



**Universidade do Estado do Rio de Janeiro**

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

David Silva Nobre

**Avaliação de ligações KK entre perfis tubulares em aço**

Rio de Janeiro

2014

David Silva Nobre

**Avaliação de ligações KK entre perfis tubulares em aço**



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.

Orientadores: Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima  
Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Rio de Janeiro

2014

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

S586 Nobre, David Silva.  
Avaliação de ligações KK entre perfis tubulares em aço /  
David Silva Nobre – 2014.  
133f.

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

David Silva Nobre

**Avaliação de Ligações KK Entre Perfis Tubulares em Aço**

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: 26 de fevereiro de 2014.

Banca Examinadora:



---

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



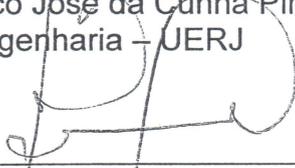
---

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



---

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



---

Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena (UNICAMP)  
Faculdade de Engenharia Civil – UNICAMP

Rio de Janeiro

2014

## DEDICATÓRIA

Porque dEle e por Ele, e para Ele são todas as coisas; glória, pois, a Ele eternamente. Amém”

(Romanos 11.36)

## AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por ter me dado força, paz, tranquilidade e também por ter me capacitado para que eu pudesse concluir mais uma etapa da minha vida.

Agradeço ao meu pai Nobre, por todo amor e dedicação, pelos momentos que estive ao meu lado, fazendo-me acreditar que nada é impossível, pessoa que sigo como exemplo, dedicado, amigo e batalhador, que não mediu esforços para me proporcionar a realização desse trabalho.

À minha mãe Luisa, por ser tão dedicada e amiga, acreditando na minha capacidade de chegar no lugar que almejo, que abriu mão de muitas coisas e esteve ao meu lado, não permitindo que eu desistisse desse sonho.

À minha irmã Sarah, pelo carinho e atenção, sempre disposta a me ajudar.

À minha esposa e eterna namorada Débora, pelo amor e compreensão, dando-me incentivo em todos os momentos.

Aos meus companheiros de Mestrado, em especial a Giselle Affonso, ao Adriano Nizer, ao Carlos Eduardo, a Marcela Lopes e a Daniela Lobo pela amizade, pela ajuda, e por terem estado comigo em muitos momentos.

Aos meus familiares, pastores e amigos da Assembleia de Deus na Ilha do Governador, ADIG, pelas orações para que os meus objetivos fossem alcançados.

A todos os professores pelo excelente trabalho realizado e por contribuírem para meu desenvolvimento pessoal e profissional.

Um agradecimento especial ao professor, orientador e amigo Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, pelo ensinamento e dedicação dispensados no auxílio à concretização deste trabalho.

Ao Professor Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco pela coorientação nesse trabalho e pelas matérias ministradas que auxiliaram na escrita dessa dissertação.

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

A CAPES pelo apoio financeiro.

## RESUMO

NOBRE, David Silva. *Avaliação de ligações KK entre perfis tubulares em aço*. 2014. 133f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

Em virtude do elevado grau de desenvolvimento da tecnologia em sua produção, a utilização de perfis tubulares é grandemente difundida em países como, por exemplo, Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda. A utilização de tais perfis no Brasil era bastante restrita, limitando-se a coberturas espaciais. Atualmente, a situação do mercado brasileiro começa a se alterar em decorrência do significativo aumento da oferta de perfis tubulares estruturais. Este trabalho apresenta uma análise de ligações tipo “KK” com perfis tubulares circulares (CHS), com o intuito de 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, ABNT NBR 16239:2013, pelas equações propostas por Paul e Kurobane e critérios de deformação limite. A calibração de um modelo foi feita com dados numéricos e experimentais. Para cada um dos tipos de ligações analisadas, desenvolveu-se um modelo em elementos finitos no programa Ansys. 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 com o uso 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. Foi proposto um modelo de uma treliça espacial composta por perfis tubulares de seção circular para comparar os resultados de análises de uma ligação isolada e a resposta desta mesma ligação como parte de uma treliça em escala real.

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

## ABSTRACT

NOBRE, David Silva. *Evaluation of KK joints between steel tubular profiles*. 2014. 133f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

Due to the high degree of development of the technology in its production, the use of tubular profiles is greatly widespread in countries such as Canada, England, Germany and Holland. The use of such profiles in Brazil was very restricted, being limited to spatial roofs. Currently, the situation in the Brazilian market begins to change as a result of the significant availability increase of structural hollow sections. This work presents an analysis of “KK” connections 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 design guide of tubular joints of the CIDECT, Brazilian standard ABNT NBR 16239:2013, Paul and Kurobane equations and limit deformation criteria was performed. For each of the joints types analyzed, a finite element model was developed in ANSYS program. The developed model was calibrated against numerical and experimental results. The 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 the use of Lagrange Updated Formulation in order to consider the expected large deformation and 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. The modeling of a spatial 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 was proposed.

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

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Exemplo de passarela em estrutura tubular – Lisboa - Portugal.....	16
Figura 2 – Curvas tensão x massa de seções tubulares e abertas [1].....	17
Figura 3 – Comparação entre seções tubulares e abertas [1].....	18
Figura 4 – (a) Exemplo de ligação KK [2]; (b), (c) e (d) principais parâmetros.....	19
Figura 5 – Convenção para classificação de ligações planas [2]. .....	37
Figura 6 – Convenção para classificação de ligações multiplanares [1]. .....	38
Figura 7 – Modos de falha de ligações tubulares [8]. .....	39
Figura 8 – Ligação CHS-K [2]. .....	41
Figura 9 – Excentricidade nas ligações tipo K [2]. .....	42
Figura 10 – Parâmetros geométricos: ligação K entre perfis circulares [8]. .....	43
Figura 11 – Modos de falha preponderantes em ligações K entre perfis circulares [2]. ....	43
Figura 12 – Distribuição de esforços em ligações K [62]. .....	45
Figura 13 – Vista frontal e vista lateral de ligação tubular KK [8] .....	49
Figura 14 – Esquema de carregamento para uma ligação KK.....	49
Figura 15 – (a) Modo de falha 1 e (b) Modo de falha 2 [63] .....	50
Figura 16 – Parâmetros geométricos: ligação KK. ....	52
Figura 17 – Detalhe do carregamento e das vistas, frontal e lateral. ....	54
Figura 18 – Curva Carga versus Deslocamento do Critério de Deformação Limite. .	56
Figura 19 – Ligação K entre perfis circulares [33]. .....	59
Figura 20 – Modelo numérico – Ligação KK entre perfis circulares .....	60
Figura 21 – Modelo numérico – Detalhe da ligação KK entre perfis circulares .....	60
Figura 22 – Solda segundo Lee [30] .....	61
Figura 23 – Esquema da aplicação do deslocamento para a hipótese “a” .....	62
Figura 24 – Esquema da aplicação do deslocamento para a hipótese “b” .....	63
Figura 25 – Esquema da aplicação do deslocamento para a hipótese “c” .....	63
Figura 26 – Esquema da aplicação do deslocamento para hipótese “d” .....	64
Figura 27 – Zoom da diagonal comprimida .....	65
Figura 28 – Hipóteses de carregamento .....	66
Figura 29 – Curva carga x deslocamento.....	67
Figura 30 – Influência do refinamento da malha .....	68
Figura 31 – Influência da solda .....	69

Figura 32 – Consideração do material e não-linearidades geométricas.....	69
Figura 33 – Parâmetros Geométricos da ligação tipo KK.....	72
Figura 34: Detalhe dos modos de falha para as ligações P-KK-31 (modo de falha 1) e P-KK-30 (modo de falha 2).....	83
Figura 35: Tensões de Von Mises para 4 incrementos de carga .....	84
Figura 36: Fluxograma explicativo para as equações propostas por Paul e Kurobane, descritas por Lee e Wilmshurst [9] .....	87
Figura 37: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP01 .....	99
Figura 38: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP02 .....	100
Figura 39: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP03 .....	101
Figura 40: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP04 .....	102
Figura 41: Influência do parâmetro $\zeta_i$ na carga pelo EC3 1-8 [8] e pelo CIDECT [2].....	103
Figura 42: Influência do $g_l$ .....	104
Figura 43: $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$ – Série AP01 .....	112
Figura 44: $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$ – Série AP02 .....	112
Figura 45: $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$ – Série AP03 .....	113
Figura 46: $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$ – Série AP04 .....	113
Figura 47 – Treliça espacial modelada – Vista lateral .....	115
Figura 48 – Malha de elementos finitos da treliça .....	116
Figura 49 – Zoom na região da solda.....	117
Figura 50 – Carga <i>versus</i> Deslocamento: Nó treliçado versus Nó isolado.....	118
Figura 51 – Pontos para obtenção das tensões de Von Mises .....	119
Figura 52 – Tensões de Von Mises (em MPa) – carga diagonal tracionada = 259,9 kN e deslocamento = 1,43 mm.....	120
Figura 53 – Tensões de Von Mises (em MPa) – carga diagonal tracionada = 343,5 kN e deslocamento = 2,32 mm.....	120
Figura 54 – Tensões de Von Mises (em MPa) – carga diagonal tracionada = 388,1 kN e deslocamento = 3,32 mm.....	121
Figura 55 – Deformação do banzo entre as diagonais comprimidas.....	121

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Características geométricas da ligação DKA1-M .....	59
Tabela 2: Resumo das séries desse trabalho .....	71
Tabela 3: Parâmetros Geométricos – Série AP01.....	74
Tabela 4: Parâmetros Geométricos – Série AP01 (continuação).....	75
Tabela 5: Parâmetros Geométricos – Série AP02.....	76
Tabela 6: Parâmetros Geométricos – Série AP02 (continuação).....	77
Tabela 7 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120$ mm; $\theta = 56,3^\circ$ ; $\varphi = 60^\circ$ ; $\theta' = 60^\circ$ ; $\varphi' = 51,3^\circ$ ; $\sigma_y = 355$ N/mm <sup>2</sup> ) – Série AP03.....	77
Tabela 8 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120$ mm; $\theta = 56,3^\circ$ ; $\varphi = 60^\circ$ ; $\theta' = 60^\circ$ ; $\varphi' = 51,3^\circ$ ; $\sigma_y = 355$ N/mm <sup>2</sup> ) – Série AP03 (continuação).....	78
Tabela 9 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120$ mm; $\theta = 56,3^\circ$ ; $\varphi = 60^\circ$ ; $\theta' = 60^\circ$ ; $\varphi' = 51,3^\circ$ ; $\sigma_y = 355$ N/mm <sup>2</sup> ) – Série AP04.....	78
Tabela 10 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120$ mm; $\theta = 56,3^\circ$ ; $\varphi = 60^\circ$ ; $\theta' = 60^\circ$ ; $\varphi' = 51,3^\circ$ ; $\sigma_y = 355$ N/mm <sup>2</sup> ) – Série AP04 (continuação).....	79
Tabela 11 – Comparação entre a Série AP01 e resultados desse trabalho.....	80
Tabela 12 – Comparação entre a Série AP02 e resultados desse trabalho.....	80
Tabela 13: Comparação entre a Série AP03 e resultados desse trabalho.....	81
Tabela 14: Comparação entre a Série AP04 e resultados desse trabalho.....	82
Tabela 15: Análise geral das equações de Paul e Kurobane [9] e comparações – Modo de Falha 1 .....	88
Tabela 16: Análise geral das equações de Paul e Kurobane [9] e comparações – Modo de Falha 2 .....	88
Tabela 17: Cálculo pelas equações – Série AP01 .....	90
Tabela 18: Cálculo pelas equações – Série AP02 .....	91
Tabela 19: Cálculo pelas equações – Série AP03 .....	92
Tabela 20: Cálculo pelas equações – Série AP04 .....	92
Tabela 21: Cargas máximas pelas equações – Série AP01.....	93
Tabela 22: Cargas máximas pelas equações – Série AP02.....	94
Tabela 23: Cargas máximas pelas equações – Série AP03.....	94
Tabela 24: Cargas máximas pelas equações – Série AP04.....	95

Tabela 25: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP01 .....	96
Tabela 26: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP02 .....	97
Tabela 27: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP03 .....	98
Tabela 28: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP04 .....	98
Tabela 29: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54]– AP01 .....	105
Tabela 30: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54]- AP01 .....	106
Tabela 31: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54]– AP02 .....	107
Tabela 32: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54] - AP02 .....	108
Tabela 33: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54]– AP03 .....	109
Tabela 34: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54] - AP03 .....	109
Tabela 35: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54] – AP04 .....	110
Tabela 36: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54] - AP04 .....	110
Tabela 37 – Principais dimensões [mm] e parâmetros geométricos da treliça ensaiada.....	115

## 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
NBR 16239:2013	Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares
V&M	Vallourec & Mannesmann do Brasil, mas, a partir de 2013, Vallourec
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
$g_l$	Gap – afastamento longitudinal entre as diagonais
$g_t$	Gap – afastamento transversal entre as diagonais
$E$	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
$d'$	Diâmetro efetivo de duas diagonais em compressão atuando juntas
$t_i$	Espessura do montante ou diagonal
$\theta_i$	Ângulo no plano entre a diagonal e o banzo na ligação “KK”
$\theta'$	Ângulo no espaço entre a diagonal e o banzo na ligação “KK”
$\varphi$	Ângulo fora do plano entre diagonais na ligação “KK”
$\varphi'$	Ângulo no espaço entre diagonais na ligação “KK”
$L_0$	Comprimento do banzo
$L_1$	Comprimento da diagonal
$f_y$	Tensão de escoamento do aço
$f_u$	Tensão de ruptura do aço
$f_w$	Tensão de escoamento da solda
$\nu$	Coefficiente do Poisson
$\alpha$	Relação entre duas vezes o comprimento do banzo e o diâmetro do mesmo
$\beta$	Relação entre o diâmetro da diagonal e o diâmetro do banzo
$\beta'$	Relação entre o diâmetro efetivo e o diâmetro do banzo
$\zeta_l$	Relação entre o afastamento longitudinal entre as diagonais e a espessura do banzo
$\zeta_t$	Relação entre o afastamento transversal entre as diagonais e o diâmetro 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
$\varepsilon$	Parâmetro = $\sqrt{\frac{235}{f_y}}$
$\gamma_{al}$	Fator de segurança utilizado pela ABNT NBR 16239:2013
$\gamma_{M5}$	Fator de segurança utilizado pelo Eurocode
$\gamma_{M0}$	Coefficiente 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

INTRODUÇÃO .....	16
Motivação .....	18
Objetivo .....	20
Estrutura da dissertação.....	21
<b>1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>23</b>
1.1 Generalidades .....	23
<b>2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES ENTRE ELEMENTOS TUBULARES</b> .....	<b>35</b>
2.1 Generalidades .....	35
2.2 Ligações tipo K entre perfis circulares com afastamento .....	41
2.2.1 Eurocode 3 Parte 1.8 [8]: Recomendações de Projeto .....	44
2.2.2 CIDECT 2ª Edição [2]: Recomendações de Projeto .....	46
2.2.3 NBR 16239:2013 [10]: Recomendações de Projeto .....	47
2.3 Ligação tipo KK entre perfis circulares com afastamento.....	48
2.3.1 Eurocode 3 Parte 1.8: Recomendações de Projeto .....	48
2.3.2 CIDECT 2ª Edição: Recomendações de Projeto .....	49
2.3.3 Equação proposta por Kurobane, apresentada por Lee e Wilmshurst [9] .....	50
2.3.4 Equação proposta por Paul, descrita por Lee e Wilmshurst [9].....	53
2.3.5 NBR 16239:2013: Recomendações de Projeto .....	53
2.3.6 Equações propostas por Forti [54].....	54
2.4 Critérios de Deformação Limite.....	55
<b>3 MODELAGEM NUMÉRICA.....</b>	<b>57</b>
3.1 Generalidades .....	57
3.2 Ligação tipo KK entre perfis circulares .....	58
3.3 Calibração do modelo .....	62
3.4 Influência de outros fatores na análise numérica.....	68
<b>4 ANÁLISE PARAMÉTRICA.....</b>	<b>71</b>
4.1 Generalidades .....	71
4.2 Dados Gerais e Parâmetros Geométricos – Forti [54].....	72

4.3	Dados Gerais e Parâmetros Geométricos – Lee e Wilmshurst [9] .....	74
4.4	Comparação entre os resultados desse trabalho e as análises feitas por Forti [54] (AP01 e AP02) .....	79
4.5	Comparação entre os resultados obtidos nesse trabalho e os obtidos por Lee e Wilmshurst [9] (AP03 e AP04).....	81
4.6	Comparação entre os resultados obtidos nesse trabalho com a aplicação das equações de Paul e Kurobane, descritas por Lee e Wilmshurst [9] .	82
4.7	Aplicação das equações do EC3 1-8 [8], da 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] e da NBR 16239:2013 [10] .....	89
4.8	Proposta de alteração nas equações do EC3 1-8 [8], do CIDECT [2] e cálculo das cargas com a utilização dos fatores propostos por Forti [54] .....	104
5	TRELIÇA GLOBAL .....	114
5.1	Análise de Estruturas Trelaçadas .....	114
5.2	Modelo com excentricidade: Elemento de casca SHELL181 [11] – Análise Não Linear .....	114
5.3	Ligação tipo KK entre perfis circulares: Nó Isolado versus Nó da Trelça .....	117
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS .....	122
6.1	Introdução .....	122
6.2	Principais conclusões - Ligação KK .....	123
6.3	Principais conclusões – Trelça Global .....	125
6.4	Sugestões para trabalhos futuros.....	125
	REFERÊNCIAS .....	126

## INTRODUÇÃO

### Generalidades

As excelentes propriedades mecânicas e estruturais de seções tubulares são bastante reconhecidas. A produção industrial de perfis tubulares quadrados, retangulares e circulares em aço, também conhecidos como SHS, RHS e CHS, respectivamente, só foi iniciada no início dos anos 60 na Inglaterra, o que explica o fato de os mesmos serem bem recentes. 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.

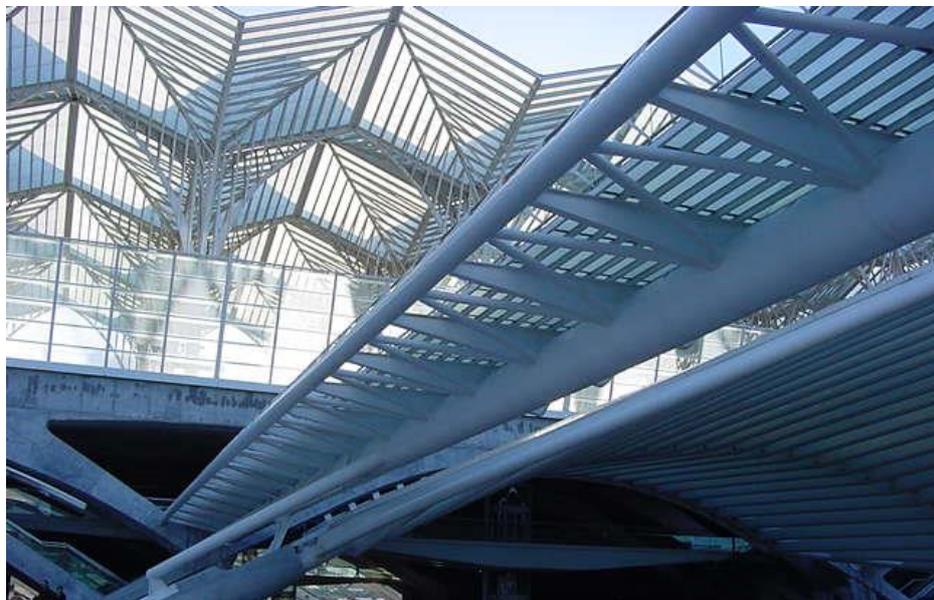


Figura 1 – Exemplo de passarela em estrutura tubular – Lisboa - Portugal

Muitas outras vantagens podem ser evidenciadas, principalmente para elementos submetidos a esforços de compressão e torção. Todavia, o maior custo unitário do material em relação aos perfis de seções abertas, pode ser compensado tirando-se 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.

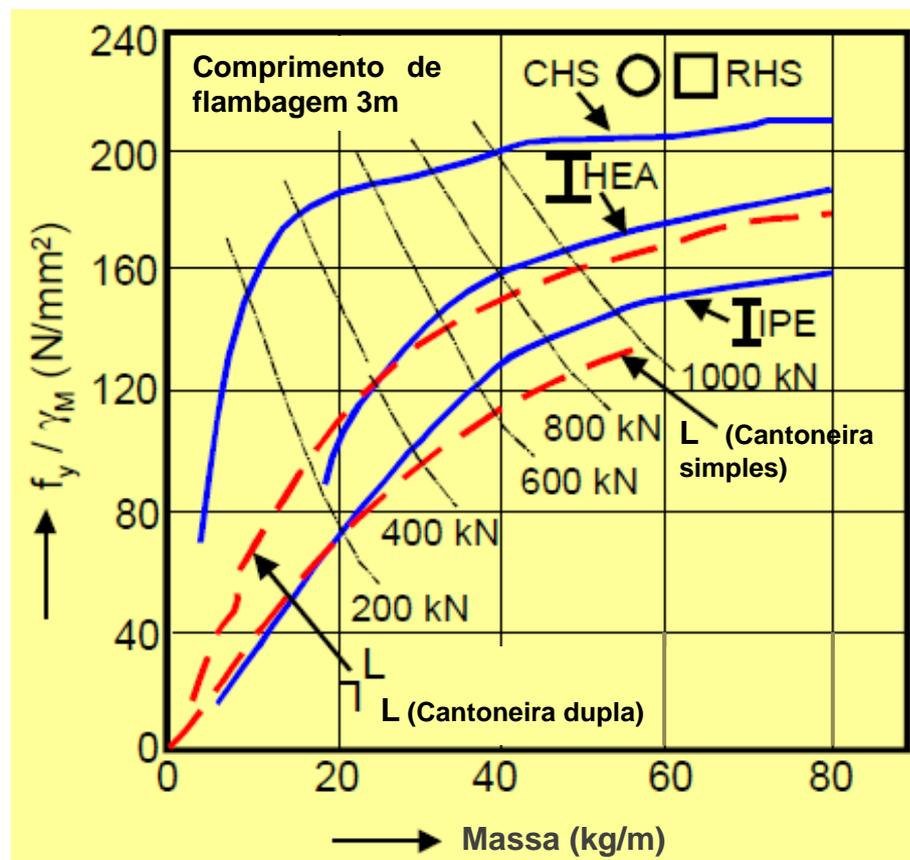
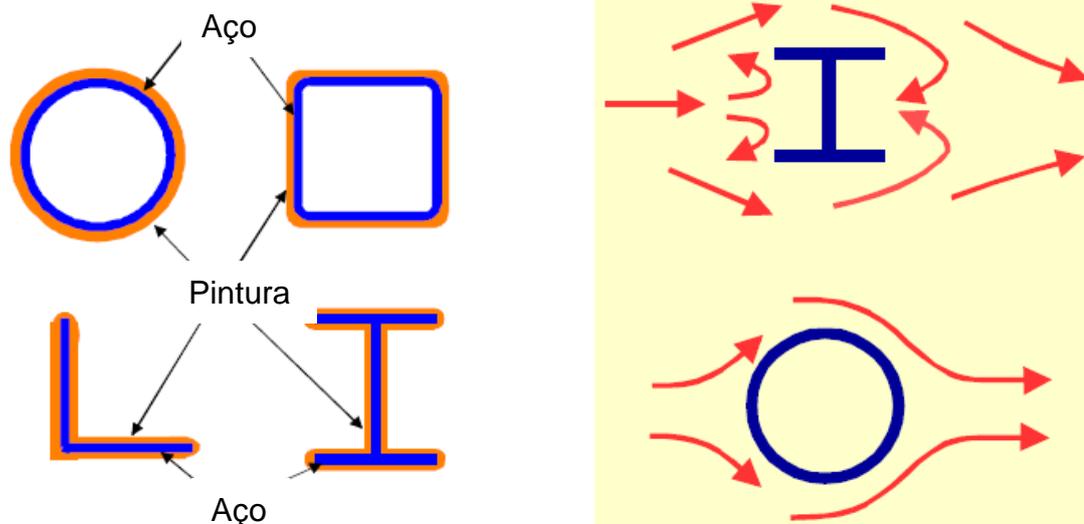


Figura 2 – Curvas tensão x massa de seções tubulares e abertas [1]

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) Área superficial de pintura

b) Arrasto nas seções

Figura 3 – Comparação entre seções tubulares e abertas [1]

A Figura 4 apresenta uma foto de estrutura com perfil tubular onde podem ser observadas ligações KK, objeto de estudo da presente dissertação, bem como os parâmetros mais relevantes no dimensionamento da ligação.

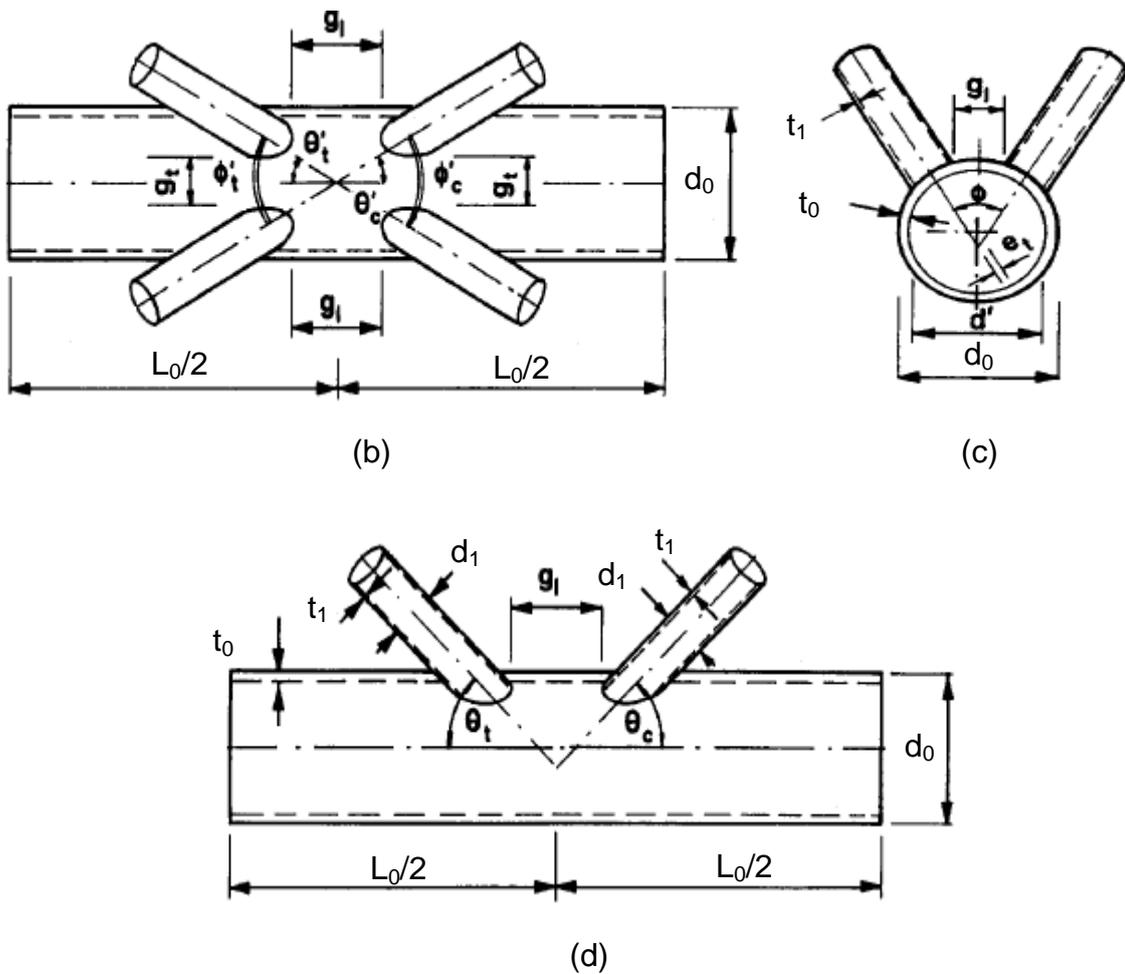
### Motivação

Em virtude do elevado grau de desenvolvimento da tecnologia em sua produção, a utilização de perfis tubulares é grandemente difundida em países como, Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda. A utilização de tais perfis no Brasil era bastante restrita, limitando-se a coberturas espaciais. Atualmente, a situação do mercado brasileiro começa a se alterar em decorrência do significativo aumento da oferta de perfis tubulares estruturais, pela TUPER S.A. [5], fabricante de tubos com costura e pela Vallourec & Mannesmann do Brasil [6], que, a partir de 2013, passou a se chamar somente Vallourec (V), fabricante de tubos sem costura.

