de compressão no montante. Mais uma vez, ressalta-se que nestes modelos, variou-se o nível de esforço axial aplicado ao banzo tanto para valores de compressão quanto para tração.

Para os casos onde foi aplicada carga de tração no montante, verifica-se que a alteração na resistência da ligação devido a variação de esforço no banzo não é muito significativa. Já para os casos onde foi aplicada carga de compressão no montante, verifica-se uma diminuição na resistência da ligação para todos os casos, com esforço de compressão no banzo sendo este efeito mais evidenciado para níveis de carregamento superiores a  $-40\%N_{pl}$ .

Observando-se agora os gráficos da Figura 32 e Figura 33 que apresentam a variação da resistência da ligação tipo "T" em função do nível de esforço axial aplicado no banzo, verifica-se que a formulação existente no Eurocode 3 [3] e no projeto de norma brasileira PN 02:125.03-004 [9] não considera a diminuição da resistência da ligação para situações onde o esforço axial aplicado no banzo e no montante é de tração, e tampouco prevê a elevação na resistência para situações onde o esforço axial no banzo é de tração e no montante de compressão. Já o CIDECT [8] prevê a redução na resistência para esforços de tração no montante e no banzo; entretanto, considera a mesma redução na resistência para esforços de compressão no montante e tração no banzo, quando pelo resultado numérico há uma elevação na resistência.

Para as situações onde o esforço axial no banzo é de compressão, verifica-se que os resultados numéricos estão em maior consonância com os resultados obtidos a partir dos três regulamentos utilizados nesta dissertação; não obstante a resistência obtida numericamente para o caso de montante tracionado não ser tão reduzida quanto para o caso de montante comprimido.

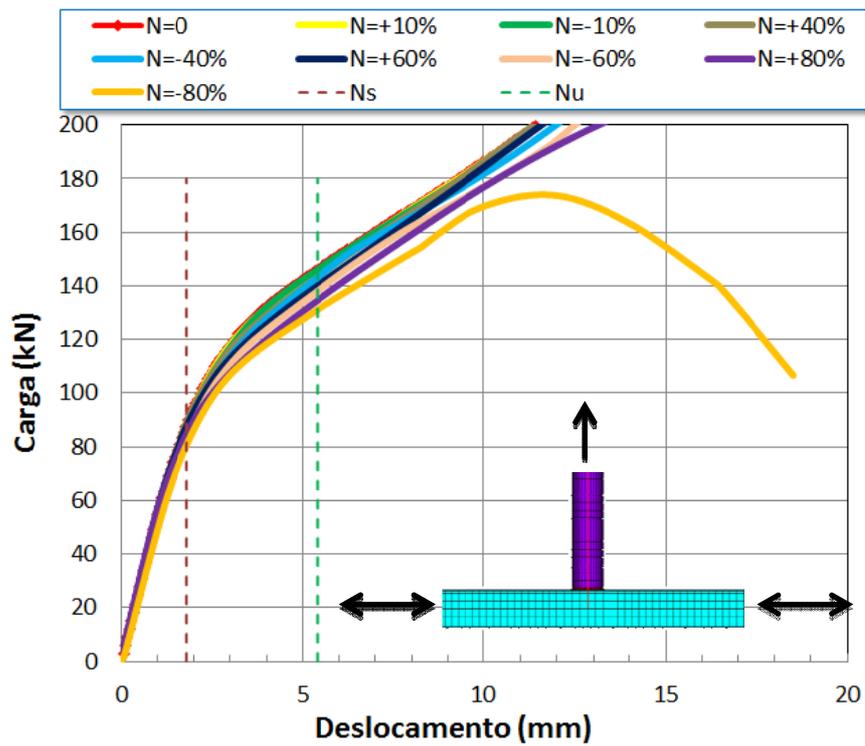


Figura 30 – Curvas carga x deslocamento – esforço axial no banzo e carga de tração no montante- ligação tipo “T”

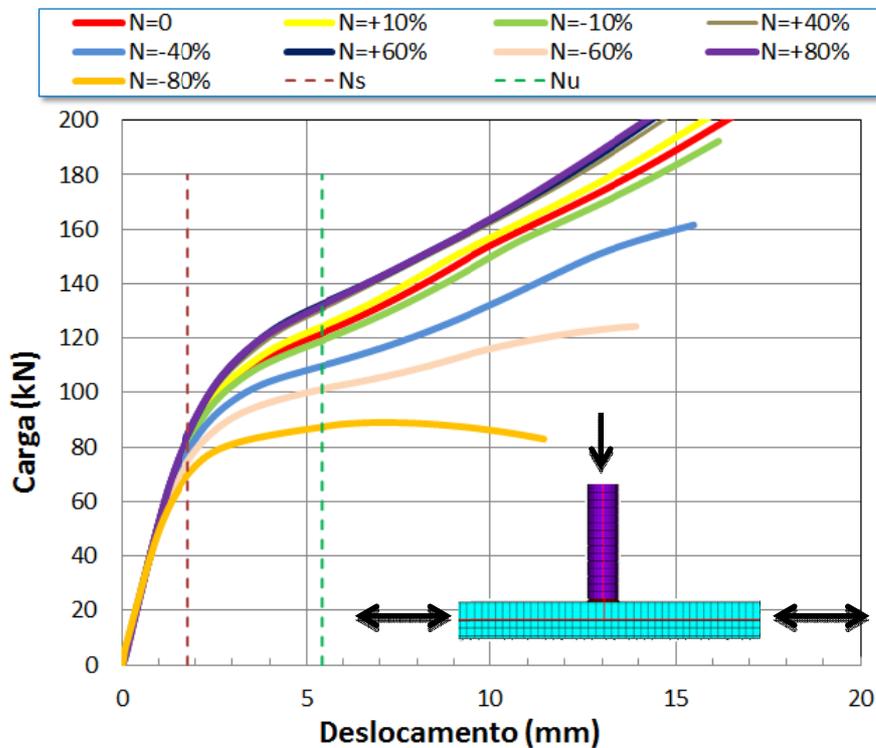


Figura 31 – Curvas carga x deslocamento – esforço axial no banzo e carga de compressão no montante- ligação tipo “T”

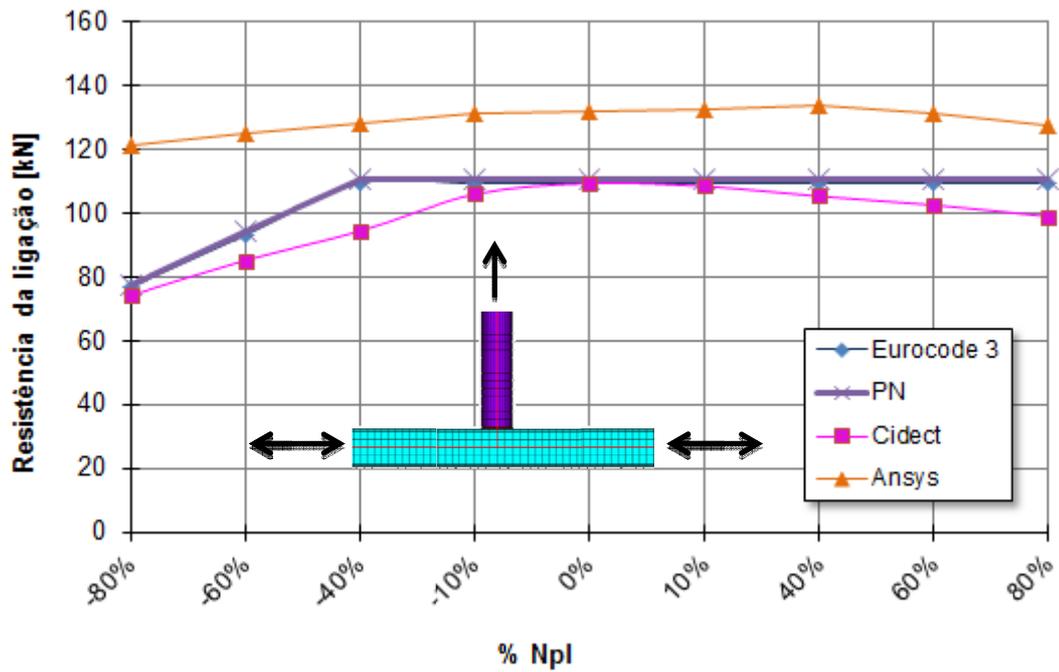


Figura 32 – Comparação de resistências – esforço axial no banço e carga de tração no montante - ligação tipo “T”

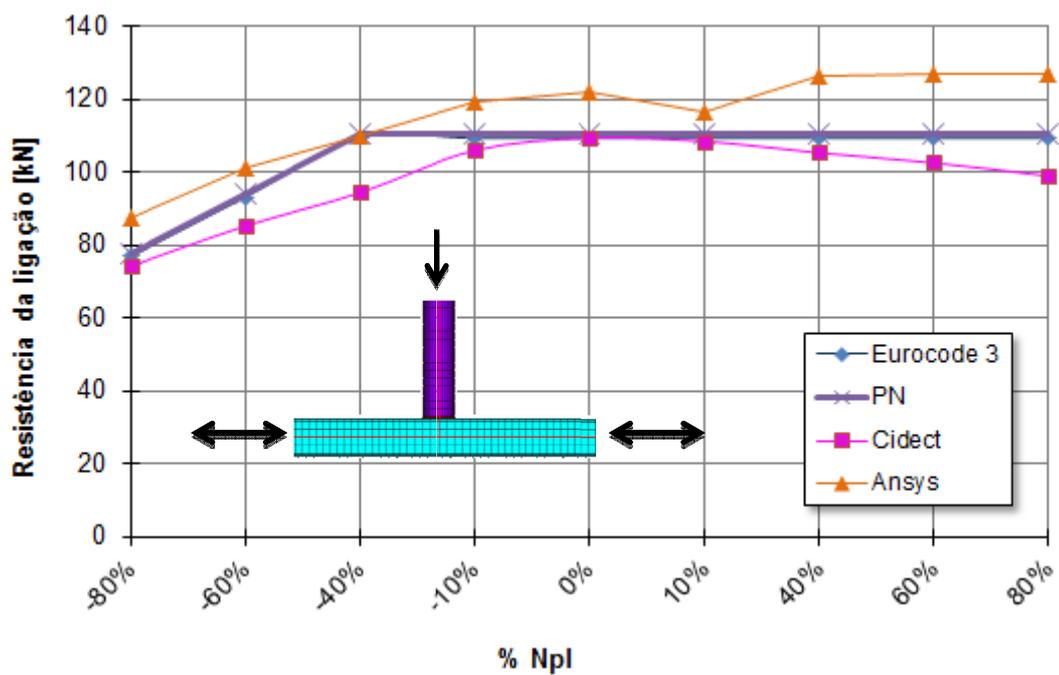


Figura 33 – Comparação de resistências – esforço axial no banço e carga de compressão no montante - ligação tipo “T”

Este capítulo apresentou os resultados obtidos na análise numérica desenvolvida na presente dissertação para ligações tubulares tipo “T” e “KT” comparando-os com os resultados da norma europeia [3], o projeto de norma brasileira [9] e o CIDECT [8]. O capítulo seguinte apresentará a análise realizada para uma treliça global considerando-se modelos em elementos finitos utilizando-se elementos de barra, viga e casca comparando-se os diversos resultados com aplicação das equações da norma europeia [3], do projeto de norma brasileira [9] e do CIDECT [8] bem como do critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [30].

## 5 ANÁLISE GLOBAL DE TRELIÇA TUBULAR

### 5.1 Introdução

Este capítulo tem por objetivo comparar o comportamento numérico global de uma treliça com a análise do comportamento numérico do nó isolado, de acordo com as prescrições de normas e com o critério de deformação limite já apresentados nesta dissertação.

A treliça a ser analisada possui nós tipo “T” e “KT” e é constituída com os mesmos perfis e mesmas configurações da ligação (afastamento, excentricidade e ângulos) do modelo de calibração da ligação “KT” e possui a configuração mostrada na Figura 34. Tem uma altura de 620 mm, comprimento total de 2496 mm e distância entre nós de 624mm. Será analisada para um carregamento pontual de 100kN aplicado no meio do vão da treliça junto ao eixo do montante central.

