

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

**ANÁLISE NUMÉRICA PARAMÉTRICA DE LIGAÇÕES  
TIPO “T”, “K” E “KT” COMPOSTAS POR PERFIS  
TUBULARES DE SEÇÃO RETANGULAR E CIRCULAR.**

**AUTOR: GABRIEL VIEIRA NUNES**

ORIENTADORA: Profa. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas

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

Ouro Preto, Agosto de 2012

N972e

Nunes, Gabriel Vieira.

Estudo paramétrico de ligações tipo “T”, “K” e “KT” compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular [manuscrito] / Gabriel Vieira Nunes - 2012.

xiii, 108f.: il. color.; graf.; tabs.

Orientadora: Prof<sup>a</sup> Dr<sup>a</sup> Arlene Maria Sarmanho Freitas.

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

Área de concentração: Construção Metálica.

1. Estruturas metálicas - Teses. 2. Aço tubular - Teses. 3.

Perfis tubulares - Teses. 4. Ligações metálicas - Teses. 5.

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

**ESTUDO PARAMÉTRICO DE LIGAÇÕES TIPO “T”, “K” E “KT”  
COMPOSTAS POR PERFIS TUBULARES DE SEÇÃO RETANGULAR E  
CIRCULAR**

**AUTOR: GABRIEL VIEIRA NUNES**

Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 22 de agosto de 2012, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:



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



Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena (UNICAMP)



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

**Aos meus pais e à Professora  
Arlene.**

## **Agradecimentos**

À professora Arlene, pela amizade, pelos ensinamentos e incentivo, por ter sempre acreditado em mim até quando eu mesmo não acreditava. O trabalho e convivência com sua pessoa me fizeram um profissional e uma pessoa melhor.

Aos meus pais pelos incentivos e por sempre me apoiarem em minhas decisões.

Às minhas irmãs Sibebe e Lívia.

Aos colegas e amigos do laboratório de estruturas, em especial ao Juliano, Letícia e Flávio.

Aos amigos da república Boemia, em especial ao Sakolé (in memoriam).

Aos professores do PROPEC pelos ensinamentos.

A CAPES e a V&M do Brasil pelo apoio financeiro.

## Resumo

Neste trabalho é apresentado um estudo numérico de ligações soldadas do tipo “T”, “K” com afastamento e “KT” com afastamento, formadas por perfis tubulares estruturais de aço sem costura, com seção transversal retangular no banzo e circular no montante e nas diagonais. Foram desenvolvidos modelos numéricos sendo realizado um estudo de refinamento de malha e de condições de contorno visando a definição do modelo mais eficiente para as análises. Os modelos numéricos foram calibrados com resultados experimentais obtidos em estudos anteriores realizados no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto. Após a calibração foi feito um estudo paramétrico variando os parâmetros  $\beta$  (relação entre o diâmetro do montante/diagonal e largura da face banzo conectado),  $2\gamma$  (relação entre a largura e a espessura da face do banzo). Também foi realizado um estudo da influência de carregamento no banzo. Os resultados dos modelos numéricos, obtidos pelo método da deformação limite, foram comparados com as prescrições mais recentes do CIDECT (Comité international pour le développement et l'étude de la construction tubulaire) e com o projeto da norma brasileira de tubos (PN:2011). No estudo numérico foi feita uma avaliação de refinamento de malha que possibilitou gerar modelos com número adequado de elementos e baixo custo computacional, e também foi avaliada a influência das condições de contorno nos resultados do modelo. Na calibração, os modelos numéricos tiveram uma ótima correlação quando comparados com os modelos experimentais, validando o estudo paramétrico das ligações. O modo de falha dominante para todos os modelos foi a plastificação da face superior do banzo. No geral houve boa correlação e mesmo comportamento dos modelos numéricos e as prescrições das normas estudadas tanto no estudo sem carga no banzo quanto no estudo com carga no banzo.

## Abstract

This work presents a numerical study of welded joints T, K and KT gap, formed by hollow structural sections with rectangular hollow chord sections and circular hollow sections for the braces. Numerical models were developed as well as a study of mesh refinement and boundary conditions in order to define the most efficient model for the analyses. The numerical models were calibrated with experimental results from previous studies, which were conducted at the Structures Laboratory *Professor Altamiro Tibiriçá Dias* of the Department of Civil Engineering at the Federal University of Ouro Preto, Brazil. After calibration, a parametric study was carried out varying the  $\beta$  parameter (ratio between the diameter of the brace / width of the chord face) as well as the  $2\gamma$  parameter (ratio between the width and thickness of the chord face). A study on the influence of chord loading was also conducted. The results of the numerical models, obtained by the method of deformation limit criteria, were compared with the latest requirements of the CIDECT (*Comité International pour le Développement et L'étude de la Construction Tubulaire*) and with the Brazilian pipe standards (PN: 2011.) In the numerical study, an assessment of mesh refinement was made, which enabled the creation of models with the appropriate number of elements at a low computational cost. It is also evaluated the influence of boundary conditions on the model results. Regarding calibration, the numerical models had a very good correlation when compared to the experimental models, which validated the parametric study of the joints. The dominant pattern of failure for all the models was the chord face plastification. In general, the numerical models and the analyzed standards requirements – for either loaded flanges or not – showed good correlation and same behavior.

## Sumário

1.Introdução.....	1
1.1.Treliças espaciais e multiplanares .....	3
1.2.Estruturas treliçadas planas – ligações .....	4
1.3.Objetivo .....	6
1.4.Justificativa.....	6
1.5.Pesquisas realizadas.....	7
1.6.Descrição do trabalho .....	11
2. Análise teórica e resultados experimentais .....	12
2.1.Introdução.....	12
2.2.Tipologia e geometria de Ligações em perfis tubulares .....	12
2.3.Modos de falha .....	15
2.4.Nomenclatura e parâmetros geométricos .....	18
2.5.Condições de validade das relações geométricas para as todos os tipos de ligações soldadas .....	19
2.6.Verificação das ligações segundo sua classificação .....	22
2.6.1. <i>Ligação tipo T</i> .....	22
2.6.2. <i>Ligação tipo “K”</i> .....	25
2.6.3. <i>Ligação tipo “KT”</i> .....	28
2.7.Fator de redução da resistência devido a esforços no banzo .....	28
2.7.1. <i>Fator de Redução <math>k_n</math></i> .....	29
2.7.2. <i>Fator de redução <math>Q_f</math></i> .....	29
2.8.Modelos experimentais.....	30
3. Modelo numérico .....	38
3.1.Deformação limite .....	38
3.2.Elemento Finito utilizado .....	40
3.3.Propriedades mecânicas dos Materiais utilizados .....	43
3.4.Malha de elementos finitos.....	44
3.5.Condições de contorno .....	46
3.6.Critérios de análise .....	48
3.7.Calibração dos modelos numéricos .....	49
4. Análise paramétrica - sem consideração da carga no banzo .....	54
4.1.Materiais .....	54



4.2.Ligação “T” .....	55
4.3.Ligação “K” com afastamento .....	64
4.4.Ligação “KT” com afastamento .....	77
5. Análise paramétrica - com consideração da carga no banzo .....	87
5.1.Materiais .....	87
5.2.Estudo da influência do carregamento no banzo .....	87
5.2.1. Ligação “T” .....	88
5.2.2. Ligação “K” .....	93
6. Considerações finais.....	99
6.1.Trabalhos futuros .....	103
7. Referências bibliográficas .....	104

## Lista de Figuras

Figura 1.1 – Tubos estruturais: (a) tubo sem costura; (b) tubo com costura. (Araujo,2012).....	2
Figura 1.2 – Estruturas compostas por perfis tubulares: Colunas (arquivo pessoal); (b) Sistema de cobertura treliçado (V&M do Brasil, 2008); (c) Passarela (V&M do Brasil, 2008); (d) viaduto (arquivo pessoal).....	2
Figura 1.3 – Treliça multiplanar do aeroporto de Hamburgo. (Imagination & Inspiração, Coletânea de Estruturas Tubulares, 2009).....	3
Figura 1.4 – Elementos que compõe uma treliça.....	4
Figura 1.5 – Tipos de treliças e ligações. (Wardenier, et al., 2010).....	4
Figura 1.6 – Corte reto de uma seção tubular retangular.....	5
Figura 1.7 – (a) Corta a plasma, (b)cortes planos(Gerken, 2003).....	5
Figura 2.1 - Classificação da tipologia das ligações de treliças planas devido a forma. (Wardenier, et al., 2010).....	13
Figura 2.2 - Classificação das tipologias das ligações de treliças plana devida o carregamento(Wardenier, et al., 2010).....	13
Figura 2.3 – ligação “N” com cargas da diagonal e montante desbalanceadas (Wardenier, et al., 2010).....	14
Figura 2.4 - Modos de falha em ligações soldadas composta por banzo em perfis retangulares e montantes e diagonais por perfis tubulares circulares ou retangulares....	17
Figura 2.5 - Nomenclatura das ligações compostas por perfis tubulares circulares ou retangulares.....	18
Figura 2.6- Tipos de ligação: (a) Ligação tipo “K” com afastamento, (b) Ligação tipo “K” com sobreposição.....	24
Figura 2.7- Excentricidade da ligação: (a) Ligação tipo “K” com excentricidade nula, (b) Ligação tipo “K” com excentricidade negativa e b) Ligação tipo “K” com excentricidade positiva. ABNT(2011).....	24
Figura 2.8. - Ligação tipo “KT” com excentricidade positiva.....	27
Figura 2.9 - Dimensões dos protótipos e esquemas gerais dos protótipos para: (a) Ligação “T” (Mendes, 2008), (b) Ligação “K” (Mayor, 2010), (c) Ligação “KT”(Mendes, 2008).....	31
Figura 2.10 - Modo de falha obtido nos protótipos ensaiados (Nunes et al, 2011).....	32
Figura 2.11 - Posição dos LVDT’s para medição dos deslocamentos relativos da face superior do banzo dos ensaios da ligação “T”: (a) Foto do da posição dos LVDT’s do	

ensaio do Protótipo T; (b) Esquema geral da posição do deslocamento máximo relativo, $\Delta$ , medido para a face superior do banzo.....	33
Figura 2.12 – Gráfico Carga da diagonal comprimida x Deslocamento para os ensaios da ligação “T” .....	33
Figura 2.13 – Vista geral da posição das rosetas dos ensaios das ligações tipo “K”: (a) identificação das Roseta; (b) Foto das rosetas coladas no protótipo de ensaio. (Mayor et al, 2012).....	34
Figura 2.14 - Posição geométrica real das rosetas dos ensaios da ligação “K”: (a) Protótipo K01-B; (b) Protótipo K03-B. (Mayor, 2010).....	34
Figura 2.15 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 1 para os ensaios da ligação “K” .....	34
Figura 2.16 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 2 para os ensaios da ligação “K” .....	35
Figura 2.17 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 3 para os ensaios da ligação “K” .....	35
Figura 2.18 - Posição dos LVDT’s para medição dos deslocamentos relativos da face superior do banzo dos ensaios da ligação “KT”: (a) Foto do da posição dos LVDT’s do ensaio do Protótipo KT03; (b) Esquema geral da posição do deslocamento máximo relativo, $\Delta$ , medido para a face superior do banzo.....	36
Figura 2.19 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x Deslocamento para os ensaios da ligação “KT” .....	36
Figura 3.1. Deformação, $\Delta$ , na face do banzo sob o montante comprimido para o modo de falha A.....	38
Figura 3.2: Método para obtenção da carga resistente - Nnum .....	38
Figura 3.3 – Elemento de casca Shell 181 (ANSYS, 2007).....	39
Figura 3.4 – Detalhe do raio de curvatura do perfil retangular com a definição da linha média da espessura da seção.....	40
Figura 3.5 – Representação da geometria utilizada no Estudo da modelagem da solda: a) Esquema da região de ligação da diagonal e banzo; b) Esquema da geometria utilizada na modelagem da solda com elemento de casca.....	41
Figura 3.6 - Representação da modelagem da solda no ANSYS.....	42
Figura 3.7 – Representação esquemática do Diagrama tensão x deformação bilinear utilizado nas análises.....	43
Figura 3.8 – Detalhe da malha da ligação tipo “T” no software Ansys.....	44
Figura 3.9 – Gráfico comparativo Carga x Deslocamento para os modelos do estudo do refinamento da malha.....	45

Figura 3.10 – Condições de contorno analisadas na ligação tipo “T”.....	46
Figura 3.11 – Condições de contorno analisadas na ligação tipo “K”.....	46
Figura 3.12 – Gráfico Carga x Deslocamento para os modelos da ligação tipo “T”.....	47
Figura 3.13 – Gráfico Carga x Deslocamento para os modelos da ligação tipo “K”.....	47
Figura 3.14 – Gráfico Carga da diagonal comprimida x Deslocamento para o modelo da ligação “T” dos modelos experimentais e modelo numérico.....	39
Figura 3.15 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 1 para o modelo da ligação “K” dos modelos experimentais e modelo numérico.....	49
Figura 3.16 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 2 para o modelo da ligação “K” dos modelos experimentais e modelo numérico.....	50
Figura 3.17 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 3 para o modelo da ligação “K” dos modelos experimentais e modelo numérico.....	50
Figura 3.18 – Gráfico comparativo Carga da diagonal comprimida x Deslocamento para o modelo da ligação “KT” dos modelos experimentais e modelo numérico.....	51
Figura 4.1 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “T” para $2\gamma = 15,38$ .....	58
Figura 4.2 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “T” para $2\gamma = 22,92$ .....	59
Figura 4.3 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “T” para $2\gamma = 26,27$ .....	59
Figura 4.4 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “T” para $2\gamma = 15,38$ .....	60
Figura 4.5 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “T” para $2\gamma = 22,92$ .....	61
Figura 4.6 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “T” para $2\gamma = 26,67$ .....	61
Figura 4.7 – Modelos numéricos da ligação tipo “T” para $2\gamma = 26,67$ e carregamento de 130kN. (a) $\beta = 0,25$ (b) $\beta = 0,6$ .....	62
Figura 4.8 – Distribuição de tensão: (a) de von Mises (MPa) da face superior do banzo do modelo 7; (b) de cisalhamento (MPa) da face lateral do banzo do modelo 7.....	67

Figura 4.9 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “K” para $2\gamma = 17,2$ .....	60
Figura 4.10 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “K” para $2\gamma = 22,92$ .....	70
Figura 4.11 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “K” para $2\gamma = 28$ .....	71
Figura 4.12 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “K” para $2\gamma = 35,94$ .....	72
Figura 4.13 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “K” para $2\gamma = 17,2$ .....	73
Figura 4.14 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “K” para $2\gamma = 22,98$ .....	73
Figura 4.15 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “K” de $2\gamma = 28$ .....	74
Figura 4.16 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “K” para $2\gamma = 35,94$ .....	74
Figura 4.17 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Resistência numérica dividido pela espessura ao quadrado e pela tensão de escoamento do material versus deslocamento dos modelos da ligação tipo “K” para $\beta = 0,45$ .....	75
Figura 4.18 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “KT” para $2\gamma = 17,2$ .....	80
Figura 4.19 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “KT” para $2\gamma = 22,92$ .....	81
Figura 4.20 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “KT” para $2\gamma = 28$ .....	81
Figura 4.21 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento $\Delta$ dos modelos da ligação tipo “KT” para $2\gamma = 35,94$ .....	82
Figura 4.22 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “KT” de $2\gamma = 17,2$ .....	83
Figura 4.23 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “KT” de $2\gamma = 22,92$ .....	83
Figura 4.24 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “KT” de $2\gamma = 28$ .....	84
Figura 4.25 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x $\beta$ dos modelos da ligação tipo “KT” de $2\gamma = 35,94$ .....	84

Figura 5.1 – (a) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 15,38$ e $\beta = 0,35$ (b) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 15,38$ e $\beta = 0,50$ .....	91
Figura 5.2 – (a) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 22,92$ e $\beta = 0,35$ (b) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 22,92$ e $\beta = 0,50$ .....	91
Figura 5.3 – (a) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 26,67$ e $\beta = 0,35$ (b) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 26,67$ e $\beta = 0,50$ .....	91
Figura 5.4 – Deslocamentos da ligação tipo “T” : (a) para $2\gamma = 22,92$ e $\beta = 0,35$ ; (b) para $2\gamma = 26,67$ e $\beta = 0,35$ .....	92
Figura 5.5 – (a) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K” para $2\gamma = 17,19$ e $\beta = 0,35$ (b) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 17,19$ e $\beta = 0,50$ .....	96
Figura 5.6 – (a) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K” para $2\gamma = 22,92$ e $\beta = 0,35$ (b) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 22,92$ e $\beta = 0,50$ .....	96
Figura 5.7 – (a) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K” para $2\gamma = 28$ e $\beta = 0,35$ (b) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 28$ e $\beta = 0,50$ .....	97
Figura 5.8 – (a) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K” para $2\gamma = 35,94$ e $\beta = 0,35$ (b) Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “T” para $2\gamma = 35,94$ e $\beta = 0,50$ .....	97

## Lista de Símbolos

### a) Letras romanas maiúsculas

$A_0$  - área da seção transversal do banzo

$A_V$  - área efetiva de cisalhamento no banzo

$E$  - módulo de Elasticidade

$E_t$  - módulo Tangente

$K_n$  - fator de redução da resistência devido a carga no banzo (PN:2011)

$M_{Sd}$  - momento fletor solicitante de cálculo

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

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

$N_{0p,Sd}$  - valor de  $N_{0,Sd}$  excluindo as forças de cálculo dadas pelas componentes das diagonais projetadas no eixo longitudinal do banzo da ligação

$N_{pl,0,Rd}$  - força axial de plastificação da seção do banzo

$N_{Sd}$  - força normal solicitante na barra

$Q_f$  - Fator de redução da resistência devido a carga no banzo (CIDECT 2009)

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

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

$W_0$  - Módulo de resistência elástico do perfil do banzo

### b) Letras romanas minúsculas

$b_0$  - largura do tubo retangular do banzo

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

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

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

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

$e$  - excentricidade das ligações

$f_u$  - tensão de ruptura à tração do aço

$f_y$  - tensão de escoamento do aço

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

$g^*$  - afastamento entre a diagonal e o montante na face do banzo para ligação “KT” afastada

$h_0$  - altura do tubo retangular do banzo.

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

$i = 0$  – representa o banzo

$i = 1$  – representa a diagonal comprimida das ligações

$i = 2$  – representa a diagonal tracionada das ligações

$i = 3$  – representa o montante

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

$d_i$  - diâmetro externo da seção transversal do tubo “ $i$ ”

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

**c) Letras gregas minúsculas**

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

$\beta$  - razão entre os diâmetros dos membros e a largura do banzo.

$\eta$  - relação entre a altura da diagonal ou montante no plano da estrutura e a largura do banzo.

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

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

$\nu$  - coeficiente de Poisson.

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

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



### 1. INTRODUÇÃO

No Brasil, a utilização de perfil tubulares na construção metálica apresenta-se em crescimento acelerado devido às vantagens, como por exemplo, alta resistência a torção, cargas axiais e aos efeitos combinados. Associado às vantagens, encontram-se os aspectos de arrojo e modernidade que propiciam diversidades de projetos. Os perfis tubulares podem ser usados como estruturas mistas (tubos preenchidos com concreto), ganhando resistência adicional aos esforços de compressão e melhor proteção contra o fogo; possuem menor área se comparados às seções abertas, o que conduz a menores custos de pintura, etc., facilitando assim, os serviços de manutenção e minimizando seus custos. (Requena e Santos, 2007).

Os perfis tubulares circulares podem ser fabricados, com ou sem costura. Os tubos sem costura, (figura 1.1(a)), são produzidos por processo de laminação a quente, a formação dá-se a partir de uma barra circular maciça de aço. Os tubos com costura, (figura 1.1(b)), são produzidos através de chapas que são dobradas e soldadas no encontro das extremidades.

Os perfis tubulares retangulares também podem ser fabricados com e sem costura, similares aos tubos circulares e podem ser fabricados a partir de laminados circulares por processo de conformação a frio (Araújo, 2011).



(a)



(b)

Figura 1.1 – Tubos estruturais: (a) tubo sem costura; (b) tubo com costura. (Araújo, 2011)

Os perfis tubulares são eficientes quando solicitados por cargas axiais como, por exemplo, em colunas e em sistemas treliçados de coberturas, em pontes e passarelas, entre outros (figura 1.2).



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 1.2 – Estruturas compostas por perfis tubulares: (a) Colunas (arquivo pessoal); (b) Sistema de cobertura treliçado (V&M do Brasil, 2008); (c) Passarela (V&M do Brasil, 2008); (d) viaduto (arquivo pessoal).

## 1.1. Treliças espaciais e multiplanares

Estruturas espaciais são constituídas por elementos em diferentes planos que tem a finalidade de receber e transmitir esforços. As treliças espaciais são formadas por duas ou mais camadas de banzos, em geral paralelas, conectadas por meio de diagonais e ou montantes e os carregamentos são aplicados aos nós, perpendicularmente ao plano da treliça.

A treliça multiplanar, figura 1.3, possui seus elementos dispostos em forma triangular, sendo formadas por dois ou mais planos onde seus elementos são basicamente submetidos a esforços normais. A principal vantagem das treliças multiplanares é seu comportamento tridimensional, que permite uma melhor distribuição dos esforços e redução de peso próprio da estrutura, o que a torna mais viável para construção de edificações que necessitam vencer grandes vãos.

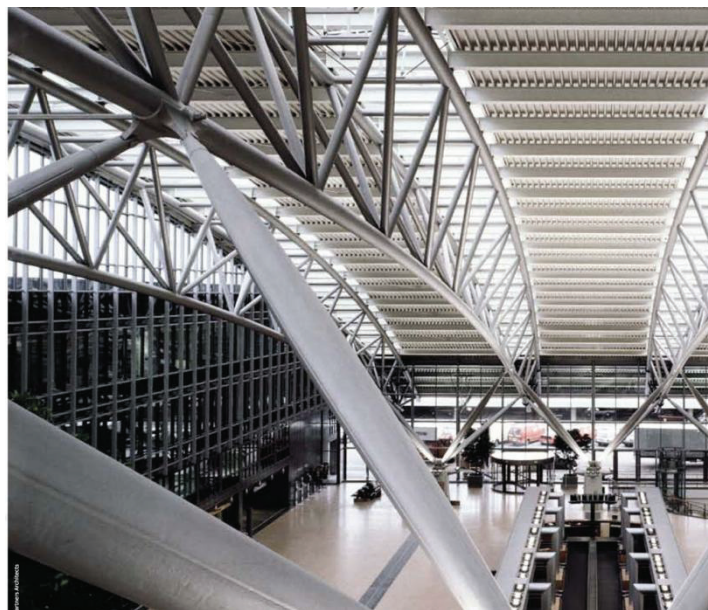


Figura 1.3 – Treliça multiplanar do aeroporto de Hamburgo.  
(V&M do Brasil, 2008)

## 1.2. Estruturas treliçadas planas – ligações

Treliças planas são treliças compostas por elementos planos dispostos em forma triangular, pertencentes a um mesmo plano, que tem a finalidade de receber e transmitir esforços.

As treliças são compostas por banzos (barra superior e inferior), diagonais (barras inclinadas) e montantes (barras na vertical entre banzos), figura 1.4.

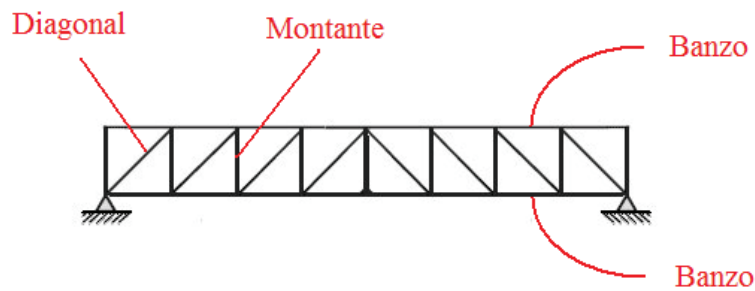


Figura 1.4 – Elementos que compõe uma treliça.

Vários tipos de treliças são utilizadas, e são escolhidas de acordo com a necessidade estrutural, arquitetura e custo. Usualmente, as barras das treliças são submetidas apenas a esforço normal e os perfis tubulares são largamente utilizados nesse tipo de estrutura. Na figura 1.5, tem-se os tipos mais usuais de treliça e a indicação do tipo de ligação composta por perfis tubulares segundo a geometria do nó.

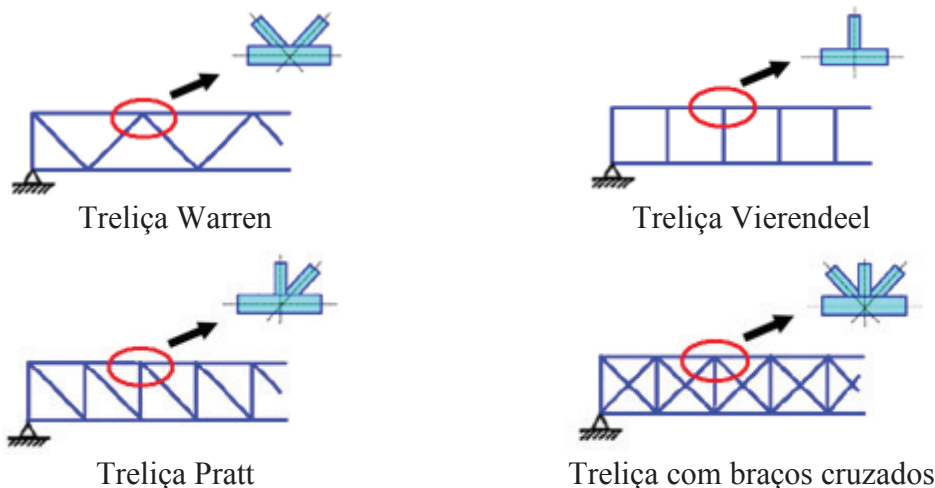


Figura 1.5 – Tipos de treliças e ligações. (Wardenier, et al., 2010)

Os perfis tubulares que compõem as treliças planas podem ser de seção retangular ou circular e com as seguintes configurações:

- Banzos e montantes/diagonais compostos por perfis tubulares circulares;
- Banzos e montantes/diagonais compostos por perfis tubulares retangulares;
- Banzos compostos por perfis tubulares retangulares e montantes/diagonais compostos por perfis tubulares circulares.

No caso da treliça composta por banzos de seção tubular retangular, a ligação dos montantes e diagonais necessitam apenas de um corte reto ou inclinado para que se execute a ligação. Esse corte pode ser feito através de uma lâmina, fogo (maçarico) ou a laser. A figura 1.6 mostra uma ligação tipo “K” com corte reto.

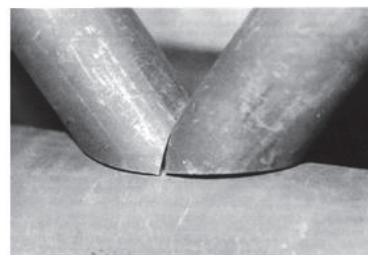


**Figura 1.6 – Corte reto de uma seção tubular retangular**

Nas treliças compostas por banzos de seção tubular circular, o corte dos montantes e diagonais pode ser feito por plasma, figura 1.7(a), que permite uma forma mais precisa ou dependendo da relação do diâmetro da diagonal/montante e do banzo ou pode ser feito por dois ou três cortes planos, figura 1.7(b).



(a)



(b)

**Figura 1.7 – Tipos de corte em seção circular: (a) Corte a plasma, (b) cortes planos (Gerken, 2003)**

### **1.3. Objetivo**

O objetivo deste trabalho é a avaliação teórica e numérica paramétrica de ligações soldadas do tipo “T”, “K” e “KT” por meio do software *Ansys* (*Ansys* 2007). As ligações são formadas por perfis tubulares em aço sem costura, laminados a quente, composto por banzos de perfis tubulares retangulares e montantes e diagonais compostos por perfis tubulares circulares.

São considerados os efeitos dos esforços no banzo, variações geométricas, identificação dos modos de falha, distribuição de tensões e comportamento na fase elástica e plástica da ligação.

Os resultados das avaliações numéricas são utilizados para verificação, avaliação e validação de prescrições de normas das ligações, CIDECT (Comité international pour le développement et l'étude de la construction tubulaire) e principalmente a norma brasileira que se encontra na fase inicial de análise pela ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas).

### **1.4. Justificativa**

As formulações prescritas em normas foram obtidas através de equações teóricas e algumas por meio de formulações semi-empíricas. Por isso há a necessidade de estudos das relações e limites geométricos e a calibração de modelos numéricos que avaliem a real influência desses parâmetros no comportamento das ligações.

Os estudos desta dissertação são continuidade de trabalhos anteriores [Medanha (2006), Mendes (2008), Mayor (2010)], que consistiram em programa experimental com ajuste preliminar de modelos numéricos. Nesses trabalhos, as ligações foram estudadas sem a consideração de esforços atuantes no banzo devido à distribuição de esforços da treliça, apenas esforços devido à excentricidade da ligação foram considerados. Neste trabalho, além dos esforços oriundos da excentricidade será analisado aqueles oriundos, por exemplo, do banzo de um sistema treliçado real (esforços axiais).

Neste trabalho os perfis que compõem as ligações são banzos em perfis de seção tubular retangular e diagonais/montantes em perfis tubulares circulares. Atualmente existem

vários estudos sobre ligações entre tubos circulares e ligações entre tubos retangulares, pouco estudo existe sobre ligações entre tubos circulares e retangulares. As formulações dessas ligações são adaptações das formulações das ligações entre tubos retangulares, necessitando assim mais estudos para possíveis ajustes.

### **1.5. Pesquisas realizadas**

Diversos trabalhos sobre ligações em perfis tubulares foram realizadas [Packer et al. (2009), Wardenier et al. (2010), van der Vegte et al. (2003), Packer e Henderson (1997), Freitas e Requena (2009)] que relataram diversos estudos na área. A seguir, tem-se um resumo dos principais trabalhos que são referências para esta dissertação.

Lu et al. (1994) fizeram um estudo numérico e experimental, para vários tipos de ligações onde o banzo era compostos por perfis retangulares e circulares. O objetivo foi estabelecer uma deformação limite para ligações tubulares para o modo de falha dominante de plastificação da face do banzo.

Zhao (2000) fez um estudo da deformação limite e carga última para os modos de falha de plastificação da face do banzo para ligações do tipo “T” compostos por perfis formados a frio.

Miler (2002) descreve procedimentos para cálculo de soldas de filete para ligação do tipo T.

Van der Vegte et al (2002) fizeram um estudo comparativo das equações propostas por vários pesquisadores para ligações do tipo X, ligação do tipo T e ligações tipo K compostas por perfis circulares, e ligações do tipo X, ligação do tipo T e ligações tipo K compostas por perfis retangulares. As equações propostas por estes pesquisadores foram comparadas com resultados numéricos já existentes.

van der Vegte, Makino, Wardenier (2011) fizeram um estudo numérico paramétrico de ligações tipo “K” com variação de carga no banzo e dos parâmetros  $\beta$  (relação entre o diâmetro do montante/diagonal e largura da face banzo conectado) e  $2\gamma$  (relação entre a largura e a espessura da face do banzo e o ângulo entre as diagonais e o banzo. Os

resultados dos modelos numéricos foram comparados com equações existentes (CIDECT (1991), Pecknold (2001) e Dier (1998)).

Choo et al (2003) fizeram um estudo paramétrico numérico de ligações do tipo “X” compostas por perfis tubulares circulares submetidos a esforços no banzo. Os resultados dos modelos numéricos foram comparados com as prescrições da ISO e CIDECT.

Masshirie e Zhao (2003) fizeram um estudo sobre a formação do mecanismo plástico em ligações compostas por banzo em perfil tubular quadrado e montante em perfil tubular circulares de parede fina, submetidos a momento fletor. Foi desenvolvido uma equação da plastificação da face do banzo pelo método da linha de escoamento onde a deformada é baseada nos modelos experimentais

Zhao (2003) fez um estudo sobre o mecanismo de plastificação da face do banzo. As formulações teóricas são baseadas no mecanismo de linhas de escoamento e foi feito um estudo sobre as várias teorias sobre linhas de escoamento inclinada em vários tipos de ligações.

Kosteski e Packer (2003) fizeram um estudo paramétrico de ligação do tipo “T” composto por banzo em perfil circular/retangular e montante em chapa longitudinal. Este trabalho apresenta um estudo comparativo entre os resultados de modelos experimentais e numéricos e um estudo paramétrico para este tipo de ligação.

Choo, Qian e Wardenier (2002) fizeram um estudo sobre a influência das condições de contorno para ligação do tipo “K” compostas por perfis circulares. As ligações estudadas possuem baixas esbeltezes. Foi feito um estudo da ligação considerando somente cargas nas diagonais e também considerando os esforços no banzo para avaliar o comportamento das diferentes condições de contorno.

Medanha (2006) – realizou um estudo de ligações tipo “K” e “KT” com afastamento, formadas por banzos de perfis tubulares retangulares e montantes e diagonais constituídas por perfis tubulares circulares. Envolveu estudo teórico utilizando o Eurocode 3(2005), geração, análise e calibração dos modelos numéricos através do *software* ANSYS(2007), a partir de resultados experimentais. Foram analisados



diversos modelos com elementos de casca, verificando a influência do raio de dobramento dos perfis tubulares retangulares e alternativas de modelagens da solda, obtendo um modelo que representou bem os modelos ensaiados.

Mendes (2008) estudou ligações “K”, “T” e “KT” com afastamento, formadas por banzos de perfis tubulares retangulares e montantes e diagonais formados por perfis tubulares circulares. Envolveu estudo teórico, numérico e experimental das ligações e ensaio de tensões residuais dos perfis para avaliar sua influência nas ligações. A análise numérica em elementos finitos envolveu 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 pelo Eurocode 3, para a ligação “T”, possui boa correlação sendo que o mesmo não foi verificado para ligações “K” e “KT”. Os resultados numéricos seguiram a mesma tendência, com bons resultados para a ligação “T” e o mesmo não ocorrendo para as ligações “K” e “KT”.

van der Vegte, Wardenier, Puthli (2011) devido aos avanços de hardware e software durante as últimas décadas realizaram um estudo sobre características de modelagem e tipos de análise em software de elementos finitos para ligações soldadas e parafusadas entre perfis tubulares. Há um estudo sobre técnicas de solução, tipo de elemento utilizado e não linearidade.

Zhao et al (2010) descrevem de forma resumida os procedimentos para verificação das resistências de ligações tubulares apresentadas na terceira edição do IIW.

Mayor (2010) estudou de ligações do tipo “K” e “KT” com afastamento das barras, formadas por banzos de perfis tubulares retangulares e montantes e diagonais constituídas por perfis tubulares circulares. Envolveu estudo teórico, numérico e experimental das ligações. Os ensaios dos protótipos das ligações visaram à obtenção do comportamento, carga última e modo de colapso da ligação e a comparação destes com modelos teóricos e numéricos. Foi realizada também uma análise numérica da influência da altura do perfil do banzo na resistência da ligação. A comparação dos resultados dos ensaios indicou que a relação entre as cargas experimentais e as de projeto, obtidas pelas prescrições do Eurocode 3, apresentam boa correlação. Os resultados indicaram que quanto maior a carga no montante menor a resistência da

ligação. Os resultados obtidos pelos modelos numéricos das ligações tipo “K” apresentam uma boa convergência quando comparados com os resultados experimentais.

CIDECT (2009), ABNT:2011(2011) e EUROCODE 3 (2005) apresentam formulações e limites para o dimensionamento de ligações tubulares.

Nunes et al (2011) fizeram um estudo numérico paramétrico sobre ligação do tipo “T” compostas por banzo em perfil tubular retangular e montante em perfil tubular circular. Foi feito um estudo paramétrico considerando só a carga no montante e um estudo paramétrico levando em conta a carga no banzo. Para este estudo foram desenvolvidos modelos variando os parâmetros  $\beta$  ( $d_1/b_0$ ) e  $2\gamma$  ( $d_0/t_0$ ), de acordo com os limites das normas utilizadas para comparação ( CIDECT 2009 e o ABNT PN:2011).

Oliveira et al. (2011) fizeram um estudo de ligações tipo “T” entre perfis circulares com base no Eurocode 3, através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no programa Ansys. Verificou-se a influência do esforço axial atuante no banzo no comportamento global das ligações. Os resultados numéricos são avaliados para a ligação em estudo quanto aos modos de falha, a distribuição de tensões e a influência das relações geométricas entre o montante e o banzo.

Affonso et al. (2011) fizeram um estudo de ligações tipo “T” com perfis tubulares retangulares para o banzo e perfis circulares para o montante com base no Eurocode3, e no CIDECT através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no programa Ansys. Os resultados numéricos são avaliados para a ligação em estudo quanto aos modos de falha, a distribuição de tensões, a influência da excentricidade e a influência das relações geométricas entre o montante circular e o banzo retangular.

Lima et al. (2011) fizeram um estudo de ligações tipo “KT” com perfis tubulares retangulares para o banzo e perfis circulares para o montante e diagonais, com base na norma europeia, Eurocode 3, através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no programa Ansys. Os resultados numéricos são avaliados para a ligação em estudo

quanto aos modos de falha, a distribuição de tensões e a influência das relações geométricas entre as diagonais e montante circulares e o banzo retangular.

Silva et al. (2011) fizeram um estudo de ligações tipo “T” e “K” entre perfis circulares e ligação tipo “T” com perfis tubulares retangulares para o banzo e perfis circulares para o montante com base no Eurocode3, e no CIDECT através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no programa Ansys. Os resultados numéricos são avaliados para a ligação em estudo quanto aos modos de falha, a distribuição de tensões, a influência da excentricidade e a influência das relações geométricas entre o montante circular e o banzo retangular.

### **1.6. Descrição do trabalho**

No capítulo dois são apresentados as tipologias de ligações tubulares soldadas estudadas nesse trabalho, considerando a geometria e o tipo de carregamento, os modos de falha possíveis e as condições de validade das formulações das normas estudadas. Também são apresentadas as prescrições das normas estudadas. Ao final do capítulo são apresentados os resultados experimentais utilizados na calibração do modelo numérico

No capítulo três é descrito o elemento finito utilizado, além do estudo da malha e das condições de contorno, a descrição das propriedades mecânicas dos materiais e a calibração dos modelos com resultados experimentais.

No capítulo quatro tem-se o estudo paramétrico realizado para as tipologias de ligações analisadas neste trabalho “T”, “K” e “KT” com afastamento sem carregamento no banzo.

No capítulo cinco tem-se o estudo paramétrico realizado para as tipologias de ligação “T” e “K” com afastamento sob influência de carregamento no banzo.

No capítulo seis têm-se as considerações finais e sugestões para trabalhos futuros.

### **2. ANÁLISE TEÓRICA E RESULTADOS EXPERIMENTAIS**

#### **2.1. Introdução**

Neste capítulo são descritas as tipologias de ligações tubulares soldadas estudadas nesse trabalho, considerando a geometria e o tipo de carregamento, os modos de falha possíveis e as condições de validade das formulações das normas. É também apresentado as prescrições para verificação das ligações para as normas estudadas e realizada uma comparação do fator de redução da resistência devido a carga no banzo prescritas nas normas.

#### **2.2. Tipologia e geometria de ligações em perfis tubulares**

Existe uma grande variedade de ligações entre tubos e no caso de sistemas treliçados, as tipologias dependem do tipo de treliça. Usualmente, as ligações entre tubos são classificadas de acordo com a forma e o tipo de carregamento.

Com relação a forma, os tipos de ligações soldadas entre tubos podem ser classificados como: do tipo “T”, “X”, “Y”, “K”, “N” e “KT” (figura 2.1).