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.



(a) Exemplo de uma ligação KK [2]



$$\beta = d_1/d_0$$

$$\gamma = d_0/2t_0$$

Figura 4 – (a) Exemplo de ligação KK [2]; (b), (c) e (d) principais parâmetros

Considerando-se esta premissa, 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 principalmente, comportamento das ligações sujeitas a carregamento estático e fadiga.

Na esfera nacional, a divulgação desta tecnologia na indústria da construção em geral vem ganhando cada vez mais força. Para dar certeza a este fato, uma norma técnica nacional que contempla o projeto de ligações entre perfis tubulares foi aprovada [10], o que 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 diz respeito ao dimensionamento das ligações.

## Objetivo

Nos últimos anos, o CIDECT (Comitê Internacional para o Desenvolvimento e Estudo de Estruturas Circulares, em português) 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 [7]. 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 KK 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) [8], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [2], pelas equações propostas por Forti [54], pelas equações propostas por Paul e Kurobane apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], além da NBR 16239:2013 [10].

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 ligações em estruturas tubulares;
- c) Calibrar um modelo que possua uma curva carga *versus* deslocamento e comparar com o modelo rodado no programa Ansys v.12.0 [11];
- d) Estabelecer um quadro comparativo, objetivando avaliar a consistência das formulações analíticas sugeridas pelo EC3 1-8 [8], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [2] e NBR 16239:2013 [10], pelas equações propostas por Paul e Kurobane apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], pelas equações propostas por Forti [54], bem como aplicação do critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [12] na obtenção da resistência de ligações tubulares;
- e) Desenvolver um estudo paramétrico para investigar a influência dos principais parâmetros geométricos na resistência da ligação;

## Estrutura da dissertação

O presente capítulo apresentou uma pequena introdução com um breve resumo sobre estruturas tubulares, a motivação para o desenvolvimento deste trabalho, o objetivo e uma descrição do conteúdo da dissertação.

O Capítulo 1 apresenta uma revisão bibliográfica de trabalhos existentes na literatura técnica objetivando situar esta dissertação dentro de um cenário histórico nacional e internacional.

O Capítulo 2 descreve os principais critérios e equações para o dimensionamento de ligações tubulares entre perfis circulares tipo KK, conforme recomendações sugeridas pelo EC3 1.8 [8], 2ª Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [2], NBR 16239:2013 [10], pelas equações propostas por Paul e Kurobane descritas por Lee e Wilmshurst [9], pelas equações propostas por Forti [54] e o critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [12].

O Capítulo 3 apresenta o modelo numérico da ligação entre perfis circulares KK, bem como, as considerações necessárias à calibração do mesmo e uma avaliação da consistência das equações analíticas de dimensionamento.

No Capítulo 4 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.

No Capítulo 5 apresenta-se o modelo numérico de uma treliça global constituída de ligações KK com o objetivo de se comparar o comportamento de uma ligação presente nesta estrutura com o comportamento de um nó isolado conforme realizado nos capítulos anteriores.

Finalmente, o Capítulo 6 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 [13] desenvolveram em 1982, uma das primeiras investigações focadas 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  $\beta$  (relação entre o diâmetro da diagonal e o diâmetro do banzo) e  $\gamma$  (relação entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura). Foi proposto 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.* [14] 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 [15] 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.* [16] 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.* [12] propuseram em 1994, uma nova formulação para o “Critério de Deformação Limite” proposto por Korol e Mirza [13] 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 [17] em 1991 e é atualmente adotado pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW) [18].

Usando um banco de dados contendo resultados testados de 58 ligações, expressões que expliquem a resistência de ligações multiplanares com perfis tubulares circulares com carregamentos axiais nas diagonais, foram procuradas por Paul *et al.* [19] em 1994. As ligações envolvidas foram TT ou KK multiplanares que consistiam em duas T ou K uniplanares que se encontravam em diferentes planos. Tais ligações tinham configurações idênticas e carregamentos nas diagonais. Uma análise de regressão múltipla foi realizada para obter equações de dimensionamento. As equações de resistência última propostas mostraram-se em boa concordância com os resultados de testes. Os modelos de previsão foram baseados em um modelo mecânico simples que possibilitaram uma extrapolação dos limites de validade das variáveis geométricas. As equações de resistência propostas foram comparadas com fórmulas já existentes na literatura. Para os intervalos de validade propostos nas equações de resistência última, o coeficiente multiplanar  $\mu$ , o fator pelo qual a resistência da ligação uniplanar precisa ser

multiplicado para obter a carga da ligação multiplanar, variou de 0,5 a 1,3, indicando que os efeitos de uma ligação desse tipo são realmente significativos.

Lee e Wilmshurst [20] 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 [21], 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 [22] 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.* [23] 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 [24] em 1998 e completamente incorporada pelo EC3 1-8 [8] em 2005.

Ainda em 1996, Segundo Lee e Wilmshurst [9], um estudo paramétrico de ligações CHS com configuração KK, geralmente encontrado tanto em estruturas costeiras como em estruturas no mar, foi apresentado. O estudo foi realizado utilizando um modelo de elementos finitos validado e bem calibrado que investigou os efeitos de variados parâmetros geométricos. Uma atenção especial foi dada para ligações com o mesmo  $\gamma$ , razão entre o diâmetro do banzo e duas vezes a espessura do mesmo, onde a quantidade de dados experimentais são escassos, para o efeito do  $\gamma$  e para a influencia dos dois principais modos de falha ( 1 e 2). No geral, um total de 50 modelos foi analisado. O estudo estabeleceu uma fronteira clara entre os dois tipos de falha como função do afastamento transversal entre as diagonais. Um banco de dados, compilados a partir de dados gerados por um programa que utiliza elementos finitos e os resultados de 37 modelos que foram rodados, serviu de base para a formulação de equações de dimensionamento

através de análise de regressão múltipla. As equações tiveram um grande grau de precisão na comparação com os valores apresentados no artigo.

Lee e Wilmshurst [25] apresentaram, em 1997, um estudo paramétrico levando em consideração ligações multiplanares KK em perfis tubulares circulares, apresentando a resistência das mesmas. Tal estudo foi realizado utilizando um modelo de elementos finitos validado e bem calibrado, cujas ligações foram sujeitas a um carregamento antissimétrico. No total, 40 ligações foram analisadas. As ligações que falharam por flexão do banzo foram divididas em 2 grupos: um no qual a falha ocorreu na região do afastamento transversal das diagonais e outro no qual a falha ocorreu na região do afastamento longitudinal, o que está de acordo com evidências experimentais de trabalhos anteriores. Os modelos de elementos finitos e os dados numéricos já existentes formaram uma quantidade razoável de ligações para que uma análise de regressão múltipla pudesse ser feita. Dois conjuntos de ligações foram desenvolvidos através delas: um forneceu funções de correção que podem ser aplicadas a uma ligação K e outro relaciona a carga não-dimensional a parâmetros geométricos. Ambas as equações produziram resultados com elevado grau de precisão.

Saidani [26] 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.* [27] 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 [28], [29] 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 [30] 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 [31] 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 [32] 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 [2] para estruturas de aço carbono, substituindo o campo de tensões por uma verificação de tensões.

Van der Vegte *et al.* [33] apresentaram em 2002, um programa de investigações numéricas com a finalidade de investigar inconsistências nas formulações propostas pelo EC3 1-8 [8] 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 pretensão 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 [8] 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 [34], 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.* [35] 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.* [12]. 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 © [36] e CIDECT [2] para ligações com  $\gamma > 7$ . Por outro lado, com  $\gamma < 7$ , observou-se uma significativa diferença, especialmente com relação a norma ISO/CD 13819-2 [36] para ligações com  $\beta > 0,7$ .

Mashiri e Zhao [37] 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 [2] e do EC3 1-8 [8], para valores de  $\beta$  entre 0,34 e 0,64.

Santos [38] 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 [39] e EC3 1-8 [8]. 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 [40] 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.* [41] 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.* [42] 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 [8], 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.* [43] 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 4 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.* [44] 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.* [43] 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.* [45] 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 [46] 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) [21], 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 [47], 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.* [48] 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 [49] 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.* [2], [4] apresentaram em 2006, um trabalho desenvolvido pelo CIDECT [2] 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 [2], 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 pretensão, 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 [2], 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 [2], 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 [23].

Freitas *et al.* [50] 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 [8]. Desenvolveu-se ainda, uma análise numérica em elementos finitos através da utilização do programa computacional ANSYS 12.0 [11], 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 [51], 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 [8] e os resultados numéricos, para a ligação tipo "T". Entretanto, observou-se que o mesmo não ocorre para as ligações tipo K e KT.

Gazolla *et al.* [52] 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 [53] 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.

Forti [54] apresentou, em 2010, em sua Tese de Doutorado, um estudo paramétrico comparativo de ligações do tipo K e KK utilizando perfis tubulares

circulares com afastamento entre diagonais e carregadas simetricamente. Para que as ligações fossem comparadas, foi desenvolvido um modelo numérico através do programa Ansys [11]. Foram desenvolvidos dois programas auxiliares para facilitar o estudo paramétrico de 55 ligações do tipo KK e suas correspondentes K que foram analisadas e comparadas. Um dos objetivos da tese era propor um critério objetivo para definir os modos de falha (1 e 2) da ligação tipo KK baseado na deformação diametral do banzo. Outro objetivo era estabelecer uma demarcação do limite entre os dois modos de falha como uma função do afastamento transversal entre as diagonais. Os resultados permitiram o desenvolvimento de ligações que previam as resistências das ligações tipo KK para os modos de falha 1 e 2 a partir da resistência de ligação tipo K correspondente.

Silva [55] apresentou, em 2012, em sua Dissertação de Mestrado, uma análise de ligações tipo K e T entre perfis tubulares circulares. Ele estabeleceu um quadro comparativo entre as formulações analíticas de dimensionamento proposta pelo Eurocode 3 Parte 1.8 [8], 2ª edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT [2], norma brasileira NBR 16239 [10] e critérios de deformação limite [12]. Para cada um dos tipos de ligações analisadas, um modelo em elementos finitos foi desenvolvido no Ansys [11], 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. Ele analisou modelos com e sem carregamentos no banzo. Ele concluiu que, tanto os modelos com carregamento, como os sem carregamento, a razão entre as cargas associadas ao estado limite último e ao de serviço permanecem menores que 1,50, ou seja,  $N_u/N_s < 1,50$ . Desta forma, o estado limite último permanece controlando a ligação.

## 2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES ENTRE ELEMENTOS TUBULARES

### 2.1 Generalidades

Depois do advento das seções estruturais tubulares na Inglaterra, estudos experimentais e teóricos sobre ligações soldadas com seções quadradas e circulares foram desenvolvidos na Universidade de Sheffield. Estes estudos foram introduzidos no Canadá e publicados pela Stelco [56] 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) [57] e em manuais desenvolvidos pela American Welding Society (AWS) [58].

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 [8] garantindo uma difundida aceitação [7].

Nas treliças planas ou multiplanares, 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 [7].

Para previsão do comportamento rotacional de ligações viga-coluna, viga-viga ou placa de base, o EC3 1-8 [8] 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 [2], 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 5 apresenta a convenção utilizada para a classificação das ligações planas, enquanto que a Figura 6, apresenta a classificação das ligações multiplanares.

- a) Conforme se observa na Figura 5 (a) e na Figura 5 (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 5 (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 5 ©. Se este elemento for uma diagonal, a ligação passa a ser classificada como Y, Figura 5 (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 5 (f).

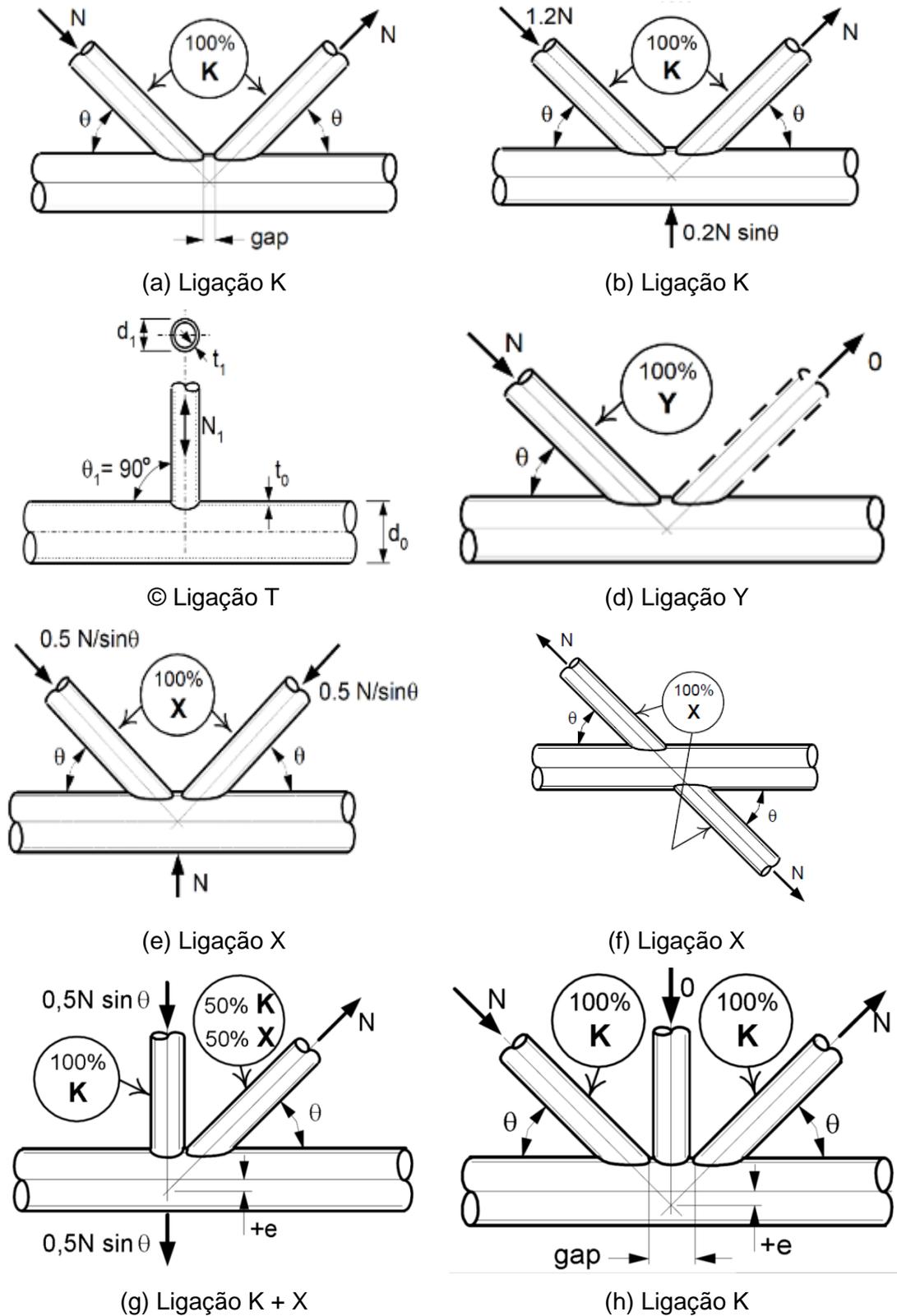


Figura 5 – Convenção para classificação de ligações planas [2].

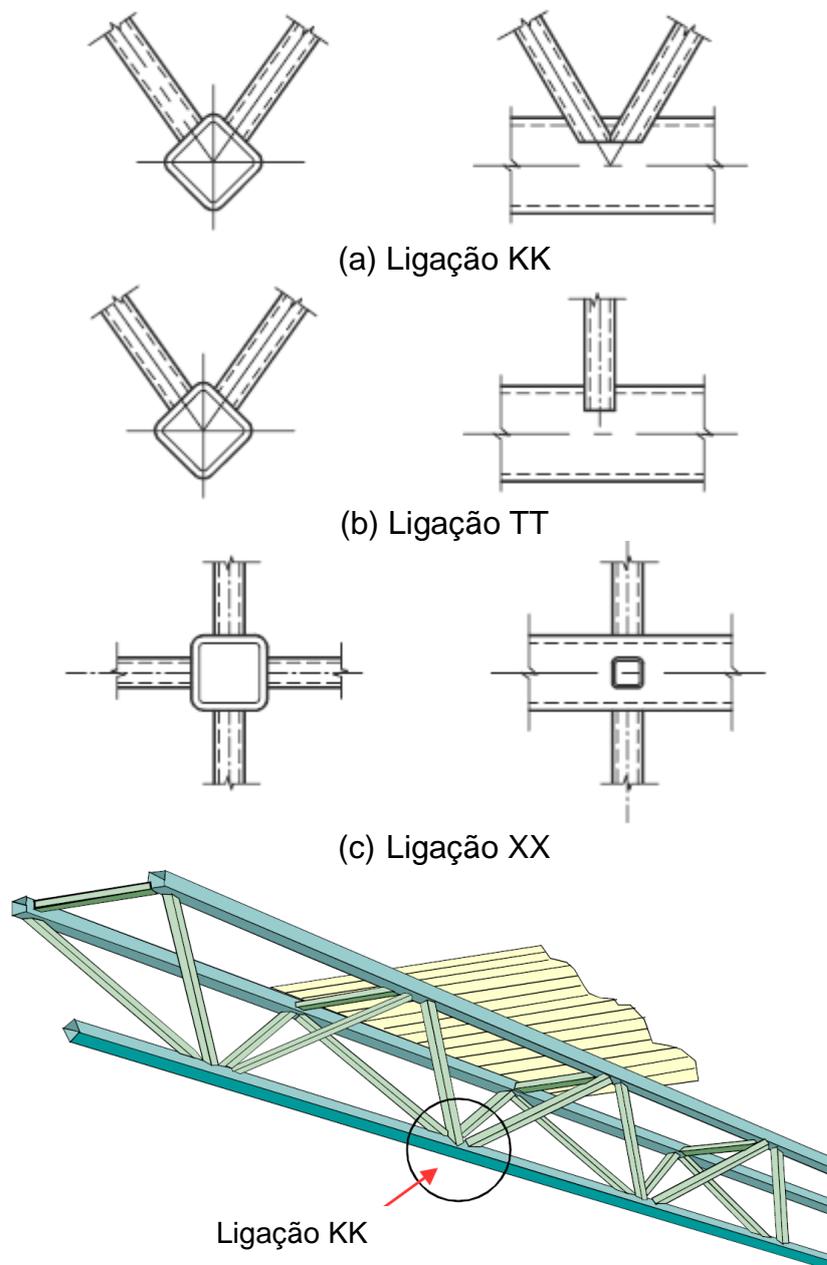
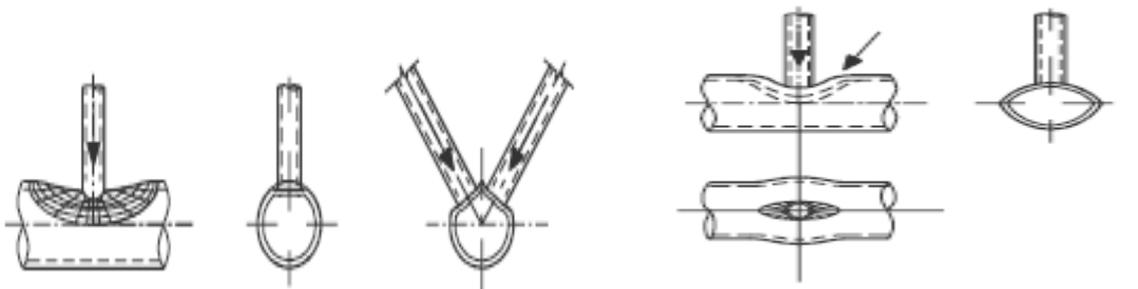


Figura 6 – Convenção para classificação de ligações multiplanares [1].

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

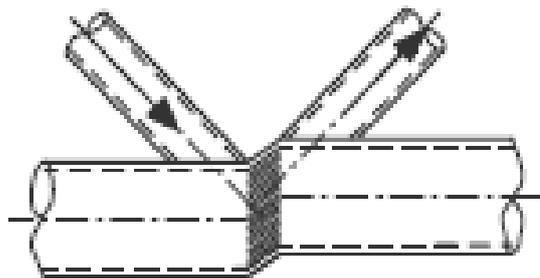
- a) Plastificação da face superior do banzo (uma das diagonais comprime a face do tubo do banzo enquanto a outra traciona);
- b) Flambagem local da parede do banzo sob o montante comprimido;

- 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.

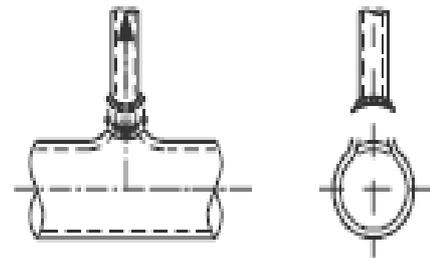


a) falha por plastificação da face do banzo

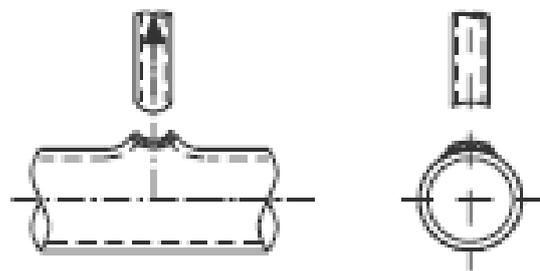
b) falha da parede lateral do banzo



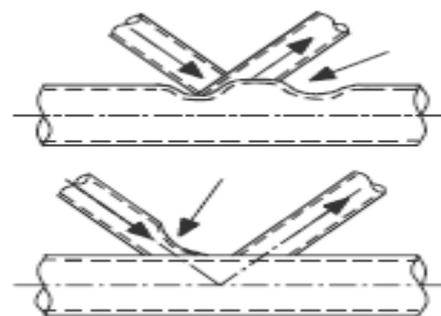
c) falha do banzo por cisalhamento



d) falha por punção da parede do banzo



e) falha da diagonal com largura efetiva reduzida



f) falha por flambagem local da diagonal

Figura 7 – Modos de falha de ligações tubulares [8].

Consoante o EC3 1-8 [8], 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 aos perfis laminados quanto aos 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 [59] e, após

algumas simplificações e avaliações de regras de projeto realizadas por Wardenier [60], foram incorporadas nas recomendações do IIW [18].

## 2.2 Ligações tipo K entre perfis circulares com afastamento

Pelo que é visto na Figura 8, as ligações tipo K com afastamento são caracterizadas por apresentar um espaçamento entre as diagonais – Figura 8(a) – ao contrário das ligações tipo K com sobreposição, que se caracterizam por possuírem as diagonais sobrepostas entre si (Figura 8(b)).

Uma particularidade importante a ser considerada no dimensionamento de ligações tipo K entre CHS diz respeito a excentricidade na aplicação dos carregamentos. Conforme se observa na Figura 9, 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 9(a). Será positiva quando este ponto estiver posicionado na metade oposta da face da ligação, Figura 9(b), e negativa quando o ponto estiver posicionado na metade mais próxima à face da ligação, Figura 9(c).

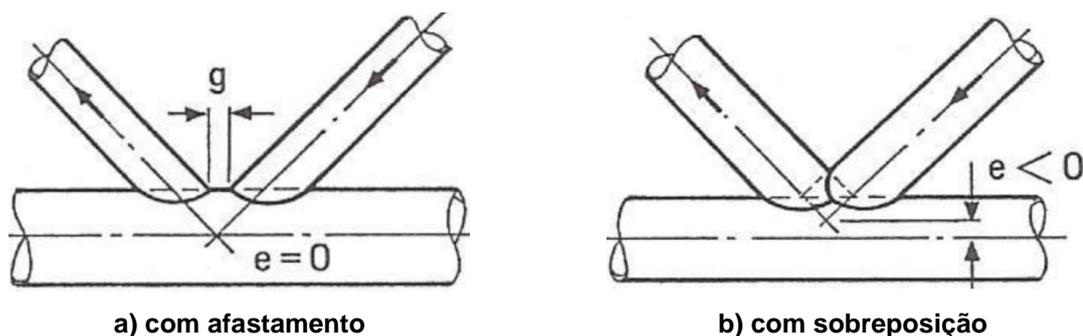


Figura 8 – Ligação CHS-K [2].

Segundo as recomendações do EC3 1-8 [8], os momentos gerados pela excentricidade podem ser desprezados caso a inequação  $-0,55 \times d_0 \leq e \leq 0,25 \times d_0$  seja satisfeita. A recomendação proposta pelo CIDECT [2] 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.

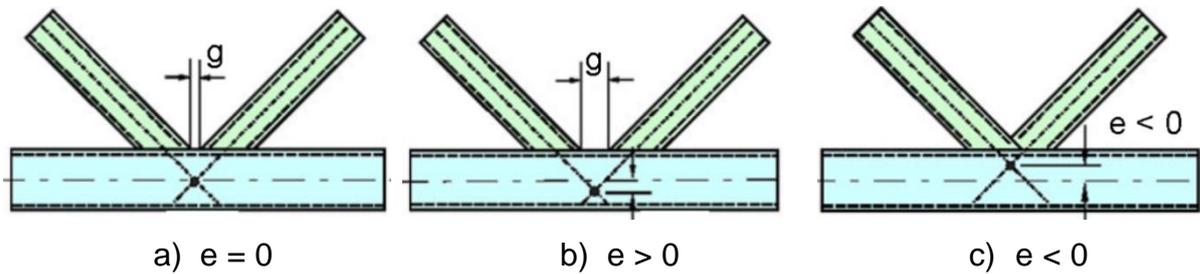


Figura 9 – Excentricidade nas ligações tipo K [2].

