



**Universidade do Estado do Rio de Janeiro**

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

Raphael Santos da Silva

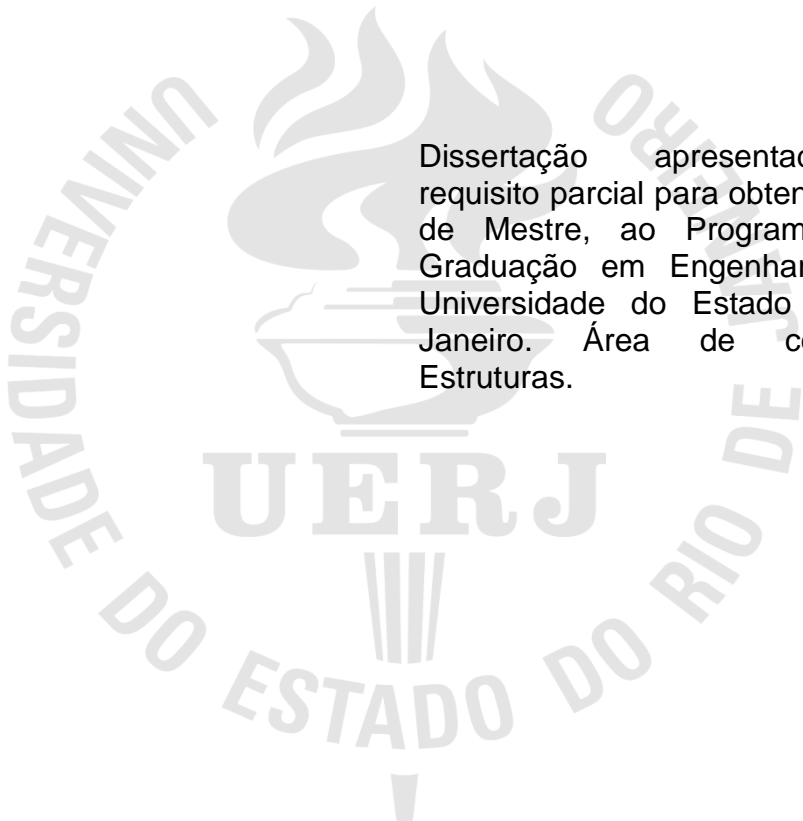
**Avaliação de ligações K e T entre perfis estruturais  
tubulares circulares**

Rio de Janeiro

2012

Raphael Santos da Silva

**Avaliação de ligações K e T entre perfis estruturais tubulares circulares**



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

Orientador: Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

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

Rio de Janeiro

2012

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

S586 Silva, Raphael Santos da.  
Avaliação de ligações K e T entre perfis estruturais tubulares  
circulares / Raphael Santos da Silva. – 2012.  
163f.

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

1. Engenharia Civil. 2. Aço tubular – Estruturas -  
Dissertações. 3. Método dos elementos finitos - Dissertações.  
I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II. Universidade do  
Estado do Rio de Janeiro. III. Título.

CDU 624.014.27

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

---

Assinatura

---

Data

Raphael Santos da Silva

**Avaliação de ligações K e T entre perfis estruturais tubulares circulares**

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

Aprovado em: 15 de agosto de 2012.

Banca Examinadora:

---

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

---

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

---

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

---

Prof. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas  
Universidade Federal de Ouro Preto – UFOP

Rio de Janeiro

2012

## DEDICATÓRIA

À Deus, por me conceder a força e a serenidade necessária para buscar esta conquista. À toda minha família pela paciência em suportar todos os momentos de ausência durante esta empreitada.

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus em primeiro lugar, e a todos os mentores espirituais que me guiaram durante esta caminhada e me concederam a força e a serenidade necessária a esta conquista.

A toda a minha família, em especial aos meus pais e irmãos por suportar todos os momentos de estresse e ausência ao longo da realização deste projeto.

À minha namorada Joyce Mendonça, que exercitou toda a sua paciência e compreensão, conseguindo suportar todos os momentos de ausência.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, não apenas pelo conhecimento transmitido ao longo deste tempo, mas principalmente, pela amizade, paciência, por ser uma referência profissional e por se tornar o grande “coach” deste projeto tão importante.

Ao coorientador, Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco, pelo suporte concedido em diferentes fases desta empreitada.

Aos professores, Prof. José Guilherme Santos da Silva, Prof. Dr. Francisco José da Cunha Peres Soeiro e Prof. Dr. Ricardo Rodrigues de Araújo, pelo conhecimento transmitido dentro e fora da sala de aula.

A todos os meus colegas de curso, em especial aos amigos Nívia dos Santos Lima e Robson Porto Cardoso, pelo companheirismo nesta importante fase e pelo inegável apoio quando necessário.

A todos os meus colegas de trabalho pela importância na minha formação técnica e profissional.

Ao PGECIV e a UERJ, por proporcionar a realização deste feito.

A CAPES pelo apoio financeiro.

“A melhor forma de ir além do possível é marchar na direção do impossível”

*Eliezer Batista*

## RESUMO

SILVA, Raphael Santos da. *Avaliação de ligações K e T entre perfis estruturais tubulares circulares*. 2012. 163f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012.

O difundido uso de perfis estruturais tubulares, principalmente devido às vantagens associadas ao comportamento estrutural e estético, levou a uma intensa utilização nos países da Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e na Austrália. Países como Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda fazem uso intensivo dessas estruturas e contam com uma produção corrente, industrializada e contínua com alto grau de desenvolvimento tecnológico. O aumento da oferta deste tipo de perfis, aliado a recentes pesquisas nesta área, leva o Brasil a se inserir neste cenário mundial. Entretanto, as normas brasileiras que regem o dimensionamento destes perfis ainda não se encontram atualizadas, principalmente no que tange ao dimensionamento de ligações de perfis tubulares. Considerando esta perspectiva, este trabalho apresenta uma análise de ligações tipo “K” e “T” com perfis tubulares circulares (CHS). Propõe-se estabelecer um quadro comparativo entre as formulações analíticas de dimensionamento proposta pelo Eurocode 3 Parte 1.8, 2ª edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT, projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 e critérios de deformação limite. Para cada um dos tipos de ligações analisadas, desenvolveu-se um modelo em elementos finitos no programa Ansys, calibrado e validado com resultados experimentais e numéricos existentes na literatura. As não-linearidades física e geométrica foram incorporadas aos modelos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade resistente da ligação. A não-linearidade do material foi considerada através do critério de plastificação de Von Mises através de uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bilinear. A não-linearidade geométrica foi introduzida no modelo através da Formulação de Lagrange Atualizado considerando-se a previsão de grandes deformações de forma a permitir a redistribuição de carregamento na ligação após o escoamento inicial. Esta dissertação propõe ainda, a modelagem de uma treliça planar constituída de perfis tubulares, objetivando estabelecer uma comparação entre um nó isolado e um nó da treliça planar.

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



## ABSTRACT

The widespread adoption of hollow section structures, mainly due to the advantages associated with the structural and aesthetic behavior, led to an intense use in the countries of Europe, Southeast Asia, North America and Australia. Countries like Canada, England, Germany and Holland use these structures intensively and have a current industrialized production with an associated high level of technological development. Increasing the supply of such profiles, combined with recent investigations in this area, leads the Brazil to enter in this world stage. However, the Brazilian standards that governing the design of these profiles are not yet updated, especially the tubular joints design. Given this perspective, this work presents an analysis of connections such as "K" and " T" with circular hollow sections. A comparison between the analytical design formulations proposed by Eurocode 3 Part 1.8, 2<sup>nd</sup> edition of the guide design of tubular joints of the CIDECT, Brazilian standard PN 02.125.03-004 and limit deformation criteria was performed. For each of the joints types analyzed, a finite element model was developed in ANSYS program, later to be calibrated and validated with experimental and numerical results present in literature. The models physical and geometrical non-linearities have been incorporated in the model to mobilize the joint full load capacity. The material nonlinearity was considered by Von Mises criteria through stress versus strain bilinear constitutive law. The geometric non-linearity was introduced in the model by Lagrange Updated Formulation considering the expected large deformation to allow redistribution of load in the joint after the initial yielding. This work also proposes the modeling of a planar truss made of circular hollow section structures to establish a comparison between a single joint and the response of joint as a part of a full scale truss structure.

Keywords: Hollow section joints; Numerical analysis, Finite element method, Nonlinear analysis.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Metrô Rio: Estação Cidade Nova, Rio de Janeiro – Brasil [2].	18
Figura 2 – Curvas tensão x massa de seções tubulares e abertas [1].	19
Figura 3 – Comparação entre seções tubulares e abertas [1].	20
Figura 4 – Exemplos de estruturas em seções tubulares [3].	21
Figura 5 – Processo de fabricação de perfil RHS [4].	22
Figura 6 – Processo de laminação contínua [5].	23
Figura 7 – Processo de laminação por ficha [5].	24
Figura 8 – Processo de laminação de Pilger [5].	24
Figura 9 – Processo de solda por indução à alta frequência [5].	25
Figura 10 – Ligações entre os elementos tubulares [1].	26
Figura 11 – Caracterização comercial dos aços estruturais [5].	41
Figura 12 – Processo de formação de rótula plástica [51].	43
Figura 13 – Curvas europeias de flambagem [11].	47
Figura 14 – Convenção para classificação de ligações planas [11].	56
Figura 15 – Convenção para classificação de ligações espaciais [11].	57
Figura 16 – Modos de ruína de ligações tubulares [11].	58
Figura 17 – Parâmetros geométricos: Ligação T entre perfis circulares [7].	60
Figura 18 – Ligação CHS-K [3].	66
Figura 19 – Excentricidade nas ligações tipo K [3].	66
Figura 20 – Parâmetros geométricos: Ligação K entre perfis circulares [7].	67
Figura 21 – Modos de falha preponderantes em ligações K entre perfis circulares [3].	68
Figura 22 – Tensões no banzo [58].	70
Figura 23 – Curva Carga versus Deslocamento do Critério de Deformação Limite.	75
Figura 24 – Ligação CHS-T: Configuração experimental [39].	78
Figura 25 – Modelo numérico – Ligação T entre perfis circulares.	78
Figura 26 – Solda segundo Lee [26]	79
Figura 27 – Curvas de calibração do modelo CHS-T	80
Figura 28 – Pontos de deslocamento do banzo (Modelo numérico)	81
Figura 29 – Pontos de deslocamento do banzo (Ensaio experimental) [39].	81
Figura 30 – Modelos experimental e numérico: Montante comprimido	82

Figura 31 – Tensão de Von Mises – ligação T: Montante comprimido.....	82
Figura 32 – Curvas carga x deslocamento: Montante comprimido.....	83
Figura 33 – Modelos experimental e numérico: Montante tracionado.....	85
Figura 34 – Curvas carga x deslocamento: Montante tracionado .....	86
Figura 35 – Ligação K entre perfis circulares [29]. .....	87
Figura 36 – Modelo numérico – Ligação K entre perfis circulares.....	89
Figura 37 – Curvas de calibração do modelo CHS-K.....	90
Figura 38 – Pontos de deslocamento do banzo .....	91
Figura 39 – Tensão de Von Mises ligação K entre perfis circulares.....	91
Figura 40 – Curvas carga x deslocamento CHS-K.....	92
Figura 41 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 88,9 mm.....	100
Figura 42 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 168,3 mm.....	100
Figura 43 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 219,1 mm.....	101
Figura 44 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 298,5 mm.....	101
Figura 45 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 419 mm.....	102
Figura 46 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 508 mm.....	102
Figura 47 – Curvas Carga versus Deslocamento: CHS-T – Banzo 660 mm.....	103
Figura 48 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento 168,3_x_88,9 mm .....	107
Figura 49 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento 168,3_x_88,9 mm .....	107
Figura 50 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento 298,5_x_159 mm .....	108
Figura 51 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento 298,5_x_159 mm .....	108
Figura 52 – Carga de Compressão no Montante x Carga no Banzo 168,3_x_88,9 mm .....	109
Figura 53 – Carga de Tração no Montante x Carga no Banzo 168,3_x_88,9 mm ..	109
Figura 54 – Carga de Compressão no Montante x Carga no Banzo 298,5_x_159 mm .....	110
Figura 55 – Carga de Tração no Montante x Carga no Banzo 298,5_x_159 mm ...	110
Figura 56 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 88,9 mm.....	115
Figura 57 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 168,3 mm.....	116
Figura 58 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 219,1 mm.....	116
Figura 59 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 298,5 mm.....	117
Figura 60 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 419 mm.....	117
Figura 61 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 508 mm.....	118
Figura 62 – Carga x Deslocamento: CHS-K – Banzo 660 mm.....	118

Figura 63 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento (168,3_x_88,9 mm).....	122
Figura 64 – Banzo Carregado: Carga x Deslocamento (298,5_x_159 mm).....	123
Figura 65 – Carga na Diagonal Comprimida x Carga no Banzo (168,3_x_88,9 mm) .....	123
Figura 66 – Carga na Diagonal Comprimida x Carga no Banzo (298,5_x_159 mm) .....	124
Figura 67 – Tipos de treliça [61]......	126
Figura 68 – Modelo de análise de treliça segundo PN 02.125.03-004 [8].....	129
Figura 69 – Modelo simplificado de treliça (LINK1).....	130
Figura 70 – Esforços axiais FTOOL [62].....	131
Figura 71 – Modelo com BEAM3, conforme recomendação do PN 02.125.03-004 [9] .....	133
Figura 72 – Modelo com elemento BEAM3: Diagrama de esforços normais [N].....	134
Figura 73 – Modelo com elemento BEAM3: Diagrama de momentos fletores [Nmm] .....	134
Figura 74 – Treliça tipo Warren modelada [63].....	138
Figura 75 – Configuração do ensaio [63].....	139
Figura 76 – Treliça ensaiada [63].....	140
Figura 77 – Detalhe do atuador hidráulico [63].....	140
Figura 78 – Detalhe da braçadeira para restrição de movimentações [63].....	141
Figura 79 – Malha de elementos finitos da treliça.....	142
Figura 80 – Carga versus deslocamento treliça.....	142
Figura 81 – Carga versus Deslocamento: Nó treliçado versus Nó isolado.....	146

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Valores nominais da tensão de escoamento $f_y$ e da tensão última $f_u$ para aços estruturais de seção tubular [11].....	42
Tabela 2 – Dimensões comerciais de seções tubulares [52] .....	44
Tabela 3 – Propriedades complementares do aço estrutural [11] .....	44
Tabela 4 – Classificação de seções [11].....	45
Tabela 5 – Seleção da curva de flambagem para seções tubulares [11] .....	49
Tabela 6 – Fator de imperfeição $\alpha$ para curvas de flambagem [11] .....	49
Tabela 7 – Características geométricas da ligação CHS-T ensaiada .....	78
Tabela 8 – Características geométricas da ligação CHS-K investigada.....	88
Tabela 9 – Características geométricas da ligação K entre perfis circulares investigada .....	88
Tabela 10 – Modelos paramétricos CHS-T .....	96
Tabela 11 – Resultados Analíticos “CHS-T” .....	97
Tabela 12 – Resultados pelo Critério de Deformação Limite “CHS-T” .....	98
Tabela 13 – Relação entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – ligação T entre perfis circulares.....	99
Tabela 14 – Análise Paramétrica: Resultados analíticos – Banzo carregado – “CHS-T” .....	104
Tabela 15 – Análise Paramétrica: Resultados do Critério de Deformação Limite ...	106
Tabela 16 – Modelos paramétricos CHS-K .....	112
Tabela 17 – Análise Paramétrica: Resultados Analíticos “CHS-K” .....	113
Tabela 18 – Análise Paramétrica: Resultados do Critério de Deformação Limite “CHS-K” .....	114
Tabela 19 – Análise Paramétrica: Resultados analíticos – “CHS-K” – Banzo carregado e Diagonal Comprimida.....	119
Tabela 20 – Análise Paramétrica: Resultados do Critério de Deformação Limite - Banzo carregado – “CHS-K” .....	121
Tabela 21 – Esforços normais nos elementos da treliça, desconsiderando a excentricidade .....	131
Tabela 22 – Tabela comparativa de esforços normais com e sem excentricidade .	135

Tabela 23 – Tabela comparativa dos esforços atuantes na treliça com elementos distintos .....	136
Tabela 24 – Principais dimensões [mm] e parâmetros geométricos da treliça ensaiada.....	137
Tabela 25 – Procedimentos do ensaio estático [63].....	139
Tabela 26 – Extensômetros <i>versus</i> deformação numérica [ $10^{-6}$ ] – carga 61 kN (Parte 1).....	143
Tabela 27 – Extensômetros <i>versus</i> deformação numérica [ $10^{-6}$ ] – carga 61 kN (Parte 2).....	143
Tabela 28 – Extensômetros <i>versus</i> deformação numérica [ $10^{-6}$ ] – carga 610 kN (Parte 1) .....	143
Tabela 29 – Extensômetros <i>versus</i> deformação numérica [ $10^{-6}$ ] – carga 610 kN (Parte 2) .....	143
Tabela 30 – Principais dimensões [mm] e parâmetros geométricos da treliça modificada.....	144
Tabela 31 – Tabela comparativa dos esforços atuantes na treliça com elementos distintos .....	144

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

EC3	Eurocode 3 – European Committee for Standardisation – Design of Steel Structures
EC3 1-1	Eurocode 3 – Parte 1-1: Design of Steel Structures – General rules and rules for buildings
EC3 1-8	Eurocode 3 – Parte 1-8: Design of Steel Structures – Design of joints
FEN	Faculdade de Engenharia
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
CIDECT	International Comitee for the Development and Study of Tubular Structures
AISI	American Iron and Steel Institute
AWS	American Welding Society
AISC	American Institute of Steel Construction
IIW	International Institute of Welding
HSS	Hollow Section Structure
CHS	Circular Hollow Section
RHS	Rectangular Hollow Section
SHS	Square Hollow Section
PN 02.125.03-004	Projeto de Norma Brasileira (Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares)
V&M	Vallourec & Mannesmann do Brasil
ELU	Estado Limite Último
ELS	Estado Limite de Serviço
APDL	Ansys Parametric Design Language

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_0$	Área da seção transversal do elemento
$e$	Excentricidade das ligações
$g$	Gap - afastamento entre os elementos soldados
$E$	Módulo de elasticidade
$d_0$	Diâmetro da seção transversal do banzo
$t_0$	Espessura do banzo
$r_0$	Raio de curvatura do perfil do banzo
$d_i$	Diâmetro do montante ou diagonal
$t_i$	Espessura do montante ou diagonal
$\theta_i$	ângulo entre o montante e o banzo na ligação "T" ou entre a diagonal e o banzo na ligação "K"
$L$	comprimento do membro
$f_y$	tensão de escoamento do aço
$f_u$	tensão de ruptura do aço
$f_w$	tensão de escoamento da solda
$\nu$	coeficiente de Poisson
$\beta$	relação entre o diâmetro da diagonal ou montante e a largura do banzo
$\gamma$	relação entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura
$N_{i,Rd}$	força axial resistente de cálculo da diagonal ou montante na ligação
$N_{i,Sd}$	força axial solicitante de cálculo de diagonal ou montante na ligação
$N_{0,Sd}$	força axial solicitante de cálculo no banzo
$N_{op,Sd}$	valor de $N_{0,Sd}$ excluindo as forças de cálculo dadas pelas componentes das diagonais projetadas no eixo longitudinal do banzo da ligação
$M_{0,Sd}$	momento fletor solicitante de cálculo na ligação
$N_s$	carga correspondente ao deslocamento de 1% da largura do banzo
$N_u$	carga correspondente ao deslocamento de 3% da largura do banzo
$n$	parâmetro de cálculo
$k_n$	parâmetro de cálculo
$\square$	parâmetro = $\sqrt{235/f_y}$
$\gamma_{al}$	fator de segurança utilizado pela PN 02:125.03-004



$\gamma_{M5}$	fator de segurança utilizado pelo Eurocode
$\gamma_{M0}$	coeficiente de ponderação utilizado pelo Eurocode
$W_{0,pl}$	módulo plástico da seção
$W_{el,y}$	módulo elástico da seção
$\Delta_s$	deslocamento correspondente a 1% da largura do banzo
$\Delta_u$	deslocamento correspondente a 3% da largura do banzo
$I$	momento de inércia da seção transversal
$Q_u$	Parâmetro de cálculo do CIDECT
$Q_f$	Parâmetro de cálculo do CIDECT
$C_1$	Parâmetro de cálculo do CIDECT

## SUMÁRIO

	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	18
1	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	30
1.1	<b>Generalidades</b> .....	30
2	<b>DIMENSIONAMENTO DE ESTRUTURAS TUBULARES</b> .....	40
2.1	<b>Generalidades</b> .....	40
2.2	<b>Caracterização mecânica</b> .....	40
2.3	<b>Classificação de seções</b> .....	44
2.4	<b>Dimensionamento de elementos tubulares tracionados</b> .....	46
2.5	<b>Dimensionamento de elementos tubulares comprimidos</b> .....	47
2.6	<b>Dimensionamento de elementos tubulares submetidos à flexão</b> .....	50
2.7	<b>Dimensionamento de elementos tubulares submetidos à flexão composta</b> .....	51
2.8	<b>Dimensionamento de ligações entre elementos tubulares</b> .....	53
3	<b>DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES ENTRE ELEMENTOS TUBULARES</b> .....	54
3.1	<b>Generalidades</b> .....	54
3.2	<b>Ligações tipo T entre perfis circulares</b> .....	60
3.2.1	Eurocode 3 Parte 1.8: Recomendações de Projeto .....	61
3.2.2	CIDECT 2ª Edição: Recomendações de Projeto .....	62
3.2.3	Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004: Recomendações de Projeto	64
3.3	<b>Ligações tipo K entre perfis circulares com afastamento</b> .....	65
3.3.1	Eurocode 3 Parte 1.8: Recomendações de Projeto .....	68
3.3.2	CIDECT 2ª Edição: Recomendações de Projeto .....	71
3.3.3	Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004: Recomendações de Projeto	72
3.4	<b>Crítérios de Deformação Limite</b> .....	73
4	<b>MODELAGEM NUMÉRICA</b> .....	76
4.1	<b>Generalidades</b> .....	76
4.2	<b>Ligação tipo T entre perfis circulares</b> .....	77
4.2.1	Resultados para montante comprimido .....	82
4.2.2	Resultados para montante tracionado .....	84

4.3	<b>Ligação tipo K entre perfis circulares</b> .....	86
5	<b>ANÁLISE PARAMÉTRICA</b> .....	94
5.1	<b>Generalidades</b> .....	94
5.2	<b>Ligações tipo T entre perfis circulares</b> .....	94
5.2.1	Resultados para banzo descarregado .....	94
5.2.2	Resultados para banzo carregado .....	103
5.3	<b>Ligações tipo K entre perfis circulares</b> .....	111
5.3.1	Resultados para banzo descarregado .....	111
5.3.2	Resultados para banzo carregado .....	119
6	<b>PROJETO DE TRELIÇAS TUBULARES</b> .....	125
6.1	<b>Generalidades</b> .....	125
6.2	<b>Análise de Estruturas Trelaçadas</b> .....	128
6.3	<b>Modelos sem excentricidade: Elemento de barra LINK1 [9] e FTOOL [62]</b> .....	130
6.4	<b>Modelo com excentricidade: Elementos de viga BEAM3 [9]</b> .....	132
6.5	<b>Modelo com excentricidade: Elemento de casca SHELL181 [9] – Análise Linear</b> .....	136
6.6	<b>Modelo com excentricidade: Elemento de casca SHELL181 [9] – Análise Não Linear</b> .....	137
6.7	<b>Ligação tipo K entre perfis circulares: Nó Isolado versus Nó da Trelça</b>	145
7	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS</b> .....	147
7.1	<b>Introdução</b> .....	147
7.2	<b>Principais conclusões</b> .....	148
7.2.1	Ligação tipo T entre perfis circulares .....	148
7.2.2	Ligação tipo K entre perfis circulares.....	151
7.2.3	Trelça.....	153
7.3	<b>Trabalhos futuros</b> .....	154
8	<b>REFERÊNCIAS</b> .....	156

## INTRODUÇÃO

### Generalidades

As excelentes propriedades mecânicas e estruturais de seções tubulares são reconhecidas há muito tempo. Apesar disso, os perfis tubulares quadrados, retangulares e circulares em aço estrutural, nomeadamente SHS, RHS e CHS, respectivamente, são relativamente recentes, tendo em vista que sua produção industrial somente foi iniciada no início dos anos 60 na Inglaterra. Alguns exemplos na natureza evidenciam as excelentes propriedades geométricas destes perfis como elemento resistente à compressão, tração, flexão e, principalmente, torção [1]. Conforme observa-se na Figura 1, além do seu excelente comportamento estrutural, suas formas tornam este tipo de concepção bastante atrativa do ponto de vista arquitetônico e visual.



Figura 1 – Metrô Rio: Estação Cidade Nova, Rio de Janeiro – Brasil [2].

Diversas outras vantagens estruturais são evidentes, principalmente para elementos submetidos a esforços de compressão e torção, e, embora o custo unitário do material seja mais alto em relação aos perfis de seções abertas, pode-se compensar tal fato tirando partido das inúmeras vantagens apresentadas pelas seções tubulares. Inúmeras construções executadas com estes perfis comprovam que este modelo construtivo pode ser economicamente competitivo em relação às estruturas convencionais.

A Figura 2 apresenta um comparativo das curvas tensão *versus* massa dos principais tipos de perfis utilizados na construção civil. Observa-se que, considerando sua elevada resistência e baixo peso próprio, os perfis tubulares podem desenvolver soluções leves, e que resistam de maneira mais econômica às solicitações de torção, cargas axiais e efeitos combinados, contribuindo para uma significativa redução nos custos de fundação. Além disso, a elevada resistência à flambagem das barras possibilita o uso de maiores vãos livres com significativa redução do número de pilares e contraventamentos.