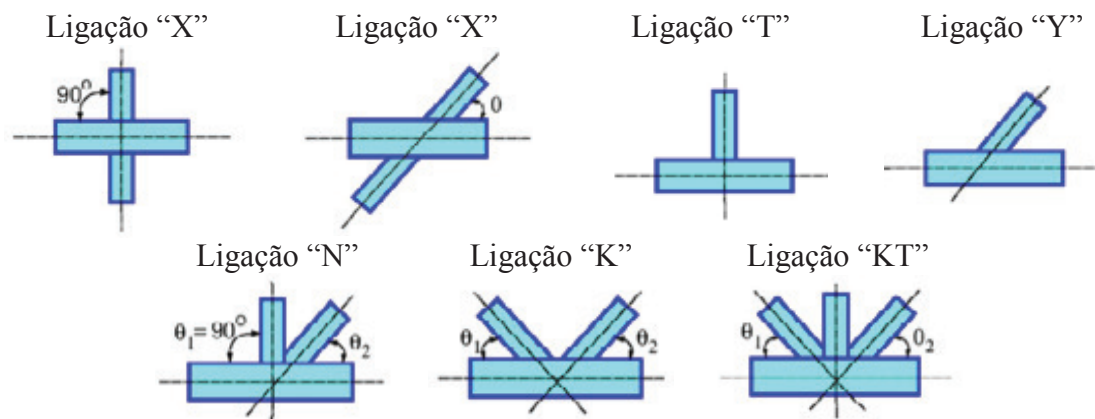


Figura 2.1 - Classificação da tipologia das ligações de treliças planas devido a forma. (Wardenier, et al., 2010)

Com relação ao tipo de carregamento, as ligações são classificadas considerando o equilíbrio de forças associado a configuração da ligação. Na avaliação da capacidade resistente de ligações tubulares, as prescrições existentes, aparentemente, indicam formulações em função do tipo de ligação, mas apenas a geometria não é suficiente para determinação de seu tipo. Na figura 2.2 tem-se um esquema geral que identifica os casos em que as características da geometria da ligação não são suficientes para considerar o tipo de ligação.

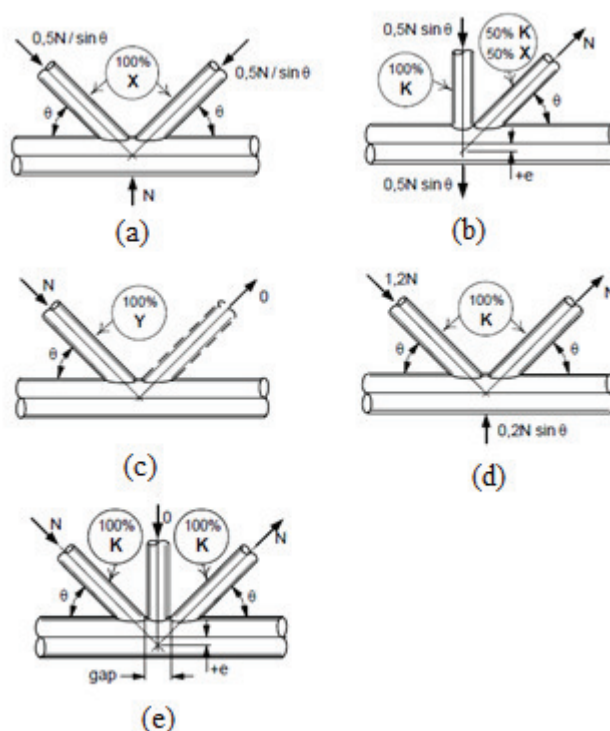


Figura 2.2 - Classificação da tipologia das ligações de treliças planas devido ao carregamento. (Wardenier, et al., 2010)

Na figura 2.2(a), tem-se a geometria de uma ligação “K” onde as duas diagonais são comprimidas, e a ligação comporta-se como uma ligação tipo “X” considerando tanto as cargas das diagonais quanto a componente perpendicular ao banzo que equilibra os esforços na ligação externa.

Na figura 2.2(b) tem-se uma ligação que tem a geometria de uma ligação “N” onde as componentes das forças normais das diagonais e montante tem a proporção de 2:1. Esse caso particular de ligação necessita ser analisada tanto como uma ligação “K” (com as forças equilibradas nos braços) e adicionalmente como uma ligação “X” (com um carregamento igual ao saldo dos esforços da ligação original). Na figura 2.3 tem-se um esquema geral da ligação em análise e observa-se que pela geometria, a ligação é classificada como uma ligação tipo “N”, no entanto deve ser analisada como sendo 50% tipo “K” e 50% tipo “X”.

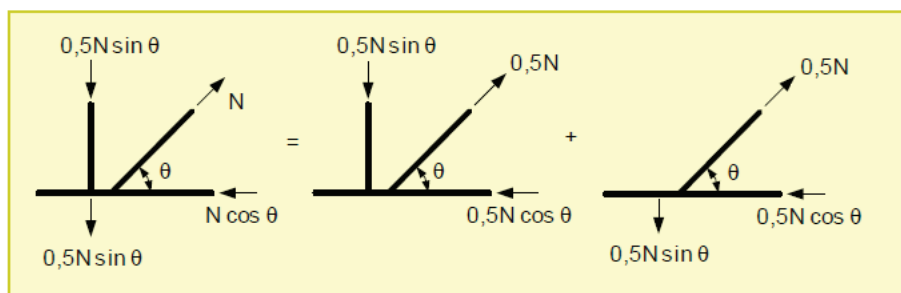


Figura 2.3 – ligação “N” com cargas da diagonal e montante desbalanceadas (Wardenier, et al., 2010)

Adicionalmente deve-se observar a seguinte verificação:

$$\frac{0,5N}{\text{Resistência da ligação "K"}} + \frac{0,5N}{\text{Resistência da ligação "X"}} \leq 1,0$$

Na figura 2.2(c), tem-se a geometria de uma ligação “K”, porém como em uma das diagonais a força atuante é muito pequena ou igual a zero, a ligação comporta-se como uma ligação “Y”.

A figura 2.2(d), mostra que apesar de não haver equilíbrio das forças das diagonais, com uma diferença de até 20% nos esforços das diagonais da ligação, pode-se considerar que o comportamento é de uma ligação “K”.

Na figura 2.2(e), tem-se a geometria de uma ligação “KT”, porém a carga no montante é zero ou muito inferior que a carga das diagonais, e a ligação comporta-se como uma ligação “K”.

No caso de uma ligação tipo “K” com grande afastamento (fora dos limites normativos) entre as diagonais, a ligação possui um comportamento como duas ligações “Y” distintas.

A seguir é descrita a análise teórica para as ligações entre banzo composto por perfis tubulares retangulares e diagonais e montantes compostos por perfis tubulares circulares, que são as ligações estudadas neste trabalho. As análises foram baseadas no CIDECT de 2009 (CIDECT, 2009) e no projeto de norma brasileira de tubos elaborado pela Comissão de Estudos de Estruturas de Aço - (CE-02:125.03) do Comitê Brasileiro da Construção Civil – (ABNT/CB-02) (ABNT PN:2011(2011))e neste trabalho será chamada de PN:2011, tendo como base o CIDECT 1996 em que o EUROCODE 3(Eurocode, 2005)é baseado.

Para facilitar a leitura o projeto de norma brasileira de tubos será denominado de PN:2011 e o CIDECT 2009 apenas de CIDECT na seqüência do texto deste trabalho.

### **2.3. Modos de falha**

Para as ligações soldadas entre tubos, podem ocorrer os seguintes modos de falha que estão representados na figura 2.4, considerando a força axial aplicada e banzos em perfis retangulares e montante/diagonais circulares:

- Modo A - Plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes;
- Modo B - Plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral da seção transversal do banzo junto a diagonais ou montantes sob compressão;
- Modo C- Plastificação por 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 distribuição não uniforme de tensão;
- Modo F - Flambagem localizada de diagonais ou montantes comprimidos ou do banzo, na região da ligação.



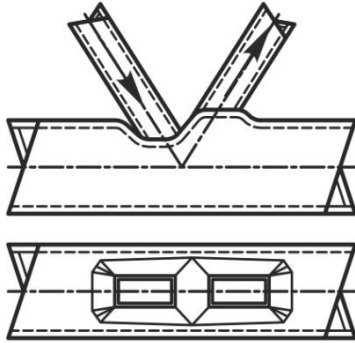
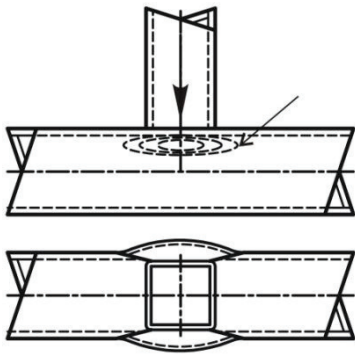
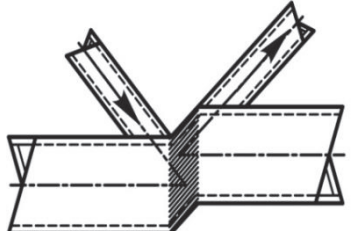
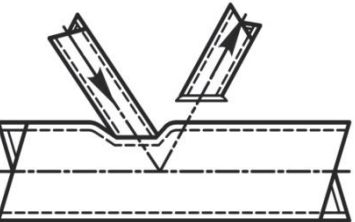

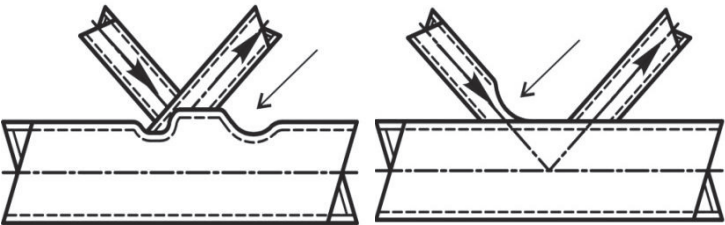
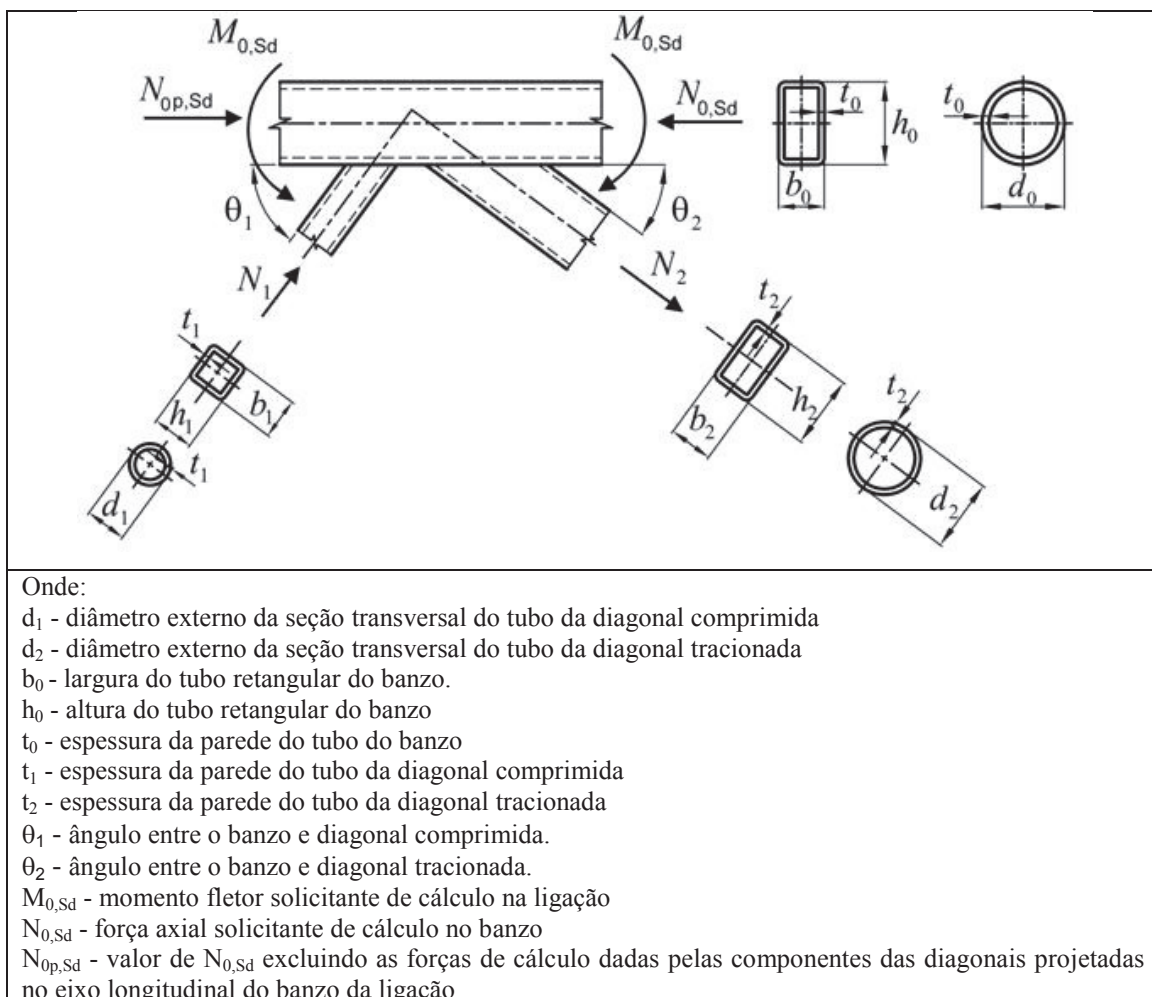
<p>Modo A</p>	
<p>Modo B</p>	
<p>Modo C</p>	
<p>Modo D</p>	
<p>Modo E</p>	
<p>Modo F</p>	

Figura 2.4 - Modos de falha em ligações soldadas composta por banzo em perfis retangulares e montantes e diagonais por perfis tubulares circulares ou retangulares.

O CIDECT considera um modo de falha a mais do que os apresentados anteriormente no projeto de norma brasileira de tubos. A norma brasileira considera o modo de falha F (flambagem localizada de diagonais ou montantes comprimidos ou do banzo, na região da ligação), e no CIDECT, este modo de falha é desmembrado em dois: flambagem local do banzo e flambagem local na diagonal devido a distribuição não uniforme de tensão.

#### 2.4. Nomenclatura e parâmetros geométricos

Na figura 2.5 tem-se a representação da nomenclatura utilizada com relação a geometria das ligações estudadas neste trabalho. Observa-se que o índice 0 é relacionado ao banzo e os índices 1, 2 e 3 aos demais elementos (diagonais e montante).



**Figura 2.5 - Nomenclatura das ligações compostas por perfis tubulares circulares ou retangulares.**

Os seguintes parâmetros geométricos serão utilizados nas expressões normativas e análises realizadas neste trabalho.

a) relação entre o diâmetro médio ou largura da diagonal ou montante e o diâmetro ou a largura do banzo, representada por  $\beta$  e dada por:

- para ligações T

$$\beta = \frac{d_1}{d_0} \quad \text{ou} \quad \beta = \frac{d_1}{b_0} \quad \text{ou} \quad \beta = \frac{b_1}{b_0}$$

- para ligações K

$$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2d_0} \quad \text{ou} \quad \beta = \frac{d_1 + d_2}{2b_0} \quad \text{ou} \quad \beta = \frac{b_1 + b_2 + h_1 + h_2}{4b_0}$$

- para ligações KT

$$\beta = \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_0} \quad \text{ou} \quad \beta = \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \quad \text{ou} \quad \beta = \frac{b_1 + b_2 + b_3 + h_1 + h_2 + h_3}{6b_0}$$

b) relação entre a largura ou o diâmetro do banzo e duas vezes a sua espessura, representada por  $\gamma$  e dada por:

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

## 2.5. Condições de validade das relações geométricas para as todos os tipos de ligações soldadas

Segundo o Eurocode 3 (2005), as seções tubulares são divididas em duas classes segundo suas esbeltezas ( $b_0/t_0$  ou  $d_0/t_0$ ), conforme definição a seguir:

Perfis circulares

Classe 1  $\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon^2$

Classe 2  $\frac{d}{t} \leq 70\varepsilon^2$

Perfis retangulares

Classe 1  $\frac{c}{t} \leq 33\varepsilon$

Classe 2  $\frac{c}{t} \leq 38\varepsilon$

Onde  $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$

c - largura do perfil( $b_0$ ) ou altura do perfil ( $h_0$ )

As Tabelas 2.1 e 2.2 indicam as condições associadas às relações geométricas e de material que devem ser atendidas para todos os tipos de ligações entre perfis tubulares soldadas para as normas PN:2011 e CIDECT, respectivamente.

**Tabela 2. 1 – Condições de validade para ligações soldadas entre perfis tubulares para a PN:2011.**

Condições de validade (PN:2011)		
	T	K com afastamento
Relação entre banzo e diagonais /montante	$0,4 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,8$	
Banzo	Compressão	$\frac{b_0}{t_0} \leq 36$ e $\frac{b_0}{t_0} \leq 1,45 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$ $\frac{h_0}{t_0} \leq 36$ e $\frac{h_0}{t_0} \leq 1,45 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
	Tração	$\frac{b_0}{t_0} \leq 35$ $\frac{h_0}{t_0} \leq 35$
Diagonais montantes	Compressão	$\frac{d_i}{t_i} \leq 0,05 \frac{E}{f_y}$
	Tração	$\frac{d_i}{t_i} \leq 50$
Afastamento	-	$0,5(1-\beta) \leq \frac{g}{b_0} \leq 1,5(1-\beta)$ e $g > t_1 + t_2$
Ângulo entre diagonais/montantes e banzo	$\theta \geq 30^\circ$	
Tensão de escoamento	-	
Para $f_{y0} \geq 350\text{MPa}$ , a resistência do cálculo deve ser dividida por um coeficiente de ajustamento, $\gamma_n$ , igual a 1,1.		

**Tabela 2. 2 – Condições de validade para ligações soldadas entre perfis tubulares para o CIDECT.**

Condições de validade (CIDECT)			
		T	K com afastamento
Relação entre banzo e diagonais /montante		$0,25 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,8$ e $\frac{d_i}{b_0} \geq 0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0}$	
Banzo	Compressão	Classe 1 ou 2 e $\frac{b_0}{t_0} \leq 40$ e $\frac{h_0}{t_0} \leq 40$	
	Tração	$\frac{b_0}{t_0} \leq 40$ e $\frac{h_0}{t_0} \leq 40$	
Diagonais montantes	Compressão	Classe 1 ou 2 e $\frac{d_i}{t_i} \leq 40$	
	Tração	$\frac{d_i}{t_i} \leq 40$	
Afastamento		-	$0,5(1-\beta) \leq \frac{g}{b_0} \leq 1,5(1-\beta)$ e $g > t_1 + t_2$
Ângulo entre diagonais/montantes e banzo		$\theta \geq 30^\circ$	
Tensão de escoamento		$f_{yi} \leq f_{y0}$ $f_y \leq 0,8f_u$ $f_y \leq 460\text{MPa}$	
Para $f_{y0} \geq 355\text{MPa}$ , $f_{y0}$ deve ser multiplicado por 0,9			

## 2.6. Verificação das ligações segundo sua classificação

A seguir tem-se as equações de norma para verificação da força axial resistente nas diagonais e montante para cada modo de falha previsto nas ligações tipo “T”, “K” e “KT”, os dois últimos com afastamento.

### 2.6.1. Ligação tipo T

A ligação do tipo “T” é um caso particular da ligação tipo “Y”, onde o montante possui um ângulo de  $90^\circ$  com o banzo. A ligação estudada neste trabalho é composta por banzo em perfil tubular retangular e montante em perfil tubular circular, os seguintes modos de falha devem ser verificados:

Modo de falha A: para ligações em que o parâmetro  $\beta \leq 0,85$ .

Modo de falha B: para ligações em que o parâmetro  $\beta = 1,0$ .

Modo de falha D: para ligações em que o parâmetro  $0,85 \leq \beta \leq (1-1/\gamma)$ .

Modo de falha E: para ligações em que o parâmetro  $\beta \geq 0,85$ .

Na Tabela 2.3, tem-se a resistência teórica para os modos descritos anteriormente considerando as duas normas utilizadas.

Tabela 2.3 – Força axial resistente de cálculo para ligações do tipo “T”.

Modo de falha	PN:2011	CIDECT
A	$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta)} (2,2\beta + 4,4\sqrt{1-\beta}) / \gamma_{al}$	$N_i^* = Q_u Q_f f_{y0} t_0^2$ $Q_u = \frac{2\eta}{(1-\beta)} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}}$
B	$N_{1,Rd} = f_b t_0^2 (2,2d_1 + 11t_0) / \gamma_{al}$ <p>Para tração:  <math>f_b = f_{y0}</math></p> <p>Para compressão:  <math>f_b = \chi f_{y0}</math></p> <p><math>\chi</math> é o fator de redução devido a flambagem global e é obtido conforme a tabela 5.1 da norma de tubos.</p>	$N_i^* = f_K t_0 b_W Q_f$ <p>Para tração:  <math>f_K = f_{y0}</math></p> <p>Para compressão:  <math>f_K = \chi f_{y0}</math></p> <p><math>\chi</math> é o fator de redução devido a flambagem global e é obtido conforme o EUROCODE 3 (CEN, 2005a).</p>
D	$N_{1,Rd} = 0,60 f_{y0} t_0 (2,2d_1 + 2,2b_{e,p}) / \gamma_{al}$ $b_{e,p} = \frac{10}{b_0 / t_0} d_1 \quad b_{e,p} \leq d_1$	$N_i^* = 0,58 f_{y0} t_0 l_{p,eff}$ $l_{p,ff} = (2d_1 + 2b_{e,p})$ $b_{e,p} = \frac{10}{b_0 / t_0} d_1 \quad b_{e,p} \leq d_1$
E	$N_{1,Rd} = f_{y1} t_1 (2,2d_1 - 4,4t_1 + 2,2b_{ef}) / \gamma_{al}$ $b_{ef} = \frac{10}{b_0 / t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} d_1 \quad b_{ef} \leq d_1$	$N_i^* = f_{y1} t_1 l_{b,eff}$ $l_{b,eff} = (2d_1 - 4t_1 + 2b_e)$ $b_e = \frac{10}{b_0 / t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} d_1 \quad b_{ef} \leq d_1$
Parâmetros	$\text{Para } n < 0 \quad k_n = 1,3 + \frac{0,4n}{\beta}$ $\text{Para } n \geq 0 \quad k_n = 1,0$ $n = \frac{\sigma_{0,Sd}}{f_{y0}}$ $\sigma_{0,Sd} = \frac{N_{0,Sd}}{A_0} + \frac{M_{0,Sd}}{W_0}$ <p>sendo <math>\sigma_{0,Sd}</math> determinado considerando sinal negativo para compressão.</p>	$Q_f = (1 -  n )^{C_1}$ <p>Para compressão:  <math>C_1 = 0,5 - 0,5\beta</math></p> <p>Para Tração:  <math>C_1 = 0,1</math></p> $n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}}$



### 2.6.2. Ligação tipo “K”

A ligação do tipo “K”, pode ter as diagonais com afastamento (figura 2.6(a)) ou com sobreposição (figura 2.6(b)). Este afastamento ou sobreposição, gera uma excentricidade na ligação que pode ser negativa ou positiva se estiver acima ou abaixo da linha do eixo geométrico do montante, respectivamente. (figura 2.7).

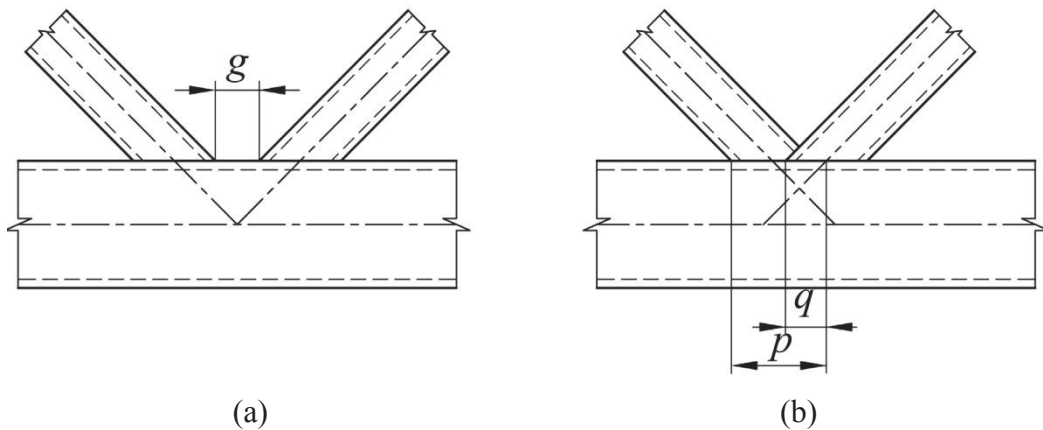


Figura 2.6- Tipos de ligação: (a) Ligação tipo “K” com afastamento, (b) Ligação tipo “K” com sobreposição.

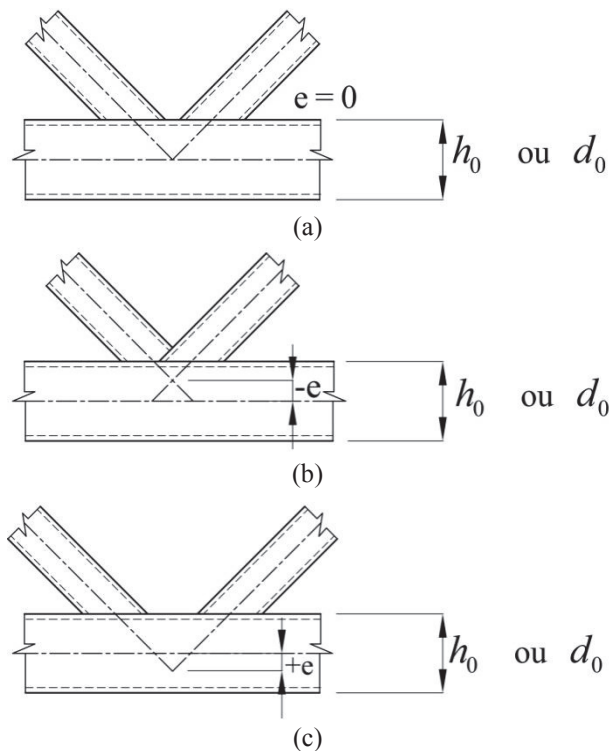


Figura 2.7- Excentricidade da ligação: (a) Ligação tipo “K” com excentricidade nula; (b) Ligação tipo “K” com excentricidade negativa; (c) Ligação tipo “K” com excentricidade positiva. PN:2011 (2011).

A excentricidade ocasionada pelo posicionamento das diagonais resultará em um momento fletor, que será o produto entre a componente horizontal da força axial solicitante da diagonal e a excentricidade, (figura 2.7). Para o cálculo da excentricidade, temos a equação (2.1).

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

Para o tipo de ligação estudada, caso a excentricidade estiver dentro do limite:  $0,55 h_0 \leq e \leq 0,25 h_0$ , pode-se desconsiderar o momento fletor.

Para a ligação tipo “K”, composta por perfil tubular retangular no banzo e perfil tubular circular nas diagonais, os seguintes modos de falha devem ser verificados:

Modo de falha A.

Modo de falha C.

Modo de falha D.

Modo de falha E: para ligações em que o parâmetro  $\beta \geq 0,85$ .

Na tabela 2.4. tem-se a resistência teórica para os modos descritos anteriormente para as duas normas utilizadas.

**Tabela 2.4. Resistência teórica para os modos de falha para a ligação tipo “K”.**

Modo de falha	PN:2011	CIDECT
A	$N_{1,Rd} = \frac{9,79k_n f_{y0} t_0^2 \sqrt{\gamma}}{\text{sen}(\theta_1)} \beta / \gamma_{a1}$ $N_{2,Rd} = \frac{\text{sen}(\theta_1)}{\text{sen}(\theta_2)} N_{1,Rd}$	$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen} \theta_i}$ $Q_u = 14 \beta \gamma^{0,3}$
C	$N_{i,Rd} = \left( \frac{0,66 f_{y0} A_v}{\text{sen}(\theta_i)} \right) / \gamma_{a1}$ $N_{0,Rd} = 1,1 \left[ (A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - \left( \frac{V_{Sd}}{V_{pl,Rd}} \right)^2} \right] / \gamma_{a1}$ $A_v = 2 h_0 t_0$	$N_i^* = \frac{0,58 f_{y0} A_v}{\text{sen}(\theta_i)}$ $N_{\text{gap},0}^* = 1,1 \left[ (A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - \left( \frac{V_{\text{gap},0}}{V_{pl,0}} \right)^2} \right]$ $A_v = 2 h_0 t_0$
D	$N_{i,Rd} = \frac{0,66 f_{y0} t_0}{\text{sen} \theta_i} \left( \frac{2d_i}{\text{sen} \theta_i} + b_i + b_{i,e,p} \right) / \gamma_{a1}$ $b_{i,e,p} = \frac{10}{b_0 / t_0} b_i \leq b_i$	$N_i^* = \frac{0,58 f_{y0} t_0}{\text{sen} \theta} l_{p,\text{eff}}$ $l_{p,\text{eff}} = \left( \frac{2d_i}{\text{sen} \theta} + d_i + d_{e,p} \right)$ $d_{e,p} = \frac{10}{b_0 / t_0} d_i \quad b_{e,p} \leq d_i$
E	$N_{1,Rd} = 1,1 f_{y1} t_1 (2d_1 - 4t_1 + d_1 + d_{1,ef}) / \gamma_{a1}$ $d_{i,ef} = \frac{10}{b_0 / t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} b_i \leq b_i$	$N_i^* = f_{y1} t_1 l_{b,\text{eff}}$ $l_{b,\text{eff}} = (2d_i + d_i + d_e - 4t_i)$ $d_e = \frac{10}{b_0 / t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} d_i \quad d_{ef} \leq d_i$
Parâmetros	$\text{Para } n < 0 \quad k_n = 1,3 + \frac{0,4n}{\beta}$ $\text{Para } n \geq 0 \quad k_n = 1,0$ $n = \frac{\sigma_{0,Sd}}{f_{y0}}$ $\sigma_{0,Sd} = \frac{N_{0,Sd}}{A_0} + \frac{M_{0,Sd}}{W_0}$ <p>sendo <math>\sigma_{0,Sd}</math> determinado considerando sinal negativo para compressão.</p>	$Q_f = (1 -  n )^{C_1}$ <p>Para compressão:  <math>C_1 = 0,5 - 0,5\beta</math></p> <p>Para Tração:  <math>C_1 = 0,1</math></p> $n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}}$

### 2.6.3. Ligação tipo “KT”

A ligação do tipo “KT” caracteriza-se por possuir duas diagonais e um montante, com afastamento,  $g^*$ , entre eles (figura 2.8). Este afastamento, assim como na ligação tipo “K”, causa excentricidade, que devido à distância entre diagonais é positiva.

Para cálculo da excentricidade, o valor de  $g$  da equação (2.1) deve ser igual a duas vezes o afastamento mais o diâmetro da diagonal do montante ( $g = 2g^* + d_3$ )

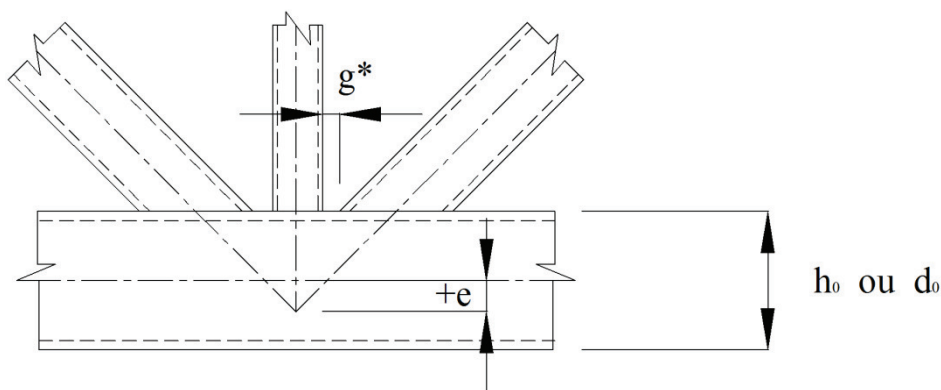


Figura 2.8. - Ligação tipo “KT” com excentricidade positiva.

No projeto de norma brasileira PN:2011, as equações da resistência e os limites geométricos para a ligação do tipo “KT” são idênticos aos da ligação “K”, substituindo o parâmetro  $\beta = (d_1 + d_2) / 2b_0$  por  $\beta = (d_1 + d_2 + d_3) / 3b_0$ . Já no CIDECT não há especificações para ligação do tipo “KT”. Assim fazendo uma analogia com o PN:2011, neste trabalho foi feita uma adaptação, substituindo o parâmetro  $\beta = (d_1 + d_2) / 2b_0$  por  $\beta = (d_1 + d_2 + d_3) / 3b_0$  nas equações da ligação do tipo “K” do CIDECT.

### 2.7. Fator de redução da resistência devido a esforços no banzo

Todos os tipos de ligações soldadas entre tubos sofrem influência de esforços no banzo, causado por forças axiais ou momentos fletores. Estes esforços são oriundos do equilíbrio global de uma treliça ou pela excentricidade da ligação (Wardenier et al., 2010).

Este fator de redução é simbolizado como  $k_n$  na norma brasileira e está presente no modo de falha A e no CIDECT é simbolizado como  $Q_f$  e causa influência nos modos de falha A e B. A seguir tem-se a descrição dos fatores de redução citados.

### 2.7.1. Fator de Redução $k_n$

As equações do fator de redução devido a carga no banzo adotadas na norma brasileira provém de estudo experimentais (Wardenier et al.,1978; de Konong et al., 1979), e apresentadas em IIW(1989) e CIDECT (Packer et al.,1992) onde foi obtida equação empírica para ligação do tipo K sendo esta expressão adaptada e estendida para ligações do tipo “X” e “T”. Na tabela 2.3, tem-se o fator de redução devido a carga no banzo para ligações do tipo “T” e “K” estudadas neste trabalho.

**Tabela 2.5. Fator de redução devido a carga no banzo para ligações do tipo “T” e “K” segundo PN:2011.**

Compressão	$k_n = 1,3 + \frac{0,4 n }{\beta}$ onde $k_n \leq 1,0$
Tração	$k_n = 1,0$
$n = \frac{\sigma_{0,Sd}}{f_{y0}}$	$\sigma_{0,Sd} = \frac{N_{0,Sd}}{A_0} + \frac{M_{0,Sd}}{W_0}$

O fator  $k_n$  causa influência na resistência do banzo quando os esforços causam tensão de compressão no banzo sendo que quando há tensão de tração não é considerada a redução da resistência.

### 2.7.2. Fator de redução $Q_f$

Novos estudos foram feitos visando obter novas equações de fator de redução da resistência mais próximas do real. Estes estudos foram baseados em análises numéricas em que para cada tipo de ligação foram variados os parâmetros  $\beta$  e  $\gamma$  e foi feita a representação gráfica da variação de  $n$  por  $k_n$ . Em seguida foi obtida uma curva de tendência representando a variação do fator de redução para as ligações do tipo “X”, “T” e “K”.(van der Vegte, 2003) que serviram como base para as novas formulações do CIDECT.

Na tabela 2.6, tem-se o fator de redução devido a carga no banzo para ligações do tipo “T” e “K”.

**Tabela 2.6. Fator de redução devido a carga no banzo para ligações do tipo “T” e “K” segundo o CIDECT**

<b>Tipo de Ligação</b>	<b>Compressão</b>	<b>Tração</b>
T	$Q_f = (1 -  n )^{C_1}$ $C_1 = 0,6 - 0,5\beta$	$Q_f = (1 -  n )^{C_1}$ $C_1 = 0,1$
K	$Q_f = (1 -  n )^{C_1}$ $C_1 = 0,5 - 0,5\beta \geq 0,1$	$Q_f = (1 -  n )^{C_1}$ $C_1 = 0,1$
$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad \text{Na face conectada}$		

Segundo o CIDECT tanto na compressão quanto na tração há redução na resistência em função do nível de esforço atuante no banzo.

Neste trabalho os perfis que compõem as ligações são banzos em perfis de seção tubular retangular e diagonais/montantes em perfis tubulares circulares. Atualmente, existem vários estudos sobre ligações entre tubos circulares e ligações entre tubos retangulares, pouco estudo existe sobre ligações entre tubos circulares e retangulares. As formulações dessas ligações são adaptações das formulações das ligações entre tubos retangulares, necessitando assim mais estudos para possíveis ajustes.

## **2.8. Modelos experimentais**

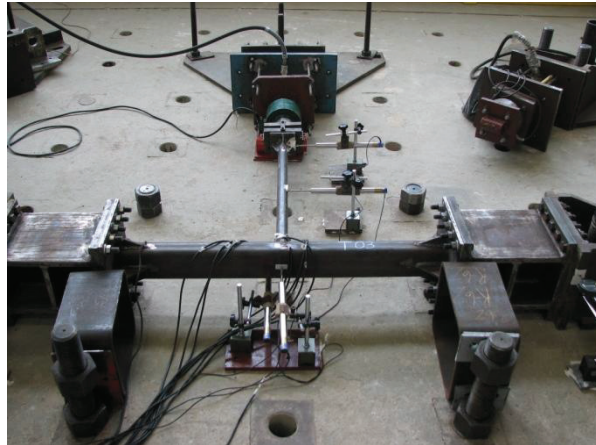
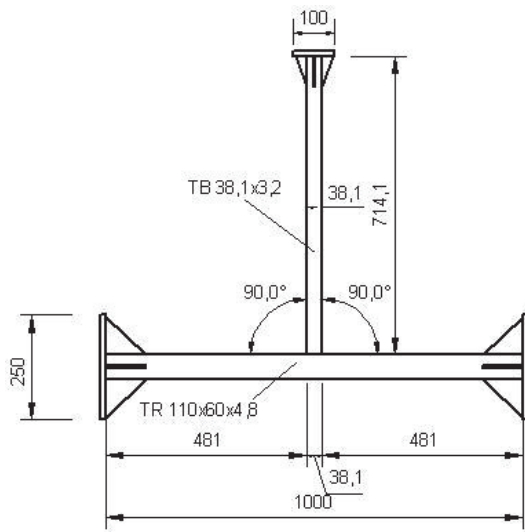
Para calibração do modelo numérico, fez-se uma análise comparativa com resultados experimentais realizados por Mendes (Mendes, 2008) e Mayor (Mayor, 2010). A seguir tem-se uma descrição sucinta da metodologia de ensaio, esquema de instrumentação e os resultados obtidos nos experimentos. Os resultados experimentais foram utilizados para a calibração dos modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho que serão apresentados no capítulo 3.

Os ensaios utilizados foram realizados em seis protótipos, identificados como T02 e T03, de uma ligação “T” (Mendes, 2008), K01-B e K03-B, de uma ligação “K” (Mayor, 2010), e KT01 e KT-03 de uma ligação “KT” (Mendes, 2008), sendo os testes realizados no Laboratório de estruturas “Professor Altamiro Tibiriçá Dias” do DECIV/PROPEC/EM/UFOP. As ligações são compostas por perfil retangular no banzo e circular no montante e diagonais. Na tabela 2.7 têm-se as dimensões e as propriedades mecânicas dos perfis utilizados na ligação sendo a nomenclatura de acordo com a figura 2.5. Na figura 2.9 têm-se as dimensões em milímetros dos protótipos bem como os esquemas montados para os ensaios.