É necessário levar em consideração que o banzo, ao ser projetado como uma viga-coluna, faz com que o efeito da excentricidade seja obrigatoriamente considerado no dimensionamento, independentemente dos limites apresentados acima.

Conforme descrito pelo CIDECT [2], o afastamento “g” e a excentricidade “e” são calculadas através das equações(1) e (2), respectivamente.

$$g = \left( e + \frac{d_0}{2} \right) \times \frac{\text{sen}(\theta_1 + \theta_2)}{\text{sen}\theta_1 \times \text{sen}\theta_2} - \frac{d_1}{2 \times \text{sen}\theta_1} - \frac{d_2}{2 \times \text{sen}\theta_2} \quad (1)$$

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

Os parâmetros geométricos a serem levados em consideração no dimensionamento de ligações do tipo K entre perfis CHS estão mostrados na Figura 10. Verificando o atendimento a todos eles, a plastificação da face do banzo, Figura 11(a), ou a punção da parede do banzo, Figura 11(b) controlarão o dimensionamento. Caso a geometria da ligação esteja fora dos limites de validade, todos os modos de falha apresentados anteriormente deverão ser verificados, segundo estabelecido no EC3 1-8 [8].

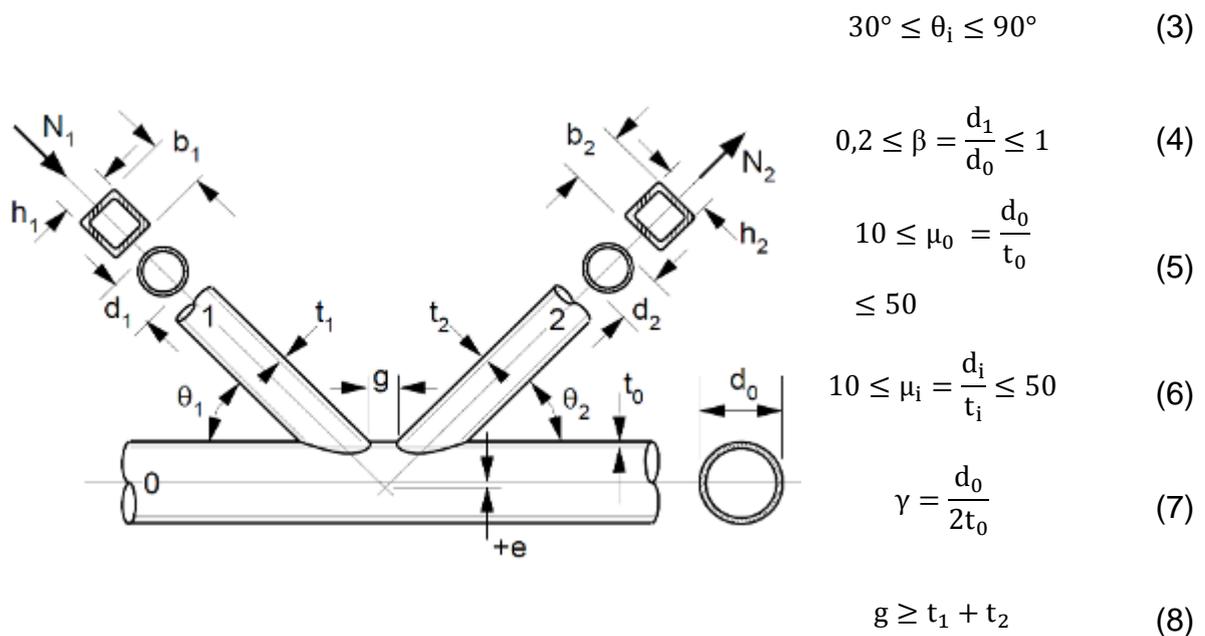


Figura 10 – Parâmetros geométricos: ligação K entre perfis circulares [8].  
Onde:

$\theta_i$  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;

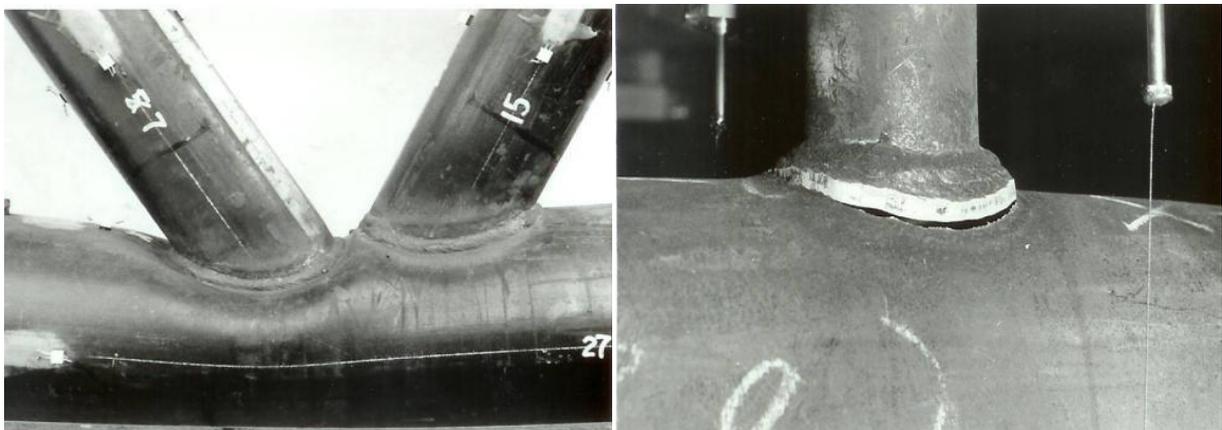
$d_2$  refere-se ao diâmetro externo da diagonal 2;

$t_0$  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) falha por plastificação da face do banzo

b) falha por punção do banzo

Figura 11 – Modos de falha preponderantes em ligações K entre perfis circulares [2].

### 2.2.1 Eurocode 3 Parte 1.8 [8]: Recomendações de Projeto

Segundo o EC3 1-8 [8], a carga total que leva à plastificação da face do banzo é obtida através da equação (9) e a carga que leva à falha por punção da parede do banzo é obtida através da equação (10).

$$N_{1,Rd} = \frac{k_p \times k_g \times f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \times (1,8 + 10,2 \times \frac{d_i}{d_0}) / \gamma_{M5} \quad (9)$$

$$N_{1,Rd} = 0,58 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times (\frac{1 + \text{sen}\theta_1}{2\text{sen}^2\theta_1}) / \gamma_{M5} \quad (10)$$

Onde:

$k_g$  é obtido através da equação (11);

$k_p$  é obtido através da equação (12);

$f_{y0}$  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 [61], o valor deste coeficiente deve ser definido pelos anexos nacionais da norma, porém, para ligações tubulares, o EC3 1-8 [8] recomenda que o valor seja considerado igual a 1,0.

$$K_g = \gamma^{0,2} \times \left[ 1 + \frac{0,024\gamma^{1,2}}{\exp\left(\frac{0,5 \times g}{t_0} - 1,33\right)} \right] \quad (11)$$

$$n_p > 0 \text{ (compressão)} \rightarrow k_p = 1 - 0,3 \times n_p - 0,3 \times n_p^2 \text{ mas } k_p \leq 1 \quad (12)$$

$$n_p \leq 0 \text{ (tração)} \rightarrow k_p = 1$$

$$n_p = \frac{\sigma_{0p,Sd}}{f_{y0}} / \gamma_{M5} \quad (13)$$

$$\sigma_{0p,Sd} = \frac{N_{0p,Sd}}{A_0} + \frac{M_{0,Sd}}{W_0} \quad (14)$$

Onde:

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (7);

$g$  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 (13);

$\sigma_{0p,sd}$  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 12 e calculada através da equação (14);

$N_{0p,sd}$  é obtido através da equação (15), conforme apresentado na Figura 12;

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

$M_{0,sd}$  é obtido através da equação (16), conforme apresentado na Figura 12;

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

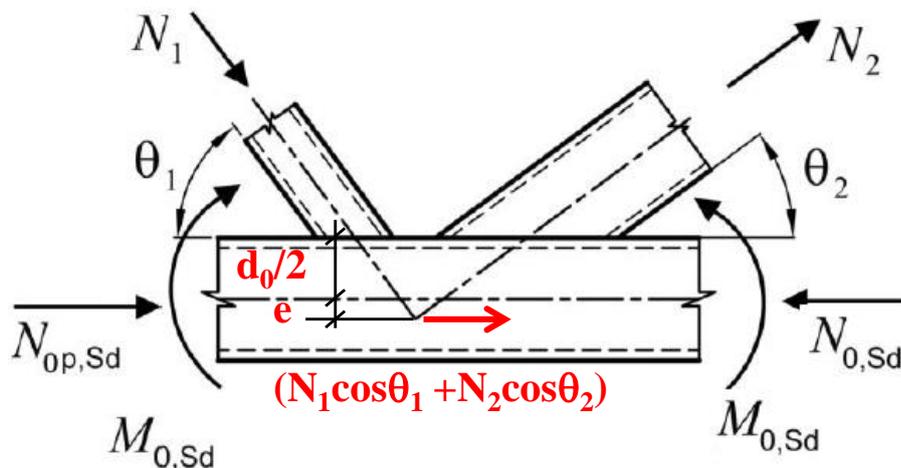


Figura 12 – Distribuição de esforços em ligações K [62].

$$N_{0p,sd} = N_{0,sd} \times \cos\theta_i - \sum N_{i,sd} \times \cos\theta_i \quad (15)$$

$$M_{0,sd} = (N_1 \times \cos\theta_1 + N_2 \times \cos\theta_2) \times e \quad (16)$$

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.

## 2.2.2 CIDECT 2ª Edição [2]: Recomendações de Projeto

Segundo a formulação proposta pelo CIDECT [2], as cargas que provocam a plastificação e a punção da face do banzo são obtidas, respectivamente, através das equações (17) e (18) mostradas abaixo:

$$N_i^* = Q_u \times Q_f \times \frac{f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_i} \quad (17)$$

$$N_i^* = 0,58 \times f_{y0} \times \pi \times d_i \times \frac{k_a}{\text{sen}\theta_i}, \text{ sendo } k_a = \frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \times \text{sen}\theta_i} \quad (18)$$

Onde:

$Q_u$  refere-se à função que fornece a influência dos parâmetros geométricos  $\beta$  e  $\gamma$  na ligação, sendo obtido através da equação (19);

$Q_f$  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 (20);

$f_{y0}$  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;

$$Q_u = 1,65 \times \gamma^{0,3} \times (1 + 8 \times \beta^{1,6}) \times \left[ 1 + \frac{1}{1,2 + \left(\frac{g}{t_0}\right)^{0,8}} \right] \quad (19)$$

$$Q_f = (1 + |n|)^{C_1} \quad (20)$$

Onde:

$\beta$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (4);

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (7);

$n$  é obtido através da equação (21);

$C_1$  é obtido através da equação (22);

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (21)$$

$$n < 0 \text{ (compressão)} \rightarrow C_1 = 0,25$$

$$n \geq 0 \text{ (tração)} \rightarrow C_1 = 0,20 \quad (22)$$

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;

### 2.2.3 NBR 16239:2013 [10]: Recomendações de Projeto

Segundo a NBR 16239:2013 [10], as cargas que conduzem à plastificação da face do banzo e ao punção da parede do banzo são obtidas através das equações (23) e (24), respectivamente. Ressalta-se aqui que a NBR 16239: 2013 [10] foi baseada no EC3 1-8 [8] ajustando-se as constantes existentes nas equações tendo em vista que o coeficiente de segurança  $\gamma_{M5}$  é igual a 1,0 no EC3 1-8 [8] e o coeficiente  $\gamma_{a1}$  é igual a 1,1 na NBR 16239:2013 [10]. Observa-se ainda, que os mesmos requisitos geométricos preconizados pelo EC3 1-8 [8] e pelo CIDECT [2] devem ser obedecidos para garantir a validade das equações.

$$N_{1,Rd} = \frac{k_p \times k_g \times f_{y0} \times t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \times (1,98 + 11,22 \times \frac{d_1}{d_0}) / \gamma_{a1} \quad (23)$$

$$N_{1,Rd} = 0,66 \times f_{y0} \times t_0 \times \pi \times d_i \times (\frac{1 + \text{sen}\theta_i}{2 \times \text{sen}^2\theta_i}) / \gamma_{a1} \quad (24)$$

Onde:

$k_g$  é obtido através da equação (25);

$k_p$  é obtido através da equação (26);

$f_{y0}$  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.

$$K_g = 1,1 \times \gamma^{0,2} \times \left[ 1 + \frac{0,024\gamma^{1,2}}{\exp\left(\frac{0,5 \times g}{t_0} - 1,33\right)} \right] \quad (25)$$

$$\begin{aligned} n_p < 0 \text{ (compressão)} &\rightarrow k_p = 1 + 0,3 \times n_p - 0,3 \times n_p^2 \\ n_p \geq 0 \text{ (tração)} &\rightarrow k_p = 1 \end{aligned} \quad (26)$$

Onde:

$\gamma$  refere-se ao parâmetro geométrico obtido através da equação (7);

$g$  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 (13);

## 2.3 Ligação tipo KK entre perfis circulares com afastamento

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

A diferença entre uma ligação tipo KK e uma do tipo K é a consideração de um fator de redução de 0,9 na equação de dimensionamento, com a certeza de que, em uma ligação com afastamento, a inequação (27) seja satisfeita para o banzo. A Figura 13 mostra duas vistas, uma frontal e uma lateral com cargas aplicadas nas diagonais, na qual uma diagonal está sempre em compressão, outra em tração.

$$\left[ \frac{N_{0,Sd}}{N_{pl,0,Rd}} \right]^2 + \left[ \frac{V_{0,Sd}}{V_{pl,0,Rd}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (27)$$

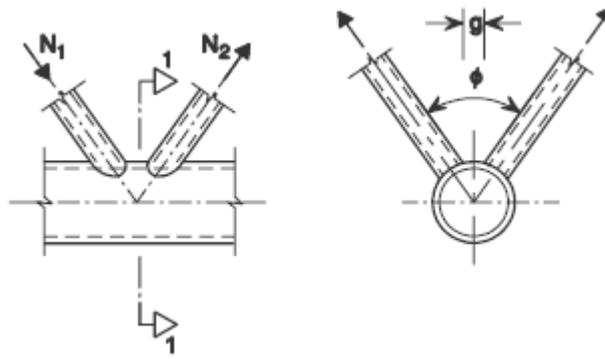


Figura 13 – Vista frontal e vista lateral de ligação tubular KK [8]

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

Em versões anteriores do CIDECT, era utilizado um fator de redução de 0,9 para o dimensionamento de uma ligação do tipo KK. Mas, em versão mais recente, esse fator foi alterado para 1,0.

No caso de ligações multiplanares, é preciso verificar a seção transversal no afastamento para falha por cisalhamento. A equação (28) precisa ser satisfeita para esse tipo de ligação. A Figura 14 mostra um esquema com o carregamento da ligação KK.

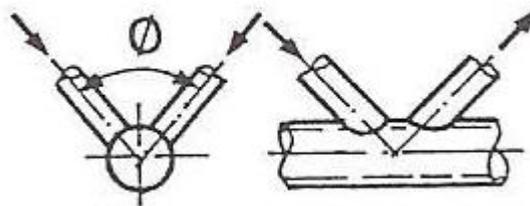


Figura 14 – Esquema de carregamento para uma ligação KK

$$\left[ \frac{N_{\text{gap},0}}{N_{\text{pl},0}} \right]^2 + \left[ \frac{V_{\text{gap},0}}{V_{\text{pl},0}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (28)$$

Onde:

$N_{\text{gap},0}$  é a força axial no afastamento entre as diagonais;

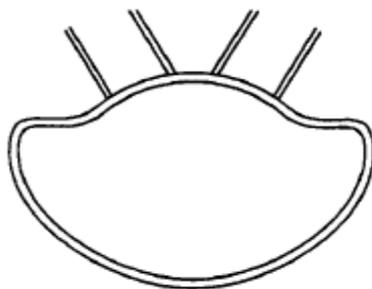
$V_{\text{gap},0}$  é a força de cisalhamento no afastamento entre as diagonais;

$$N_{pl,0} = A_0 f_{y0}$$

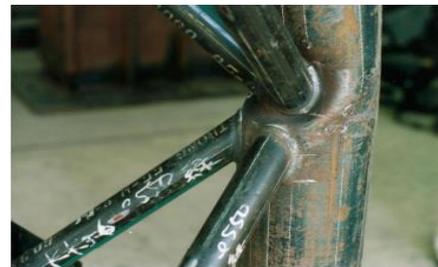
$$V_{pl,0} = 0,58 \times f_{y0} \times 2A_0/\pi$$

### 2.3.3 Equação proposta por Kurobane, apresentada por Lee e Wilmshurst [9]

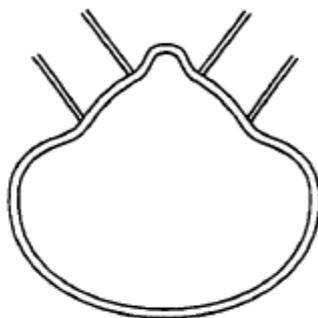
Makino *et al.* [63] testou 20 modelos e identificou 2 tipos de falha para ligações tipo KK. Primeiro, ligações com um pequeno afastamento transversal entre as diagonais falharam pelo modo 1, conforme se observa na Figura 15(a), onde as duas diagonais comprimidas atuam como uma diagonal única com um diâmetro efetivo  $d'$ , sem deformação local da parede do banzo. Tal modo de falha também pode ser verificado pelo achatamento que ocorre na deformada da ligação, considerando as diagonais comprimidas. A seguir, verificou-se que ligações com um grande afastamento transversal entre as diagonais falharam pelo modo 2, com deformação significativa da parede do banzo, conforme é visto na Figura 15(b). Esse modo de falha pode ser verificado com a presença de um bico na visualização da deformada da ligação, considerando apenas as diagonais comprimidas.



(a)



(a1)



(b)



(b1)

Figura 15 – (a) Modo de falha 1 e (b) Modo de falha 2 [63]

(a1) Modo de falha 1 e (b1) Modo de falha 2 [64]

A equação (29) foi proposta por Kurobane, descrita por Lee e Wilmshurst [9]. As equações (30) a (35) calculam os fatores presentes na mesma.

$$P_{u,k} = f_0 \times f_1 \times f_2 \times f_3 \times f_4 \times f_5 \times f_{y0} \times t_0^2 \quad (29)$$

$$f_0 = 2,11 \times (1 + 5,66 \times \beta) \quad (30)$$

$$f_1 = (2 \times \gamma)^{0,209} \quad (31)$$

$$f_2 = \left\{ 1 + \frac{0,00904(2\gamma)^{1,24}}{\exp\left[0,508\left(\frac{g-3,04}{t_0}\right) - 1,33\right] + 1} \right\} \quad (32)$$

$$f_3 = \frac{1 - \cos^2\theta}{\sin\theta} \quad (33)$$

$$f_4 = 1 + 0,305n_0 + 0,285n_0^2 \text{ e } n_0 = \frac{N}{\pi(d_0 - t_0)t_0f_{y0}} \quad (34)$$

$$f_5 = \left(\frac{f_{y0}}{f_u}\right)^{-0,723} \quad (35)$$

Para o modo de falha 1,  $\beta'$  (ver equação (36)) é colocado no lugar de  $\beta$  no cálculo de  $f_0$  e, conseqüentemente,  $P_{u,k}$  transforma-se em  $P'_{u,k}$ . Já para o modo de falha 2, não ocorre tal substituição no cálculo de  $f_0$ , ficando o cálculo da mesma forma que já foi apresentado na equação (29).

Onde:

- $\beta$  é obtido através da equação (4);
- $g$  é obtido através da equação (1);
- $f_{y0}$  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;
- $f_u$  refere-se à tensão última da diagonal;
- $\theta$  refere-se ao ângulo entre diagonal e banzo;
- $\gamma$  é obtido através da equação (7).

$$B' = \left(\frac{d'}{d_0}\right) = \left\{ \sin\left[\frac{\varphi}{2} + \sin^{-1}\left(\beta + \frac{2e_t}{d_0}\right)\right] \right\} \quad (36)$$

Onde:

$d'$  é o diâmetro efetivo de duas diagonais comprimidas atuando juntas;

$\varphi$  é o ângulo entre diagonais fora do plano;

$e_t$  é a excentricidade fora do plano entre diagonais.

$P_{u,k}$  calcula a máxima carga que pode ser aplicada na diagonal;

$P'_{u,k}$  calcula a carga que pode ser aplicada em 2 diagonais sem que provoque plastificação na face superior do banzo.

Para efeito de cálculo foi desconsiderada a excentricidade fora do plano.

A Figura 16 mostra um esquema dos parâmetros geométricos de uma ligação do tipo KK, bem como uma vista de topo (Figura 16(a)), uma vista frontal (Figura 16(c)) e uma vista lateral (Figura 16(b)).

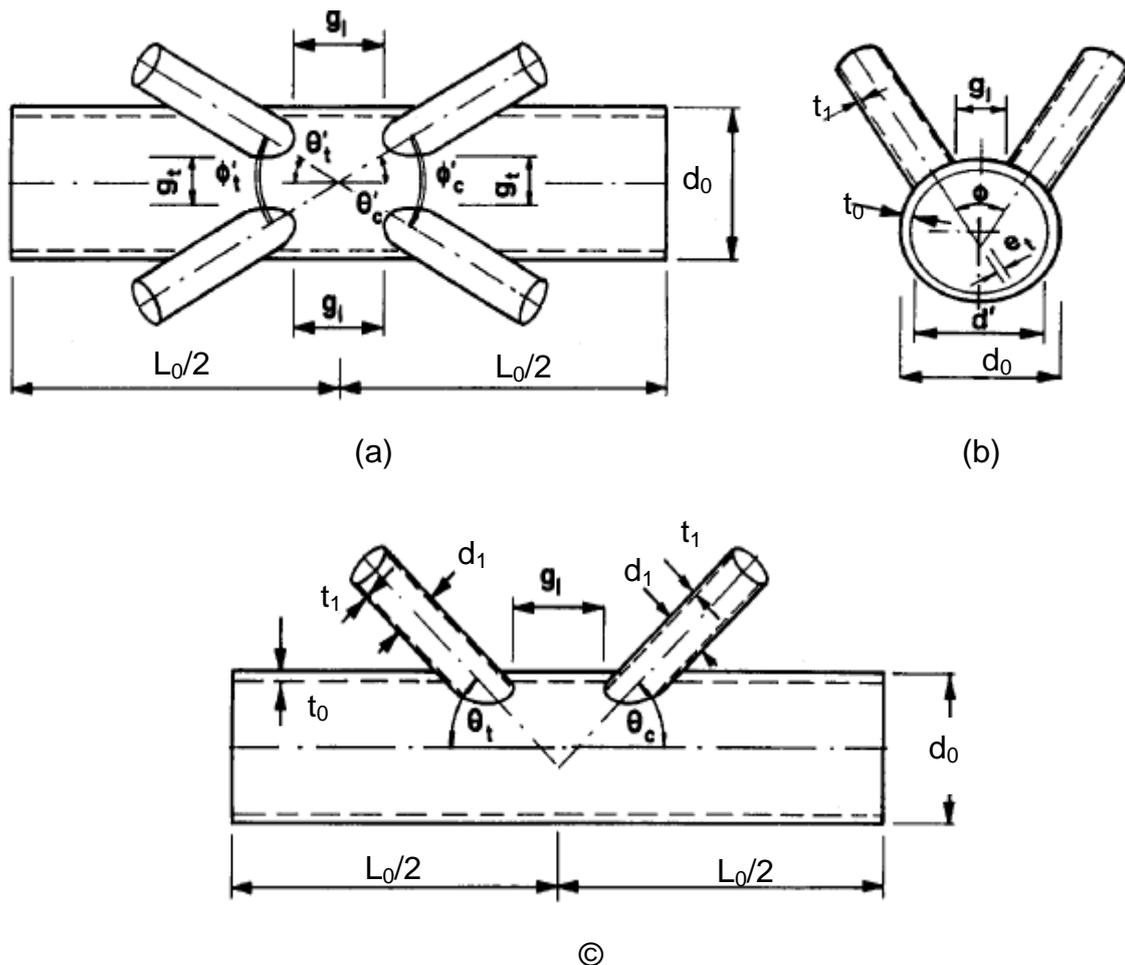


Figura 16 – Parâmetros geométricos: ligação KK.

### 2.3.4 Equação proposta por Paul, descrita por Lee e Wilmshurst [9]

Paul, apresentado por Lee e Wilmshurst [9], propôs as equações (37) e (38) para estimativa da carga das ligações KK, uma para o modo de falha 1, outra para o modo de falha 2, respectivamente, que são:

a) Para o modo de falha 1:

$$P'_{u,Paul} = P'_{u,k} \times 0,746 \times \left(1 + 0,693 \times \frac{d_1}{d_0}\right) \times \left(1 + 0,741 \times \frac{g}{d_0}\right) \quad (37)$$

b) Para o modo de falha 2:

$$P_{u,Paul} = P_{u,k} \times 0,798 \times \left(1 + 0,808 \times \frac{d_1}{d_0}\right) \times \left(1 - 0,410 \times \frac{g_t}{d_0}\right) \times \left(1 + 0,423 \times \frac{g}{d_0}\right) \quad (38)$$

Onde:

$g$  é o afastamento longitudinal entre as diagonais e é obtido através da equação (1);

$d_1$  é o diâmetro da diagonal;

$d_0$  é o diâmetro do banzo;

$g_t$  é o afastamento transversal entre as diagonais;

$P_{u,k}$  calcula a máxima carga que pode ser aplicada na diagonal

$P'_{u,k}$  calcula a carga que pode ser aplicada em 2 diagonais sem que provoque plastificação na face superior do banzo.

### 2.3.5 NBR 16239:2013: Recomendações de Projeto

A diferença entre uma ligação tipo KK e uma do tipo K é a consideração de um fator de redução de 0,9 na equação de dimensionamento, com a certeza de que, em uma ligação com afastamento, a inequação (27) seja satisfeita para o banzo. A Figura 17 mostra duas vistas, uma frontal e uma lateral com cargas aplicadas nas diagonais, na qual uma diagonal está sempre em compressão, outra em tração.