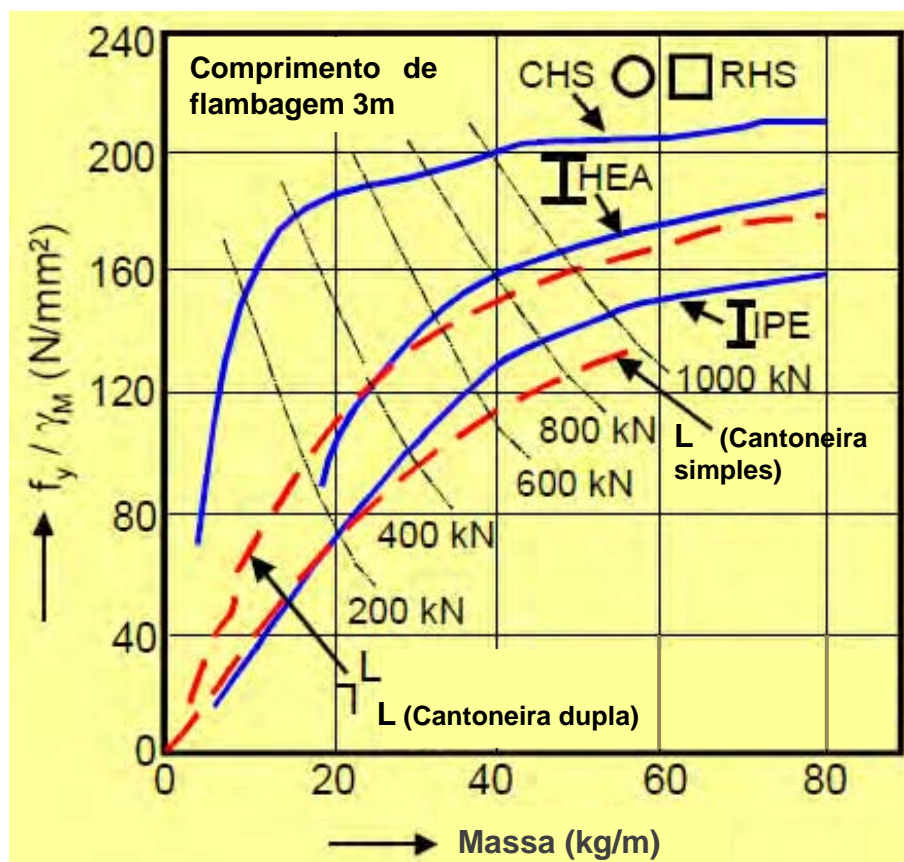
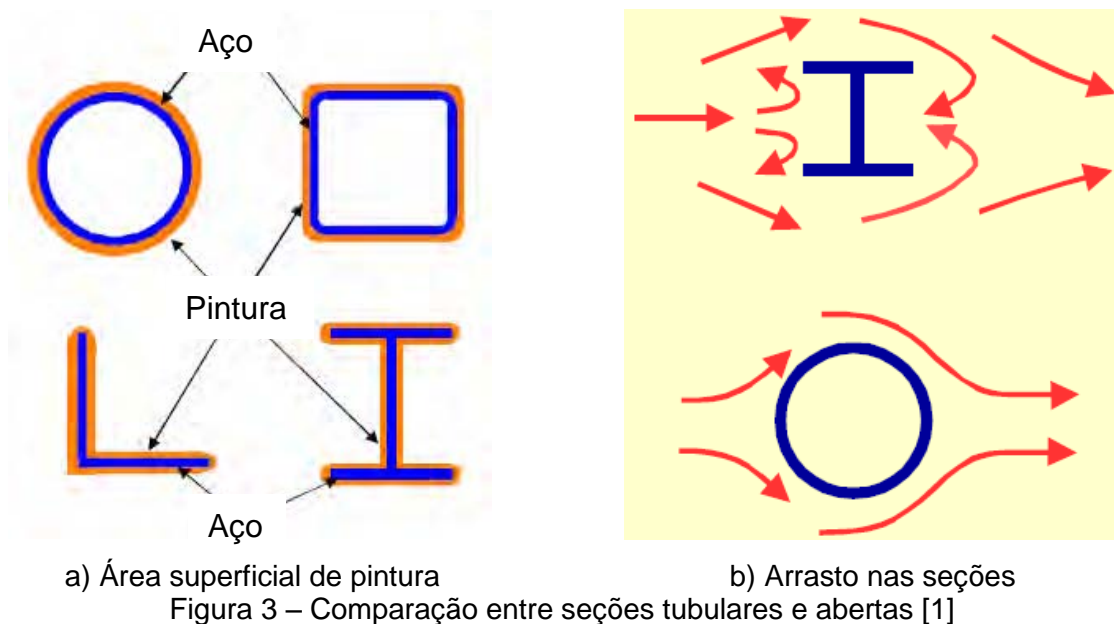


Figura 2 – Curvas tensão x massa de seções tubulares e abertas [1]

No que tange a montagem das estruturas, destaca-se a utilização de um sistema industrial de alta precisão, capaz de eliminar significativamente os desperdícios oriundos de improvisações, correções e adequações, comuns nos métodos convencionais de construção. Isto possibilita a obtenção de orçamentos mais precisos, reduzindo significativamente os prazos de construção e os custos de gerenciamento do canteiro de obras, antecipando o retorno de capital. Ainda com relação às vantagens estruturais, cabe destacar a facilidade para utilização destes perfis em estruturas mistas, conferindo ao projeto uma resistência adicional à esforços de compressão.

Conforme observa-se na Figura 3(a), quando comparados aos perfis de seção aberta, observa-se que as seções tubulares apresentam menor área superficial, conduzindo a menores custos de pintura e proteção contra o fogo, facilitando, desta forma, os serviços de manutenção. Apresentam ainda, menor coeficiente de arrasto quando exposto à ação do vento e da água, conforme ilustrado na Figura 3(b).



A Figura 4 apresenta fotos de estruturas de diversas partes do mundo exemplificando o variado campo de aplicações das seções tubulares, como por exemplo, arquitetura, civil, estruturas *off-shore*, mecânica, química, aeronáutica, transporte, etc.



a) Vila Nova de Gaia, Portugal.



b) Ripshorster Bridge, Alemanha.



c) Bullwinkle offshore structure, Golfo do México.



d) Aeroporto Internacional de Bangkok, Tailândia.



e) Villafranca de los Barros, Espanha.



f) RHS utilizado em estrutura de guindaste.



g) Barreira sonora, Holanda.



h) Mobiliário urbano, Holanda.

Figura 4 – Exemplos de estruturas em seções tubulares [3].

## Processos de Fabricação

Existem registros de utilização de perfis tubulares desde os tempos mais remotos, porém, apenas com o desenvolvimento dos processos de fabricação, em particular com relação às ligações entre os elementos, a utilização destas estruturas tornou-se cada vez mais difundida. Soluções viáveis e competitivas começaram a surgir como apostas ao desenvolvimento destes perfis.

Em 1886, os irmãos Mannesmann desenvolveram uma técnica de fabricação de seções tubulares espessas sem costura [1]. Esta técnica, aliada ao processo desenvolvido por Pilger anos mais tarde, tornou possível a obtenção de seções tubulares de paredes finas sem costura [1]. Ao longo dos anos, estes processos foram sendo aperfeiçoados e otimizados no âmbito de uma linha de produção industrial, conforme se observa na Figura 5.

Na primeira metade do século anterior, o inglês Whitehouse desenvolveu o processo de fabricação de seções tubulares circulares soldadas a quente [1]. Entretanto, a produção deste tipo de seção tornou-se mais importante após o desenvolvimento do processo de solda contínua, em 1930, pelo americano Fretz Moon [1].

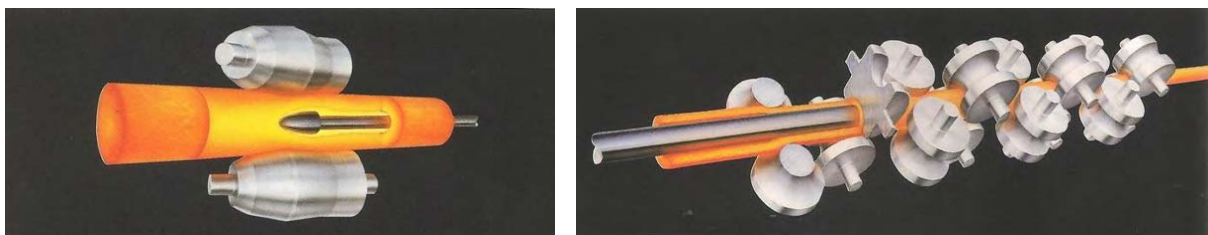


Figura 5 – Processo de fabricação de perfil RHS [4].

No que diz respeito à fabricação de perfis tubulares sem costura, destaca-se o processo conhecido como *Laminação Contínua*. Este método consiste em aquecer um lingote de aço bruto até a temperatura de laminação num forno de soleira rotativa. Após o aquecimento, a peça é transferida para um laminador perfurador para ser moldada na forma tubular, através de dois roletes externos, que possuem a



mesma direção de rotação e são posicionados inclinados em relação ao eixo longitudinal da peça, enquanto que um mandril perfurador é inserido no centro do lingote através do seu eixo longitudinal - Figura 6(a). O perfil é então transportado para outro laminador de roletes com oito suportes, onde uma barra cilíndrica é inserida no eixo da peça - Figura 6(b). Estes roletes objetivam reduzir o diâmetro do tubo e a espessura da parede. Após este processo, a barra é removida e o tubo reaquecido à temperatura de laminação, para então entrar no laminador de estiramento, onde são dadas as suas dimensões e formas finais.



a) Laminador perfurador

b) Laminador de roletes

Figura 6 – Processo de laminação contínua [5].

Outro processo utilizado para fabricação de perfis tubulares sem costura é conhecido como *Laminação por Ficha*. Assim como acontece no processo de laminação contínua, no processo de laminação por ficha, a seção tubular é obtida através da inserção de um mandril perfurador no lingote de aço. Entretanto, no processo de estiramento, o perfil é submetido a duas passagens em um laminador de roletes, os quais possuem uma ficha curta posicionada na geratriz superior do perfil, alinhada ao centro da ranhura do rolete posicionado na geratriz inferior (Figura 7). Após a segunda passagem pelo laminador de roletes, o perfil é reaquecido até a temperatura necessária à passagem do rolete subsequente. A laminação final é realizada pela passagem do perfil em três ou quatro roletes, dependendo da forma da seção final.

Ainda no âmbito do fabrico de perfis tubulares sem costura, o processo de *Laminação de Pilger* é caracterizado pela utilização de lingotes fundidos por gravidade na forma circular. Após aquecer a peça à temperatura de laminação em forno de soleira rotativa, os lingotes são perfurados através de uma prensa. A peça resultante deste processo é então alongada em um laminador de perfuração, onde a espessura da parede é reduzida. Seguindo o processo, a peça é então levada ao suporte Pilger, onde tomará sua forma tubular final. Os roletes do suporte Pilger

movimentam-se no sentido oposto à movimentação da peça (Figura 8). Após a laminação Pilger, a peça é transferida para um laminador de acabamento para receber seu diâmetro e espessura final.

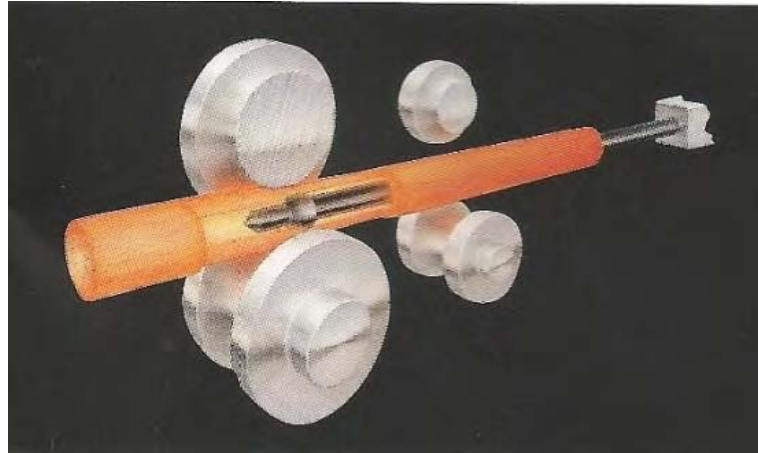


Figura 7 – Processo de laminação por ficha [5].



Figura 8 – Processo de laminação de Pilger [5].

Nos processos de fabricação de perfis tubulares com costura, destaca-se o processo conhecido como *Processo por Solda de Indução à Alta Frequência*. Neste método, a matéria-prima são tiras de aço moldadas em forma de tubo aberto na seção da solda. Ambas as extremidades do tubo são aquecidos até a temperatura de solda sobre uma zona estreita e, em seguida, soldada por meio de roletes de pressão (Figura 9). O excesso externo de solda gerada pela pressão do rolete é removido utilizando laminadores especiais. A remoção do excesso interno é desnecessária para a maioria das aplicações, mas pode ser realizada caso seja requerido. A seção tubular de origem é aquecida por indução à temperatura de laminação e subsequentemente, moldada na forma requerida em um laminador de rolete.

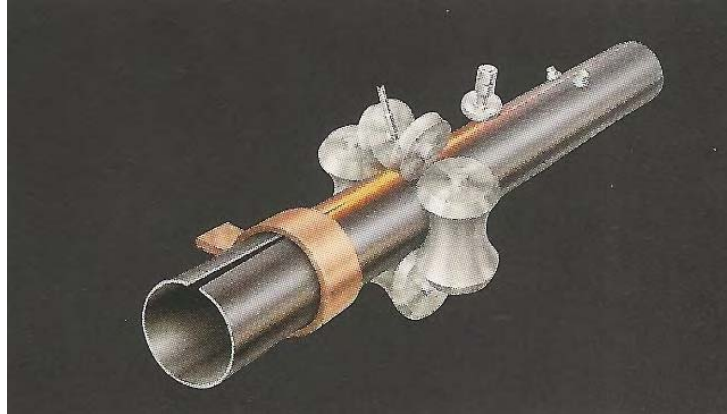


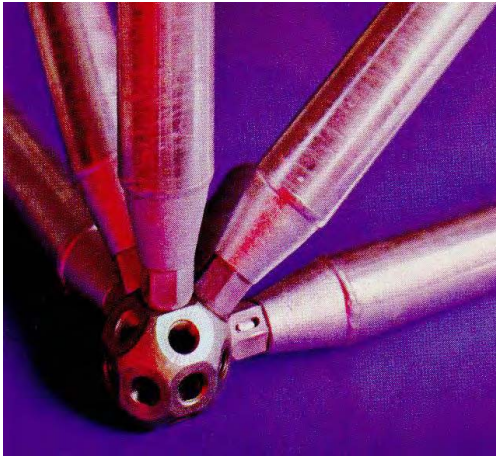
Figura 9 – Processo de solda por indução à alta frequência [5].

Quanto à distribuição de tensões residuais, observa-se uma diferenciação significativa em função do processo de fabricação do tubo. Os tubos sem costura apresentam uma distribuição mais uniforme conduzindo a um melhor desempenho estrutural.

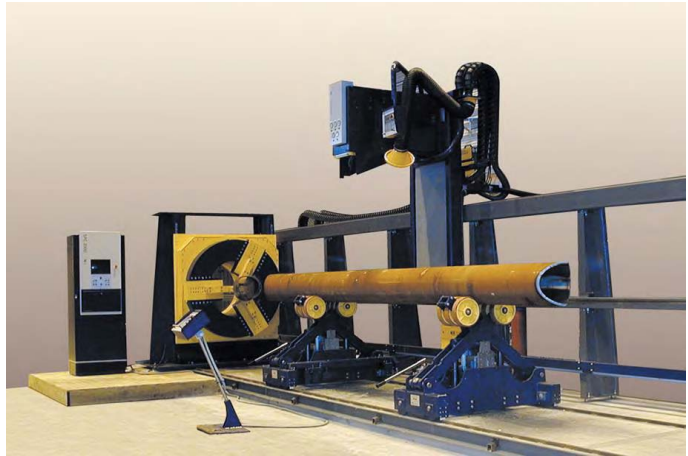
Com o aperfeiçoamento dos processos de fabricação de perfis tubulares, a utilização destas estruturas passou a depender do domínio de técnicas que possibilitassem a ligação entre os elementos. Objetivando evitar problemas no ajuste entre elementos de ligações, frequentemente, fazia-se uso de nós pré-fabricados, como o desenvolvido por Mengerlinghausen em 1937 na Alemanha [1]. Conhecido como Sistema Mero, esta ligação consistia de um nó esférico onde se ligavam 18 porcas oitavadas rosqueadas, nos quais se conectavam as barras circulares também rosqueadas - Figura 10(a). Este sistema tornou possível fabricar estruturas para grandes espaços de modo industrializado.

O aperfeiçoamento dos processos de corte e ajuste de extremidades apresentado na Figura 10(b), bem como o desenvolvimento dos métodos de solda, possibilitou uma otimização nas técnicas de ligação entre estas estruturas. Antes do advento destas técnicas, a ligação entre os elementos tubulares tornava praticamente impeditiva a utilização destes perfis. Nos anos 50, os problemas relacionados ao fabrico, preparação de extremidades e solda entre perfis tubulares foi completamente solucionado, possibilitando, então, uma melhor disseminação do uso destas estruturas. A partir daquele momento, o principal entrave à utilização dos perfis tubulares deu-se em função do pouco conhecimento que se tinha do seu comportamento estrutural e da resistência das ligações. Em função deste quadro, surge em 1962 uma organização internacional de fabricantes de seções tubulares,

intitulada International Committee for the Study and Development of Tubular Structures (CIDECT). A ideia principal foi reunir todos os recursos disponíveis nas indústrias, universidades, e outros órgãos nacionais e internacionais para pesquisa e disseminação de informações técnicas, desenvolvimento de projetos, métodos matemáticos e divulgação dos resultados em pesquisas e publicações. Desde o início de suas atividades, o foco principal têm sido voltado para os aspectos que envolvem o projeto de seções tubulares, incluindo comportamento estrutural, resistência estática e a fadiga das ligações, propriedades aerodinâmicas, resistência à corrosão, fabricação e manutenção dessas estruturas [3].



a) Sistema MERO



b) Máquina de corte de extremidades

Figura 10 – Ligações entre os elementos tubulares [1].

## Motivação

Conforme já citado anteriormente, a utilização de perfis tubulares é altamente difundida em países como Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda, devido ao alto grau de desenvolvimento tecnológico de sua produção. No Brasil, até cerca de alguns anos atrás, a utilização destes perfis na construção civil era bastante limitada, restringindo-se apenas a coberturas espaciais. Atualmente, a situação do mercado brasileiro começa a se alterar em decorrência do significativo aumento da oferta de perfis tubulares estruturais, principalmente pela Vallourec & Mannesmann do Brasil [6].

Em função da resistência das ligações entre os elementos representarem o ponto crítico em um projeto de estruturas tubulares, um projeto otimizado pode ser obtido apenas se o projetista entender o real comportamento da ligação e considerá-lo conceitualmente no projeto. Desta forma, para assegurar a integridade estrutural das ligações é de vital importância que o dimensionamento dos elementos construtivos bem como a configuração das ligações resulte em uma capacidade adequada de deformação e rotação. Investigações experimentais e numéricas são fundamentais para entender o comportamento das diversas alternativas de projeto e subsidiar as formulações analíticas. Observa-se que os últimos 30 anos representaram uma fase de intensificação em programas de pesquisas no campo das estruturas tubulares, como por exemplo, estudos de estabilidade, proteção contra o fogo, carregamento de ventos, composição estrutural, e comportamento das ligações sujeitas a carregamento estático e fadiga.

No âmbito nacional, a disseminação desta tecnologia na indústria da construção em geral vem ganhando cada vez mais força. Como comprovação deste quadro, destaca-se o desenvolvimento de uma norma técnica nacional que contemplará o projeto de ligações entre perfis tubulares e possibilitará aos engenheiros brasileiros uma padronização nacional de projeto, evitando, desta forma, a necessidade de utilização de normas internacionais. Neste cenário, faz-se cada vez mais necessária, a ampliação do número de trabalhos de pesquisa de forma a garantir a qualidade da norma e dar respaldo técnico aos projetistas, principalmente no que tange ao dimensionamento das ligações.

## Objetivo

Nos últimos anos, o CIDECT tem conduzido inúmeros programas de pesquisa no campo de estruturas tubulares. Os resultados destas investigações estão disponíveis em relatórios e guias de projeto e têm sido incorporados pelas normas técnicas de diversos países. Inicialmente, a maioria destes estudos foi uma combinação de pesquisas analíticas e experimentais. Com o desenvolvimento de métodos computacionais, alcançaram-se importantes avanços no entendimento do comportamento destas estruturas, principalmente no comportamento das ligações

[6]. São extensas as possibilidades geométricas disponíveis aos projetistas de estruturas tubulares. Desta forma, o presente trabalho concentra-se exclusivamente na análise do comportamento de estruturas constituídas de perfis tubulares circulares (CHS), objetivando avaliar o comportamento de ligações soldadas do tipo “T” e “K”, correlacionar o comportamento de um nó isolado a um nó de um sistema treliçado convencional plano e verificar os critérios de validade, bem como, a consistência das formulações analíticas de projeto e dimensionamento de ligações. Além disso, propõe-se realizar também, um estudo comparativo entre as formulações analíticas preconizadas pelo Eurocode 3 Parte 1-8 (EC3 1-8) [7], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8].

Desta forma, as seguintes ações foram desenvolvidas:

- a) Situar o atual cenário de utilização de perfis tubulares dentro de um contexto histórico e de trabalhos existentes na literatura técnica nacional e internacional;
- b) Revisar e verificar os critérios de projeto e dimensionamento de estruturas tubulares;
- c) Desenvolver dois modelos numéricos de ligações do tipo K e T entre perfis circulares através do programa Ansys v.12.0 [9], calibrando e validando os modelos com resultados experimentais e numéricos encontrados na literatura técnica internacional;
- d) Observar o comportamento dos modelos calibrados sujeitos a carregamento estático, avaliando e quantificando a resistência das ligações numericamente e analiticamente;
- e) Estabelecer um quadro comparativo, objetivando avaliar a consistência das formulações analíticas sugeridas pelo EC3 1-8 [7], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3] e Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8] e o Critério de Deformação Limite proposto por Lu et al. [10];
- f) Desenvolver um estudo paramétrico para investigar a influência dos principais parâmetros geométricos e dos carregamentos na resistência da ligação;
- g) Desenvolver um modelo numérico de uma treliça, objetivando comparar o comportamento de um nó da treliça a um nó isolado;

## Estrutura da dissertação

O presente capítulo apresentou uma pequena introdução, um breve resumo de pesquisas realizadas anteriormente, a motivação para o desenvolvimento deste trabalho, o objetivo e uma descrição do conteúdo da dissertação.

O capítulo um apresenta uma revisão bibliográfica de trabalhos existentes na literatura técnica objetivando situar esta dissertação dentro de um cenário histórico nacional e internacional.

O capítulo dois descreve os principais critérios de projeto para o dimensionamento de estruturas tubulares conforme recomendações do Eurocode3 Parte 1.1 (EC3 1-1) [11].

O capítulo três descreve os principais critérios e equações para o dimensionamento de ligações tubulares entre perfis circulares tipo “K” e “T”, conforme recomendações sugeridas pelo EC3 1.8 [7], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [3], Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 [8] e o Critério de Deformação Limite proposto por Lu et al. [10].

O capítulo quatro apresenta os modelos numéricos das ligações entre perfis circulares T e K, bem como, as considerações necessárias à calibração de cada um dos modelos e uma avaliação da consistência das equações analíticas de dimensionamento.

No capítulo cinco desenvolve-se uma análise paramétrica objetivando avaliar a influência de alguns parâmetros geométricos na resistência da ligação e investigar a amplitude do campo de aplicação das formulações analíticas.

O capítulo seis traz critérios de projeto e requisitos usualmente utilizados no projeto de treliças tubulares planas, bem como, um estudo analítico e comparativo entre um nó de um sistema treliçado convencional e um nó de uma ligação K isolada.

Finalmente, o capítulo sete apresenta as considerações finais, descrevendo as principais conclusões obtidas nesta dissertação bem como algumas sugestões para trabalhos futuros.

# 1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

## 1.1 Generalidades

Apresentam-se a seguir, alguns breves resumos dos principais trabalhos sobre ligações entre perfis tubulares desenvolvidos nos últimos anos por diversos pesquisadores, objetivando situar o assunto e mostrar a evolução das pesquisas no Brasil e no mundo.

Korol e Mirza [12] desenvolveram em 1982, uma das primeiras investigações focada na resistência de ligações entre perfis tubulares. Através de um modelo em elementos finitos desenvolvido com elementos de casca, os autores concluíram que o aumento da resistência da ligação está diretamente relacionado ao aumento dos parâmetros  $\beta$  e  $\gamma$ . O trabalho propôs ainda, um critério intitulado “Critério de Deformação Limite”, para avaliação da capacidade de carga em ligações onde a curva carga-deslocamento não apresenta um pico pronunciado. Os autores associaram o estado limite último da ligação ao deslocamento da face da corda correspondente a 1,2 vezes a espessura da mesma. Este valor representa algo em torno de 25 vezes a deformação elástica do elemento.

Kurobane et al. [13] em 1986, apresentaram uma série de ensaios em ligações K entre perfis circulares tubulares para elementos de treliça para examinar o comportamento a flambagem local dos elementos. Os resultados destes ensaios demonstraram que a flambagem local é influenciada não somente pela espessura da parede dos elementos, mas também pela rigidez global da ligação. O autor apresentou também as equações para avaliação da resistência e capacidade de deformação da ligação para este modo de falha. Concluiu-se que a deformação da ligação pode ter efeito benéfico na ductilidade global da treliça, quando a razão diâmetro-espessura dos elementos é limitada a alguns valores específicos.

Packer [14] desenvolveu em 1986, um trabalho através do qual exemplifica o método de dimensionamento de ligações do tipo “K” e “N” com afastamento constituídos por perfis SHS nos banzos e CHS e SHS nas diagonais. O autor considerou a excentricidade dentro dos limites permitidos a fim de se desprezar a



influência do momento nas ligações. Os dados foram obtidos por meio de ábacos de modo a simplificar a determinação da resistência última da ligação.

Packer et al. [15] apresentaram em 1992, o projeto de uma treliça plana com elementos tubulares formados a frio utilizando as recomendações do CIDECT para dimensionamento das ligações K, X e KT da treliça. Concluiu-se que, a fim de se evitar reforço nas ligações, o projetista deverá dimensionar as ligações no mesmo momento em que dimensiona os elementos da treliça, já que, frequentemente, a ligação poderá controlar o dimensionamento.

Lu et al. [10] propuseram em 1994, uma nova formulação para o “Critério de Deformação Limite” proposto por Korol e Mirza [12] anos antes. De acordo com o autor, se a razão  $N_u/N_s$  for menor que 1,50, o dimensionamento da ligação deverá ser baseado no estado limite último. Caso a razão  $N_u/N_s$  seja maior que 1,50, a resistência limite de serviço controlará o dimensionamento. Desta forma, o autor propõe que o estado limite último da ligação estará associado a uma deformação para fora do plano igual a 3% da largura da face do banzo, correspondendo à máxima carga atingida em seus ensaios experimentais. Para estado limite de serviço, os autores fixaram a deformação do banzo em 1% de sua largura. Estes limites também foram propostos por Zhao [16] em 1991 e é atualmente adotado pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW) [17].

Lee e Wilmshurst [18] desenvolveram em 1995, uma análise numérica de ligações tubulares multiplanares do tipo duplo “K” com seções circulares, através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no software ABAQUS [43], usando elemento de casca de 4 e 6 nós, respectivamente. A análise considerou vários fatores tais como: geometria da solda, condições de contorno das extremidades dos elementos, modos de carregamento, comprimento do banzo e propriedades do material. A calibragem do modelo foi desenvolvida utilizando dados obtidos de modelos experimentais.