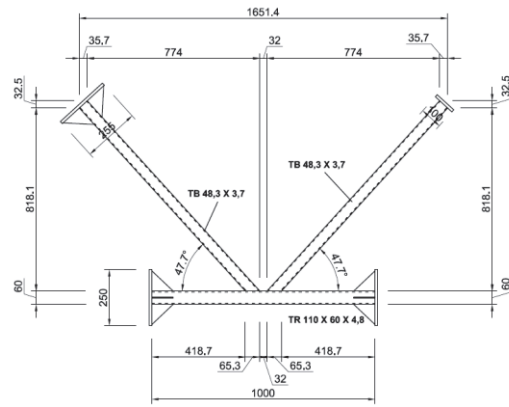
**Tabela 2.7 - Dimensões nominais e propriedades mecânicas dos perfis componentes da ligação dos protótipos ensaiados.**

<b>Elementos de Ligação</b>	<b>h<sub>0</sub> (mm)</b>	<b>b<sub>0</sub> (mm)</b>	<b>t<sub>0</sub> (mm)</b>	<b>d<sub>1,2</sub> (mm)</b>	<b>t<sub>1,2</sub> (mm)</b>	<b>f<sub>y0</sub> (MPa)</b>
Banzo	110	60	4,8	-	-	456
Montante	-	-	-	38,1	3,2	-
Diagonais	-	-	-	48,3	3,7	-
<b>Elementos de Ligação</b>	<b>f<sub>y0</sub> (MPa)</b>	<b>f<sub>u0</sub> (MPa)</b>	<b>f<sub>y1,2</sub> (MPa)</b>	<b>f<sub>u1,2</sub> (MPa)</b>	<b>Alongamento (%)</b>	
Banzo	456	555	-	-	32	
Montante	-	-	250	325	35	
Diagonais	-	-	442	570	35	

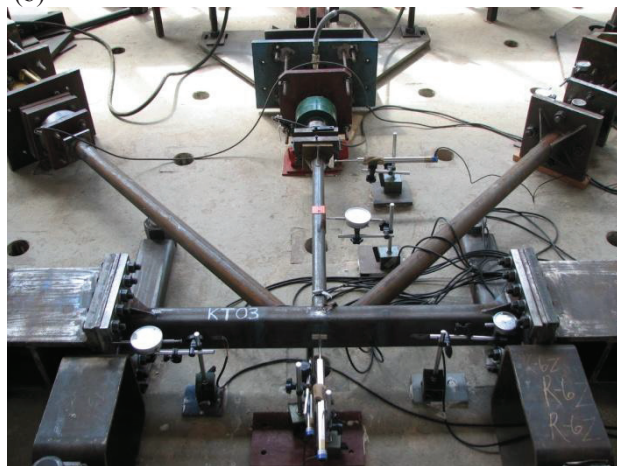
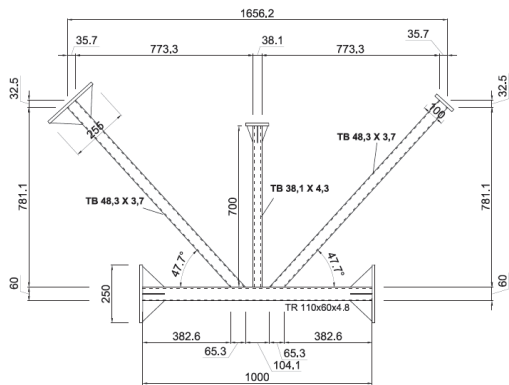
*f<sub>y0</sub>* - tensão de escoamento do aço do banzo  
*f<sub>u0</sub>* - tensão de ruptura à tração do aço do banzo  
*f<sub>y1,2</sub>* - tensão de escoamento do aço do montante e diagonais  
*f<sub>u1,2</sub>* - tensão de ruptura à tração do aço montante e diagonais



(a)



(b)



(c)

**Figura 2.9 - Dimensões dos protótipos e esquemas gerais dos protótipos para: (a) Ligação “T” (Mendes, 2008), (b) Ligação “K” (Mayor, 2010), (c) Ligação “KT”(Mendes, 2008).**



Os ensaios tiveram como um dos objetivos a avaliação do comportamento das ligações, considerando-se os deslocamentos e as deformações ocorridas durante a aplicação do carregamento. Para a aquisição dos deslocamentos foram utilizados LVDT's (Linear Variable Displacement Transducers) com os deslocamentos coletados por meio de um sistema de aquisição de dados automático. Para a aquisição das deformações foram utilizadas rosetas e extensômetros elétricos de resistência uniaxiais e roseta de 45°. As rosetas foram coladas no banzo, sendo uma na lateral e outras na face superior do banzo. As deformações também foram coletadas por meio de sistema de aquisição de dados automático.

A aplicação dos carregamentos foi realizada por atuadores hidráulicos. O monitoramento das cargas aplicadas foi feito por células de carga previamente calibradas, que tiveram os dados captados pelo sistema de aquisição.

Os carregamentos foram divididos em vários passos de carga, sendo que a cada passo o sistema de aquisição de dados registra as medições. O critério de parada do ensaio ocorreu quando foi verificada a formação de um mecanismo de colapso, no caso a plastificação da face do banzo, Modo A, como pode ser observado na figura 2.10 para uma ligação tipo "T".



**Figura 2.10 - Modo de falha obtido nos protótipos ensaiados (Nunes et al, 2011).**

Os resultados experimentais obtidos estão representados graficamente em função dos deslocamentos máximos na face superior do banzo, para as ligações T e KT, e das deformações de von Mises para a ligação K. As figuras 2.11 a 2.19 a seguir ilustram os

resultados experimentais e os pontos de instrumentação utilizados nas análises e calibração dos modelos numéricos.

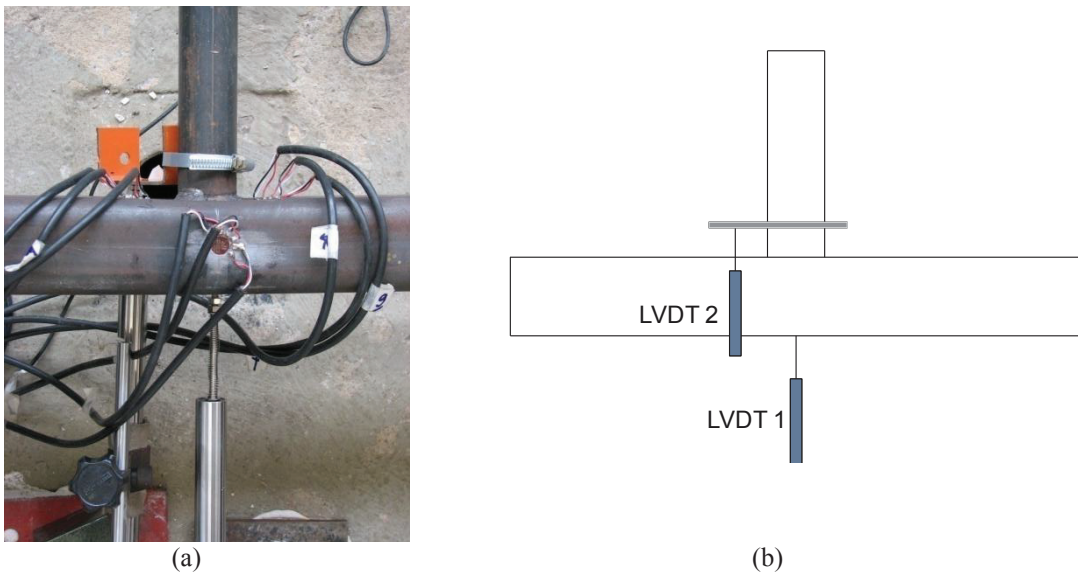


Figura 2.11 - Posição dos LVDT's para medição dos deslocamentos relativos da face superior do banzo dos ensaios da ligação "T": (a) Foto da posição dos LVDT's do ensaio do Protótipo T; (b) Esquema geral da posição do deslocamento máximo relativo,  $\Delta$ , medido para a face superior do banzo.

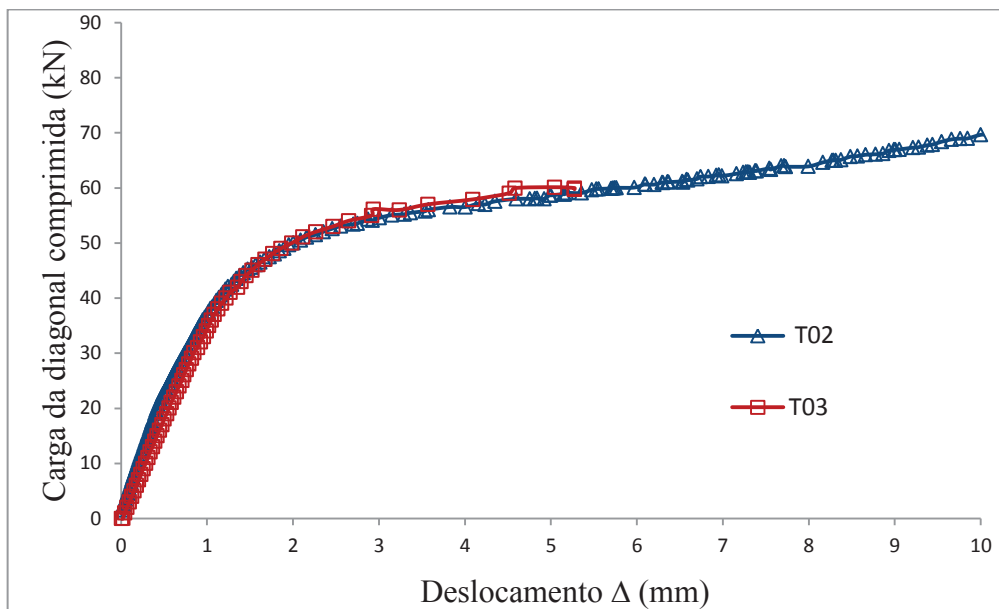


Figura 2.12 – Gráfico Carga do montante comprimido x Deslocamento para os ensaios da ligação "T".



Figura 2.13 – Vista geral da posição das rosetas dos ensaios das ligações tipo “K”: (a) identificação das Rosetas; (b) Foto das rosetas coladas no protótipo de ensaio. (Mayor et al, 2012).

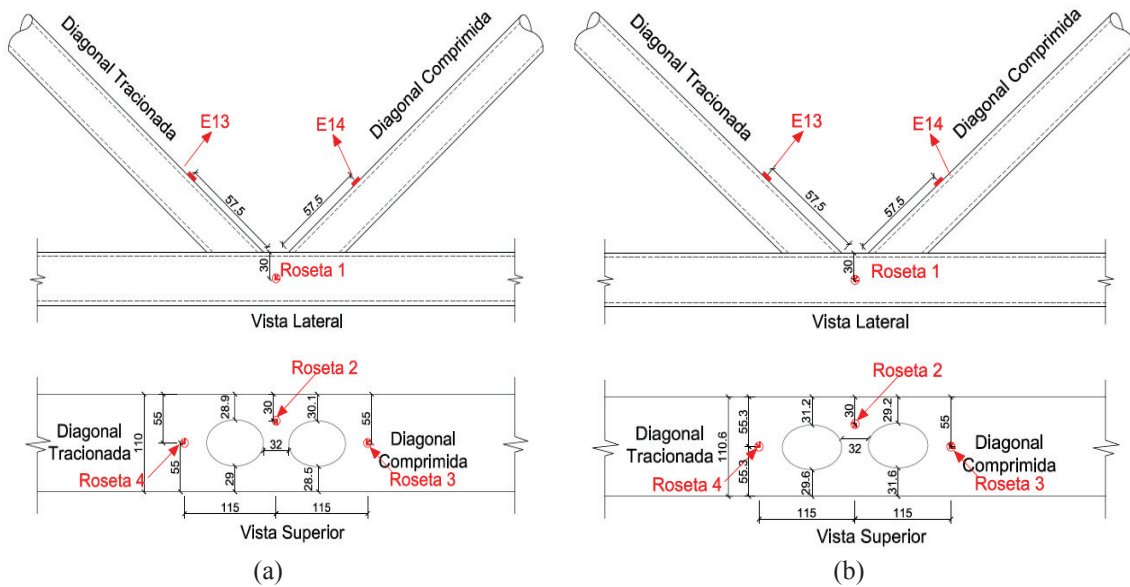


Figura 2.14 - Posição geométrica real das rosetas dos ensaios da ligação “K”: (a) Protótipo K01-B; (b) Protótipo K03-B. (Mayor, 2010)

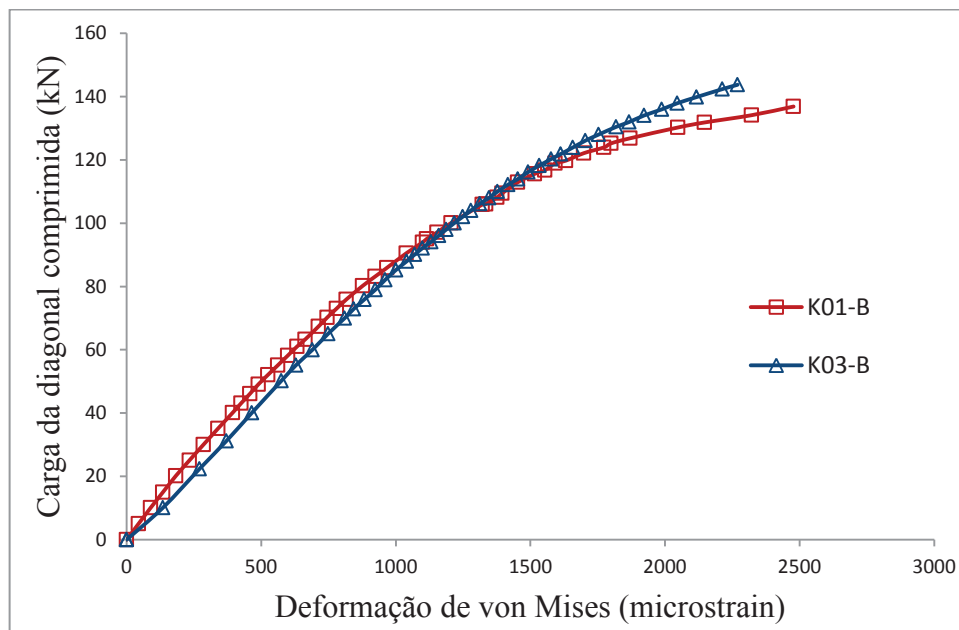


Figura 2.15 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 1 para os ensaios da ligação “K”.

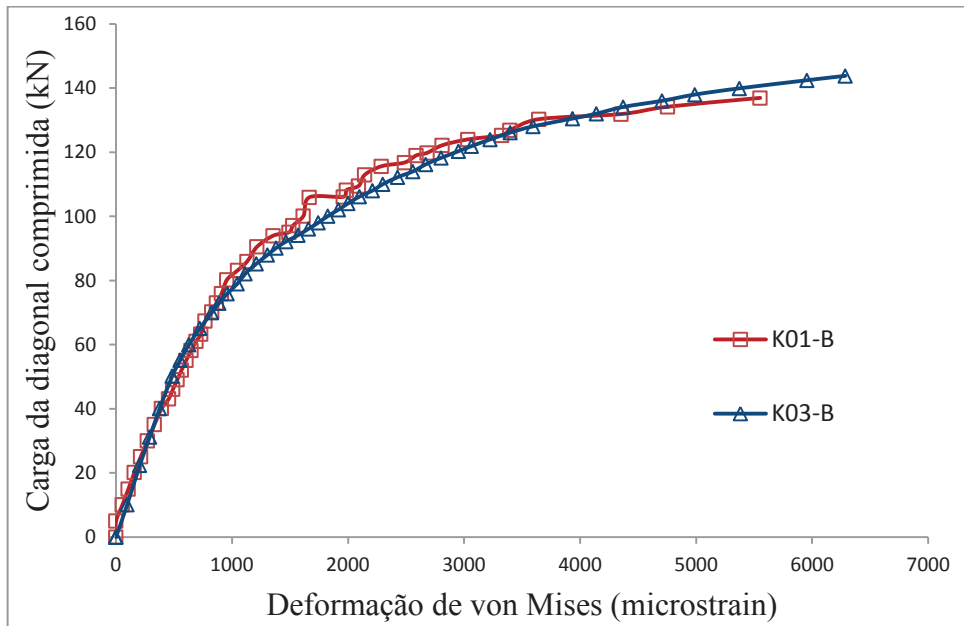


Figura 2.16 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 2 para os ensaios da ligação “K”.

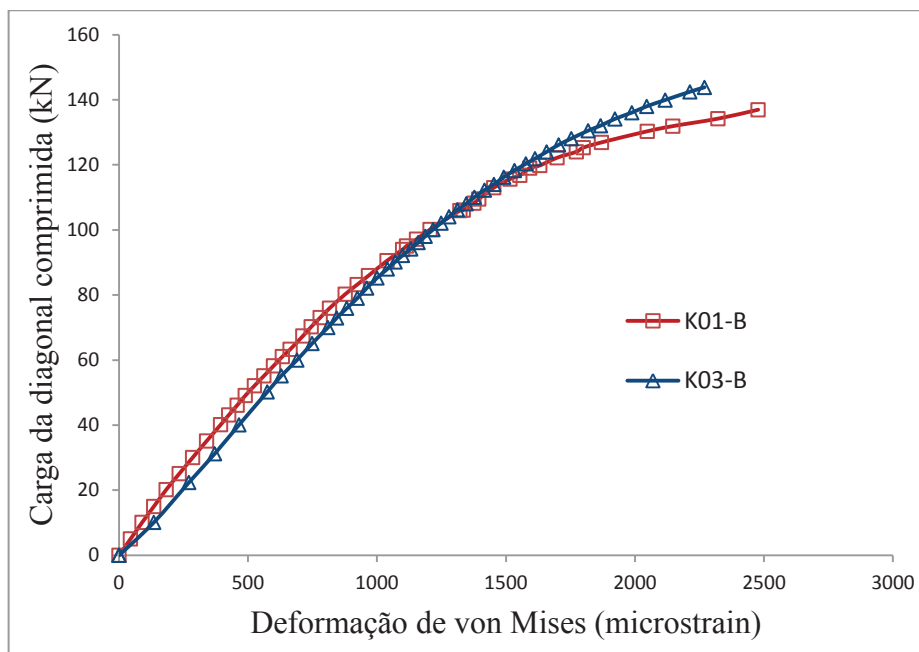
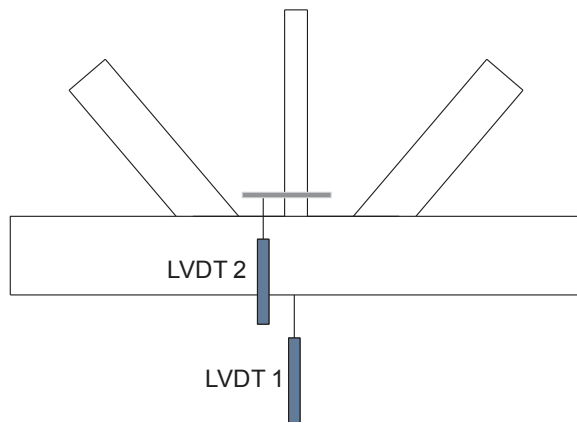


Figura 2.17 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 3 para os ensaios da ligação “K”.



(a)



(b)

Figura 2.18 - Posição dos LVDT's para medição dos deslocamentos relativos da face superior do banzo dos ensaios da ligação "KT": (a) Foto da posição dos LVDT's do ensaio do Protótipo KT03; (b) Esquema geral da posição do deslocamento máximo relativo,  $\Delta$ , medido para a face superior do banzo.

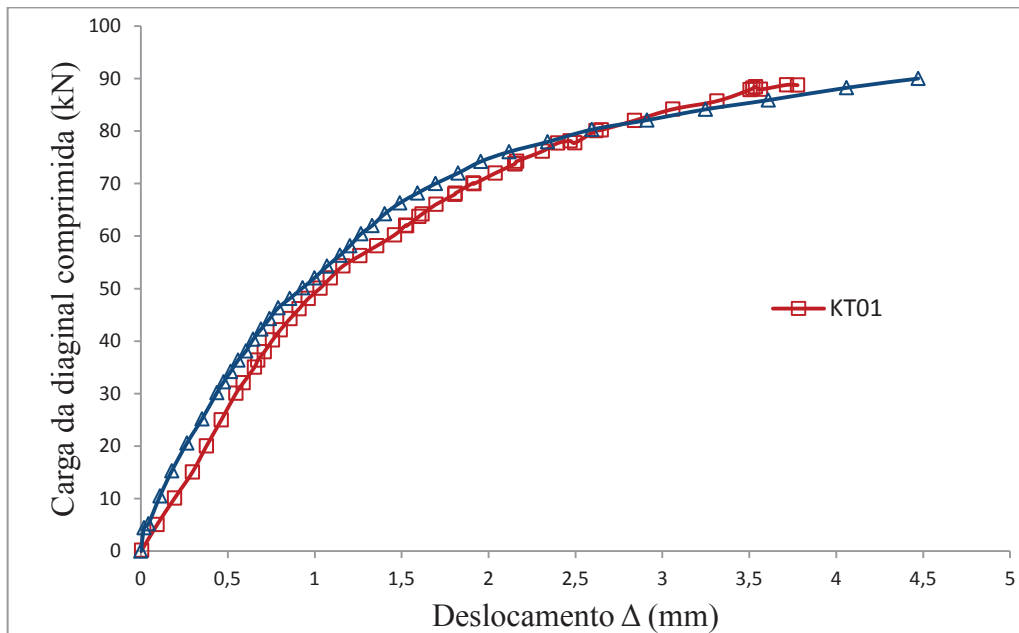


Figura 2.19 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deslocamento para os ensaios da ligação "KT".

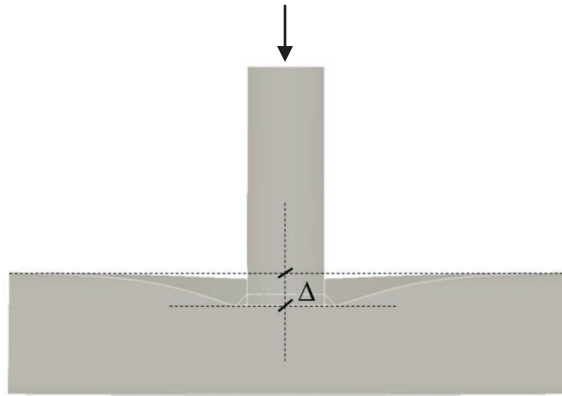
No capítulo 3, a seguir, os resultados experimentais apresentados são utilizados na calibração dos modelos numéricos e em seguida subsidiarão as análises paramétricas apresentadas nos capítulos 4 e 5.

### 3. MODELO NUMÉRICO

O modelo numérico deste trabalho foi desenvolvido em elementos finitos utilizando o software *ANSYS* (2007). Neste capítulo é descrito o elemento finito utilizado, as condições de contorno, um estudo para geração de uma malha adequada, descrição das propriedades mecânicas dos materiais utilizados e a calibração dos modelos com resultados experimentais apresentados no capítulo 2. Para calibração dos modelos foi utilizado o critério da deformação limite e todas as descrições apresentadas com relação a malha, solda, modelo e etc, foram definidas com base na tipologia e na geometria das ligações analisadas neste trabalho.

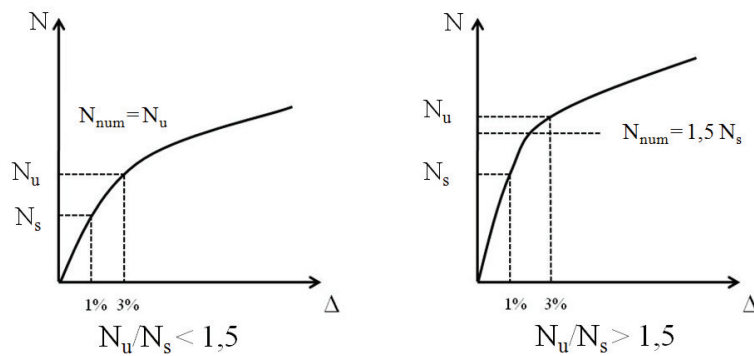
#### 3.1. Deformação limite

Para a determinação da resistência de uma ligação um método consolidado por diversos pesquisadores é o método considerando deformações limites para o estado limite de serviço e para o estado limite último. Neste método considera-se que a deformação na face do banzo oriunda do modo de falha A,  $\Delta$ , representada na figura 3.1, é de 1% da largura da face do banzo para a carga limite de serviço e de 3% da largura da face do banzo para a carga limite última (Vegte et al, 1992, de Winkel et al,1993, Yu and Wardenier, 1994 , Lu et aL,1994, Zhao, 2000).



**Figura 3.1. Deformação,  $\Delta$ , na face do banco sob o montante comprimido para o modo de falha A.**

Para ligações que não possuem pico de carga definido, a carga resistente depende da relação entre a carga relativa a deformação última de 3% da largura da face superior do banco,  $b_0$ , nomeada de  $N_u$ , e a carga relativa a deformação de 1% da largura da face superior do banco,  $N_s$ . Se  $N_u/N_s$  for maior que 1,5 a deformação limite que controla a resistência será  $N_s$ , sendo igual a  $1,5N_s$ . Se  $N_u/N_s$  for menor que 1,5 a deformação última controla a resistência que será  $N_u$ . A figura 3.2 ilustra este método para obtenção da resistência da ligação, onde  $N_{num}$  é definido como a resistência do modelo numérico.



**Figura 3.2: Método para obtenção da carga resistente -  $N_{num}$**

### 3.2. Elemento Finito Utilizado

O tipo de elemento finito utilizado em análise estrutural depende da geometria e do tipo de análise. Em estudos realizados com relação aos tipos de ligações utilizados neste trabalho, os elementos mais utilizados são: elemento sólido e elemento de casca (G. J. van der Vegte, 2010). O elemento sólido representa de forma mais real os modelos numéricos por considerar na sua propriedade física a espessura. Já o elemento de casca apresenta bons resultados quando utilizado em modelos onde a dimensão em uma direção é pequena em relação às outras duas. A vantagem do uso do elemento de casca com relação ao elemento sólido é o menor custo computacional.

De acordo com trabalhos anteriores (Mayor, 2012, Mendes, 2008 e Mendanha, 2006), o elemento mais adequado para a análise das ligações apresentadas neste trabalho é o elemento de casca *shell181* (figura 3.3). O elemento é adequado devido ao baixo custo computacional e bons resultados quanto à convergência. Este elemento considera esforços de flexão, corte, efeito de membrana e possui 4 nós e seis graus de liberdade por nó, translação em  $x$ ,  $y$  e  $z$  e rotação em torno de  $x$ ,  $y$  e  $z$ .

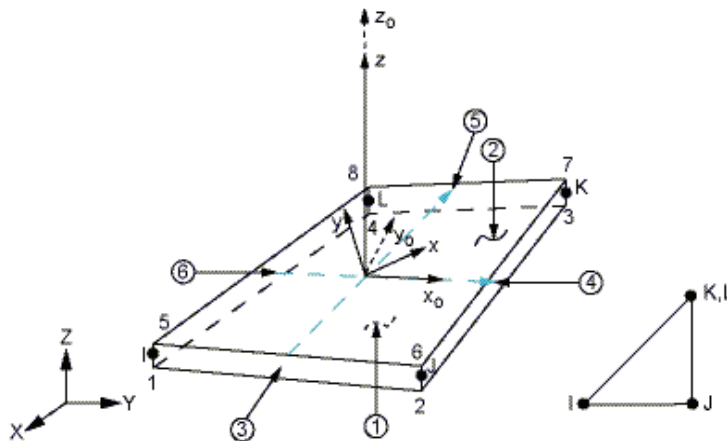
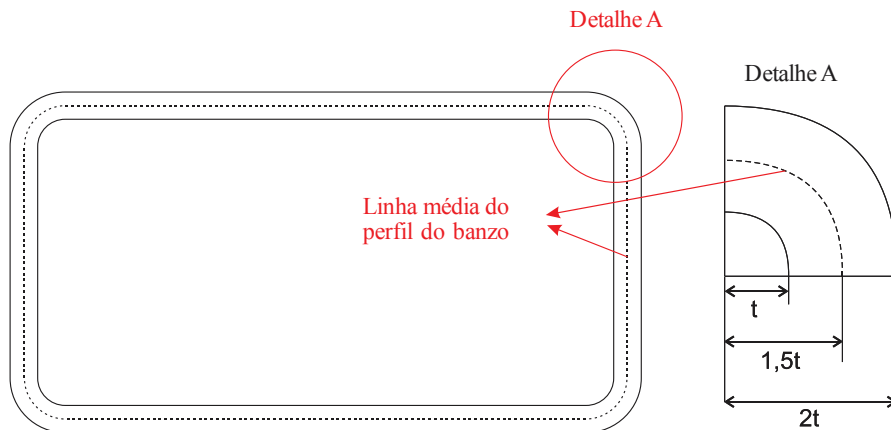


Figura 3.3 – Elemento de casca Shell 181 (ANSYS, 2007).

Na construção do modelo numérico com perfis de seção transversal retangular, foi considerado o raio de dobramento da seção transversal do perfil. Para as análises foi adotado um raio de dobramento de duas vezes a espessura do banzo, de acordo com as especificações de fabricação dos perfis retangulares da V&M do Brasil utilizados neste trabalho (ASTM A501,2007). O modelo numérico é desenvolvido a partir da linha



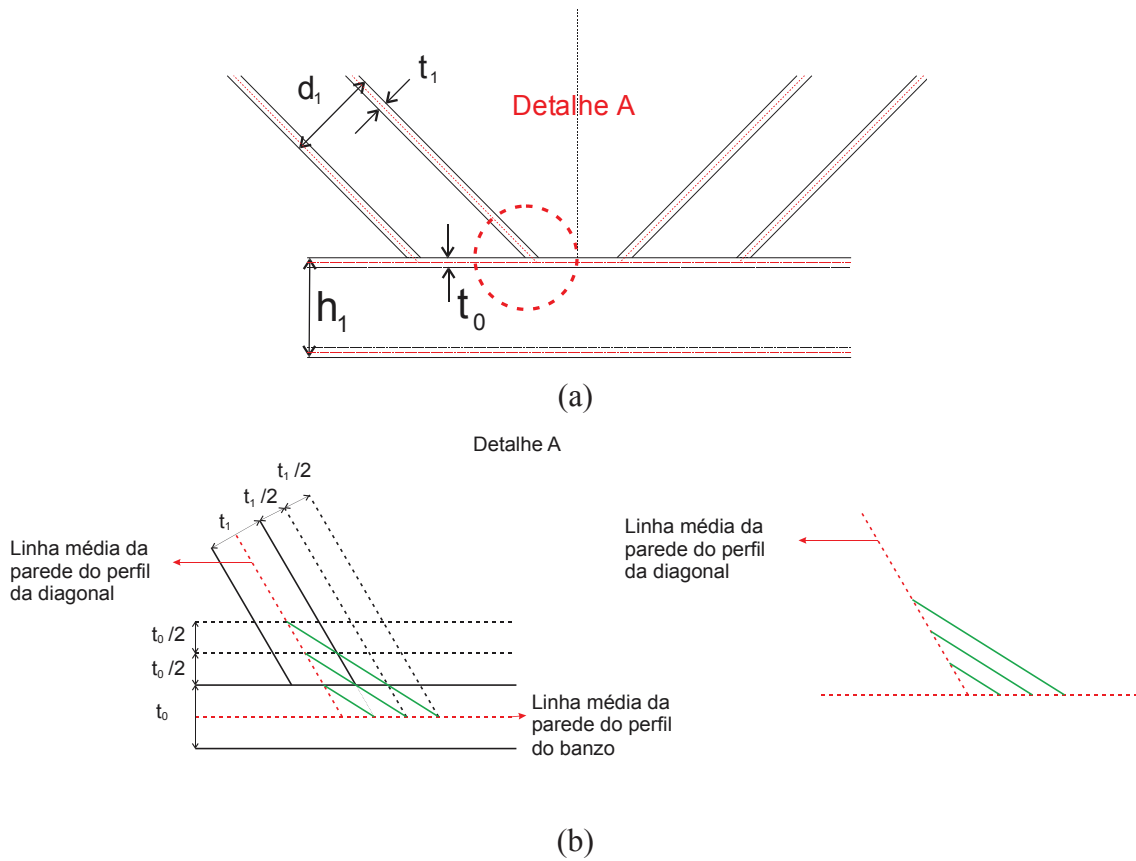
média da espessura dos perfis, já que o elemento utilizado considera como referência a casca em que se tem a linha média da espessura (figura 3.4).



**Figura 3.4 – Detalhe do raio de dobramento do perfil retangular com a definição da linha média da espessura da seção.**

A representação da solda utilizada nas análises foi considerada de acordo com trabalhos anteriores (Mendanha, 2006, Mendes, 2012), em que foi feito um estudo comparativo de sua influência em ligações tubulares. Este estudo consistiu na comparação entre três modelos diferentes, considerando a solda como  $t/2$ ,  $t$  e  $1,5t$  a espessura do montante ou do banzo e o elemento utilizado na solda é o mesmo que o utilizado na modelagem dos elementos ligados (*SHELL181*).

A solda considerada nas análises deste trabalho considera uma espessura de uma vez e meia a espessura do montante para ligação do tipo “T” e uma vez e meia a espessura da diagonal para ligação do tipo “K” e “KT”. A configuração adotada e testada está de acordo com estudos anteriores (Lee e Wilmshurts apud Mendanha, 2006) para a geometria da solda. Na figura 3.5 tem-se a representação da solda de acordo com a modelagem no software utilizado e na figura 3.6 a representação da malha considerando a espessura da solda.



**Figura 3.5 – Representação da geometria utilizada no estudo da modelagem da solda: a) esquema da região de ligação da diagonal e banzo; b) esquema da geometria utilizada na modelagem da solda com elemento de casca**

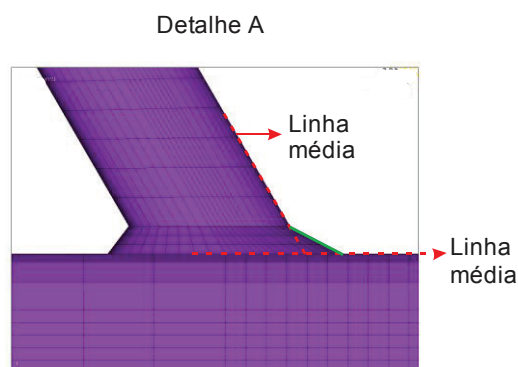
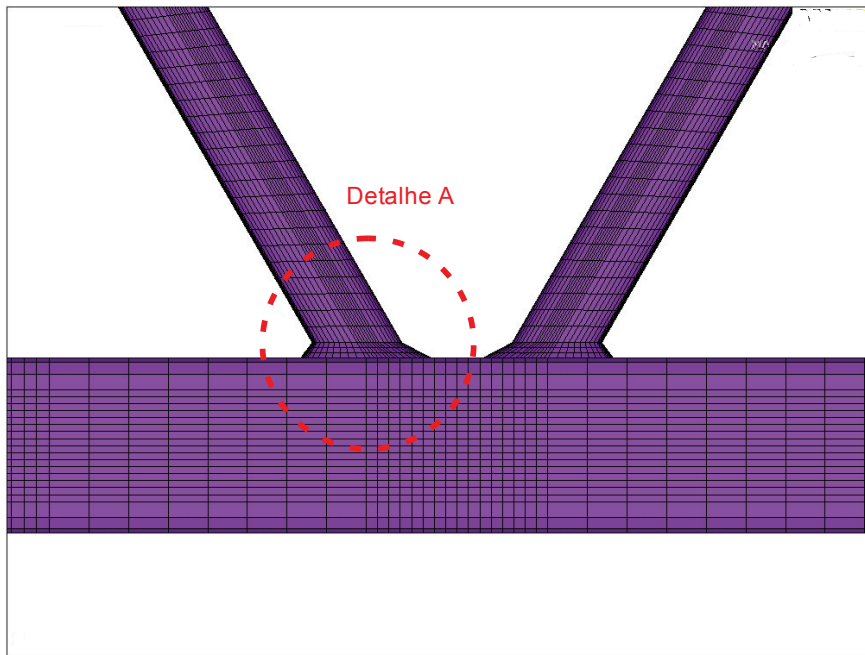


Figura 3.6 - Representação da modelagem da solda no ANSYS.

### 3.3. Propriedades Mecânicas dos Materiais utilizados

Para os modelos numéricos utilizados neste trabalho, utilizou-se o material com relação tensão x deformação não linear, com diagrama bi-linear (figura 3.7) e com as seguintes características:

- Módulo de elasticidade:  $E = 205 \text{ GPa}$ ,
- coeficiente de Poisson:  $\nu = 0,3$ .
- Tensão de escoamento do perfil do banzo:  $f_{y0} = 456 \text{ MPa}$
- Tensão última do perfil do banzo:  $f_{u0} = 555 \text{ MPa}$
- Módulo de elasticidade tangente do perfil do banzo:  $E_t = 3987 \text{ MPa}$
- Tensão de escoamento do perfil do montante:  $f_{y1} = 250 \text{ MPa}$

- Tensão última do perfil do montante:  $f_{u1} = 325\text{MPa}$
- Módulo elasticidade tangente do perfil do montante:  $E_t=2500\text{MPa}$
- Tensão de escoamento do perfil das diagonais:  $f_{y1,2} = 442\text{MPa}$
- Tensão última do perfil do montante:  $f_{u1,2} = 570\text{MPa}$
- Módulo elasticidade tangente do perfil das diagonail:  $E_t=2500\text{MPa}$

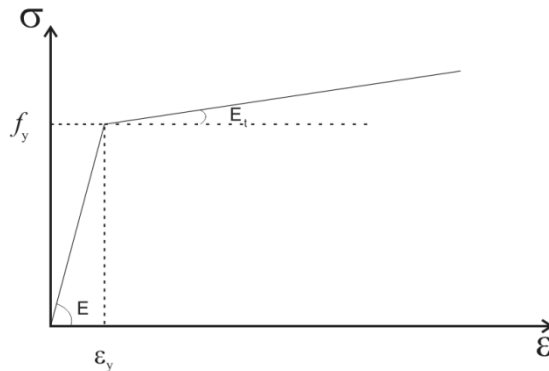


Figura 3.7 – Representação esquemática do Diagrama tensão x deformação bi linear utilizado nas análises.

### 3.4. Malha de elementos finitos

A malha do modelo foi gerada através de arquivos em linguagem APDL (*ANSYS Parametric Design Language*) que utiliza conceitos e estrutura similar às linguagens de programação. Através da APDL foi gerado um arquivo de entrada onde foram especificados parâmetros como: geometria, tipo de elemento, tipo de material, condições de contorno, etc. Por meio da APDL foi possível gerar uma malha com uma forma adequada de arranjo dos elementos que possibilita o refinamento nas regiões de concentração de tensões e na região da junção entre as diagonais e montante das ligações (figura 3.8). A partir da mudança de alguns parâmetros da APDL foi possível o estudo da influência do tamanho dos elementos e conseqüentemente, do nível de refinamento necessário da malha (Madenci e Guven, 2006).

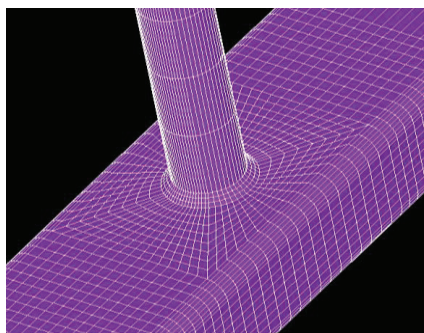
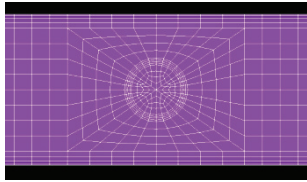
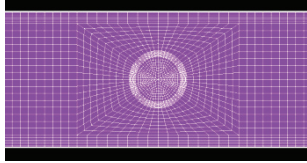
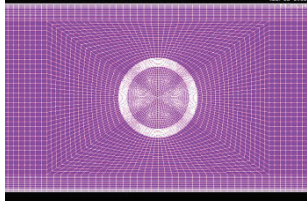
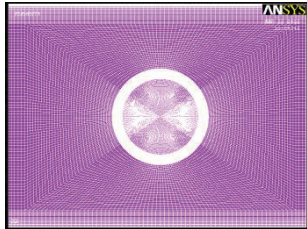


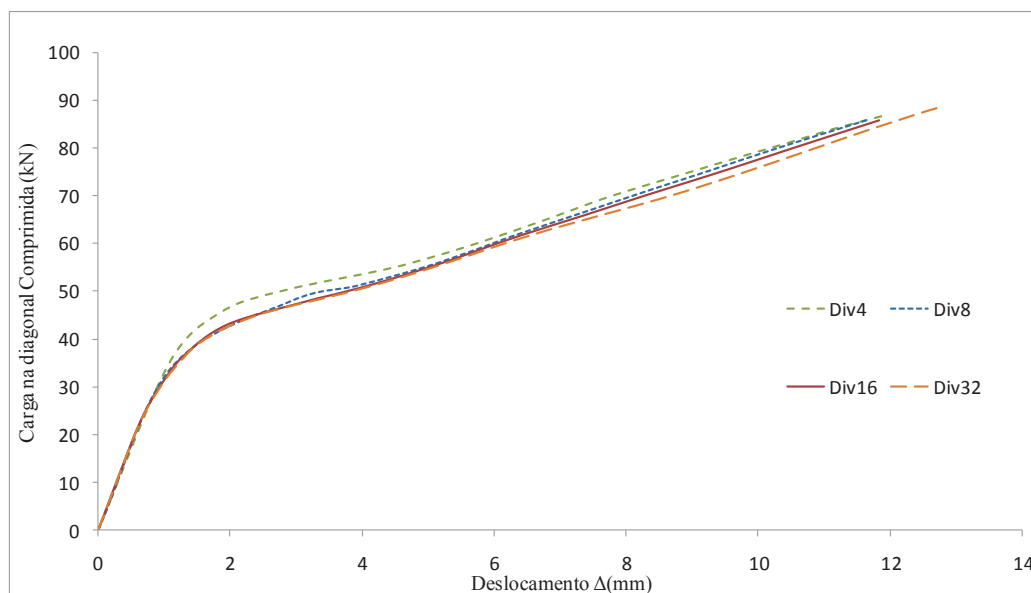
Figura 3.8 – Detalhe da malha da ligação tipo “T” no software Ansys.