Os termos  $V_{0,sd}$  e  $V_{pl,0,Rd}$  da inequação (27), nas considerações feitas pela NBR 16239:2013 [10], são calculados da seguinte forma:

$$V_{0,sd} = 2N_1 \sin\theta_1 \cos\left(\frac{\phi}{2}\right) \text{ ou } V_{0,sd} = 2N_2 \sin\theta_2 \cos\left(\frac{\phi}{2}\right), \text{ o que for maior.}$$

$$V_{pl,0,Rd} = 0,3 \times f_{y0} \times A_0 / \gamma_{a1}$$

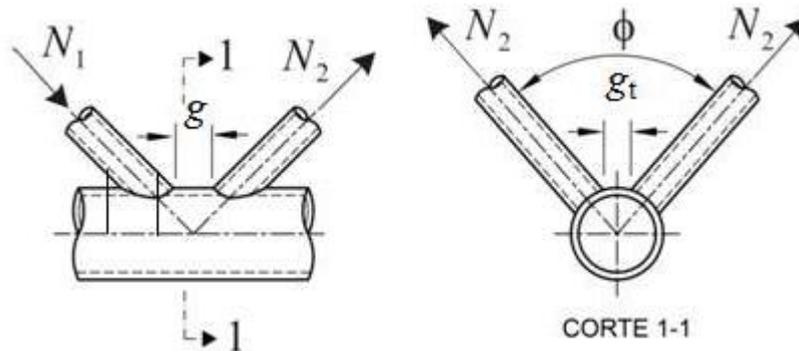


Figura 17 – Detalhe do carregamento e das vistas, frontal e lateral.

### 2.3.6 Equações propostas por Forti [54]

Forti [54] propôs as equações (39) e (40) para calcular dois novos fatores de correção para o dimensionamento de uma ligação KK a partir de sua K correspondente, uma partindo com a consideração de valores menores que 0,38 para o parâmetro  $\zeta_t$  (razão entre o afastamento transversal entre as diagonais e o diâmetro do banzo) e outra com a consideração de valores maiores ou iguais a 0,38.

a) Para  $\zeta_t < 0,38$

$$F_{cor1} = 1,855 - 6,007\beta + 7,723\beta^2 + 0,0731\zeta_t - 2,224\zeta_t^2 + 3,813\beta\zeta_t \quad (39)$$

b) Para  $\zeta_t \geq 0,38$

$$F_{cor2} = 2,004 + 0,304\beta + 2,708\beta^2 - 5,261\zeta_t + 6,693\zeta_t^2 - 3,6306\beta\zeta_t \quad (40)$$

Logo, no dimensionamento de uma ligação KK, basta utilizar um dos fatores de correção, levando-se em consideração o valor do parâmetro  $\zeta_t$  e se multiplicar pela carga que provoca a plastificação da face superior do banzo.

## 2.4 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 [31] e Kosteski *et al.* [65]. 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. Quanto mais adequado for o mecanismo, mais exata será a solução encontrada.

Os critérios de deformação limite começaram a ser introduzidos nos procedimentos de projeto em 1982 por Korol e Mirza [13]. Os autores desenvolveram uma das primeiras investigações baseadas na resistência de ligações entre perfis tubulares. 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 18 foi proposta. 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.

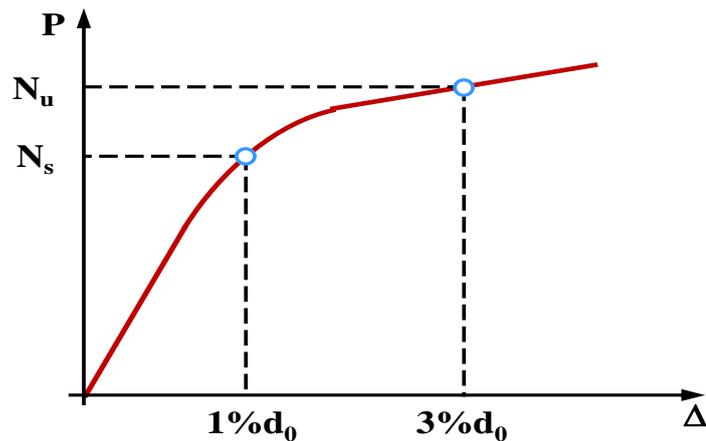


Figura 18 – Curva Carga versus Deslocamento do Critério de Deformação Limite.

O critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [12] e descrito por Choo *et al.* [35] 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.* [12] 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 [17] e é atualmente adotado pelo International Institute of Welding (IIW).

Em uma curva carga *versus* deslocamento, caso haja um pico entre as deformações de 1 e 3% ou antes da deformação de 1%, a carga de pico será o valor que vai controlar o dimensionamento da ligação.

### 3 MODELAGEM NUMÉRICA

#### 3.1 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 [66].

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 uma descrição de análises numéricas de ligações tipo KK, 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 [8], pela 2ª edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT [2], pela NBR 16239:2013 [10], pelas equações propostas por Paul e Kurobane e descritas por Lee e Wilmshurst [9] e pelos critérios de deformação limite [12]. Todos os modelos foram desenvolvidos no programa Ansys V.12 [11] através da linguagem APDL (Ansys Parametric Design Language).

No presente trabalho, não foram considerados esforços normais e momentos fletores atuando no banzo.

### 3.2 Ligação tipo KK entre perfis circulares

Esta seção descreve a modelagem numérica desenvolvida para a ligação tipo KK entre perfis circulares. Com a finalidade de se ter uma maior confiabilidade nesta análise, desenvolveu-se um modelo numérico com as mesmas características geométricas e de material de um dos modelos experimentais descritos por Lee e Wilmshurst [25], no caso a ligação DKA1-M, tornando possível a calibração e validação da modelagem numérica utilizada na análise paramétrica.

O programa experimental proposto por Lee e Wilmshurst [25] foi desenvolvido com a finalidade de investigar o comportamento de ligações KK entre perfis tubulares. O programa investigou a influência dos parâmetros geométricos  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\zeta_l$  e  $\zeta_t$  [9]. O banzo e as diagonais possuem diâmetros e espessuras de 217; 77,7; 5,8 e 3,9 mm, respectivamente, onde:

$\zeta_l$  é o razão entre o afastamento longitudinal entre as diagonais ( $g_l$ ) e a espessura do banzo;

$\zeta_t$  é razão entre o afastamento transversal entre as diagonais ( $g_t$ ) e o diâmetro do banzo;

$\beta$  é a razão entre o diâmetro da diagonal e o diâmetro do banzo, uma vez que as diagonais tem o mesmo diâmetro; e

$\gamma$  é a razão entre o diâmetro do banzo e duas vezes sua espessura.

Das ligações avaliadas por Lee e Wilmshurst [25], foi escolhida a ligação DKA1-M para calibração do modelo numérico, possuindo o parâmetro  $\alpha$ , correspondente a duas vezes o comprimento do banzo dividido pelo diâmetro, igual a 14. Por isso, o comprimento do banzo entre os apoios  $L_0$  foi considerado igual a 1519 mm, e o comprimento das diagonais  $L_1$  e  $L_2$  iguais a 500 mm. Os perfis foram fabricados utilizando aço estrutural laminado, sem costura, com tensão de escoamento de 355 MPa para o banzo e para as diagonais. O perfil da solda seguiu as especificações da AWS D1.1 [58], com tensão de ruptura de 600,0MPa. Os dados dessa ligação são apresentados na Tabela 1. A Figura 19 apresenta a configuração da ligação KK.

O modelo numérico desenvolvido nesta análise utilizou elementos de casca denominados SHELL181 [11], 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 20 e a Figura 21 apresentam a malha de elementos finitos e a solda do modelo em detalhe, respectivamente. 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.

Para a modelagem numérica do presente trabalho não foi considerado esforço normal aplicado no banzo.

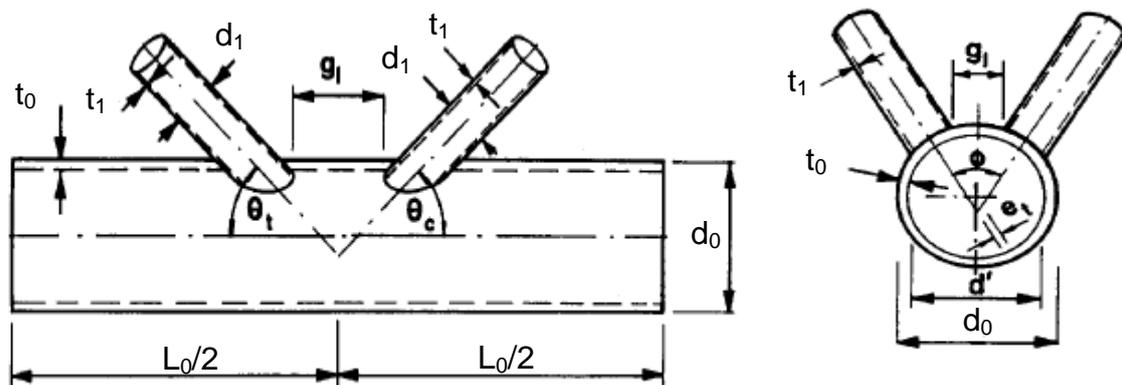


Figura 19 – Ligação K entre perfis circulares [33].

Tabela 1 – Características geométricas da ligação DKA1-M

Ligação	$d_0$ [mm]	$t_0$ [mm]	$d_1$ [mm]	$t_1$ [mm]	$g_l$ [mm]	$g_t$ [mm]	$\beta =$ $d_1/d_0$	$2\gamma =$ $d_0/t_0$	$f_{y0}$ [MPa]	$f_{y1}$ [MPa]
DKA1-M	217	5,8	77,7	3,9	86,7	37	0,36	37,4	355	355

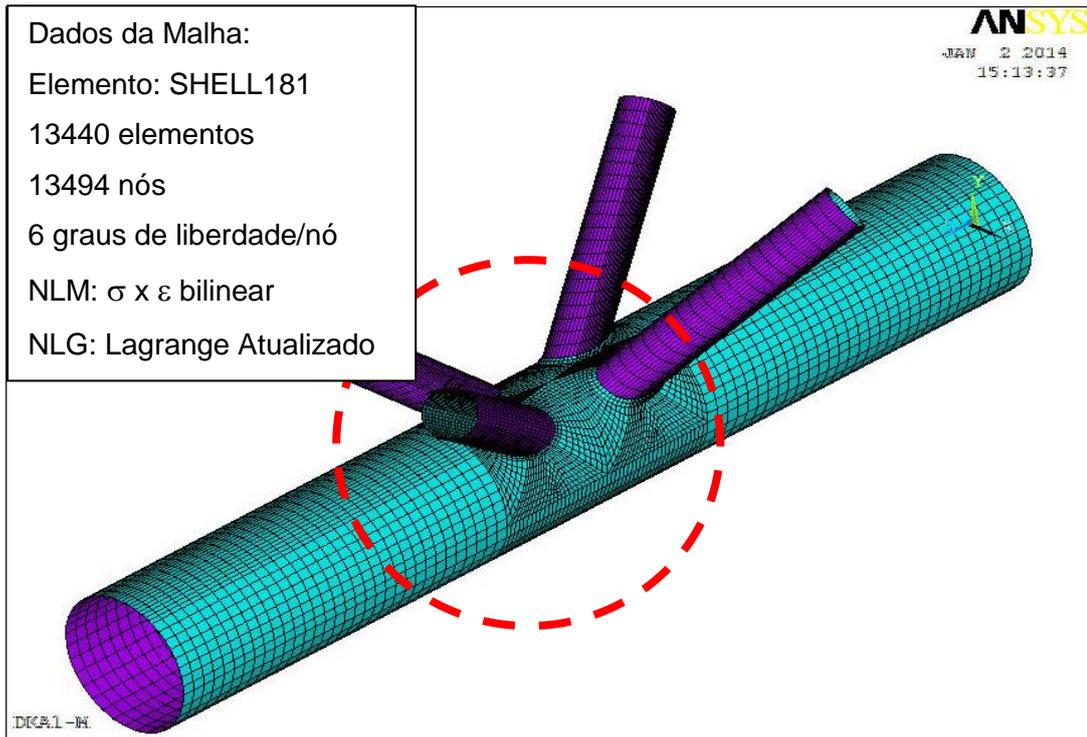


Figura 20 – Modelo numérico – Ligação KK entre perfis circulares

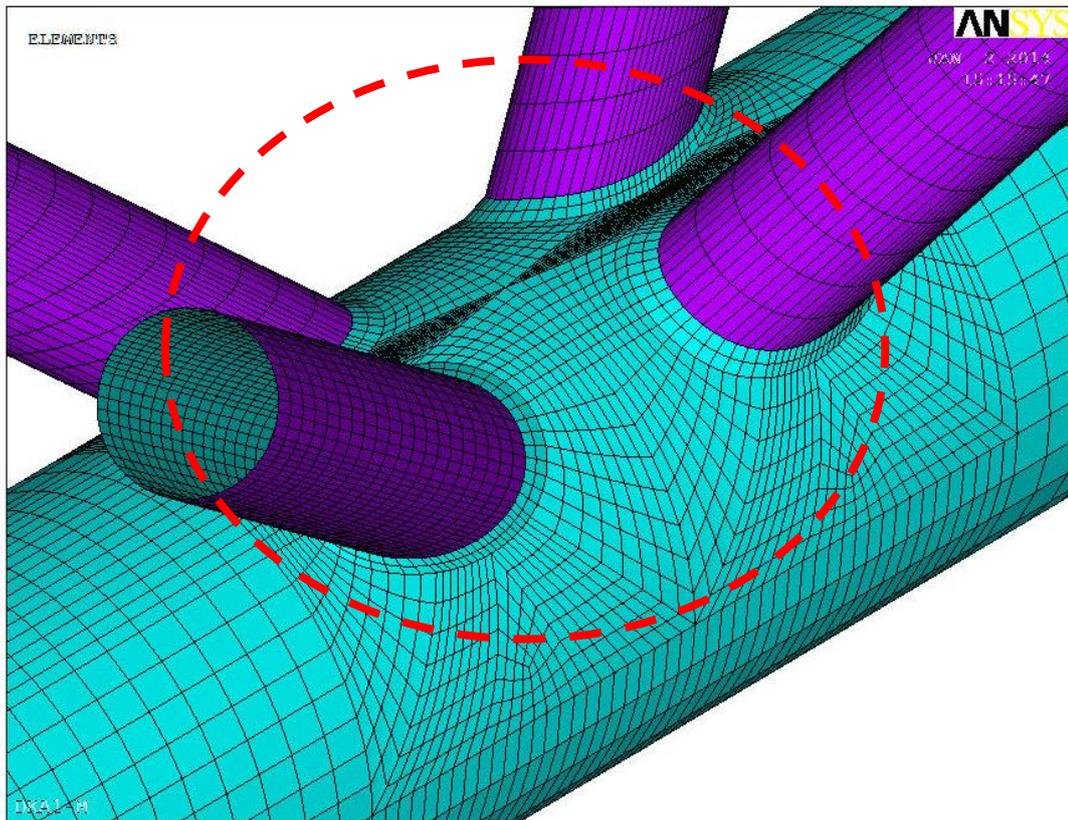


Figura 21 – Modelo numérico – Detalhe da ligação KK entre perfis circulares

A malha desenvolvida para este tipo de ligação foi caracterizada por 13440 elementos e 13494 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 [30], 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 22 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.

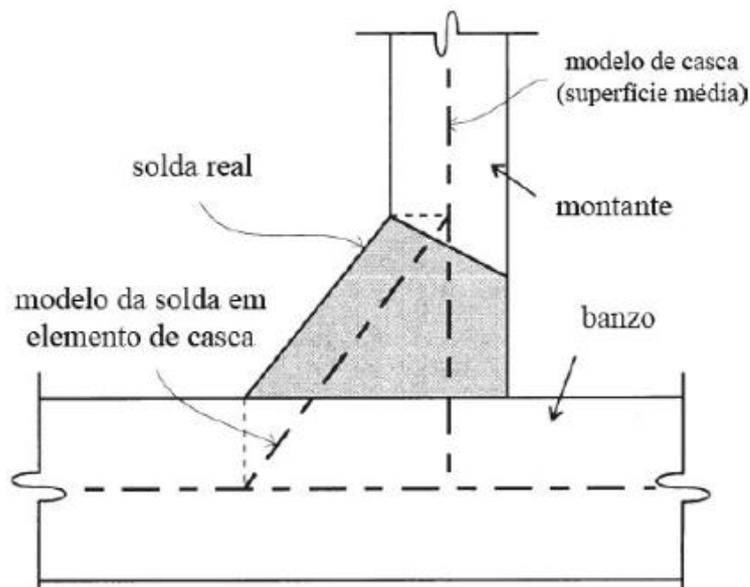


Figura 22 – Solda segundo Lee [30]

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 diz respeito ao estado limite último da ligação.

### 3.3 Calibração do modelo

Lee e Wilmshurst [20] mostraram que a forma de carregamento do banzo e das diagonais influencia na carga máxima que pode ser aplicada nas mesmas sem provocar plastificação da face superior do banzo.

Lee e Wilmshurst [25] obtiveram resultados experimentais de alguns modelos.

Conforme mencionado anteriormente, a ligação DKA1-M foi escolhida para a calibração do modelo numérico desenvolvido nessa dissertação.

Para o presente trabalho foram rodados quatro modelos no Ansys [11], com 4 diferentes condições de contorno e carregamentos de forma a identificar a melhor resposta em termos de comparação com o resultado experimental:

- a) A primeira hipótese considera a aplicação de um deslocamento da esquerda para a direita do lado esquerdo do banzo, com a presença de apoios do 1º gênero nas extremidades do banzo e apoios do 2º gênero nas extremidades das diagonais. A Figura 23 mostra um esquema com a aplicação do deslocamento no banzo e as direções das forças que surgem nas diagonais. A seta mostra a direção do deslocamento aplicado.

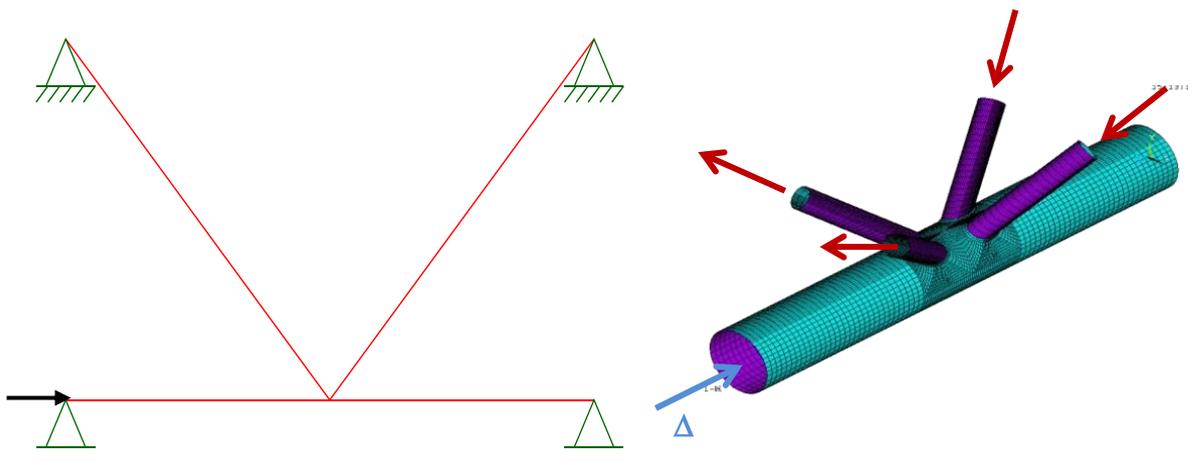


Figura 23 – Esquema da aplicação do deslocamento para a hipótese “a”

- b) Na segunda hipótese utiliza-se a aplicação de deslocamento da esquerda para a direita do lado esquerdo do banzo, com a presença de apoio do 1º gênero apenas no lado da aplicação do deslocamento e apoios do 2º gênero

nas extremidades das diagonais. A Figura 24 mostra o esquema da aplicação do deslocamento no banzo e as direções das forças que surgem nas diagonais. A seta mostra a direção do deslocamento aplicado.

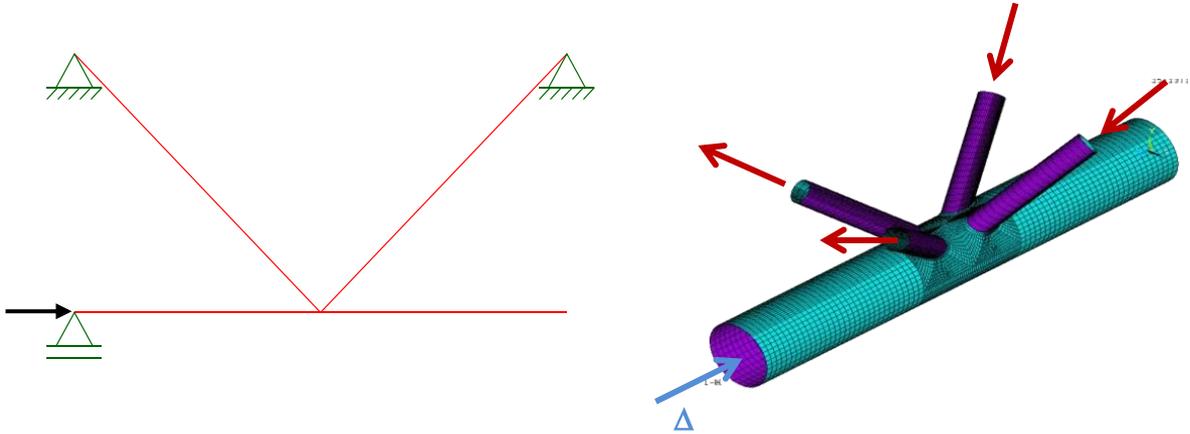


Figura 24 – Esquema da aplicação do deslocamento para a hipótese “b”

- c) A terceira hipótese considera a aplicação de deslocamentos de forma simétrica nas extremidades das diagonais, com a presença de apoio do 2º gênero na extremidade esquerda do banzo e outro do 1º gênero na extremidade direita do mesmo. A Figura 25 mostra o esquema de aplicação dos deslocamentos nas diagonais em uma vista superior e as direções das forças que surgem nelas. As setas mostram a direção dos deslocamentos aplicados.

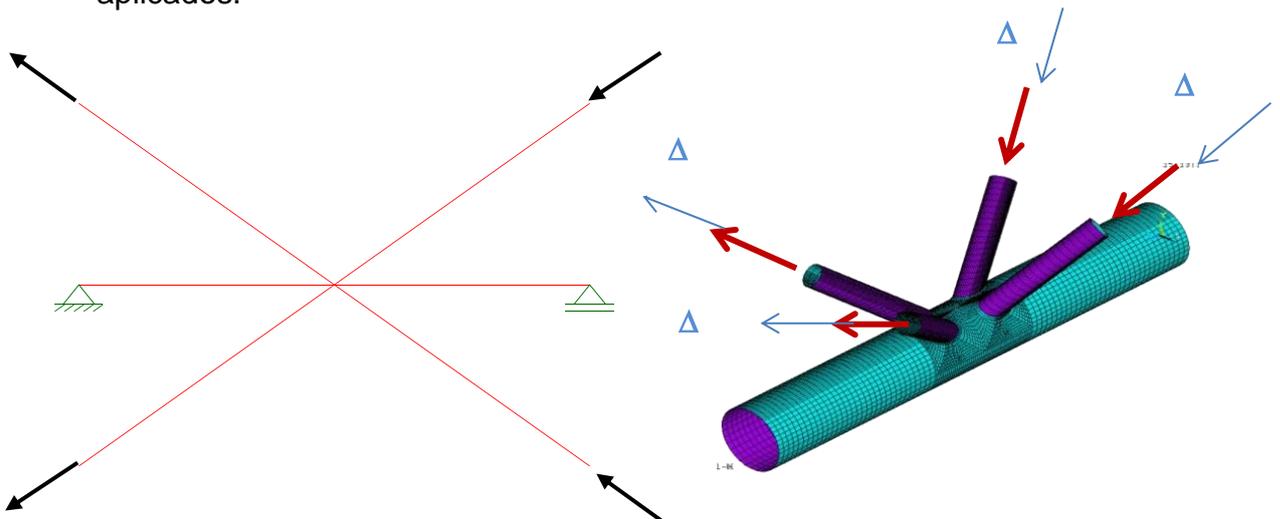


Figura 25 – Esquema da aplicação do deslocamento para a hipótese “c”

d) Na última hipótese faz-se a aplicação de deslocamentos de forma antissimétrica nas extremidades das diagonais, com a presença de apoio do 2º gênero na extremidade esquerda do banzo e outro do 1º gênero na extremidade direita do mesmo. A Figura 26 mostra o esquema da aplicação dos deslocamentos nas diagonais e as direções das forças que surgem nelas. As setas mostram as direções dos deslocamentos aplicados.

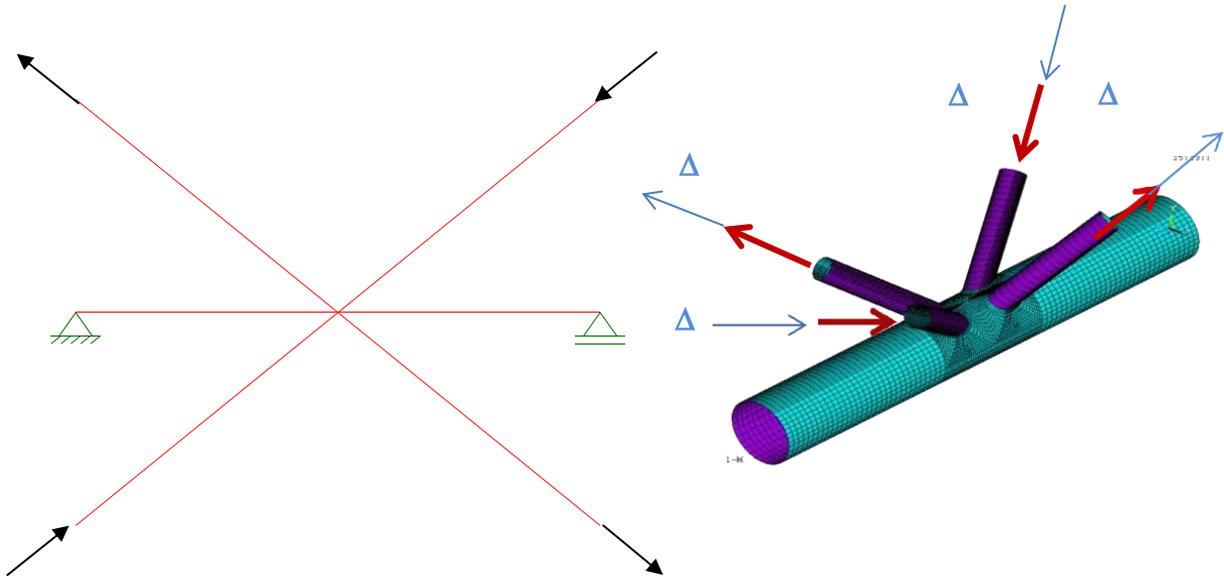


Figura 26 – Esquema da aplicação do deslocamento para hipótese “d”

Como a ligação do tipo KK é uma estrutura multiplanar, o deslocamento é obtido com o cálculo da raiz quadrada da soma dos quadrados das componentes dos deslocamentos nas direções x, y e z, tomado no centro da interseção entre a diagonal e o banzo, conforme é mostrado na equação (41). No gráfico carga versus deslocamento apresentado por Lee e Wilmschurst [9], o deslocamento foi obtido tomando por base a diagonal comprimida. Logo, todos os gráficos presentes nesse capítulo de calibração foram baseados também nela. Da mesma forma que o deslocamento, a força aplicada na diagonal foi calculada como a raiz quadrada da soma dos quadrados das componentes da força nas direções x, y e z, tomadas no centro extremidade da diagonal, conforme visto na equação (42). A Figura 27 mostra um zoom da diagonal comprimida e o nó de onde foram obtidos os deslocamentos e as forças.

$$\Delta_{\text{diagonal}} = \sqrt{\Delta_{\text{no}_x}^2 + \Delta_{\text{no}_y}^2 + \Delta_{\text{no}_z}^2} \quad (41)$$

$$F_{\text{diagonal}} = \sqrt{F_{\text{ext}_x}^2 + F_{\text{ext}_y}^2 + F_{\text{ext}_z}^2} \quad (42)$$

Onde:

$\Delta_{\text{no}_x}$ ,  $\Delta_{\text{no}_y}$  e  $\Delta_{\text{no}_z}$  são as coordenadas do deslocamento no nó considerado;

$F_{\text{ext}_x}$ ,  $F_{\text{ext}_y}$  e  $F_{\text{ext}_z}$  são as componentes da força no centro da extremidade da diagonal;

$F_{\text{diagonal}}$  e  $\Delta_{\text{diagonal}}$  são a força e o deslocamento na diagonal comprimida.