Davies e Crockett [19] apresentaram em 1996, alguns diagramas de interações para esforços nas ligações tipo “T” com seções tubulares circulares com carregamento estático nos membros, obtidos por modelos de elementos finitos calibrados com dados experimentais.

Wardenier et al. [20] apresentaram em seu guia de projeto de perfis tubulares publicado em 1996 através do CIDECT, formulações e restrições para o dimensionamento de ligações formadas por perfis tubulares com diferentes

configurações, baseando a resistência última em vários modos de falha da ligação. Estas formulações e restrições foram apresentadas também por Rautaruuki [21] em 1998 e completamente incorporada pelo EC3 1-8 [7] em 2005.

Saidani [22] analisou em 1998, os efeitos de excentricidades em ligações do tipo “K” em três modelos diferentes. Um com a ligação totalmente enrijecida, outro com as diagonais rotuladas entre si e enrijecidas em relação ao banzo e o terceiro com as diagonais enrijecidas entre si e rotuladas em relação ao banzo. Foram utilizadas formulações teóricas, modelos de elementos finitos e análises experimentais. Concluiu-se que os esforços axiais gerados no banzo são desprezíveis se comparados aos efeitos gerados nas diagonais, as quais apresentaram um acréscimo de carga significativo.

Liu et al. [23] desenvolveu em 1998, uma avaliação da resistência de ligações tipo “K” em função das cargas no banzo e condições de vínculo. A pesquisa mostrou a necessidade da verificação detalhada dos vínculos uma vez que estas podem afetar a resistência na ligação.

Dexter e Lee [24], [25] demonstraram em 1999, um modelo em elementos finitos para avaliar a influência dos parâmetros geométricos no comportamento estático de ligações K circulares com sobreposição entre perfis tubulares carregados axialmente. Resultados de algumas ligações K com afastamento foram incluídos para comparação. O estudo revela como os parâmetros geométricos podem influenciar no comportamento da ligação K sobreposta carregada axialmente. Concluiu-se que a sobreposição tem efeito favorável para resistência da ligação. As equações de resistência para a ligação mostraram-se compatíveis com os resultados numéricos e experimentais. A flambagem local da diagonal aparece como um modo de falha comum em ligações K sobrepostas, ocorrendo como resultado da transferência de carga de uma diagonal para a outra. Entretanto, o modo de falha por flambagem local não causa colapso súbito e não deverá necessariamente, ser causa para preocupação.

Lee [26] apresentou em 1999, uma revisão das técnicas numéricas utilizadas na análise por elementos finitos de ligações tubulares e fornece informações para obtenção da resistência, campo de tensões e fator de concentração de tensão.

Zhao [27] descreveu em 2000, o critério de deformação limite e resistência no estado limite último de uma ligação tipo T entre perfis RHS formados a frio. O autor concluiu que para os modos de falha por flambagem da alma, o critério de

deformação limite aplica-se para perfis formados a frio com  $0,8 < \beta < 1,0$ . Para os modos de flambagem da mesa, o autor concluiu que para  $0,6 < \beta < 0,8$  ou  $2\gamma < 15$ , a resistência última controla o dimensionamento. Para  $0,3 < \beta < 0,6$  e  $2\gamma > 15$ , o estado limite de serviço controla.

Rasmussen & Hasham [28] desenvolveram em 2001, um programa de ensaios em ligações soldadas do tipo X e K entre perfis CHS fabricados com aço inoxidável. As ligações X foram ensaiadas a compressão e tração utilizando diferentes valores de  $\beta$ . As ligações K foram ensaiadas utilizando diferentes valores de  $\beta$  e diferentes ângulos entre o banzo e as diagonais. Foram realizados um total de 15 ensaios respeitando as recomendações de projeto preconizadas no guia de projeto do CIDECT [3] para estruturas de aço carbono, substituindo o campo de tensões por uma verificação de tensões.

Van der Vegte et al. [29] apresentaram em 2002, um programa de investigações numéricas com a finalidade de investigar inconsistências nas formulações propostas pelo EC3 1-8 [7] no que tange aos efeitos da tensão do banzo na resistência das ligações CHS e RHS. Para ligações CHS, a função que leva em conta a tensão no banzo é baseada na pré-tensão neste elemento, enquanto que para ligações RHS a máxima função no banzo é utilizada. O autor conclui que os melhores resultados para o efeito da pré-tensão no banzo na resistência da ligação K entre perfis circulares é obtido considerando a máxima tensão no banzo, ao invés da pré-tensão como o EC3 1-8 [7] considera. Em seu programa de pesquisa, o autor desenvolveu um total de 12 modelos numéricos, realizando as análises no programa ABAQUS, com elementos sólidos quadráticos de 20 nós (C3D20R). O autor destaca ainda, que seu modelo numérico foi comparado e calibrado com resultados obtidos de um programa experimental conduzido por Koning em 1981 [30], apresentando uma boa concordância entre a resposta carga *versus* deformação numérica e experimental, não apenas para a rigidez inicial, mas também para o pico da carga e comportamento após pico.

Choo et al. [31] apresentaram em 2003, uma definição para resistência estática de uma ligação X entre perfis circulares de parede espessa sujeita a cargas axiais baseada na carga de plastificação, correlacionando com critério de deformação limite proposto por Lu et al. [10]. Os autores desenvolveram também um estudo paramétrico variando os principais dados geométricos da ligação. Concluiu-

se que existe uma boa concordância com os critérios de deformação limite e com as recomendações da norma ISO [32] e CIDECT [3] para ligações com  $\gamma > 7$ . Por outro lado, com  $\gamma < 7$ , observou-se uma significativa diferença, especialmente com relação a norma ISO [32] para ligações com  $\beta > 0,7$ .

Mashiri e Zhao [33] ensaiaram em 2003, uma ligação do tipo “T” formada por perfis de paredes finas com CHS no montante e RHS no banzo. Aplicou-se momento fletor na ligação até a plastificação da face do banzo e se identificou que para várias ligações são conservadas suas características de trabalhabilidade até a deformação de 1% da largura do banzo, valor proposto como estado limite de serviço. Para o estado limite último, foram observados valores de deformação em torno de 3% da largura do banzo. Os autores observaram que os limites de deformação para plastificação da face do banzo obtiveram uma boa correlação com os valores obtidos através das equações de dimensionamento do CIDECT [3] e do EC3 1-8 [7], para valores de  $\beta$  entre 0,34 e 0,64.

Santos [34] apresentou em 2003 em sua dissertação de mestrado, diversas análises de ligações entre perfis tubulares de estruturas metálicas planas. O estudo baseou-se na avaliação do comportamento destas ligações por meio da análise das metodologias de cálculo utilizadas por normas e especificações, tais como: AISC - LRFD [35] e EC3 1-8 [7]. Para o dimensionamento das ligações, o autor utilizou o Método dos Estados Limites, no qual são verificadas as resistências de cálculo dos elementos da ligação. Uma abordagem teórica é apresentada demonstrando o comportamento da distribuição de tensões nas ligações. Como resultado, desenvolveu-se um programa computacional para automatizar o dimensionamento e a verificação das ligações estudadas, visando a otimização do sistema de cálculo.

Ainda em 2003, Gerken [36] apresentou uma visão geral da utilização das estruturas tubulares no contexto da evolução das estruturas metálicas em geral, com destaque para o estudo de obras que mostram o estado da arte da construção tubular no Brasil.

Chiew et al. [37] publicaram em 2004, um trabalho apresentando resultados obtidos de uma análise experimental em perfis CHS para o fenômeno de fadiga quando submetidos a carregamentos combinados. Verificou-se que para os efeitos de concentração de tensões, as equações utilizadas não foram efetivas. Entretanto,

considerando o efeito de fadiga, as equações de dimensionamento mostraram-se válidas.

Lima et al. [38] apresentaram em 2005, uma revisão bibliográfica de diversos autores que abordam o tema de ligações entre perfis tubulares, seguida de uma análise numérica de ligações soldadas do tipo T entre perfis RHS, objetivando investigar a formulação proposta no EC3 1-8 [7], e desta forma, verificar a sua aplicabilidade. Os resultados obtidos mostraram que determinados limites considerados naquele regulamento podem fornecer valores contra a segurança para ligações soldadas de perfis RHS.

Choo et al. [39] apresentaram em 2003, um artigo no qual descrevem um programa de ensaios experimentais com a finalidade de investigar o comportamento de ligações T entre CHS reforçadas com placas anelares na região da ligação sujeita a carregamento axial estático. Foram ensaiados um total de 12 modelos, sendo 04 deles sem reforço. Além de variar a configuração do ensaio (com ou sem reforço), o programa investigou a influência dos carregamentos (tração ou compressão) e parâmetros geométricos  $\beta$  e  $\gamma$ . Os autores concluíram que o mecanismo de falha principal da ligação T com montante carregado à compressão é a plastificação da face do banzo ao redor do perímetro do anel de reforço. Para a ligação T com  $\beta=0,54$  e montante tracionado, a plastificação do banzo foi seguida por uma flambagem inelástica da seção do banzo. Os experimentos mostraram que a resistência da ligação reforçada com placas anelares é significativamente maior que as ligações sem reforço. Para  $\beta= 0,54$  os resultados revelaram um aumento de 39% para montante comprimido e 16% para montante tracionado. Para  $\beta= 0,28$ , o aumento mostrou-se ainda maior, cerca de 53% e 28% para montantes comprimidos e tracionados, respectivamente.

Van der Vegte et al. [40] apresentaram em 2005, um trabalho no qual descrevem um programa de simulações numéricas e estudo paramétrico, objetivando estabelecer um estudo comparativo com os resultados experimentais proposto por Choo et al. [39] em 2003. As curvas cargas *versus* deslocamento determinadas experimentalmente e numericamente revelaram uma boa convergência. A comparação entre as seções deformadas obtidas através dos ensaios e a correspondente seção deformada numérica ratificou a boa concordância entre os resultados numéricos e experimentais. Os autores concluíram que para

ligações em que o modo de falha principal é a plastificação da seção, a análise numérica é capaz de fornecer uma previsão confiável do comportamento da curva carga *versus* deslocamento. Dependendo dos parâmetros geométricos, dois diferentes modos de falha para a ligação T reforçada são observados. No modo 1, ocorre plastificação da seção do banzo, enquanto a placa de reforço deforma-se. No modo 2, tanto a parede do banzo quanto a placa de reforço apresentam uma severa deformação e plastificação. A resistência da ligação reforçada pode ser significativamente melhorada aumentando a largura da placa de reforço. Entretanto, somente para a ligação que falha pelo modo 2, a utilização de uma placa mais espessa aumenta ainda mais a resistência última.

Choo et al. [41] desenvolveram em 2006, um trabalho onde apresentam resultados de diversas investigações de ligações tipo K entre perfis circulares de parede espessa, submetidas a carregamentos estáticos com várias condições de contorno e tensões axiais no banzo. Uma modelagem numérica foi desenvolvida utilizando o Método dos Elementos Finitos, sendo levados em conta diferentes condições de contorno e diferentes parâmetros geométricos. Concluiu-se que os efeitos das condições de contorno podem ser críticos se estes alteram o nível de tensão nos banzos. Uma definição em termos da máxima relação de tensão no banzo, para uma nova função de tensões, é encontrada para minimizar a dispersão com respeito a variações na geometria das ligações.

Vegte e Makino [42] em 2006 desenvolveram uma avaliação da resistência última de ligações “T” entre perfis CHS. Considerou-se no estudo, os efeitos do pré-carregamento axial do banzo, tanto de compressão quanto de tração, na resistência última da ligação, variação nos parâmetros geométricos  $\beta$  (relação entre os diâmetros do montante e do banzo) e  $2\gamma$  (relação entre o diâmetro do banzo e a espessura da parede do mesmo). A proposta de aplicar um pré-carregamento por meio de carga axial e momento fletor aplicados na extremidade do banzo, visa excluir o efeito da flexão no banzo, causada pelo carregamento axial no montante, e derivar a resistência local da ligação “T”. Uma análise via Método dos Elementos Finitos é desenvolvida por meio do programa ABAQUS/Standard (2003) [43], considerando a não-linearidade do material e geométrica. Baseado nos dados da modelagem numérica, uma nova formulação da resistência última é estabelecida para ligações “T” submetidas a um pré-carregamento no banzo, apresentando a interação entre carregamento axial no montante e momentos fletores no banzo. O

estudo está inserido no âmbito de um grande projeto que trata do efeito da tensão no banzo em ligações tipo “K”, “T” e “X” com perfis circulares.

Mendanha [44], em sua dissertação de mestrado em 2006, desenvolveu uma análise de ligações do tipo “K” e “KT” entre perfis RHS no banzo e CHS nas diagonais e montantes. O estudo objetivou avaliar experimental e numericamente o mecanismo de colapso, os deslocamentos e as deformações para as diferentes cargas aplicadas.

Sopha et al. [45] ensaiaram em 2006, três protótipos de ligações “K” com sobreposição formadas com perfis RHS tanto nas diagonais quanto no banzo, com os seguintes parâmetros:  $0,6 \leq \beta \leq 0,75$ ;  $30 \leq 2 \gamma \leq 35$  e sobreposição de 50% e 100%, respectivamente. Os resultados destas investigações apontaram para um modo de falha por plastificação da face do banzo, sendo que em um dos casos, este modo foi combinado com uma falha por cisalhamento na diagonal sobreposta. Baseado neste estudo e em trabalhos numéricos anteriormente realizados, para as ligações RHS tipo K com sobreposição, os autores recomendaram verificar também o modo de falha devido ao cisalhamento da diagonal sobreposta.

Shao [46] escreveu em 2006 um artigo no qual apresentou observações gerais sobre a influência de alguns parâmetros geométricos na distribuição de tensões na região da solda para ligações tubulares do tipo “T” e “K” sujeitas a carregamento axial. Como a distribuição de tensão ao longo do “pé” da solda é muito crítico podendo levar a diminuição da vida útil da ligação devido à fadiga, a investigação de tais efeitos geométricos pode contribuir para aumentar a vida útil de tais ligações. Trabalhos anteriores, focados no estudo dos máximos valores de tensão, ignoravam o princípio de distribuição de tensão. Contudo, a distribuição de tensão tem efeito crítico no modo de propagação da ruptura por fadiga, sendo tal distribuição de tensão influenciada principalmente pelo tipo de carregando e geometria do nó. O autor desenvolveu um estudo paramétrico objetivando investigar o efeito de três parâmetros geométricos ( $\gamma$  - relação entre o raio e a espessura do banzo;  $\beta$  - relação entre os diâmetros do banzo e dos membros;  $\tau$  - relação entre as espessuras dos membros e do banzo) que podem influenciar na distribuição de tensões. Concluiu-se que a espessura da parede do banzo tem efeito significativo na distribuição de tensão para ambos os tipos de ligações, enquanto que a espessura dos elementos tem pouca influência em tal distribuição de tensão. O autor destacou

ainda, que o parâmetro  $\beta$  tem efeitos diferenciados na distribuição de tensão para as ligações T e K.

Wardenier et al. [3], [4] apresentaram em 2006, um trabalho desenvolvido pelo CIDECT [3] na segunda edição do seu guia de projeto de estruturas tubulares, onde são propostas novas formulações para algumas configurações de ligações em perfis tubulares. As normas correntes, bem como a primeira edição do guia de projeto do CIDECT [3], apontam para equações inconsistentes para dimensionar ligações constituídas de perfis CHS e RHS. Para ligações em perfis CHS, a função de tensão no banzo é baseada na pré-tensão, enquanto que, para ligações em perfis RHS, a função de tensão no banzo é baseada na máxima tensão. Através de um programa de pesquisa desenvolvido pelo CIDECT [3], o efeito do carregamento no banzo para ligações CHS foi analisado a fim de se estabelecer uma função de tensão baseada na máxima tensão naquele elemento. Observou-se que os resultados apresentaram uma melhor consistência para ambos os tipos de configuração de ligação. O segundo objetivo destas investigações conduzidas pelo CIDECT [3], foi reanalisar as funções de tensão no banzo a fim de se estabelecer uma formulação geral, a qual pode ser aplicada para diferentes tipos de ligações em perfis CHS e RHS. O trabalho objetivou avaliar os resultados numéricos do estudo do efeito da carga no banzo para diferentes ligações e comparados com as equações da primeira edição do guia do CIDECT [20].

Freitas et al. [47] apresentaram em 2008, um estudo teórico e investigações experimentais de ligações soldadas tipo “T”, formadas por perfis RHS no banzo e CHS no montante. A análise teórica foi realizada com base nas recomendações do EC3 1-8 [7]. Desenvolveu-se ainda, uma análise numérica em elementos finitos através da utilização do programa computacional ANSYS 11.0 [9], onde foram desenvolvidos vários modelos com diferentes características, com o objetivo de obter um modelo semelhante ao modelo real. O objetivo do trabalho foi avaliar o comportamento, a carga última e o modo de falha da ligação.

Mendes [48], em sua dissertação de mestrado apresentada em 2008, desenvolveu uma análise teórica, numérica e experimental de ligações soldadas do tipo “K”, “KT” e “T” entre perfis HSS, sendo RHS para o banzo e CHS para os demais elementos. As análises teóricas realizadas a partir das recomendações de norma e as análises numéricas envolveram a geração, análise e calibração, baseadas nos resultados obtidos nos ensaios experimentais. O autor apontou para uma boa



convergência entre os resultados experimentais, a formulação teórica preconizada pelo EC3 1-8 [7] e os resultados numéricos, para a ligação tipo “T”. Entretanto, observou-se que o mesmo não ocorre para as ligações tipo “K” e “KT”.

Gazzola et al. [49] relataram em seu artigo um estudo do efeito dos esforços axiais em ligações tubulares soldadas do tipo “K” através do método dos elementos finitos comparando os resultados obtidos com uma equação anteriormente desenvolvida. Os resultados mostram-se satisfatórios. Observando-se a necessidade de maiores pesquisas em ligações do tipo “K”, Lee e Gazzola [50] fizeram uma modelagem em elementos finitos para este tipo de ligação com o objetivo de determinar resultados para ligações com a chamada sobreposição (quando a coincidência dos centros dos montantes ocorre abaixo do banzo com sobreposição das diagonais) e afastamento (quando não ocorre sobreposição das diagonais) sob a ação de momento fletor no plano. Para tais análises foram feitas variações nos parâmetros geométricos dos tubos de forma a obterem a influência de cada um destes na ligação e com isso, a equação proposta pode ser analisada para ambas as ligações.

## 2 DIMENSIONAMENTO DE ESTRUTURAS TUBULARES

### 2.1 Generalidades

O presente capítulo apresenta requisitos básicos que regem o projeto de estruturas tubulares de aço, com base no método dos estados limites, segundo o Eurocode 3 Parte 1.1 (EC3 1-1) [11]. Desta forma, espera-se que o dimensionamento estrutural seja desenvolvido de forma a se garantir a segurança da estrutura nos seguintes domínios de projeto:

- Estado Limite Último – refere-se à segurança global do projeto, ou seja, assegurar condições que evitem o colapso de parte ou totalidade da estrutura;
- Estado Limite de Serviço – refere-se à utilização, ou seja, assegurar condições que propiciem conforto aos usuários e garanta a funcionalidade da estrutura através da verificação de flechas e vibrações.

Além destes princípios, deve-se atentar ainda, para as condições relativas à durabilidade, adotando medidas de proteção contra a corrosão, desgaste mecânico, fadiga, proteção contra fogo, etc.

Sabe-se que a segurança de uma estrutura metálica depende fundamentalmente da resistência das seções transversais dos seus elementos constituintes, da resistência aos fenômenos de instabilidade global ou local e da resistência de suas ligações. Desta forma, para assegurar a durabilidade das estruturas, seus componentes devem ser projetados, ou para suportar as ações externas e a fadiga, quando relevantes, ou serem protegidos dessas ações.

### 2.2 Caracterização mecânica

Segundo Simões [51], *“o aço é uma liga ferro-carbônica formada a partir de minérios de ferro, cujos componentes principais são o ferro e o carbono”*.

Conforme supracitado, observa-se que os aços laminados a quente, os quais são caracterizados por baixas porcentagens de carbono (da ordem de 0,2%), apresentam significativa predominância de utilização na construção civil.

A Figura 11 apresenta a denominação mais comumente utilizada na comercialização dos aços estruturais europeus.

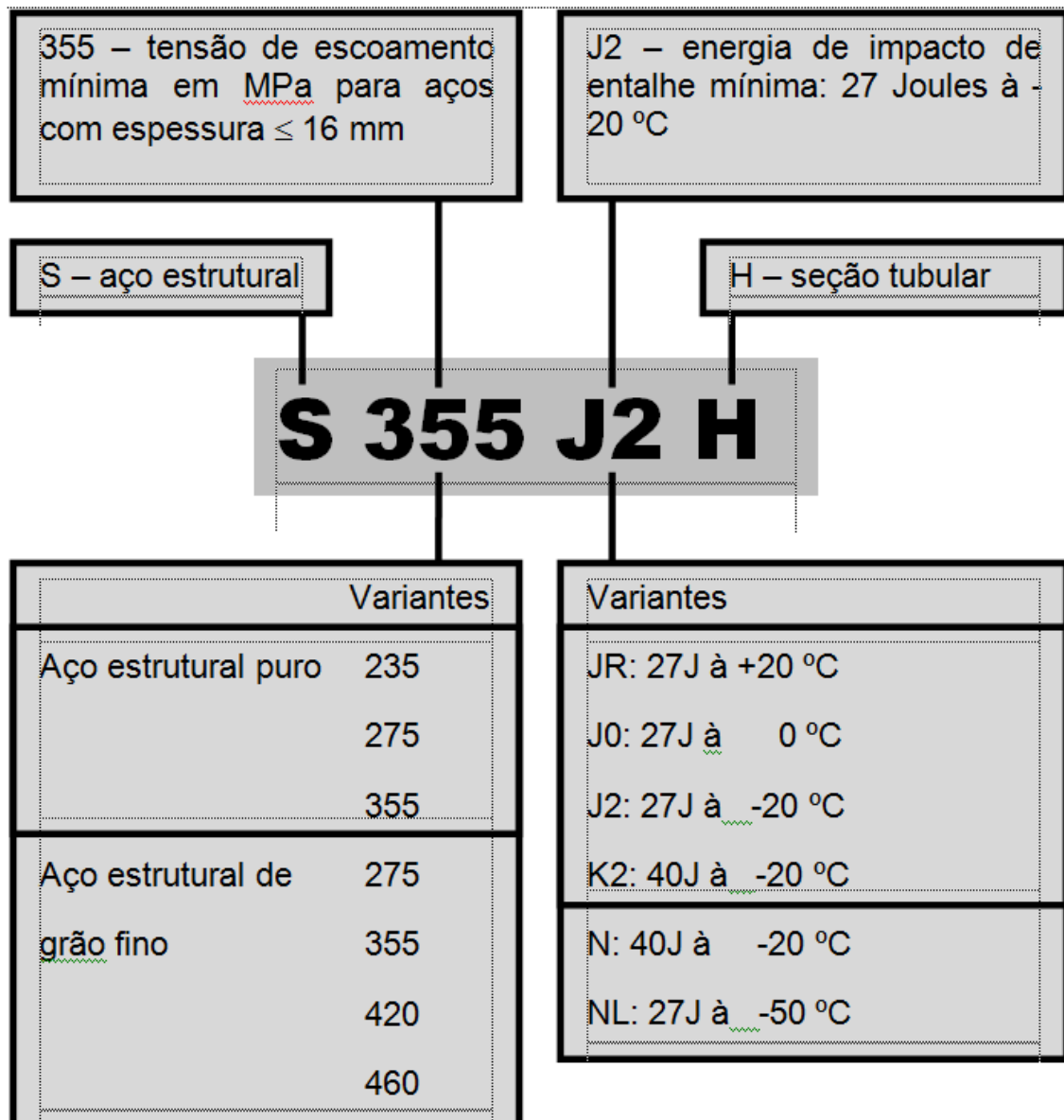


Figura 11 – Caracterização comercial dos aços estruturais [5]

Apresentam-se na Tabela 1, os valores nominais da tensão de escoamento  $f_y$  e da tensão última  $f_u$  para os aços estruturais laminados à quente de seção tubular, segundo o EC3 1-1 [11].

Tabela 1 – Valores nominais da tensão de escoamento  $f_y$  e da tensão última  $f_u$  para aços estruturais de seção tubular [11]

Classe do aço	Espessura nominal do elemento [mm]			
	$t \leq 40$ mm		$40 \text{ mm} < t \leq 65$ mm	
	$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]
<b>EN-10210-1</b>				
S 235 H	235	360	215	340
S 275 H	275	430	255	410
S 355 H	355	510	335	490
S 275 NH/NLH	275	390	255	370
S 355 NH/NLH	355	490	335	470
S 420 NH/NLH	420	540	390	520
S 460 NH/NLH	460	560	430	550
<b>EN-10219-1</b>				
S 235 H	235	360		
S 275 H	275	430		
S 355 H	355	510		
S 275 NH/NLH	275	370		
S 355 NH/NLH	355	470		
S 460 NH/NLH	460	550		
S 275 NH/NLH	275	360		
S 355 NH/NLH	355	470		
S 420 NH/NLH	420	500		
S 460 NH/NLH	460	530		

A maioria das normas de projeto de estruturas metálicas, bem como seus métodos de dimensionamento, é baseada em uma análise plástica, a qual depende principalmente do comportamento reológico do material para além do seu limite elástico. Desta forma, é fundamental que os aços possuam ductilidade suficiente para garantir a formação dos mecanismos plásticos. Segundo Simões [51], a formação de uma rótula plástica consiste na plastificação das fibras longitudinais da seção transversal de um elemento submetido à flexão, partindo dos pontos mais afastados da linha neutra até a plastificação completa da seção. O momento fletor capaz de plastificar totalmente a seção designa-se por momento plástico e corresponde à capacidade máxima da seção. O processo de formação de uma rótula plástica inclui uma fase elástica (até atingir o momento elástico  $M_{el}$ ) e uma fase

elasto-plástica (até atingir o momento plástico  $M_{pl}$ ), como se ilustra na Figura 12 para uma seção retangular. Segundo o princípio das seções planas, as extensões  $\varepsilon$  mantêm-se proporcionais à distância a linha neutra, e como tal, na fase elasto-plástica, deixa de haver proporcionalidade entre tensões e extensões.