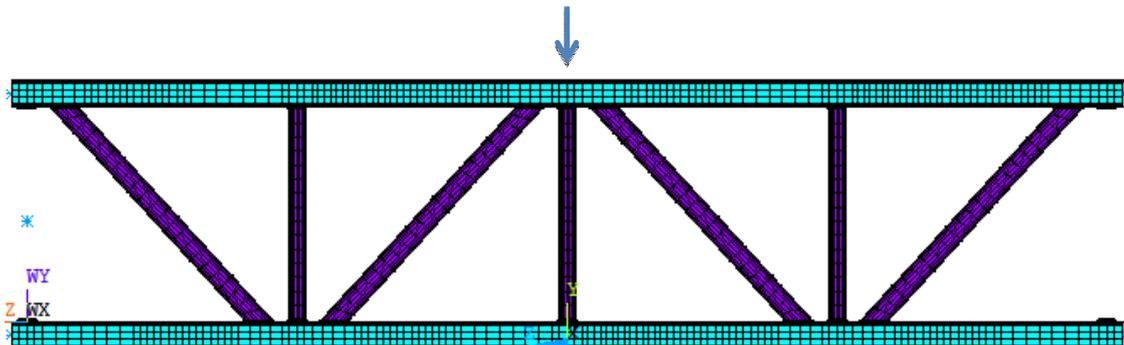


Figura 34 – Configuração da treliça a ser estudada

### 5.2 Treliça com elementos de viga (BEAM3) e barra (LINK1)

Primeiramente, com o propósito de se determinar os esforços solicitantes nas barras e a influência do momento fletor gerado pela excentricidade no nó da ligação, construiu-se um modelo conforme recomendação do PN 02:125.03-004 [9] para análise estrutural de treliças cujas ligações dos nós são dimensionadas com perfis tubulares.

No projeto de norma é dito que as forças axiais nas barras das treliças podem ser determinadas considerando que os nós sejam rotulados, desde que as geometrias dos nós e barras estejam nas faixas de validade especificadas no item

2.2 desta dissertação e que a razão entre o comprimento, medido entre os nós, e a altura da seção transversal das barras no plano da treliça não seja inferior a 6. Atendidas essas condições, as diagonais e os montantes podem ser considerados rotulados nos banzos e estes podem ser considerados rotulados nos nós ou como barras contínuas simplesmente apoiadas nos nós. Os momentos fletores resultantes das forças transversais aplicadas nas barras, entre os nós da treliça, devem ser levados em consideração no dimensionamento dessas barras, porém nessa situação, os banzos devem ser considerados como barras contínuas simplesmente apoiadas nos nós. Os momentos fletores resultantes da existência da excentricidade podem ser desprezados no dimensionamento das diagonais e montantes; porém, devem ser considerados no dimensionamento dos banzos; e devem ser distribuídos entre as barras de cada lado do nó do banzo, com base em seus coeficientes de rigidez relativa,  $I/L$ , onde  $I$  é o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo perpendicular ao plano da treliça e  $L$  o comprimento da barra medido entre os nós. Essa distribuição pode ser feita diretamente utilizando-se o modelo estrutural apresentado na Figura 35.

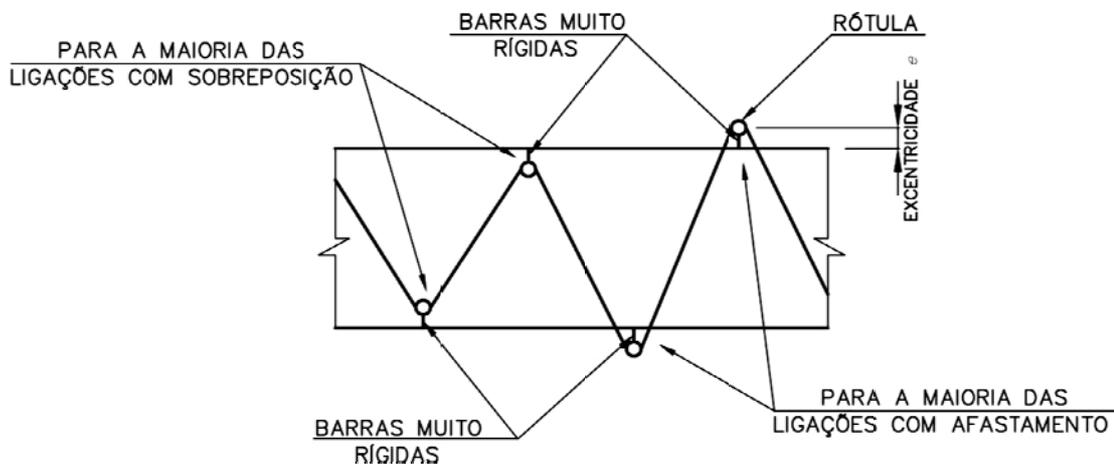


Figura 35 – Modelo de análise de treliça prescrito pelo PN 02:125.03-004 [9]

O modelo desenvolvido no Ansys 12.0 [17] utilizou o elemento LINK1 para o banzo e diagonais; e o elemento BEAM3 para os montantes e barras rígidas.

O elemento LINK1 (Figura 36) é caracterizado como um elemento de barra 2D uniaxial que considera esforços de tração e compressão, com dois graus de liberdade em cada nó: translação em x e y. Esse elemento não considera esforços de flexão.

O elemento BEAM3 (Figura 37) é definido como um elemento uniaxial que considera esforços de tração, compressão e flexão. Possui três graus de liberdade em cada nó: translação em x e y, e rotação em z.

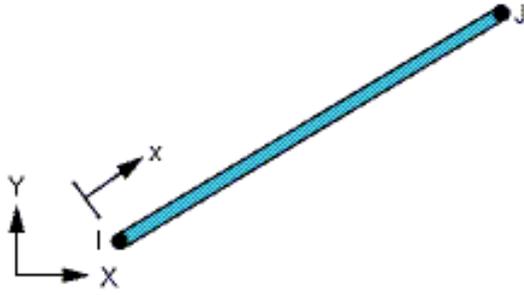


Figura 36 – Elemento LINK1 [17]

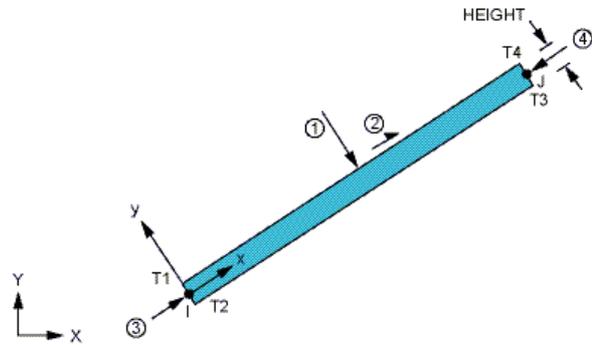


Figura 37 – Elemento BEAM3 [17]

Foram adotados esses elementos nas barras da treliça para que as diagonais ficassem rotuladas conforme recomendação da norma. Desta forma, o momento somente é distribuído nos montantes e apenas influencia na distribuição dos esforços nos banzos. Conforme citado anteriormente, para esta análise, foi aplicada uma carga pontual de 100kN na parte superior central da treliça. Ressalta-se que no modelo não existem nós nos pontos de interseção entre as diagonais e os banzos, conforme pode-se observar na Figura 38 onde é apresentada o modelo estrutural com a respectiva numeração das barras/elementos.

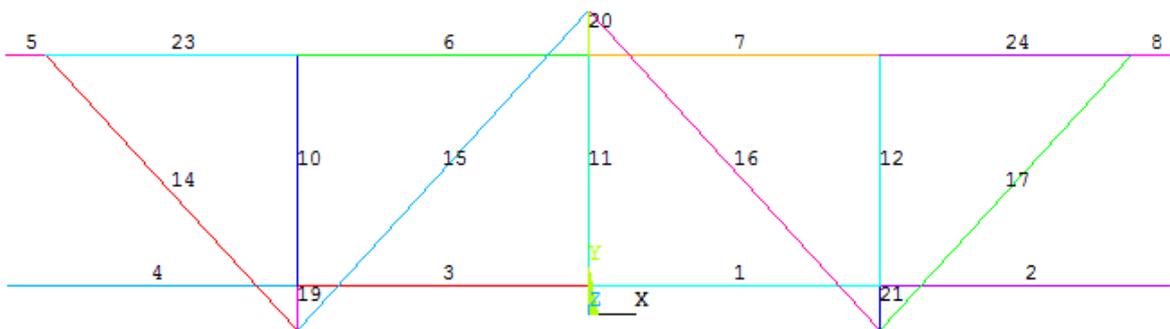


Figura 38 – Treliça modelada conforme prescrição do PN02:125.03-004 [9]

Na Figura 39 tem-se o diagrama de esforço normal obtido para a carga pontual  $P = 100\text{kN}$ , e na Figura 40, o diagrama de momento fletor.

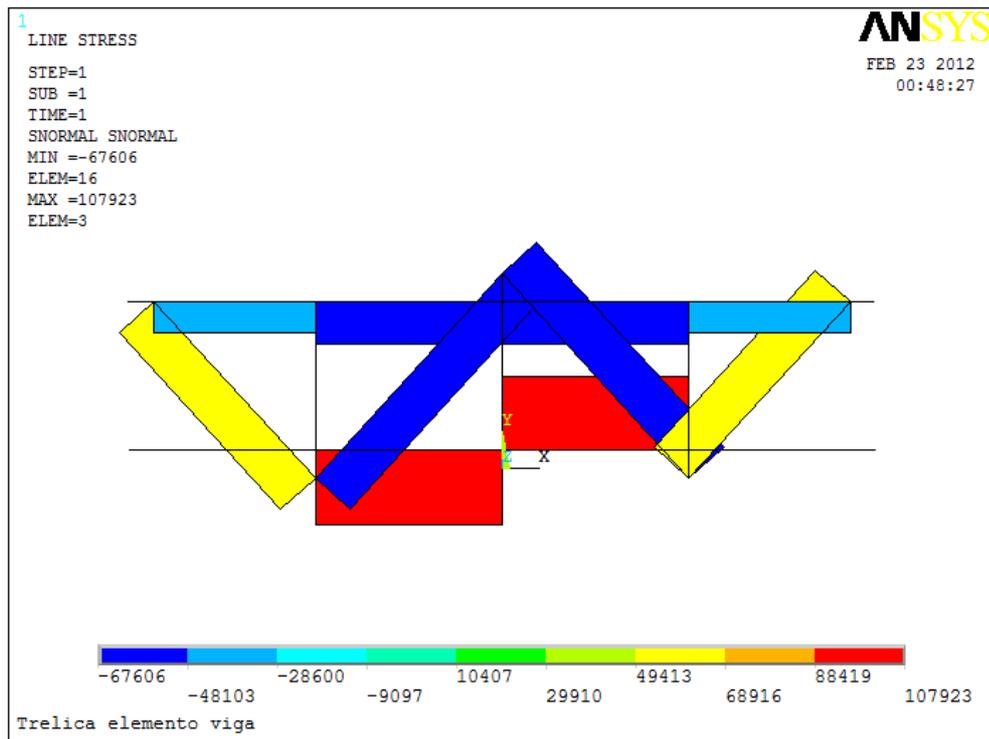


Figura 39 – Diagrama de esforço normal (em N) da treliça modelada com LINK1 e BEAM3 para  $P = 100\text{KN}$