Visando definir um modelo adequado para o estudo paramétrico de ligações de perfis tubulares retangulares com circulares que possua número de elementos adequados e com baixo custo computacional, foi realizada uma avaliação da influência do refinamento da malha na precisão dos resultados. Para este estudo foi utilizado o modelo da ligação tipo “T” que foi modelado com 4 configurações de malha compostas por elementos em tamanhos diferentes como descrito na tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Detalhe dos modelos utilizados para estudo do refinamento da malha.

Identificação do Modelo	Detalhe da malha do modelo	Número de elementos	Tamanho do elemento (mm)
Div4		1808	10,75
Div8		6848	5,375
Div16		26624	2,69
Div32		104960	1,35

A partir dos modelos gerados, foram obtidas as curvas Carga da diagonal comprimida versus Deslocamento  $\Delta$ , na face superior do banzo (figura 3.1). Os resultados estão resumidos na figura 3.9.



**Figura 3.9 – Gráfico comparativo carga x deslocamento para os modelos do estudo do refinamento da malha - Ligaçao "T".**

Por meio do gráfico da figura 3.9 pode-se concluir que os modelos Div8, Div16 e Div32 não tiveram diferenças significativas nos resultados, já o modelo Div4 teve uma dispersão em relação aos outros três. Assim, para este estudo, foi utilizado o modelo a Div16, pois apesar do resultado ser praticamente igual e o número maior de elementos em relação ao Div8, a diferença do custo computacional em relação ao tempo de processamento não foi significativo. Com relação ao modelo Div32, o modelo Div16 apresentou um custo computacional consideravelmente menor.

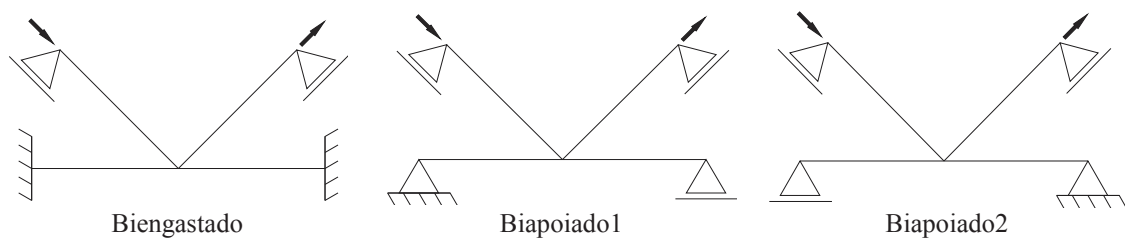
### 3.5. Condições de contorno

Também foi realizado neste trabalho um estudo sobre a influência das condições de contorno no comportamento das ligações. Foram criados dois modelos para a ligação do tipo "T" sendo um biengastado e outro biapoiado (figura 3.10) e três modelos para a ligação tipo "K" sendo um biengastado e outro biapoiado com o apoio do primeiro

gênero no sentido da componente horizontal das forças aplicadas nas diagonais (biapoiado 1) e outro com o apoio do primeiro gênero no sentido contrário da componente horizontal das forças aplicadas nas diagonais (biapoiado 2) (figura 3.11).



**Figura 3.10 – Condições de contorno analisadas na ligação tipo “T”.**



**Figura 3.11 – Condições de contorno analisadas na ligação tipo “K”.**

Para a ligação do tipo “T”, não houve diferença significativa nos resultados para os casos estudados, conforme os resultados do gráfico carga versus deslocamento dos dois modelos (figura 3.12). Para a ligação do tipo “K”, também não houve diferença significativa para os três casos estudados conforme o gráfico dos resultados carga deslocamento para os três modelos (figura 3.13). Nota-se que o modelo Biapoiado 1, onde as resultantes das componentes das diagonais estão na direção do apoio do primeiro gênero na horizontal está ligeiramente acima das outras duas. Isto pode ser explicado pelo fato de nos modelos Biengastado e Biapoiado 2, há carga de compressão no banzo (na parte direita da ligação) e no modelo Biapoiado 1 tração.

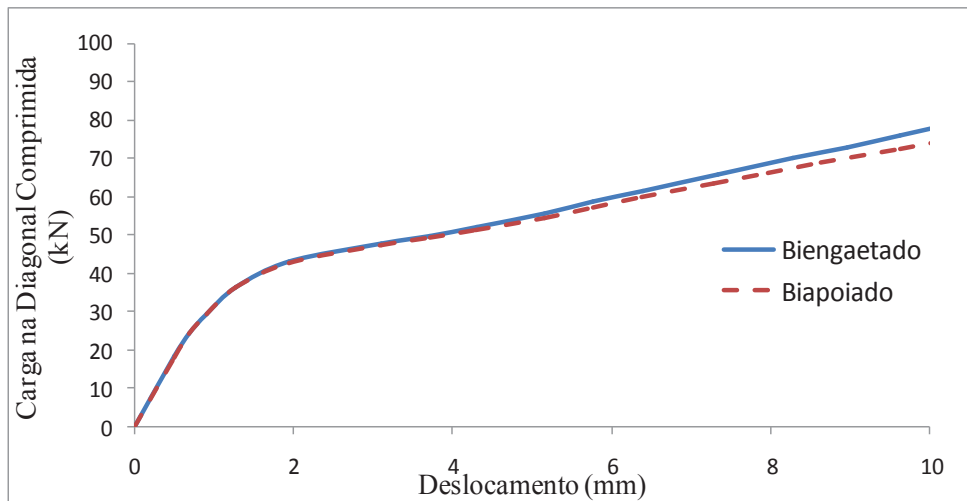


Figura 3.12 – Gráfico Carga x Deslocamento para os modelos com diferentes condições de contorno da ligação tipo “T”.

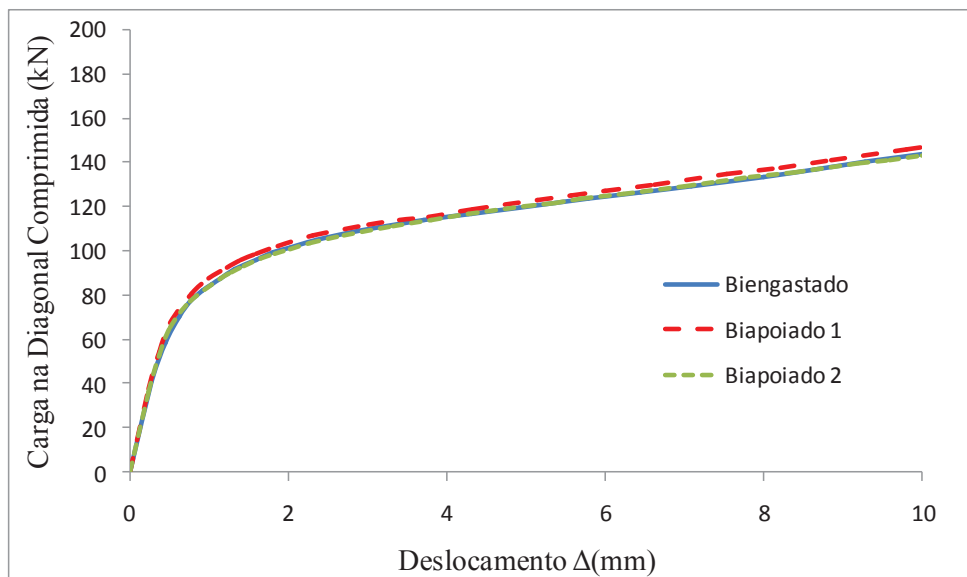


Figura 3.13 – Gráfico Carga x Deslocamento para os modelos com diferentes condições de contorno da ligação tipo “K”

### 3.6. Critérios de análise

Nos modelos numéricos foram consideradas tanto a não linearidade física quanto a geométrica. Nos modelos onde não há carregamento no banzo, a aplicação do carregamento do montante e das diagonais foi por meio de controle de deslocamentos e os modelos onde há carga no banzo as cargas aplicadas nas diagonais e montantes também foram por controle de deslocamento e no banzo por controle de carga. Estes carregamentos foram controlados automaticamente pelo programa em função de convergência pelo método iterativo de Newton-Raphson padrão.



### 3.7. Calibração dos modelos numéricos

Para comprovar que os modelos numéricos representam o comportamento real da ligação, neste item serão apresentadas as análises comparativas com os resultados experimentais (capítulo 2). Os modelos numéricos possuem as dimensões nominais dos modelos ensaiados, ou seja, sem levar em consideração as imperfeições dos protótipos. Utilizou-se material com relação tensão versus deformação não linear, com diagrama bi-linear (figura 3.7), que foi obtido através da caracterização do material em laboratório, com as características apresentadas no item 3.3.

Para a comparação dos resultados foram obtidos gráficos de carga da diagonal comprimida versus deslocamento para as ligações do tipo “T” e “KT” e carga da diagonal comprimida versus deformação de von Misses para as ligações do tipo “K”. Não foi possível a construção do gráfico carga versus deslocamento para a ligação do tipo K, pois não há resultados experimentais destes deslocamentos.

Para obtenção dos gráficos das ligações tipo “K” e “KT”, foi utilizada a carga da diagonal comprimida, pois o deslocamento na região de compressão é maior do que na região tracionada.

Nas figuras 3.14 a 3.18 a seguir, tem-se a comparação dos resultados numéricos e experimentais representados nos gráficos da carga da diagonal comprimida versus deformação de von Misses e carga da diagonal comprimida versus deslocamento para as ligações estudadas, sendo T01 e T02 os resultados experimentais da ligação “T”, K01-B e K02-B os resultados experimentais da ligação “K” e KT01 e KT03 os resultados experimentais da ligação “KT”.

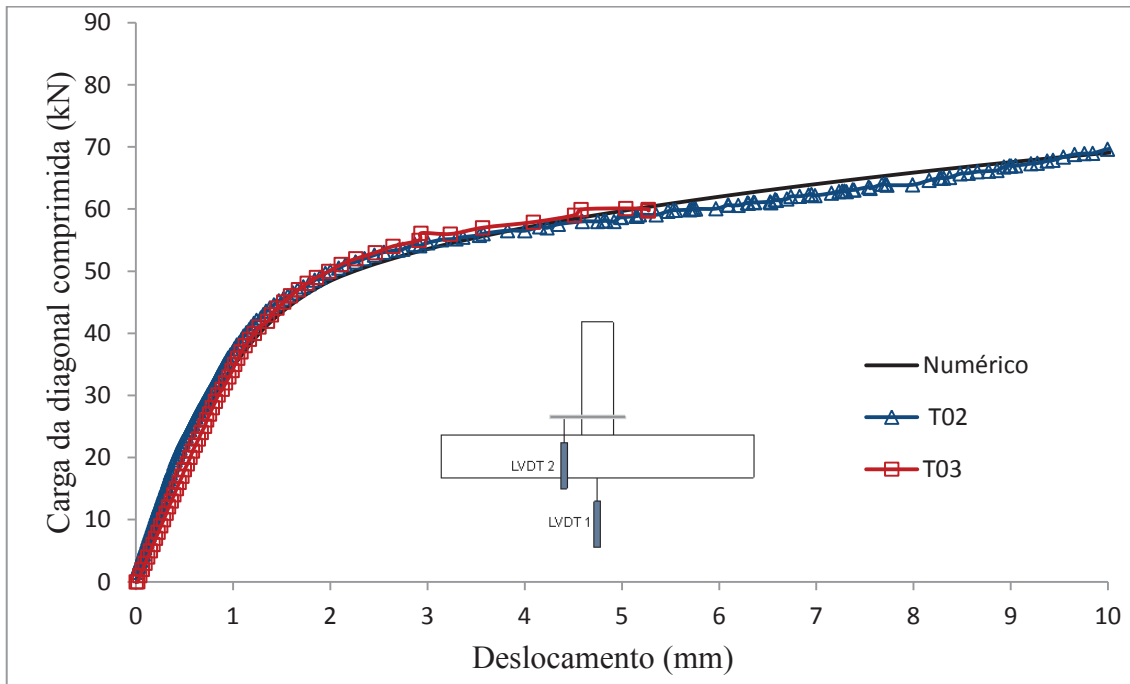


Figura 3.14 – Gráfico carga da diagonal comprimida x deslocamento para o modelo da ligação “T” dos modelos experimentais e modelo numérico.

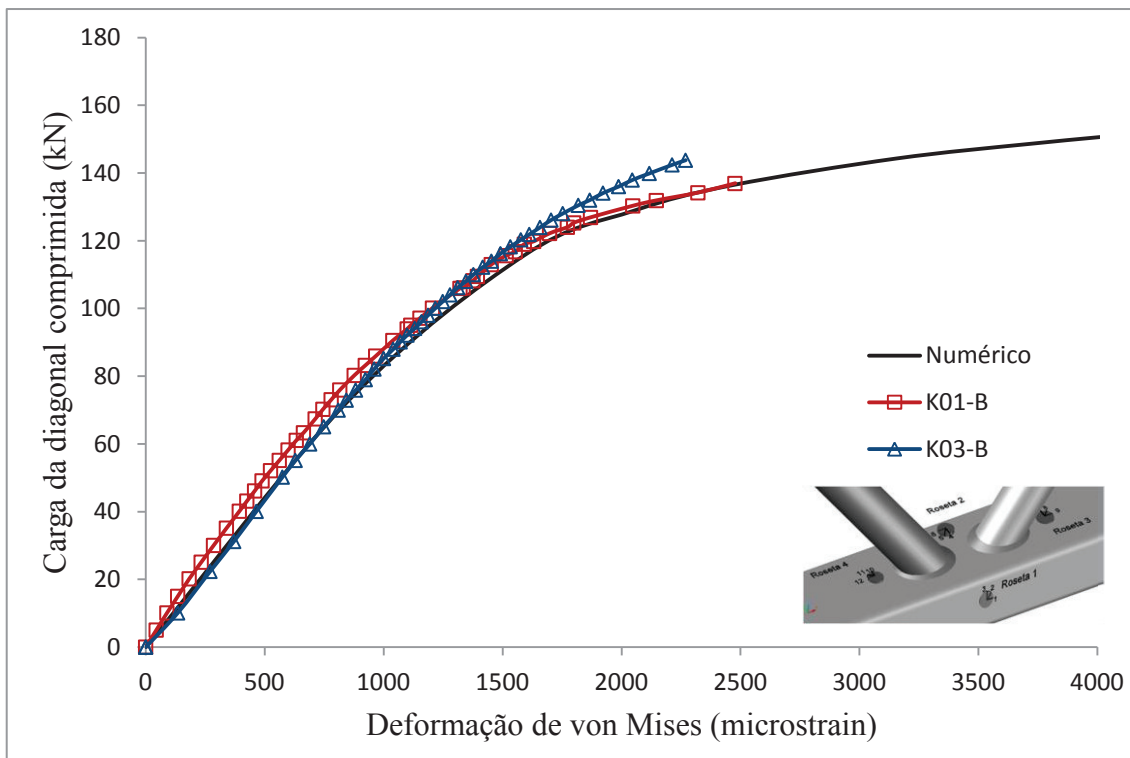


Figura 3.15 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 1 para o modelo da ligação “K” dos modelos experimentais e modelo numérico.

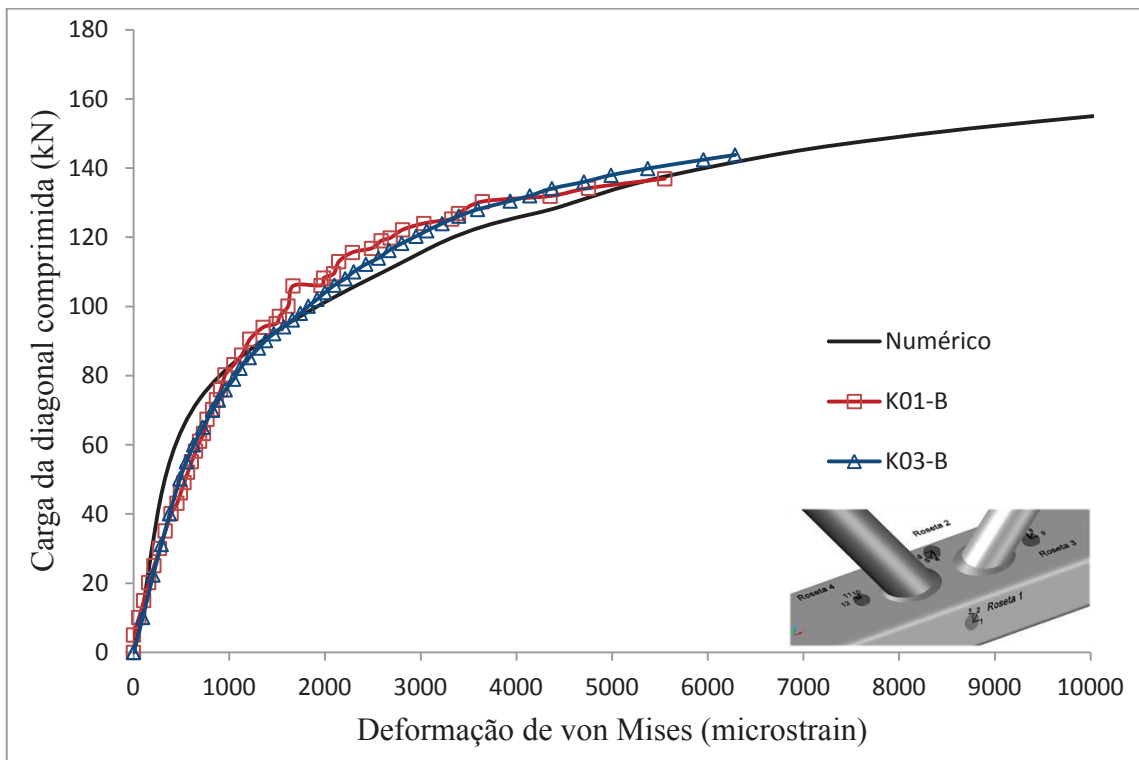


Figura 3.16 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 2 para o modelo da ligação “K” dos modelos experimentais e modelo numérico.

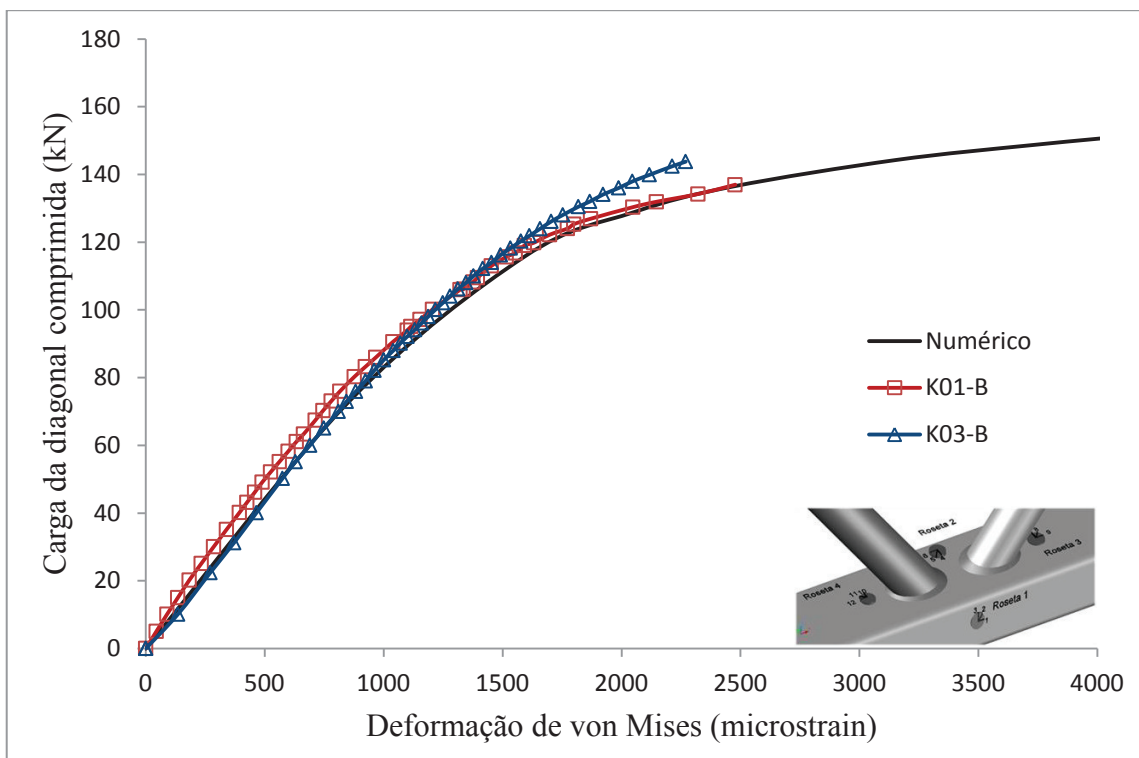
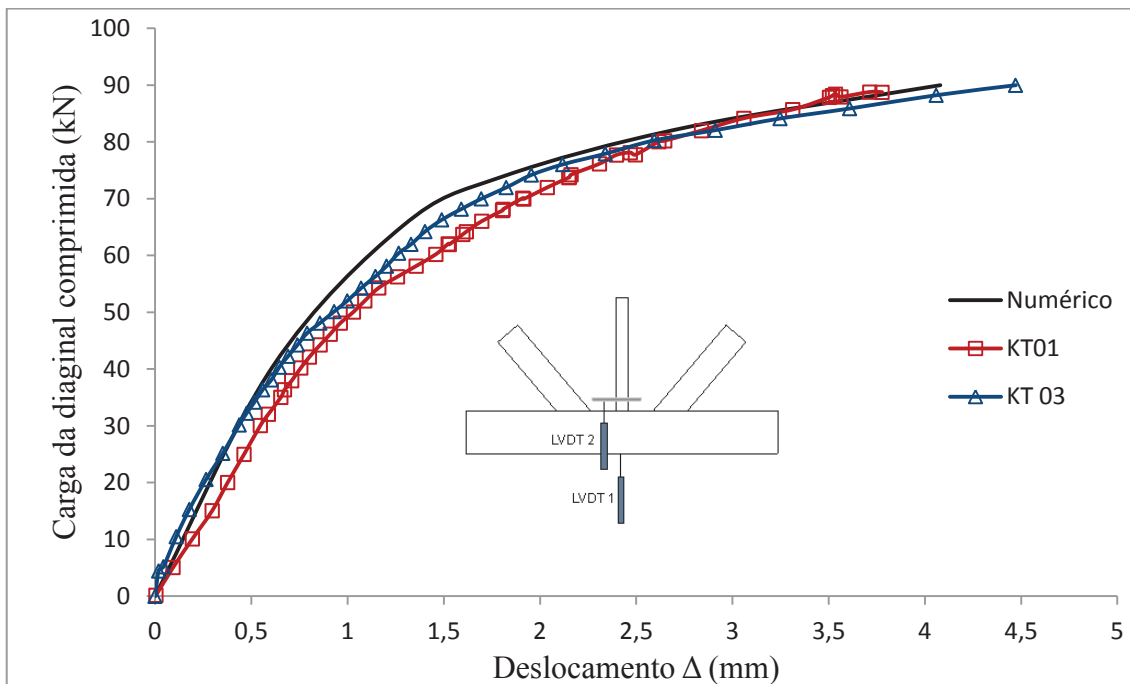


Figura 3.17 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deformação de von Mises da roseta 3 para o modelo da ligação “K” dos modelos experimentais e modelo numérico.



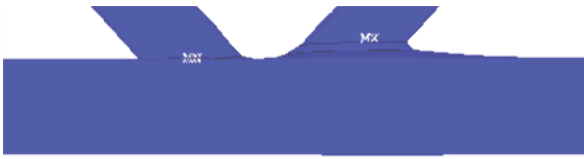

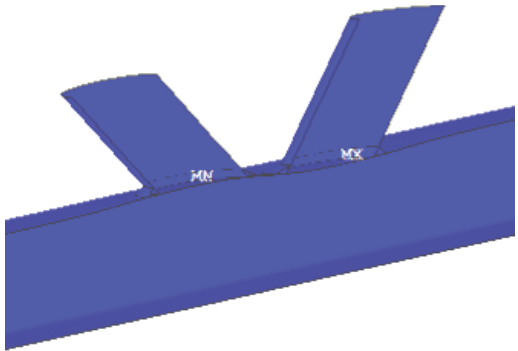

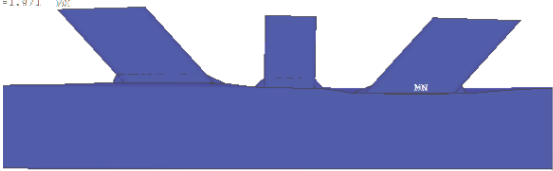
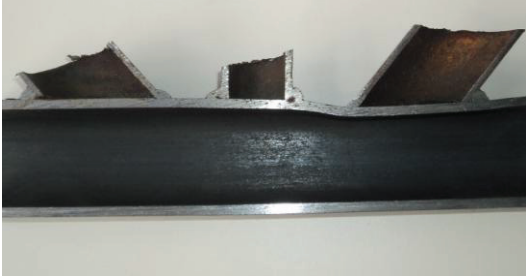


**Figura 3.18 – Gráfico comparativo carga da diagonal comprimida x deslocamento para o modelo da ligação “KT” dos modelos experimentais e modelo numérico.**

Com base nas figuras 3.14 a 3.18, observa-se que os resultados dos modelos numéricos apresentaram uma ótima correlação com os modelos experimentais, validando assim os modelos numéricos para o estudo paramétrico.

Os modos de falha obtidos e o campo de tensões foram reproduzidos no modelo numérico com ótima correlação. A tabela 3.2 ilustra esquematicamente uma comparação entre a deformada final no modelo numérico e a deformada final dos protótipos ensaiados.

**Tabela 3.2 – Comparação entre a deformada do modo de falha A do modelo numérico com o protótipo ensaiado.**

Modelo numérico	Protótipo ensaiado
	
	
	
<p data-bbox="229 1384 300 1442">             =0              =9.842              =-8.809              =1.871         </p> 	

#### 4. ANÁLISE PARAMÉTRICA - SEM CONSIDERAÇÃO DA CARGA NO BANZO

Neste capítulo tem-se o estudo paramétrico realizado para as tipologias de ligação analisadas neste trabalho “T”, “K” e “KT” com afastamento. As análises realizadas possibilitaram a comparação das resistências obtidas com os modelos numéricos e pelas prescrições da PN:2011 e do CIDECT. Foram analisados 74 modelos considerando variações de alguns parâmetros geométricos e visando a avaliação da resistência e do comportamento das ligações. O modo de falha objeto deste estudo é o modo de falha A (plastificação da face do banzo) e os modelos numéricos são definidos com geometria que proporcionam este modo como dominante no comportamento global das ligações.

##### 4.1. Materiais

Para a análise numérica utilizou-se o aço com relação tensão versus deformação com comportamento bi-linear, módulo de elasticidade,  $E$ , igual a 205 GPa e coeficiente de Poisson,  $\nu$ , igual a 0,3. As demais propriedades mecânicas utilizadas nas análises são apresentadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Propriedades mecânicas do material (MPa).

Tipo de Ligação									
“T”			“K”			“KT”			
Membro	$f_y$	$f_u$	$E_t$	$f_y$	$f_u$	$E_t$	$f_y$	$f_u$	$E_t$
Banzo	456	555	3984	250	400	2500	250	400	2500
Montante	442	570	2500	-	-	-	250	400	2500
Diagonal	-	-	-	250	400	2500	250	400	2500
$E_t$ - módulo tangente $f_y$ - tensão de escoamento $f_u$ - tensão última									

A seguir tem-se os estudos obtidos considerando as tipologias das ligações estudadas neste trabalho.

#### **4.2. Ligação “T”**

A ligação tipo “T” analisada considera carga de compressão no montante e não possui carregamento no banzo. Os parâmetros variados são:  $\beta$  ( $d_1/b_0$ ) e  $2\gamma$  ( $b_0/t_0$ ). Foram utilizados três tipos de perfis para o banzo: 200x150x13, 110x60x4,8 e 200x150x7,5, obtendo  $2\gamma$  igual a 15,38, 22,92 e 26,67, respectivamente. Utilizou-se o perfil 110x60x4,8 por ser o mesmo do modelo experimental e escolheu-se perfis tubulares existentes na tabela do fabricante V&M do Brasil obtendo índices de esbeltezas próximos dos limites de norma. A partir da variação do diâmetro do montante ( $d_1$ ) para cada valor de  $2\gamma$ , pode-se obter a variação do parâmetro  $\beta$ .

As geometrias dos modelos da ligação tipo “T” analisados são descritos na tabela 4.2.

Como citado anteriormente, todos os modelos foram desenvolvidos para que o modo de falha A (plastificação da face do banzo) fosse o dominante. Assim, fez-se os cálculos das resistências para todos os modos de falha possíveis para a ligação “T” com banzo em perfil retangular e montante em perfil circular (conforme apresentado no capítulo 2). A resistência dos modos de falha A e B, quando o banzo não está submetido a carga no banzo, são idênticos para as duas prescrições normativas (CIDECT e PN:2011). Na Tabela 4.3 tem-se os valores das resistências para estes dois modos de falha possíveis para ligação tipo “T” submetida a carga de compressão no banzo. Destaca-se que a verificação dos modos de falha é função da geometria da relação entre o montante e o banzo, sendo o modo de falha B calculado para valores de  $\beta$  igual a 1,0, ou seja, o diâmetro do montante igual a largura da face do banzo. Os resultados apresentados na tabela 4.2 foram obtidos para fins de avaliação das prescrições considerando assim a não observação destes limites.

**Tabela 4.2 – Geometria dos modelos numéricos da ligação tipo “T” .**

<b>Modelo</b>	<b>b<sub>0</sub> (mm)</b>	<b>h<sub>0</sub> (mm)</b>	<b>t<sub>0</sub> (mm)</b>	<b>d<sub>1</sub> (mm)</b>	<b>t<sub>1</sub> (mm)</b>	<b>β</b>	<b>2γ</b>
1	200	150	13	50	5	0,25	15,38
2				60		0,30	
3				70		0,35	
4				80		0,40	
5				90		0,45	
6				100		0,50	
7				110		0,55	
8	110	60	4,8	33,4	3,4	0,30	22,92
9				38,1	3,0	0,35	
10				48,3	3,7	0,44	
11				60,3	3,6	0,55	
12				70	4,0	0,64	
13				77	4,0	0,70	
14	200	150	7,5	50	5	0,25	26,67
15				60		0,30	
16				70		0,35	
17				80		0,40	
18				90		0,45	
19				100		0,50	
20				110		0,55	
21				120		0,60	



**Tabela 4.3 – Valores da resistência da ligação tipo “T” para os modos de falha previstos para o CIDECT e PN:2011.**

Modelo	Modo de falha A	Modo de falha B	(1)/(2)
	$N_{1,Rd}$ (kN) CIDECT e PN:2011 (1)	$N_{1,Rd}$ (kN) CIDECT e PN:2011 (2)	
1	287,92	1070,84	0,27
2	307,12	1163,96	0,26
3	328,93	1257,08	0,26
4	353,93	1350,00	0,26
5	382,95	1443,31	0,27
6	417,10	1536,43	0,27
7	457,98	1629,54	0,28
8	42,08	197,35	0,21
9	44,61	231,51	0,19
10	51,29	248,58	0,21
11	62,21	289,84	0,21
12	75,26	323,19	0,23
13	88,89	347,25	0,26
14	95,83	470,00	0,20
15	102,22	523,78	0,20
16	109,48	577,50	0,19
17	117,80	631,22	0,19
18	127,46	684,95	0,19
19	138,83	738,67	0,19
20	152,43	792,39	0,19
21	169,06	846,11	0,20

Observa-se que os valores das resistências segundo a PN:2011 e o CIDECT para o modo de falha A são menores que o do modo de falha B, e a resistência do modo de falha B é muito elevada o que justifica a sua verificação neste trabalho apenas quando o limite de  $\beta$  é igual a 1,0.

A Tabela 4.4, apresenta o cálculo da resistência teórica,  $N_{1,Rd}$ , o valor da carga de serviço e a carga última resistente obtidas no modelo numérico,  $N_{num}$ , através da aplicação do critério de deformação limite apresentado no capítulo 3. A partir da relação entre as cargas última e de serviço foi identificado o estado limite dominante no modelo numérico. Com os resultados tem-se a relação entre a resistência teórica de norma, e a numérica.

Tabela 4.4 – Resistência teórica e numérica da ligação tipo “T” .

Modelo	$\beta$	$2\gamma$	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_s$ (kN)	$N_u$ (kN)	$\frac{N_u}{N_s}$	E.L.	$N_{num}$ (kN)	$\frac{N_{1,Rd}}{N_{Num}}$
1	0,25	15,38	287,92	255	330	1,29	último	330	0,87
2	0,30		307,12	285	365	1,28	último	365	0,84
3	0,35		328,93	320	405	1,27	último	405	0,81
4	0,40		353,93	332	432	1,30	último	432	0,82
5	0,45		382,95	360	495	1,36	último	495	0,77
6	0,50		417,10	395	545	1,38	último	545	0,77
7	0,55		457,98	445	605	1,36	último	605	0,76
8	0,30	22,92	42,08	32	48	1,50	último	48	0,88
9	0,35		44,61	33	48	1,45	último	48	0,93
10	0,44		51,29	48	64	1,33	último	64	0,80
11	0,55		62,22	64	88	1,38	último	88	0,71
12	0,64		75,26	88	110	1,25	último	110	0,68
13	0,70		88,89	110	129	1,17	último	129	0,69
14	0,25	26,67	95,83	57	98	1,72	serviço	85,5	1,12
15	0,30		102,22	64	108	1,69	serviço	96	1,06
16	0,35		109,48	72	118	1,64	serviço	108	1,01
17	0,40		117,80	82	132	1,61	serviço	123	0,96
18	0,45		127,46	92	144	1,57	serviço	138	0,92
19	0,50		138,83	108	162	1,50	último	162	0,86
20	0,55		152,43	135	190	1,41	último	190	0,80
21	0,60		169,06	160	220	1,38	último	220	0,77

E.L. - Estado Limite.  
 $N_{1,Rd}$  - força axial resistente de cálculo do montante da ligação para o modo de falha A segundo PN:2011 E CIDECT.  
 $N_s$  - Carga de serviço do modelo numérico (referente a deformação de 1% da largura face do banzo).  
 $N_u$  - Carga última do modelo numérico (referente a deformação de 3% da largura da face do banzo).  
 $N_{num}$  - Força axial resistente de cálculo do montante da ligação para o modo de falha A segundo modelo numérico.

Observa-se que à medida que se diminui o parâmetro  $\beta$ , tanto a resistência teórica quanto a resistência dos modelos numéricos decrescem. Isto é justificado pelo efeito da punção, ou seja, quanto menor o diâmetro da diagonal em relação a largura do montante, maior a tendência da diagonal deformar a face superior do banzo.

Pode-se observar que a relação entre a força axial resistente teórica e numérica ( $N_{1,Rd}/N_{num}$ ) diminui com o crescimento do parâmetro  $\beta$ , ou seja, prescrições normativas tornam-se mais conservadoras.

Para a esbelteza maior, 26,67, observou-se que para os modelos com  $\beta$  menores, a resistência do modelo numérico foi muito próximo da teórica. Para estas ligações o

estado limite foi o estado limite de serviço. Isto ocorre devido aos modelos possuírem uma esbelteza maior, e um  $\beta$  baixo o que aumenta o efeito da punção e o estado limite dominante foi de serviço.

Para melhor avaliar os resultados obtidos e listados na tabela 4.3, foi representado graficamente (figuras 4.1 a 4.3) os valores das cargas dos modelos numéricos versus deslocamento ( $\Delta$ ), sendo também representado as deformações referentes a carga de serviço e a carga última, representados nos gráficos como 1% e 3 %, respectivamente.

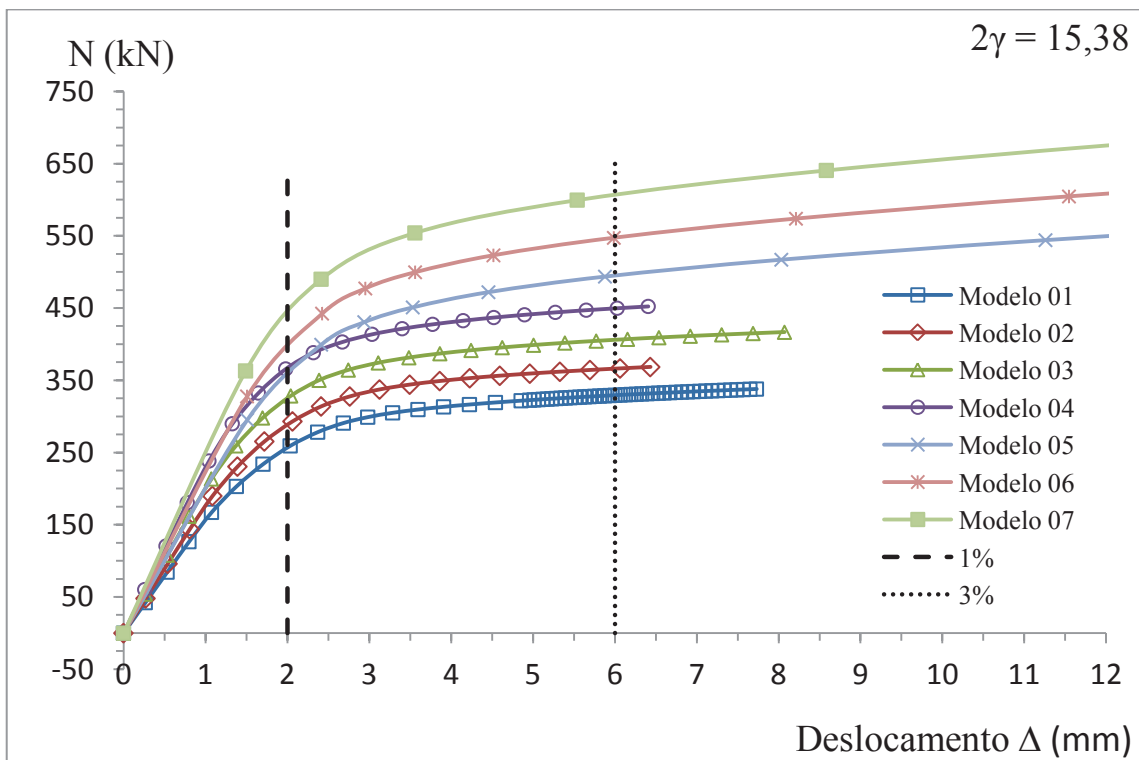


Figura 4.1 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “T” para  $2\gamma = 15,38$ .