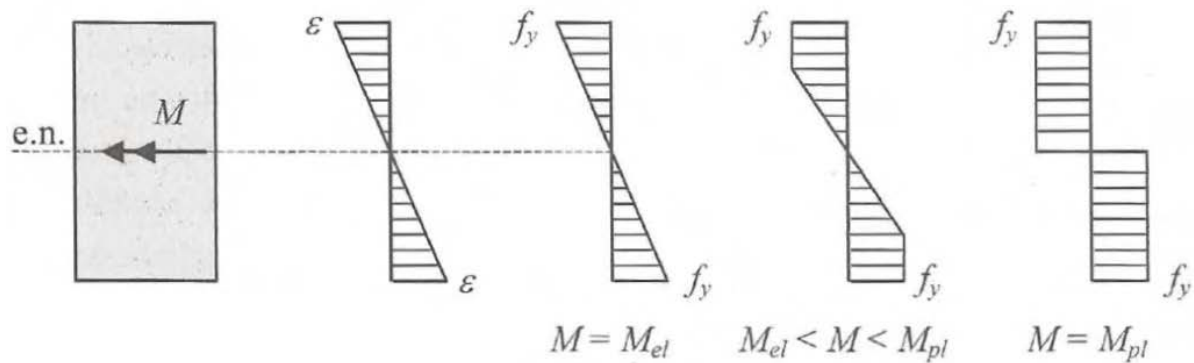


Figura 12 – Processo de formação de rótula plástica [51].

Segundo o EC3 1-1 [11], a ductilidade dos aços é assegurada através da verificação dos seguintes requisitos:

- $f_u / f_y \geq 1,10$ ;
- alongamento de um corpo de prova de comprimento inicial igual a  $5,65 \times \sqrt{A_0}$  não inferior a 15% após ruptura;
- $\varepsilon_u \geq 15 \times \varepsilon_y$ , onde  $\varepsilon_y$  é a deformação correspondente à tensão de escoamento,  $\varepsilon_y = f_y / E$ , e  $\varepsilon_u$  é a deformação correspondente à tensão de ruptura,  $\varepsilon_u = f_u / E$ .

Os aços definidos em conformidade com as classes da Tabela 1, bem como as seções comerciais definidas na Tabela 2, possuem ductilidade garantida para utilização. A Tabela 3 apresenta propriedades complementares úteis para o desenvolvimento de um projeto de estruturas em aço carbono e devem ser consideradas no dimensionamento.

Tabela 2 – Dimensões comerciais de seções tubulares [52]


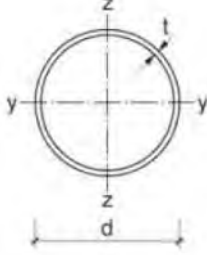
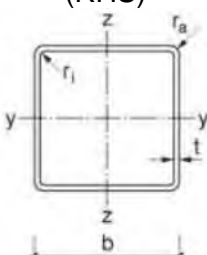
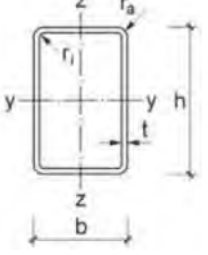
Seção transversal	Circular (CHS)	Quadrada (RHS)	Retangular (RHS)
			
Dimensões externas (d, b ou h)	21,3 mm a 711 mm	40 x 40 mm a 400 x 400 mm	50 x 30 mm a 500 x 300 mm
Espessura da parede do elemento (t)	2,3 a 100 mm	Máximo 20 mm	
Comprimento disponível	Até 16 m, sendo o padrão até 12 m		

Tabela 3 – Propriedades complementares do aço estrutural [11]

Módulo de elasticidade	$E = 210 \text{ GPa}$
Módulo de cisalhamento	$G = \frac{E}{2(1+\nu)} = 81 \text{ GPa}$
Coeficiente de Poisson	$\nu = 0,3$
Coeficiente de dilatação térmica linear	$\alpha = 12 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ até $100^\circ\text{C}$
Densidade	$\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$

### 2.3 Classificação de seções

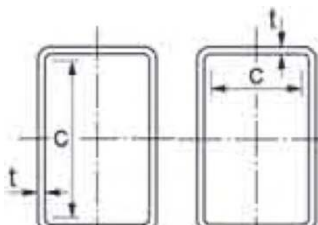
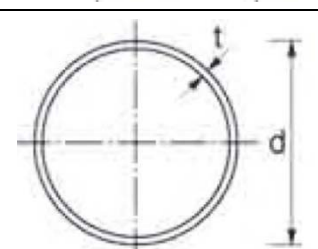
A classificação de seções transversais dos elementos estruturais traduz a forma como a resistência e a capacidade de rotação de uma seção são influenciadas por fenômenos de flambagem local. Enquanto que em uma seção compacta, as zonas comprimidas podem plastificar completamente, em uma seção esbelta isso pode não acontecer devido aos fenômenos de flambagem local.

Segundo o EC3 1-1 [11], no que tange a capacidade de rotação e de formação de rotulas plásticas, as seções classificam-se em:

- Classe 1: existe a formação de rótulas plásticas, com capacidade de rotação necessária aos métodos de análise plástica sem redução da resistência;
- Classe 2: é possível atingir o momento plástico resistente, porém possuem capacidade de rotação limitada;
- Classe 3: a tensão na fibra comprimida mais extrema, assumindo uma distribuição de tensões elástica, pode atingir o escoamento, porém o momento plástico não pode ser atingido devido ao fenômeno de flambagem local;
- Classe 4: o fenômeno de flambagem local ocorre antes que seja atingida a tensão de escoamento em uma ou mais partes da seção.

A classificação de seções é definida com base na relação entre o comprimento e a espessura dos elementos total ou parcialmente comprimidos (alma e banzo), nos esforços atuantes (esforço axial ou momento fletor) e na classe do aço. Os valores limites das relações  $c/t$  são apresentados na Tabela 4. Seções transversais que não se enquadrem nas condições das classes 1, 2 ou 3 são classificadas como classe 4.

Tabela 4 – Classificação de seções [11]

Seção transversal	Classe	Compressão pura			Flexão pura	
	1	$c/t < 33 \times \varepsilon$			$c/t < 72 \times \varepsilon$	
	2	$c/t < 38 \times \varepsilon$			$c/t < 83 \times \varepsilon$	
	3	$c/t < 42 \times \varepsilon$			$c/t < 124 \times \varepsilon$	
	1	$d/t < 50 \times \varepsilon^2$				
	2	$d/t < 70 \times \varepsilon^2$				
	3	$d/t < 90 \times \varepsilon^2$				
$\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$	$f_y$	235	275	355	420	460
	$\varepsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
$f_y$ em MPa	$\varepsilon^2$	1,00	0,85	0,66	0,56	0,51

Assim como para os requisitos de ductilidade, os perfis comerciais são fabricados para atender aos limites de validade da classe 1, sendo portanto, adequados para serem utilizados em métodos plásticos de dimensionamento.

## 2.4 Dimensionamento de elementos tubulares tracionados

Sabe-se que um elemento solicitado exclusivamente por esforço axial de tração fica submetido a um estado uniaxial de tensão. O seu dimensionamento deve atender a segurança em uma seção transversal genérica. Conforme preconizado pelo EC3 1-1 [11], o dimensionamento de um elemento estrutural submetido a tração deverá atender a condição da equação (1).

$$\frac{N_{ed}}{N_{pl,Rd}} \leq 1,0 \quad (1)$$

Onde:

$N_{ed}$  é o valor de cálculo do esforço axial solicitante;

$N_{pl,Rd}$  é o valor de cálculo da resistência plástica, calculado conforme equação (2).

$$N_{pl,Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2)$$

Onde:

$A$  é a área da seção transversal do elemento;

$f_y$  é a tensão de escoamento do aço;

$\gamma_{M0}$  é o coeficiente parcial de segurança. De acordo com o EC3 1-1 [11], o valor deste coeficiente deve ser definido pelos anexos nacionais da norma, porém, recomenda que o valor seja considerado igual a 1,0.



## 2.5 Dimensionamento de elementos tubulares comprimidos

Ao contrário dos elementos tracionados, estruturas sujeitas à compressão simples são influenciadas por fenômenos de instabilidade devido à flambagem local ou global. Deste modo, o EC3 1-1 [11] regulamenta que o seu dimensionamento deve ser baseado nas curvas europeias de dimensionamento à flambagem (Figura 13), obtidas com base na fórmula de Ayrton-Perry, considerando barras com uma configuração deformada inicial sinusoidal. O princípio fundamental existente por trás desta ideia é substituir as imperfeições das peças por uma configuração deformada inicial equivalente, cuja amplitude é calibrada para reproduzir todas as imperfeições reais, como falta de linearidade, excentricidade dos carregamentos, tensões residuais entre outras.

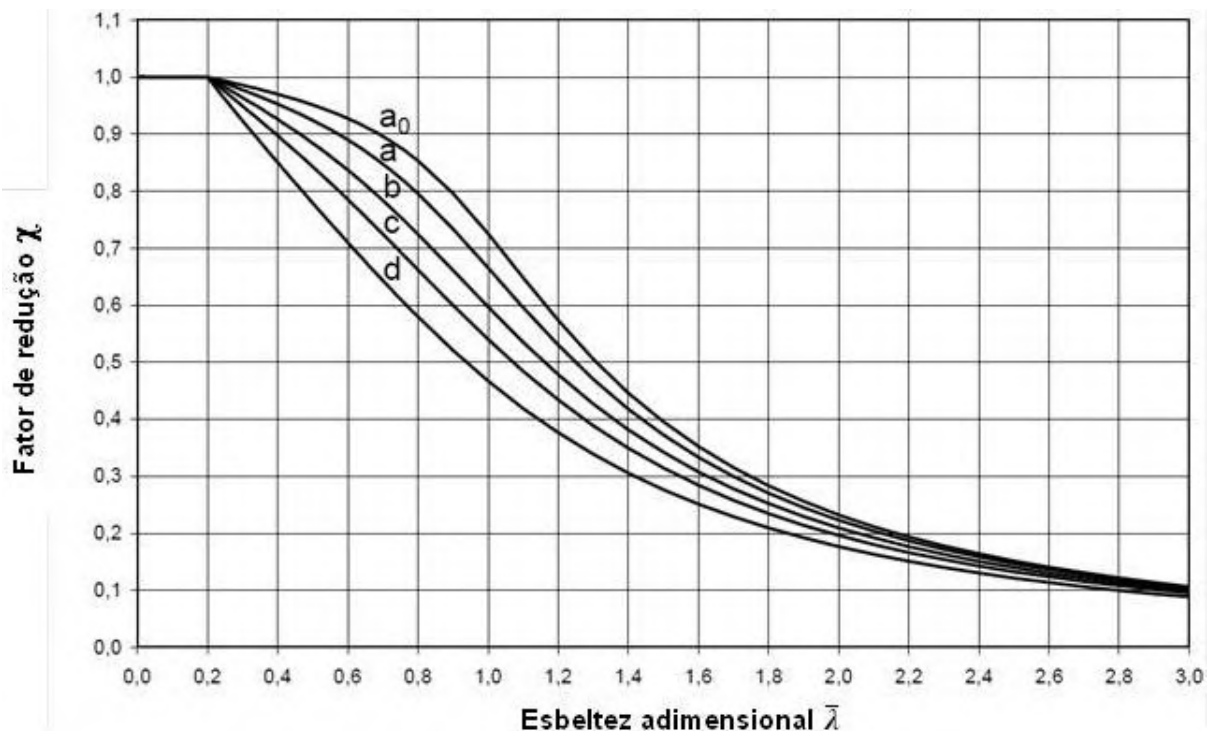


Figura 13 – Curvas europeias de flambagem [11].

Conforme normatizado pelo EC3 1-1 [11], o dimensionamento de um elemento estrutural submetido a compressão deverá atender a condição da equação (3).

$$\frac{N_{ed}}{N_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (3)$$

Onde:

$N_{ed}$  é o valor de cálculo do esforço axial solicitante;

$N_{b,rd}$  é o valor de cálculo da resistência plástica à compressão, considerando a instabilidade devido a fenômenos de flambagem. O valor de  $N_{b,rd}$  é calculado conforme equação (4).

$$N_{b,Rd} = \chi \times \frac{A \times f_y}{\gamma_{M1}} \quad (4)$$

O coeficiente  $\chi$  é um fator de redução utilizado para fornecer uma segurança adicional contra o modo de instabilidade por flambagem, que no geral, é condicionante para elementos em compressão. Este fator é obtido através da equação (5);

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (5)$$

Onde:

$\phi$  é calculado através da equação (6);

$\bar{\lambda}$  é o coeficiente de esbelteza adimensional, obtido através da equação (7).

$$\phi = 0,5 \times \left[ 1 + \alpha \times \bar{\lambda} - 0,2 + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (6)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A \times f_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i \times \lambda_1} \quad (7)$$

Onde:

$N_{cr}$  refere-se à carga crítica de Euler no plano mais condicionante para a flambagem;

$L_{cr}$  é o comprimento de flambagem correspondente a este plano;

$i$  é o raio de giração da seção;

$\lambda_1$  é obtido através da equação (8).

$$\lambda_1 = \pi \times \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 93,9 \times \varepsilon, \text{ sendo } \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (8)$$

O fator de imperfeição  $\alpha$  é obtido através da Tabela 6, e deve ser escolhido com base na Tabela 5, o qual apresenta a classificação dos perfis tubulares de acordo com as curvas europeias de flambagem apresentadas na Figura 13.

Tabela 5 – Seleção da curva de flambagem para seções tubulares [11]

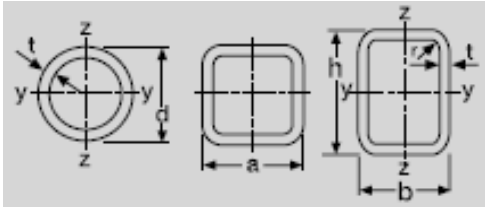
Seção transversal	Processo de fabricação	Eixo de flambagem	Curva de flambagem	
			S235 S275 S355 S420	S460
	Laminado	Qualquer	a	$a_0$
	Formado a frio	Qualquer	c	c

Tabela 6 – Fator de imperfeição  $\alpha$  para curvas de flambagem [11]

Curva de flambagem	$a_0$	a	b	c	d
Fator de imperfeição $\alpha$	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

## 2.6 Dimensionamento de elementos tubulares submetidos à flexão

Sabe-se que a resistência de elementos de aço estrutural submetidos à flexão pode ser condicionada pela resistência das seções transversais ou pela ocorrência de fenômenos de instabilidade lateral. O dimensionamento de elementos sujeitos à flexão pode ser realizado com base em critérios de resistência das seções transversais sempre que ocorram situações onde não existe possibilidade de ocorrência de fenômenos de instabilidade lateral, tais como, seções fletidas no eixo de menor inércia, elementos restringidos lateralmente por meio de contraventamentos ou seções com elevada rigidez de torção e flexão lateral, como é o caso de seções tubulares.

De acordo com o EC3 1-1 [11], a segurança de uma seção transversal submetida a flexão deverá atender a condição da equação (9).

$$\frac{M_{ed}}{M_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (9)$$

Onde:

$M_{ed}$  refere-se ao momento de cálculo solicitante;

$M_{c,Rd}$  refere-se ao momento de cálculo resistente da seção, obtido através da equação (10).

$$M_{c,Rd} = \frac{W_{pl} \times f_y}{\gamma_{M0}} \quad (10)$$

Onde:

$W_{pl}$  refere-se ao módulo plástico de flexão da seção;

$f_y$  refere-se à tensão de escoamento do aço;

$\gamma_{M0}$  refere-se ao coeficiente parcial de segurança, considerado igual a 1,0, conforme recomendações do EC3 1-1 [11].

## 2.7 Dimensionamento de elementos tubulares submetidos à flexão composta

O comportamento de elementos submetidos à flexão composta resulta da combinação dos efeitos da flexão e do esforço axial, sendo denominado flexo-tração para a combinação de flexão e tração e flexo-compressão para a combinação de flexão e compressão. A resistência de elementos de aço estrutural submetidos à flexão composta também pode ser condicionada pela resistência das seções transversais ou pela ocorrência de fenômenos de instabilidade lateral.

De acordo com o EC3 1-1 [11], no que tange a resistência da seção transversal, a equação (11) fornece a fórmula de interação entre o momento fletor e o esforço axial.

$$\frac{M_{ed}}{M_{N,Rd}} \leq 1,0 \quad (11)$$

Onde:

$M_{ed}$  refere-se ao momento de cálculo solicitante;

$M_{N,Rd}$  refere-se ao momento de cálculo resistente reduzido da seção, devido a interação com o esforço axial. Para seções tubulares retangulares, os momentos plásticos resistentes reduzidos em torno dos eixos y e z, são obtidos através das equações (12) e (13) respectivamente:

$$M_{N,y,Rd} = M_{pl,y,Rd} \times \frac{1-n}{1-0,5 \times a_w} \text{ mas } M_{N,y,Rd} \leq M_{pl,y,Rd} \quad (12)$$

$$M_{N,z,Rd} = M_{pl,z,Rd} \times \frac{1-n}{1-0,5 \times a_f} \text{ mas } M_{N,z,Rd} \leq M_{pl,z,Rd} \quad (13)$$

Onde:

$M_{pl,Rd}$  refere-se ao momento plástico da seção;

$a_w$  refere-se a relação entre a área da alma e a área total da seção;

$a_f$  refere-se a relação entre a área do mesa e a área total da seção;

n refere-se a relação entre  $N_{Ed}$  e  $N_{pl,Rd}$ ;

Para seções tubulares circulares, os momentos plásticos resistentes reduzidos em torno dos eixos y e z, são obtidos através da equação (14).

$$M_{N,y,Rd} = M_{N,z,Rd} = M_{pl,Rd} \times (1-n)^{1,7} \quad (14)$$

Onde:

n refere-se a relação entre  $N_{Ed}$  e  $N_{pl,Rd}$ ;

A verificação de segurança quanto aos fenômenos de instabilidade por flambagem, em um elemento tubular submetido a flexão composta com compressão, é desenvolvida através da verificação das equações (15) e (16);

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} + k_{yy} \frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{\chi_{LT} M_{y,Rk} / \gamma_{M1}} + k_{yz} \frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{M_{z,Rk} / \gamma_{M1}} \leq 1,0 \quad (15)$$

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} + k_{zy} \frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{\chi_{LT} M_{y,Rk} / \gamma_{M1}} + k_{zz} \frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{M_{z,Rk} / \gamma_{M1}} \leq 1,0 \quad (16)$$

Onde:

$N_{Ed}$ ,  $M_{y,Ed}$  e  $M_{z,Ed}$  refere-se aos valores de cálculo do esforço axial de compressão e dos momentos fletores máximos em torno de y e z, respectivamente;

$\Delta M_{y,Ed}$  e  $\Delta M_{z,Ed}$  refere-se aos momentos devidos à variação do centro de gravidade em seções de classe 4;

$\chi_y$  e  $\chi_z$  refere-se aos fatores de redução devido à flambagem em torno dos eixos y e z, respectivamente, avaliados conforme equação (5);

$\chi_{LT}$  refere-se ao fator de redução devido à flambagem lateral por torção (sendo considerado igual a 1,0 para seções tubulares, já que estas seções não são suscetíveis de sofrer deformações devido a torção);

$k_{yy}$ ,  $k_{yz}$ ,  $k_{zy}$  e  $k_{zz}$  refere-se aos fatores de interação, que dependem dos fenômenos de instabilidade e plasticidade, obtidos através do Anexo A (Método 1) ou do Anexo B (Método 2) do EC3 1-1 [11].

## **2.8 Dimensionamento de ligações entre elementos tubulares**

Conforme citado anteriormente, o principal obstáculo à disseminação do uso de perfis tubulares como elemento estrutural deu-se em função do pouco domínio, que se tinha à época, de técnicas de dimensionamento das ligações dessas estruturas. Entretanto, sabe-se que a verificação estrutural das ligações constitui parte importante do dimensionamento de estruturas de aço, já que em diversos casos, a ligação poderá se tornar condicionante no dimensionamento. Desta forma, o surgimento de diversos trabalhos técnicos, em geral incentivados e patrocinados pelo CIDECT, possibilitou o desenvolvimento de métodos de projeto e dimensionamento de ligações entre perfis tubulares de aço estrutural. Estes métodos de projeto serão abordados mais detalhadamente no capítulo a seguir.

### 3 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES ENTRE ELEMENTOS TUBULARES

#### 3.1 Generalidades

Depois do advento das seções estruturais tubulares na Inglaterra, estudos experimentais e teóricos sobre ligações soldadas com membros quadrados e circulares foram desenvolvidos na Universidade de Sheffield. Estes estudos foram facilmente introduzidos no Canadá e publicados pela Stelco [53] como o primeiro manual de ligações entre perfis estruturais tubulares. Depois disso, estes manuais foram disponibilizados para os engenheiros americanos no guia da American Iron and Steel Institute (AISI) [54] e em manuais desenvolvidos pela American Welding Society (AWS) [55].

Durante os anos 70 e 80, muitas pesquisas sobre ligações entre perfis tubulares estruturais foram desenvolvidas em muitos países, mas a grande maioria foi coordenada pelos comitês técnicos do CIDECT e do International Institute of Welding (IIW). Estas recomendações já têm sido parcialmente ou completamente implementadas em vários países, além de já terem sido adotadas pelo EC3 1-8 [7] garantindo uma difundida aceitação [6].

Nas treliças planas ou espaciais, o principal objetivo da ligação é desenvolver a resistência à tração ou à compressão necessária sem comprometer a integridade estrutural da barra a qual é ligada. Por muitos anos esta premissa foi atingida por barras tubulares soldadas, utilizadas na montagem de aeronaves e torres leves. Entretanto, em muitas destas ligações, os diâmetros dos tubos eram pequenos e as paredes relativamente finas, e não havia muitas diferenças entre os diâmetros das barras que formavam a ligação [6].

Para previsão do comportamento rotacional de ligações viga-coluna, viga-viga ou placa de base, o EC3 1-8 [7] propõe um método geral denominado Método das Componentes. Entretanto, para ligações entre perfis tubulares considera-se que os elementos são rotulados e por esta razão, as características relevantes (juntamente com a capacidade de deformação) são a resistência dos elementos individuais submetidos a esforços axiais. Ressalta-se que as normas de projeto de ligações de perfis tubulares em aço são normalmente baseadas em uma análise plástica ou em



critérios de deformações limites. A análise plástica é baseada no método dos mecanismos, através do qual cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível está associado a um multiplicador das cargas da estrutura igual ou maior do que o seu multiplicador de colapso. Desta forma, a solução encontrada depende diretamente do mecanismo adotado, sendo tão mais exata quanto mais adequado for aquele mecanismo. Observa-se ainda, que para uma avaliação mais precisa da resistência da ligação, devem ser considerados os efeitos de flexão, cisalhamento, punção e do comportamento de membrana. O estudo destas ligações representa um importante papel e requer uma profunda avaliação do seu comportamento para o alcance de projetos otimizados.

De acordo com os guias de projeto para ligações tubulares do CIDECT [3], a designação dos tipos de ligações é baseada no método de transferência de forças entre os elementos na ligação, e não apenas em sua aparência física. A Figura 14 apresenta a convenção utilizada para a classificação das ligações planas, enquanto que a Figura 15, apresenta a classificação das ligações espaciais.

- a) Conforme se observa na Figura 14(a) e Figura 14(b), quando no mínimo 80 % da componente normal da força na diagonal é equilibrada pela componente normal da força na outra diagonal, estando as diagonais soldadas no mesmo lado do banzo, a ligação é classificada como K. Caso contrário, a ligação é classificada como X, Figura 14(e). Destaca-se que uma ligação do tipo N pode ser considerada como um tipo especial da ligação tipo K;
- b) Quando a componente normal da força no elemento (diagonal ou montante) é equilibrada pelos esforços (cortante ou momento) atuantes no banzo, a ligação será classificada como T, caso este elemento seja um montante (ortogonal ao banzo), Figura 14(c). Se este elemento for uma diagonal, a ligação passa a ser classificada como Y, Figura 14(d);
- c) Quando a componente normal da força na diagonal é transmitida através do banzo e é equilibrada pela componente normal da força na outra diagonal soldada no lado oposto, a ligação é classificada como X, Figura 14(f).

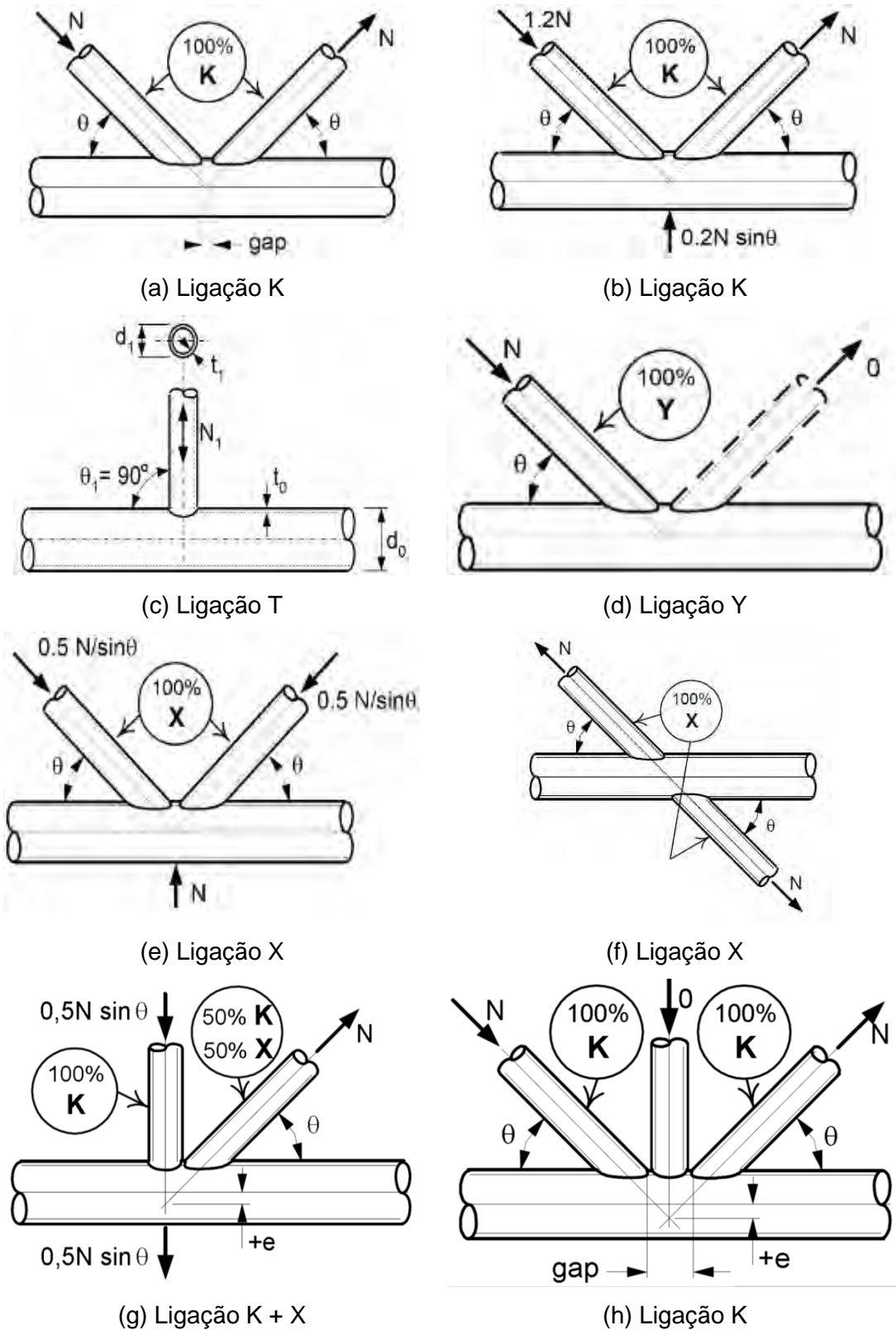
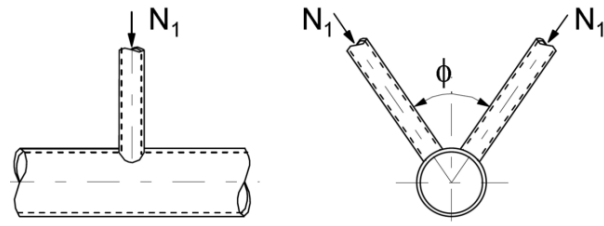
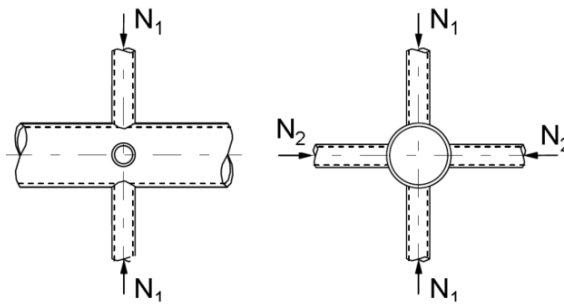


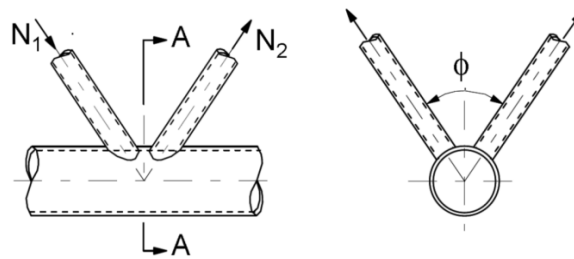
Figura 14 – Convenção para classificação de ligações planas [11].