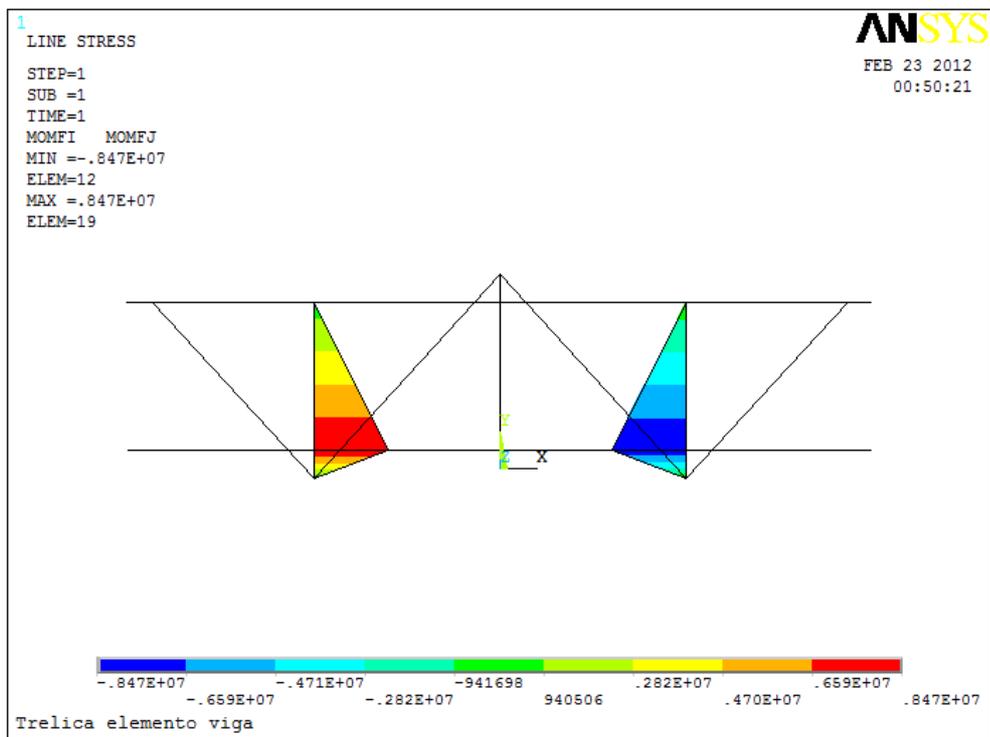


Figura 40 – Diagrama de momento fletor (em N.mm) da treliça modelada com LINK1 e BEAM3

Fez-se também um modelo simples da treliça no programa FTOOL, sem considerar a excentricidade das ligações. Na Figura 41 pode ser observada a configuração deste modelo estrutural juntamente com o diagrama de esforço normal. Com este procedimento objetivou-se mostrar a influência da excentricidade das ligações na consideração dos esforços normais e de flexão das barras de uma treliça idealizada.

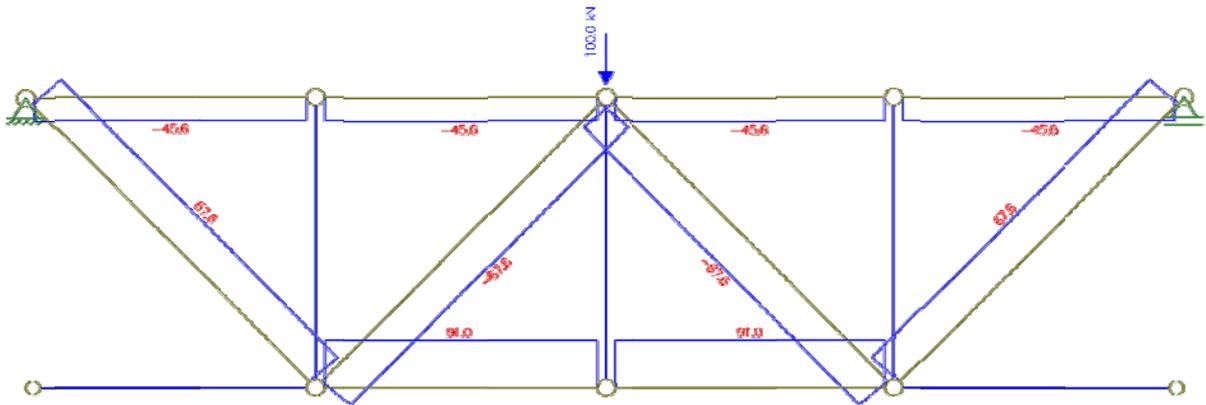


Figura 41 – Diagrama esforço normal da treliça sem excentricidade (em kN)

Na Tabela 10 são comparados os valores obtidos de esforços normais de cada barra pela modelagem feita pelo Ansys (considerando a excentricidade) e pelo modelo simples (sem excentricidade) elaborado no programa FTOOL caracterizado por barras rotuladas.

Tabela 10 – Tabela comparativa de esforços normais com e sem excentricidade para  $P = 100 \text{ kN}$

BARRA	$F_{\text{ANSYS}}$ (kN) com e	$F_{\text{FTOOL}}$ (kN) sem e	BARRA	$F_{\text{ANSYS}}$ (kN) com e	$F_{\text{FTOOL}}$ (kN) sem e
1	+107,92	+91	11	0	0
2	-0,02	0	12	0	0
3	+107,92	+91	14	+67,6	+67,6
4	0	0	15	-67,6	-67,5
5	0	0	16	-67,6	-67,6
6	-62,43	-45,6	17	+67,6	+67,6
7	-62,43	-45,6	23	-45,5	-45,6
8	0	0	24	-45,5	-45,6
10	0	0			

### 5.3 Treliça com elemento de casca – análise linear

Antes de se proceder a análise final não linear da treliça global, fez-se um modelo da treliça conforme descrito no item 5.1 em elemento de casca, SHELL281 (como na ligação KT de calibração), mas, sem considerar as não linearidades de material e geométrica da treliça (análise linear) – um modelo mais próximo da treliça idealizada. O principal objetivo desta análise era “validar” o modelo global em casca, comparando os esforços obtidos desta análise com os obtidos no modelo teórico.

Ressalta-se que não foi possível avaliar a referida treliça com o mesmo nível de refinamento do modelo de calibração. Desta forma, a análise teve de ser feita para um nível de refinamento menor (metade do número de divisões), devido a restrições do programa Ansys.

Na Figura 42 apresenta-se o modelo feito com elementos de casca e na Figura 43, um detalhe da ligação KT no modelo global. Para esta análise, aplicou-se uma carga correspondente a 100kN no banzo superior central da treliça, como no item anterior para que fosse possível efetuar a comparação dos resultados.

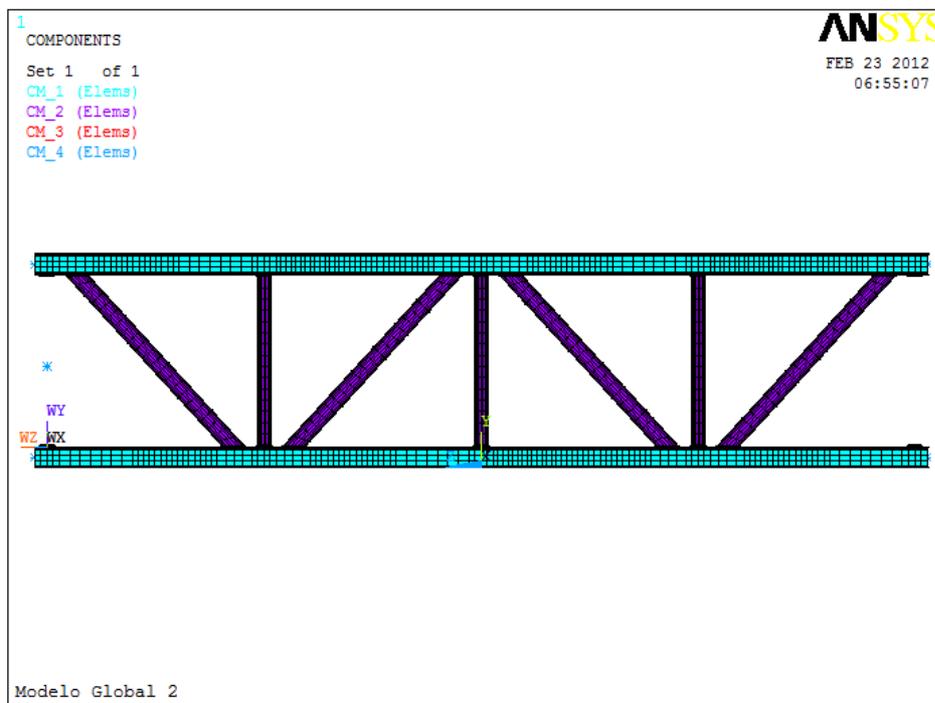


Figura 42 – Treliça modelada com elementos de casca

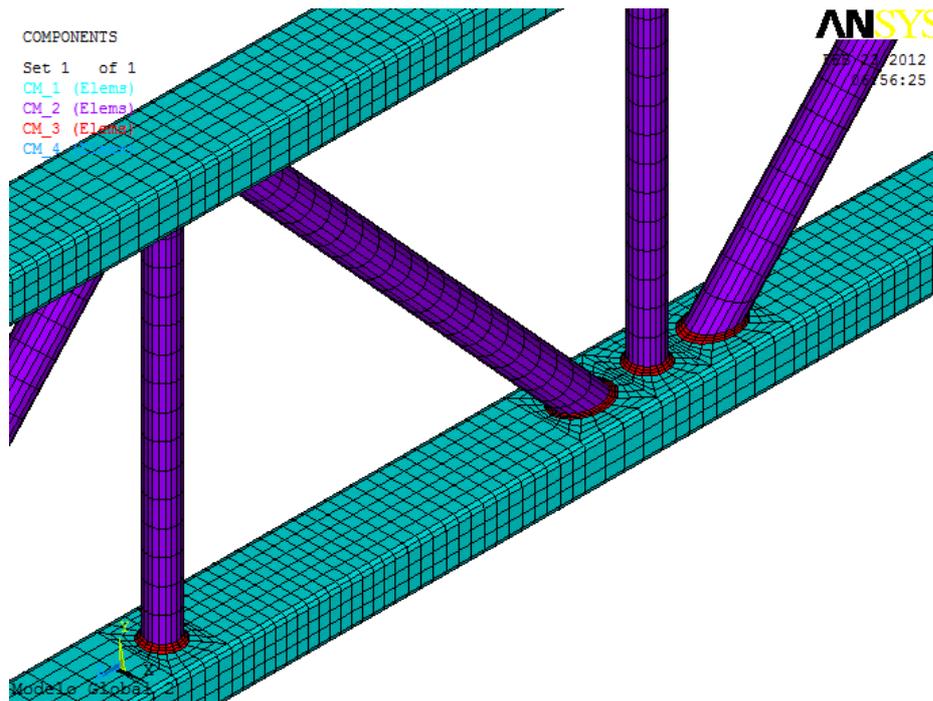


Figura 43 – Detalhe da ligação da treliça com elementos de casca

Na Tabela 11 é apresentada a comparação entre os esforços obtidos nas barras pela análise do item anterior (5.2) com o modelo feito com elementos BEAM3 e LINK1, e pela presente análise feita com elemento SHELL281.

Tabela 11 – Tabela comparativa dos esforços normais atuantes na treliça com elementos distintos (P=100 kN)

BARRA	F <sub>ANSYS</sub> (kN) BEAM3 e LINK	F <sub>ANSYS</sub> (kN) SHELL281	BARRA	F <sub>ANSYS</sub> (kN) BEAM3 e LINK	F <sub>ANSYS</sub> (kN) SHELL281
1	+107,92	+105,6	12	0	+25,4
2	-0,02	-30,25	14	+67,6	+69,2
3	+107,92	+97,2	15	-67,6	-52,9
4	0	+24,55	16	-67,6	-65,8
6	-62,43	-66,2	17	+67,6	+81,3
7	-62,43	-65,3	23	-45,5	-70,28
10	0	+22,4	24	-45,5	-74,1
11	0	+5,1	-	-	-

Observa-se que os valores não são necessariamente iguais, alguns próximos, e outros mais distantes. Essa diferença ocorre devido à concentração de tensões nos nós dos modelos e pela diferença das características dos elementos, já que o elemento SHELL281 considera esforços de flexão, cisalhamento e efeito de

membrana. Porém, os valores são razoáveis e coerentes, e na seção seguinte proceder-se-á com a análise global da treliça, objeto deste capítulo.