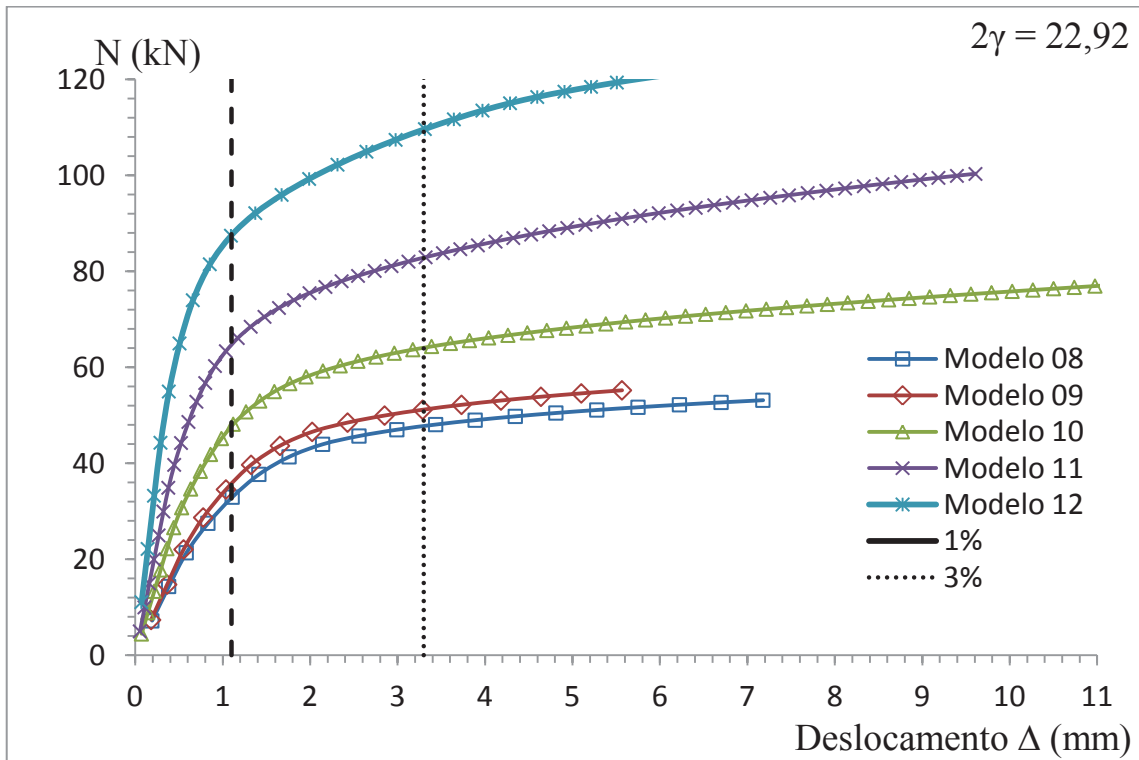


Figura 4.2 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “T” para  $2\gamma = 22,92$ .

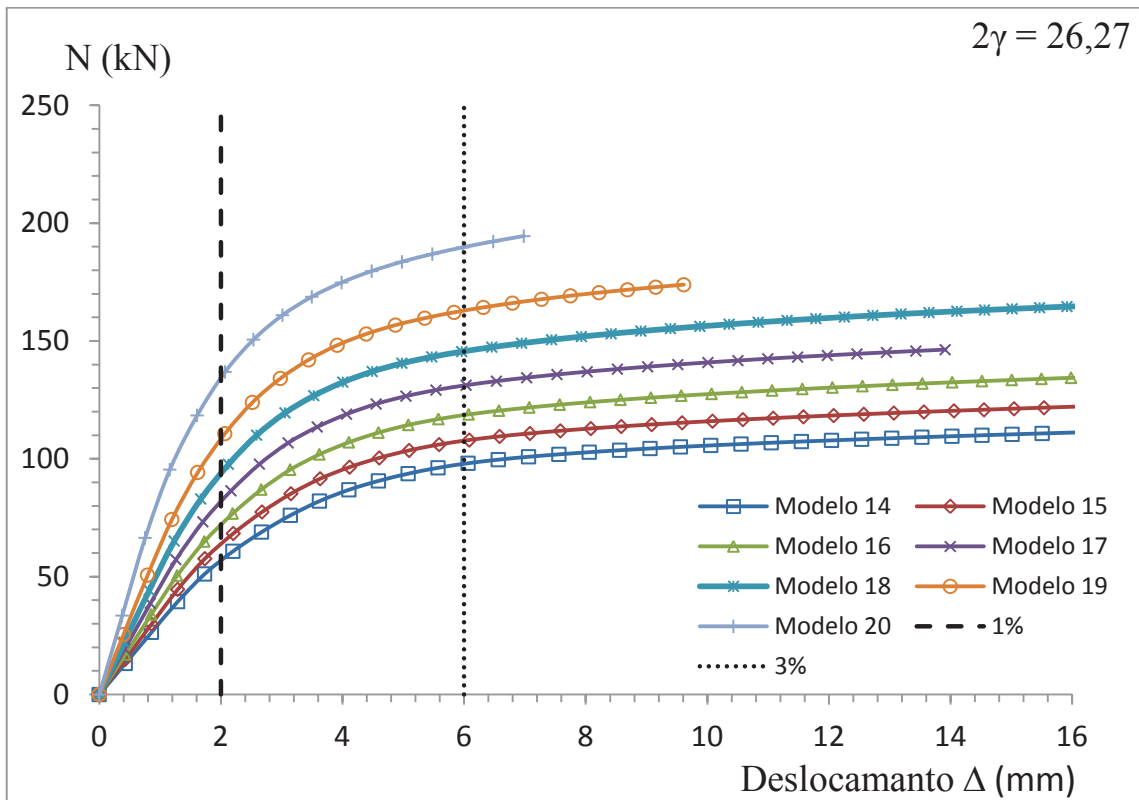


Figura 4.3 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “T” para  $2\gamma = 26,27$ .

Nas figuras 4.4 a 4.6 tem-se representados os valores das forças axiais resistentes teóricas, desprezando a redução de 10% devido a tensão de escoamento ser maior que 350MPa (representado com a legenda ((PN:2011 - CIDECT)\*)) e numérica, em função da geometria da ligação (parâmetro  $\beta$ ). Estas figuras foram definidas segundo a esbelteza da face do banzo da ligação,  $2\gamma=15,38$ ,  $2\gamma=22,92$  e  $2\gamma=26,67$ , respectivamente. Para avaliar os resultados tem-se representados os limites inferiores de  $\beta$  previstos pela norma PN:2011 (pontilhado) e CIDECT (tracejado), sendo o limite superior para as duas normas igual a 0,8. A representação destes gráficos possibilita um estudo paramétrico da ligação tipo “T” para o modo de falha A.

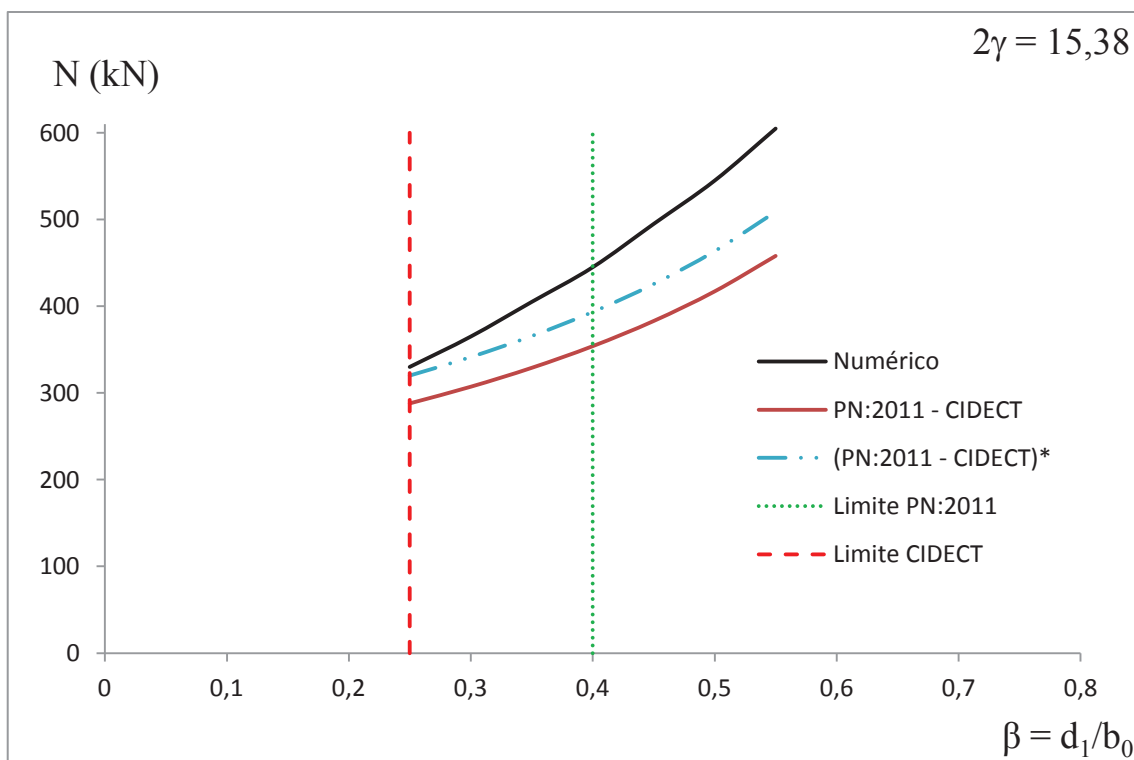


Figura 4.4 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x  $\beta$  dos modelos da ligação tipo “T” para  $2\gamma = 15,38$ .

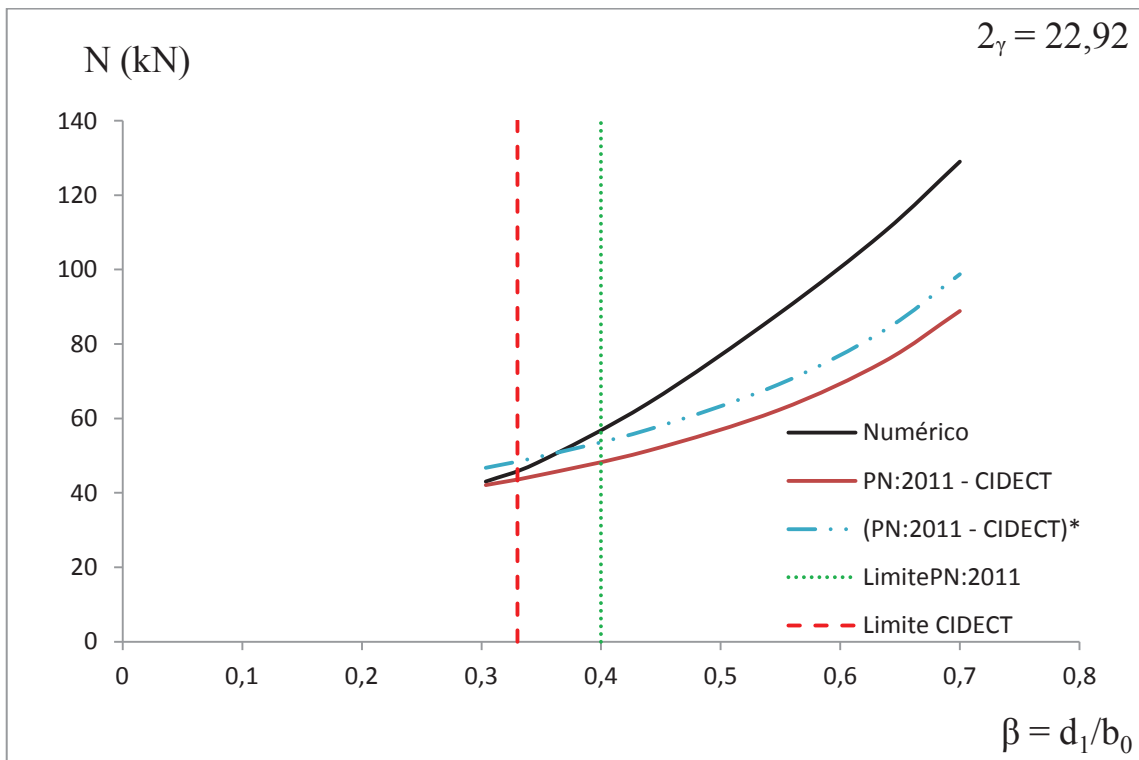


Figura 4.5 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x  $\beta$  dos modelos da ligação tipo "T" para  $2\gamma = 22,92$ .

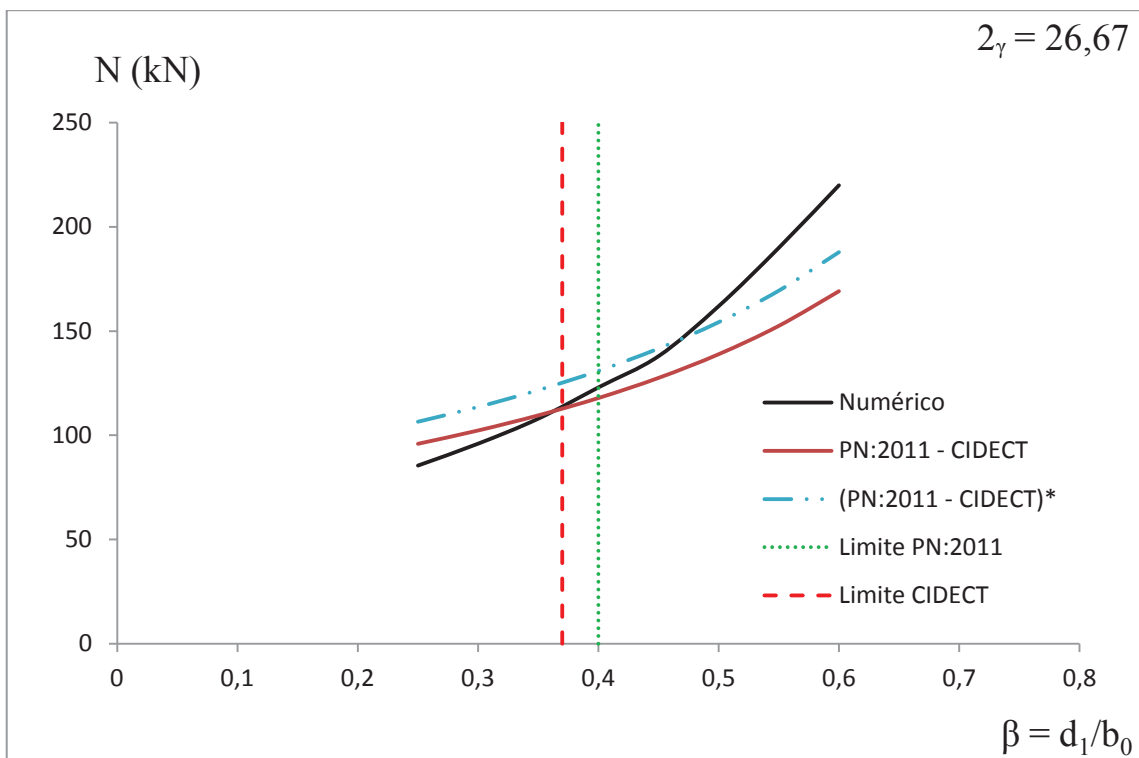
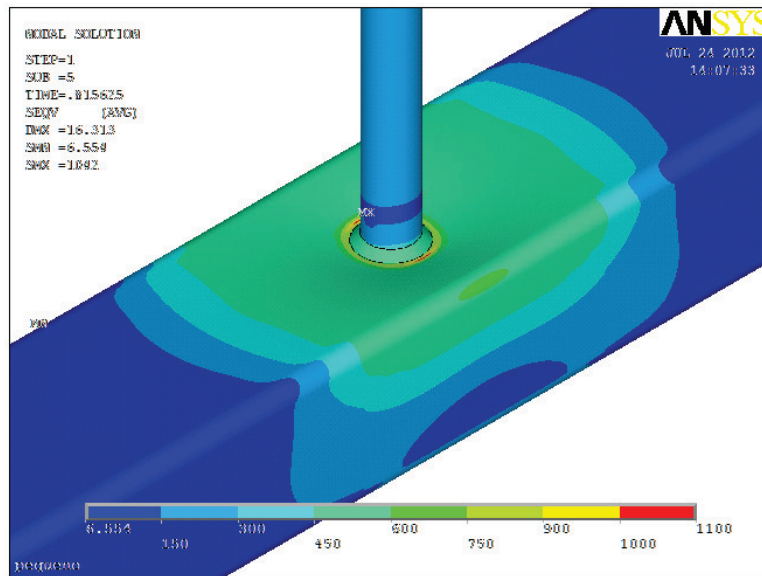
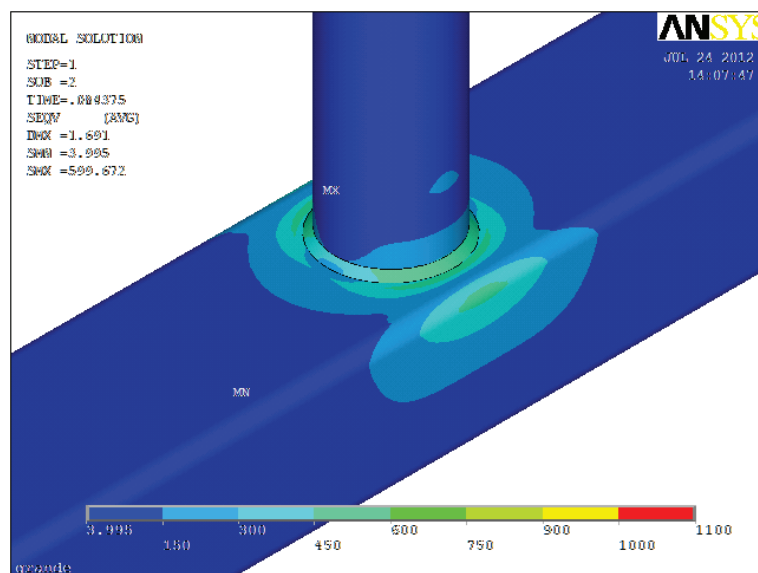


Figura 4.6 – Gráfico comparativo Resistência teórica - Resistência numérica x  $\beta$  dos modelos da ligação tipo "T" para  $2\gamma = 26,67$ .

O crescimento na diferença da força axial resistente teórica e do modelo numérico para valores maiores de  $\beta$ , pode ser explicada devido a melhor distribuição das tensões na face superior do banzo e uma maior contribuição da face lateral do perfil do banzo na resistência do perfil. Para representar este comportamento na figura 4.7 tem-se os modelos numéricos com  $2\gamma = 26,67$  e  $\beta$  iguais a 0,25 e 0,6, respectivamente, submetidos a uma carga axial no montante de 130kN.



(a)



(b)

Figura 4.7 – Distribuição da tensão de von Mises dos modelos numéricos da ligação tipo “T” para  $2\gamma = 26,67$  e carregamento de 130kN. (a)  $\beta = 0,25$  (b)  $\beta = 0,6$

Observa-se que na figura 4.7 (a) ocorre a plastificação de uma grande área com pouca contribuição da face lateral. Na figura 4.7 (b), no início da plastificação da face superior, já ocorre contribuição da face lateral.

### 4.3. Ligação “K” com afastamento

A ligação do tipo “K” com afastamento foi analisada considerando uma carga de compressão em uma das diagonais, tração na outra e sem carregamento no banzo. Assim como na ligação tipo “T”, os parâmetros variados para a análise foram  $\beta$   $((d_1+d_2)/b_0)$  e  $2\gamma$   $(b_0/t_0)$ . Os ângulos entre as diagonais e o banzo foi mantido constante e igual a  $47,7^\circ$  em todos os modelos estudados, sendo igual ao dos modelos de calibração.

Para os modelos de  $2\gamma$  igual a 17,2, 22,98 e 28, foi adotado um afastamento igual ao do modelo experimental, igual a 33mm. Adotando um afastamento de 33mm para o modelo de  $2\gamma$  igual 35,94, não foi possível gerar a malha do modelo numérico de forma uniforme e adequada sendo necessário aumentar o afastamento de 33mm para 40 mm.

Foram utilizados quatro seções diferentes para os perfis do banzo: 110x60x6,4, 110x60x4,8, 140x80x5 e 230x170x6,4 obtendo  $2\gamma$  igual a 17,2, 22,98, 28 e 35,94 respectivamente. Assim como na ligação tipo “T” utilizou-se o perfil 110x60x4,8 por ser o mesmo do modelo experimental, e foram escolhidos perfis tubulares existentes na tabela do fabricante (V&M do Brasil) visando obter índices de esbeltezas próximos dos limites de norma. Foi realizada a variação do diâmetro das diagonais ( $d_1$  e  $d_2$ ) mantendo as duas com mesmo diâmetro para cada valor de  $2\gamma$  e conseqüentemente, obtendo uma variação do parâmetro  $\beta$ . Assim fez-se o estudo da influência do parâmetro  $\beta$  para cada valor de  $2\gamma$  escolhido.

As geometrias dos modelos analisados da ligação tipo “K” são listadas na tabela 4.5.



Tabela 4.5 – Geometria dos modelos numéricos da ligação tipo “K”.

Modelo	$h_0$ (mm)	$b_0$ (mm)	$t_0$ (mm)	$d_1=d_2$ (mm)	$t_1=t_2$ (mm)	$\beta$	$2\gamma$
1	60	110	6,4	27,5	3,7	0,25	17,19
2				33,0		0,30	
3				38,5		0,35	
4				44,0		0,40	
5				49,5		0,45	
6				55,0		0,50	
7				60,5		0,55	
8	60	110	4,8	27,5	3,4	0,25	22,92
9				33,0		0,30	
10				38,5		0,35	
11				44,0		0,40	
12				49,5		0,45	
13				55,0		0,50	
14				60,5		0,55	
15	66	0,60					
16	80	140	5	35	3,4	0,25	28
17				42		0,30	
18				49		0,35	
19				56		0,40	
20				63		0,45	
21				70		0,50	
22				77		0,55	
23				84		0,60	
24				91		0,65	
25				98		0,70	
26*	170	230	6,4	57,5	3,4	0,25	35,94
27*				69		0,30	
28*				80,5		0,35	
29*				92		0,40	
30*				104		0,45	
31*				115		0,50	
32*				127		0,55	
33*				138		0,60	
34*				150		0,65	
35*				161		0,70	

\* ligação com afastamento de 40mm

Como citado anteriormente, todos os modelos foram desenvolvidos para que ocorresse o modo de falha A. Como verificação, calculou-se a força axial resistente da ligação “K” para todos os modos de falha possíveis confirmando que o modo de falha dominante nos modelos, apresentados na tabela 4.5, é a plastificação da face do banzo, segundo os limites do CIDECT. Na Tabela 4.6 tem-se os valores das forças axiais resistentes para todos os modos de falha da ligação tipo “K”.

Tabela 4.6– Cálculo da resistência da ligação tipo “K”.

Modelo	MODO A		MODO C		MODO E		MODO D	
	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)
1	70,92	72,56	134,60	150,06	79,13	79,13	120,01	116,10
2	85,10	87,07	134,60	150,06	97,53	97,53	144,20	139,40
3	99,30	100,70	134,60	150,06	115,90	115,90	168,20	162,60
4	113,48	114,10	134,60	150,06	134,30	134,30	192,20	185,80
5	127,66	127,00	134,60	150,06	152,70	152,70	216,30	209,10
6	141,85	139,20	134,60	150,06	171,20	171,20	240,30	232,30
7	156,00	150,10	134,60	150,06	189,60	189,60	264,30	255,50
8	46,06	44,50	100,90	112,90	82,90	82,90	87,05	84,15
9	55,28	53,40	100,90	112,90	103,80	103,80	104,50	101,00
10	64,50	61,95	100,90	112,90	124,70	124,70	121,90	117,80
11	73,70	70,40	100,90	112,90	145,70	145,70	139,30	134,60
12	82,92	78,60	100,90	112,90	166,60	166,60	156,70	151,50
13	92,13	86,50	100,90	112,90	187,50	187,50	174,10	168,30
14	101,34	94,10	100,90	112,90	208,40	208,40	191,50	185,10
15	110,56	101,50	100,90	112,90	229,40	229,40	208,90	202,00
16	55,25	51,27	140,20	156,80	90,90	90,90	113,20	109,40
17	66,30	61,52	140,20	156,80	111,70	111,70	135,80	131,30
18	77,35	71,78	140,20	156,80	132,40	132,40	158,50	153,20
19	88,40	81,70	140,20	156,80	153,20	153,20	181,10	175,10
20	99,45	91,50	140,20	156,80	174,00	174,00	203,80	197,00
21	110,50	101,10	140,20	156,80	194,70	194,70	226,40	218,80
22	121,55	110,40	140,20	156,80	215,50	215,50	249,00	240,70
23	132,60	119,30	140,20	156,80	236,20	236,20	271,70	262,60
24	143,65	127,85	140,20	156,80	257,00	257,00	294,30	284,50
25	154,70	135,90	140,20	156,80	277,80	277,80	317,00	306,40
26	102,55	90,50	381,30	422,66	199,80	199,80	233,40	225,60
27	123,07	108,64	381,30	422,66	244,40	244,40	280,10	270,80
28	143,58	126,75	381,30	422,66	289,10	289,10	326,80	315,90
29	164,10	144,85	381,30	422,66	333,80	333,80	373,50	361,00
30	184,60	162,96	381,30	422,66	378,40	378,40	420,20	406,20
31	205,00	181,06	381,30	422,66	423,10	423,10	466,90	451,30
32	225,63	199,20	381,30	422,66	467,80	467,80	513,50	496,40
33	246,13	217,30	381,30	422,66	512,10	512,10	560,20	541,50
34	266,65	233,80	381,30	422,66	557,10	557,10	606,90	586,70
35	287,15	250,60	381,30	422,66	601,80	601,80	653,60	631,80

$N_{1,Rd}$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.  
 $N_1^*$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.

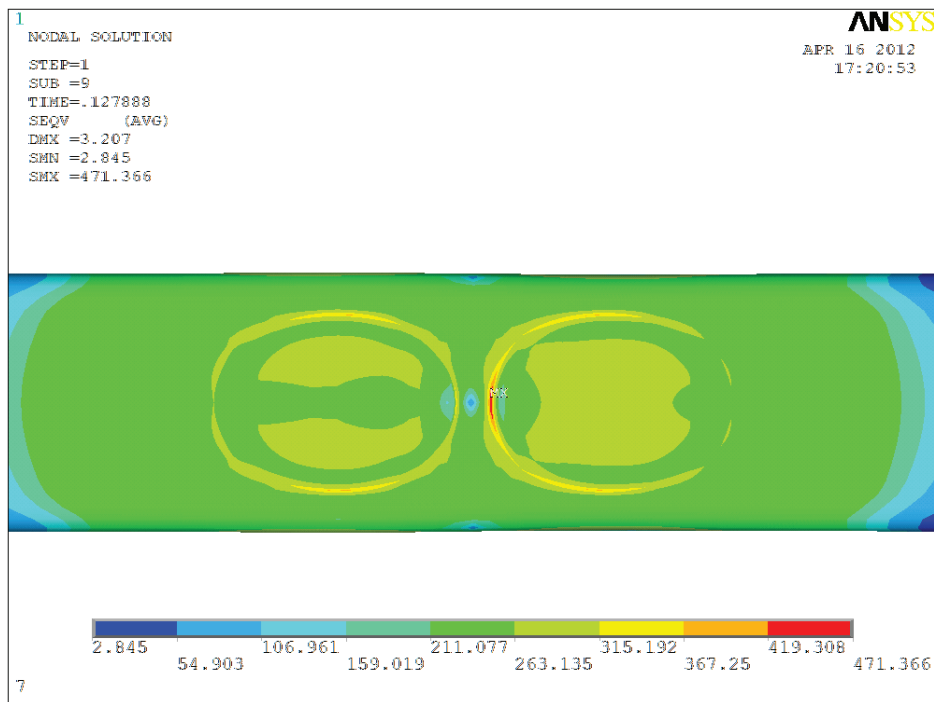
Pela tabela 4.6, pode-se observar que para as prescrições da PN:2011, o modo de falha dominante para os modelos 6, 7, 14 e 15 é o cisalhamento do banzo (Modo C).

A dedução analítica da fórmula de resistência é feita através do método das linhas de escoamento de placas, considerando tanto o banzo quanto a diagonal sendo compostos por perfis retangulares. Para os perfis circulares é feita uma aproximação devido a

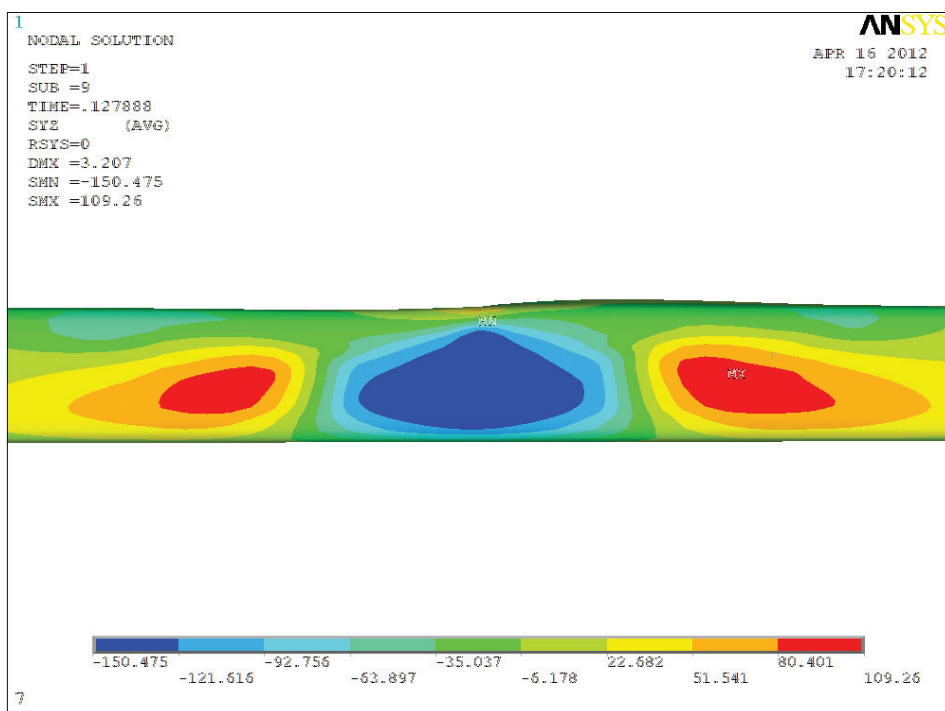
forma da seção de contato (diagonal e banzo). Esta aproximação implica na introdução do termo  $\pi/4$  nas resistências quando o perfil da diagonal é composto por perfis circulares. Como o modo de falha C é o cisalhamento do banzo, a formulação do CIDECT não introduz o termo  $\pi/4$  como na PN:2011, já que é um modo de falha na parede lateral, onde não ocorre influência da forma do perfil das diagonais.

Para comprovar que nos modelos citados acima, o modo de falha é a plastificação da face do banzo, na figura 4.7(a) e 4.7(b), tem-se a distribuição das tensões de von Mises e das tensões cisalhantes do modelo 7.

Como observado na figura 4.7(a) e 4.7(b), o modo de falha para o modelo 7 é a plastificação da face do banzo. Para a deformação referente a 3% da largura da face, o banzo atingiu uma tensão entre 263MPa e 315 MPa, sendo que a tensão de escoamento do material é de 250MPa. Já para a tensão cisalhante na face lateral referente a mesma deformação atingiu um máximo de 109MPa, sendo que a tensão de cisalhamento máxima é de 144,33MPa. Esta análise comprovou que as prescrições do CIDECT estão mais coerentes que as prescrições da PN:2011. O comportamento descrito anteriormente foi verificado no restante dos modelos, sendo o modelo 7 escolhido por ser o modelo onde a diferença entre as resistências, para a PN:2011, entre o modo de falha A e C foi maior.



(a)



(b)

Figura 4.8 – Distribuição de tensão: (a) de von Mises (MPa) da face superior do banço do modelo 7; (b) de cisalhamento (MPa) da face lateral do banço do modelo 7.

A tabela 4.7, apresenta o cálculo da força axial resistente teórica, o valor das cargas de serviço e a carga última resistente obtidas pelo modelo numérico. A partir da relação

entre as cargas últimas,  $N_u$ , e de serviço,  $N_s$ , foi identificado o estado limite dominante pelos modelos numéricos e a carga resistente segundo o critério da deformação limite apresentado no capítulo 3. Com os resultados tem-se a relação entre a resistência teórica e a numérica.

Os modelos 1, 2, 8, 9, 26, 27, 28, 29, 30, 31, 32 e 33 não atendem ao limite inferior do parâmetro  $\beta$  exigido pelas normas (Tabela 2.2). Mesmo fora do limite, estes modelos foram avaliados para uma possível adequação destes valores.

**Tabela 4. 7 – Resistência teórica e numérica da ligação tipo “K” .**

Modelo	$\beta$	$2\gamma$	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_s$ (kN)	$N_u$ (kN)	$\frac{N_u}{N_s}$	$N_{num}$ (kN)	E.L.	$\frac{N_{1,Rd}}{N_{Num}}$	$\frac{N_1^*}{N_{Num}}$
1*	0,25	17,19	70,92	72,56	70	80	1,14	80	Último	0,82	0,83
2*	0,30		85,1	87,07	77,5	88	1,14	88	Último	0,89	0,91
3	0,35		99,3	101,6	86	98	1,14	98	Último	0,93	0,94
4	0,40		113,5	116,1	95	109	1,15	109	Último	0,96	0,97
5	0,45		127,7	130,6	105	120	1,14	120	Último	0,97	0,96
6	0,50		141,9	145,1	116,5	134	1,15	134	Último	0,97	0,95
7	0,55		156	159,6	139	156	1,12	156	Último	0,98	0,94
8*	0,25	22,92	46,06	44,50	42	54	1,29	54	Último	0,85	0,82
9*	0,30		55,28	53,40	46	60	1,30	60	Último	0,92	0,89
10	0,35		64,50	61,95	50	66	1,32	66	Último	0,98	0,94
11	0,40		73,70	70,40	56	73	1,30	73	Último	1,01	0,96
12	0,45		82,92	78,60	62	81	1,31	81	Último	1,02	0,97
13	0,50		92,13	86,50	70	91	1,30	91	Último	1,01	0,95
14	0,55		101,34	94,10	78	100	1,28	100	Último	1,01	0,94
15	0,60		110,56	101,50	87	112	1,29	112	Último	0,99	0,91
16	0,25	28,00	55,25	51,27	44,5	62,5	1,40	62,5	Último	0,88	0,82
17	0,30		66,30	61,52	51	71	1,39	71	Último	0,93	0,87
18	0,35		77,35	71,78	56	77	1,38	77	Último	1,00	0,93
19	0,40		88,40	81,70	61	85	1,39	85	Último	1,04	0,96
20	0,45		99,45	91,50	67	94	1,40	94	Último	1,06	0,97
21	0,50		110,50	101,10	73	102	1,40	102	Último	1,08	0,99
22	0,55		121,55	110,40	81	112	1,38	112	Último	1,09	0,99
23	0,60		132,60	119,30	91	124	1,36	124	Último	1,07	0,96
24	0,65		143,65	127,85	101	137	1,36	137	Último	1,05	0,93
25	0,65		154,70	135,90	116	154	1,33	154	Último	1,00	0,88
26*	0,25	35,94	102,55	90,50	90	134	1,49	134	Último	0,77	0,68
27*	0,30		123,07	108,64	100	148	1,48	148	Último	0,83	0,73
28*	0,35		143,58	126,75	110	163	1,48	163	Último	0,88	0,78
29*	0,40		164,10	144,85	122	181	1,48	181	Último	0,91	0,80
30*	0,45		184,60	162,96	133	200	1,50	200	Último	0,92	0,82
31*	0,50		205,00	181,06	148	215	1,45	215	Último	0,95	0,84
32*	0,55		225,63	199,20	162	234	1,44	234	Último	0,96	0,85
33*	0,60		246,13	217,30	179	255	1,42	255	Último	0,97	0,85
34	0,65		266,65	235,38	200	281	1,41	281	Último	0,95	0,84
35	0,70		287,15	250,60	221	308	1,39	308	Último	0,93	0,81

E.L. - Estado Limite.

$N_{1,Rd}$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.

$N_1^*$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.

$N_s$  - Carga de serviço do modelo numérico (referente a deformação de 1% da face do banzo).

$N_u$  - Carga última do modelo numérico (referente a deformação de 3% da face do banzo).

$N_{num}$  - Carga resistente do modelo numérico.

\* - modelos fora do limite de  $\beta$

Assim como na ligação “T”, à medida que se aumenta o parâmetro  $\beta$ , tanto a resistência teórica quanto a resistência dos modelos numéricos crescem.

A relação entre a resistência teórica e a resistência numérica ( $N_{1,Rd}/N_{num}$ ), até um certo valor, aumenta com o crescimento do parâmetro  $\beta$  e posteriormente decresce.

Para todos os modelos estudados, de acordo com o critério de deformação limite apresentados anteriormente, a resistência da ligação foi controlada pelo estado limite último, ou seja, pelo valor  $N_u$ .

Para melhor avaliar os resultados obtidos e listados na tabela 4.7, foram representados graficamente (figuras 4.8 a 4.11) os valores das cargas dos modelos numéricos versus deslocamento ( $\Delta$ ), sendo também representadas as deformações referentes a carga de serviço e a carga última, identificados nos gráficos como 1% e 3 %, respectivamente.

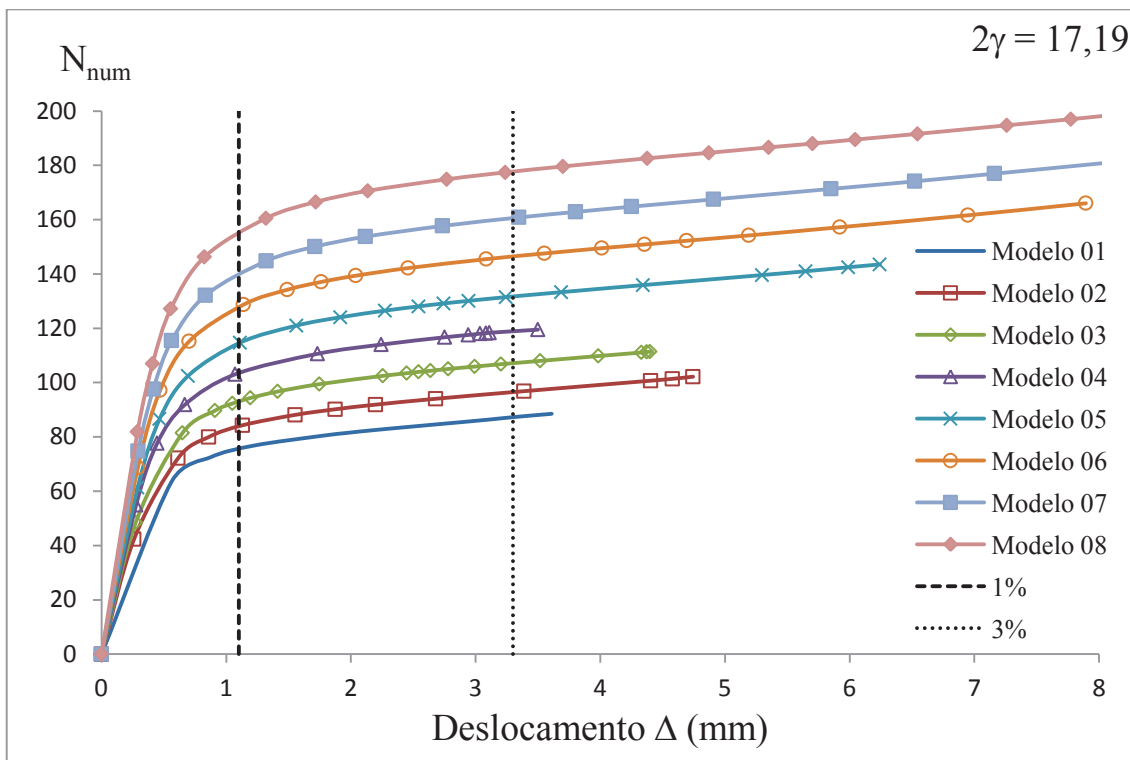


Figura 4.9 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “K” para  $2\gamma = 17,2$ .