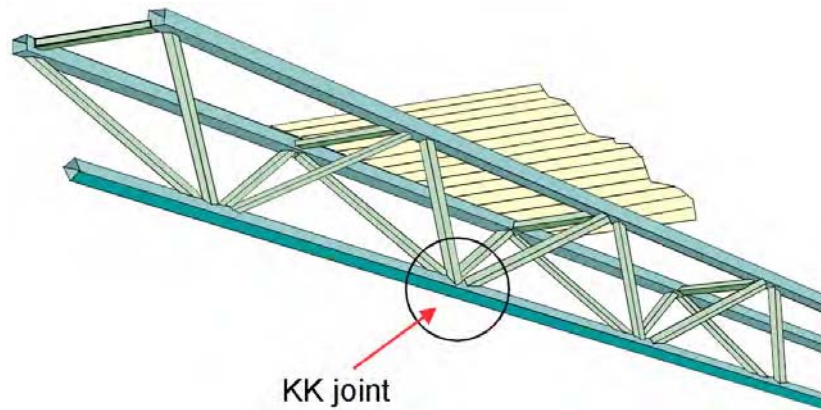
(a) Ligação DT



(b) Ligação DX



(e) Ligação DK

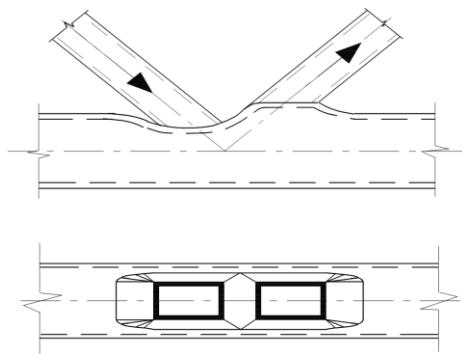


(g) Exemplo de Treliça formada por Ligação DK e K

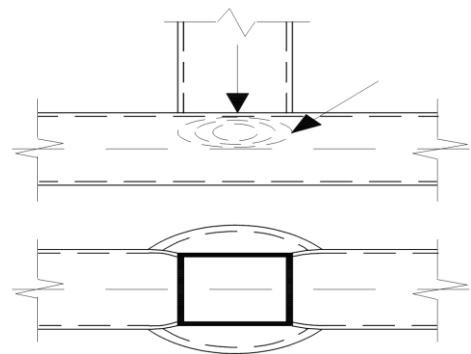
Figura 15 – Convenção para classificação de ligações espaciais [11].

No que tange aos modos de ruína que controlam o dimensionamento das ligações, Packer et al. [1] e o EC3 1-8 [7] apresentam diferentes tipos de ruína que dependem diretamente da configuração da ligação, das condições de carregamento e dos parâmetros geométricos, conforme citado a seguir e ilustrado na Figura 16.

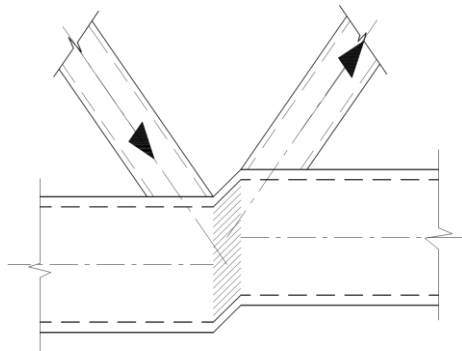
- a) Plastificação da face superior do banzo (uma das diagonais comprime a face do tubo do banzo enquanto a outra traciona);
- b) Flambagem local da parede do banzo sob o montante comprimido;
- c) Cisalhamento do banzo na região de espaçamento;
- d) Punção da face do banzo ao redor do perímetro da diagonal (tração ou compressão);
- e) Ruptura por tração da diagonal ou ruptura da solda com largura efetiva reduzida;
- f) Flambagem local da diagonal comprimida ou amassamento da parede do banzo próximo à diagonal tracionada.



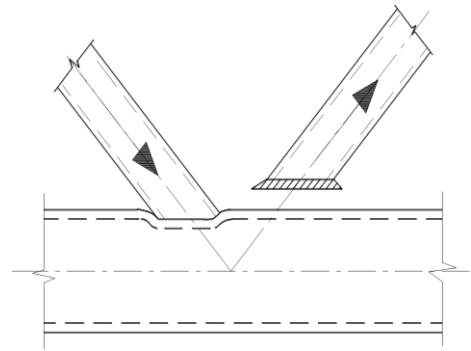
a) ruína por plastificação da face do banzo



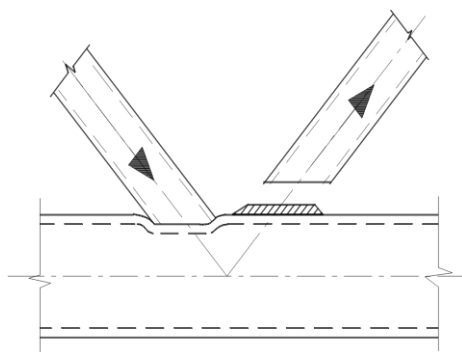
b) ruína da parede lateral do banzo



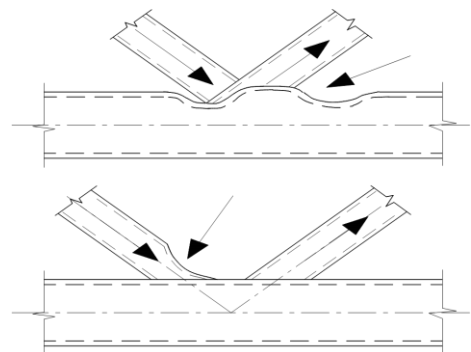
c) ruína do banzo por cisalhamento



d) ruína por punção da parede do banzo



e) ruína da diagonal com largura efetiva reduzida



f) ruína por flambagem local da diagonal

Figura 16 – Modos de ruína de ligações tubulares [11].

Consoante o EC3 1-8 [7], a resistência estática de projeto destas ligações é expressa em termos da máxima resistência axial e/ou momento fletor admissíveis pelos elementos que se ligam ao banzo. As regras de projeto propostas pela norma aplicam-se tanto à perfis laminados quanto à perfis formados a frio, desde que todos os requisitos de projeto sejam completamente satisfeitos. A espessura da parede dos perfis que constituem a ligação não deverá ser menor que 2,5mm. Entretanto, a espessura da parede do banzo não deverá ser maior que 25 mm, a menos que estudos específicos garantam a adequabilidade da ligação.

Enumeram-se a seguir, outros requisitos de projeto que deverão ser atendidos pelo dimensionamento:

- a) A tensão de escoamento nominal do aço não deverá ultrapassar o limite de 460 MPa, sendo que para materiais com tensões de escoamento acima de 355 MPa, a resistência de projeto deverá ser multiplicada por um fator de redução igual a 0,9.
- b) Os elementos em compressão deverão ser de classe 1 ou 2 para condição de flexão pura;
- c) O ângulo  $\theta$  entre o banzo e as diagonais deverá estar sempre compreendido entre  $30^\circ$  e  $90^\circ$ ;
- d) As extremidades dos elementos devem ser preparadas de forma que não haja modificação da sua seção transversal;
- e) Em ligações tipo K com afastamento, deve-se garantir que haja condições adequadas pra realização da solda. Para isso, o afastamento entre os elementos não deverá ser menor que a soma da espessura da parede das diagonais, ou seja,  $g \geq t_1 + t_2$ ;
- f) Em ligações do tipo K sobreposta, a sobreposição deve ter espaço o bastante para garantir que a interligação entre os elementos seja suficiente para garantir uma adequada transferência de esforço cortante de uma diagonal para a outra. Para isso a sobreposição deverá ser no mínimo de 25%;
- g) Quando houver diferença na espessura das paredes das diagonais e/ou diferença no grau de resistência do aço, a diagonal com menor valor de  $t_f/y_i$  deverá sobrepor a outra;
- h) Quando as diagonais tiverem diferentes larguras ou diâmetros, a diagonal menor deverá sobrepor à outra.

No que tange ao dimensionamento de ligações no plano do tipo T, X e K, observa-se que a formulação para avaliação da resistência de projeto é originalmente baseada nas equações de dimensionamento de Kurobane [56] e, após algumas simplificações e avaliações de regras de projeto, por Wardenier [57], foram incorporadas nas recomendações do IIW [17].

### 3.2 Ligações tipo T entre perfis circulares

A Figura 17 apresenta os parâmetros geométricos a serem verificados no dimensionamento de ligações tipo T entre perfis circulares. Destaca-se que, respeitados estes parâmetros, somente a ruína por plastificação do banzo, Figura 16(a), e punção da parede do banzo, Figura 16(d), devem ser os estados limites verificados, pois um destes critérios controlará o dimensionamento. Conforme preconizado pelo EC3 1-8 [7], caso a geometria da ligação esteja fora destes limites de validade, todos os critérios de ruína apresentados na Figura 16 deverão ser verificados. Além disso, também devem ser considerados, os momentos de segunda ordem causados pela rigidez rotacional da ligação.

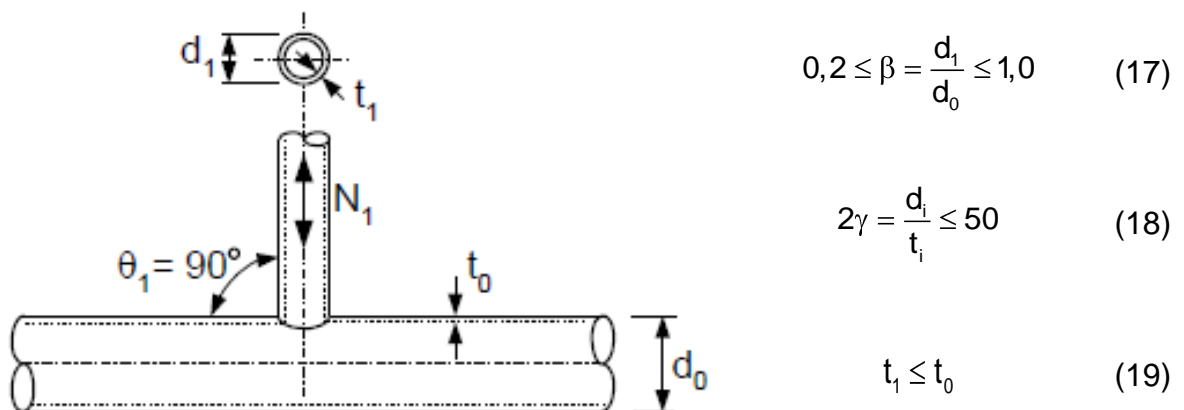


Figura 17 – Parâmetros geométricos: Ligação T entre perfis circulares [7].

Onde:

- $d_0$  refere-se ao diâmetro externo do banzo;
- $d_1$  refere-se ao diâmetro externo do montante;
- $t_0$  refere-se a espessura da parede do banzo;

$t_1$  refere-se a espessura da parede do montante;

### 3.2.1 Eurocode 3 Parte 1.8: Recomendações de Projeto

Segundo o EC3 1-8 [7], as cargas que geram a plastificação da face do banzo e o punção da parede do banzo são obtidas através das equações (20) e (21), respectivamente.

$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} \times k_p \times f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \times 2,8 + 14,2 \times \beta^2 \Big/ \gamma_{M5} \quad (20)$$

$$N_{1,Rd} = 0,58 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times \frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \times \text{sen}^2\theta_i} \Big/ \gamma_{M5} \quad (21)$$

Onde:

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (18);

$k_p$  é obtido através da equação (22), e depende do nível de tensão no banzo;

$f_{y0}$  refere-se à tensão de escoamento do aço do perfil do banzo;

$t_0$  refere-se à espessura da parede do banzo;

$\theta_1$  refere-se ao ângulo entre o montante e o banzo;

$d_i$  refere-se ao diâmetro do elemento;

$\beta$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (17);

$\gamma_{M5}$  refere-se ao coeficiente de segurança. De acordo com o EC3 1-1 [11], o valor deste coeficiente deve ser definido pelos anexos nacionais da norma, porém, para ligações tubulares, o EC3 1-8 [7] recomenda que o valor seja considerado igual a 1,0.

$$\begin{aligned} n_p > 0 \text{ (compressão)} &\rightarrow k_p = 1 - 0,3 \times n_p - 0,3 \times n_p^2 \text{ mas } k_p \leq 1,0 \\ n_p \leq 0 \text{ (tração)} &\rightarrow k_p = 1,0 \end{aligned} \quad (22)$$

Onde:

$n_p$  refere-se ao nível de tensão no banzo, obtido através da equação (23);

$$n_p = \frac{N_{0,sd}}{A_0 \times f_{y0}} + \frac{M_{0,sd}}{W_{pl} \times f_{y0}} \quad (23)$$

Onde:

$N_{0,sd}$  refere-se ao esforço normal no banzo;

$A_0$  refere-se à área da seção transversal do banzo;

$f_{y0}$  refere-se à tensão de escoamento do banzo;

$M_{0,sd}$  refere-se ao momento fletor aplicado no banzo;

$W_{pl}$  refere-se ao módulo plástico resistente da seção do banzo.

Vale ressaltar que o EC3 1-8 [7], considera  $n_p$  positivo para compressão e negativo para tração, ao contrário, da 2ª edição do CIDECT [3] e da norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], que consideram  $n_p$  negativo para compressão e positivo para tração.

### 3.2.2 CIDECT 2ª Edição: Recomendações de Projeto

Baseado em rigorosas investigações em combinação com diversos estudos numéricos, o IIW reanalisou todas as equações de resistência de ligações e propôs, na segunda edição do guia de projeto de estruturas tubulares do CIDECT [3], novas equações para avaliar a resistência de projeto de ligações entre perfis circulares. A influência dos parâmetros geométricos foi determinada através de retro análises dos resultados dos modelos numéricos. Após algumas simplificações, as equações foram comparadas com resultados experimentais compilados por diversos pesquisadores.

Os requisitos geométricos que validam a formulação proposta pelo EC3 1-8 [7] continuam sendo válidos. Embora, em alguns casos particulares, o intervalo de validade do parâmetro  $\gamma$  pudesse ser maior. Porém, o IIW limitou o parâmetro  $2\gamma \leq 50$ , porque, para razões que excedam este limite, a deformação deverá controlar o dimensionamento da ligação, enquanto que em outros casos, a



capacidade de deformação não deverá ser suficiente para redistribuir os momentos de segunda ordem. Nas novas equações, os efeitos da flexão no banzo devido à carga na diagonal são completamente incluídos na função  $Q_f$  de tensão no banzo, possibilitando uma melhor apresentação da capacidade da ligação. As equações anteriores de plastificação do banzo foram baseadas em resultados experimentais. Tais resultados foram influenciados pela flexão no banzo devido às configurações dos ensaios.

De acordo com a nova formulação proposta pelo CIDECT [3], as cargas que geram a plastificação e o punção da face do banzo são obtidas através das equações (24) e (25), respectivamente:

$$N_i^* = Q_u \times Q_f \times \frac{f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_i} \quad (24)$$

$$N_i^* = 0,58 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times \frac{k_a}{\text{sen}\theta_i}, \text{ sendo } k_a = \frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \times \text{sen}\theta_i} \quad (25)$$

Onde:

$Q_u$  refere-se à função que fornece a influência dos parâmetros geométricos  $\beta$  e  $\gamma$  na ligação, sendo obtido através da equação (26);

$Q_f$  refere-se à função que leva em conta a influência do nível de tensão no banzo na capacidade resistente da ligação, sendo obtido através da equação (27);

$f_{y0}$  refere-se à tensão de escoamento do aço;

$t_0$  refere-se à espessura da parede do banzo;

$\theta_i$  refere-se ao ângulo entre o montante e o banzo;

$d_i$  refere-se ao diâmetro do elemento;

$$Q_u = 2,6 \times 1 + 6,8 \times \beta^2 \times \gamma^{0,2} \quad (26)$$

$$Q_f = 1 + |\eta|^{c_1} \quad (27)$$

Onde:

$\beta$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (17);

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (18);

$n$  é obtido através da equação (28);

$C_1$  é obtido através da equação (29);

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} n < 0 \text{ (compressão)} &\rightarrow C_1 = 0,45 - 0,25 \times \beta \\ n \geq 0 \text{ (tração)} &\rightarrow C_1 = 0,20 \end{aligned} \quad (29)$$

Onde:

$N_0$  refere-se ao esforço normal atuante no banzo;

$N_{pl,0}$  refere-se a resistência axial da seção do banzo, ou seja,  $N_{pl,0} = A_0 \times f_{y0}$ ;

$M_0$  refere-se ao momento fletor aplicado no banzo;

$M_{pl,0}$  refere-se a resistência à flexão do banzo, ou seja,  $M_{pl,0} = W_{pl} \times f_{y0}$ .

### 3.2.3 Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004: Recomendações de Projeto

Segundo o projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], as cargas que conduzem à plastificação da face do banzo e ao punçoamento da parede do banzo são obtidas através das equações (30) e (31), respectivamente. Observa-se ainda, que os mesmos requisitos geométricos preconizados pelo EC3 1-8 [7] e pelo CIDECT [3] continuam sendo válidos para garantir a aplicabilidade das equações.

$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} \times k_p \times f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \times 3,08 + 15,62 \times \beta^2 \Big/ \gamma_{a1} \quad (30)$$

$$N_{1,Rd} = 0,66 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times \frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \times \text{sen}^2\theta_i} \Big/ \gamma_{a1} \quad (31)$$

Onde:

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (18);

$k_p$  é obtido através da equação (32), e depende do nível de tensão no banzo;

$f_{y0}$  refere-se à tensão de escoamento do aço;

$t_0$  refere-se à espessura da parede do banzo;

$\theta_1$  refere-se ao ângulo entre o montante e o banzo;

$d_i$  refere-se ao diâmetro do elemento;

$\beta$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (17);

$\gamma_{a1}$  refere-se ao coeficiente de segurança, considerado igual a 1,1.

$$\begin{aligned} \eta_p < 0 \text{ (compressão)} &\rightarrow k_p = 1 + 0,3 \times \eta_p - 0,3 \times \eta_p^2 \\ \eta_p \geq 0 \text{ (tração)} &\rightarrow k_p = 1,0 \end{aligned} \quad (32)$$

Onde:

$\eta_p$  é obtido através da equação (23);

### 3.3 Ligações tipo K entre perfis circulares com afastamento

Conforme observa-se na Figura 18, as ligações tipo K com afastamento são caracterizadas por apresentar um espaçamento entre as diagonais, ao contrário das ligações tipo K com sobreposição, que se caracterizam por possuírem as diagonais sobrepostas entre si.

Uma particularidade importante a ser considerada no dimensionamento de ligações tipo K entre CHS diz respeito a excentricidade na aplicação dos carregamentos. Conforme observa-se na Figura 21, a excentricidade “e” pode ser nula, positiva ou negativa, dependendo da geometria da ligação. Considera-se a excentricidade nula quando a interseção das linhas médias das diagonais coincidir exatamente com a linha média do banzo, Figura 19(a). Será positiva quando este ponto estiver posicionado na metade oposta da face da ligação, Figura 19(b), e negativa quando o ponto estiver posicionado na metade mais próxima à face da ligação, Figura 19(c).

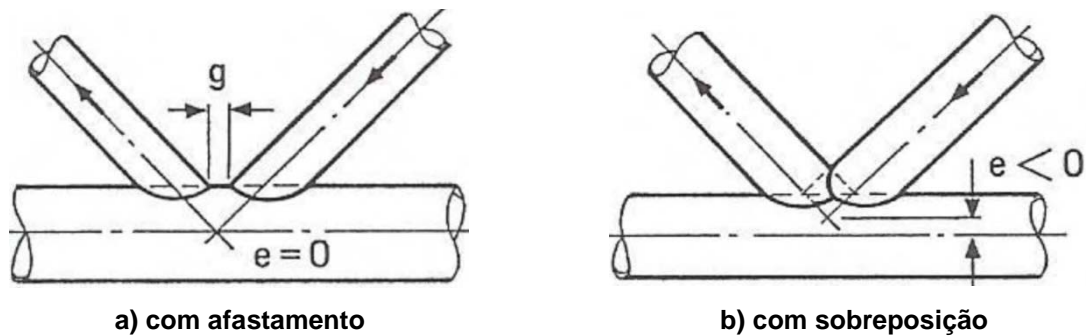


Figura 18 – Ligação CHS-K [3].

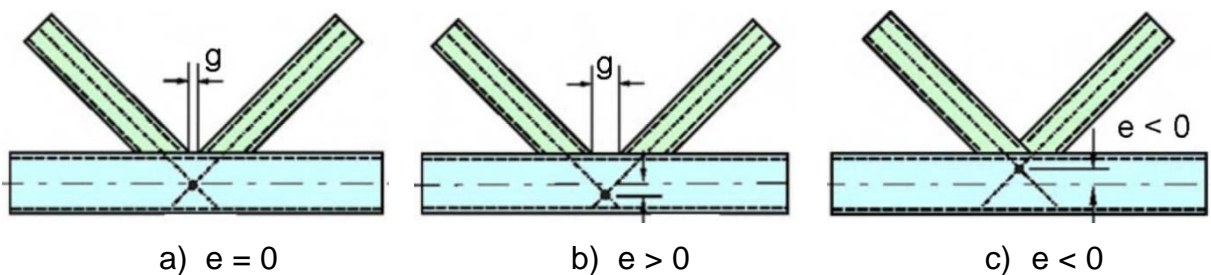


Figura 19 – Excentricidade nas ligações tipo K [3].

Com relação a restrições geométricas da excentricidade, observa-se que, conforme recomendações do EC3 1-8 [7], caso seja obedecida a inequação  $-0,55 \times d_0 \leq e \leq 0,25 \times d_0$ , o efeito da excentricidade na ligação é levado em conta na função de tensão do banzo. Além destes limites, o momento fletor gerado pela excentricidade deve ser considerado para avaliar a capacidade resistente da ligação. A recomendação proposta pelo CIDECT [3] em 2008 limita a excentricidade em  $e \leq 0,25 \times d_0$ , para que o efeito do momento fletor possa ser desprezado no projeto.

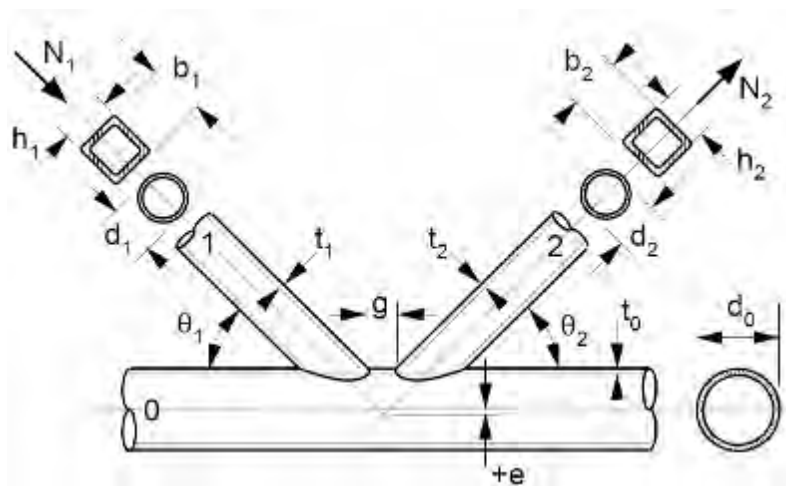
Observa-se ainda que, caso o banzo seja projetado como uma viga-coluna, o efeito da excentricidade deve ser obrigatoriamente considerado no dimensionamento, independente dos limites apresentados acima.

Conforme descrito pelo CIDECT [3], o afastamento “g” e a excentricidade “e” são calculadas através das equações (33) e (34), respectivamente.

$$g = \left( e + \frac{d_0}{2} \right) \times \frac{\text{sen}(\theta_1 + \theta_2)}{\text{sen}\theta_1 \times \text{sen}\theta_2} - \frac{d_1}{2 \times \text{sen}\theta_1} - \frac{d_2}{2 \times \text{sen}\theta_2} \quad (33)$$

$$e = \left( \frac{d_1}{2 \times \sin \theta_1} + \frac{d_2}{2 \times \sin \theta_2} + g \right) \times \frac{\sin \theta_1 \times \sin \theta_2}{\sin(\theta_1 + \theta_2)} - \frac{d_0}{2} \quad (34)$$

A Figura 20 apresenta os parâmetros geométricos a serem verificados no dimensionamento de ligações do tipo K entre CHS. Destaca-se que, assim como para ligações tipo T entre CHS, estes requisitos deverão ser respeitados para garantir a validade das equações de dimensionamento. Obedecendo-se a todos estes parâmetros geométricos, o dimensionamento será controlado pela plastificação da face do banzo, Figura 21(a), ou pelo punção da parede do banzo, Figura 21(b). Conforme preconizado pelo EC3 1-8 [7], caso a geometria da ligação esteja fora destes limites de validade, todos os critérios de ruína apresentados anteriormente deverão ser verificados.



$$30^\circ \leq \theta_i \leq 90^\circ \quad (35)$$

$$0,2 \leq \beta = \frac{d_1}{d_0} \leq 1,0 \quad (36)$$

$$10 \leq \mu_0 = \frac{d_0}{t_0} \leq 50 \quad (37)$$

$$10 \leq \mu_i = \frac{d_i}{t_i} \leq 50 \quad (38)$$

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \leq 25 \quad (39)$$

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (40)$$

Figura 20 – Parâmetros geométricos: Ligação K entre perfis circulares [7].