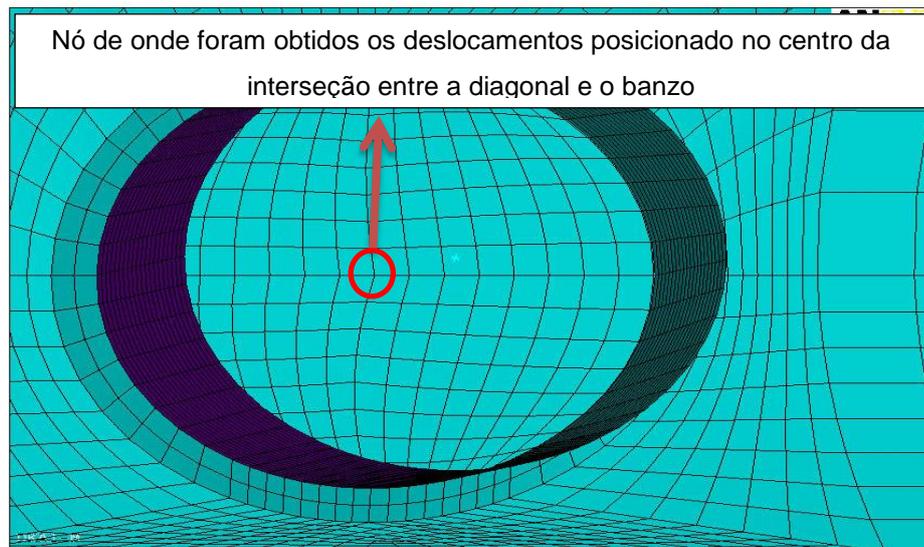


Figura 27 – Zoom da diagonal comprimida

A Figura 28 apresenta uma comparação entre as curvas relativas às hipóteses obtidas nesse trabalho com a curva carga versus deslocamento obtida por Lee e Wilmshurst [25].

Tendo em vista que Lee e Wilmshurst [25] não fazem menção a nenhum dado de rigidez da estrutura, dados estes que deem a certeza de como foi obtida a curva experimental, observa-se uma relativa diferença em relação a rigidez inicial dos modelos rodados pelo Ansys [11] e o resultado experimental da ligação DKA1-M [25].

Pela análise das curvas, pode-se perceber que o modo “b” se aproximou mais do gráfico experimental apresentado em Lee e Wilmshurst [25]. Por isso, tal forma de carregamento foi escolhida para a realização das outras análises feitas neste trabalho.

Analiticamente, conforme formulação proposta pelo EC3 1-8 [8], verifica-se que a carga de compressão máxima admissível para esta ligação é igual a  $N_{1,Rd}$

149,1 kN. De acordo com a 2ª Edição do guia de projeto de ligações tubulares do CIDECT [2], a carga de dimensionamento da ligação alcança o valor de  $N_i^* = 188,1$  kN, enquanto que a NBR 16239:2013 [10], sugere um valor igual a  $N_{1,Rd} = 149,1$  kN, conforme pode ser visualizado na Figura 29. Através do critério de deformação limite, encontram-se os valores de  $N_s = 222,71$  kN e  $N_u = 226,69$  kN para as cargas referentes aos estados limites de serviço, 1% de  $d_0$ , e último, 3% de  $d_0$ , respectivamente. Observou-se, para a ligação DKA1-M, um pico entre as deformações de 1% e 3% igual a 232,15 kN. Logo, respeitando o critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [12] a carga que provoca a plastificação da face do banzo é igual a  $N_{pico} = 231,04$  kN.

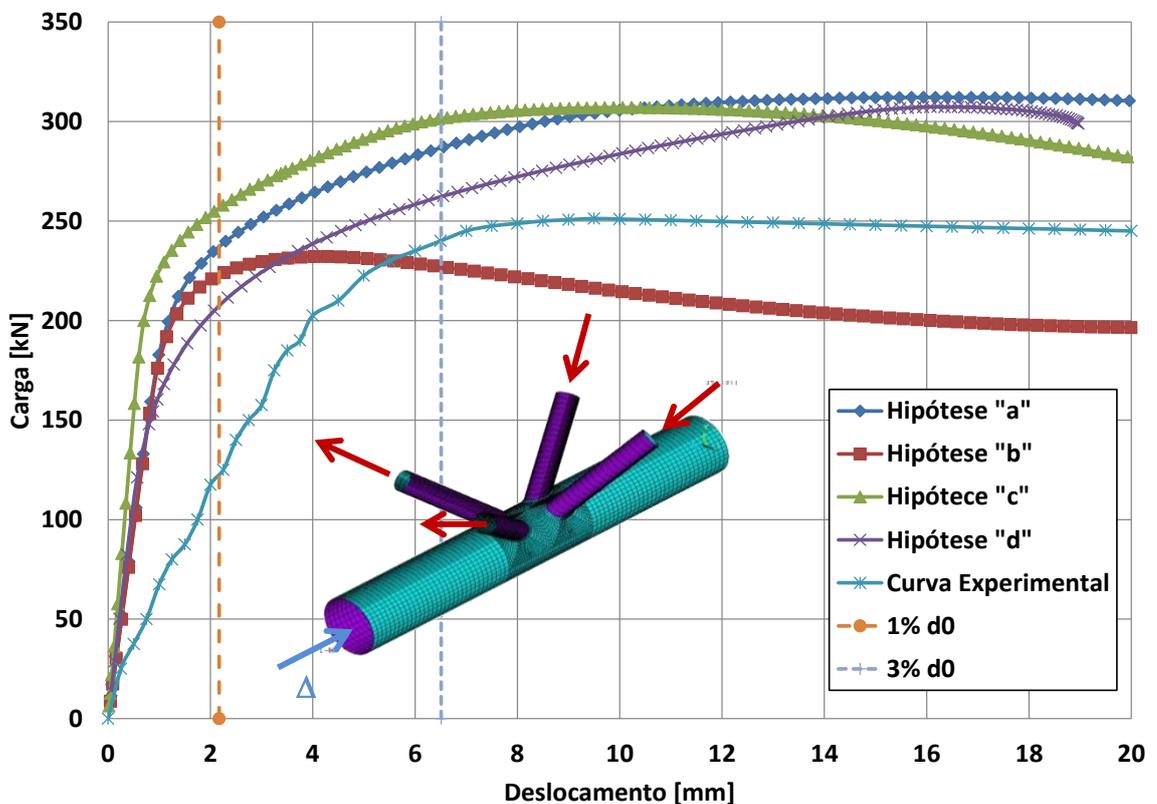


Figura 28 – Hipóteses de carregamento

Comparando-se 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 [12]. O valor obtido através das formulações sugeridas pelo EC3 1-8 [8] e NBR 16239:2013 [10]

apresentam-se ainda mais antieconômico se comparados aos valores obtidos com a formulação proposta pelo CIDECT [2].

Comparando-se os resultados analíticos, conclui-se que o valor obtido através da formulação proposta pelo CIDECT [2] é por volta de 26% superior aos demais resultados, resultando em um dimensionamento mais econômico que as formulações do EC3 1-8 [8] e da NBR 16239:2013 [10]. Os resultados obtidos com as formulações sugeridas pelo EC3 1-8 [8] e pela NBR 16239:2013 [10] são idênticos conforme mencionado em capítulos anteriores. Observa-se que os resultados obtidos através do critério de deformação limite [12], bem como, o resultado obtido na análise experimental, apresentam-se significativamente superiores aos resultados analíticos.

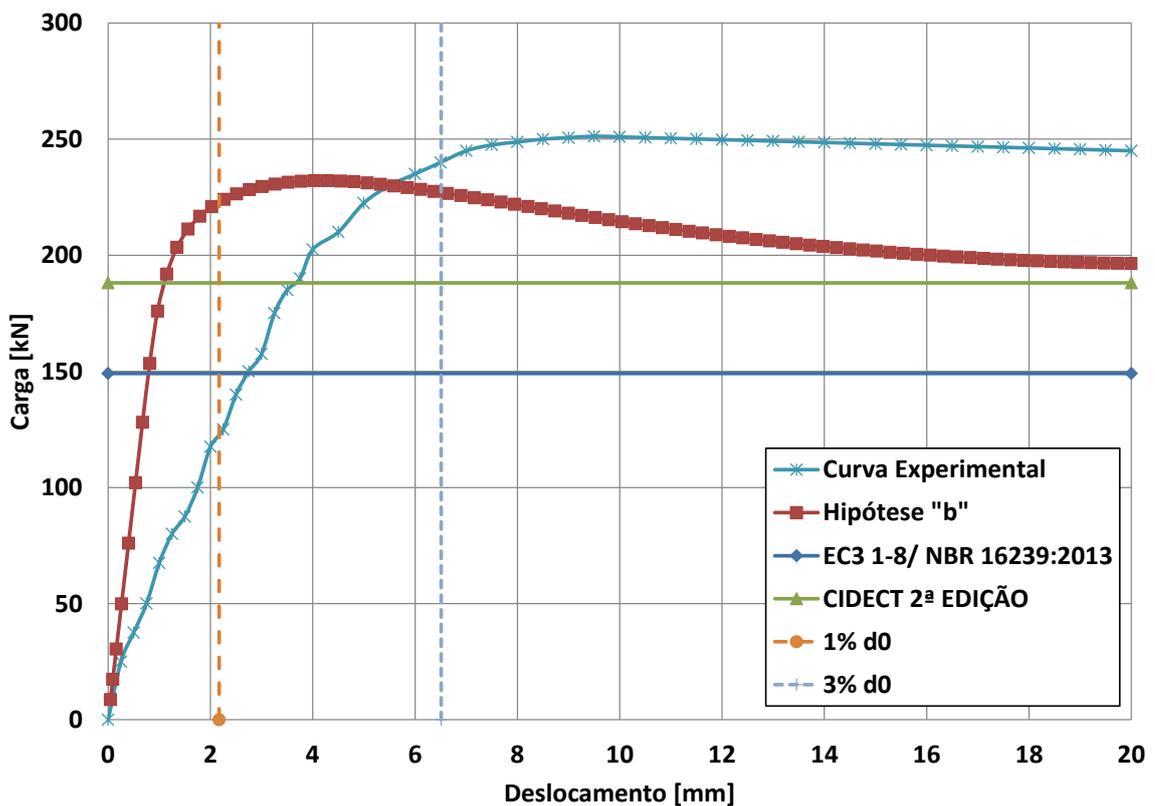


Figura 29 – Curva carga x deslocamento

### 3.4 Influência de outros fatores na análise numérica

Tomando como base a condição de contorno e carregamento escolhidos, verificou-se, também, a influência da solda, do refinamento da malha, da consideração da não-linearidade geométrica e da consideração do tipo de material (elástico e inelástico) na obtenção da carga máxima que pode ser aplicada nas diagonais de forma a não provocar plastificação da face superior do banzo.

A Figura 30 mostra a influência do grau de refinamento da malha na curva carga *versus* deslocamento. A Figura 31 mostra a influência da solda na curva carga *versus* deslocamento.

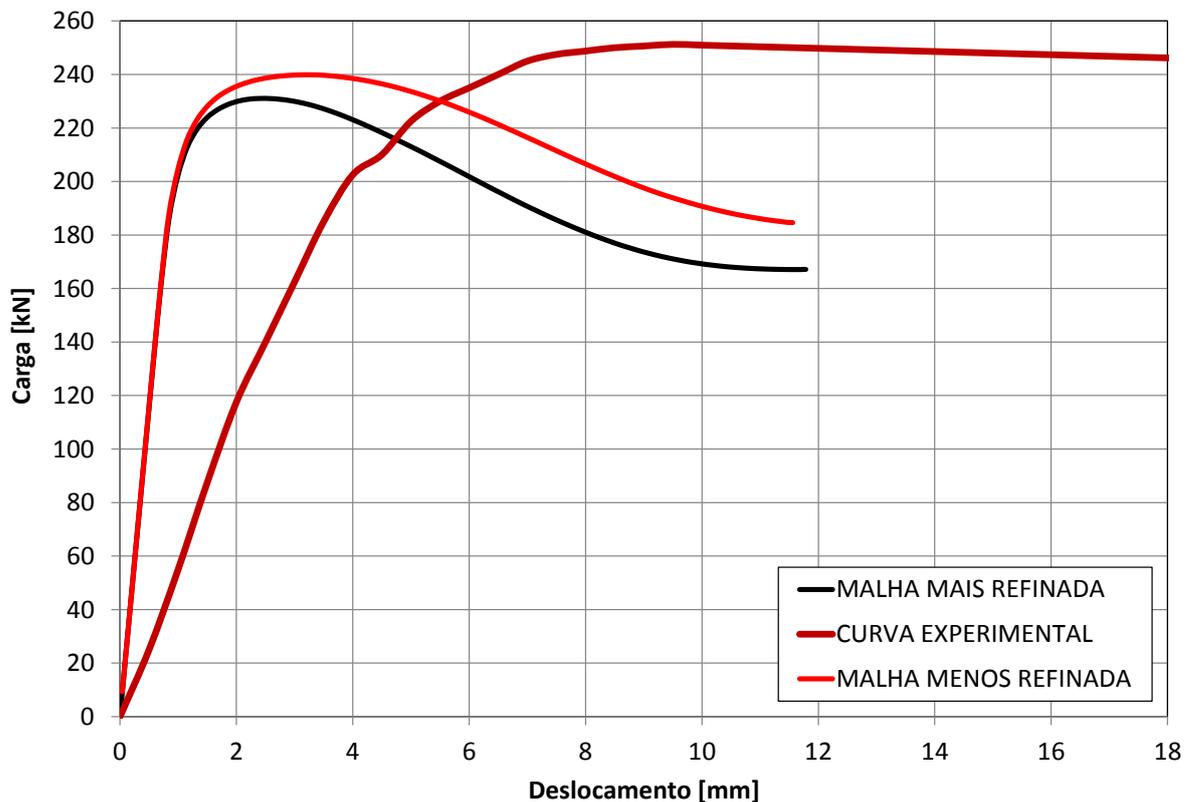


Figura 30 – Influência do refinamento da malha

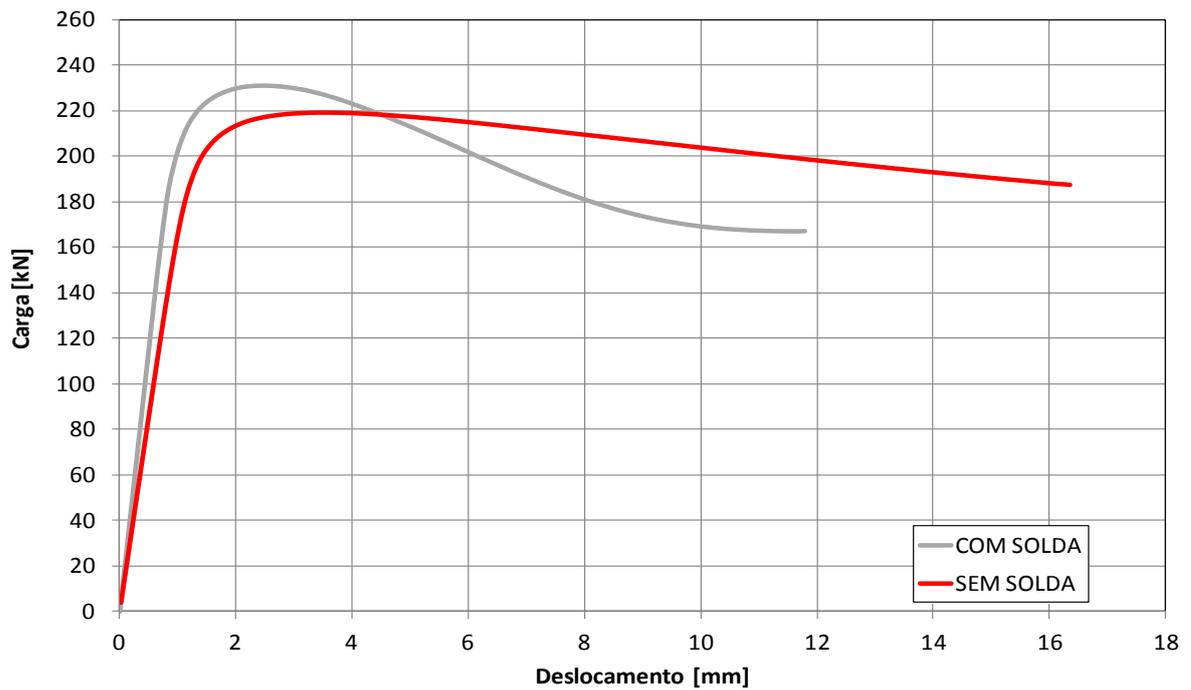


Figura 31 – Influência da solda

A Figura 32 mostra a influência da escolha do material (elástico e inelástico) e a consideração da não-linearidade geométrica, no caso da DKA1-M, escolhida pra a calibração do presente trabalho.

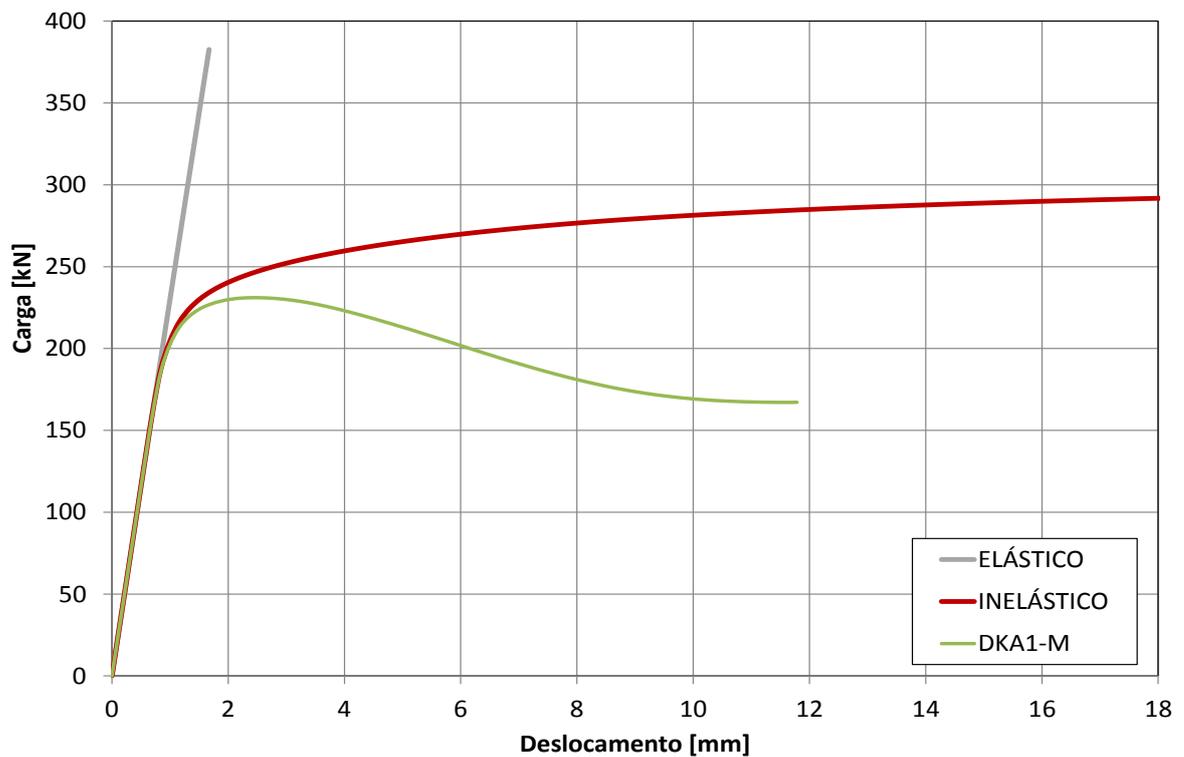


Figura 32 – Consideração do material e não-linearidades geométricas.

Pela análise da Figura 30 até a Figura 32, pode-se perceber que o grau de refinamento da malha, a consideração da solda, o tipo de material e a consideração da não-linearidade geométrica têm grande influência no comportamento global obtido em uma análise numérica de uma ligação KK. Isto comprova a necessidade de se considerar no modelo numérico, a presença da solda e as não-linearidades física e geométrica de forma que sejam obtidos resultados mais próximos aos obtidos em ensaios experimentais.

## 4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

### 4.1 Generalidades

Este capítulo apresenta um estudo paramétrico desenvolvido com objetivo de avaliar a influência de alguns parâmetros geométricos na resistência da ligação e verificar as formulações analíticas propostas pelo EC3 1-8 [8], pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2], pela NBR 16239:2013 [10] e pelas equações propostas por Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9].

Ressalta-se, mais uma vez, que foi aplicado o Critério de Deformação Limite [12] para obtenção da resistência da ligação nas análises numéricas desenvolvidas.

O estudo paramétrico proposto nessa dissertação abrangeu a análise de algumas ligações que serão descritas a seguir e quantificadas na Tabela 2. Cabe destacar que todas as ligações analisadas respeitaram os limites admitidos no EC3 1-8 [8].

Forti [54] e Lee e Wilmshurst [9] analisaram duas séries de ligações cada. Para melhor entendimento das análises, as séries analisadas pelo primeiro autor foram chamadas AP01 e AP02, enquanto que as séries analisadas pelos últimos foram chamadas AP03 e AP04. A Tabela 2 mostra uma descrição com a nomenclatura dada às séries dos autores mencionados acima, bem como a quantidade de ligações que foram analisadas em cada uma delas, totalizando 67 ligações.

Tabela 2: Resumo das séries desse trabalho

Autor	Série	Quantidade de Ligações Analisadas
Forti [54]	AP01	19
Forti [54]	AP02	22
Lee [9]	AP03	12
Lee [9]	AP04	14
Total		67

## 4.2 Dados Gerais e Parâmetros Geométricos – Forti [54]

Forti [54] avaliou duas séries de ligações, Séries AP01 e AP02, uma com o diâmetro do banzo igual a 114,3 mm e a outra com o diâmetro do banzo igual a 141,3 mm, respectivamente. Dentro de cada uma das séries foram considerados 3 diâmetros para as diagonais: 38 mm, 44,5 mm e 50,8 mm. O ângulo  $\phi$ , ângulo fora do plano entre as diagonais, foi variado e também o afastamento longitudinal no plano entre as diagonais ( $g$ ). Para cada valor de  $\phi$ , Forti [54] avaliou duas ligações, uma com o afastamento igual a 35 mm e outra com afastamento igual a 55 mm. Somente para quatro ligações da Série AP02, KK\_27, KK\_28, KK\_35 e KK\_42 foi feita uma análise considerando o afastamento longitudinal entre as diagonais,  $g_l$ , igual a 55 mm.

A Figura 33 mostra todos os parâmetros geométricos utilizados para o dimensionamento de uma ligação do tipo KK.

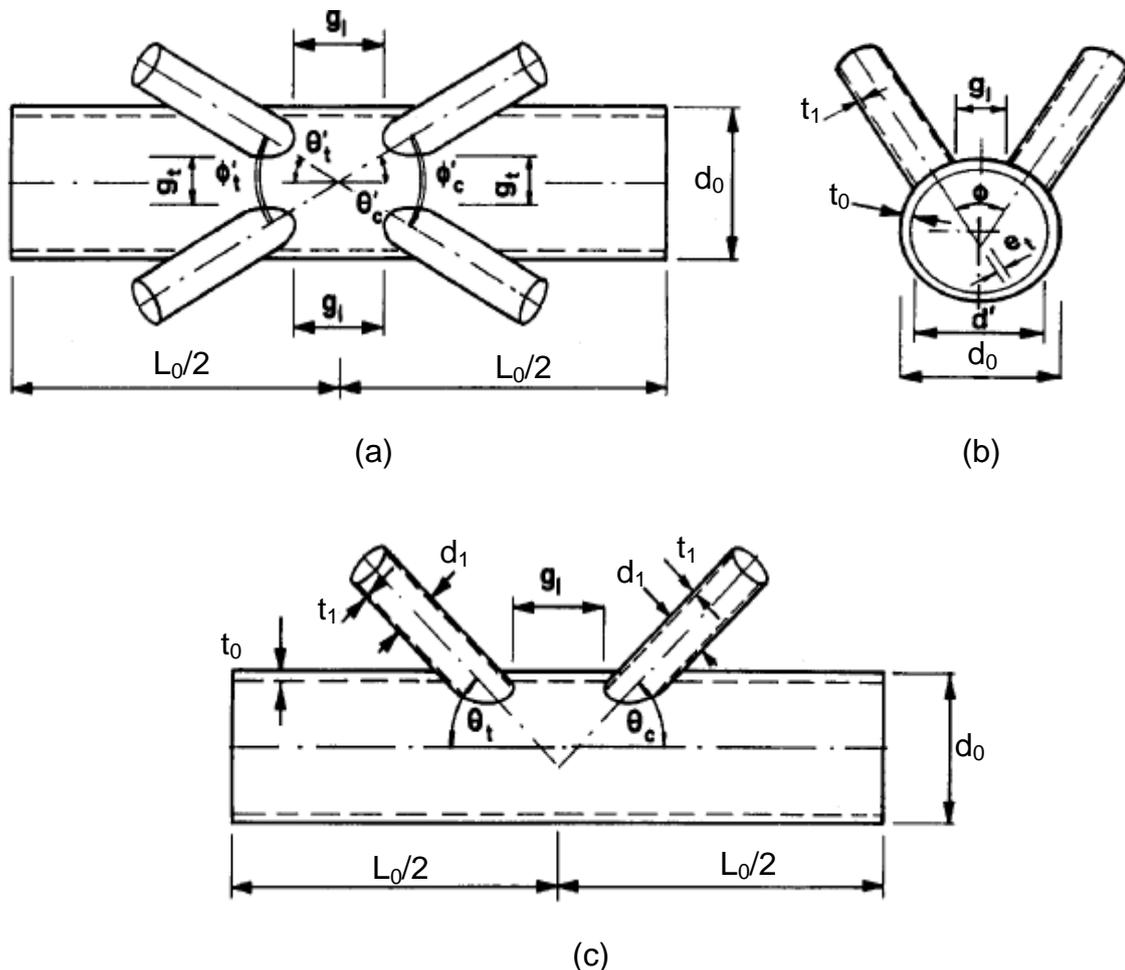


Figura 33 – Parâmetros Geométricos da ligação tipo KK.