#### 5.4 Treliça com elemento de casca não linear

A partir do modelo da treliça global constituído de elementos de casca feito conforme descrição do item anterior, efetuou-se para o estudo desta seção uma análise não linear (considerando as não linearidades geométricas e dos materiais) mais próxima do comportamento de uma treliça real. Sendo assim, efetuou-se a comparação dos resultados desta análise com os resultados da análise feita para a ligação KT isolada utilizada na calibração do modelo numérico apresentada no item 3.2.1.1, mas, para este caso, refez-se o modelo da ligação isolada com o banzo bi-rotulado e para o mesmo nível de refinamento da malha utilizada para a treliça global, mantendo-se as condições de carregamento iguais (sem carga aplicada no banzo). Além disso, também foi realizada a comparação dos resultados obtidos através das normas utilizadas nesta dissertação bem como, com o critério de deformação limite.

##### 5.4.1 Ligação tipo “KT” isolada

Como no modelo de calibração, nesta análise não se considerou esforço normal aplicado no banzo; pois para fazer tal consideração seria necessário um modelo experimental para ter o exato conhecimento do comportamento do nó a fim de calibrar o modelo numérico. Pois o nível de esforço normal para o tipo de ligação “KT” deve se modificar conforme as cargas nas diagonais e montante se alteram, tendo em vista que para o equilíbrio do nó, a projeção do esforço normal atuante nas diagonais deve ser considerada na obtenção do esforço normal no banzo.

São apresentadas na Figura 44, as curvas carga *versus* deslocamento obtidas numericamente para a ligação “KT” isolada, com o mesmo nível de refinamento do modelo da treliça global.

Neste gráfico, podem ser observados os limites de  $1\%b_0$  e  $3\%b_0$ , correspondentes aos estados limites de serviço e último proposto do critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [30], obtendo-se  $N_s = 73,03$  kN e  $N_u = 97,42$  kN, respectivamente.

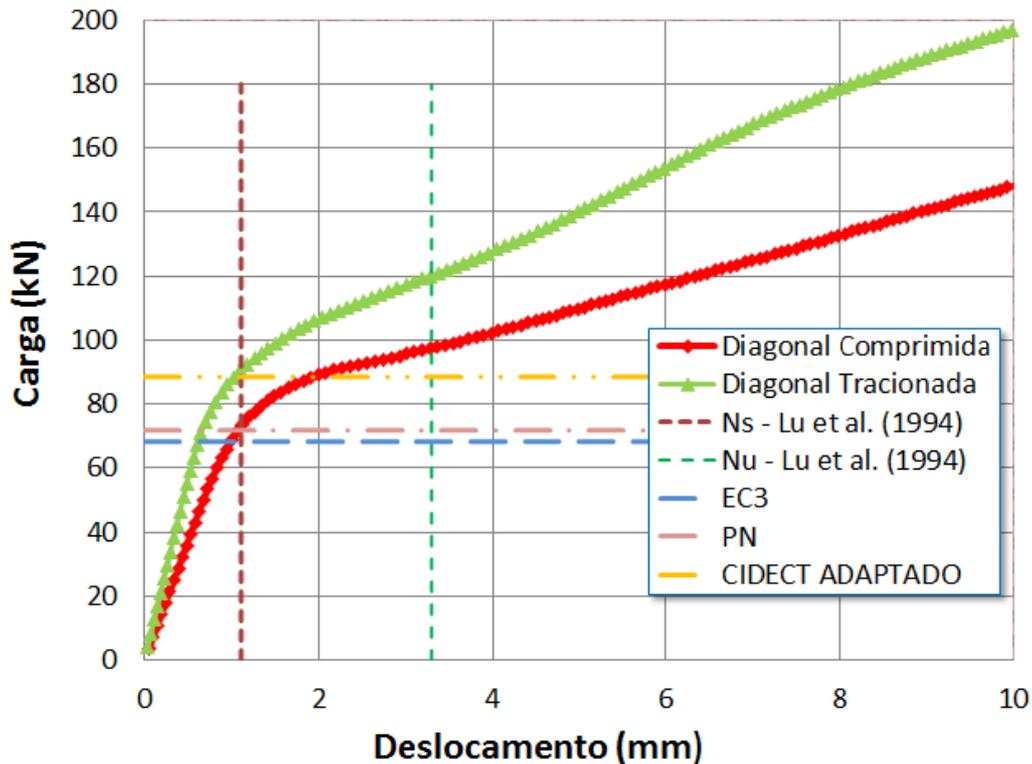


Figura 44 – Curva carga *versus* deslocamento – ligação “KT” isolada da treliça

Como a razão  $N_u/N_s = 1,33 < 1,5$ ,  $N_u$  controla o dimensionamento desta ligação. Desta forma, através do critério de deformação limite, a ligação teria uma resistência  $N_{def} = 97,42$  kN.

De acordo com a Equação (25) preconizada pelo Eurocode 3 [3], a carga máxima a ser aplicada nas diagonais de forma que não provoque plastificação na face superior do banzo é  $N_{EC3} = 68,3$  kN. Aplicando-se a equação (26) referente ao projeto de norma brasileira PN02:125.03-004 [9], obtém-se a carga máxima  $N_{PN} = 68,9$  kN. E pela equação (33) “adaptada” do CIDECT [8], encontra-se para a carga máxima, o valor de  $N_1^* = 87,6$  kN. Desta forma, observa-se que os resultados determinados pelas prescrições do Eurocode 3 [3], PN 02:125.03-004 [9] e pelo CIDECT [8] “adaptado” são inferiores aos obtidos no modelo numérico e a favor da segurança quando comparados ao obtido pelo critério de deformação limite.

Na Figura 45 tem-se a distribuição da intensidade de tensão para o instante em que a ligação atinge o limite de resistência  $N_{def} = 97,42$  kN (esforço normal atuante na diagonal comprimida) segundo o critério de deformação limite. Na Figura 46 tem-se para o mesmo nível de carregamento, a configuração dos esforços atuantes nas barras pertencentes ao nó “KT” isolado considerado da treliça obtido através das reações de apoio nos pontos onde foram aplicados os deslocamentos.

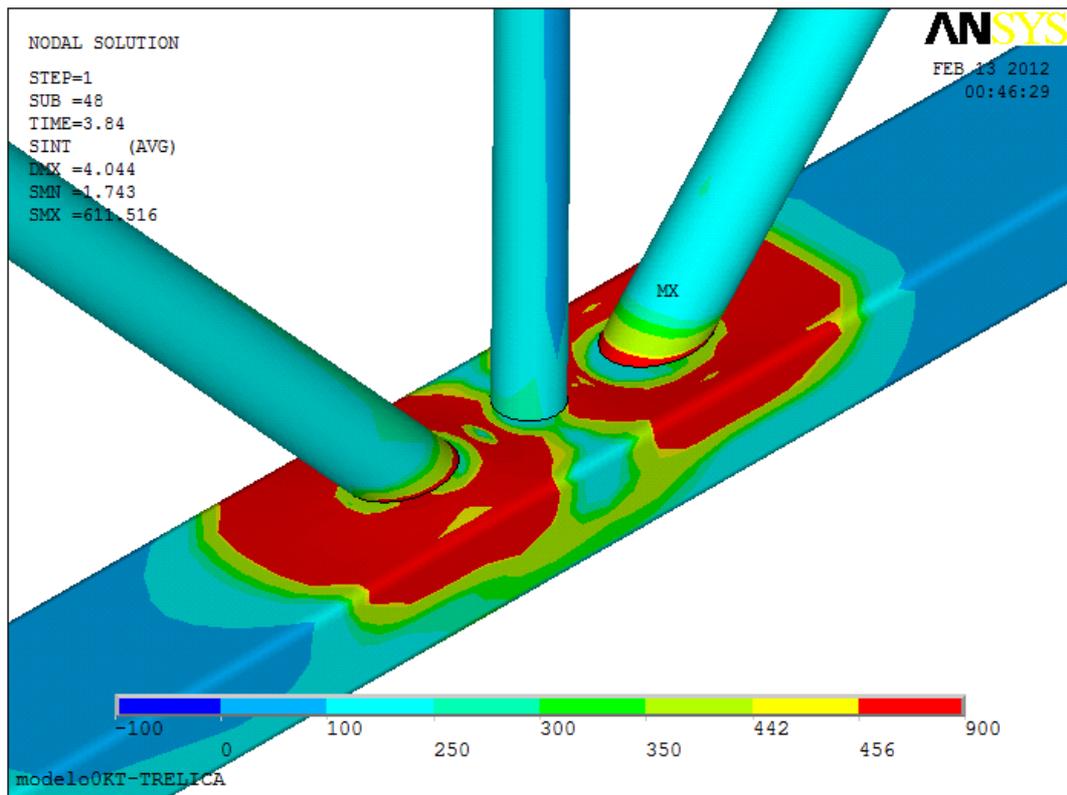


Figura 45 – Distribuição de tensões (em MPa) – ligação “KT” isolada considerada da treliça.

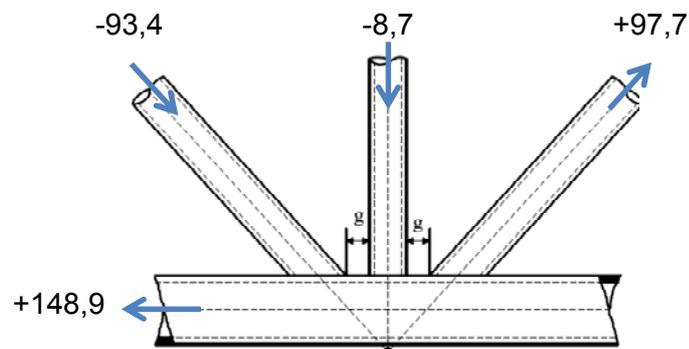


Figura 46 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) no nó “KT” isolado.

### 5.4.2 Treliça global

Para a treliça global considerou-se o carregamento no mesmo ponto das análises descritas nos itens 5.2 e 5.3 deste capítulo (banzo superior central).

Foram aplicados deslocamentos ao invés de carga, de forma a facilitar a convergência da análise não linear incrementando-se de forma gradual, por meio de passos de carga (semelhantemente ao modelo numérico de calibração “KT” no item 3.2.1). Apresenta-se na Figura 47 a curva carga *versus* deslocamento do ponto de aplicação da carga da treliça global.

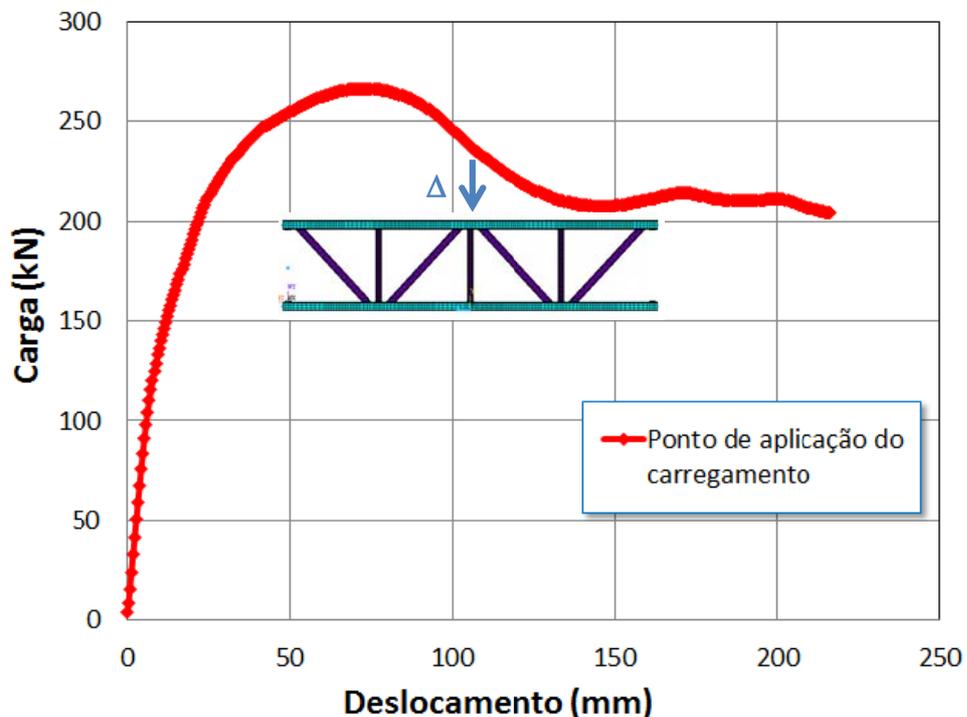


Figura 47 – Curva carga *versus* deslocamento do ponto de aplicação da carga pontual da treliça global.