Onde:

$\theta_i$  refere-se ao ângulo entre o banzo e as diagonais;

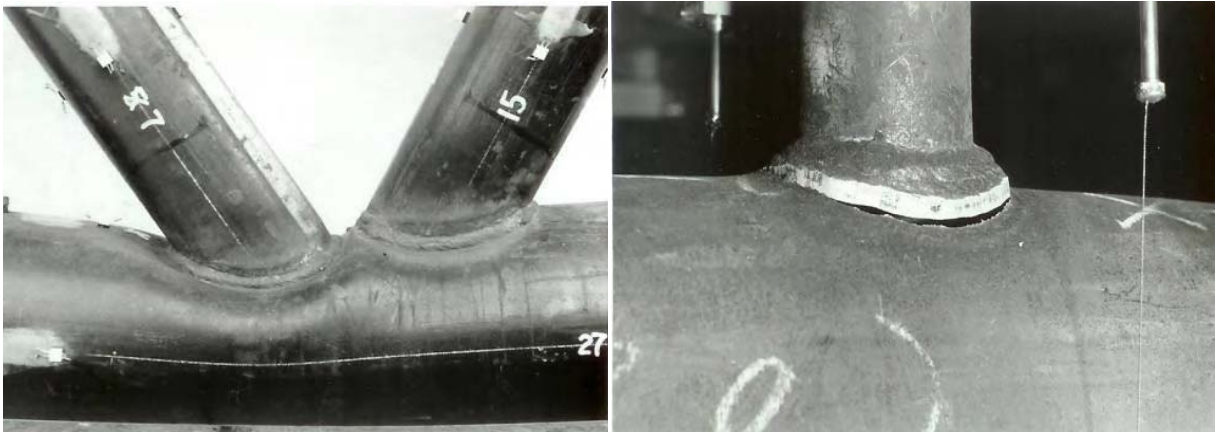
$d_0$  refere-se ao diâmetro externo do banzo;

$d_1$  refere-se ao diâmetro externo da diagonal 1;

$d_2$  refere-se ao diâmetro externo da diagonal 2;

$t_0$  refere-se a espessura da parede do banzo;

$t_1$  refere-se a espessura da parede da diagonal 1;  
 $t_2$  refere-se a espessura da parede da diagonal 2;  
 $g$  refere-se ao afastamento entre as diagonais;



a) ruína por plastificação da face do banzo

b) ruína por punção do banzo

Figura 21 – Modos de falha preponderantes em ligações K entre perfis circulares [3].

### 3.3.1 Eurocode 3 Parte 1.8: Recomendações de Projeto

Consoante o EC3 1-8 [7], a carga total que leva à plastificação da face do banzo é obtida através da equação (41), sendo a carga que leva à ruína por punção da parede do banzo obtida através da equação (42).

$$N_{1,Rd} = \frac{k_p \times k_g \times f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \times \left( 1,8 + 10,2 \times \frac{d_i}{d_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (41)$$

$$N_{1,Rd} = 0,58 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times \frac{1 + \text{sen}\theta_1}{2\text{sen}^2\theta_1} / \gamma_{M5} \quad (42)$$

Onde:

$k_g$  é obtido através da equação (43);

$k_p$  é obtido através da equação (44);

$f_{y0}$  refere-se à tensão de escoamento do banzo;

$t_0$  refere-se a espessura da parede do banzo;

$d_0$  refere-se ao diâmetro externo do banzo;

$d_i$  refere-se ao diâmetro externo da diagonal;

$\theta_1$  refere-se ao ângulo entre diagonal e banzo;

$\gamma_{M5}$  refere-se ao coeficiente de segurança. De acordo com o EC3 1-1 [11], o valor deste coeficiente deve ser definido pelos anexos nacionais da norma, porém, para ligações tubulares, o EC3 1-8 [7] recomenda que o valor seja considerado igual a 1,0.

$$k_g = \gamma^{0,2} \times \left[ 1 + \frac{0,024 \times \gamma^{1,2}}{1 + \exp\left(\frac{0,5 \times g}{t_0} - 1,33\right)} \right] \quad (43)$$

$$\begin{aligned} n_p > 0 \text{ (compressão)} &\rightarrow k_p = 1 - 0,3 \times n_p - 0,3 \times n_p^2 \text{ mas } k_p \leq 1,0 \\ n_p \leq 0 \text{ (tração)} &\rightarrow k_p = 1,0 \end{aligned} \quad (44)$$

$$n_p = \frac{\sigma_{0p,sd}}{f_{y0}} / \gamma_{M5} \quad (45)$$

$$\sigma_{0p,sd} = \frac{N_{0p,sd}}{A_0} + \frac{M_{0,sd}}{W_0} \quad (46)$$

Onde:

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (39);

$g$  refere-se ao afastamento entre as diagonais;

$t_0$  refere-se à espessura da parede do banzo;

$n_p$  refere-se a função que leva em conta o nível de tensão no banzo, calculado conforme equação (45);

$\sigma_{0p,sd}$  refere-se à máxima tensão de compressão solicitante de cálculo no banzo, excluindo-se as tensões provenientes das componentes horizontais das forças nas diagonais, conforme apresentado na Figura 22 e calculada através da equação (46);

$N_{0p,sd}$  é obtido através da equação (47), conforme apresentado na Figura 22;

$A_0$  refere-se à área da seção transversal do banzo;

$M_{0,sd}$  é obtido através da equação (48), conforme apresentado na Figura 22;

$W_0$  refere-se ao módulo resistente elástico da seção transversal do banzo.

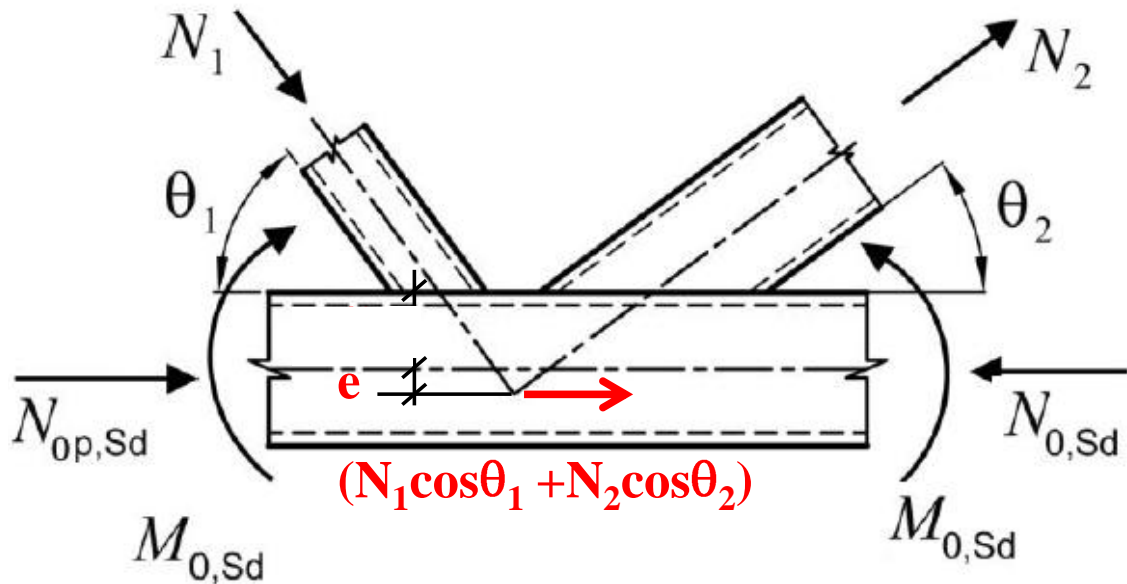


Figura 22 – Tensões no banzo [58].

$$N_{0p,Sd} = N_{0,Sd} - \sum N_{i,Sd} \times \cos \theta_i \quad (47)$$

$$M_{0,Sd} = N_1 \times \cos \theta_1 + N_2 \times \cos \theta_2 \times e \quad (48)$$

Onde:

$N_{0,sd}$  é o esforço normal solicitante de cálculo no banzo que provoca a tensão

$\sigma_{0,sd}$ ;

$N_{i,sd}$  é o esforço normal solicitante de cálculo na diagonal;

$\theta_i$  refere-se ao ângulo entre a diagonal e o banzo.



### 3.3.2 CIDECT 2ª Edição: Recomendações de Projeto

De acordo com a nova formulação proposta pelo CIDECT [3], as cargas que geram a plastificação e o punção da face do banzo são obtidas através das equações (49) e (50), respectivamente:

$$N_i^* = Q_u \times Q_f \times \frac{f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_i} \quad (49)$$

$$N_i^* = 0,58 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times \frac{k_a}{\text{sen}\theta_i}, \text{ sendo } k_a = \frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \times \text{sen}\theta_i} \quad (50)$$

Onde:

$Q_u$  refere-se à função que fornece a influência dos parâmetros geométricos  $\beta$  e  $\gamma$  na ligação, sendo obtido através da equação (51);

$Q_f$  refere-se à função que leva em conta a influência do nível de tensão no banzo na capacidade resistente da ligação, sendo obtido através da equação (52);

$f_{y0}$  refere-se à tensão de escoamento do aço do perfil do banzo;

$t_0$  refere-se à espessura da parede do banzo;

$\theta_i$  refere-se ao ângulo entre o montante e o banzo;

$d_i$  refere-se ao diâmetro do elemento;

$$Q_u = 1,65 \times \gamma^{0,3} \times 1 + 8 \times \beta^{1,6} \times \left[ 1 + \frac{1}{1,2 + \left( \frac{g}{t_0} \right)^{0,8}} \right] \quad (51)$$

$$Q_f = 1 + |\eta|^{C_1} \quad (52)$$

Onde:

$\beta$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (36);

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (39);

$n$  é obtido através da equação (53);

$C_1$  é obtido através da equação (54);

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (53)$$

$$\begin{aligned} n < 0 \text{ (compressão)} &\rightarrow C_1 = 0,25 \\ n \geq 0 \text{ (tração)} &\rightarrow C_1 = 0,20 \end{aligned} \quad (54)$$

Onde:

$N_0$  refere-se ao esforço normal solicitante de cálculo no banzo;

$N_{pl,0}$  refere-se ao esforço normal resistente da seção transversal do banzo;

$M_0$  refere-se ao momento fletor solicitante de cálculo no banzo;

$M_{pl,0}$  refere-se à resistência à flexão da seção transversal do banzo;

### 3.3.3 Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004: Recomendações de Projeto

Segundo o projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8], as cargas que conduzem à plastificação da face do banzo e ao punção da parede do banzo são obtidas através das equações (55) e (56), respectivamente. Observa-se ainda, que os mesmos requisitos geométricos preconizados pelo EC 1-8 [7] e pelo CIDECT [3] devem ser obedecidos para garantir a validade das equações.

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g \times k_p \times f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \times \left( 1,98 + 11,22 \times \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{a1} \quad (55)$$

$$N_{1,Rd} = 0,66 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times \frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \times \text{sen}^2\theta_i} / \gamma_{a1} \quad (56)$$

Onde:

$k_g$  é obtido através da equação (57);

$k_p$  é obtido através da equação (58);

$f_{y0}$  refere-se à tensão de escoamento do banzo;

$t_0$  refere-se a espessura da parede do banzo;

$d_0$  refere-se ao diâmetro externo do banzo;

$d_1$  refere-se ao diâmetro externo da diagonal;

$\theta_i$  refere-se ao ângulo entre diagonal e banzo;

$\gamma_{a1}$  refere-se ao coeficiente de segurança, considerado igual a 1,1.

$$k_g = 1,1 \times \gamma^{0,2} \times \left[ 1 + \frac{0,024 \times \gamma^{1,2}}{1 + \exp\left(\frac{0,5 \times g}{t_0} - 1,33\right)} \right] \quad (57)$$

$$\begin{aligned} n_p < 0 \text{ (compressão)} &\rightarrow k_p = 1 + 0,3 \times n_p - 0,3 \times n_p^2 \\ n_p \geq 0 \text{ (tração)} &\rightarrow k_p = 1,0 \end{aligned} \quad (58)$$

Onde:

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (39);

$g$  refere-se ao afastamento entre as diagonais;

$t_0$  refere-se à espessura da parede do banzo;

$n_p$  refere-se a função que leva em conta o nível de tensão no banzo, calculado conforme equação (45);

### 3.4 Critérios de Deformação Limite

As normas de projeto de ligações de perfis tubulares em aço são normalmente baseadas em uma análise plástica, ou em critérios de deformações limites conforme Zhao [27] e Kosteski et al. [59]. A análise plástica está baseada no método dos mecanismos, onde cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível associa-se a um multiplicador das cargas da estrutura, que é igual ou

maior do que o seu multiplicador de colapso. Desta forma, a solução encontrada depende do mecanismo adotado, e será tão mais exata, quanto mais adequado for aquele mecanismo.

Os critérios de deformação limite começaram a ser introduzidos nos procedimentos de projeto em 1982 por Korol e Mirza [12]. Os autores desenvolveram uma das primeiras investigações baseadas na resistência de ligações entre perfis tubulares. O trabalho propôs uma forma para avaliação da capacidade de carga em ligações onde a curva carga *versus* deslocamento não apresenta um pico pronunciado, como a curva da Figura 23. Os autores associaram o estado limite último da ligação ao deslocamento da face do banzo solicitado perpendicularmente ao seu plano, correspondente a 1,2 vezes a espessura do banzo, sendo este valor algo em torno de 25 vezes a deformação elástica do elemento.

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

O critério de deformação limite proposto por Lu et al. [10] e descrito por Choo et al. [31] pode ser usado na avaliação das cargas axiais e/ou rotação de uma ligação submetida a esforços axiais e flexão. Segundo os autores, a resistência da ligação é baseada na comparação da deformação na interseção diagonais-banzo para dois níveis de carregamento:

a) a resistência última,  $N_u$ , que corresponde a uma endentação do banzo de

$$\Delta_u = 0,03d_0;$$

b) e o limite de serviço,  $N_s$ , dado por  $\Delta_s = 0,01d_0$ .

Lu et al. [10] determinaram que o primeiro ponto com perda de rigidez na curva carga *versus* deslocamento pode ser considerado caso o deslocamento corresponda a um limite maior que  $\Delta_u = 0,03d_0$ . De acordo com o autor, se a razão  $N_u/N_s$  for menor que 1,5, o dimensionamento da ligação deve ser baseado no estado

limite último e a deformação limite apropriada para determinar a resistência última da ligação deve ser igual a  $0,03d_0$ . Caso a razão  $N_u/N_s$  seja maior que 1,5, a resistência limite de serviço controla o dimensionamento e a resistência da ligação deverá ser considerada igual a 1,5 vezes a carga associada à deformação limite referente à  $0,01d_0$ . Estes limites também foram propostos por Zhao [16] e é atualmente adotado pelo International Institute of Welding (IIW).

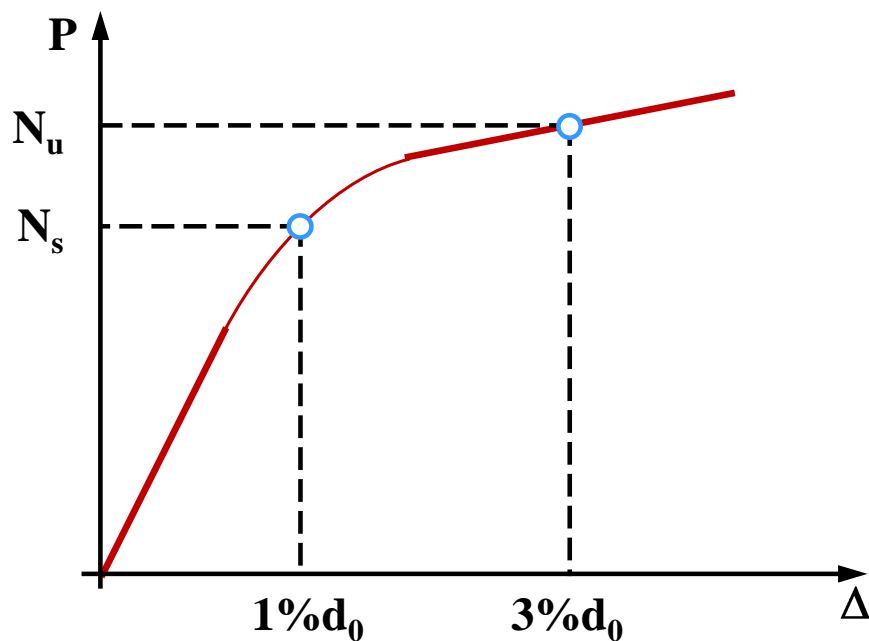


Figura 23 – Curva Carga versus Deslocamento do Critério de Deformação Limite.

## 4 MODELAGEM NUMÉRICA

### 4.1 Generalidades

Para soluções de geometria simples, os métodos analíticos clássicos permitem calcular a resposta exata dos deslocamentos, deformações e tensões na estrutura através da solução das equações diferenciais. Com o desenvolvimento de técnicas de discretização de sistemas contínuos, iniciou-se uma caminhada no sentido de viabilizar a análise de sistemas de geometria arbitrária e complexa [60].

Nos últimos anos, o surgimento de ferramentas computacionais, aliado ao intenso desenvolvimento da tecnologia da informação, tornou possível um significativo avanço na implementação de métodos de modelagem numérica para avaliação do comportamento de estruturas dando subsídios para a elaboração de formulações analíticas de dimensionamento. Desta forma, o método dos elementos finitos (MEF) tornou-se a principal técnica para análise de tensões e deformações de estruturas, sendo a principal ferramenta capaz de prever o comportamento de ligações entre perfis de aço estrutural.

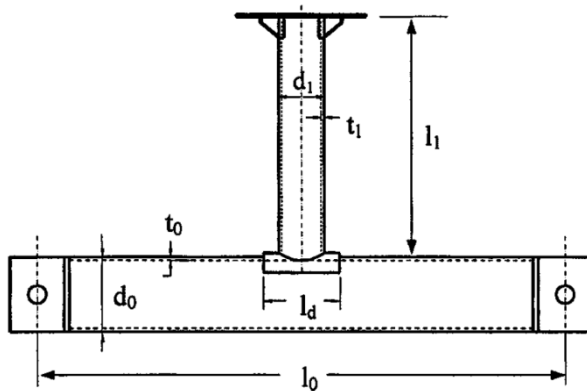
O presente capítulo apresenta um programa de análises numéricas de ligações tipo K e T, com o objetivo de avaliar a aplicabilidade das equações de dimensionamento de ligações, estabelecendo um quadro comparativo entre as formulações propostas pelo EC3 1-8 [7], pela 2ª edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT [3], pelo projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 [8] e pelos critérios de deformação limite [10]. Todos os modelos foram desenvolvidos no programa Ansys V.11 [9] através da linguagem APDL (Ansys Parametric Design Language), calibrados com resultados experimentais e numéricos existentes na literatura técnica [29], [40] e [63], de forma a validar o estudo numérico proposto neste trabalho.

## 4.2 Ligação tipo T entre perfis circulares

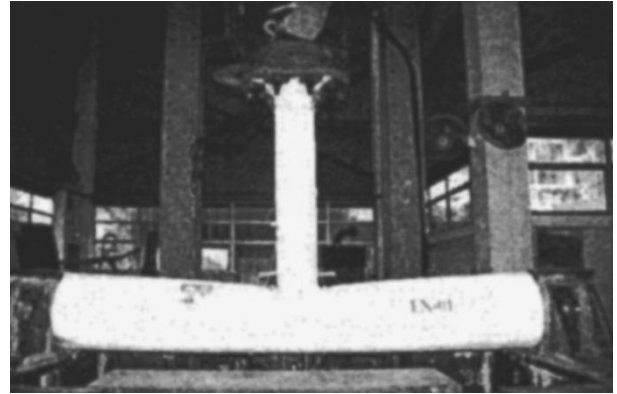
Esta seção descreve a modelagem numérica desenvolvida para a ligação tipo T entre perfis circulares. Objetivando obter uma maior confiabilidade nesta análise, desenvolveu-se um modelo numérico com as mesmas características geométricas e de material do modelo experimental descrito por Van der Vegte et al. [40], tornando possível a calibração e validação da modelagem utilizada nas análises posteriores.

O programa experimental proposto pelo autor foi desenvolvido com a finalidade de investigar o comportamento de ligações T entre perfis circulares reforçadas com placas anelares na região da ligação. Foram ensaiados um total de 12 modelos, sendo 04 deles sem reforço. Além de variar a configuração do ensaio (com ou sem reforço), o programa investigou a influência dos carregamentos e parâmetros geométricos  $\beta$  e  $\gamma$  [39], [40]. Para calibração da análise proposta nesta dissertação, utilizaram-se os modelos experimentais EX-01 e EX-02, configurados conforme apresentado na Figura 24. Ambas as configurações não possuem reforços e são constituídas de perfis tubulares circulares (CHS), sendo o banzo e o montante com diâmetros e espessuras de 409,5; 221,9; 8,1 e 6,8 mm, respectivamente. O comprimento do banzo entre os apoios  $L_0$  é igual a 2840 mm, sendo o comprimento do montante  $L_1$  igual a 1100 mm e o comprimento  $L_d = 305$  mm referente a placa de reforço da ligação não utilizada nos modelos EX-01 e EX-02. Os perfis foram fabricados utilizando aço estrutural laminado, sem costura, com tensão de escoamento de 285 MPa para o banzo e 300 MPa para o montante. O perfil da solda seguiu as especificações da AWS D1.1 [55], com tensão de ruptura de 600,0MPa. A Tabela 7 apresenta detalhes adicionais a cerca da geometria da ligação.

O modelo numérico desenvolvido nesta análise utilizou elementos de casca denominados SHELL181 [9], com quatro nós, tendo seis graus de liberdade por nó, ou seja, translação e rotação nos eixos X, Y e Z, respectivamente, permitindo considerar esforços de flexão, cisalhamento e efeito de membrana. A Figura 25 apresenta a malha de elementos finitos e a solda do modelo em detalhe. Embora a maioria dos programas comerciais de elementos finitos tenha capacidade de gerar a malha automaticamente, sua construção ainda requer algumas intervenções e especial atenção por parte dos projetistas a fim de se evitar problemas decorrentes do processamento numérico.



a) Configuração do ensaio



b) Foto do ensaio

Figura 24 – Ligação CHS-T: Configuração experimental [39].

Tabela 7 – Características geométricas da ligação CHS-T ensaiada

Nome	Tipo	Carga no montante	$d_0$ [mm]	$t_0$ [mm]	$d_1$ [mm]	$t_1$ [mm]	$\beta = d_1/d_0$	$2\gamma = d_0/t_0$	$F_{y0}$ [Mpa]	$F_{y1}$ [Mpa]
EX-01	sem reforço	Compressão	409,5	8,1	221,9	6,8	0,54	50,6	285	300
EX-02	sem reforço	Tração	409,5	8,1	221,9	6,8	0,54	50,6	285	300

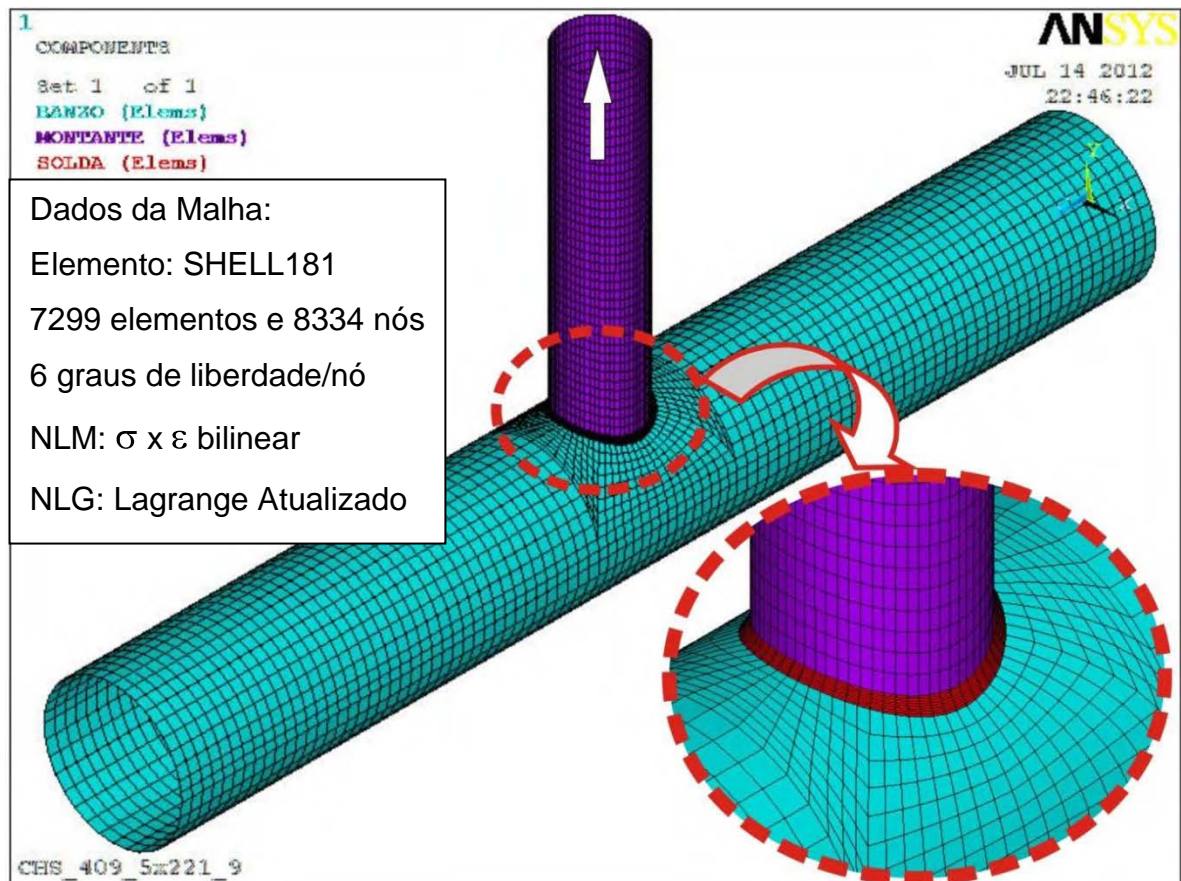


Figura 25 – Modelo numérico – Ligação T entre perfis circulares.