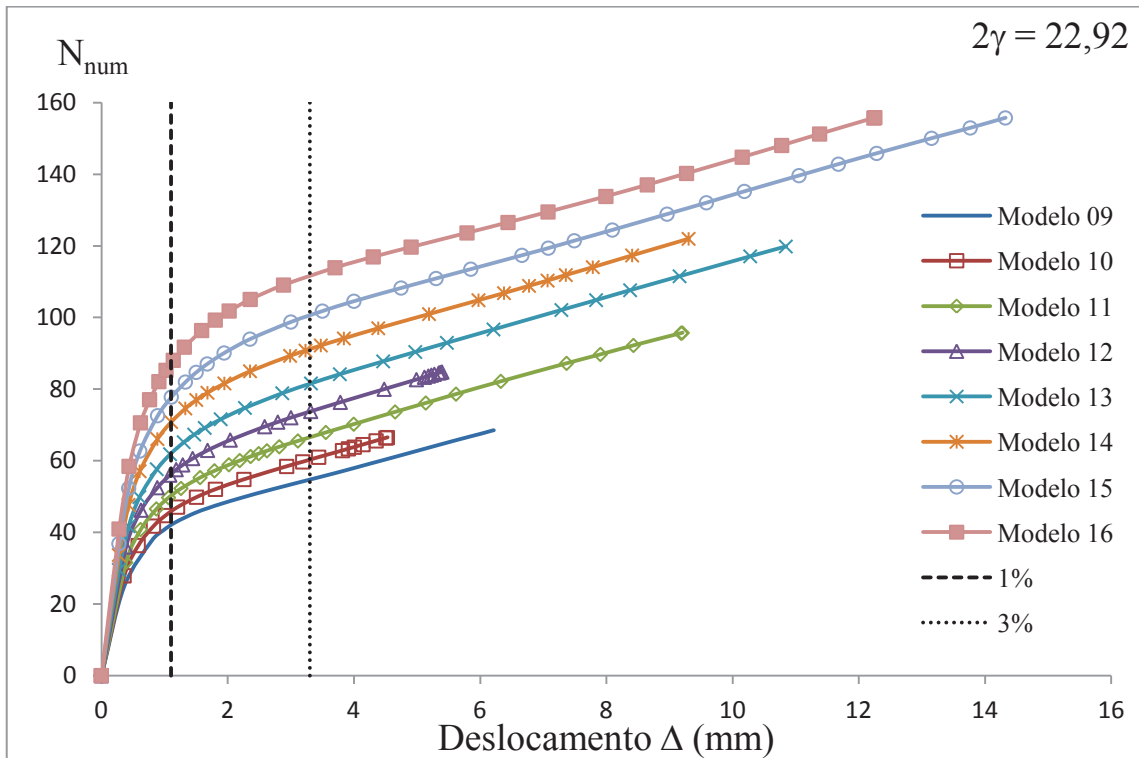


Figura 4.10 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “K” para  $2\gamma = 22,92$ .

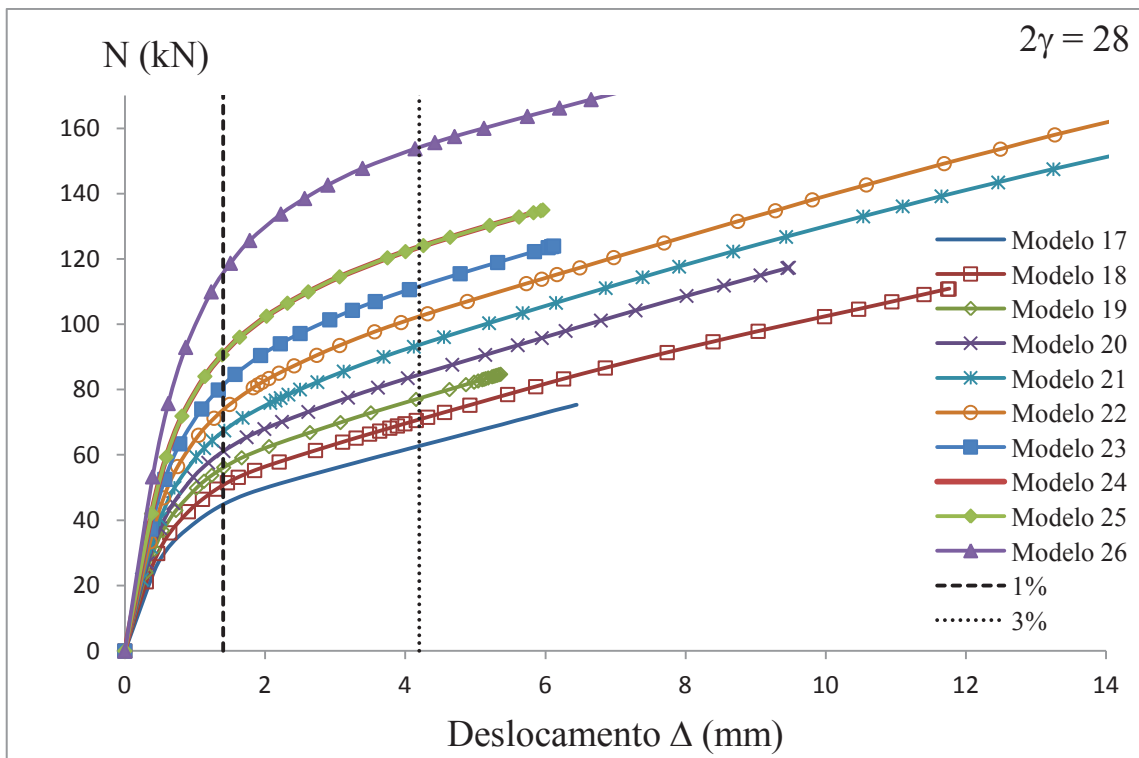
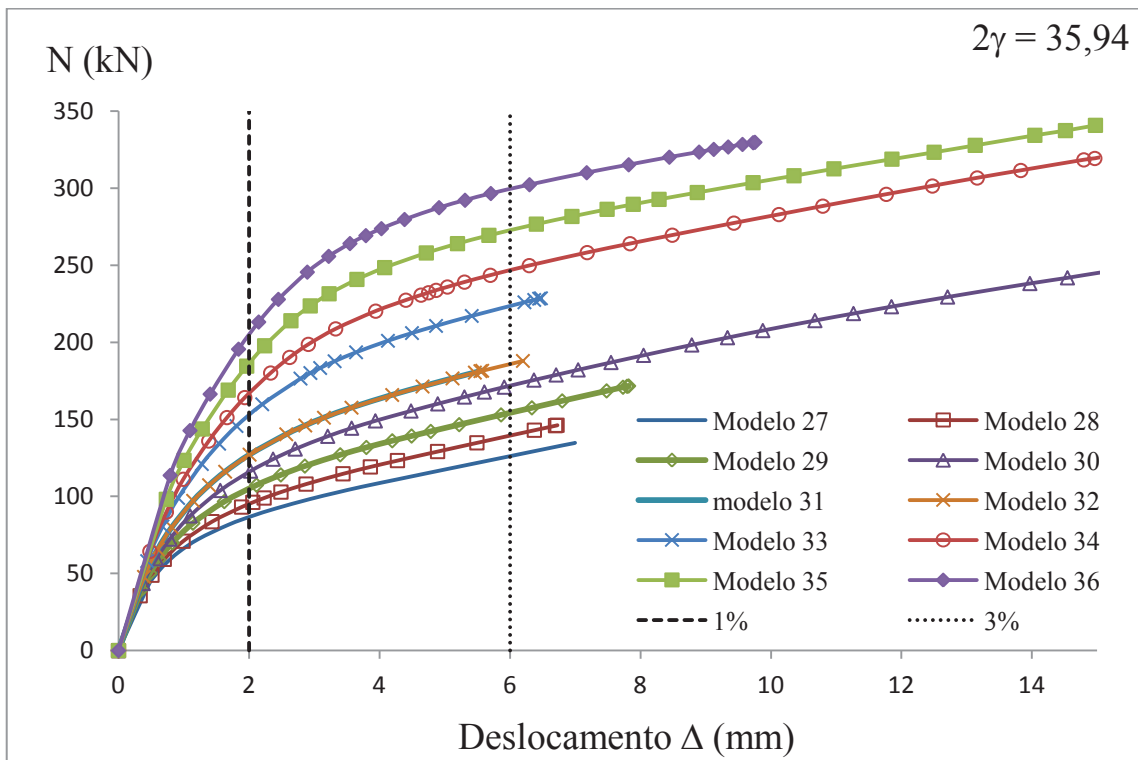


Figura 4.11 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “K” para  $2\gamma = 28$ .





**Figura 4.12 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo "K" para  $2\gamma = 35,94$ .**

Pelos gráficos apresentados nas figuras 4.8 a 4.11, pode-se observar que os modelos numéricos onde o banzo é mais esbelto,  $2\gamma$  altos, os modelos tem um relação entre a carga última e de serviço ( $N_u/N_s$ ) maiores, ou seja, os modelos são mais rígidos. Isto pode ser explicado pelo efeito de membrana, que é mais influente nos modelos mais esbeltos como pode ser observado na figura 4.11.

Para melhor avaliar os resultados obtidos, foram representados graficamente (figuras 4.12 a 4.15) os valores das forças axiais resistentes teóricas (PN:2011 e CIDECT) e as resistências obtidas pelos modelos numéricos, em função da geometria da ligação (parâmetro  $\beta$ ).

As figuras 4.12 a 4.15 foram definidas segundo a esbelteza da face do banzo da ligação,  $2\gamma = 17,19$ ,  $2\gamma = 22,92$ ,  $2\gamma = 28$  e  $2\gamma = 35,94$ , respectivamente. Para avaliar os resultados foram representados os limites inferiores de  $\beta$  pelas normas PN:2011 e CIDECT, sendo o limite superior os mesmos para as duas prescrições e igual a 0,8. Também foram representado os modelos que estão com o afastamento dentro dos limites especificados pelas normas. Nos modelos anteriores a reta vertical denominada

Limite gap estão fora do limite inferior e os modelos após estão dentro dos limites. A representação gráfica das figuras 4.12 a 4.15 possibilita o estudo paramétrico da ligação tipo “K” para o modo de falha A.

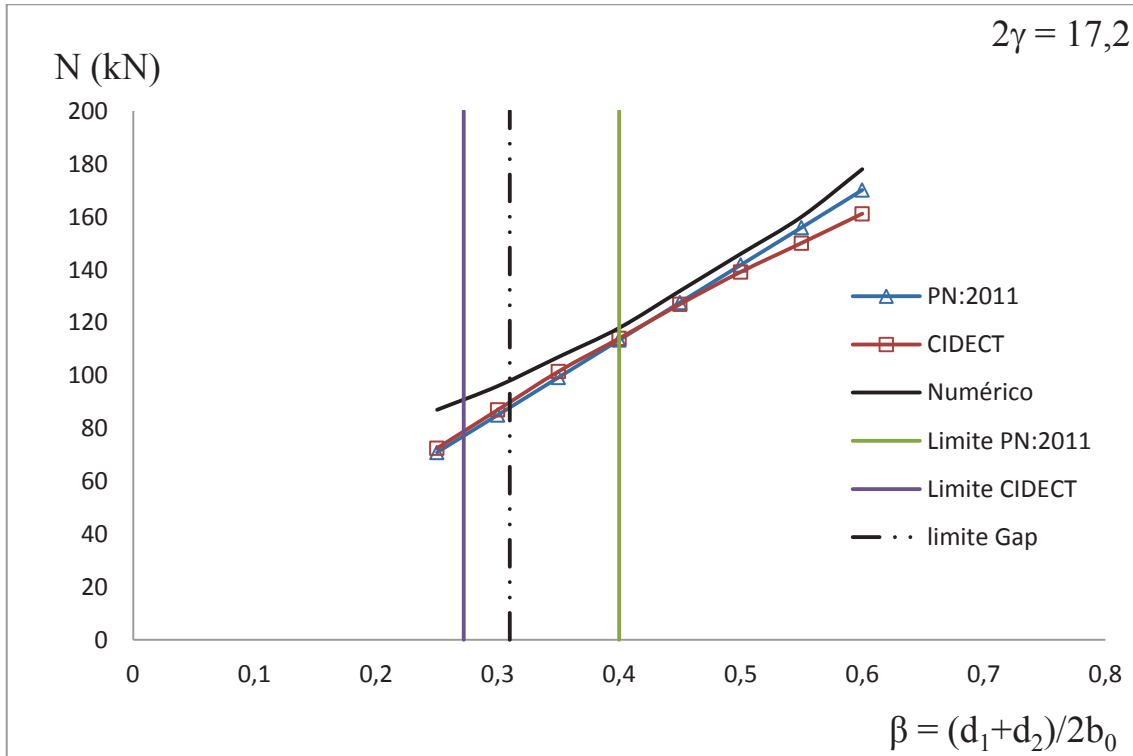


Figura 4.13 – Gráfico Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo “K” para  $2\gamma = 17,2$ .

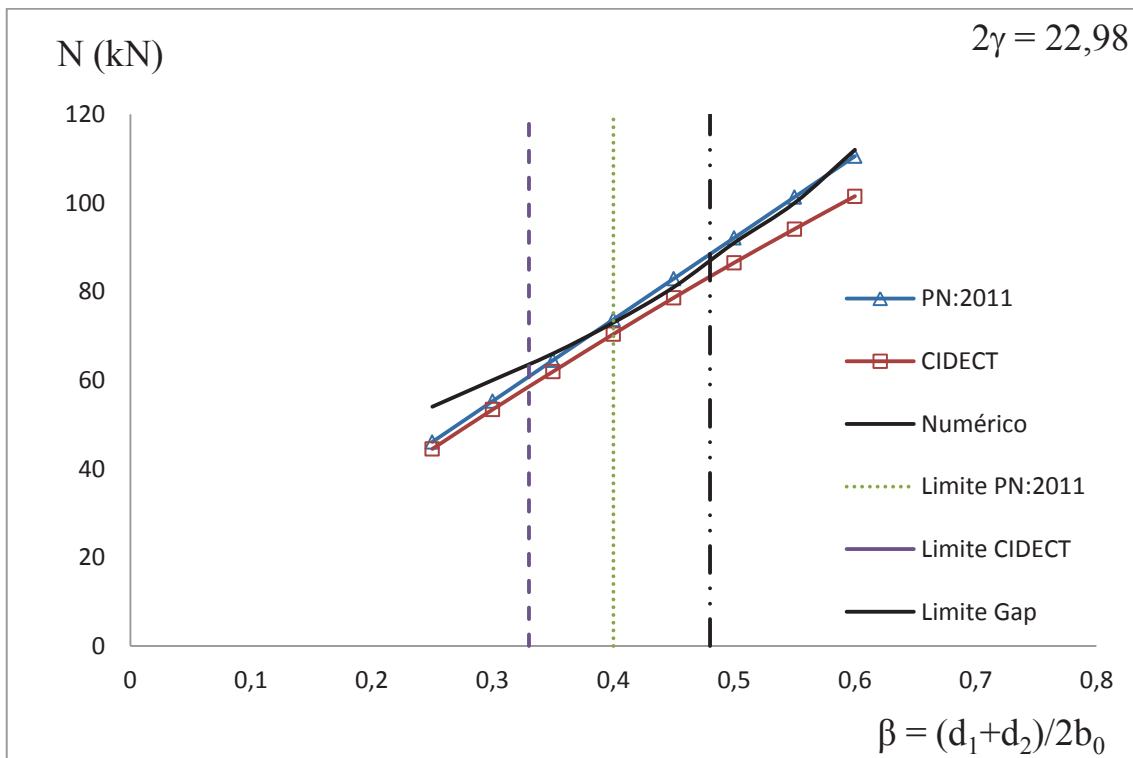


Figura 4.14 – Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo “K” para  $2\gamma = 22,98$ .

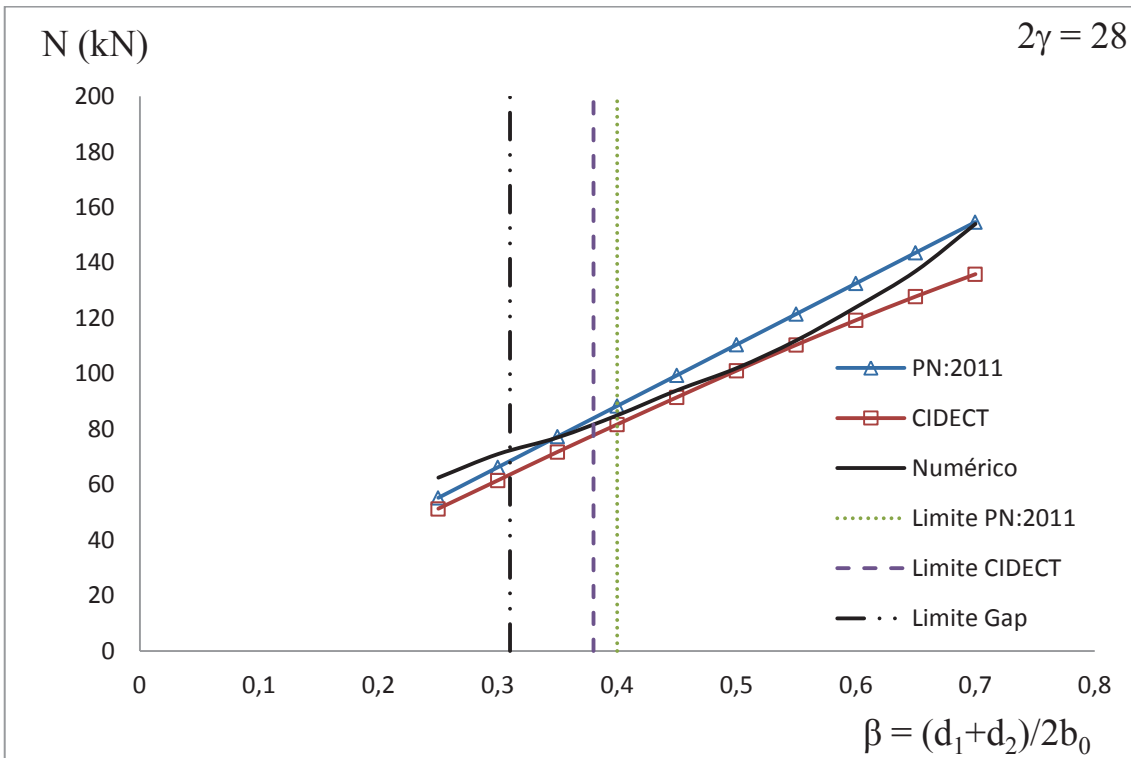


Figura 4.15 – Gráfico Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo "K" para  $2\gamma = 28$ .

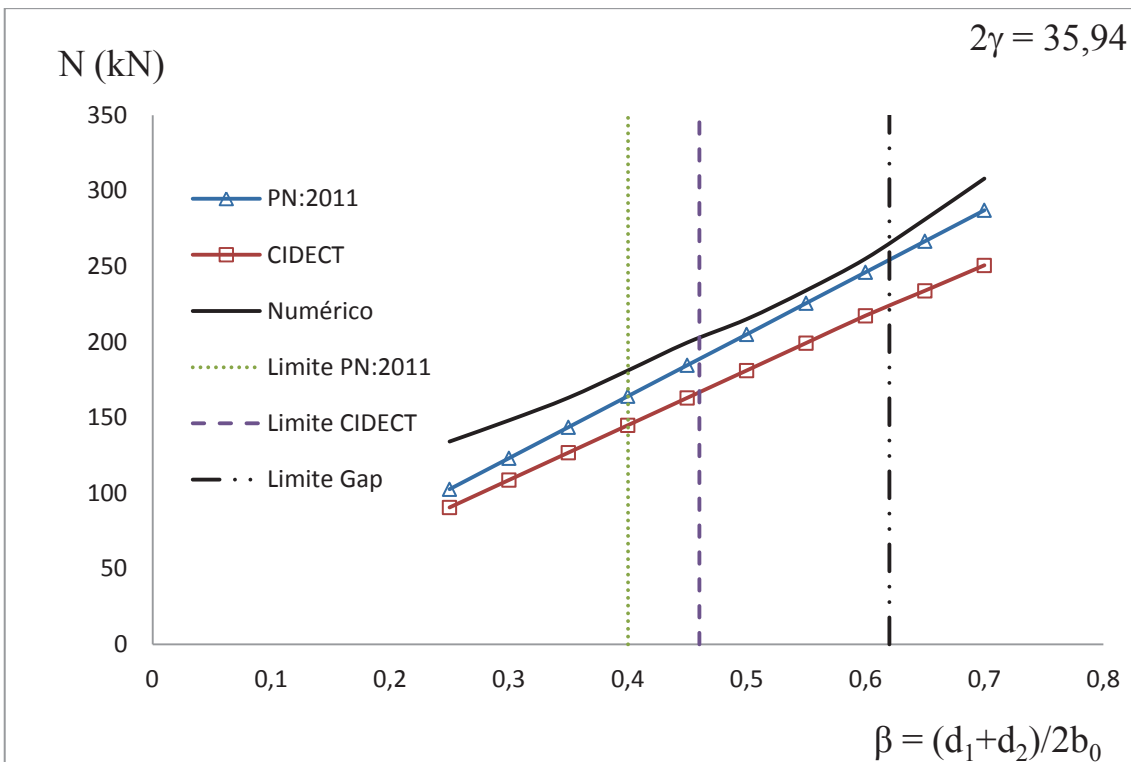
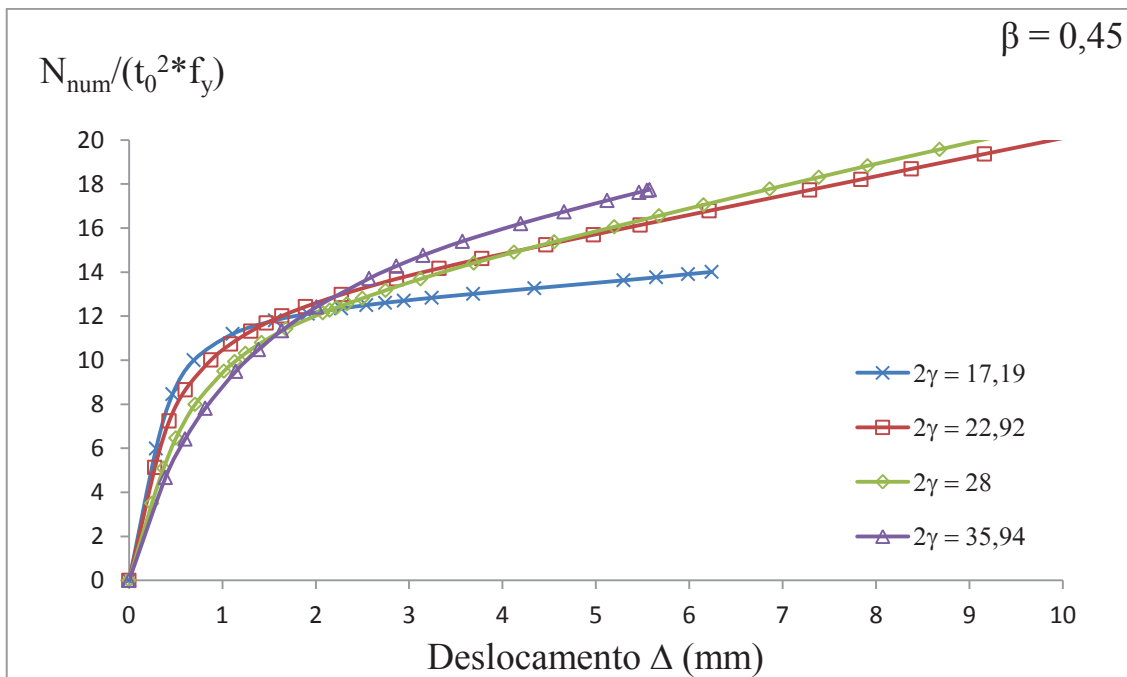


Figura 4.16 – Gráfico Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo "K" para  $2\gamma = 35,94$ .

Pelos gráficos das figuras 4.11 a 4.15, observa-se que as equações do CIDECT tem melhor correlação com os resultados numéricos. Para os modelos de esbeltezas,  $2\gamma = 22,98$  e  $2\gamma = 28$ , a resistência obtida pelas prescrições da PN:2011 foram maiores que a resistência obtida pelos modelos numéricos. Já as resistências obtidas pelas prescrições do CIDECT obtiveram boa correlação com as resistências dos modelos numéricos e foram sempre menores

A figura 4.17, representa a carga aplicada no modelo numérico dividida pela espessura ao quadrado e pela tensão de escoamento do material versus deslocamento para as quatro esbeltezas estudadas e  $\beta = 0,45$ . Este comportamento é observado para todas as faixas de  $\beta$ . O modelo de  $\beta = 0,45$  foi escolhido por ser um valor mediano comum a todos os índices de esbeltezas.



**Figura 4.17 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Resistência numérica dividida pela espessura ao quadrado e pela tensão de escoamento do material versus deslocamento dos modelos da ligação tipo “K” para  $\beta = 0,45$ .**

Por meio da figura 4.17 pode-se comprovar que os modelos mais esbeltos possuem uma rigidez inicial menor, mas são mais rígidos em certos níveis de deslocamento, devido ao efeito de membrana.

#### 4.4. Ligação “KT” com afastamento

A ligação do tipo “KT” analisada considera a carga de compressão em uma diagonal, tração na outra diagonal, uma carga de compressão no montante de 15% da carga das diagonais, e sem carregamento no banzo. Assim como na ligação tipo “T” e “K”, os parâmetros variados são  $\beta$   $((d_1+d_2+d_3)/b_0)$  e  $2\gamma$   $(b_0/t_0)$ . O ângulo entre as diagonais e o banzo foi mantido constante, igual a  $47,7^\circ$  em todos os modelos estudados. Com relação ao afastamento, foi igual a 25mm para os modelos cujo  $2\gamma$  é igual a 17,2 e 22,98; 33; para os modelos cujo  $2\gamma$  é igual 28 e 35,94 o afastamento é igual a 35mm.

Para os modelos de  $2\gamma$  igual a 17,2, e  $2\gamma$  igual a 22,98 foi adotado um afastamento de 25mm para não se gerasse uma excentricidade excessiva. Adotando um afastamento de 25mm para os modelos de  $2\gamma$  igual a 28 e  $2\gamma$  igual 35,94, não foi possível gerar a malha do modelo numérico de forma uniforme e adequada sendo necessário aumentar para 35mm.

Assim como na ligação do tipo “K” foram utilizados quatro tipos de perfis para o banzo: 110x60x6,4, 110x60x4,8, 200x110x7,5, 140x80x5,0 e 230x170x6,4 obtendo  $2\gamma$  igual a 17,2, 22, 98, 28 e 35,94, respectivamente, e assim como nas ligações anteriores, utilizou-se o perfil 110x60x4,8 por ser o mesmo do modelo experimental, e se procurou escolher perfis tubulares existentes na tabela do fabricante que se pudesse obter índices de esbeltezas próximos dos limites de norma. Foi feita a variação do diâmetro das diagonais ( $d_1$  e  $d_2$ , sendo sempre  $d_1 = d_2$ ), e diâmetro do montante ( $d_3$ ) para cada valor de  $2\gamma$  para que se pudesse fazer a variação do parâmetro  $\beta$ . Com isto foi possível fazer o estudo da variação do parâmetro  $\beta$  para cada  $2\gamma$ .

As geometrias dos modelos da ligação tipo “KT” analisados são descritas na tabela 4.8.

**Tabela 4. 8 – Geometria dos modelos numéricos da ligação tipo “KT” .**

Modelo	$h_0$ (mm)	$b_0$ (mm)	$t_0$ (mm)	$d_1$ (mm)	$t_1$ (mm)	$d_2 = d_3$ (mm)	$t_2 = t_3$ (mm)	$\beta$	$2\gamma$
1*	60	110	6,4	38,1	3,4	38,7	3	0,35	17,19
2				38,1	3,4	46,95	3	0,4	
3				38,1	3,4	55,2	3,5	0,45	
4				38,1	3,4	63,45	3,5	0,5	
5*	60	110	4,8	38,1	3,4	38,7	3	0,35	22,92
6				38,1	3,4	46,95	3	0,4	
7				38,1	3,4	55,2	3,5	0,45	
8				38,1	3,4	63,45	3,5	0,5	
9				38,1	3,4	71,7	3,5	0,55	
10*	80	140	5	38,1	3,4	43,95	3	0,3	28,00
11				38,1	3,4	54,45	3,5	0,35	
12				38,1	3,4	64,95	3,5	0,4	
13				38,1	3,4	75,45	3,5	0,45	
14				38,1	3,4	85,95	3,5	0,5	
15*	170	230	6,4	70	3,6	120,25	3,6	0,45	35,94
16				70	3,6	137,5	5	0,5	
17				70	3,6	154,75	5	0,55	
18				70	3,6	172	5	0,6	

\* modelos fora do limite de  $\beta$

Como descrito no capítulo 2, não existem formulações no CIDECT para a ligação tipo “KT”. Desta forma foi feita uma adaptação seguindo as diretrizes da PN:2011, onde as equações das resistências e limites são similares as da ligação tipo “K” mudando apenas o parâmetro  $\beta$ , que passa a ter influência do montante.

Os modelos 1, 5, 10 e 11, não atendem ao limite inferior de afastamento exigido pelas prescrições da PN:2011 e os modelos 10 e 11 para as adaptações do CIDECT. Mesmo fora do limite, estes modelos foram avaliados para uma possível adequação destes limites.

Assim como nas outras ligações, foram definidos modelos com geometria para que modo de falha A (plastificação da face do banzo) fosse dominante. Foi avaliada a força axial resistente de todos os modelos para todos os modos de falha possíveis da ligação “KT” com banzo de seção tubular retangular e diagonais circulares. Para todos os modos avaliados, dominante sempre foi a plastificação da face do banzo. Na Tabela 4.9 observam-se as forças axiais resistentes para os modos de falha da ligação “KT”.

Tabela 4.9 – Cálculo da resistência da ligação tipo “KT”.

Modelo	MODO A		MODO C		MODO E		MODO D	
	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)
1*	99,29	95,50	150,6	134,6	101,9	101,9	163,4	169,1
2	113,48	106,03	150,6	134,6	125,4	125,4	198,3	205,1
3	127,66	114,30	150,6	134,6	165,4	165,4	233,1	241,2
4	141,85	119,07	150,6	134,6	191,8	191,8	268,0	277,2
5*	64,49	59,73	112,9	100,9	89,5	89,5	118,4	125,5
6	73,70	67,00	112,9	100,9	110,4	110,4	143,7	148,6
7	82,90	73,60	112,9	100,9	147,7	147,7	168,9	174,7
8	92,13	79,20	112,9	100,9	171,5	171,5	194,2	200,9
9	101,35	83,10	112,9	100,9	195,3	195,3	219,4	227,0
10*	66,30	60,20	156,8	140,2	100,1	100,1	137,4	142,2
11	77,35	69,50	156,8	140,2	142,3	142,3	170,2	176,1
12	88,40	78,50	156,8	140,2	171,9	171,9	203,1	210,1
13	99,45	86,90	156,8	140,2	201,6	201,6	235,9	244,0
14	110,50	94,57	156,8	140,2	231,2	231,2	268,7	278,0
15*	184,60	160,40	426,6	381,3	335,8	335,8	471,9	488,2
16	205,11	177,20	426,6	381,3	510,5	510,5	539,6	558,2
17	225,62	193,45	426,6	381,3	577,5	577,5	607,3	628,2
18	246,10	209,05	426,6	381,3	644,5	644,5	675,0	698,2
$N_{1,Rd}$ - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.								
$N_1^*$ - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.								
* modelos fora do limite de $\beta$								

A tabela 4.10, apresenta o cálculo da força axial resistente teórica, o valor das cargas de serviço e carga última, obtidas pelo modelo numérico com base no critério de deformação limite. A partir da relação entre as cargas últimas e de serviço foi identificado o estado limite dominante pelo modelo numérico e a carga resistente segundo o critério da deformação limite apresentado no capítulo 3. Com os resultados tem-se a relação entre a resistência teórica e numérica.

**Tabela 4.10 – Resistência teórica e numérica para o modo de falha A da ligação tipo “KT” .**

Modelo	$\beta$	$2\gamma$	$N_1^*$ (kN)	$N_{1,Rd}$ (kN)	$N_s$ (kN)	$N_u$ (kN)	$\frac{N_u}{N_s}$	$N_{num}$ (kN)	E.L.	$\frac{N_{1,Rd}}{N_{num}}$	$\frac{N_1^*}{N_{num}}$
1*	0,35	17,19	95,50	99,29	85	102	1,20	102	Último	0,97	0,94
2	0,4		106,03	113,48	97	118	1,22	118	Último	0,96	0,90
3	0,45		114,30	127,66	109	135	1,19	130	Último	0,94	0,85
4	0,5		119,07	141,85	137	157	1,15	157	Último	0,90	0,76
5*	0,35	22,92	59,73	64,49	49	65	1,33	65	Último	0,99	0,92
6	0,4		67,00	73,70	55	75	1,36	75	Último	0,98	0,89
7	0,45		73,60	82,90	66	87	1,32	87	Último	0,95	0,85
8	0,5		79,20	92,13	79	103	1,30	103	Último	0,89	0,77
9	0,55		83,10	101,35	93	125	1,34	125	Último	0,81	0,66
10*	0,3	28,00	60,20	66,30	42	63	1,50	63	Último	1,05	0,96
11	0,35		69,50	77,35	50	71	1,42	71	Último	1,09	0,98
12	0,4		78,50	88,40	58	81	1,40	81	Último	1,09	0,97
13	0,45		86,90	99,45	70	95	1,36	95	Último	1,05	0,91
14	0,5		94,57	110,50	85	115	1,35	115	Último	0,96	0,82
15*	0,45	35,94	160,40	184,60	111	169	1,52	166,5	Serviço	1,11	0,96
16	0,5		177,20	205,11	132	195	1,48	195	Último	1,05	0,91
17	0,55		193,45	225,62	153	228	1,49	228	Último	0,99	0,85
18	0,6		209,05	246,10	190	280	1,47	280	Último	0,88	0,75

E.L. - Estado Limite.  
 $N_{1,Rd}$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.  
 $N_1^*$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.  
 $N_s$  - Carga de serviço do modelo numérico (referente a deformação de 1% da face do banzo).  
 $N_u$  - Carga última do modelo numérico (referente a deformação de 3% da face do banzo).  
 $N_{num}$  - Carga resistente do modelo numérico.

Assim como nas outras ligações, à medida que se aumenta o parâmetro  $\beta$ , tanto a força axial resistente teórica quanto a resistência dos modelos numéricos crescem.

A relação entre a força axial resistente teórica e a resistência numérica ( $N_{1,Rd}/N_{num}$ ), diminui com o crescimento do parâmetro  $\beta$ , exceto para  $2\gamma = 28$ , onde cresce do modelo 11 para o 12 e posteriormente, assim como nos outros modelos de esbeltezas diferentes, decresce.

Analogamente às outras ligações, para melhor avaliar os resultados obtidos e listados na tabela 4.10, foram representados graficamente (figuras 4.17 a 4.20), os valores das cargas dos modelos numéricos versus deslocamento ( $\Delta$ ), sendo também representadas as deformações referentes a carga de serviço e a carga última, identificadas nos gráficos como 1% e 3 %, respectivamente.



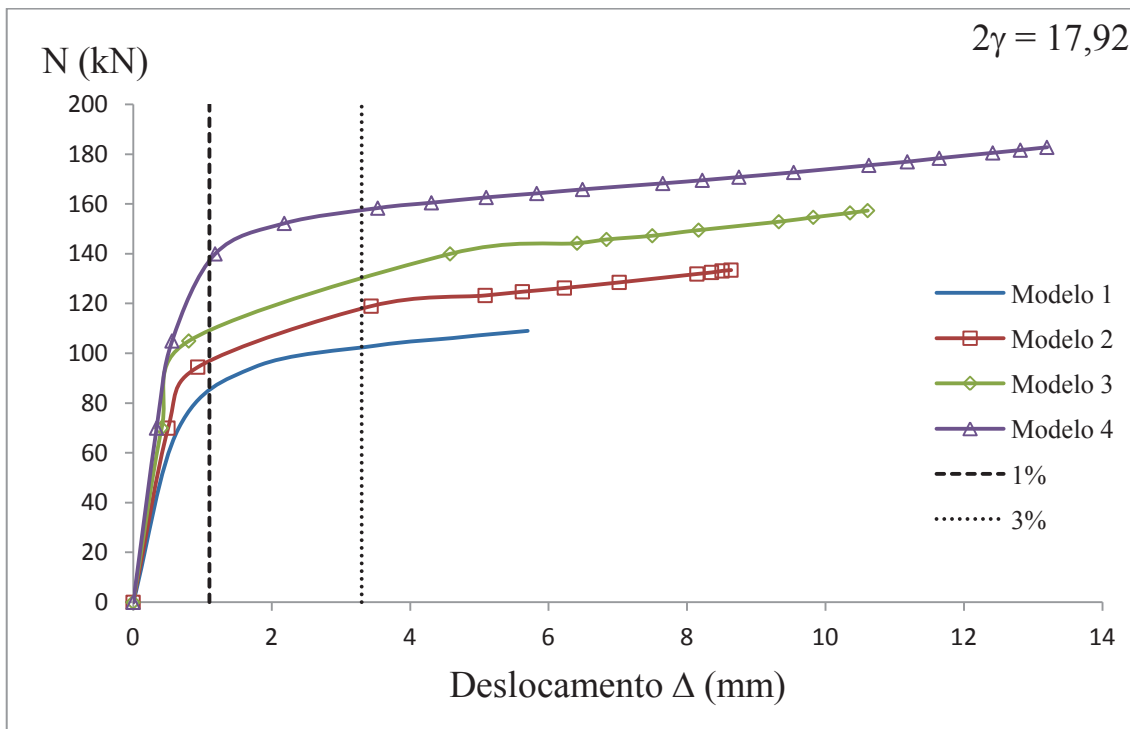


Figura 4.18 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “KT” para  $2\gamma = 17,2$ .

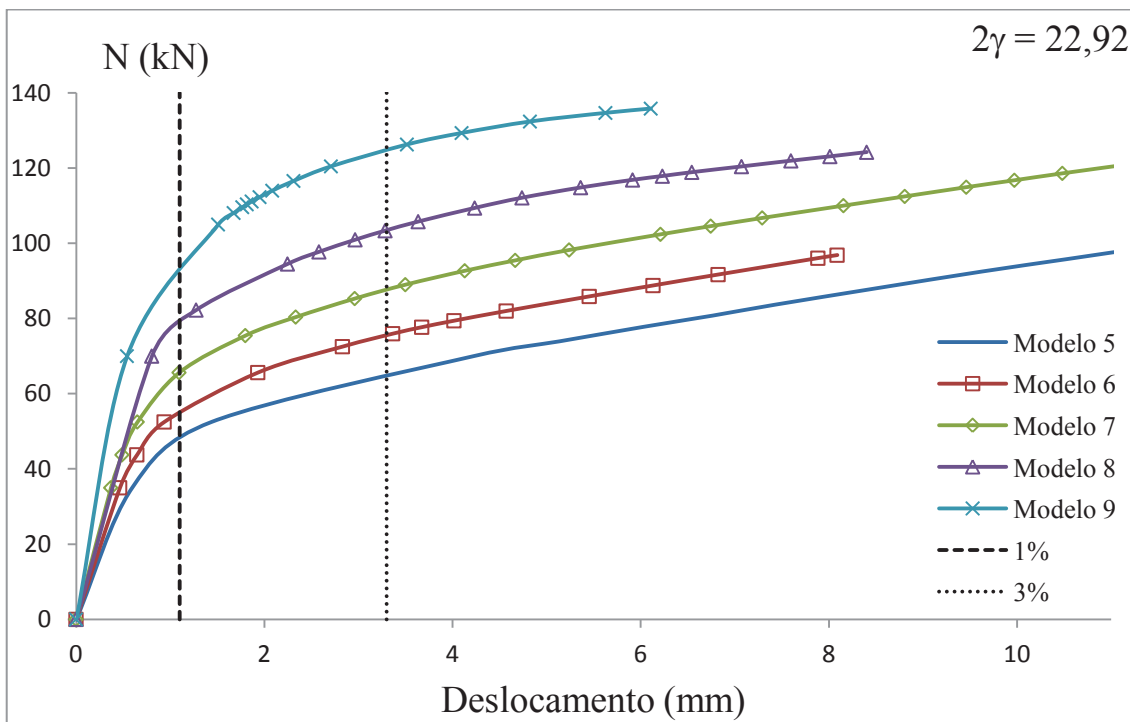


Figura 4.19 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “KT” para  $2\gamma = 22,92$ .