Pelo fato de Forti [54] não ter considerado a presença da solda e também não ter considerado a não-linearidade geométrica, procurou-se rodar todas as ligações propostas para que uma comparação pudesse ser feita com mais clareza e riqueza de detalhes, tendo em vista que, como apresentado no capítulo de calibração, estes parâmetros influenciam diretamente no comportamento global da ligação obtido na análise numérica.

Todas as ligações estão dentro dos limites preconizados no EC3 1-8 [8], e escolhidos de forma a manter aproximadamente, a mesma relação entre os parâmetros geométricos estudados.

Por todas as considerações de geometria citadas, algumas ligações foram desconsideradas devido a problemas na geração da geometria dos modelos. De forma a substituir estas ligações por outras possíveis, uma alternativa encontrada foi alterar o ângulo  $\varphi$ , o que foi conseguido para as ligações KK\_02, KK\_08, KK\_12 e KK\_13 da Série AP01.

Para diferenciar as novas ligações das propostas por Forti [54], foi acrescentada a letra P antes das mesmas (por exemplo a ligação KK\_01 proposta por Forti [54] é equivalente a P-KK-01 utilizada nessa dissertação).

Para as ligações cujo ângulo  $\varphi$  foi modificado, foram acrescentadas 2 letras no final delas, A e B, uma para um afastamento entre as diagonais igual a 35 mm, outra para um afastamento entre as diagonais igual a 55 mm.

Desta forma, o ângulo  $\varphi$  da ligação KK\_02, por exemplo, que não foi considerada para a análise era igual a  $90^\circ$ , passou a ser  $45^\circ$ . Como a maioria das ligações propostas por Forti [54] foi analisada em pares, ou seja, dois valores de  $g_i$  (afastamento entre as diagonais) para cada valor de  $\varphi$ , foram feitas 2 novas ligações para substituir a antiga KK\_02, que foram chamadas de P-KK-02-A e P-KK-02-B. O mesmo foi feito para as ligações KK\_08 (considerando  $\varphi=45^\circ$ ), KK\_12 (considerando  $\varphi=50^\circ$ ) e KK\_13 (considerando  $\varphi=45^\circ$ ), que foram substituídas pelas ligações P-KK-08-A, P-KK-08-B, P-KK-12-A, P-KK-12-B, P-KK-13-A e P-KK-13-B, respectivamente.

A Tabela 3 e a Tabela 4 apresentam todos os parâmetros geométricos das ligações propostas para a Série AP01.

Tabela 3: Parâmetros Geométricos – Série AP01

Ligação	$d_0$ (mm)	$\theta$	$\phi$	$\theta'$	$\phi'$	$d_1$ (mm)	$d'$ (mm)	$t_0$ (mm)	$t_1$ (mm)
P-KK-01	114,3	60,0	90,0	67,79	81,79	38,00	103,10	4,40	3,00
P-KK-02-A	114,3	60,0	45,0	61,92	39,47	38,00	76,36	4,40	3,00
P-KK-02-B	114,3	60,0	45,0	61,92	39,47	38,00	76,36	4,40	3,00
P-KK-03	114,3	60,0	60,0	63,43	53,13	38,00	86,81	4,40	3,00
P-KK-04	114,3	60,0	60,0	63,43	53,13	38,00	86,81	4,40	3,00
P-KK-05	114,3	60,0	75,0	65,39	67,21	38,00	95,77	4,40	3,00
P-KK-06	114,3	60,0	75,0	65,39	67,21	38,00	95,77	4,40	3,00
P-KK-07	114,3	60,0	90,0	67,79	81,79	44,50	105,91	4,40	3,00
P-KK-08-A	114,3	60,0	45,0	61,92	39,47	44,50	81,40	4,40	3,00
P-KK-08-B	114,3	60,0	45,0	61,92	39,47	44,50	81,40	4,40	3,00
P-KK-09	114,3	60,0	60,0	63,43	53,13	44,50	91,18	4,40	3,00
P-KK-10	114,3	60,0	60,0	63,43	53,13	44,50	91,18	4,40	3,00
P-KK-11	114,3	60,0	75,0	65,39	67,21	44,50	99,40	4,40	3,00
P-KK-12-A	114,3	60,0	50,0	62,38	43,98	44,50	84,82	4,40	3,00
P-KK-12-B	114,3	60,0	50,0	62,38	43,98	44,50	84,82	4,40	3,00
P-KK-13-A	114,3	60,0	45,0	61,92	39,47	46,00	82,54	4,40	3,00
P-KK-13-B	114,3	60,0	45,0	61,92	39,47	46,00	82,54	4,40	3,00
P-KK-17	114,3	60,0	60,0	63,43	53,13	50,80	95,19	4,40	3,00
P-KK-19	114,3	60,0	75,0	65,39	67,21	50,80	102,63	4,40	3,00

A Tabela 5 e a Tabela 6 mostram todos os parâmetros geométricos para a Série AP02.

#### 4.3 Dados Gerais e Parâmetros Geométricos – Lee e Wilmshurst [9]

Lee e Wilmshurst [9] analisaram diversas ligações, mas para o presente trabalho, foram selecionadas apenas as da Série 1 e da Série 2 que, por efeitos didáticos, foram chamadas de AP03 e AP04 no presente trabalho.

Da mesma forma que nas ligações avaliadas por Forti [54], algumas ligações avaliadas por Lee e Wilmshurst [9] foram desconsideradas devido a problemas na geração da geometria dos modelos.

Na Série AP03 proposta por Lee e Wilmshurst [9], as ligações foram divididas em três blocos, com a consideração de 3 (três) diâmetros para as diagonais, que são: 28,8 mm; 38,4 mm e 48 mm. Dentro de cada bloco, foi feita a consideração de

diferentes valores de  $g_i$  (afastamento longitudinal entre as diagonais), conforme é mostrado na Tabela 7.

Tabela 4: Parâmetros Geométricos – Série AP01 (continuação)

Ligação	$g_l$ (mm)	$g_t$ (mm)	$e$ (mm)	$\beta$	$\beta'$	$\zeta_t=g_t/d_0$	$\zeta_l=g_l/t_0$	$\gamma = d_0/2t_0$	$\tau = t_1/t_0$	Modo de Falha
P-KK-01	35,00	49,50	10,36	0,33	0,90	0,43	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-02-A	55,00	49,50	27,68	0,33	0,67	0,43	12,50	12,99	0,68	2
P-KK-02-B	35,00	49,50	10,36	0,33	0,67	0,43	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-03	35,00	21,20	10,36	0,33	0,76	0,19	7,95	12,99	0,68	1
P-KK-04	55,00	21,20	27,68	0,33	0,76	0,19	12,50	12,99	0,68	1
P-KK-05	35,00	35,50	10,36	0,33	0,84	0,31	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-06	55,00	35,50	27,68	0,33	0,84	0,31	12,50	12,99	0,68	2
P-KK-07	35,00	43,10	16,86	0,39	0,93	0,38	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-08-A	55,00	43,10	34,18	0,39	0,71	0,38	12,50	12,99	0,68	2
P-KK-08-B	35,00	43,10	16,86	0,39	0,71	0,38	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-09	35,00	14,30	16,86	0,39	0,80	0,13	7,95	12,99	0,68	1
P-KK-10	55,00	14,30	34,18	0,39	0,80	0,13	12,50	12,99	0,68	1
P-KK-11	35,00	28,80	16,86	0,39	0,87	0,25	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-12-A	55,00	28,80	34,18	0,39	0,74	0,25	12,50	12,99	0,68	2
P-KK-12-B	35,00	28,80	16,86	0,39	0,74	0,25	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-13-A	35,00	41,30	18,36	0,40	0,72	0,36	7,95	12,99	0,68	2
P-KK-13-B	55,00	41,30	35,68	0,40	0,72	0,36	12,50	12,99	0,68	2
P-KK-17	35,00	7,40	23,16	0,44	0,83	0,06	7,95	12,99	0,68	1
P-KK-19	35,00	22,00	23,16	0,44	0,90	0,19	7,95	12,99	0,68	1

Já na Série AP04 analisada por Lee e Wilmshurst [9], três ligações da Série AP03 foram tomadas como base, no caso SKK-03, SKK-09 e SKK-14. Foram variadas as espessuras do banzo e das diagonais, conforme é visto na Tabela 9, para verificar a influência desses parâmetros no comportamento global da ligação KK.

Também não foram consideradas as ligações SKK-09-E, SKK-09-F e SKK-09-G pelo fato de elas não possuírem modo de falha 1 ou modo de falha 2, tendo falhado pelas diagonais, conforme citado por Lee e Wilmshurst [9].

A Tabela 7 e a Tabela 8 mostram os parâmetros geométricos para a Série AP03. A Tabela 9 e a Tabela 10 mostram os parâmetros geométricos para a Série AP04.

Tabela 5: Parâmetros Geométricos – Série AP02

Ligação	$d_0$ (mm)	$\theta$	$\phi$	$\theta'$	$\phi'$	$d_1$ (mm)	$d'$ (mm)	$t_0$ (mm)	$t_1$ (mm)
P-KK-21	141,3	60,0	90,0	67,79	81,79	38,00	123,10	4,40	3,00
P-KK-22	141,3	60,0	90,0	67,79	81,79	38,00	123,10	4,40	3,00
P-KK-23	141,3	60,0	60,0	63,43	53,13	38,00	100,96	4,40	3,00
P-KK-24	141,3	60,0	60,0	63,43	53,13	38,00	100,96	4,40	3,00
P-KK-25	141,3	60,0	75,0	65,39	67,21	38,00	113,00	4,40	3,00
P-KK-26	141,3	60,0	75,0	65,39	67,21	38,00	113,00	4,40	3,00
P-KK-27	141,3	60,0	85,0	66,94	76,87	38,00	119,96	4,40	3,00
P-KK-28	141,3	60,0	75,0	65,39	67,21	36,00	111,74	4,40	3,00
P-KK-29	141,3	60,0	90,0	67,79	81,79	44,50	126,30	4,40	3,00
P-KK-30	141,3	60,0	90,0	67,79	81,79	44,50	126,30	4,40	3,00
P-KK-31	141,3	60,0	60,0	63,43	53,13	44,50	105,59	4,40	3,00
P-KK-32	141,3	60,0	60,0	63,43	53,13	44,50	105,59	4,40	3,00
P-KK-33	141,3	60,0	75,0	65,39	67,21	44,50	116,95	4,40	3,00
P-KK-34	141,3	60,0	75,0	65,39	67,21	44,50	116,95	4,40	3,00
P-KK-35	141,3	60,0	85,0	66,94	76,87	44,50	123,41	4,40	3,00
P-KK-36	141,3	60,0	90,0	67,79	81,79	50,80	129,15	4,40	3,00
P-KK-37	141,3	60,0	90,0	67,79	81,79	50,80	129,15	4,40	3,00
P-KK-38	141,3	60,0	60,0	63,43	53,13	50,80	109,92	4,40	3,00
P-KK-39	141,3	60,0	60,0	63,43	53,13	50,80	109,92	4,40	3,00
P-KK-40	141,3	60,0	75,0	65,39	67,21	50,80	120,57	4,40	3,00
P-KK-41	141,3	60,0	75,0	65,39	67,21	50,80	120,57	4,40	3,00
P-KK-42	141,3	60,0	80,0	66,14	72,01	50,80	123,67	4,40	3,00

Tabela 6: Parâmetros Geométricos – Série AP02 (continuação)

Ligação	$g_i$ (mm)	$g_t$ (mm)	$e$ (mm)	$\beta$	$\beta'$	$\zeta_t = g_t/d_0$	$\zeta_i = g_i/t_0$	$\gamma = d_0/2t_0$	$\tau = t_1/t_0$	Modo de Falha
P-KK-21	35,00	69,50	-3,14	0,27	0,87	0,49	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-22	55,00	69,50	14,18	0,27	0,87	0,49	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-23	35,00	35,40	-3,14	0,27	0,71	0,25	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-24	55,00	35,40	14,18	0,27	0,71	0,25	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-25	35,00	52,70	-3,14	0,27	0,80	0,37	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-26	55,00	52,70	14,18	0,27	0,80	0,37	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-27	55,00	63,90	14,18	0,27	0,85	0,45	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-28	35,00	54,60	-5,14	0,25	0,79	0,39	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-29	35,00	63,50	3,36	0,31	0,89	0,45	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-30	55,00	63,50	20,68	0,31	0,89	0,45	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-31	35,00	28,80	3,36	0,31	0,75	0,20	7,95	16,06	0,68	1
P-KK-32	55,00	28,80	20,68	0,31	0,75	0,20	12,50	16,06	0,68	1
P-KK-33	35,00	46,30	3,36	0,31	0,83	0,33	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-34	55,00	46,30	20,68	0,31	0,83	0,33	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-35	55,00	57,80	20,68	0,31	0,87	0,41	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-36	35,00	57,40	9,66	0,36	0,91	0,41	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-37	55,00	57,40	26,98	0,36	0,91	0,41	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-38	35,00	22,20	9,66	0,36	0,78	0,16	7,95	16,06	0,68	1
P-KK-39	55,00	22,20	26,98	0,36	0,78	0,16	12,50	16,06	0,68	1
P-KK-40	35,00	39,70	9,66	0,36	0,85	0,28	7,95	16,06	0,68	2
P-KK-41	55,00	39,70	26,98	0,36	0,85	0,28	12,50	16,06	0,68	2
P-KK-42	55,00	51,60	26,98	0,36	0,88	0,37	12,50	16,06	0,68	2

Tabela 7 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120$  mm;  $\theta = 56,3^\circ$ ;  $\varphi = 60^\circ$ ;  $\theta' = 60^\circ$ ;  $\varphi' = 51,3^\circ$ ;  $\sigma_y = 355$  N/mm<sup>2</sup>) – Série AP03

Ligação	$d_1$ (mm)	$d'$ (mm)	$t_0$ (mm)	$t_1$ (mm)	$g_i$ (mm)	$g_t$ (mm)	$e$ (mm)
SKK-02	28,80	83,20	5,00	4,00	33,40	28	-14,16
SKK-03	28,80	83,20	5,00	4,00	33,40	38	-6,66
SKK-04	28,80	83,20	5,00	4,00	33,40	48	0,84
SKK-05	28,80	83,20	5,00	4,00	33,40	58	8,33
SKK-06	28,80	83,20	5,00	4,00	33,40	68	15,83
SKK-08	38,40	90,10	5,00	4,00	23,60	28	-5,51
SKK-09	38,40	90,10	5,00	4,00	23,60	38	1,99
SKK-10	38,40	90,10	5,00	4,00	23,60	48	9,49
SKK-11	38,40	90,10	5,00	4,00	23,60	58	16,98
SKK-13	48,00	96,60	5,00	4,00	13,40	28	3,14
SKK-14	48,00	96,60	5,00	4,00	13,40	38	10,64
SKK-15	48,00	96,60	5,00	4,00	13,40	48	18,14

Tabela 8 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120 \text{ mm}$ ;  $\theta = 56,3^\circ$ ;  $\varphi = 60^\circ$ ;  $\theta' = 60^\circ$ ;  $\varphi' = 51,3^\circ$ ;  $\sigma_y = 355 \text{ N/mm}^2$ ) – Série AP03 (continuação)

Ligação	$\beta = 2d_0/(d_1+d_2)$	$\beta'$	$\zeta_t=g_t/d_0$	$\zeta_i=g_i/t_0$	$\gamma = d_0/2t_0$	$\tau = t_1/t_0$	Modo de Falha
SKK-02	0,24	0,69	0,28	5,60	12	0,80	2
SKK-03	0,24	0,69	0,28	7,60	12	0,80	2
SKK-04	0,24	0,69	0,28	9,60	12	0,80	2
SKK-05	0,24	0,69	0,28	11,60	12	0,80	2
SKK-06	0,24	0,69	0,28	13,60	12	0,80	2
SKK-08	0,32	0,75	0,20	5,60	12	0,80	1
SKK-09	0,32	0,75	0,20	7,60	12	0,80	1
SKK-10	0,32	0,75	0,20	9,60	12	0,80	1
SKK-11	0,32	0,75	0,20	11,60	12	0,80	1
SKK-13	0,40	0,81	0,11	5,60	12	0,80	1
SKK-14	0,40	0,81	0,11	7,60	12	0,80	1
SKK-15	0,40	0,81	0,11	9,60	12	0,80	1

Tabela 9 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120 \text{ mm}$ ;  $\theta = 56,3^\circ$ ;  $\varphi = 60^\circ$ ;  $\theta' = 60^\circ$ ;  $\varphi' = 51,3^\circ$ ;  $\sigma_y = 355 \text{ N/mm}^2$ ) – Série AP04

Ligação	$d_1(\text{mm})$	$d'(\text{mm})$	$t_0(\text{mm})$	$t_1(\text{mm})$	$g_t(\text{mm})$	$g_i(\text{mm})$	$e(\text{mm})$
SKK-03-B	28,80	83,20	2,86	2,86	33,40	38	-6,66
SKK-03-C	28,80	83,20	2,00	2,00	33,40	38	-6,66
SKK-03-D	28,80	83,20	1,50	1,50	33,40	38	-6,66
SKK-09-A	38,40	90,10	6,67	6,67	23,60	38	1,99
SKK-09-B	38,40	90,10	2,86	4,00	23,60	38	1,99
SKK-09-C	38,40	90,10	2,00	2,00	23,60	38	1,99
SKK-09-D	38,40	90,10	1,50	1,50	23,60	38	1,99
SKK-09-H	38,40	90,10	5,00	6,00	23,60	38	1,99
SKK-09-I	38,40	90,10	4,00	2,40	23,60	38	1,99
SKK-09-J	38,40	90,10	2,86	1,72	23,60	38	1,99
SKK-14-A	48,00	96,60	6,67	6,67	13,40	38	10,64
SKK-14-B	48,00	96,60	2,86	2,86	13,40	38	10,64
SKK-14-C	48,00	96,60	2,00	2,00	13,40	38	10,64
SKK-14-D	48,00	96,60	1,50	1,50	13,40	38	10,64

Tabela 10 – Parâmetros Geométricos ( $d_0 = 120$  mm;  $\theta = 56,3^\circ$ ;  $\varphi = 60^\circ$ ;  $\theta' = 60^\circ$ ;  $\varphi' = 51,3^\circ$ ;  $\sigma_y = 355$  N/mm<sup>2</sup>) – Série AP04 (continuação)

Ligação	$\beta = 2d_0/(d_1+d_2)$	$\beta'$	$\zeta_t=g/d_0$	$\zeta_r=g/t_0$	$\gamma = d_0/2t_0$	$\tau = t_1/t_0$	Modo de Falha
SKK-03-B	0,24	0,69	0,28	13,29	21	1,00	2
SKK-03-C	0,24	0,69	0,28	19,00	30	1,00	2
SKK-03-D	0,24	0,69	0,28	25,33	40	1,00	2
SKK-09-A	0,32	0,75	0,20	5,70	9	1,00	1
SKK-09-B	0,32	0,75	0,20	13,29	21	1,40	1
SKK-09-C	0,32	0,75	0,20	19,00	30	1,00	1
SKK-09-D	0,32	0,75	0,20	25,33	40	1,00	1
SKK-09-H	0,32	0,75	0,20	7,60	12	1,20	1
SKK-09-I	0,32	0,75	0,20	9,50	15	0,60	1
SKK-09-J	0,32	0,75	0,20	13,29	21	0,60	1
SKK-14-A	0,40	0,81	0,11	5,70	9	1,00	1
SKK-14-B	0,40	0,81	0,11	13,29	21	1,00	1
SKK-14-C	0,40	0,81	0,11	19,00	30	1,00	1
SKK-14-D	0,40	0,81	0,11	25,33	40	1,00	1

#### 4.4 Comparação entre os resultados desse trabalho e as análises feitas por Forti [54] (AP01 e AP02)

Considerando-se que os modelos numéricos desenvolvidos nesse trabalho são diferentes dos avaliados por Forti [54] em termos de malha, consideração da solda e não-linearidade geométrica, este item apresenta uma breve comparação entre os resultados obtidos nesse trabalho e os obtidos por Forti [54]. A Tabela 11 e a Tabela 12 apresentam, respectivamente, os resultados obtidos para as Séries AP01 e AP02.

Observando-se os resultados apresentados, pode-se verificar que, de forma geral, os mesmos não apresentam grandes diferenças, sendo de 15% a maior discrepância encontrada.

Tabela 11 – Comparação entre a Série AP01 e resultados desse trabalho

Ligação	Carga Máxima (Forti [54])	Carga Máxima ANSYS [11]	Dif (%)
P-KK-01	98,4	94,79	3,8%
P-KK-03	99,1	97,98	1,1%
P-KK-04	96,4	95,63	0,8%
P-KK-05	103,2	97,21	6,2%
P-KK-06	102,1	94,39	8,2%
P-KK-07	121,5	108,50	12,0%
P-KK-09	105,7	109,37	3,4%
P-KK-10	101,9	106,20	4,0%
P-KK-11	117,6	110,00	6,9%
P-KK-17	112,9	118,38	4,6%
P-KK-19	129,9	121,97	6,5%

Tabela 12 – Comparação entre a Série AP02 e resultados desse trabalho

Ligação	Carga Máxima (Forti [54])	Carga Máxima ANSYS [11]	Dif (%)
P-KK-21	87,6	84,9	3,1%
P-KK-22	85,5	81,6	4,8%
P-KK-23	98,6	91,0	8,4%
P-KK-24	97,0	87,2	11,3%
P-KK-25	93,7	89,1	5,2%
P-KK-26	92,4	83,0	11,3%
P-KK-27	87,4	81,6	7,1%
P-KK-28	89,6	86,1	4,1%
P-KK-29	100,5	94,5	6,3%
P-KK-30	98,4	92,9	6,0%
P-KK-31	109,6	101,3	8,2%
P-KK-32	107,5	97,1	10,7%
P-KK-33	108,7	99,2	9,6%
P-KK-34	107,2	93,1	15,2%
P-KK-35	102,2	92,5	10,5%
P-KK-36	115,5	105,3	9,7%
P-KK-37	113,8	105,1	8,3%
P-KK-38	118,1	111,0	6,3%
P-KK-39	114,3	106,9	6,9%
P-KK-40	121,9	109,4	11,4%
P-KK-41	120,1	103,8	15,7%
P-KK-42	118,6	103,8	14,2%

#### 4.5 Comparação entre os resultados obtidos nesse trabalho e os obtidos por Lee e Wilmschurst [9] (AP03 e AP04)

Considerando-se que os modelos numéricos desenvolvidos nesse trabalho são diferentes dos avaliados por Lee e Wilmschurst [9], em termos de malha, consideração da solda e não-linearidade geométrica, este item apresenta uma breve comparação entre os resultados obtidos nesse trabalho e os obtidos por Lee e Wilmschurst [9]. A Tabela 13 e a Tabela 14 apresentam, respectivamente, os resultados obtidos para as Séries AP03 e AP04.

Observando-se os resultados apresentados, pode-se verificar que, de forma geral, os mesmos não apresentam grandes diferenças, sendo que em apenas duas ligações, foi de 17 e 21% e nas demais, a máxima foi de aproximadamente 12%.

Tabela 13: Comparação entre a Série AP03 e resultados desse trabalho

Ligação	Carga Máxima Lee e Wilmschurst [9]	Carga Máxima ANSYS [11]	Dif. (%)
SKK-02	103,6	97,19	6,6%
SKK-03	99,9	100,71	0,8%
SKK-04	99,4	104,69	5,3%
SKK-05	99,4	104,07	4,7%
SKK-06	99,1	101,88	2,8%
SKK-08	126,3	121,16	4,2%
SKK-09	120,1	122,46	2,0%
SKK-10	118,5	124,55	5,1%
SKK-11	118	125,71	6,5%
SKK-13	143,5	142,36	0,8%
SKK-14	135,4	138,28	2,1%
SKK-15	132,9	139,29	4,8%

Tabela 14: Comparação entre a Série AP04 e resultados desse trabalho

Ligação	Carga Máxima Lee e Wilmshurst [9]	Carga Máxima ANSYS [11]	Dif. (%)
SKK-03-B	41,0	43,4	5,8%
SKK-03-C	22,6	23,0	1,8%
SKK-03-D	13,7	13,3	3,3%
SKK-09-A	182,3	203,4	11,6%
SKK-09-B	53,2	54,5	2,5%
SKK-09-C	32,0	29,0	10,5%
SKK-09-D	20,8	17,2	21,1%
SKK-09-E	266,8	266,0	0,3%
SKK-09-F	151,4	149,6	1,2%
SKK-09-G	90,7	79,5	14,1%
SKK-09-H	120,4	129,5	7,6%
SKK-09-I	86,2	83,4	3,3%
SKK-09-J	53,1	49,5	7,2%
SKK-14-A	203,0	227,9	12,2%
SKK-14-B	60,7	61,4	1,2%
SKK-14-C	37,2	35,1	5,9%
SKK-14-D	25,2	21,5	17,0%

#### 4.6 Comparação entre os resultados obtidos nesse trabalho com a aplicação das equações de Paul e Kurobane, descritas por Lee e Wilmshurst [9]

Lee e Wilmshurst [9] fizeram uma análise paramétrica partindo da carga máxima que pode ser aplicada na diagonal considerando um modelo de elementos finitos. Os autores mostram o cálculo dos seguintes fatores: Carga não-dimensional  $(P_u)_{nd}$ , através da equação (43); Resultante vertical das cargas aplicadas em duas diagonais, uma em compressão e outra em tração, através da equação (44); e Carga não-dimensional  $(P'_u)_{nd}$ , através da equação (45), apresentadas a seguir.

$$(P_u)_{nd} = P_u \times \frac{\text{sen } \theta'_c}{\sigma_y t_0^2} \quad (43)$$

$$P'_u = 2 \times P_u \times \cos\left(\frac{\varphi'}{2}\right) \quad (44)$$

$$(P'_u)_{nd} = P'_u \times \frac{\text{sen } \theta'_c}{\sigma_y t_0^2} \quad (45)$$

Onde:

$\theta'$  é o ângulo no espaço que a diagonal faz com o banzo;  
 $\varphi'$  é o ângulo no espaço entre as diagonais;  
 $t_0$  é a espessura da parede do banzo;  
 $\sigma_y$  é a tensão de escoamento do material do banzo; e  
 $P_u$  é a máxima carga que pode ser aplicada na diagonal

Constatou-se, depois de analisados os resultados apresentados por Lee e Wilmshurst [9], que o modo de falha também pode ser verificado através das seguintes hipóteses: caso  $\zeta_t > 0,215 \rightarrow$  o modo de falha é o 2; caso  $\zeta_t \leq 0,215 \rightarrow$  o modo de falha é o 1, conforme Figura 15 do capítulo 2.