A malha desenvolvida para este tipo de ligação foi caracterizada por 7299 elementos e 8334 nós, através de um criterioso controle e constante preocupação de assegurar que todos os elementos tivessem uma proporção e tamanho regular, tanto entre os lados do elemento quanto seus ângulos. Este procedimento é fundamental para minimizar qualquer tipo de problema decorrente do processamento numérico. Além disso, observa-se um maior refinamento na região próxima a solda, onde é comum ocorrer concentração de tensões. Segundo Lee [26], para análise da resistência da ligação, a modelagem da solda com elemento de casca (SHELL181) é preferível em relação ao elemento sólido 3D (SOLID45) devido a oferecer um menor esforço computacional e não representar influência relevante na acurácia da análise. O formato do fluxo de carga considerando o elemento de casca pode ser observado na Figura 26 em que a superfície média dos membros da ligação, bem como a superfície média da solda, representa a geometria a ser utilizada na caracterização da ligação com elementos de casca.

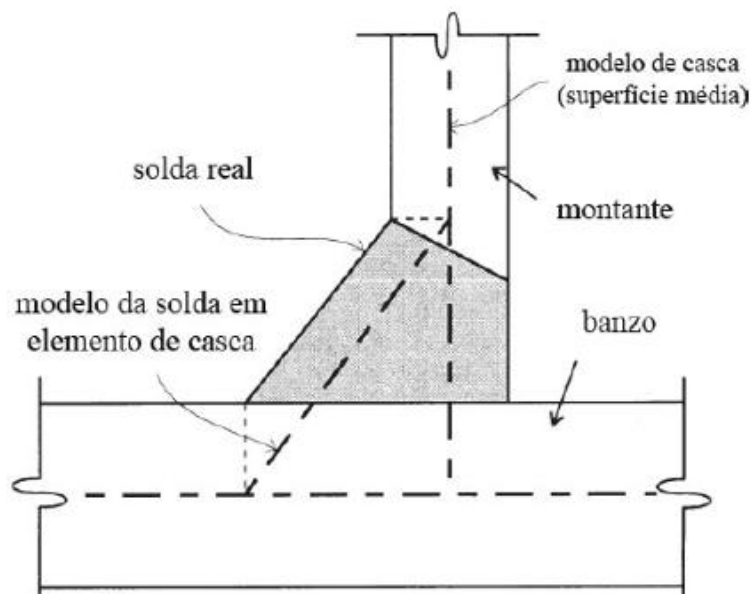


Figura 26 – Solda segundo Lee [26]

Para permitir a consideração da não-linearidade do material, adotou-se o critério de plastificação de Von-Mises através de uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bi-linear. Além disso, considerou-se também a não-linearidade geométrica através da formulação de Lagrange Atualizado, considerando a previsão de grandes deformações de forma a permitir a redistribuição de carregamento na ligação após escoamento inicial e atualização da matriz de rigidez da estrutura a cada incremento de carga. Este tipo de análise possibilita obter uma resposta mais

completa do comportamento da ligação, efetuando-se uma comparação coerente entre os resultados analíticos e numéricos no que tange ao estado limite último da ligação.

A Figura 27 apresenta uma comparação entre as curvas carga *versus* deslocamento experimental e numérico para montante tracionado e comprimido. Observa-se uma razoável concordância entre os resultados experimentais e numéricos em ambas as situações. Neste contexto, é importante ressaltar que o deslocamento a que se refere o eixo das abscissas do gráfico, representa a deformação da seção transversal do banzo, excluindo o deslocamento global do banzo causado pela flexão.

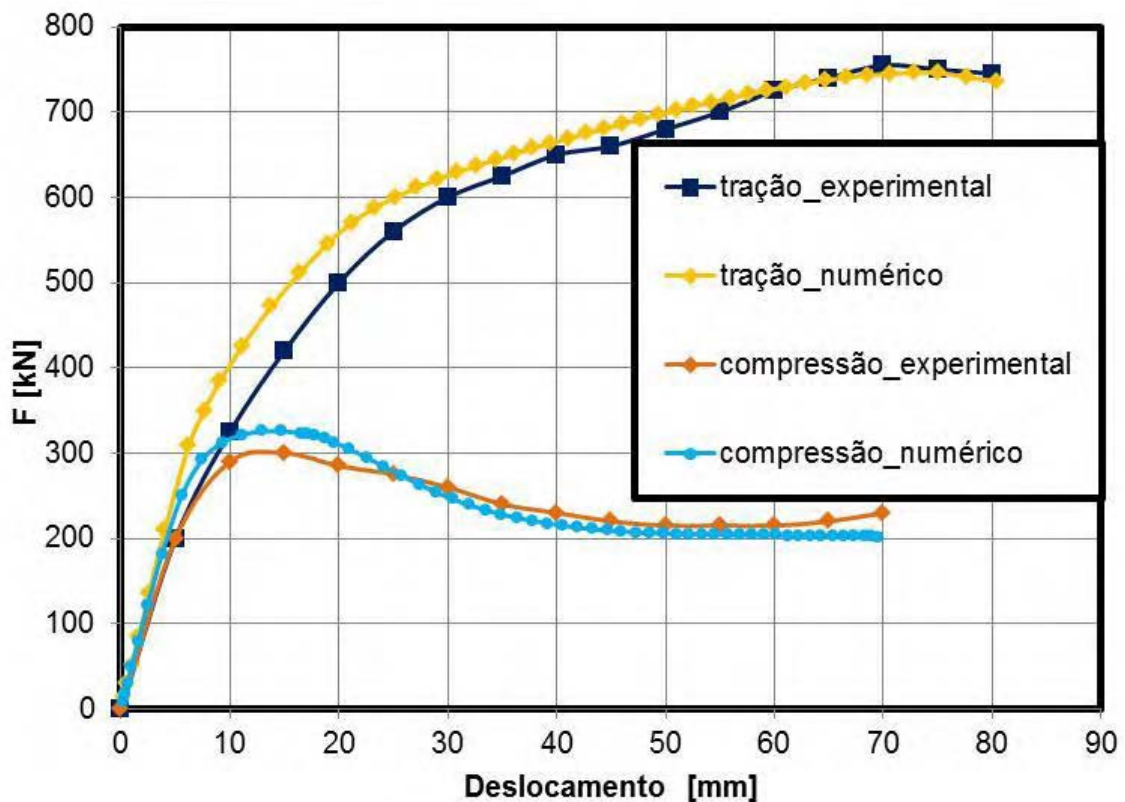


Figura 27 – Curvas de calibração do modelo CHS-T

Atribui-se a pequena divergência entre estes resultados, ao fato da leitura dos deslocamentos no banzo terem sido realizadas em pontos diferentes no ensaio experimental e análise numérica. Na análise numérica, a deformação do banzo foi calculada subtraindo os deslocamentos dos pontos A e B,  $\Delta = \delta_a - \delta_b$ , conforme descrito na Figura 28. Enquanto que, no ensaio experimental, a deformação no banzo foi avaliada subtraindo o valor médio da leitura de quatro LVDT's instalados

na face superior do banzo, ao redor do montante, do valor da leitura do LVDT instalado na face inferior do banzo, conforme Figura 29.

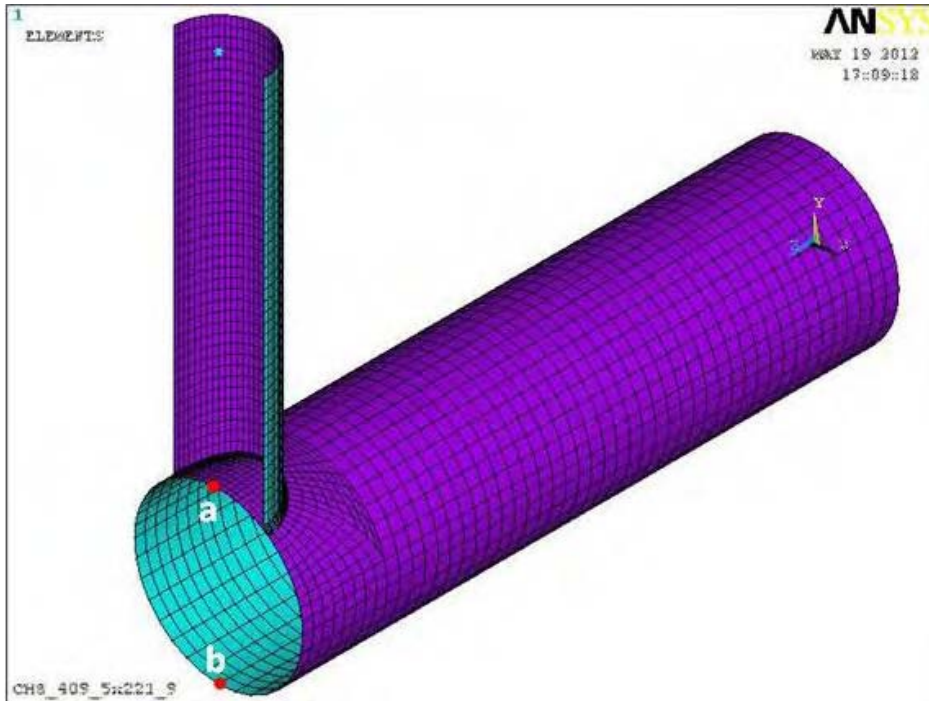


Figura 28 – Pontos de deslocamento do banzo (Modelo numérico)

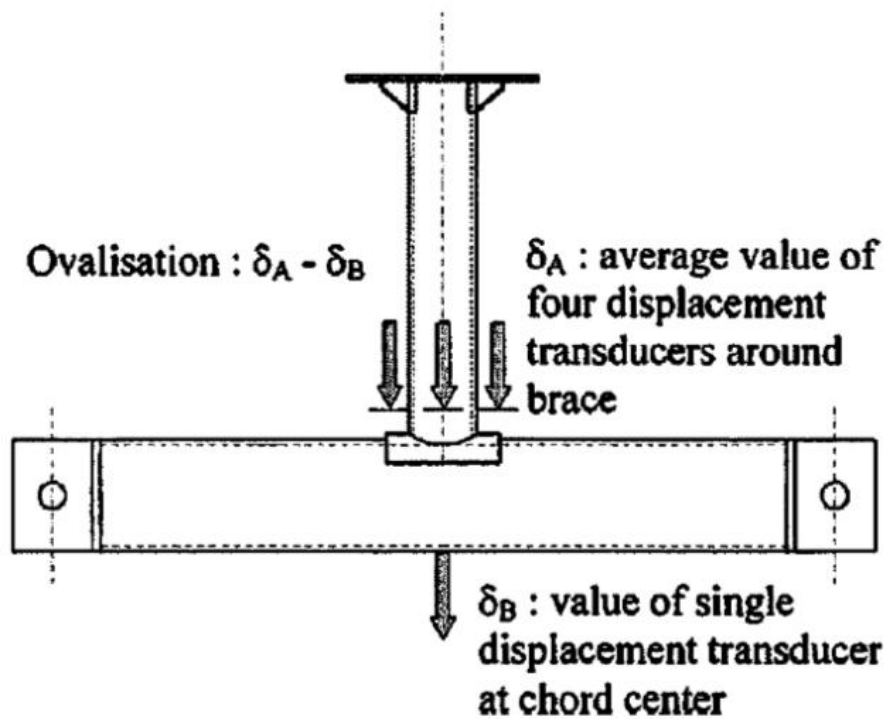
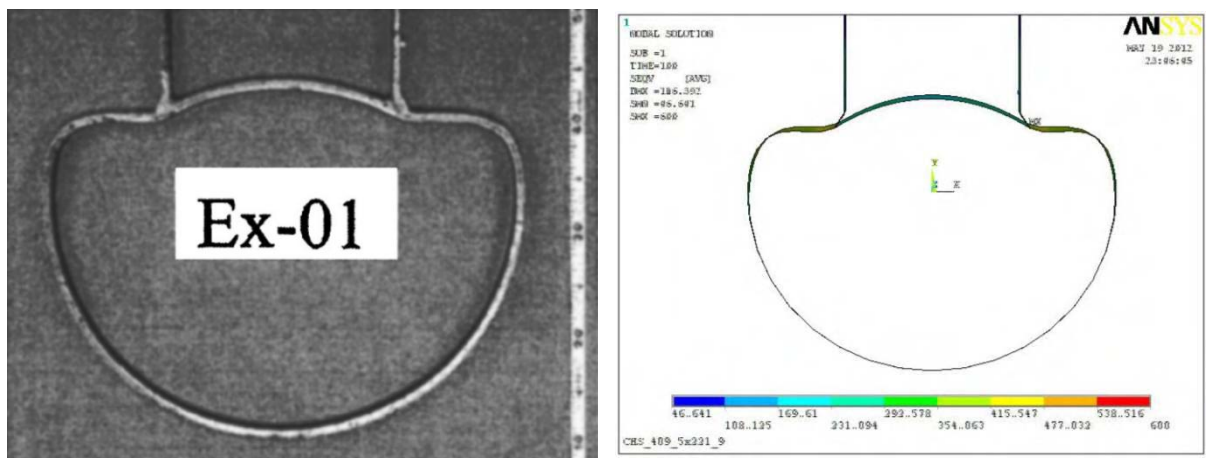


Figura 29 – Pontos de deslocamento do banzo (Ensaio experimental) [39].

#### 4.2.1 Resultados para montante comprimido

A Figura 30 apresenta uma comparação física do resultado obtido no ensaio experimental e na modelagem numérica. Pode-se observar uma interessante convergência entre as duas análises. Observando-se a Figura 31, pode-se concluir que o modo de falha que controla esta ligação é a plastificação da face superior do banzo.



a) Foto do ensaio experimental [40]

b) Seção transversal do modelo numérico

Figura 30 – Modelos experimental e numérico: Montante comprimido

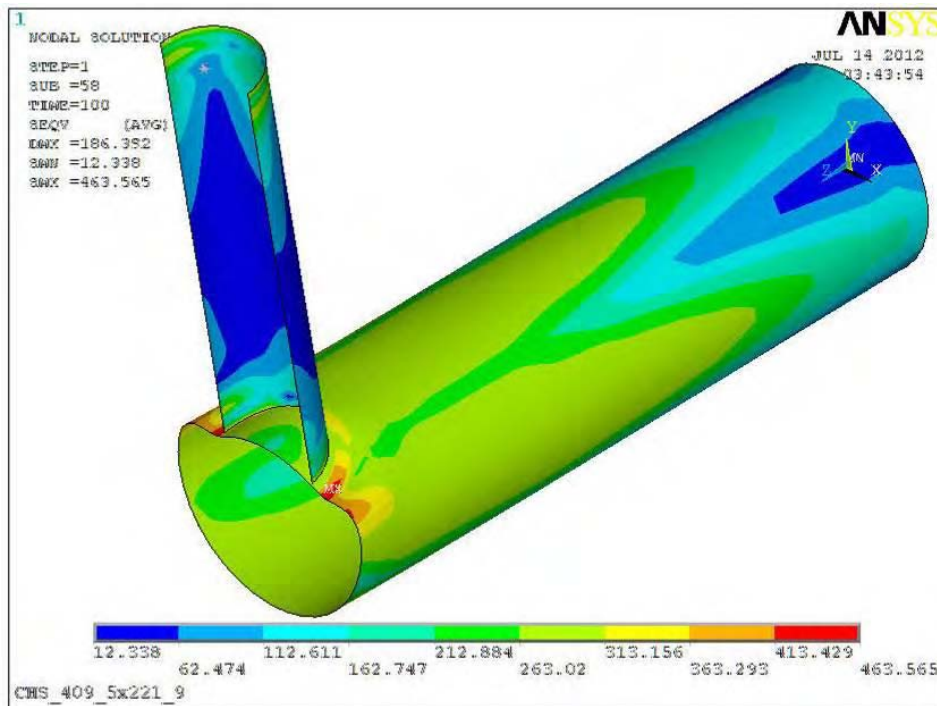


Figura 31 – Tensão de Von Mises – ligação T: Montante comprimido

A Figura 32 apresenta as curvas carga *versus* deslocamento experimental e numérica, bem como, os resultados analíticos obtidos com a formulação proposta pelo EC3 1-8 [7], CIDECT 2ª Edição [3], PN 02.125.03-004 [8] e critérios de deformação limite de Lu et al. [10].

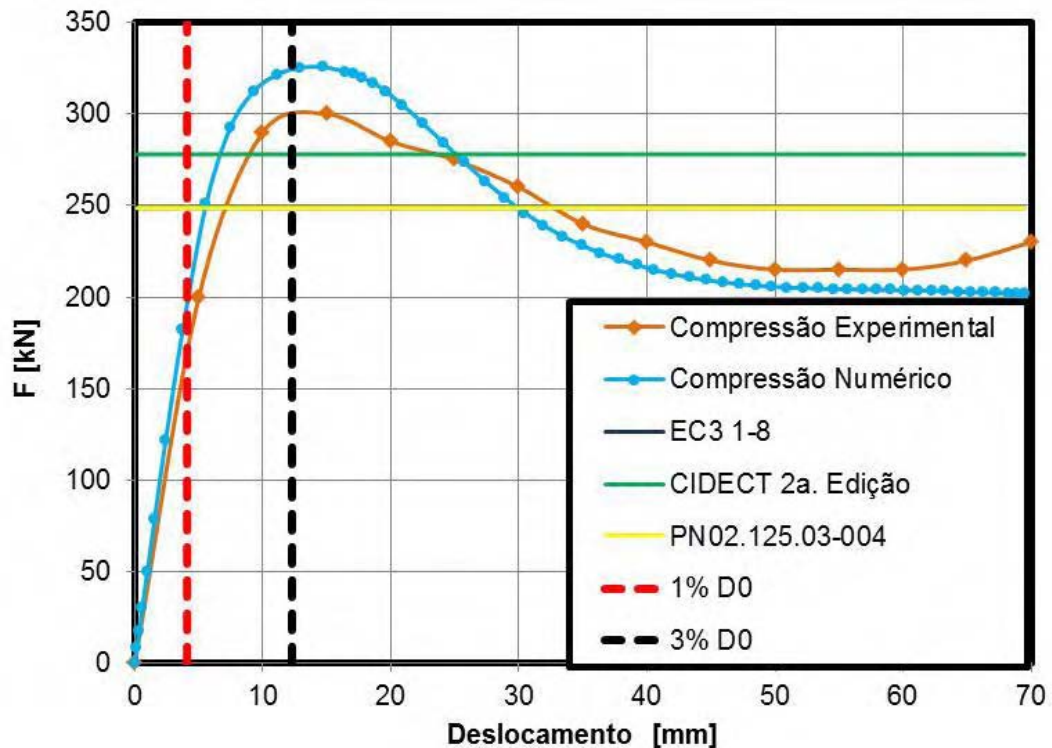


Figura 32 – Curvas carga x deslocamento: Montante comprimido

Analisando-se este gráfico, observa-se que a carga de compressão máxima admissível para esta ligação é igual a  $N_{1,Rd} = 248,64$  kN, conforme calculado através da equação (20), preconizada pelo EC3 1-8 [7]. Conforme a equação (24), sugerida pela 2ª Edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT [3], a carga de dimensionamento da ligação é igual a  $N_i^* = 277,96$  kN, enquanto que o projeto de norma brasileira, PN 02.125.03-004 [8], sugere a equação (30), que fornece o mesmo valor obtido através da equação sugerida pelo EC3 1-8 [7], ou seja,  $N_{1,Rd} = 248,64$  kN para a carga de plastificação da seção do banzo.

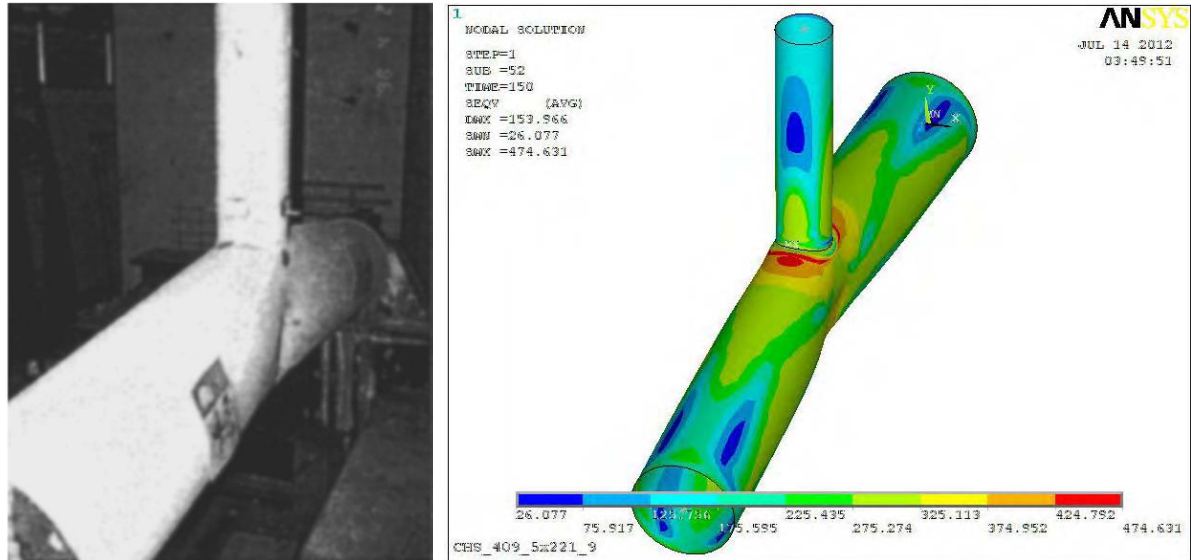
Conforme estabelecido pelos critérios de deformação limite [10], destaca-se que as cargas referentes aos deslocamentos de 1% de  $d_0$  e 3% de  $d_0$ , correspondendo aos estados limites de serviço e último são iguais a  $N_s = 182,00$  kN e  $N_u = 325,41$  kN, respectivamente. Como a razão  $N_u/N_s = 1,79$  é maior que 1,50, o estado limite de serviço  $N_s$  controla o dimensionamento. Desta forma, a carga de projeto da ligação deverá ser considerada igual a 1,50 vezes a carga associada à deformação limite referente a 1% de  $d_0$ . Logo, segundo o critério de deformação

limite proposto por Lu et al. [10], a carga que provoca a plastificação da face do banzo é igual a  $N_s = 273,00$  kN. Entretanto, observa-se neste caso que a curva carga-deslocamento apresenta um pico bem definido, não sendo, portanto, necessário a utilização do critério de deformação limite. Neste caso, a carga resistente definida pelo pico da curva seria de  $N = 325$  kN.

Comparando-se todos os resultados, conclui-se que o valor obtido através da formulação proposta pelo EC3 1-8 [7] e pelo projeto de norma brasileira [8] é cerca de 10% inferior aos demais resultados, resultando em um dimensionamento conservador, porém, anti-econômico. Observa-se que os resultados obtidos através da formulação sugerida pelo CIDECT 2ª Edição [3] e critério de deformação limite [10], convergem entre si. O resultado obtido com a formulação preconizada pelo CIDECT 2ª Edição [3] é mais econômico quando comparado aos demais resultados analíticos e critério de deformação limite, representando um dimensionamento um pouco mais arrojado. Comparando com a carga resistente obtida pela curva, observa-se que todos os resultados se apresentam consideravelmente conservadores. O capítulo a seguir apresentará uma análise paramétrica objetivando confirmar estas conclusões.

#### 4.2.2 Resultados para montante tracionado

Assim como para a ligação T entre perfis circulares com montante comprimido, a ligação T com montante tracionado também é controlada pela plastificação da face do banzo. Observando-se a Figura 33, também verifica-se uma razoável convergência entre as duas análises, comprovando a boa calibração do modelo numérico.



a) Foto do ensaio experimental

b) Seção transversal do modelo numérico

Figura 33 – Modelos experimental e numérico: Montante tracionado

Igualmente ao desenvolvido para o modelo numérico com montante comprimido, a Figura 34 apresenta as curvas carga *versus* deslocamento experimental e numérica para o montante tracionado, bem como, os resultados analíticos obtidos com a formulação proposta pelo EC3 1-8 [7], CIDECT 2ª Edição [3], PN 02.125.03-004 [8] e critérios de deformação limite [10].

Analiticamente, conforme formulação proposta pelo EC3 1-8 [7], verifica-se que a carga de compressão máxima admissível para esta ligação é igual a  $N_{1,Rd} = 248,64$  kN. De acordo com a 2ª Edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT [3], a carga de dimensionamento da ligação alcança o valor de  $N_i^* = 277,96$  kN, enquanto que o projeto de norma brasileira, PN 02.125.03-004 [8], sugere um valor igual a  $N_{1,Rd} = 248,64$  kN. Através dos critérios de deformação limite, encontram-se os valores de  $N_s = 210,00$  kN e  $N_u = 430,00$  kN para as cargas referentes aos estados limites de serviço, 1% de  $d_0$ , e último, 3% de  $d_0$ , respectivamente. Considerando a igualdade  $N_u/N_s = 2,05 > 1,50$ , conclui-se que o estado limite de serviço  $N_s$  controla o dimensionamento e, portanto, observa-se que a carga de projeto da ligação deverá ser considerada igual a 1,50 vezes a carga associada à deformação limite de serviço 1% de  $d_0$ . Logo, respeitando o critério de deformação limite proposto por Lu et al. [10] a carga que provoca a plastificação da face do banzo é igual a  $N_s = 315,00$  kN.