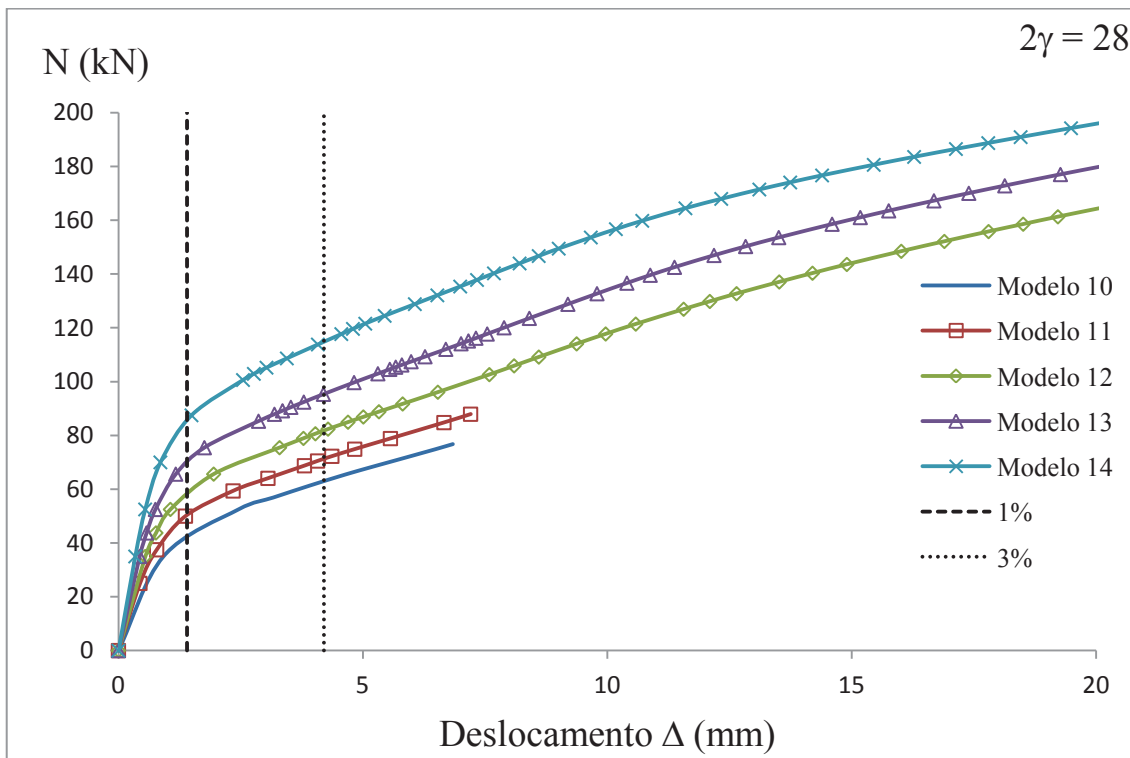


Figura 4.20 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “KT” para  $2\gamma = 28$ .

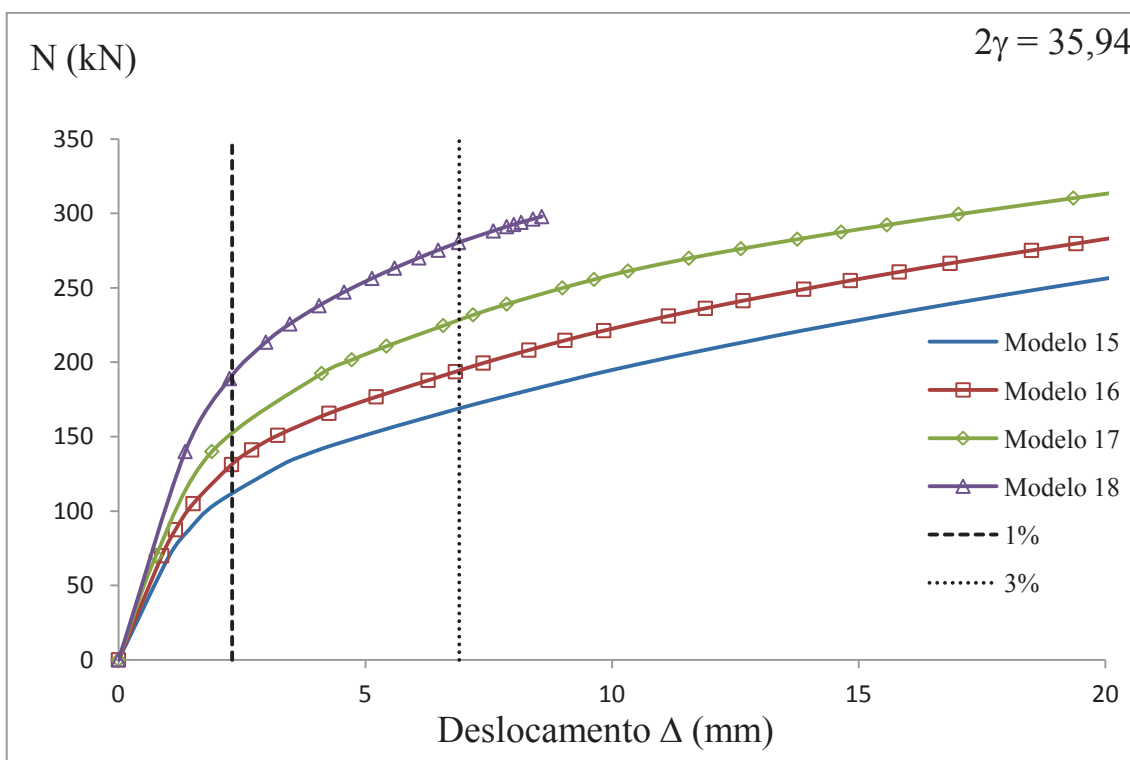


Figura 4.21 – Gráfico comparativo dos modelos numéricos - Carga da diagonal comprimida x deslocamento  $\Delta$  dos modelos da ligação tipo “KT” para  $2\gamma = 35,94$ .

Assim como na ligação “K”, pelos gráficos apresentados nas figuras 4.17 a 4.20, pode-se observar que os modelos numéricos onde o banzo é mais esbelto,  $2\gamma$  altos, os modelos tem um relação entre a carga última e de serviço ( $N_u/N_s$ ) maiores, ou seja, os modelos são mais rígidos.

Para melhor avaliar os resultados obtidos e listados na tabela 4.10, foram representados graficamente (figuras 4.21 a 4.24), os valores das resistências teóricas (PN:2011 e adaptação do CIDECT) e as resistências dos modelos numéricos, identificadas como N nos gráficos, em função da geometria da ligação (parâmetro  $\beta$ ).

As figuras 4.21 a 4.24 foram definidas segundo a esbelteza da face do banzo da ligação,  $2\gamma = 17,19$ ,  $2\gamma = 22,92$ ,  $2\gamma = 28$  e  $2\gamma = 35,94$ , respectivamente. A representação gráfica das figuras 4.22 a 4.25 possibilita o estudo paramétrico da ligação tipo “KT” para o modo de falha A.

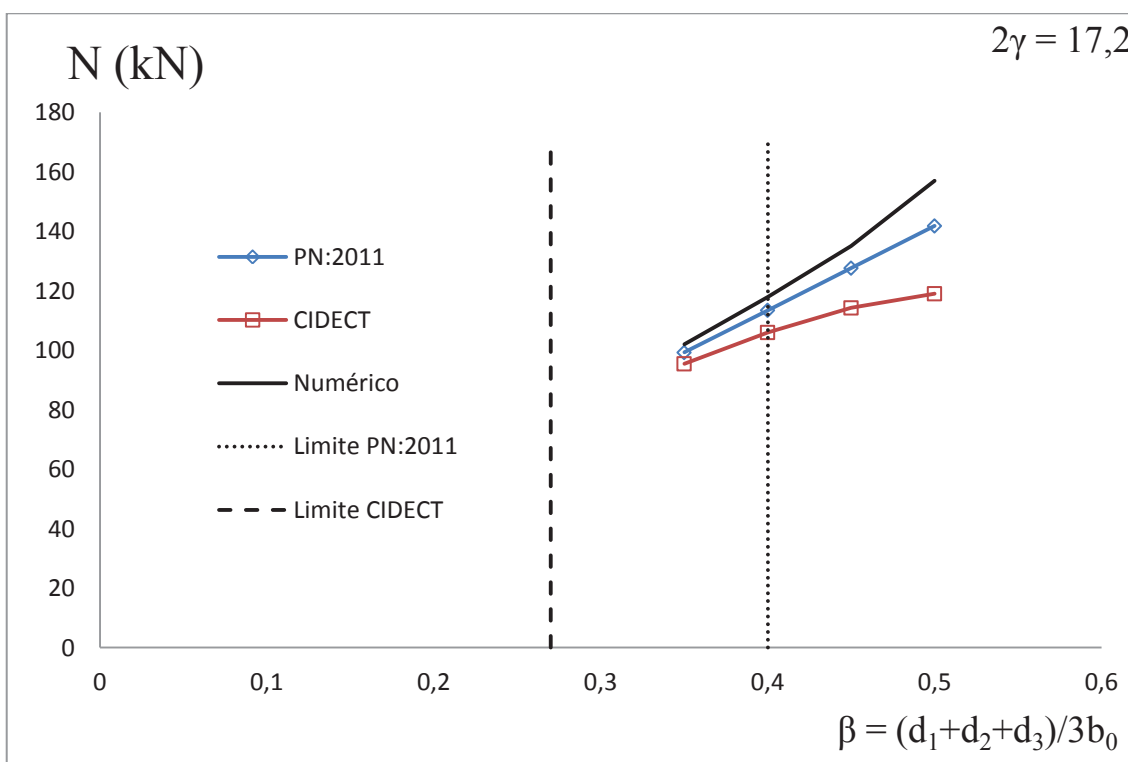


Figura 4.22 – Gráfico Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo “KT” para  $2\gamma = 17,2$ .

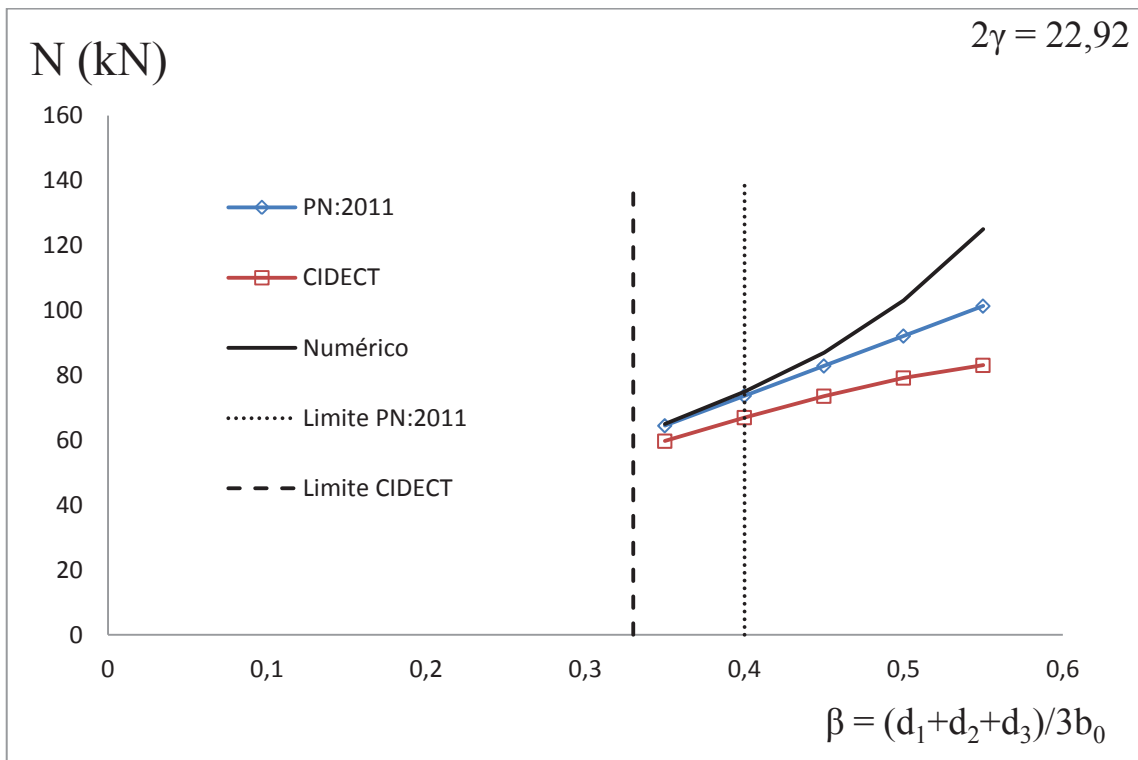


Figura 4.23 – Gráfico Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo "KT" para  $2\gamma = 22,92$ .

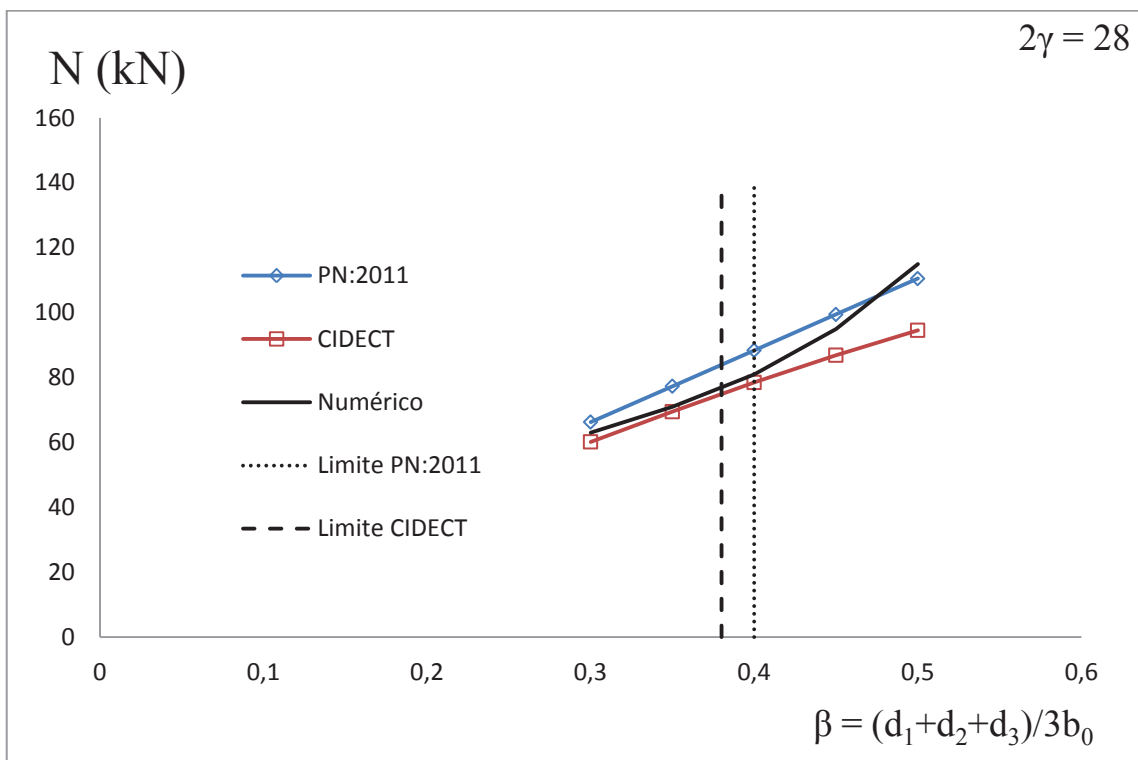


Figura 4.24 – Gráfico Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo "KT" para  $2\gamma = 28$ .

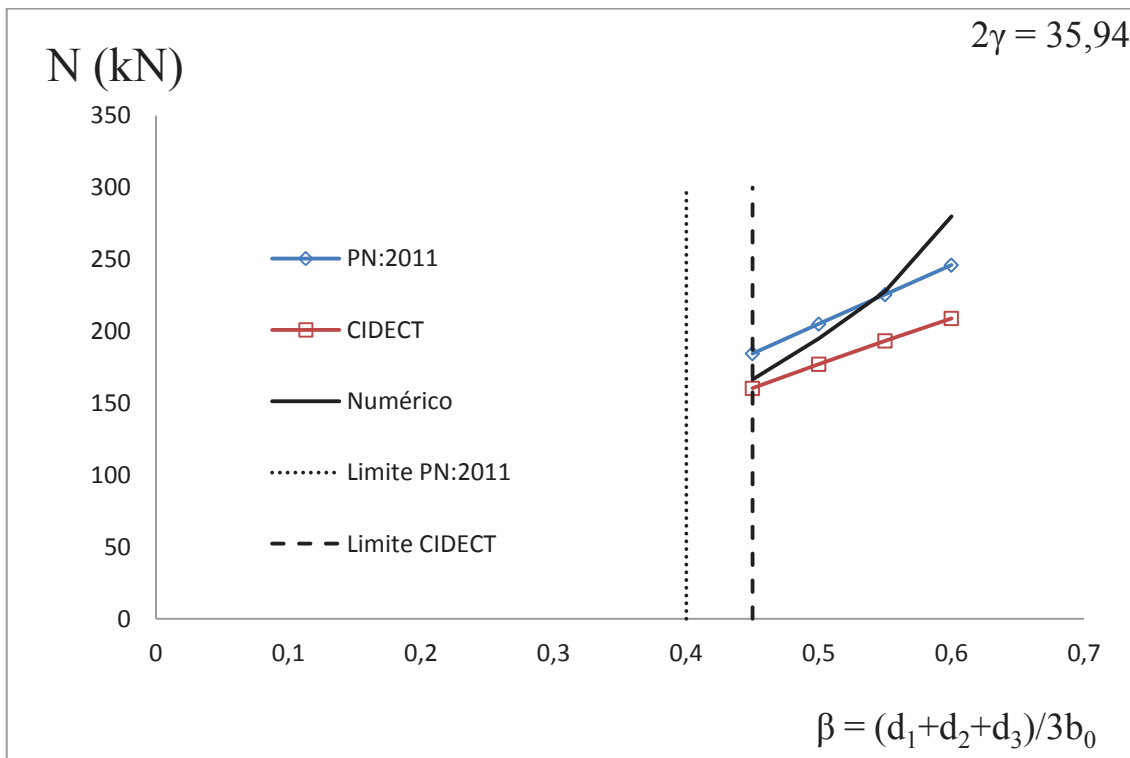


Figura 4.25 – Gráfico Resistência teórica e numérica x  $\beta$  - ligação tipo "KT" para  $2\gamma = 35,94$ .

Pelos gráficos apresentados anteriormente pelas figuras 4.21 a 4.24, observa-se que as equações provenientes das adaptações do CIDECT são mais adequadas. Para os modelos com esbeltezas,  $2\gamma = 28$  e  $2\gamma = 35,94$ , a força axial resistente obtida pelas prescrições da PN:2011 foram maiores que a resistência obtida pelos modelos numéricos. Já as forças axiais resistentes obtidas pelas prescrições adaptadas do CIDECT obtiveram boa correlação com as resistências dos modelos numéricos e foram sempre menores.

A seguir tem-se um resumo geral das análises realizadas com relação às análises paramétricas e as prescrições da PN:2011 e do CIDECT, respectivamente. O resumo é apresentado em função da tipologia da ligação estudada.

#### Ligação Tipo "T"

- O modo de falha dominante para todos os modelos estudados foi o modo A;
- Com aumento do parâmetro  $\beta$ , tanto a resistência teórica,  $N_{1,Rd}$ , quanto dos modelos numéricos,  $N_{num}$ , aumenta;
- Com o aumento do parâmetro  $\beta$  a relação  $N_{1,Rd}/N_{num}$  diminui;

- Para os modelos com  $2\gamma = 26,67$ , o estado limite observado foi o de serviço e a resistência dos modelos numéricos foi muito próxima da teórica;
- Houve uma dispersão entre os valores das resistências teóricas e dos modelos numéricos com o aumento do parâmetro  $\beta$  que pode ser explicada pela melhor distribuição das tensões na seção para os modelos com  $\beta$  maiores.

#### Ligação K

- Para a PN:2011, o modo de falha teórico dominante para alguns modelos foi o modo C. No entanto, nos modelos numéricos, o modo de falha dominante para todos os modelos foi o modo A. Isto pode ser explicado pelas deduções analíticas, que foram feitas para ligações compostas por perfis retangulares;
- Com o aumento do parâmetro  $\beta$ , aumenta a resistência da ligação;
- A relação  $N_{1,Rd}/N_{Num}$  aumenta até um certo valor de  $\beta$ , e depois decresce;
- Os modelos onde o banzo é mais esbelto,  $2\gamma$ , tem uma rigidez inicial maior;
- As formulações do CIDECT tiveram uma melhor correlação com os resultados dos modelos numéricos.

#### Ligação KT

- Em todos os modelos, o modo de falha foi o modo A;
- Com o aumento do parâmetro  $\beta$ , aumenta a resistência da ligação;
- A relação  $N_{1,Rd}/N_{Num}$  diminui com o crescimento de  $\beta$ , exceto para os modelos com  $2\gamma = 28$ , onde no início desta relação cresce e posteriormente decresce;
- Os modelos onde o banzo é mais esbelto tem-se uma rigidez inicial maior;
- As formulações do CIDECT, que são uma adaptação da ligação K, tiveram uma melhor correlação com os modelos numéricos.

### **5. ANÁLISE PARAMÉTRICA - COM CONSIDERAÇÃO DA CARGA NO BANZO**

Neste capítulo tem-se o estudo paramétrico realizado para as tipologias de ligação “T” e “K” com afastamento sob influência de carregamento no banzo. As análises realizadas possibilitaram a comparação das resistências obtidas com os modelos numéricos e pelas prescrições da PN:2011 e CIDECT. Foram analisados 99 modelos considerando variações de alguns parâmetros geométricos e de carregamento e visando a avaliação da resistência e do comportamento das ligações. O modo de falha objeto deste estudo é o modo de falha A (Plastificação da face do banzo) e os modelos numéricos são definidos com geometria que proporcionam este modo como dominante no comportamento.

#### **5.1. Materiais**

Para a análise numérica utilizou-se o aço com relação tensão versus deformação com comportamento bi-linear, módulo de elasticidade,  $E$ , igual a 205 GPa e coeficiente de Poisson,  $\nu$ , igual a 0,3. As demais propriedades mecânicas utilizadas nas análises foram apresentadas na Tabela 4.1 anteriormente.

#### **5.2. Estudo da influência do carregamento no banzo**

Para a avaliação da influência da carga no banzo foram feitas análises de modelos numéricos para as mesmas esbeltezas estudadas anteriormente na análise paramétrica sem a consideração da carga no banzo (Capítulo 4). Para cada esbelteza foram

escolhidos dois modelos, com o parâmetro  $\beta$  igual a 0,35 e 0,5 pois são modelos mais próximos dos limites do parâmetro  $\beta$  e comuns a todos os índices de esbeltezas. Para cada modelo escolhido aplicou-se cargas referentes a 80%, 60%, 40% e 20% da plastificação do banzo para tração e compressão.

Com os resultados dos modelos numéricos, assim como no estudo sem a consideração da carga no banzo, fez-se um estudo comparativo com as prescrições do CIDECT e a PN:2011 para avaliação e possíveis adaptações. A seguir tem-se as avaliações apresentadas segundo o tipo de ligação.

### 5.2.1. Ligação “T”

Como citado anteriormente para o estudo da influência do carregamento no banzo para a ligação tipo “T”, foram escolhidos dois modelos para cada esbelteza do banzo. Os modelos escolhidos foram:  $\beta = 0,35$  e  $\beta = 0,50$ , pois são modelos mais próximos dos limites do parâmetro  $\beta$  e comuns a todos os índices de esbeltezas.

Na tabela 5.1 tem-se as propriedades geométricas dos modelos analisados, níveis de carga aplicados, força axial resistente teórica segundo as duas normas utilizadas para o estudo (PN:2011 e CIDECT), a resistência numérica e a comparação entra a resistência teórica e a numérica.



**Tabela 5.1 – Propriedades geométricas, resistências numérica e teórica dos modelos com carregamento no banzo para a ligação tipo “T” .**

$2\gamma$	$\beta$	n (%)	$N_s$ (kN)	$N_u$ (kN)	$\frac{N_u}{N_s}$	$N_{num}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$\frac{N_1^*}{N_{Num}}$	$N_{1,rd}$ (kN)	$\frac{N_{1,Rd}}{N_{Num}}$	$Q_f$	$k_n$	$f_{(num)}$
15,38	0,35	-80	260	375	1,44	375	311,14	0,83	365,47	0,97	0,85	1,00	0,91
		-60	275	390	1,42	390	333,48	0,86	365,47	0,94	0,91	1,00	0,95
		-40	285	395	1,39	395	347,27	0,88	365,47	0,93	0,95	1,00	0,96
		-20	290	400	1,38	400	357,41	0,89	365,47	0,91	0,98	1,00	0,98
		0	295	410	1,39	410	365,47	0,89	365,47	0,89	1,00	1,00	1,00
		20	290	385	1,33	385	339,91	0,88	365,47	0,95	0,93	1,00	0,94
		40	285	375	1,32	375	309,57	0,83	308,04	0,82	0,85	0,84	0,91
		60	275	340	1,24	340	271,35	0,80	224,51	0,66	0,74	0,61	0,83
	80	255	340	1,33	340	216,62	0,64	140,97	0,41	0,59	0,39	0,83	
	0,5	-80	355	445	1,25	445	394,50	0,89	463,44	1,04	0,85	1,00	0,82
		-60	375	525	1,40	525	422,90	0,81	463,44	0,88	0,91	1,00	0,96
		-40	385	530	1,38	530	440,40	0,83	463,44	0,87	0,95	1,00	0,97
		-20	380	530	1,39	530	453,20	0,86	463,44	0,87	0,98	1,00	0,97
		0	395	545	1,38	545	463,40	0,85	463,44	0,85	1,00	1,00	1,00
		20	390	510	1,31	510	438,30	0,86	463,44	0,91	0,95	1,00	0,94
		40	390	500	1,28	500	407,90	0,82	454,20	0,91	0,88	0,98	0,92
60		380	480	1,26	480	368,60	0,77	380,00	0,79	0,80	0,82	0,88	
80	355	450	1,27	450	309,90	0,69	305,90	0,68	0,67	0,66	0,83		
22,92	0,35	-80	31	52	1,68	46,5	42,42	0,91	49,80	1,07	0,85	1,00	0,97
		-60	34	54	1,59	51	45,46	0,89	49,80	0,98	0,91	1,00	1,06
		-40	33	49	1,48	49	47,34	0,97	49,80	1,02	0,95	1,00	1,02
		-20	34	51	1,50	51	48,73	0,96	49,80	0,98	0,98	1,00	1,06
		0	33	48	1,45	48	49,83	1,04	49,80	1,04	1,00	1,00	1,00
		20	33	48	1,45	48	46,34	0,97	49,80	1,04	0,93	1,00	1,00
		40	32	46	1,44	46	42,20	0,92	41,99	0,91	0,85	0,84	0,96
		60	30,5	42	1,38	42	36,99	0,88	30,61	0,73	0,74	0,61	0,88
	80	22,5	35	1,56	33,75	29,53	0,87	19,22	0,57	0,59	0,39	0,70	
	0,5	-80	46	61	1,33	61	53,80	0,88	63,20	1,04	0,85	1,00	0,95
		-60	48	70	1,46	70	57,60	0,82	63,20	0,90	0,91	1,00	1,09
		-40	49,5	70	1,41	70	60,10	0,86	63,20	0,90	0,95	1,00	1,09
		-20	50	67	1,34	67	61,80	0,92	63,20	0,94	0,98	1,00	1,05
		0	48	64	1,33	64	63,20	0,99	63,20	0,99	1,00	1,00	1,00
		20	49,5	65,5	1,32	65,5	59,80	0,91	63,20	0,96	0,95	1,00	1,02
		40	47	62	1,32	62	55,60	0,90	61,90	1,00	0,88	0,98	0,97
60		44	57	1,30	57	50,20	0,88	51,80	0,91	0,79	0,82	0,89	
80	47	47	1,00	47	42,30	0,90	41,70	0,89	0,67	0,66	0,73		

n - porcentagem da carga de plastificação do banzo, sendo os valores negativos tração e positivos compressão  
 $N_{1,Rd}$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.  
 $N_1^*$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.  
 $N_s$  - Carga de serviço do modelo numérico (referente a deformação de 1% da face do banzo).  
 $N_u$  - Carga última do modelo numérico (referente a deformação de 3% da face do banzo).  
 $N_{num}$  - Carga resistente do modelo numérico.  
 $k_n$  - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo a PN:2011  
 $Q_f$  - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo o CIDECT  
 $f_{(num)}$  - razão entre a resistência do modelo com carga no banzo e numérico sem carga no banzo

**Tabela 5.1 – Propriedades geométricas, resistências numérica e teórica dos modelos com carregamento no banzo para a ligação tipo “T” (continuação)**

$2\gamma$	$\beta$	n (%)	$N_s$ (kN)	$N_u$ (kN)	$\frac{N_u}{N_s}$	$N_{num}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$\frac{N_1^*}{N_{Num}}$	$N_{1,rd}$ (kN)	$\frac{N_{1,Rd}}{N_{Num}}$	$Q_f$	$k_n$	$f_{(num)}$
26,67	0,35	-80	58	129	2,22	87	103,60	1,19	121,64	1,40	0,85	1,00	0,81
		-60	66	132	2,00	99	110,90	1,12	121,64	1,23	0,91	1,00	0,92
		-40	70	134	1,91	105	115,60	1,10	121,64	1,16	0,95	1,00	0,97
		-20	70	132	1,89	105	118,96	1,13	121,64	1,16	0,98	1,00	0,97
		0	72	118	1,64	108	121,60	1,13	121,64	1,13	1,00	1,00	1,00
		20	67	124	1,85	100,5	113,10	1,13	121,64	1,21	0,93	1,00	0,93
		40	66	117	1,77	99	103,10	1,04	102,50	1,04	0,85	0,84	0,92
		60	61	110	1,80	91,5	90,30	0,99	74,70	0,82	0,74	0,61	0,85
		80	48	97,5	2,03	72	72,10	1,00	46,90	0,65	0,59	0,39	0,67
	0,5	-80	96	178	1,85	144	131,30	0,91	154,30	1,07	0,85	1,00	0,89
		-60	98	182	1,86	147	140,70	0,96	154,30	1,05	0,91	1,00	0,91
		-40	102	182	1,78	153	146,60	0,96	154,30	1,01	0,95	1,00	0,94
		-20	100	180	1,80	150	150,80	1,01	154,30	1,03	0,98	1,00	0,93
		0	108	162	1,50	162	154,30	0,95	154,30	0,95	1,00	1,00	1,00
		20	101	170	1,68	151,5	145,90	0,96	154,30	1,02	0,95	1,00	0,94
		40	100	162	1,62	150	135,80	0,91	151,20	1,01	0,88	0,98	0,93
		60	97	153	1,58	145,5	122,70	0,84	126,50	0,87	0,80	0,82	0,90
		80	91	139	1,53	136,5	103,20	0,76	101,90	0,75	0,67	0,66	0,84

n - porcentagem da carga de plastificação do banzo, sendo os valores negativos tração e positivos compressão  
 $N_{1,rd}$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.  
 $N_1^*$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.  
 $N_s$  - Carga de serviço do modelo numérico (referente a deformação de 1% da face do banzo).  
 $N_u$  - Carga última do modelo numérico (referente a deformação de 3% da face do banzo).  
 $N_{num}$  - Carga resistente do modelo numérico.  
 $k_n$  - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo a PN:2011  
 $Q_f$  - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo o CIDECT  
 $f_{(num)}$  - razão entre a resistência do modelo com carga no banzo e numérico sem carga no banzo

Observa-se que há uma boa correlação dos modelos numéricos com os modelos teóricos, exceto para os modelos com  $2\gamma = 26,67$  e  $\beta = 0,35$ , em que os modelos teóricos possuem valores maiores que os numéricos. Isso pode ser justificado por estes modelos possuírem uma esbelteza maior, e um  $\beta$  baixo o que aumenta o efeito da punção. Nota-se também que o estado limite é o estado limite de serviço,  $N_u/N_s > 1,5$ , o que torna a resistência da ligação mais conservadora.

Com os resultados da tabela 5.1, foram construídos gráficos (figuras 5.1 a 5.3) de fator de redução da resistência x carga de plastificação do banzo para comparar as resistências das formulações das normas estudadas com os modelos numéricos. Assim como nas tabelas, para  $n < 0$  tem-se tração e  $n > 0$  compressão.

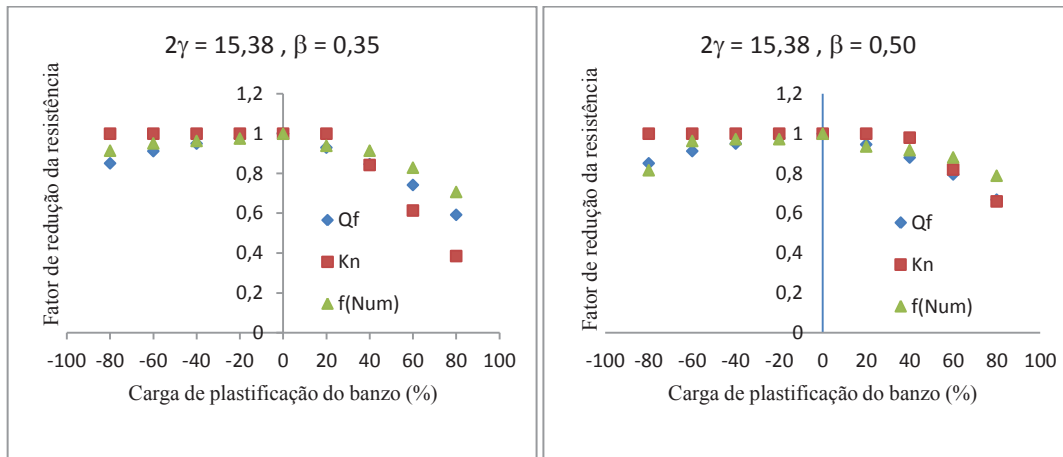


Figura 5.1 – Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banço da ligação “T”: (a) para  $2\gamma = 15,38$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 15,38$  e  $\beta = 0,50$

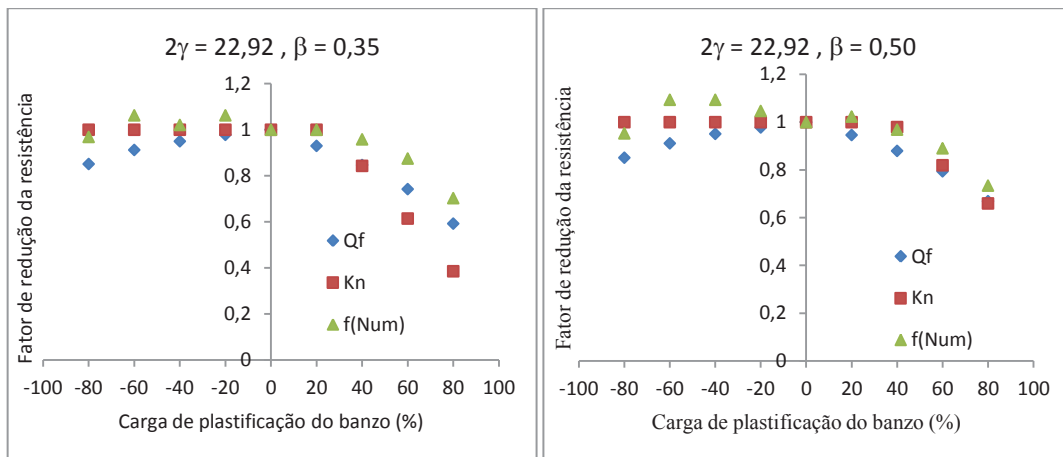


Figura 5.2 – Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banço da ligação “T”: (a) para  $2\gamma = 22,92$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 22,92$  e  $\beta = 0,50$

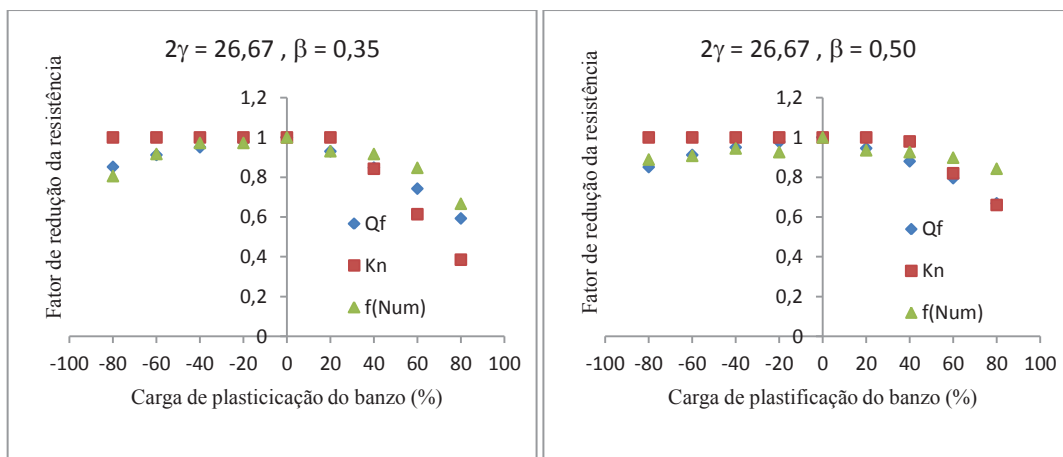


Figura 5.3 – Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banço da ligação “T” : (a) para  $2\gamma = 26,67$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 26,67$  e  $\beta = 0,50$

Observa-se que para os modelos com  $2\gamma = 15,38$  e  $2\gamma = 26,67$  há uma boa correlação do modelo numérico com a formulação do CIDECT enquanto segundo a formulação da PN:2011 não há uma boa correlação, sendo sempre igual a 1.

Para o modelo com  $2\gamma = 22,92$ , observou-se que nos modelos numéricos, não houve perda na resistência devido ao carregamento de tração e a formulação do PN:2011 teve melhor correlação. Neste modelo não se repetiu o comportamento dos outros dois modelos, em que há perda na resistência devido a carga de tração. Isto pode ser explicado pela baixa rigidez a flexão do banzo que, como observado nos modelos numéricos, gera deslocamentos globais que influenciam no comportamento da ligação. A figura 5.4 ilustra o nível de deslocamento global do banzo para os modelos com  $2\gamma = 22,67$  e  $2\gamma = 26,27$  para deformação da face do banzo de 3%. Observa-se que o momento de inércia do modelo de  $2\gamma = 22,67$  é de aproximadamente 5% do modelo de  $2\gamma = 26,27$ .