Para melhor entendimento dos modos de falha, mencionados no capítulo 2 desse trabalho, será mostrada a Figura 34, sendo que a letra (a) ilustrará o modo de falha 1 e a letra (b) o modo de falha 2, obtidas pela análise de 2 modelos analisados nesse trabalho, P-KK-31 e P-KK-30.

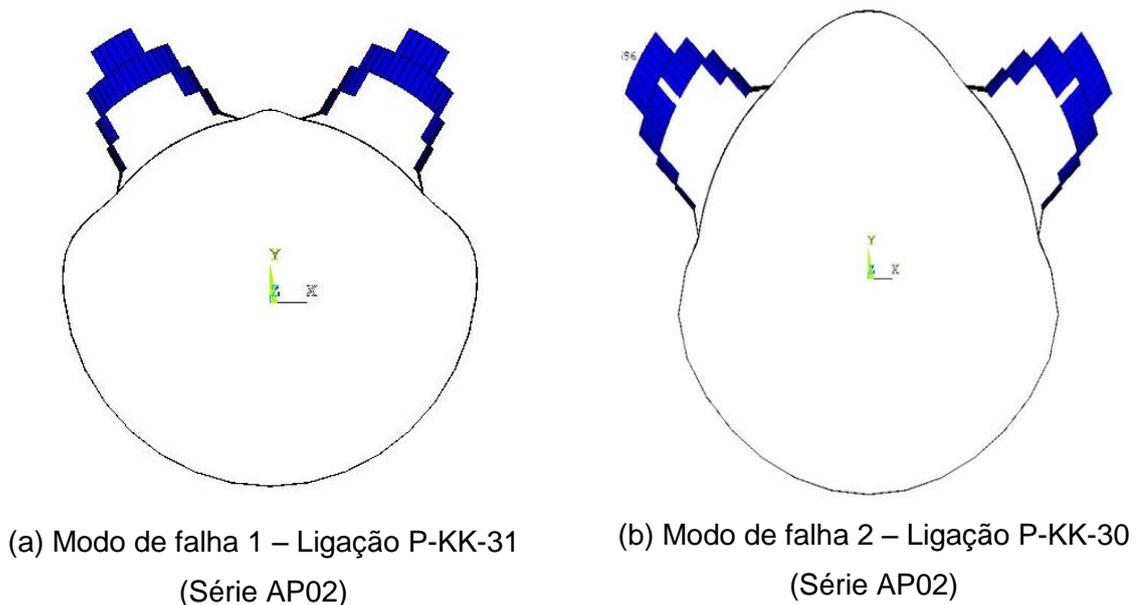
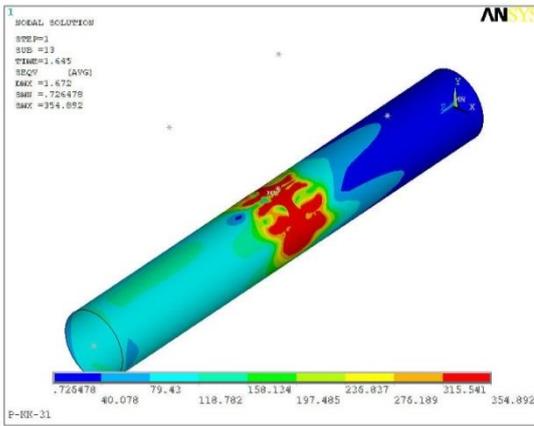
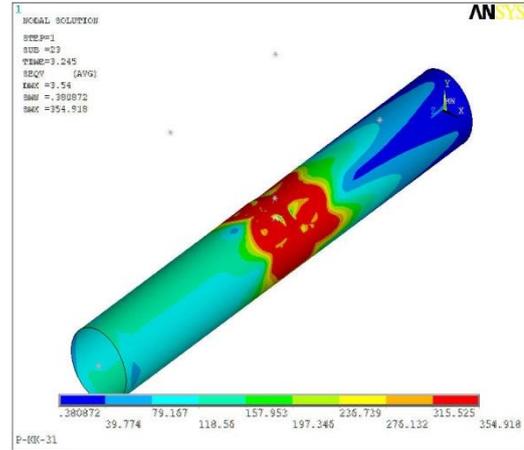


Figura 34: Detalhe dos modos de falha para as ligações P-KK-31 (modo de falha 1) e P-KK-30 (modo de falha 2)

A Figura 35 mostra a evolução das tensões de Von Mises para quatro incrementos de carga (Figura 35(a), Figura 35(b), Figura 35 (c) e Figura 35 (d)), cujos pontos de onde foram obtidos os deslocamentos estão mostrados em preto para a ligação P-KK-31 (Figura 35 (e)).

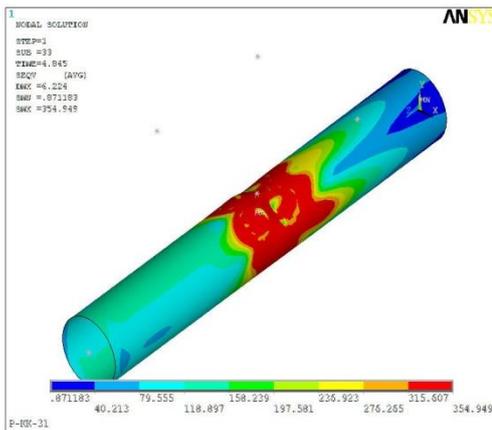


(a) Ponto 1 – Deslocamento = 1,38 mm  
Carga na diagonal comprimida= 92,77 kN

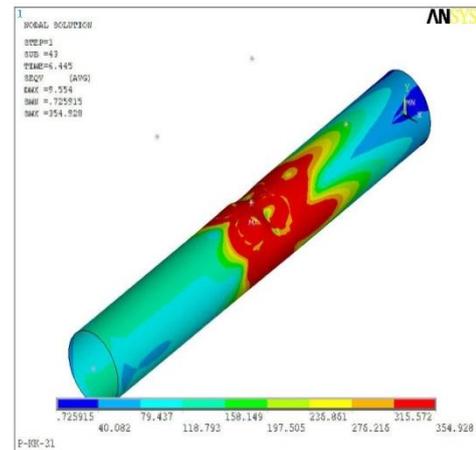


(b) Ponto 2 – Deslocamento = 2,85 mm

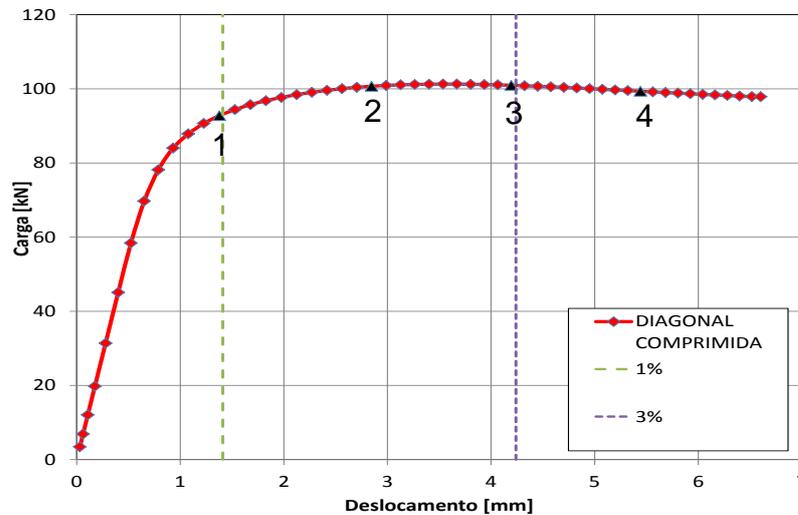
Carga na diagonal comprimida = 100,69 kN



(c) Ponto 3 – Deslocamento = 4,19 mm  
Carga na diagonal comprimida = 100,95 kN



(d) Ponto 4 – Deslocamento = 5,44 mm  
Carga na diagonal comprimida = 99,35 kN



(e) Pontos para obtenção das tensões de Von Mises

Figura 35: Tensões de Von Mises para 4 incrementos de carga

Lee e Wilmshurst [9] fazem uma comparação entre a carga não-dimensional obtida pela equação proposta (uma para o modo de falha 1, outra para o modo de falha 2) e a carga não-dimensional obtida através da carga máxima apresentada da seguinte forma:

- 1) Para o modo de falha 1, a comparação que se faz é entre a carga não-dimensional obtida da resultante vertical de duas diagonais e a carga não-dimensional calculada pela equação (46);
- 2) Para o modo de falha 2, a comparação que se faz é entre a carga não-dimensional obtida da carga máxima mostrada em Lee e Wilmshurst [9] e a carga não-dimensional calculada pela equação (48).

Desta forma, para o modo de falha 1, tem-se:

$$(P'_u)_{nd,calc} = 1.209 \times (1 + 8.188\beta'^{1.456}) \times (1 + 0.226\gamma^{0.812}) \times (1 + 0.674\zeta_1^{-1.394}) \quad (46)$$

$$P_{u,calc} = \frac{(P'_u)_{nd,calc} \times \sigma_y \times t_0^2}{2 \times \cos\left(\frac{\varphi'}{2}\right) \times \text{sen}(\theta'_c)} \quad (47)$$

E ainda, para o modo de falha 2, tem-se:

$$(P_u)_{nd,calc} = 5.835 \times (1 + 1.9\beta'^{4.627}) \times (1 + 0.198\gamma^{0.613}) \times (1 + 0.674\zeta_t^{0.502}) \times (1 + 0.674\zeta_1^{-0.432}) \quad (48)$$

$$P_{u,calc} = \frac{(P_u)_{nd,calc} \times \sigma_y \times t_0^2}{\text{sen}(\theta'_c)} \quad (49)$$

Onde:

$\theta'_c$  é o ângulo no espaço que a diagonal faz com o banzo;

$\varphi'$  é o ângulo no espaço entre as diagonais;

$t_0$  é a espessura da parede do banzo;

$\sigma_y$  é a tensão de escoamento do material do banzo;

$\beta'$  é calculado segundo a equação (36);

$P_u$  é a máxima carga que pode ser aplicada na diagonal, considerando a resultante vertical de duas diagonais para o modo de falha 1 e a carga em 1 diagonal para o modo de falha 2; e  $(P'_u)_{nd,calc}$  e  $(P_u)_{nd,calc}$  são cargas não – dimensionais.

A Figura 36 mostra um fluxograma explicativo para as equações de Paul e Kurobane, apresentadas por Lee e Wilmshurst [9] e todas as considerações que

foram feitas para a análise das mesmas, através da utilização das equações mostradas anteriormente.

A Tabela 15 e a Tabela 16 apresentam os resultados obtidos no presente trabalho para as ligações analisadas por Lee e Wilmshurst [9] de forma a detalhar a metodologia usada por estes autores e também validar a análise numérica. Observando-se estes resultados, pode-se separar as ligações de acordo com o modo de falha, ou seja, as ligações cujo modo de falha 1 controlou o dimensionamento estão apresentadas na Tabela 15 e as que falharam pelo modo 2, na Tabela 16. Nestas tabelas são apresentadas as cargas máximas que podem ser aplicadas nas diagonais ( $P_u$ ); as cargas não-dimensionais, uma relacionada à carga máxima e outra relacionada à resultante vertical da carga de duas diagonais (modos de falha 1 e 2, respectivamente) ( $P_u$ )<sub>nd</sub> e ( $P_u'$ )<sub>nd</sub>; as cargas calculadas pelas equações (29), (37) e (38); as razões entre as cargas calculadas pelas equações e a carga calculada pelas equações (43) e (45) para os modos de falha 1 e 2 respectivamente; e a razão entre a carga não-dimensional calculada pelas equações propostas, uma para o modo de falha 1, outra para o modo de falha 2, ( $P_u'$ )<sub>nd,calc</sub> e ( $P_u$ )<sub>nd,calc</sub>, respectivamente e a carga não-dimensional obtida a partir da resultante vertical, para o modo de falha 1 ( $P_u'$ )<sub>nd</sub> e obtida através da carga máxima para o modo de falha 2 ( $P_u$ )<sub>nd</sub>.

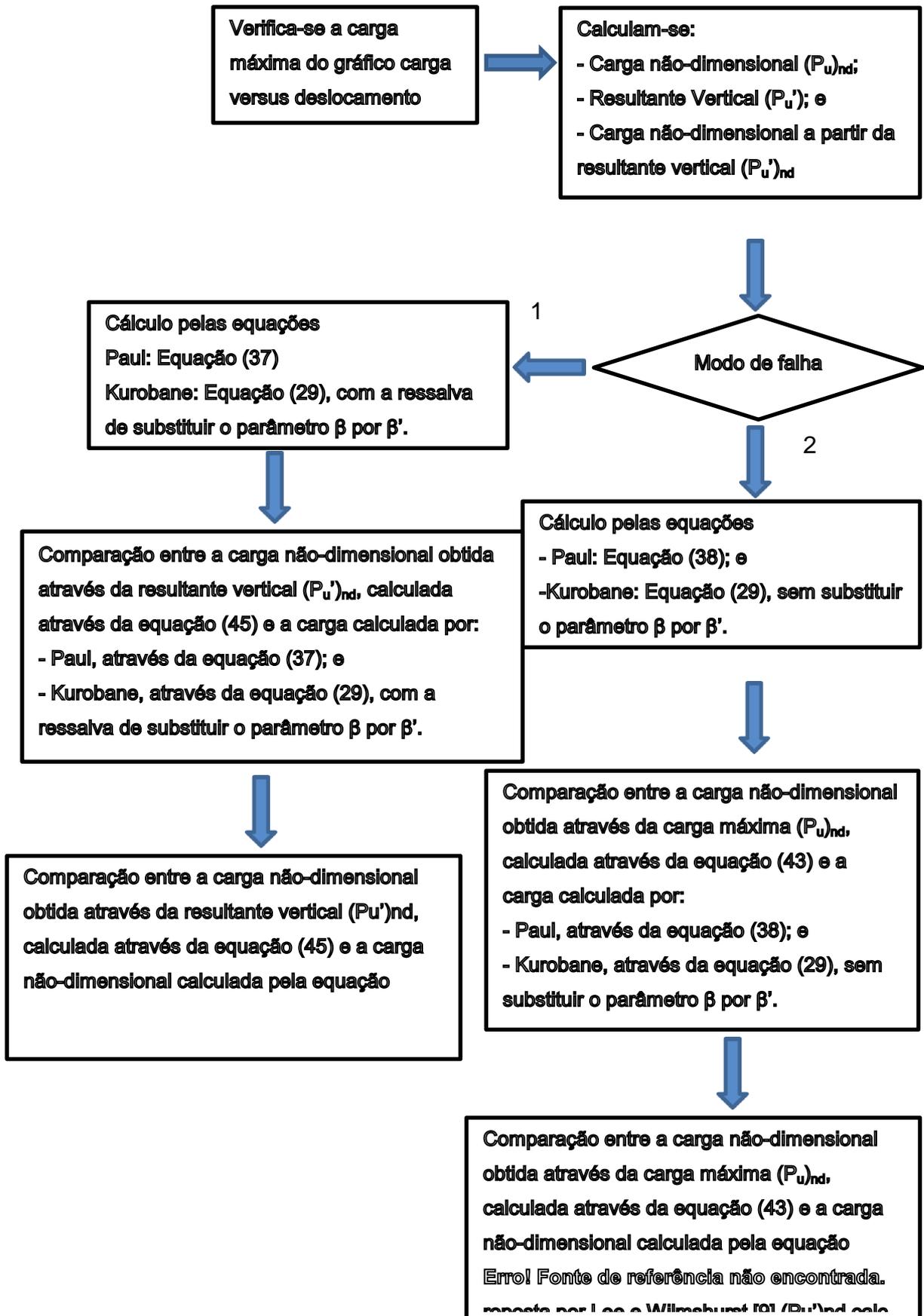


Figura 36: Fluxograma explicativo para as equações propostas por Paul e Kurobane, descritas por Lee e Wilmshurst [9]

Tabela 15: Análise geral das equações de Paul e Kurobane [9] e comparações –  
Modo de Falha 1

Ligação	$P_u$ (kN)	$(P_u)_{nd}$	$P'_u$ (kN)	$(P'_u)_{nd}$	$P'_{u,k}$	$\frac{P'_u}{P'_{u,k}}$	$P'_{u,Paul}$	$\frac{P'_u}{P'_{u,Paul}}$	$(P'_u)_{nd,calc}$	$\frac{(P'_u)_{nd}}{(P'_u)_{nd,calc}}$
SKK-08	121,16	11,82	218,44	21,32	292,13	0,75	312,30	0,70	22,15	0,96
SKK-09	122,46	11,95	220,78	21,54	275,86	0,80	310,42	0,71	21,71	0,99
SKK-09-A	203,43	11,15	366,77	20,11	472,12	0,78	531,28	0,69	19,22	1,05
SKK-09-B	54,55	16,27	98,35	29,33	97,70	1,01	109,94	0,89	28,94	1,01
SKK-09-C	28,95	17,66	52,19	31,83	51,17	1,02	57,58	0,91	35,79	0,89
SKK-09-D	17,17	18,62	30,96	33,56	30,54	1,01	34,37	0,90	42,99	0,78
SKK-09-H	129,53	12,64	233,53	22,79	275,86	0,85	310,42	0,75	21,71	1,05
SKK-09-I	83,45	12,72	150,45	22,94	181,56	0,83	204,31	0,74	24,18	0,95
SKK-09-J	49,53	14,77	89,30	26,63	97,70	0,91	109,94	0,81	28,94	0,92
SKK-10	124,55	12,15	224,55	21,91	268,49	0,84	317,24	0,71	21,48	1,02
SKK-11	125,71	12,27	226,64	22,12	265,57	0,85	328,74	0,69	21,34	1,04
SKK-13	142,36	13,89	256,66	25,05	309,14	0,83	345,47	0,74	24,14	1,04
SKK-14	138,28	13,49	249,31	24,33	291,91	0,85	343,40	0,73	23,66	1,03
SKK-14-A	227,86	12,49	410,81	22,53	499,61	0,82	587,72	0,70	20,94	1,08
SKK-14-B	61,42	18,32	110,73	33,03	103,39	1,07	121,62	0,91	31,54	1,05
SKK-14-C	35,14	21,43	63,35	38,64	54,14	1,17	63,69	0,99	39,00	0,99
SKK-14-D	21,54	23,35	38,83	42,11	32,32	1,20	38,02	1,02	46,85	0,90
SKK-15	139,29	13,59	251,13	24,51	284,12	0,88	350,94	0,72	23,41	1,05

Tabela 16: Análise geral das equações de Paul e Kurobane [9] e comparações –  
Modo de Falha 2

Ligação	$P_u$ (kN)	$(P_u)_{nd}$	$P'_u$ (kN)	$(P'_u)_{nd}$	$P_{u,k}$	$\frac{P_u}{P_{u,k}}$	$P_{u,Paul}$	$\frac{P_u}{P_{u,Paul}}$	$(P_u)_{nd,calc}$	$\frac{(P_u)_{nd}}{(P_u)_{nd,calc}}$
SKK-02	97,19	9,48	175,22	17,10	131,22	0,74	121,68	0,80	10,48	0,90
SKK-03	100,71	9,83	181,57	17,72	123,90	0,81	118,59	0,85	10,07	0,98
SKK-03-B	43,36	12,93	78,17	23,31	43,88	0,99	42,00	1,03	11,28	1,15
SKK-03-C	23,00	14,03	41,47	25,29	22,98	1,00	22,00	1,05	12,38	1,13
SKK-03-D	13,26	14,38	23,91	25,92	13,72	0,97	13,13	1,01	13,50	1,06
SKK-04	104,69	10,22	188,75	18,42	120,59	0,87	119,01	0,88	9,79	1,04
SKK-05	104,07	10,16	187,63	18,31	119,29	0,87	121,26	0,86	9,58	1,06
SKK-06	101,88	9,94	183,68	17,92	118,79	0,86	124,30	0,82	9,42	1,06

Pode-se dizer que as equações propostas em Lee e Wilmshurst [9] fornecem resultados satisfatórios quando observamos as últimas colunas das duas tabelas apresentadas anteriormente, uma vez que a diferença máxima foi de 15% para apenas um modelo analisado.

As equações propostas por Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], quando consideramos apenas as ligações que falharam para o modo de falha 1, são comparadas à resultante vertical de duas diagonais, sendo uma em tração e uma em compressão, para um carregamento simétrico. Todavia, o EC3 1-8 [8] e a NBR 16239:2013 [10] calculam a carga máxima que pode ser aplicada em 1 diagonal, com a utilização do fator de redução igual a 0,9 na consideração de uma ligação KK com base na equação da ligação K.

Por causa disso, precisou-se fazer a consideração da carga aplicada em uma diagonal para as equações propostas por Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9] para o modo de falha 1, para que se pudesse fazer uma comparação equivalente entre as equações propostas, pelas equações (50) e (51).

$$P_{u,Paul} = \frac{P'_{u,Paul}}{2 \times \cos\left(\frac{\varphi'}{2}\right)} \quad (50)$$

$$P_{u,k} = \frac{P'_{u,k}}{2 \times \cos\left(\frac{\varphi'}{2}\right)} \quad (51)$$

#### **4.7 Aplicação das equações do EC3 1-8 [8], da 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] e da NBR 16239:2013 [10]**

Aplicando-se as equações de dimensionamento de ligações KK entre perfis tubulares circulares apresentadas no capítulo 2, pelo EC3 1-8 [8], pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] e pela NBR 16239:2013 [10], obtêm-se os resultados apresentados na Tabela 17, na Tabela 18, na Tabela 19 e na Tabela 20, para as Séries AP01, AP02, AP03 e AP04, respectivamente.

A partir das análises numéricas efetuadas na presente dissertação, apresentam-se, também, na Tabela 17, na Tabela 18, na Tabela 19 e na Tabela 20, resultados obtidos através do critério de deformação limite, com a determinação das resistências correspondentes aos estados limites último ( $N_u$ ) e de serviço ( $N_s$ ), e a razão  $N_u/N_s$ . Caso esta razão seja menor do que 1,5, ou seja,  $N_u/N_s < 1,5$ , o controle do dimensionamento deve-se ao estado limite último. Desta forma, a resistência da ligação será aquela associada ao deslocamento para fora do plano de 3% do

diâmetro do banzo, ou seja,  $N_u$ . Mas, havendo um pico entre os estados último e de serviço, o valor da carga neste pico deverá controlar o dimensionamento.

Tabela 17: Cálculo pelas equações – Série AP01

Ligação	$N_s(1\%d_0)$	$N_u(3\%d_0)$	$N_u/N_s$	$N_{pico}$	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10])		$N_1^*$ (CIDECT [2])	
					Plastif	Punç	Plastif	Punç
P-KK-01	80,86	94,45	1,17	94,79	64,05	134,55	77,47	134,55
P-KK-02-A	75,33	89,61	1,19		62,15	134,55	74,75	134,55
P-KK-02-B	73,70	87,36	1,19		64,05	134,55	77,47	134,55
P-KK-03	83,37	97,42	1,17		64,05	134,55	77,47	134,55
P-KK-04	78,95	95,50	1,21		62,15	134,55	74,75	134,55
P-KK-05	84,42	96,72	1,15	97,21	64,05	134,55	77,47	134,55
P-KK-06	76,39	94,14	1,23		62,15	134,55	74,75	134,55
P-KK-07	91,63	108,36	1,18		71,21	157,56	90,36	157,56
P-KK-08-A	83,82	97,55	1,16		69,10	157,56	87,18	157,56
P-KK-08-B	82,15	93,34	1,14		71,21	157,56	90,36	157,56
P-KK-09	93,26	107,82	1,16		71,21	157,56	90,36	157,56
P-KK-10	88,59	105,61	1,19		69,10	157,56	87,18	157,56
P-KK-11	94,85	110,00	1,16		71,21	157,56	90,36	157,56
P-KK-12-A	86,89	101,97	1,17		69,10	157,56	87,18	157,56
P-KK-12-B	86,28	98,40	1,14		71,21	157,56	90,36	157,56
P-KK-13-A	84,12	95,18	1,13		72,86	162,87	93,50	162,87
P-KK-13-B	85,84	99,36	1,16		70,70	162,87	90,22	162,87
P-KK-17	102,48	117,16	1,14		78,14	179,87	103,97	179,87
P-KK-19	104,98	121,28	1,16		78,14	179,87	103,97	179,87

Tabela 18: Cálculo pelas equações – Série AP02

Ligação	Npico	N <sub>1,Rd</sub> (EC3 1-8 [8] ou N <sub>1,Rd</sub> (NBR 16239:2013 [10])		N <sub>1</sub> * (CIDECT [2])	
		Plastif	Punç	Plastif	Punç
P-KK-21	84,93	59,05	134,55	68,81	134,55
P-KK-22	81,62	56,81	134,55	66,39	134,55
P-KK-23	91,00	59,05	134,55	68,81	134,55
P-KK-24	87,17	56,81	134,55	66,39	134,55
P-KK-25	89,10	59,05	134,55	68,81	134,55
P-KK-26	83,01	56,81	134,55	66,39	134,55
P-KK-27	81,61	56,81	134,55	66,39	134,55
P-KK-28	86,08	57,17	127,46	65,99	127,46
P-KK-29	94,55	65,15	157,56	78,59	157,56
P-KK-30	92,86	62,68	157,56	75,83	157,56
P-KK-31	101,27	65,15	157,56	78,59	157,56
P-KK-32	97,07	62,68	157,56	75,83	157,56
P-KK-33	99,21	65,15	157,56	78,59	157,56
P-KK-34	93,09	62,68	157,56	75,83	157,56
P-KK-35	92,51	62,68	157,56	75,83	157,56
P-KK-36	105,27	71,06	179,87	88,93	179,87
P-KK-37	105,12	68,37	179,87	85,81	179,87
P-KK-38	111,05	71,06	179,87	88,93	179,87
P-KK-39	106,91	68,37	179,87	85,81	179,87
P-KK-40	109,45	71,06	179,87	88,93	179,87
P-KK-41	103,84	68,37	179,87	85,81	179,87
P-KK-42	103,84	68,37	179,87	85,81	179,87

Tabela 19: Cálculo pelas equações – Série AP03

Ligação	$N_s(1\%d_0)$	$N_u(3\%d_0)$	$N_u/N_s$	$N_{pico}$	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10])		$N_1^*$ (CIDECT [2])	
					Plastif	Punç	Plastif	Punç
SKK-02	91,64	82,65		97,19	72,97	123,27	80,38	123,27
SKK-03	92,31	89,42		100,71	69,51	123,27	78,09	123,27
SKK-04	92,98	104,65	1,13		68,00	123,27	76,56	123,27
SKK-05	92,00	103,36	1,12		67,40	123,27	75,45	123,27
SKK-06	89,88	100,28	1,12	101,88	67,17	123,27	74,61	123,27
SKK-08	111,50	118,36		121,16	86,99	164,36	101,48	164,36
SKK-09	109,93	122,34	1,11		82,87	164,36	98,60	164,36
SKK-10	111,03	124,26	1,12		81,06	164,36	96,66	164,36
SKK-11	111,26	125,47	1,13		80,35	164,36	95,27	164,36
SKK-13	128,57	142,06	1,10		101,01	205,45	126,03	205,45
SKK-14	126,48	138,18	1,09		96,22	205,45	122,45	205,45
SKK-15	125,78	139,22	1,11		94,12	205,45	120,05	205,45

Tabela 20: Cálculo pelas equações – Série AP04

Ligação	$N_s(1\%d_0)$	$N_u(3\%d_0)$	$N_u/N_s$	$N_{pico}$	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10])		$N_1^*$ (CIDECT [2])	
					Plastif	Punç	Plastif	Punç
SKK-03-B	42,55	38,77	1,10	43,36	24,64	70,51	28,91	70,51
SKK-03-C	22,87	17,28	1,32	23,00	12,89	49,31	15,39	49,31
SKK-03-D	12,67	9,38	1,35	13,25	7,68	36,98	9,30	36,98
SKK-09-A	177,43	201,59	1,14		142,33	219,25	165,35	219,25
SKK-09-B	53,90	51,28		54,55	29,37	94,01	36,50	94,01
SKK-09-C	28,77	21,04		28,95	15,36	65,74	19,43	65,74
SKK-09-D	16,18	11,46		17,17	9,15	49,31	11,74	49,31
SKK-09-H	119,89	129,39	1,08		82,87	164,36	98,60	164,36
SKK-09-I	75,37	83,12	1,10	83,46	54,53	131,49	66,20	131,49
SKK-09-J	47,42	44,72		49,53	29,37	94,01	36,50	94,01
SKK-14-A	202,97	225,82	1,11		165,27	274,07	205,35	274,07
SKK-14-B	60,22	58,62		61,42	34,10	117,52	45,33	117,52
SKK-14-C	35,00	25,92		35,14	17,84	82,18	24,13	82,18
SKK-14-D	20,12	14,04		21,54	10,63	61,63	14,58	61,63

Pela análise da Tabela 17, da Tabela 18, da Tabela 19 e da Tabela 20 mostradas anteriormente, pode-se constatar que a equação de dimensionamento do

CIDECT [2] mostra resultados mais satisfatórios que as de dimensionamento do EC3 1-8 [8]/ NBR 16239:2013 [10], por apresentar resultados mais próximos ao critério de deformação limite.