Na Figura 48 tem-se a distribuição da intensidade de tensões do ponto correspondente ao nível de carregamento onde a treliça deixa de se comportar de forma linear, ou seja,  $P=115,5$  kN. Na Figura 49 apresenta-se a distribuição de tensões correspondente a carga máxima atingida pela treliça, isto é,  $P_{MAX}=266,55$  kN. Para o instante de carga máxima aplicada, tem-se na Figura 50, o detalhe do nó “KT” onde é aplicada a carga concentrada na forma de deslocamentos. Pode-se verificar nesta figura que ocorreu uma plastificação localizada do banzo superior. Na

Figura 51 tem-se o detalhe do nó “KT” inferior direito, que será o objeto de comparação deste estudo.

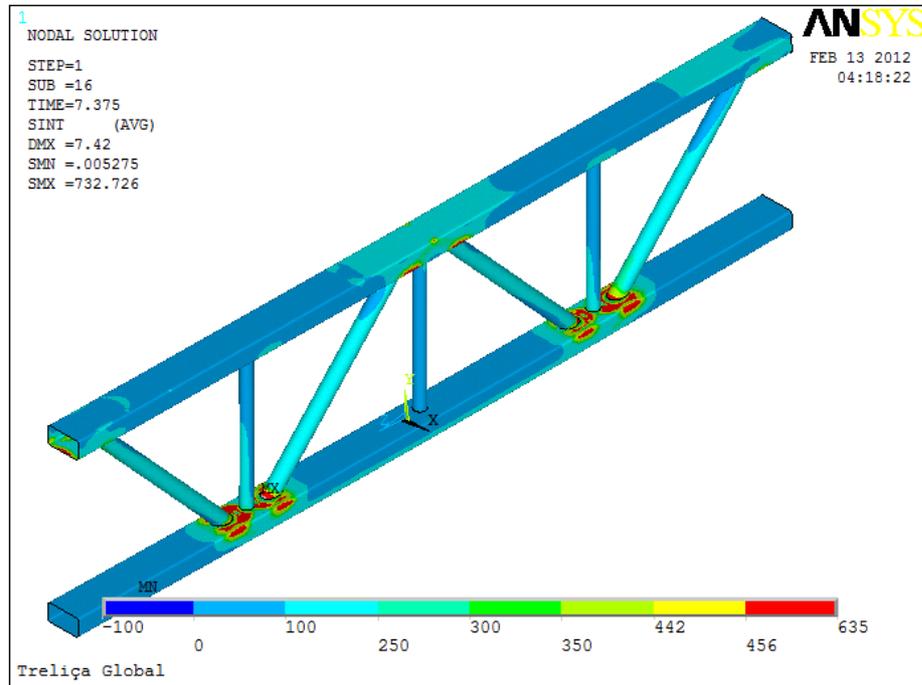


Figura 48 – Distribuição de intensidade de tensões (em MPa) da treliça global para nível de carregamento correspondente a 115,5 kN (limite do regime linear elástico).

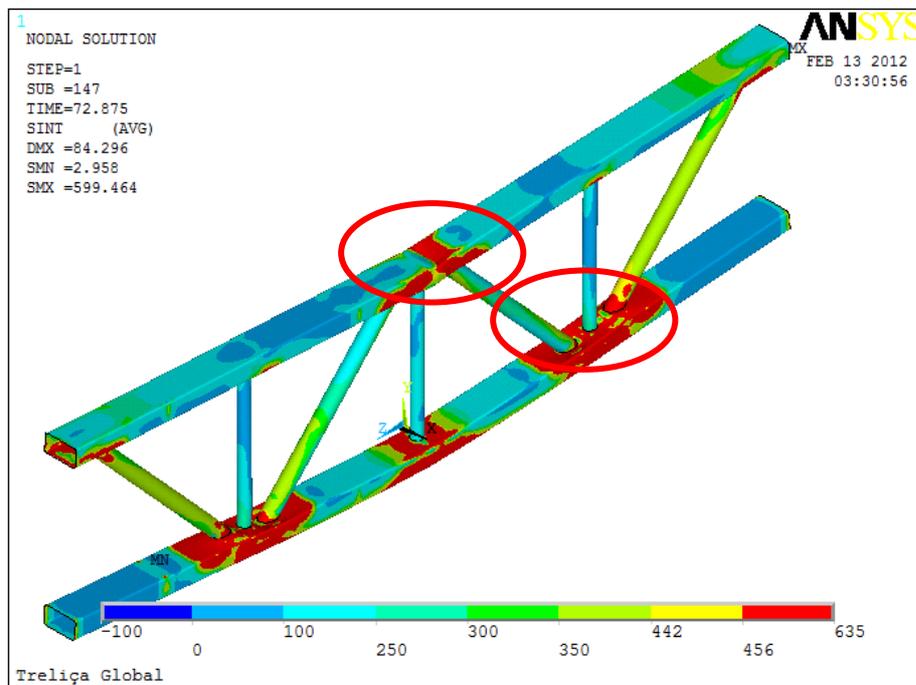


Figura 49 – Distribuição de intensidade de tensões (em MPa) da treliça global para nível de carregamento máximo correspondente a 266,55 kN.

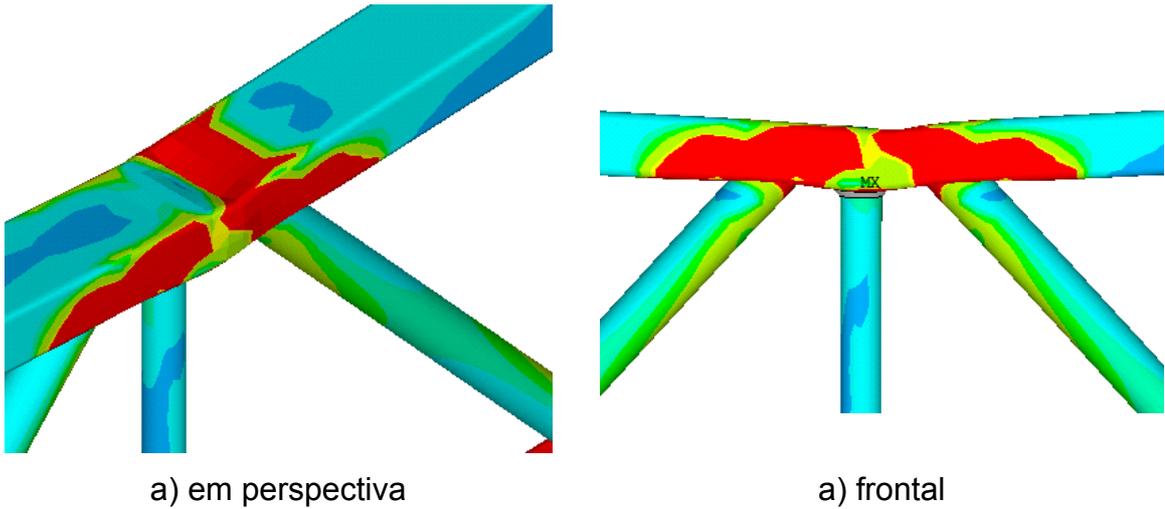


Figura 50 – Detalhe do nó “KT” onde é aplicada a carga concentrada  $P = 266,55 \text{ kN}$  - distribuição de intensidade de tensões (em MPa).

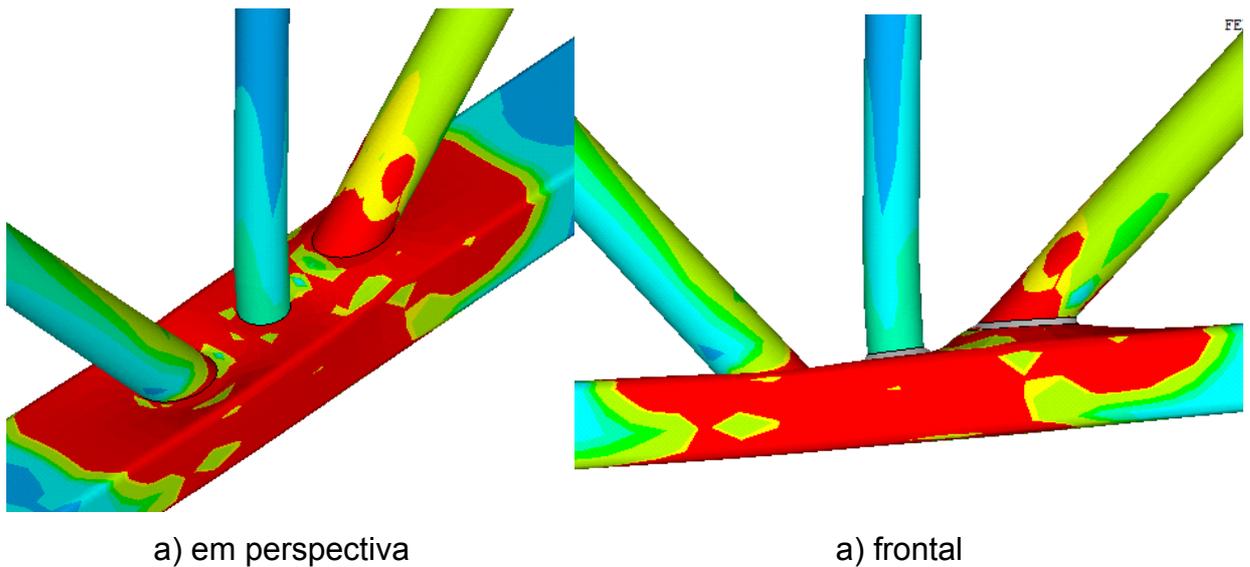


Figura 51 – Detalhe do nó “KT” inferior direito da treliça – distribuição da intensidade de tensões (em MPa) quando  $P = 266,55 \text{ kN}$ .

São apresentadas na Figura 52, as curvas carga *versus* deslocamento obtidas numericamente referente a ligação do nó “KT” localizada na parte inferior direita da treliça global.

Neste gráfico, podem ser observados os limites de  $1\%b_0$  e  $3\%b_0$ , correspondentes aos estados limites de serviço e último referentes ao critério de

deformação limite proposto por Lu *et al.* [30], obtendo-se  $N_s = 68,34$  kN e  $N_u = 88,6$  kN, respectivamente.