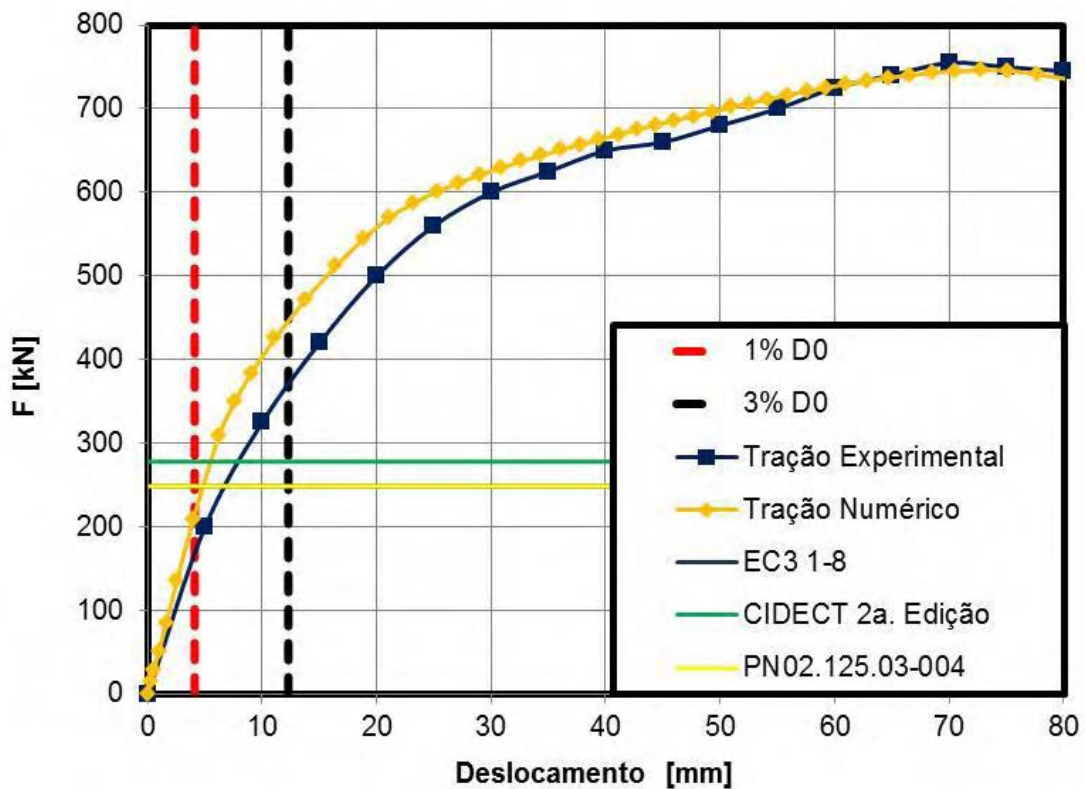


Figura 34 – Curvas carga x deslocamento: Montante tracionado

Comparando todos os resultados, conclui-se que todos os valores analíticos apresentam-se significativamente antieconômicos quando comparados aos resultados obtidos através do critério de deformação limite [10]. O valor obtido através das formulações sugeridas pelo EC3 1-8 [7] e PN 02.125.03-004 [8] se apresenta ainda mais antieconômico se comparado aos valores obtidos com a formulação proposta pelo CIDECT [3].

### 4.3 Ligação tipo K entre perfis circulares

Esta seção descreve a modelagem numérica desenvolvida para a ligação tipo K entre perfis circulares. Assim como desenvolvido para a ligação T e buscando melhorar o grau de precisão e confiabilidade da análise, desenvolveu-se um modelo numérico com as mesmas características geométricas e de material do modelo numérico descrito por Van der Vegte et al. [29], possibilitando a calibração e validação da análise.



O programa numérico proposto pelo autor foi desenvolvido com a finalidade de investigar inconsistências nas formulações propostas pelo EC3 1-8 [7] no que tange aos efeitos da tensão do banzo na resistência das ligações CHS e RHS. Para ligações CHS, a função que leva em conta a tensão no banzo é baseada na pré-tensão, enquanto que para ligações RHS a máxima função no banzo é utilizada. O autor conclui que os melhores resultados para a influência da tensão no banzo na resistência da ligação são obtidos considerando-se a máxima tensão no banzo, ao invés da pré-tensão como o EC3 1-8 [7] considera. A Figura 35 apresenta a configuração do modelo numérico proposto por Van der Vegte [29] juntamente com a definição dos principais parâmetros geométricos investigados no programa de pesquisa.

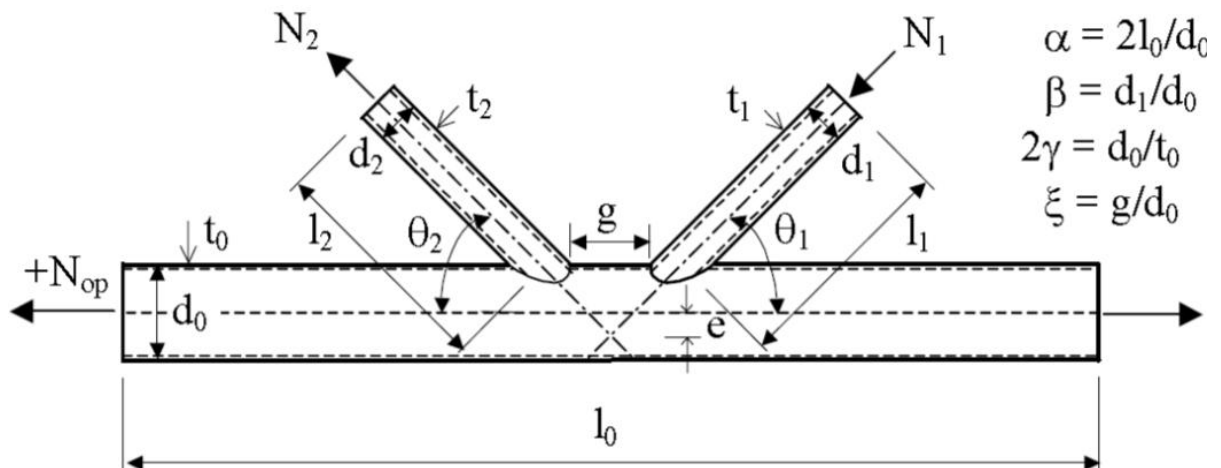


Figura 35 – Ligação K entre perfis circulares [29].

Em seu programa de pesquisa, o autor desenvolveu um total de 12 modelos numéricos, sendo escolhidos dois valores de  $\gamma$  para cada três valores de  $\beta$  com dois valores de  $\theta$  para cada um desses  $\beta$ , conforme apresentado na Tabela 8. As análises foram realizadas no programa ABAQUS [43], com elementos sólidos quadráticos de 20 nós (C3D20R). As dimensões da solda foram modeladas em consonância com as recomendações da AWS [55]. O autor destaca ainda, que seu modelo numérico foi comparado e calibrado com resultados obtidos de um programa experimental conduzido por Koning em 1981 [30], apresentando uma boa concordância entre a resposta carga-deformação numérica e experimental, não apenas para rigidez inicial, mas também para pico da carga e comportamento após pico.

Tabela 8 – Características geométricas da ligação CHS-K investigada

		Nome	$2\gamma = d_0/t_0$	$\tau$	$\xi = g/d_0$	$g/t_0$	$e/d_0$
$\theta = 45^\circ$	$\beta = 0,25$	K1	25,4	0,8	0,65	16,4	0,0
		K2	63,5	1,0	0,65	41,0	0,0
	$\beta = 0,48$	<b>K3</b>	<b>25,4</b>	<b>1,0</b>	<b>0,33</b>	<b>8,3</b>	<b>0,0</b>
		K4	63,5	1,0	0,33	20,7	0,0
	$\beta = 0,67$	K5	25,4	1,0	0,079	2,0	0,015
		K6	63,5	1,0	0,079	5,0	0,015
$\theta = 60^\circ$	$\beta = 0,25$	K7	25,4	0,8	0,29	7,3	0,0
		K8	63,5	1,0	0,29	18,3	0,0
	$\beta = 0,48$	K9	25,4	1,0	0,079	2,0	0,045
		K10	63,5	1,0	0,079	5,0	0,045
	$\beta = 0,67$	K11	25,4	1,0	0,079	2,0	0,24
		K12	63,5	1,0	0,079	5,0	0,24

Para calibração da análise proposta nesta seção, utilizou-se o modelo experimental denominado K3, configurado conforme apresentado na Figura 35. O modelo é constituído de perfis tubulares circulares (CHS), sendo um banzo e um montante com 406,4 mm e 195,1 mm de diâmetro respectivamente e espessura de 16,0 mm para ambos. O comprimento do banzo entre os apoios  $L_0$  é igual a 3251,2 mm. Os perfis foram fabricados utilizando aço estrutural laminado, sem costura, com tensão de escoamento de 355 MPa para ambos os elementos. O perfil da solda seguiu as especificações AWS D1.1 [55], com tensão de ruptura de 600,0 MPa. A Tabela 9 apresenta detalhes adicionais a cerca da geometria da ligação.

Tabela 9 – Características geométricas da ligação K entre perfis circulares investigada

Nome	$d_0$ [mm]	$t_0$ [mm]	$d_1$ [mm]	$t_1$ [mm]	$\theta$	$\beta = d_1/d_0$	$2\gamma = d_0/t_0$	$\alpha = 2L_0/d_0$	$\xi = g/d_0$	$L_0$	$F_{y0}$ [Mpa]	$F_{y1}$ [Mpa]
K3	406,4	16,0	195,1	16,0	$45^\circ$	0,48	25,4	16,0	0,33	3251,2	355	510

A modelagem numérica considerou a utilização de elementos de casca denominados SHELL181 [9], com quatro nós, tendo seis graus de liberdade por nó, ou seja, translação e rotação nos eixos X, Y e Z, permitindo considerar esforços de flexão, cisalhamento e efeito membrana. A Figura 36 apresenta a malha de elementos finitos e a solda do modelo em detalhe. Assim como no modelo da ligação T, a malha de elementos finitos foi desenvolvida criteriosamente, de forma a evitar

qualquer problema numérico, e a solda também foi modelada com elemento de casca, conforme proposta de Lee [26]. Desta forma, a malha foi constituída de 7972 elementos e 9015 nós, possuindo um maior refinamento na região próxima a solda, onde é comum ocorrer concentração de tensões.

No que tange a não-linearidade do material, observa-se que a análise numérica foi desenvolvida considerando uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bi-linear através do critério de plastificação de Von-Mises. A formulação de Lagrange Atualizado foi introduzida no modelo com vistas à consideração da não linearidade geométrica, considerando a previsão de grandes deformações de forma a permitir a redistribuição de carregamento na ligação após escoamento inicial e atualização da matriz de rigidez da estrutura a cada incremento de carga. Estes procedimentos possibilitam obter uma resposta mais real do comportamento da ligação, efetuando-se uma comparação coerente entre os resultados analíticos e numéricos referentes ao estado limite último da ligação.

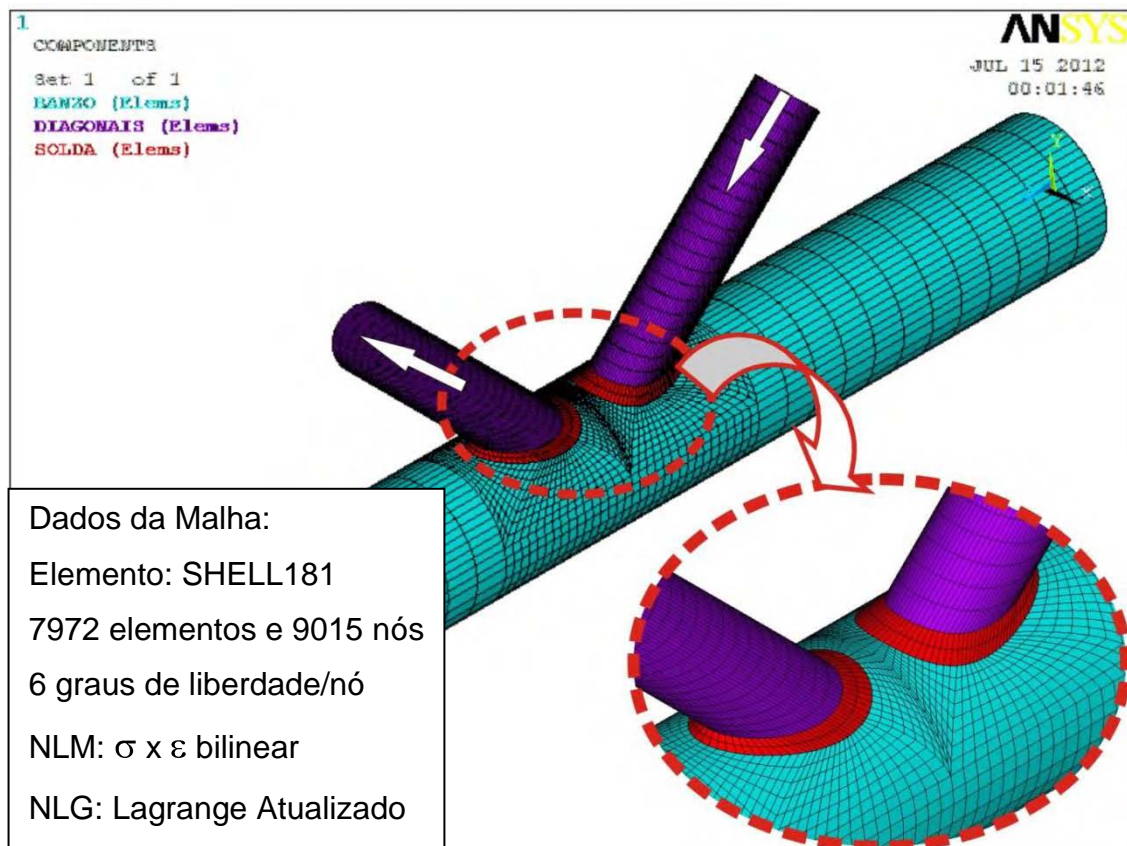


Figura 36 – Modelo numérico – Ligação K entre perfis circulares.

A Figura 37 apresenta uma comparação entre as curvas carga *versus* deslocamento do modelo numérico proposto nesta dissertação e o modelo numérico proposto por Van der Vegte [29] para diagonal comprimida. Observa-se uma ótima concordância entre os resultados para o trecho elástico da curva. Já na fase plástica, verificou-se que a divergência é da ordem de 10%, sendo considerada aceitável na análise proposta no âmbito desta dissertação. Vale ressaltar, que parte desta diferença pode ser atribuída ao fato da utilização de programas computacionais e elementos diferentes entre as análises. Destaca-se ainda, que o deslocamento a que se refere o eixo da abscissa do gráfico, representa a deformação da seção transversal do banzo, excluindo o deslocamento global do banzo causado por uma possível flexão decorrente da carga aplicada, sendo calculada subtraindo-se os deslocamentos dos pontos A e B,  $\Delta = \delta_a - \delta_b$ , conforme apresentado na Figura 38.

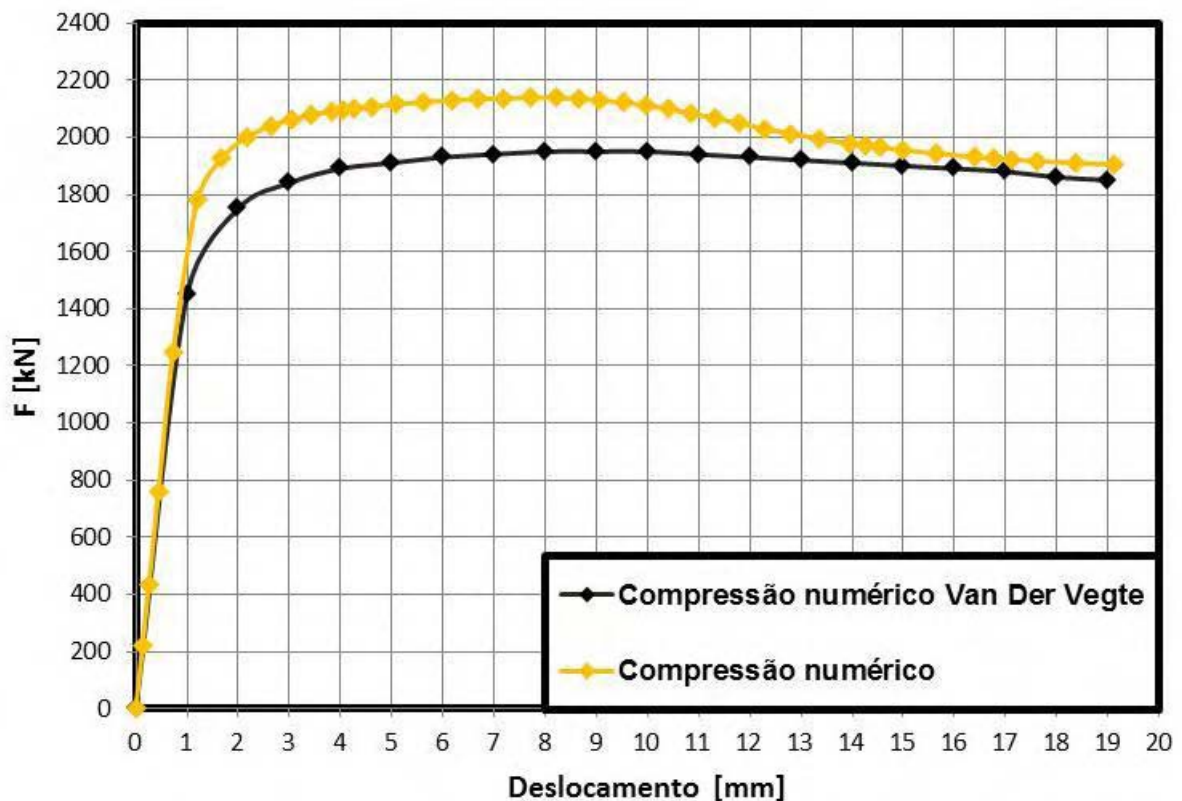


Figura 37 – Curvas de calibração do modelo CHS-K

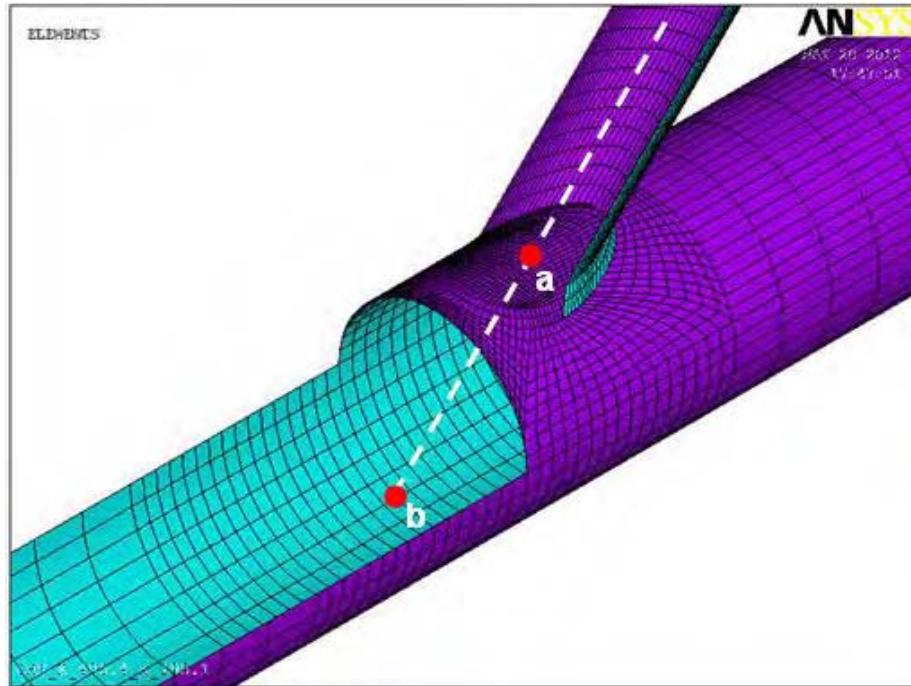


Figura 38 – Pontos de deslocamento do banzo

A Figura 39 apresenta uma representação gráfica das tensões de Von-Mises na ligação. Observa-se que o modo de falha que controla o dimensionamento é a plastificação da face superior do banzo.

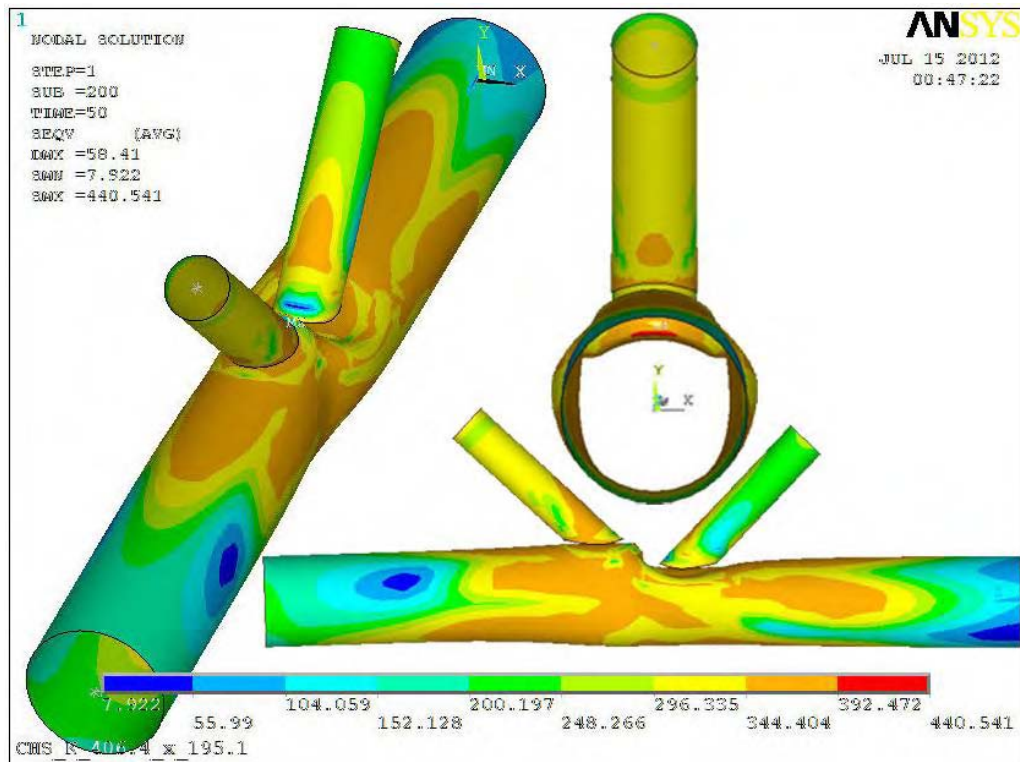


Figura 39 – Tensão de Von Mises ligação K entre perfis circulares

A Figura 40 apresenta as curvas carga *versus* deslocamento experimental e numérica, bem como, os resultados analíticos obtidos com as formulações sugeridas pelo EC3 1-8 [7], CIDECT [3], PN 02.125.03-004 [8] e critérios de deformação limite [10]. Analisando este gráfico, observa-se que a carga de compressão máxima admissível por esta ligação é igual a  $N_{1,Rd} = 1474,55$  kN, segundo a equação (41) preconizada pelo EC3 1-8 [7]. Conforme a equação (49) sugerida pela 2ª. Edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT [3], a carga de gera a plastificação da face do banzo e que deve ser considerada como a carga máxima admissível no dimensionamento da ligação é igual a  $N_i^* = 1749,51$  kN, enquanto que o projeto de norma brasileira, PN02.125.03-004 [8], sugere a equação (55), que fornece um valor igual a  $N_{1,Rd} = 1474,55$  kN para a carga de plastificação da seção do banzo.

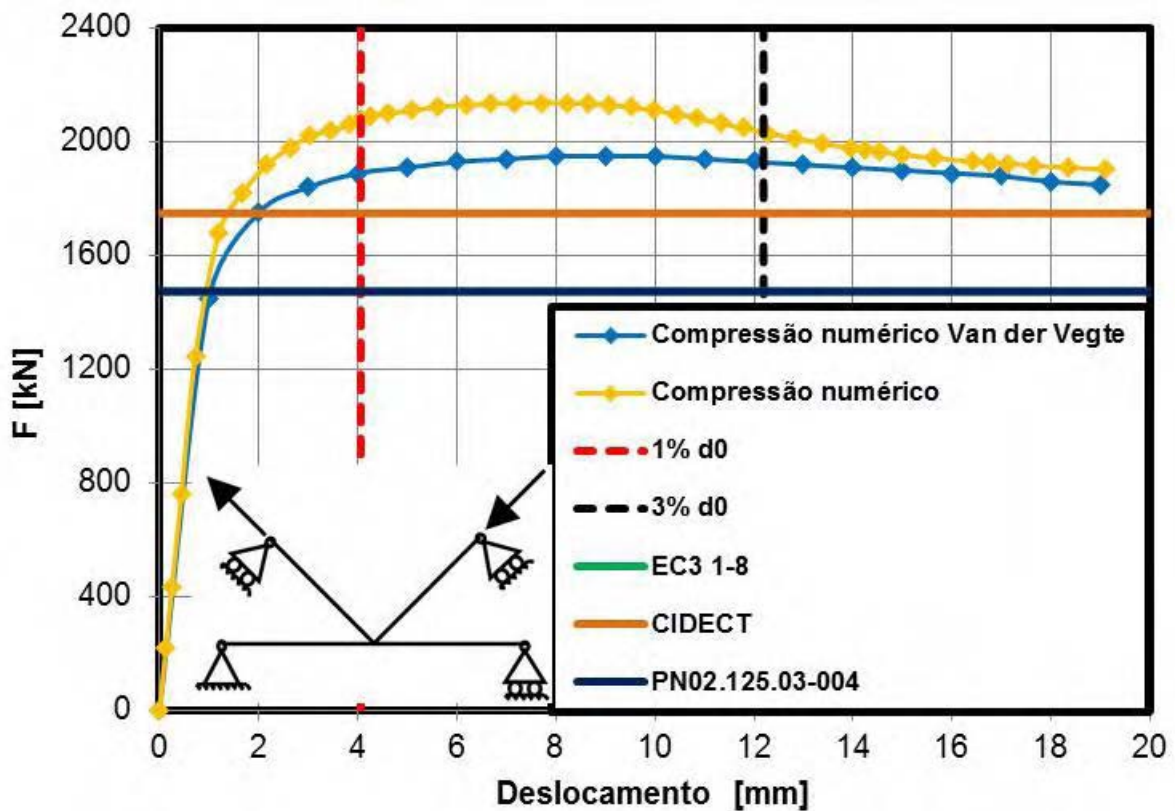


Figura 40 – Curvas carga x deslocamento CHS-K

Conforme estabelecido pelos critérios de deformação limite [10], destaca-se que as cargas referentes aos deslocamentos de 1% e 3% de  $d_0$ , correspondendo aos estados limites de serviço e último é igual a  $N_s = 2080,00$  kN e  $N_u = 2030,00$  kN respectivamente. Como a razão  $N_u/N_s = 0,98$  é menor que 1,50, o estado limite último

$N_u$  controla o dimensionamento. Desta forma, utilizando o critério de deformação limite proposto por Lu et al [10], a carga que provoca a plastificação da face do banzo será igual a  $N_s = 2030,00$  kN. Entretanto, observa-se neste caso que a curva carga-deslocamento apresenta um pico bem definido, não sendo, portanto, necessário a utilização do critério de deformação limite. Neste caso, a carga resistente definida pelo pico da curva seria de  $N = 2137,60$  kN.

Comparando os resultados analíticos, conclui-se que o valor obtido através da formulação proposta pelo CIDECT [3] é cerca de 16% superior aos demais resultados, resultando em um dimensionamento mais econômico que as formulações do EC3 1-8 [7] e do projeto de norma brasileira [8]. Os resultados obtidos com as formulações sugeridas pelo EC3 1-8 [7] e pelo PN 02.125.03-004 [8] são idênticos. Observa-se que os resultados obtidos através do critério de deformação limite [10], bem como, o resultado obtido pela curva, se apresentam significativamente superior aos resultados analíticos, resultando em uma proposta ainda mais arrojada e econômica quando comparada as equações das normas e manual do CIDECT [3]. O capítulo a seguir apresentará uma análise paramétrica objetivando confirmar estas conclusões.