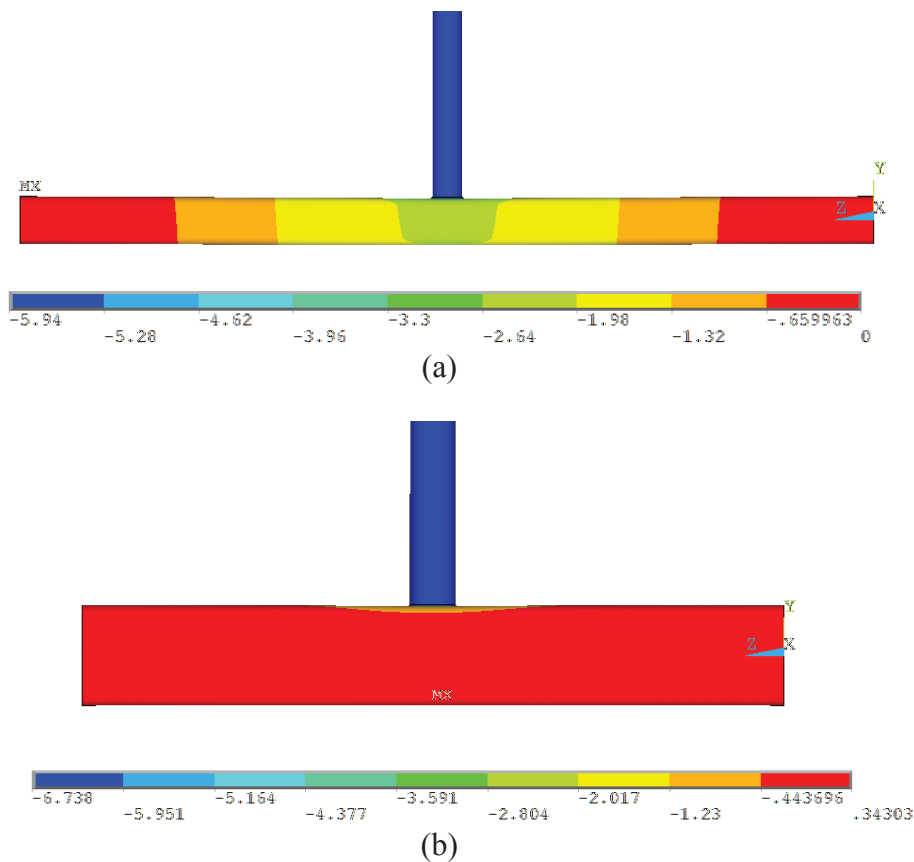


Figura 5.4 – Deslocamentos verticais ( $U_y$ ) da ligação tipo “T” : (a) para  $2\gamma = 22,92$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 26,67$  e  $\beta = 0,35$

Para todos os modelos, obteve-se boa correlação dos modelos numéricos e teóricos, sendo esta correlação melhor para a formulação do CIDECT. A formulação da PN:2011 sempre foi mais conservadora quando os modelos foram submetidos a compressão.

### 5.2.2. Ligação “K”

Assim como na ligação tipo “T”, para o estudo da influência do carregamento no banzo para a ligação tipo “K”, foram escolhidos dois modelos para cada esbelteza do banzo. Os modelos escolhidos foram:  $\beta = 0,35$  e  $\beta = 0,50$ , pois são modelos mais próximos dos limites do parâmetro  $\beta$  e comuns a todos os índices de esbelteza.

Na tabela 5.2 tem-se as propriedades geométricas dos modelos analisados, resistência teórica segundo as duas normas utilizadas para o estudo, a resistência numérica e a comparação entre a resistências teórica e numérica.

**Tabela 5.2 – Propriedades geométricas, resistências numérica e teórica dos modelos com carregamento no banzo para a ligação tipo “K”.**

$2\gamma$	$\beta$	n	$N_{1\%}$ (kN)	$N_{3\%}$ (kN)	$\frac{N_{3\%}}{N_{1\%}}$	$N_{NUM}$ (kN)	$N_1^*$ (kN)	$\frac{N_1^*}{N_{NUM}}$	$N_{1,rd}$ (kN)	$\frac{N_{1,Rd}}{N_{NUM}}$	$Q_f$	$K_n$	$f_{(Num)}$	n*	n**
17,19	0,35	-60	90,5	107	1,18	107	86,9	0,81	99,29	0,93	0,86	1,00	1,00	-0,79	-0,87
		-40	92,5	107,5	1,16	107,5	92,61	0,86	99,29	0,92	0,91	1,00	1,00	-0,60	-0,67
		-20	94	108	1,15	108	96,33	0,89	99,29	0,92	0,95	1,00	1,01	-0,41	-0,47
		0	93	107	1,15	107	99,1	0,93	99,29	0,93	0,98	1,00	1,00	-0,22	-0,27
		20	92	107	1,16	107	101,37	0,95	99,29	0,93	1,00	1,00	1,00	-0,02	-0,07
		40	90	105	1,17	105	94,85	0,90	99,29	0,95	0,93	1,00	0,98	0,19	0,14
		60	87	98	1,13	98	85,46	0,87	99,29	1,01	0,84	1,00	0,92	0,41	0,37
	0,5	-80	122	144	1,18	144	***	***	141,85	0,99	0,74	1,00	0,97	-1,47	-1,35
		-60	127	148	1,17	148	***	***	141,85	0,96	0,74	1,00	1,00	-1,26	-1,15
		-40	129	148,5	1,15	148,5	***	***	141,85	0,96	0,74	1,00	1,00	-1,07	-0,51
		-20	129	149	1,16	149	129,2	0,87	141,85	0,95	0,89	1,00	1,01	-0,87	-0,75
		0	129	148	1,15	148	134,9	0,91	141,85	0,96	0,93	1,00	1,00	-0,67	-0,55
		20	128	147	1,15	147	139,4	0,95	141,85	0,96	0,96	1,00	0,99	-0,47	-0,35
		40	126,5	141,5	1,12	141,5	142,82	1,01	141,85	1,00	0,98	1,00	0,96	-0,27	-0,15
60	118,5	129	1,09	129	143,2	1,11	141,85	1,10	0,99	1,00	0,87	0,07	0,05		
22,92	0,35	-80	40	60,5	1,51	60	47,8	0,80	64,50	1,08	0,77	1,00	1,03	-0,93	-1,00
		-60	43,5	61	1,40	61	54,3	0,89	64,50	1,06	0,87	1,00	0,92	-0,75	-0,80
		-40	46	61	1,33	61	57,5	0,94	64,50	1,06	0,92	1,00	0,92	-0,55	-0,60
		-20	47	61	1,30	61	59,6	0,98	64,50	1,06	0,96	1,00	0,92	-0,36	-0,40
		0	50	66	1,32	66	61,2	0,93	64,50	0,98	0,98	1,00	1,00	-0,17	-0,20
		20	45	58	1,29	58	61	1,05	64,50	1,11	0,98	1,00	0,88	0,04	0,00
		40	44	57	1,30	57	56,8	1,00	64,50	1,13	0,91	1,00	0,86	0,25	0,20
		60	42	56	1,33	56	43,75	0,78	51,20	0,91	0,70	0,79	0,85	0,48	0,44
	80	38	44	1,16	44	42,8	0,97	32,50	0,74	0,69	0,50	0,67	0,69	0,70	
	0,5	-80	57	84	1,47	84	***	***	92,13	1,10	0,00	1,00	0,92	-1,06	-1,30
		-60	58,5	85	1,45	85	69,4	0,82	92,13	1,08	0,78	1,00	0,93	-0,93	-1,10
		-40	67	85	1,27	85	77,2	0,91	92,13	1,08	0,87	1,00	0,93	-0,76	-0,90
		-20	65	85	1,31	85	81,6	0,96	92,13	1,08	0,92	1,00	0,93	-0,58	-0,70
		0	70	91	1,30	91	84,7	0,93	92,13	1,01	0,95	1,00	1,00	-0,39	-0,50
20		64	84	1,31	84	87,1	1,04	92,13	1,10	0,98	1,00	0,92	-0,21	-0,30	
40	63	82	1,30	82	88,9	1,08	92,13	1,12	1,00	1,00	0,90	0,02	-0,10		
60	61	75	1,23	75	84,1	1,12	92,13	1,23	0,94	1,00	0,82	0,21	0,10		

n - porcentagem da carga de plastificação do banzo, sendo os valores negativos tração e positivos compressão

n\* - porcentagem da carga de plastificação do banzo causado pela resultante entre a carga aplicado no banzo e a componente horizontal da carga aplicada nas diagonais, sendo os valores negativos tração e positivos compressão para o CIDECT

n\*\* - porcentagem da carga de plastificação do banzo causado pela resultante entre a carga aplicado no banzo e a componente horizontal da carga aplicada nas diagonais, sendo os valores negativos tração e positivos compressão para a PN:2011

$N_{1,rd}$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.

$N_1$  - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.

$N_s$  - Carga de serviço do modelo numérico (referente a deformação de 1% da face do banzo).

$N_u$  - Carga última do modelo numérico (referente a deformação de 3% da face do banzo).

$N_{num}$  - Carga resistente do modelo numérico.

$k_n$  - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo a PN:2011

$Q_f$  - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo o CIDECT

$f_{(num)}$  - razão entre a resistência do modelo com carga no banzo e numérico sem carga no banzo

\*\*\* - Modelos onde  $n^* > 1$  e  $Q_f$  não possui valor real.

**Tabela 5.2 – Propriedades geométricas, resistências numérica e teórica dos modelos com carregamento no banzo para a ligação tipo “K” (continuação)**

2γ	β	n	N <sub>1%</sub> (kN)	N <sub>3%</sub> (kN)	$\frac{N_{3\%}}{N_{1\%}}$	N <sub>NUM</sub> (kN)	N <sub>1</sub> (kN)	$\frac{N_{1*}}{N_{NUM}}$	N <sub>1,rd</sub> (kN)	$\frac{N_{1,Rd}}{N_{NUM}}$	Q <sub>f</sub>	K <sub>n</sub>	f <sub>(Num)</sub>	n*	n**
28	0,35	-80	50	75	1,50	75	57,94	0,77	77,35	1,03	0,75	1,00	0,74	-0,88	-0,92
		-60	50,5	75	1,49	75	63,97	0,85	77,35	1,03	0,82	1,00	0,74	-0,68	-0,72
		-40	56	77	1,38	77	67,14	0,87	77,35	1,00	0,86	1,00	0,75	-0,48	-0,52
		-20	56	77	1,38	77	69,26	0,90	77,35	1,00	0,89	1,00	0,75	-0,30	-0,33
		0	72	102	1,42	102	71	0,70	77,35	0,76	0,91	1,00	1,00	-0,10	-0,12
		20	54	77	1,43	77	68,82	0,89	77,35	1,00	0,88	1,00	0,75	0,12	0,09
		40	52,5	77	1,47	77	63,43	0,82	75,17	0,98	0,82	0,97	0,75	0,32	0,29
	0,5	-80	77,5	105	1,35	105	69,5	0,66	110,50	1,05	0,68	1,00	1,02	-0,99	-1,14
		-60	81	105	1,30	105	85,9	0,82	110,50	1,05	0,84	1,00	1,02	-0,83	-0,94
		-40	73,5	105	1,43	105	92,5	0,88	110,50	1,05	0,90	1,00	1,02	-0,64	-0,74
		-20	82	105	1,28	105	96,3	0,92	110,50	1,05	0,94	1,00	1,02	-0,46	-0,55
		0	73	102	1,40	102	99,6	0,98	110,50	1,08	0,97	1,00	0,99	-0,26	-0,34
		20	78,5	103	1,31	103	101,9	0,99	110,50	1,07	0,99	1,00	1,00	-0,05	-0,13
		40	77	103	1,34	103	98,8	0,96	110,50	1,07	0,96	1,00	1,00	0,14	0,06
35,94	0,35	-80	109	157	1,44	157	154,15	0,98	205,11	1,31	0,85	1,00	0,96	-0,80	-0,80
		-60	108	158	1,46	158	165,2	1,05	205,11	1,30	0,91	1,00	0,97	-0,60	-0,60
		-40	111	158	1,42	158	172,1	1,09	205,11	1,30	0,95	1,00	0,97	-0,40	-0,40
		-20	111	158	1,42	158	177	1,12	205,11	1,30	0,98	1,00	0,97	-0,20	-0,20
		0	110	163	1,48	163	181,1	1,11	205,11	1,26	1,00	1,00	1,00	0,00	0,00
		20	106	156	1,47	156	171,3	1,10	205,11	1,31	0,95	1,00	0,96	0,20	0,20
		40	148	204	1,38	204	154,15	0,76	205,11	1,01	0,85	1,00	0,95	-0,80	-0,80
0,5	-60	151	207	1,37	207	165,2	0,80	205,11	0,99	0,91	1,00	0,96	-0,60	-0,60	
	-40	151	208	1,38	208	172,1	0,83	205,11	0,99	0,95	1,00	0,97	-0,40	-0,40	
	-20	148	208	1,41	208	177	0,85	205,11	0,99	0,98	1,00	0,97	-0,20	-0,20	
	0	148	215	1,45	215	181,1	0,84	205,11	0,95	1,00	1,00	1,00	0,00	0,00	
	20	140	204	1,46	204	171,3	0,84	205,11	1,01	0,95	1,00	0,95	0,20	0,20	
	40	136	188	1,38	188	159,4	0,85	205,11	1,09	0,88	1,00	0,87	0,40	0,40	
	60	128	152	1,19	152	144,1	0,95	168,30	1,11	0,80	0,82	0,71	0,60	0,60	
80	130	130	1,00	130	121,1	0,93	135,40	1,04	0,67	0,66	0,60	0,80	0,80		

n - porcentagem da carga de plastificação do banzo, sendo os valores negativos tração e positivos compressão  
n\* - porcentagem da carga de plastificação do banzo causado pela resultante entre a carga aplicado no banzo e a componente horizontal da carga aplicada nas diagonais, sendo os valores negativos tração e positivos compressão para o CIDECT  
n\*\* - porcentagem da carga de plastificação do banzo causado pela resultante entre a carga aplicado no banzo e a componente horizontal da carga aplicada nas diagonais, sendo os valores negativos tração e positivos compressão para a PN:2011  
N<sub>1,rd</sub> - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para a PN:2011.  
N<sub>1</sub> - Carga resistente de cálculo para o modo de falha A para o CIDECT.  
N<sub>s</sub> - Carga de serviço do modelo numérico (referente a deformação de 1% da face do banzo).  
N<sub>u</sub> - Carga última do modelo numérico (referente a deformação de 3% da face do banzo).  
N<sub>num</sub> - Carga resistente do modelo numérico.  
k<sub>n</sub> - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo a PN:2011  
Q<sub>f</sub> - Fator de redução da resistência devido a carga axial no banzo segundo o CIDECT  
f<sub>(num)</sub> - razão entre a resistência do modelo com carga no banzo e numérico sem carga no banzo  
\*\*\* - Modelos onde n\* > 1 e Q<sub>f</sub> não possui valor real.

Pela tabela 5.2, observa-se uma boa correlação dos modelos teóricos e numéricos.

Na ligação do tipo “K”, em grande parte dos modelos não foi possível obter cargas no banzo de 80%, 60%, 40% e 20% da carga de plastificação, pois os modelos estudados possuem as mesmas propriedades geométricas dos modelos onde não há carga no banzo. Estes modelos possuem excentricidade devido ao afastamento, como explicado no capítulo 2, que gera um momento no banzo que vai somar ou subtrair da tensão gerada pela carga no banzo impossibilitando o aumento da carga axial.

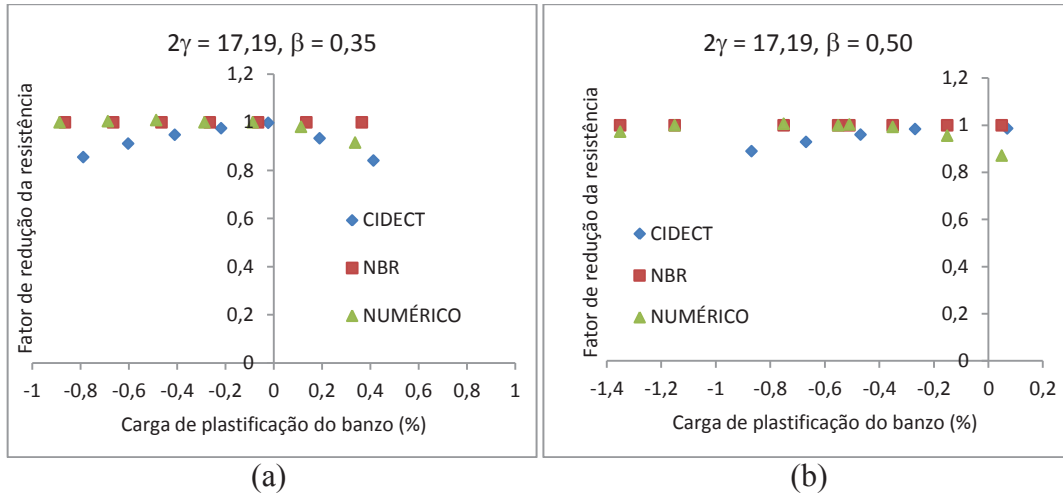


Figura 5.5 – Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K”: (a) para  $2\gamma = 17,19$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 17,19$  e  $\beta = 0,50$

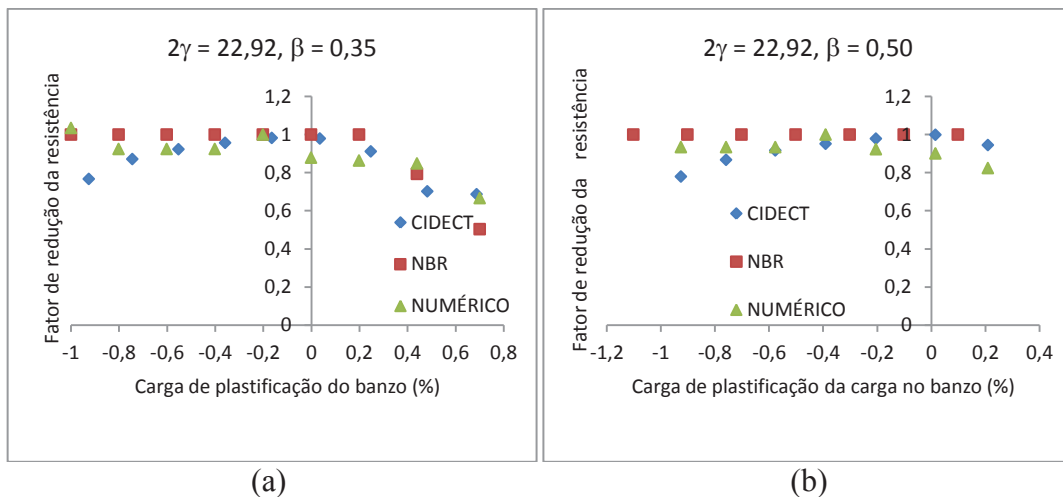


Figura 5.6 – Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K”: (a) para  $2\gamma = 22,92$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 22,92$  e  $\beta = 0,50$



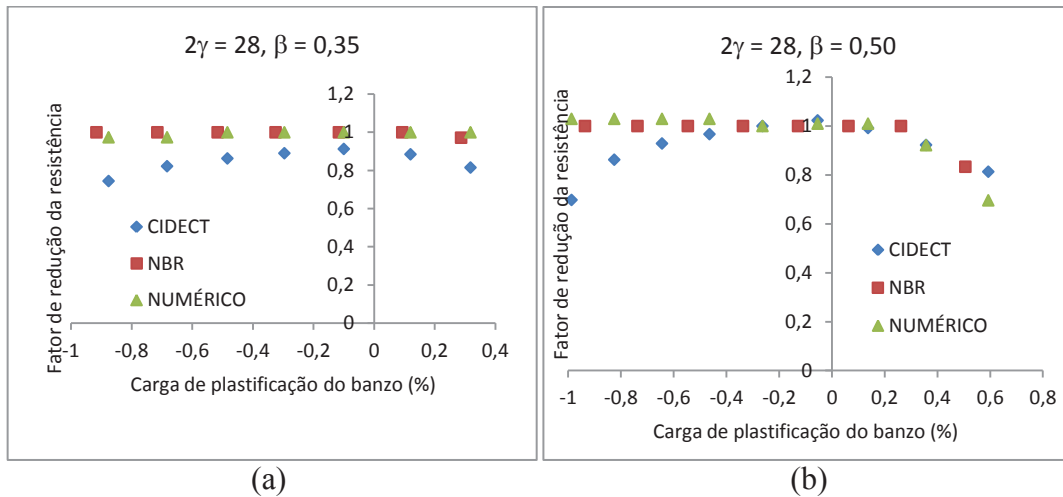


Figura 5.7 – Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K”: (a) para  $2\gamma = 28$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 28$  e  $\beta = 0,50$

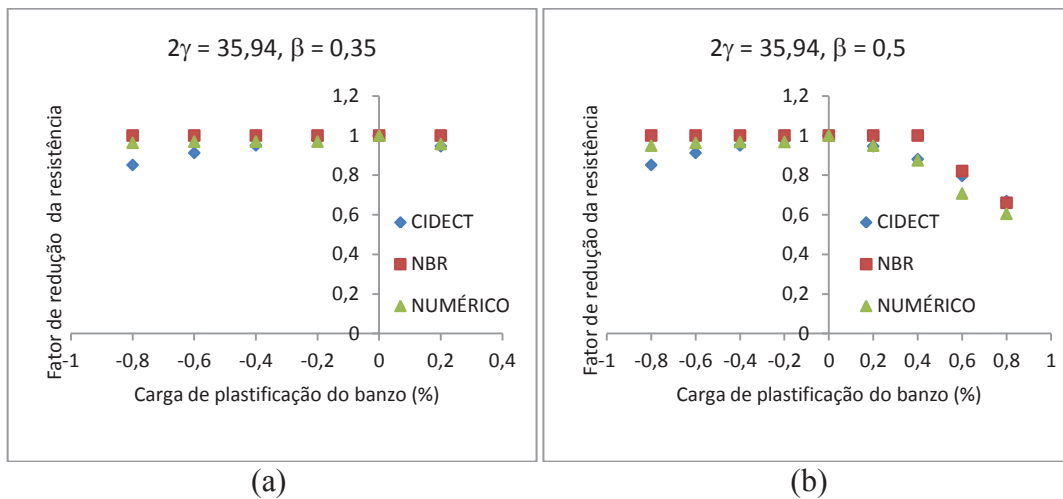


Figura 5.8 – Gráfico Fator de redução da resistência x Carga de plastificação do banzo da ligação “K”: (a) para  $2\gamma = 35,94$  e  $\beta = 0,35$ ; (b) para  $2\gamma = 35,94$  e  $\beta = 0,50$

Pelos gráficos 5.4 a 5.7, observou-se que os modelos numéricos da ligação tipo “K”, possuem comportamento parecido com as especificações da PN:2011 para tração, ou seja, não há perda acentuada na resistência quando se aplica uma carga de tração no banzo.

Para carregamento de compressão no banzo, as duas normas tem boa correlação com os modelos numéricos, exceto para os modelos com  $2\gamma = 17,19$  que possuem melhor correlação com as prescrições do CIDECT.

A seguir tem-se um resumo geral das análises realizadas com relação às análises paramétricas e as prescrições da PN:2011 e do CIDECT. O resumo é apresentado em função da tipologia da ligação estudada.

#### Ligação tipo “T”

Houve boa correlação dos modelos numéricos com os modelos teóricos, exceto para os modelos com  $2\gamma = 26,67$  e  $\beta = 0,35$ , em que os modelos teóricos possuem valores maiores que os numéricos. Isto ocorre devido aos modelos possuírem uma esbelteza maior e um  $\beta$  baixo, o que aumenta o efeito da punção e o estado limite dominante foi de serviço de acordo com o critério de deformação limite.

Nos modelos com  $2\gamma = 15,38$  e  $2\gamma = 26,67$  há uma boa correlação do modelo numérico com a formulação do CIDECT enquanto segundo a formulação da PN:2011 não há uma boa correlação, sendo o  $k_n$  sempre igual a 1.

A formulação do CIDECT apresenta uma melhor correlação com os modelos numéricos, exceto nos modelos com  $2\gamma = 22,92$ .

#### Ligação tipo K

Os modelos numéricos da ligação tipo “K”, possuem comportamento similar com as especificações da PN:2011 para tração, ou seja, não há perda acentuada na resistência quando se aplica uma carga de tração no banzo.

Para carregamento e compressão no banzo as duas normas tem boa correlação com os modelos numéricos, exceto para os modelos com  $2\gamma = 17,19$  que possui melhor correlação com as prescrições do CIDECT.

### 6. Considerações finais

O objetivo deste trabalho foi a avaliação teórica e numérica paramétrica de ligações soldadas do tipo “T”, “K” e “KT” por meio do software *Ansys* (*Ansys* 2007). As ligações são formadas por perfis tubulares em aço sem costura, laminados a quente, composto por banzos de perfis tubulares retangulares e montantes e diagonais compostos por perfis tubulares circulares.

Foram avaliados os efeitos dos esforços no banzo, variações geométricas, identificação dos modos de falha, distribuição de tensões e comportamento na fase elástica e plástica da ligação.

Os resultados das avaliações numéricas foram utilizados para verificação, avaliação e validação de prescrições das normas de ligações, CIDECT, e principalmente, a norma brasileira que se encontra em análise pela ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas).

As seguintes considerações podem ser feitas quanto aos modelos numéricos e técnicas de modelagem utilizados:

Para as análises realizadas o número adequado de elementos com baixo custo computacional é o DIV16. Este resultado foi obtido com o estudo de refinamento da malha.

A modelagem considerando o raio de dobramento, elemento de casca (*SHELL* 181), diagrama tensão versus deformação bi linear com controle de deslocamento e no caso de carga axial no banzo, controle de carga, mostrou-se eficiente e conduziu a bons resultados.

Com relação às condições de contorno do banzo das ligações na modelagem e resultados verificou-se que para as condições de apoio estudadas não houve diferença significativa nos resultados dos modelos.

A calibração realizada entre os modelos numéricos e os experimentais teve ótima correlação. A precisão da calibração possibilitou a validação do estudo paramétrico das ligações.

Após a calibração, o estudo paramétrico considerou a variação dos parâmetros  $\beta$  e  $2\gamma$ , relação entre o diâmetro da(s) diagonal/montante e a largura da face do banzo e da largura da face do banzo em relação a sua espessura, respectivamente. Foram consideradas também, ligações sem carregamento no banzo e com carregamento axial de compressão e tração. No total foram analisados 175 modelos para as três tipologias de ligação ("T", "K" e "KT"). As variações realizadas foram escolhidas considerando os limites inferior e superior dos parâmetros.

Com relação aos resultados obtidos do estudo paramétrico pode-se destacar:

Para todos os modelos numéricos desenvolvidos, o modo de falha dominante foi a plastificação da face do banzo.

Para todos os tipos de ligação estudadas observa-se que com o aumento do parâmetro  $\beta$ , tanto a resistência teórica quanto dos modelos numéricos aumenta e os modelos mais esbeltos possuem uma rigidez inicial maior em relação aos de menor esbeltez.

Para a ligação tipo "T" as seguintes considerações podem ser feitas:

- No geral houve boa correlação entre os resultados dos modelos numéricos e as resistências prescritas nas normas estudadas;

- Houve uma dispersão entre os valores das resistências teóricas e dos modelos numéricos com o aumento do parâmetro  $\beta$ , que pode ser explicado pela melhor distribuição das tensões na seção e contribuição das faces laterais, para os modelos com  $\beta$  maiores;

- Para os modelos com  $2\gamma = 26,67$ , o estado limite observado foi o de serviço e a resistência dos modelos numéricos foi muito próxima da teórica. Observa-se no gráfico a seguir que os modelos mais esbeltos e com menores valores de  $\beta$  em que o estado limite de serviço é dominante, a resistência segundo as prescrições não conduzem a bons resultados. Isto ocorre devido ao efeito da punção caracterizando o estado limite de serviço como o dominante;

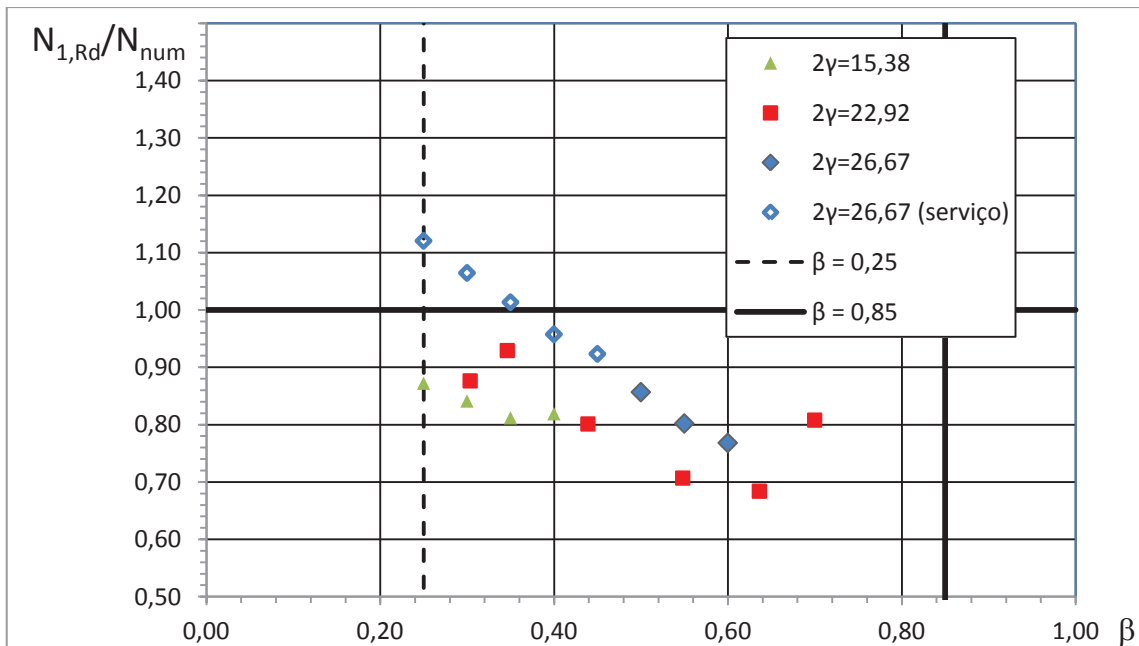


Figura 6.1 - Relação entre a resistência do modelo teórico e numérico em função de  $\beta$  – ligação "T".

- Para os modelos com carregamento no banzo houve boa correlação dos modelos numéricos com os modelos teóricos, exceto para os modelos com  $2\gamma = 26,67$  e  $\beta = 0,35$ , em que os modelos teóricos possuem valores de resistência maiores que os numéricos. O mesmo comportamento foi observado no estudo sem carregamento no banzo (figura 6.1). Na tração os modelos com  $2\gamma = 15,38$  e  $2\gamma = 26,67$  possuem o mesmo comportamento do modelo numérico com a formulação do CIDECT. Para a formulação

da PN-2011 não há uma boa correlação, já que esta não considera a redução da resistência para a tração.

Para a ligação tipo "K", as seguintes considerações podem ser feitas:

- Nas avaliações teóricas para PN-2011, o modo de falha dominante para alguns modelos foi o modo C. No entanto, nos modelos numéricos, o modo de falha dominante para todos os modelos foi o modo A. Isto pode ser explicado pelas deduções analíticas, que foram feitas para ligações compostas por perfis retangulares que consideram os ajustes de seção circular para retangular (multiplicação por  $\pi/4$ ), o que não se justifica para o modo C que ocorre na face lateral onde não há elementos circulares ligados;

- As formulações do CIDECT tiveram uma melhor correlação com os resultados dos modelos numéricos que as prescrições do PN:2011;

- Para o estudo com carregamento no banzo os modelos numéricos possuem comportamento similar com as especificações da PN-2011 para tração, ou seja, não há perda acentuada na resistência quando se aplica uma carga de tração no banzo. Isto pode ser explicado pela soma do efeito do momento ocasionado pela excentricidade e a componente horizontal da carga da diagonal somada a carga axial do banzo;

- Ainda no estudo com carregamento no banzo, para carregamento de compressão no banzo as duas normas tem boa correlação com os modelos numéricos, exceto para os modelos com  $2\gamma = 17,19$  que possui melhor correlação com as prescrições do CIDECT.

Especificamente para a ligação tipo "KT" as comparações do modelo teórico com o modelo numérico foram realizadas considerando o PN:2011 e a formulações do CIDECT adaptadas (estas não consideram a ligação "KT"). Os resultados indicam uma melhor correlação com os resultados dos modelos das prescrições do CIDECT adaptado em relação ao PN:2011.

## **6.1. Trabalhos futuros**

Como trabalhos futuros e continuidade das pesquisas nesta área destaca-se:

- realização de ensaios experimentais com carregamento axial no banzo;
- avaliação de outras tipologias de ligações;
- avaliação teórica experimental do efeito da flexão nas ligações;
- avaliação do comprimento do banzo (entre nós) na ligação com menor inércia de banzo;
- variação de modelos numéricos em limites superiores de  $\beta$ ;
- fazer variações de parâmetros com excentricidades constantes;
- avaliar as ligações em sistemas treliçados reais;
- avaliação do efeito dinâmico nas ligações;

## 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT PN:2011, 2011. Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares. PN 02 125.03-004.

Affonso, G. R., Lima, L. R. O, Freitas, A. M. S., Vellasco, P. C. S., Silva, J. G. S., 2011 - Comportamento de ligações tipo T entre RHS e CHS. XXXII Cilamce-congresso ibero latino americano de métodos computacionais em engenharia. , 2011.

Ansys, 2007. Inc. theory reference (version 11.0) 2007.

ASTM A501, 2007. Standard Specification for Hot-Formed Welded and Seamless Carbon Steel Structural Tubing.

Araújo, A. H. M, 2011. Construção metálica tubular. Construção metálica. 2011, v104, p32-36.

Choo, Y. S., Quian, X. D., Liew, J. Y. R., Wardenier, J., 2003. Static strength of thick-walled CHS X-joint. Part I, 2003. Journal of constructional steel research, vol.59, pp. 1201-1228.

Choo, Y. S., Quian, X. D., Wardenier, J., 2002. Effects of boundary conditions and chord stresses on static strength of thick-walled CHS K-joints. Journal of constructional steel research. v. 62. p. 316 - 328.

Dier, A. F. e Lalani, M., 1998. New code formulation for tubular joint static strength. 8° International Symposium on Tubular Structures, Singapura.

Eurocode, 2005. EN 1993-1-8, 2005 – “Eurocode 3: Design of Steel Structures – Part 1-8: Design of Joints”, 2005 – European Committee for Standardization, , Bruxelas, Bélgica.



Freitas, A. M. S., Mendes, F. C., Esteves, S., 2008. Análise de ligações T em perfis tubulares de aço com consideração das tensões residuais In: XXXIII Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural, Santiago - Chile.

Freitas, A. M. S., Requena, J. A. V., 2009. Ligações em estruturas metálicas tubulares. In: Kripka, M., Chamberlain, Z.M (Org.). UPF Editora. 221p. cap. 1, p. 7-29. (Novos Estudos e pesquisas em construção metálica).

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

Koteski, N., Packer, J. A., 2003 Welded Tee-to-HSS connections. Journal of structural engineering. v.129. p.151 - 159.

Lima, N. S. L., Lima, L. R. O., Freitas, Vellasco, P. C. G., Silva. J. G. S., 2011 - Comportamento de ligações tubulares tipo KT entre perfis RHS e CHS. XXXII Cilamce-congresso ibero latino americano de métodos computacionais em engenharia. .

Lu, L.H., Winkel, G.D., Yu, Y., Wardenier, J., 1994. Deformation limit for the strength of hollow sections joints. 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, pp 341-347.

Madenci,E., Guven, I, 2006. The finite element method and applications in engineering using ansys.

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

Mashiri, F. R., Zhao, X. L., 2002. Plastic mechanism analysis of welded thin-walled T-joints made up of circular braces and square chords under in-plane bending. Thin-Walled structures 42, p. 759 - 783.

Mayor, I. M. S., 2010. Análise Teórico-Experimental de ligações tipo K e KT compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Mendanha, F. O., 2006 Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo K e KT. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Mendanha, F. O., Freitas, A. M. S., Freitas, M. S. R., Muniz, C. F. D. G., 2007. Análise de ligações em perfis tubulares de aço do tipo K e KT com afastamento entre as diagonais e o montante. Revista da Escola de Minas. , v.60, p.419 -423.

Mendes, F. C., 2008. Análise teórico-experimental de ligações tipo “T”, “K” e “KT” com perfis metálicos tubulares. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Mendes, F. C., Freitas, M. S. R., Freitas, A. M. S., 2012. Estudo teórico experimental de ligações T e KT em perfis tubulares. v.65, p.175-180.

Miler, D. K., 2002 - Designing fillet welds for skewed T-joints.

Nunes, G. V., Freitas, A. M.S., Araujo, A. H. Mc Requena, J. A. V. and Lima, L.R.O., 2011. Análise do comportamento de ligações tubulares “T”. XXXII Cilamce-Congresso ibero latino americano de métodos computacionais em engenharia. . v.1. p.1 - 10

Oliveira, A. E.C., Nobre, D.S., Lima,L.R.O., Vellasco, P.C.G.S., Silva, J.G.S., 2011. Comportamento de ligações tipo T entre perfis CHS sujeitas a esforços axiais no banzo. XXXII Cilamce-congresso ibero latino americano de métodos computacionais em engenharia.

Packer, J. A., Henderson, J. E., 1997. Hollow structural connections and trusses: a design guide. 2<sup>a</sup> ed., Toronto: Institute of Steel Construction.

Packer,J.A., Wardenier, J., Zhao, X.-L., van der Vegte, G.J. and Kurobane, Y., 2009. Design Guide - For Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading - 2nd Edition, CIDECT.

Pecknold, D. A., Park, J. B. e Koppenhoefer, K. C., 2001. Ultimate strength of gap K tubular joints with chord preload. 20° International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, Brasil.

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

Requena, J. A. V., Santos, A. L. E. F., 2007. Dimensionamento de ligações em barras tubulares de estruturas metálicas planas. 44p. (Coleção técnico-científica V&M do Brasil,1).

Silva, R. S. da ; Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de ; Vellasco, P. C. G. da S. ; Silva, J. G. S. da ; Freitas, A. M. S. ; Nunes, G. V. . Overview of Tubular Joints - EC3 x New CIDECT Formulations. In: Connections VII - 7th International Workshop on Connections in Steel Structures, 2012, Timisoara. Proceedings of the Connections VII - 7th International Workshop on Connections in Steel Structures. Timisoara, 2012. v. 1. p. 1-10.

Van der Vegte, G. J., Wardenier, J, Packer Puthli, R. S., 2011. FE analysis for welded hollow-section joints and bolted joints. Structures and buildings, v.163, p.427-437.

V & M do Brasil, 2008. Imagination& Inspiração, Coletânea de Estruturas Tubulares. Belo Horizonte: Tamóios Editora Gráfica Ltda.

Van der Vegte, G. J., Makino, Y. e Wardenier, J., 2002 – The effect of chord pre-load on the static strength of uniplanar tubular K-joints. 20° International offshore and engineering conference, Kitakyushu, Japan.

Vieira, r. F., Requena, j. V., Freitas, A. M. S., arcaro, v. F. - behavior analysis of bar gaps in welded YT-joints for rolled-steel circular hollow sections, 2010. Latin American Journal of Solids and Structures. , v.7, p.369 - 389.

Vieira, R. F., 2007 Uma investigação experimental de ligações soldadas de barras tubulares de aço, tipo K, utilizadas em treliças planas. In: Jornadas Sul-Americanas de engenharia estrutural, XXXII, Campinas. Anais, v.1, p. 3398-3407.

Wardenier, J. , Parker, J. A. , Zhao, X. L. , van der Vegte, G. J., 2010. Hollow Sections in Structural Applications. CIDECT. Geneva, Switzerland.

Zhao, X. L., Wardenier, J, Packer, J. e Van der Vegte, G. J., 2010. Current static guidance for hollow-sections joints. Structures and Buildings. v 163, p. 361 –373.

Zhao, X. L., 2003 Yield line mechanism analysis of steel member and connections. Prog. structural engineering mater. v. 5, p.252 - 262.