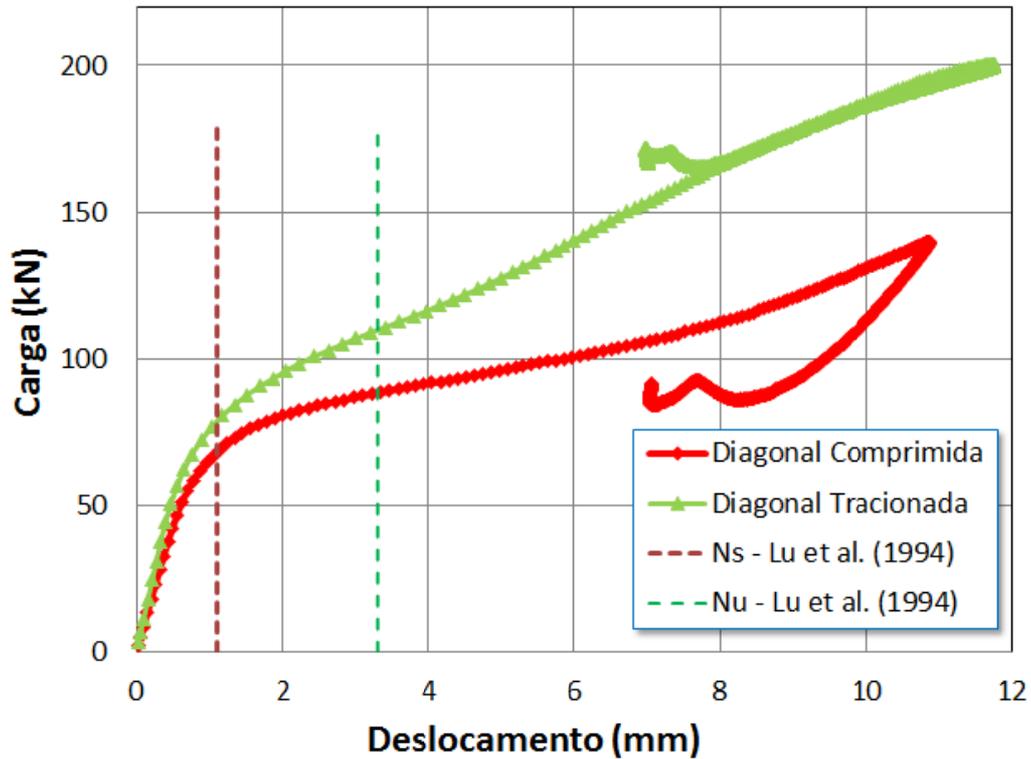


Figura 52 – Curva carga *versus* deslocamento do nó KT localizado na parte inferior direita da treliça.

Como a razão  $N_u/N_s = 1,29 < 1,5$ ,  $N_u$  controla o dimensionamento. Desta forma, aplicando-se o critério de deformação limite, a ligação teria uma resistência  $N_{def} = 88,6$  kN. Nesse momento, a carga atuante na treliça é de  $P = 178,6$  kN.

Na Figura 53 tem-se a distribuição da intensidade de tensões para o momento em que a ligação atinge o limite de resistência  $N_{def} = 88,6$  kN (esforço na diagonal comprimida) segundo o critério de deformação limite. Na Figura 54 tem-se para o mesmo nível de carga aplicada, a configuração dos esforços atuantes nas barras pertencentes a esse nó.

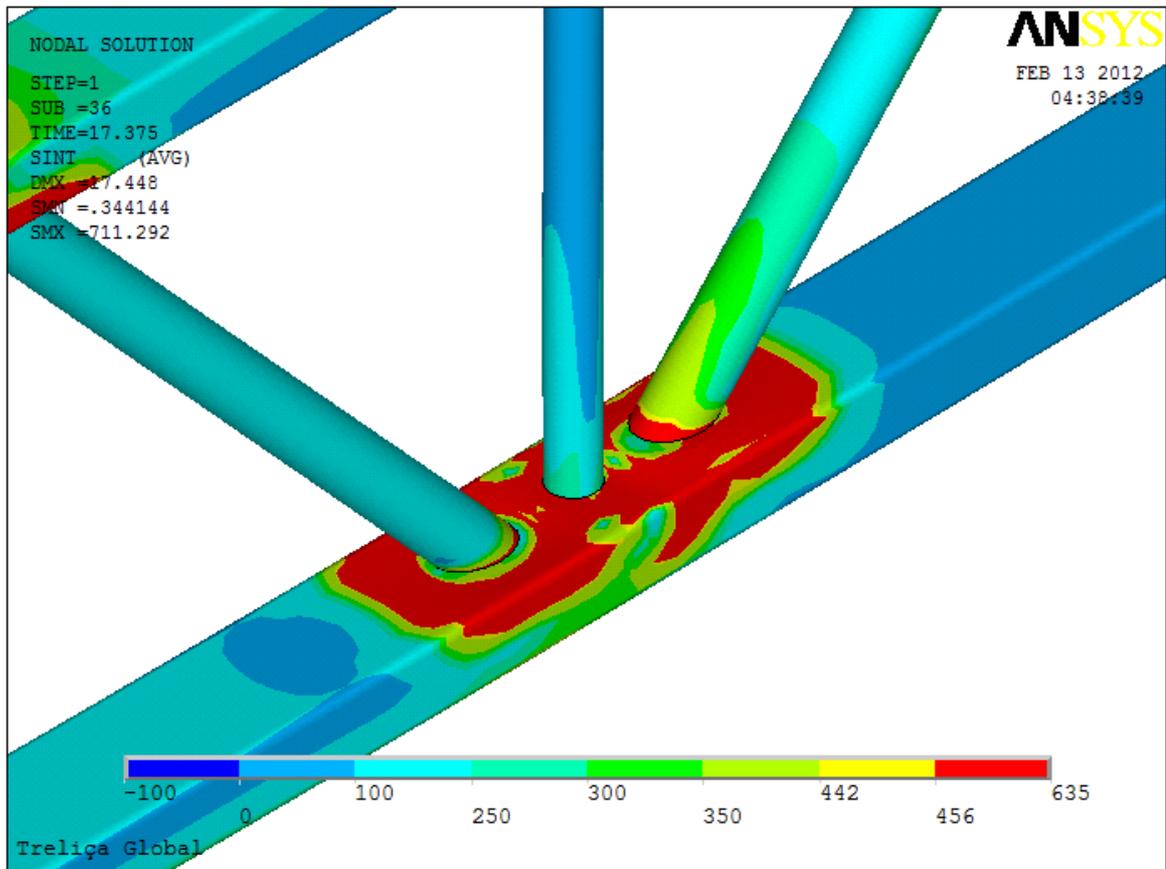


Figura 53 – Distribuição da intensidade de tensões (em MPa) do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça quando  $P = 178,6$  kN.

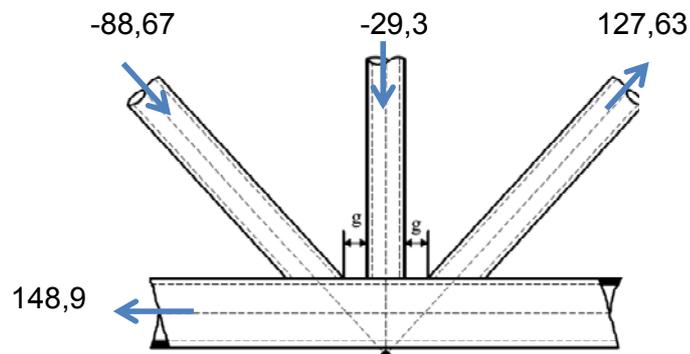


Figura 54 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) nas barras do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça quando  $P = 178,6$  kN.

### 5.4.3 Cálculo da ligação tipo “KT” pertencente a treliça global

Conforme citado anteriormente, no dimensionamento de uma treliça real, proceder-se-ia a análise analítica sugerida pelo PN 02:125.03-004 [9], carregando-se o modelo com a carga de projeto, obtendo-se assim os esforços nas barras da treliça a serem usados no dimensionamento das mesmas e, a partir daí, verificar-se-ia a resistência de cada ligação pelas equações prescritas na norma. Desta forma, procedeu-se a verificação da resistência do nó “KT” em estudo localizado na parte inferior direita da treliça.

Se a carga de projeto fosse 100 kN, pelo critério de deformação limite, a ligação seria considerada satisfatória, pois segundo os resultados obtidos através do modelo em casca não linear, no instante em que se tem o limite de resistência da ligação para a diagonal direita  $N_{def} = 88,6$  kN, a carga atuante no banzo central da treliça é de  $P = 178,6$  kN como já dito na seção anterior. Desta forma, verifica-se a ligação como se  $P = 178,6$  kN fosse a carga de projeto.

Então aplicou-se a carga pontual  $P = 178,6$  kN, no modelo com elementos BEAM3 e LINK1 feito no item 5.2, para se obter os esforços atuantes nas barras da treliça. Na Figura 55 tem-se o diagrama de esforço normal obtido para  $P = 178,6$  kN, e na Figura 56 a configuração dos esforços atuantes nas barras do nó “KT” em análise.

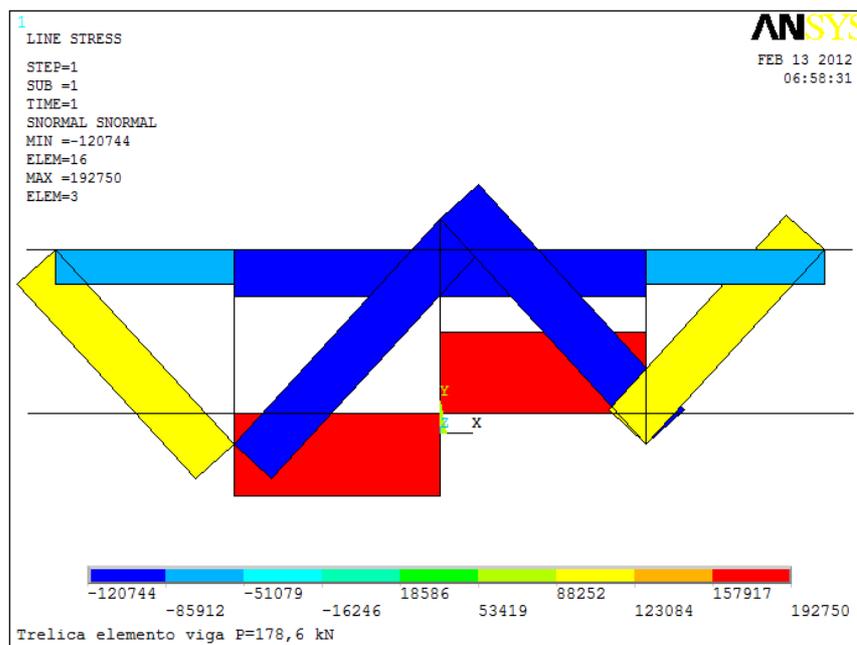


Figura 55 – Diagrama de esforço normal (em N) da treliça modelada com LINK1 e BEAM3 para uma carga atuante de  $P = 178,6$  kN

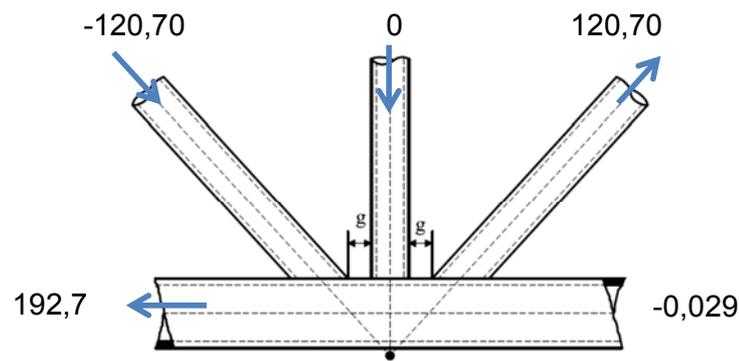


Figura 56 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) nas barras do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça segundo a análise estrutural prescrita em norma para  $P=178,6$  kN (treliça com elementos de BEAM3 e LINK1).

Aplicando os esforços obtidos nas equações de dimensionamento prescritas pelas normas obtém-se para  $N_{1,Rd}$ :

- Eurocode 3 [3]  $\rightarrow N_{1,Rd} = 46,98$  kN  $< N_{1,Ed} = 120,7$  kN (NÃO OK!)
- PN 02:125.03-004 [9]  $\rightarrow N_{1,Rd} = 47,75$  kN  $< N_{1,Ed} = 120,7$  kN (NÃO OK!)
- CIDECT “adaptado” [8]  $\rightarrow N_{1,Rd} = 97,93$  kN  $< N_{1,Ed}=120,7$ kN (NÃO OK!)

Todos os valores inferiores ao esforço normal na diagonal comprimida. Desta forma, para as normas em questão, essa ligação não passa para o carregamento  $P = 178,6$  kN. Conclui-se, portanto, que o dimensionamento por essas normas é a favor da segurança se comparado ao critério de deformação limite.

Procedeu-se então, para efeitos de comparação, na verificação da mesma ligação para a carga de projeto da treliça de  $P = 100$  kN. A configuração dos esforços atuantes nas barras do nó “KT” em análise está apresentada na Figura 57, esforços esses já obtidos no item 5.2 na Tabela 10.

Aplicando-se os esforços obtidos nas equações de dimensionamento prescritas pelas normas obtém-se para  $N_{1,Rd}$ :

- Eurocode 3 [3]  $\rightarrow N_{1,Rd} = 97,09$  kN  $> N_{1,Ed} = 67,6$  kN (OK!)
- PN 02:125.03-004 [9]  $\rightarrow N_{1,Rd} = 98,06,9$  kN  $> N_{1,Ed} = 67,6$  kN (OK!)
- CIDECT “adaptado” [8]  $\rightarrow N_{1,Rd} = 128,38$  kN  $> N_{1,Ed} = 67,6$  kN (OK!)

Todos os valores obtidos são superiores ao esforço normal atuante na diagonal comprimida. Desta forma, para as normas em questão, essa ligação passa para o carregamento  $P = 100\text{kN}$ ; em consonância com o critério de deformação limite aplicado no item 5.4.2 deste capítulo.

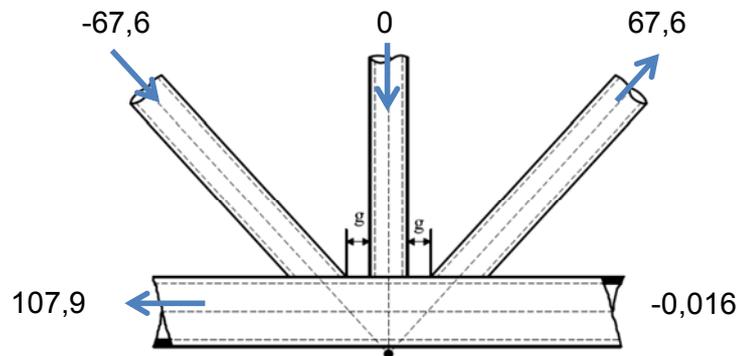


Figura 57 – Configuração dos esforços atuantes (em kN) nas barras do nó “KT” localizado na parte inferior direita da treliça segundo a análise estrutural prescrita em norma para  $P = 100\text{ kN}$  (treliça com elementos BEAM3 e LINK1).

## 5.5 Considerações finais

A partir das análises apresentadas neste capítulo, pelo critério de deformação limite, a ligação tipo “KT” em estudo seria considerada satisfatória para uma carga concentrada atuante na treliça de até  $P = 178,6\text{ kN}$ . Todavia, considerando-se o dimensionamento feito pelas normas utilizadas nesta dissertação, a carga de  $178,6\text{ kN}$  excederia o limite permitido, caracterizando assim, um dimensionamento contra a segurança. Já para a carga de projeto  $P = 100\text{ kN}$  a ligação seria considerada satisfatória pelas normas.

Conclui-se também observando a Figura 58 e a Figura 59 que a distribuição de esforços e o comportamento de uma treliça ou nó idealizado, avaliados analiticamente via normas de dimensionamento, é bem distinto do modelo mais próximo do real, pois não considera esforços de flexão, cisalhamento e efeito de membrana. Entretanto, para o nó da treliça estudado neste trabalho o carregamento de projeto máximo permitido através do dimensionamento pelas normas fica a favor da segurança quando comparado com o critério de deformação limite.

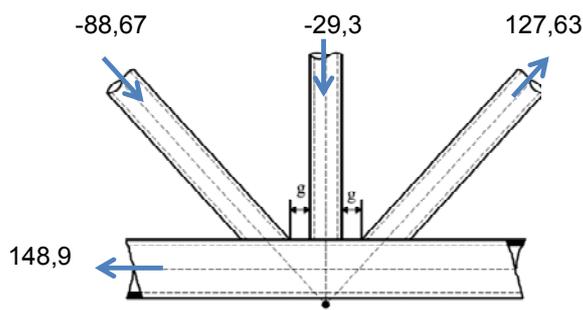


Figura 58 – Configuração dos esforços atuantes para  $N_{def}$  - nó da treliça global.

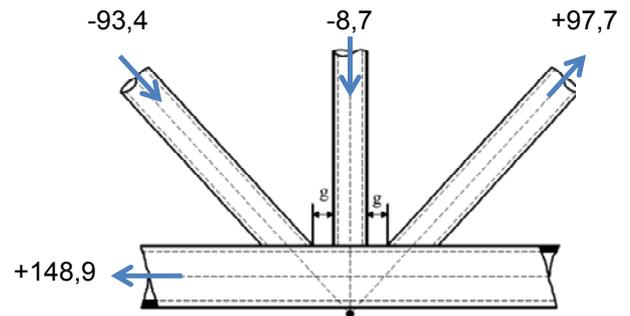


Figura 59 – Configuração dos esforços atuantes para  $N_{def}$  - nó isolado

Também verificou-se que, obviamente, a comparação do critério de deformação limite para o nó “KT” isolado em casca e o nó “KT” da treliça global em casca não é equivalente, pois cada modelo desenvolve níveis e configurações de esforços nas barras distintos, tanto pela geometria, pela forma que a carga é aplicada e pelo fato de que no nó isolado, não foi aplicado esforço normal no banzo

Observou-se adicionalmente pela Figura 60 que as curvas carga versus deslocamento estão em consonância; e o do nó isolado um pouco acima, caracterizando-se desta forma contra a segurança comparado ao do nó da treliça global.

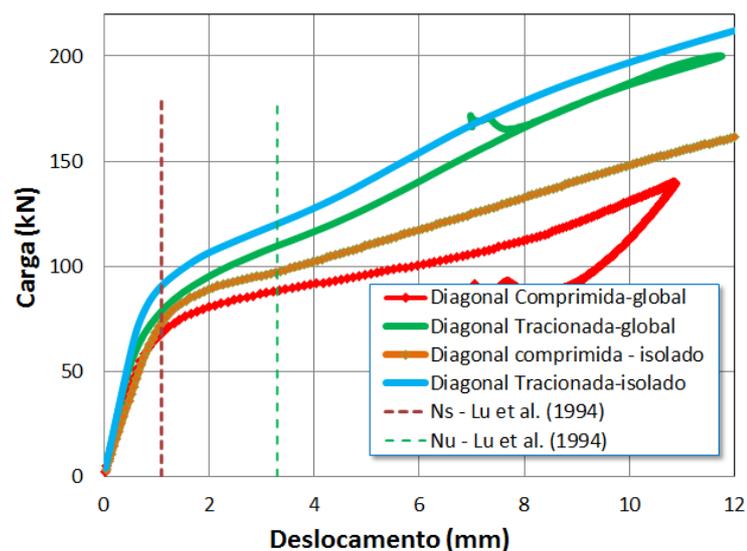


Figura 60 – Comparação curvas carga x deslocamentos – nó da treliça e nó isolado

Este capítulo apresentou a análise realizada para uma treliça global considerando-se modelos em elementos finitos utilizando-se elementos de barra, viga e casca comparando-se os diversos resultados com aplicação das equações da norma europeia [3], do projeto de norma brasileira [9] e do CIDECT [8] bem como do critério de deformação limite proposto por Lu *et al.*[30]. O capítulo seguinte apresentará as conclusões obtidas nesta dissertação bem como algumas sugestões para trabalhos futuros.

## 6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

### 6.1 Introdução

Em uma das formas em que o aço é comercializado, os perfis de seções tubulares, despontam como um dos elementos estruturais que tem tido um crescimento significativo de empregabilidade na construção civil nos últimos anos.

Os perfis tubulares podem ter três geometrias diferentes, a circular (CHS - Circular Hollow Section), a retangular (RHS - Rectangular Hollow Section) e a quadrada (SHS - Square Hollow Section). A eficiência estrutural deste tipo de perfil é intrínseca à geometria de sua seção transversal, que por apresentar concentração de material em pontos mais distantes do centro de massa e por ser uma seção fechada, resulta numa capacidade de resistir às altas solicitações de esforços axiais, torção e aos efeitos combinados.

O uso desse tipo de estrutura aqui no Brasil intensificou-se devido a maior oferta proporcionada pelo início da produção de perfis tubulares sem costura para a construção civil pela V&M do BRASIL no ano de 2000.

O estudo das ligações em estruturas treliçadas que utilizam seções tubulares representa um importante papel e requer uma profunda avaliação do seu comportamento, já que estas provocam no tubo, tensões que devem ser conhecidas para que seja possível a elaboração de projetos otimizados.

Atualmente, encontra-se em desenvolvimento, um projeto de norma no Brasil que contempla o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. Desta forma, a presente dissertação teve como motivação, dar subsídios para a implementação da PN 02:125.03-004 - Projetos de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares [9]. Além disso, foram consideradas a norma europeia Eurocode 3 [3] e o CIDECT [8] além do critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [30]. Cabe ressaltar que a formulação existente no CIDECT não contempla a situação de ligações tipo “KT”. Todavia, conforme recomendações do Eurocode 3 [3] e do projeto de norma brasileira [9], esta ligação pode ser considerada como uma ligação tipo “K” substituindo-se o valor de  $\beta$  pela razão entre a soma dos diâmetros das diagonais e montantes por três vezes a largura do banzo de acordo com a equação (1). Sendo

assim, denominou-se como CIDECT “adaptado” o regulamento para verificação das ligações tipo “KT” analisadas na presente dissertação.

Desta forma, foram desenvolvidos modelos numéricos de nós isolados com base no programa Ansys 12.0 [17] para avaliação de ligações tipo “T” e “KT” que foram calibrados com resultados experimentais realizados por Mayor [20] e Mendes [19]. Posteriormente, efetuou-se a análise de ligações tipo “KT” através de um modelo estrutural global de uma treliça considerando-se elementos de barra, viga e casca.

Nestes modelos numéricos foram efetuados estudos de densidade de malha de forma a se obter uma boa relação entre resultado satisfatório e esforço computacional.

## 6.2 Principais conclusões

Os modelos numéricos desenvolvidos com base no método dos elementos finitos através do programa Ansys 12.0 [17] para avaliação de nós isolados forneceram resultados satisfatórios quando comparados com os resultados experimentais de Mayor [20] para ligações tipo “KT” em termos de curvas carga aplicada na diagonal tracionada versus tensão de von Mises e com os resultados de Mendes [19] para ligações tipo “T” em termos de curvas carga aplicada no montante versus tensão de von Mises para diversos pontos da ligação. Ainda no que tange a calibração dos modelos numéricos, foi utilizado o critério de deformação limite para avaliação destes modelos de calibração comparando-se resultados obtidos através da norma europeia Eurocode 3 [3], pelo projeto de norma brasileira PN 02:125.03-004 [9] e pelo CIDECT [8].

Dentro desta perspectiva, os resultados obtidos nos modelos numéricos apresentaram-se em consonância com os resultados analíticos obtidos através das normas de dimensionamento, bem como pelo critério de deformação limite.

Posteriormente, na análise paramétrica desenvolvida na presente dissertação, foram consideradas ligações tipo “KT” somente com cargas nas diagonais e montante e ligações tipo “T” com cargas no montante e no banzo.

Na análise das ligações tipo “KT”, observando-se os resultados obtidos, pode-se verificar que os dimensionamentos efetuados de acordo com todas as normas aqui utilizadas, fornecem valores a favor da segurança caracterizados pela razão  $N_{EC3}/N_{def} \leq 1,0$ ,  $N_{PN}/N_{def} \leq 1,0$  e  $N_1^*/N_{def} \leq 1,0$ , quando comparados com os resultados numéricos cuja resistência da ligação foi obtida através da aplicação do critério de deformação limite.

Já para as ligações tipo “T”, na primeira análise efetuada, ou seja, sem a consideração de esforço normal no banzo, foi possível verificar que os dimensionamentos de acordo com todas as normas aqui usadas, para  $2\alpha < 25$  fornecem valores a favor da segurança caracterizados pela razão  $N_{EC3}/N_{def} \leq 1,0$ ,  $N_{PN}/N_{def} \leq 1,0$  e  $N_1^*/N_{def} \leq 1,0$ . Para  $2\alpha > 25$  fornecem valores contra a segurança caracterizados pela razão  $N_{EC3}/N_{def} \geq 1,0$ ,  $N_{PN}/N_{def} \geq 1,0$  e  $N_1^*/N_{def} \geq 1,0$ . E para os casos em que  $2\alpha = 25$  enquanto  $\beta \geq 0,51$  e  $\beta \leq 0,7$  fornecem valores contra a segurança.

Para a segunda análise efetuada para ligações tipo “T” considerando-se a aplicação de esforço axial de compressão e tração no banzo com percentuais correspondentes a 10%, 40%, 60% e 80% da resistência plástica do banzo, verificou-se a influência deste no comportamento global da ligação. Observou-se que as razões  $N_{EC3}/N_{def}$ ,  $N_{PN}/N_{def}$  e  $N_1^*/N_{def}$  alcançaram valores menores do que 1,0, representando um dimensionamento a favor da segurança. Para os casos onde foi aplicada carga de tração no montante, verificou-se que a alteração na resistência da ligação devido a variação de esforço no banzo não foi muito significativa. Já para os casos onde foi aplicada carga de compressão no montante, obteve-se uma diminuição na resistência da ligação para todos os casos, com esforço de compressão no banzo sendo este efeito mais evidenciado para níveis de carregamento superiores a  $-40\%N_{pl}$ .

Observando a variação da resistência da ligação tipo “T” em função do nível de esforço axial aplicado no banzo, verifica-se que a formulação existente no Eurocode 3 [3] e no projeto de norma brasileira PN 02:125.03-004 [9] não considera a diminuição da resistência da ligação para situações onde o esforço axial aplicado no banzo e no montante é de tração, e tampouco prevê a elevação na resistência para situações onde o esforço axial no banzo é de tração e no montante de compressão. Já o CIDECT [8] prevê a redução na resistência para esforços de tração no montante e no banzo; entretanto, considera a mesma redução na

resistência para esforços de compressão no montante e tração no banzo, quando pelo resultado numérico há uma elevação na resistência. Para as situações onde o esforço axial no banzo é de compressão, verifica-se que os resultados numéricos estão em maior consonância com os resultados obtidos a partir dos três regulamentos utilizados nesta dissertação; não obstante a resistência obtida numericamente para o caso de montante tracionado não ser tão reduzida quanto para o caso de montante comprimido.

A análise realizada para a treliça global com elementos de barra, viga e casca serviu para comparar as diversas metodologias de dimensionamento de uma estrutura treliçada constituída por perfis tubulares.

A partir das análises efetuadas para a treliça global, pelo critério de deformação limite, a ligação tipo “KT” em estudo seria considerada satisfatória para uma carga concentrada atuante na treliça de até  $P=178,6$  kN. Todavia, considerando-se o dimensionamento feito pelas normas utilizadas nesta dissertação, a carga de 178,6 kN excederia o limite permitido, caracterizando assim, um dimensionamento contra a segurança. Já para a carga de projeto  $P=100$  kN a ligação seria considerada satisfatória pelas normas.

Concluiu-se também que a distribuição de esforços e o comportamento de uma treliça ou nó idealizado, avaliados analiticamente via normas de dimensionamento, é bem distinto do modelo mais próximo do real, pois não considera esforços de flexão, cisalhamento e efeito de membrana. Entretanto, para o nó da treliça estudado neste trabalho o carregamento de projeto máximo permitido através do dimensionamento pelas normas fica a favor da segurança quando comparado com o critério de deformação limite.

Também verificou-se que, obviamente, a comparação do critério de deformação limite para o nó tipo “KT” isolado em casca e o nó tipo “KT” da treliça global em casca não é equivalente, pois cada modelo desenvolve níveis e configurações de esforços nas barras distintos, tanto pela geometria, pela forma que a carga é aplicada e pelo fato de que no nó isolado, não se ter sido aplicado esforço normal no banzo.

Observou-se adicionalmente que as curvas carga versus deslocamento estavam em consonância; e o do nó isolado um pouco acima, caracterizando-se desta forma contra a segurança comparado ao do nó da treliça global

### 6.3 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, pode-se citar:

- Consideração de outros tipos de ligações com utilização de outros perfis tubulares diferentemente da configuração com banzos constituídos por perfis RHS e diagonais e montantes por perfis CHS;
- Realização de ensaios experimentais destas outras ligações bem como, a consideração de aplicação de esforço axial no banzo para validação dos resultados obtidos nos modelos numéricos;
- Realização de ensaios experimentais de treliças globais de forma a dar subsídios para a calibração dos modelos numéricos desenvolvidos nesta dissertação;
- Avaliação das ligações soldadas considerando-se o comportamento à fadiga quando submetidas a ações dinâmicas.

## REFERÊNCIAS

- [1] Araújo, A. H. M., Requena, J. A. V., Minchillo, D. G. V., Thomaz, S. A. M. Projeto, fabricação e montagem de estruturas com perfis tubulares. I CICOM, IV Seminário Internacional do uso de estruturas metálicas na construção civil. São Paulo, 2001.
- [2] Bittencourt, M. C. Avaliação de Ligações Soldadas de Perfis Tubulares em Estruturas de Aço Através do Método dos Elementos Finitos, Dissertação de Mestrado, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro – PGECIV, 2008.
- [3] DIN EN 1993-1-8:2010-12, Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1.8. Design of joints, 2010.
- [4] Deutsches Institut für Normung: Stahlbauten: Tragwerke aus Hohlprofilen unter vorwiegend ruhender Beanspruchung. (Steel structures: made from hollow sections subjected to predominantly static loading.) DIN 18 808, Berlin, Federal Republic of Germany, October, 1984.
- [5] CSA: Limit states design of steel structures, CAN/CSA – S16.1 – M89. Canadian Standards Association, Toronto, Canada, 1989.
- [6] A. I. J.: Recommendations for the design and fabrication of tubular structures in steel , 3rd ed., Architectural Institute of Japan, 1990.
- [7] IIW – XV E: Design Recommendation for Hollow Section Joints – Predominantly statically loaded, 2<sup>nd</sup> Ed., IIW Doc XV – 701 – 89, September 1989.
- [8] J.A. Packer, J. Wardenier, X.-L. Zhao, G.J. van der Vegte and Y. Kurobane, Design Guide - For Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading - 2nd Edition, CIDECT, 2010.

- [9] PN 02:125.03-004 Projetos de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares, 2011.
- [10] Packer, J. A. & Henderson, J. E. Hollow Structural Section Connections and Trusses: A Design Guide, 2nd edition. Canadian Institute of Steel Construction, 2007.
- [11] Lee, M. M. K., & Wilmshurst, S. R. Numerical modelling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration. Journal of Constructional Steel Research, vol. 32. p. 281-30, 1995.
- [12] Liu, D.K., Yu, Y., Wardenier, J. 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, 1998.
- [13] Saidani, M. The effect of Joint Eccentricity on the Distribution of Forces in RHS Lattice Girders. Journal of Constructional Steel Research, Warwickshire, UK, Research 47, p. 211-221, 1998.
- [14] Lee, M.M.K., "Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements", Journal of Constructional Steel Research, vol. 51, p. 265-286, 1999.
- [15] Lima, L. R., et al., 2005. Análise Paramétrica de Ligações "T" com Perfis Tubulares em Aço através de um Modelo de Elementos Finitos. CILAMCE 2005, Guarapari, Espírito Santo.
- [16] Mendanha, F. O. Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo K e KT. Dissertação de mestrado, UFOP - Universidade Federal de Ouro preto – PROPEC, 2006.
- [17] Ansys 12.0 ©, ANSYS - Inc. Theory Reference, 2010.

- [18] Sopha, T. , Chiew , S.P. , Wardenier, J. Test results for RHS K-Joints with 50% and 100% overlap. Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures, Québec, Canada, 2006.
- [19] Mendes, F. C. Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo “T”, “K” e “KT” com Perfis Metálicos Tubulares, Dissertação de Mestrado, UFOP - Universidade Federal de Ouro Preto – PROPEC, 2008.
- [20] Mayor, I. M. S., Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo “K” e “KT” Compostas por Perfis Tubulares de Seção Retangular e Circular, Dissertação de Mestrado, UFOP – Universidade Federal de Ouro Preto – PPEC, 2010.
- [21] Santos, M. L., Lima, L. R. O. de, Freitas, A. M. S., Vellasco, P. C. G. da S., Silva, J. G. S. da, Neves, L. F. da C., Modelagem Numérica de Ligações K Tubulares entre RHS e CHS, In CMNE - Congresso de Métodos Numéricos em Engenharia, Coimbra, Portugal, 2011.
- [22] Affonso, G. R. ; Lima, L. R. O. ;Freitas, A. M. S. ; Vellasco, P. C. G. da S. ; Silva, J. G. S. ; Comportamento de Ligações Tipo T entre RHS e CHS. CILAMCE 2011, Ouro Preto, Minas Gerais.
- [23] Zhao, X., "Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections", Journal of Constructional Steel Research, vol. 53, p. 149-165, 2000.
- [24] Oliveira, A. E. C. de ; Nobre, D. S. ; Lima, L. R. O. ; Vellasco, P. C. G. da S. ; Silva, J. G. S. ; Comportamento de Ligações Tipo T entre perfis CHS sujeitas a esforços axiais no banzo. CILAMCE 2011, Ouro Preto, Minas Gerais.
- [25] LEE, M. M. K., GAZOLA, F., Design Equation for Offshore Overlap Tubular K-Joints under In-Plane Bending, Journal of Structural Engineering, Vol. 132, Nº 7, p. 1087-1095, Julho, ASCE, 2006.

- [26] Kosteski, N., Packer, J.A., Puthli, R.S., A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections, *Journal Constructional Steel Research*, vol. 59, nº 4, p. 427-559, 2003.
- [27] Cao, J.J., Packer, J.A., Young, G.J., Yield line analysis of RHS connections with axial loads, *J. Constructional Steel Research*, vol. 48, nº 1, p. 1-25, 1998.
- [28] Packer, J.A. Moment Connections between Rectangular Hollow Sections, *Journal Constructional Steel Research* 25, p. 63-81, 1993a.
- [29] Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Yeomans, N., Assemblages de sections creuses rectangulaires sous chargement statique predominant, Série CIDECT "Construire avec des profiles creux", Verlag TUV Rheinland, Koln, 1993b.
- [30] Lu, L.H., de Winkel, G.D., Yu, Y., Wardenier, J., Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints, 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, p. 341-347, 1994.
- [31] Silva, R. S. da, Lima, L. R. O. de, Vellasco, P. C. G. da S., Silva, J. G. S. da. Análise Paramétrica de Ligações Tipo K Entre perfis Tubulares Circulares em Aço. CILAMCE 2011, Ouro Preto, Minas Gerais.
- [32] DIN EN 1993-1-1:2010-12, Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1.1. General rules and rules for buildings, 2010.
- [33] ABNT NBR 8800:2003, Projeto e execução de estruturas de aço e de estruturas mistas aço-concreto de edifícios. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 2003.
- [34] Technical Information No. 1: Structural hollow sections (MSH) circular, square, rectangular. Valourec & Mannesmann, 2002.

- [35] Freitas, A. M. S., Mendes, F. C., Esteves, S. Análise de ligações T em perfis tubulares de aço com consideração das tensões residuais. Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural, Santiago, Chile, 2008.
- [36] Nunes, G. V. ; Freitas, A. M. S. ; Araújo, A. H. M. de ; requena, J. A. V. ; Lima, L. R. O., Análise do Comportamento de Ligações Tubulares T. CILAMCE 2012, Ouro Preto, Minas Gerais.