Da Tabela 21 a Tabela 24 são apresentadas as cargas máximas que podem ser aplicadas nas diagonais pelo EC3 1-8 [8], pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2], pela NBR 16239:2013 [10] e pelas adequações feitas nas equações propostas por Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], para que todos os critérios mostrem a máxima carga que pode ser aplicada em 1 diagonal para os modelos das Séries AP01 , AP02, AP03 e AP04, respectivamente.

Tabela 21: Cargas máximas pelas equações – Série AP01

Ligação	N <sub>1,Rd</sub> (EC3 1-8 [8] ou N <sub>1,Rd</sub> (NBR 16239:2013 [10])		N <sub>i</sub> * (CIDECT [2])		P <sub>u,Paul</sub>	P <sub>u,k</sub>
	Plastif	Punç	Plastif	Punç		
P-KK-01	64,05	134,55	77,47	134,55	111,97	119,06
P-KK-02-A	62,15	134,55	74,75	134,55	114,79	114,56
P-KK-02-B	64,05	134,55	77,47	134,55	111,97	119,06
P-KK-03	64,05	134,55	77,47	134,55	137,82	122,38
P-KK-04	62,15	134,55	74,75	134,55	146,61	117,75
P-KK-05	64,05	134,55	77,47	134,55	118,81	119,06
P-KK-06	62,15	134,55	74,75	134,55	121,80	114,56
P-KK-07	71,21	157,56	90,36	157,56	132,59	132,36
P-KK-08-A	69,10	157,56	87,18	157,56	135,93	127,35
P-KK-08-B	71,21	157,56	90,36	157,56	132,59	132,36
P-KK-09	71,21	157,56	90,36	157,56	148,04	127,38
P-KK-10	69,10	157,56	87,18	157,56	157,49	122,56
P-KK-11	71,21	157,56	90,36	157,56	140,63	132,36
P-KK-12-A	69,10	157,56	87,18	157,56	144,18	127,35
P-KK-12-B	71,21	157,56	90,36	157,56	140,63	132,36
P-KK-13-A	72,86	162,87	93,50	162,87	137,80	135,43
P-KK-13-B	70,70	162,87	90,22	162,87	141,27	130,30
P-KK-17	78,14	179,87	103,97	179,87	157,98	131,96
P-KK-19	78,14	179,87	103,97	179,87	180,61	150,86

Tabela 22: Cargas máximas pelas equações – Série AP02

Ligação	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10])		$N_1^*$ (CIDECT [2])		$P_{u,Paul}$	$P_{u,k}$
	Plastif	Punç	Plastif	Punç		
P-KK-21	59,05	134,55	68,81	134,55	89,47	104,43
P-KK-22	56,81	134,55	66,39	134,55	94,32	104,43
P-KK-23	59,05	134,55	68,81	134,55	105,99	110,07
P-KK-24	56,81	134,55	66,39	134,55	111,73	110,07
P-KK-25	59,05	134,55	68,81	134,55	95,59	105,15
P-KK-26	56,81	134,55	66,39	134,55	100,77	105,15
P-KK-27	56,81	134,55	66,39	134,55	96,34	104,54
P-KK-28	57,17	127,46	65,99	127,46	90,94	101,65
P-KK-29	65,15	157,56	78,59	157,56	104,06	115,35
P-KK-30	62,68	157,56	75,83	157,56	109,70	115,35
P-KK-31	65,15	157,56	78,59	157,56	144,10	133,97
P-KK-32	62,68	157,56	75,83	157,56	156,87	133,97
P-KK-33	65,15	157,56	78,59	157,56	112,01	116,99
P-KK-34	62,68	157,56	75,83	157,56	118,08	116,99
P-KK-35	62,68	157,56	75,83	157,56	112,17	115,59
P-KK-36	71,06	179,87	88,93	179,87	119,57	126,10
P-KK-37	68,37	179,87	85,81	179,87	126,06	126,10
P-KK-38	71,06	179,87	88,93	179,87	164,69	149,32
P-KK-39	68,37	179,87	85,81	179,87	179,28	149,32
P-KK-40	71,06	179,87	88,93	179,87	130,74	129,87
P-KK-41	68,37	179,87	85,81	179,87	137,82	129,87
P-KK-42	68,37	179,87	85,81	179,87	129,17	126,66

Tabela 23: Cargas máximas pelas equações – Série AP03

Ligação	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10])		$N_1^*$ (CIDECT [2])		$P_{u,Paul}$	$P_{u,k}$
	Plastif	Punç	Plastif	Punç		
SKK-02	72,97	123,27	80,38	123,27	121,68	131,22
SKK-03	69,51	123,27	78,09	123,27	118,59	123,90
SKK-04	68,00	123,27	76,56	123,27	119,01	120,59
SKK-05	67,40	123,27	75,45	123,27	121,26	119,29
SKK-06	67,17	123,27	74,61	123,27	124,30	118,79
SKK-08	86,99	164,36	101,48	164,36	173,22	162,04
SKK-09	82,87	164,36	98,60	164,36	172,18	153,01
SKK-10	81,06	164,36	96,66	164,36	175,96	148,92
SKK-11	80,35	164,36	95,27	164,36	182,34	147,30
SKK-13	101,01	205,45	126,03	205,45	191,62	171,47
SKK-14	96,22	205,45	122,45	205,45	190,47	161,91
SKK-15	94,12	205,45	120,05	205,45	194,65	157,59

Tabela 24: Cargas máximas pelas equações – Série AP04

Ligação	N <sub>1,Rd</sub> (EC3 1-8 [8] ou N <sub>1,Rd</sub> (NBR 16239:2013 [10])		N <sub>1</sub> * (CIDECT [2])		P <sub>u,Paul</sub>	P <sub>u,k</sub>
	Plastif	Punç	Plastif	Punç		
SKK-03-B	24,64	70,51	28,91	70,51	42,00	43,88
SKK-03-C	12,89	49,31	15,39	49,31	22,00	22,98
SKK-03-D	7,68	36,98	9,30	36,98	13,13	13,72
SKK-09-A	142,33	219,25	165,35	219,25	294,68	261,87
SKK-09-B	29,37	94,01	36,50	94,01	60,98	54,19
SKK-09-C	15,36	65,74	19,43	65,74	31,94	28,38
SKK-09-D	9,15	49,31	11,74	49,31	19,06	16,94
SKK-09-H	82,87	164,36	98,60	164,36	172,18	153,01
SKK-09-I	54,53	131,49	66,20	131,49	113,32	100,71
SKK-09-J	29,37	94,01	36,50	94,01	60,98	54,19
SKK-14-A	165,27	274,07	205,35	274,07	325,98	277,11
SKK-14-B	34,10	117,52	45,33	117,52	67,46	57,34
SKK-14-C	17,84	82,18	24,13	82,18	35,33	30,03
SKK-14-D	10,63	61,63	14,58	61,63	21,09	17,93

Da Tabela 25 a Tabela 28 pode ser observado que a razão entre os resultados analíticos das ligações de todas as séries analisadas e o critério de deformação limite [12] apresenta resultados satisfatórios, para as propostas do EC3 1-8 [8] ou NBR 16239:2013 [10] e da 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2], o que não ocorre quando a comparação se faz com as propostas de Paul e Kurobane [9], sendo que a proposta da 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] é mais econômica na comparação com as propostas do EC3 1-8 [8] e da NBR 16239:2013 [10].

Tabela 25: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP01

Ligação	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8]) ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10])/ $N_{ANSYS}$	$N_1^*$ (CIDECT [2])/ $N_{ANSYS}$	$P_{u,Paul}/N_{ANSYS}$	$P_{u,k}/N_{ANSYS}$
P-KK-03	0,66	0,80	1,41	1,26
P-KK-04	0,65	0,78	1,54	1,23
P-KK-09	0,66	0,84	1,37	1,18
P-KK-10	0,65	0,83	1,49	1,16
P-KK-17	0,67	0,89	1,35	1,13
P-KK-19	0,64	0,86	1,49	1,24
P-KK-01	0,68	0,82	1,18	1,26
P-KK-02-A	0,69	0,83	1,28	1,28
P-KK-02-B	0,73	0,89	1,28	1,36
P-KK-05	0,66	0,80	1,22	1,22
P-KK-06	0,66	0,79	1,29	1,22
P-KK-07	0,66	0,83	1,22	1,22
P-KK-08-A	0,71	0,89	1,39	1,31
P-KK-08-B	0,76	0,97	1,42	1,42
P-KK-11	0,65	0,82	1,28	1,20
P-KK-12-A	0,68	0,85	1,41	1,25
P-KK-12-B	0,72	0,92	1,43	1,35
P-KK-13-A	0,77	0,98	1,45	1,42
P-KK-13-B	0,71	0,91	1,42	1,31

Tabela 26: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP02

Ligação	$N_{1,Rd}(EC3\ 1-8\ [8])\ \text{ou}\ N_{1,Rd}(NBR\ 16239:2013\ [10])/N_{ANSYS}$	$N_1^*\ (CIDECT\ [2])/N_{ANSYS}$	$P_{u,Pau}/N_{ANSYS}$	$P_{u,k}/N_{ANSYS}$
P-KK-31	0,64	0,78	1,42	1,32
P-KK-32	0,65	0,78	1,62	1,38
P-KK-38	0,64	0,80	1,48	1,34
P-KK-39	0,64	0,80	1,68	1,40
P-KK-21	0,70	0,81	1,05	1,23
P-KK-22	0,70	0,81	1,16	1,28
P-KK-23	0,65	0,76	1,16	1,21
P-KK-24	0,65	0,76	1,28	1,26
P-KK-25	0,66	0,77	1,07	1,18
P-KK-26	0,68	0,80	1,21	1,27
P-KK-27	0,70	0,81	1,18	1,28
P-KK-28	0,66	0,77	1,06	1,18
P-KK-29	0,69	0,83	1,10	1,22
P-KK-30	0,67	0,82	1,18	1,24
P-KK-33	0,66	0,79	1,13	1,18
P-KK-34	0,67	0,81	1,27	1,26
P-KK-35	0,68	0,82	1,21	1,25
P-KK-36	0,68	0,84	1,14	1,20
P-KK-37	0,65	0,82	1,20	1,20
P-KK-40	0,65	0,81	1,19	1,19
P-KK-41	0,66	0,83	1,33	1,25
P-KK-42	0,66	0,83	1,24	1,22

Tabela 27: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP03

Ligação	$\frac{N_{1,Rd} \text{ (EC3 1-8 [8] ou } N_{1,Rd} \text{ (NBR 16239:2013 [10])}}{N_{ANSYS}}$	$\frac{N_1^* \text{ (CIDECT [2])}}{N_{ANSYS}}$	$\frac{P_{u,Paul}}{N_{ANSYS}}$	$\frac{P_{u,k}}{N_{ANSYS}}$
SKK-02	0,75	0,83	1,25	1,35
SKK-03	0,69	0,78	1,18	1,23
SKK-04	0,65	0,73	1,14	1,15
SKK-05	0,65	0,73	1,17	1,15
SKK-06	0,67	0,74	1,24	1,18
SKK-08	0,73	0,86	1,46	1,37
SKK-09	0,68	0,81	1,41	1,25
SKK-10	0,65	0,78	1,42	1,20
SKK-11	0,64	0,76	1,45	1,17
SKK-13	0,71	0,89	1,35	1,21
SKK-14	0,70	0,89	1,38	1,17
SKK-15	0,68	0,86	1,40	1,13

Tabela 28: Razão entre os resultados analíticos e o critério de deformação limite – Série AP04

Ligação	$\frac{N_{1,Rd} \text{ (EC3 1-8 [8] ou } N_{1,Rd} \text{ (NBR 16239:2013 [10])}}{N_{ANSYS}}$	$\frac{N_1^* \text{ (CIDECT [2])}}{N_{ANSYS}}$	$\frac{P_{u,Paul}}{N_{ANSYS}}$	$\frac{P_{u,k}}{N_{ANSYS}}$
SKK-03-B	0,57	0,67	0,97	1,01
SKK-03-C	0,56	0,67	0,96	1,00
SKK-03-D	0,58	0,70	0,99	1,04
SKK-09-A	0,71	0,82	1,46	1,30
SKK-09-B	0,54	0,67	1,12	0,99
SKK-09-C	0,53	0,67	1,10	0,98
SKK-09-D	0,53	0,68	1,11	0,99
SKK-09-H	0,64	0,76	1,33	1,18
SKK-09-I	0,66	0,80	1,36	1,21
SKK-09-J	0,59	0,74	1,23	1,09
SKK-14-A	0,73	0,91	1,44	1,23
SKK-14-B	0,56	0,74	1,10	0,93
SKK-14-C	0,51	0,69	1,01	0,85
SKK-14-D	0,49	0,68	0,98	0,83

A Figura 37 mostra um gráfico com as razões entre as cargas propostas pelos diversos autores e pelas normas utilizadas e a carga de acordo com o critério da deformação limite para as ligações da Série AP01 que conseguiram ser rodadas. Do 1º ao 6º valor são mostradas as ligações que falharam pelo modo de falha 1. A partir do 7º valor, são mostrados as ligações que falharam pelo modo de falha 2.

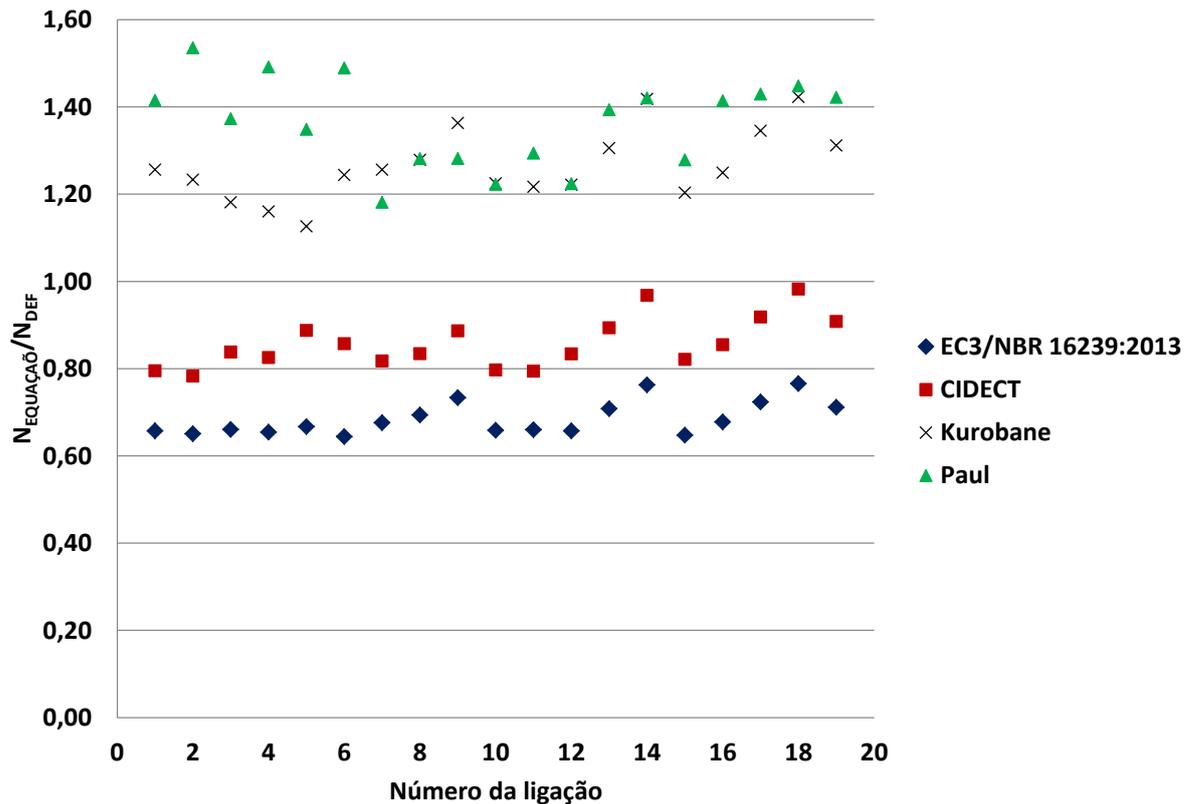


Figura 37: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP01

A análise da Figura 37 permite concluir que os resultados propostos pelo EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] produzem resultados bastante conservadores, sendo que o último fornece resultados um pouco melhores. Analisando as equações de Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], os resultados apresentados estão contra a segurança, sendo que as ligações que falharam para o modo de falha 1 produziram resultados piores que aquelas que falharam para o modo de falha 2.

A Figura 38 mostra um gráfico com as razões entre as cargas propostas pelos diversos autores e pelas normas utilizadas e a carga de acordo com o critério da

deformação limite para as ligações da Série AP02 que conseguiram ser rodadas. Do 1º ao 4º valor são mostradas as ligações que falharam pelo modo de falha 1. A partir do 5º valor, são mostradas as ligações que falharam pelo modo de falha 2.

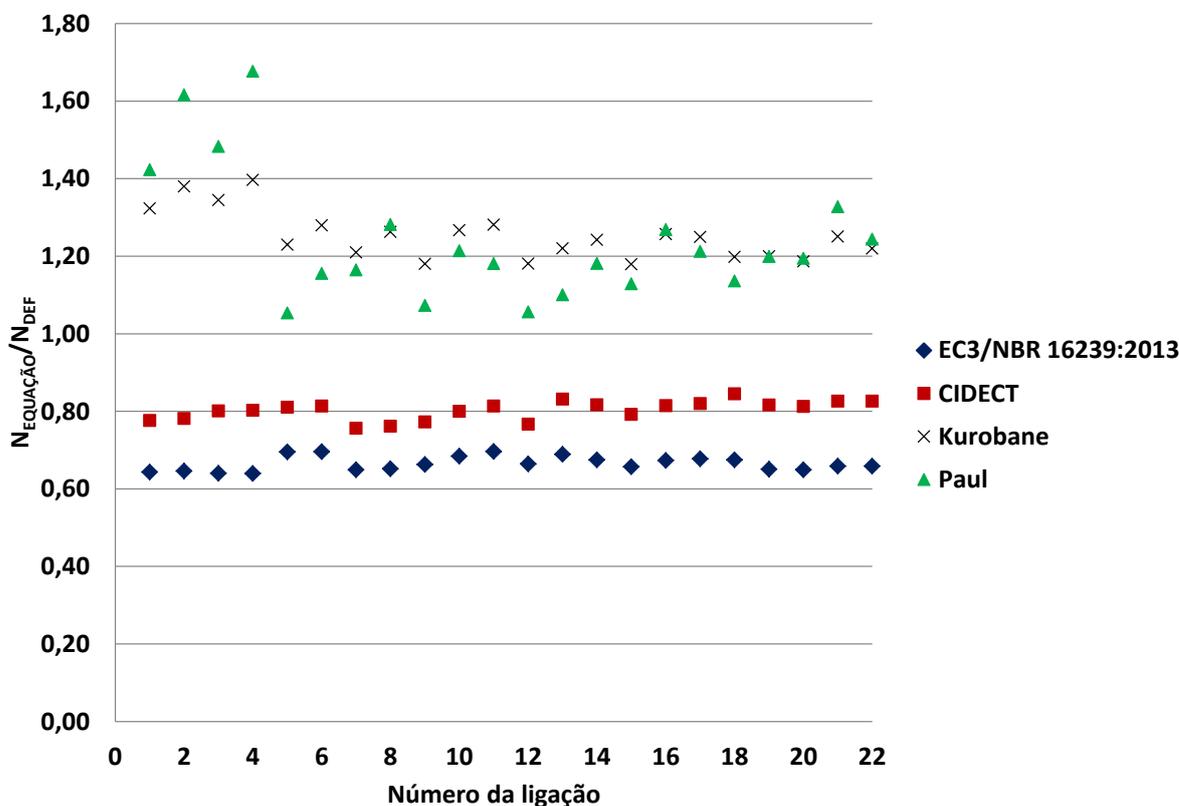


Figura 38: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP02

A análise da Figura 38 permite concluir que os resultados propostos pelo EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] produzem resultados bastante conservadores, sendo que o último fornece resultados um pouco melhores. Analisando as equações de Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], os resultados apresentados estão contra a segurança, sendo que as ligações que falharam para o modo de falha 1 produziram resultados piores que aquelas que falharam para o modo de falha 2.

A Figura 39 mostra um gráfico com as razões entre as cargas propostas pelos diversos autores e pelas normas utilizadas e a carga de acordo com o critério da deformação limite para as ligações da Série AP03. Do 1º ao 5º valor são mostradas

as ligações que falharam pelo modo de falha 2. A partir do 6º valor, são mostrados as ligações que falharam pelo modo de falha 1.

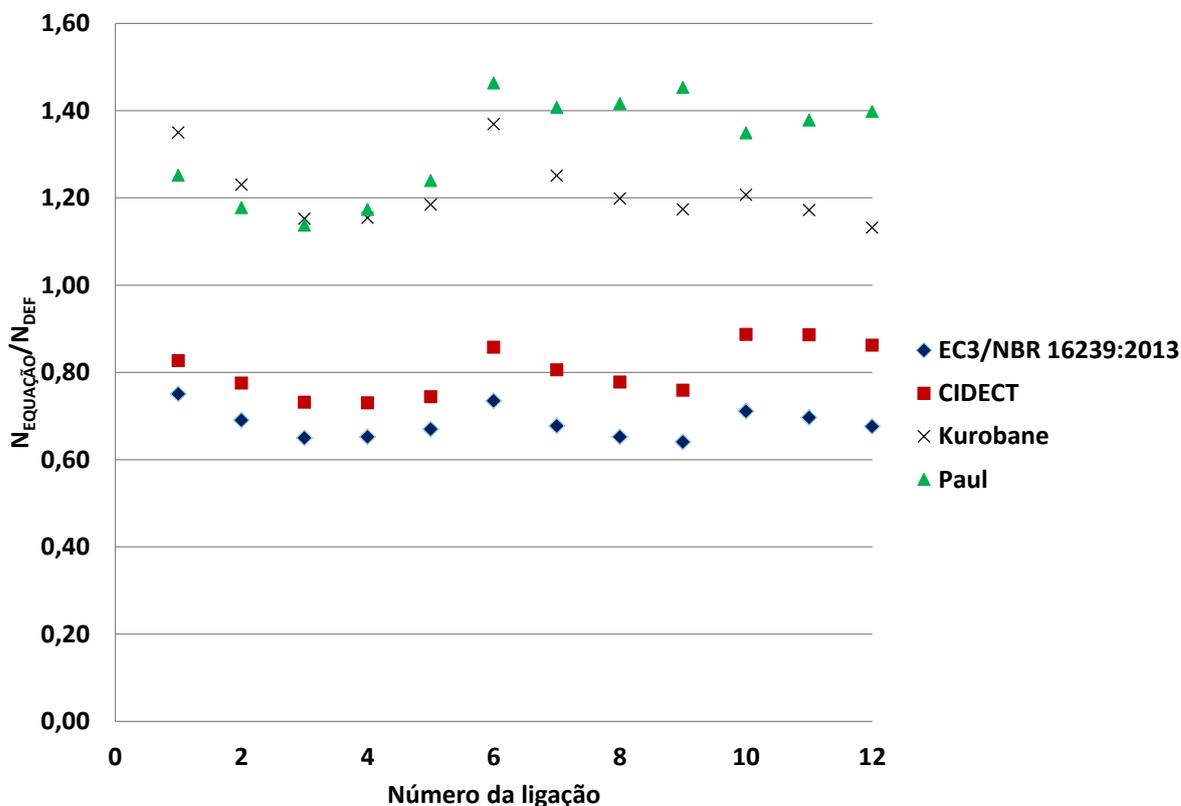


Figura 39: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP03

A análise da Figura 39 permite concluir que os resultados propostos pelo EC3 1-8 [8] / NBR 16239:2013 [10] e pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] produzem resultados bastante conservadores, sendo que o último fornece resultados um pouco melhores. Analisando as equações de Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], os resultados apresentados estão contra a segurança, sendo que as ligações que falharam para o modo de falha 1 produziram resultados piores que aquelas que falharam para o modo de falha 2.

A Figura 40 mostra um gráfico com as razões entre as cargas propostas pelos diversos autores e pelas normas utilizadas e a carga de acordo com o critério da deformação limite para as ligações da Série AP04 que conseguiram ser rodadas. Do 1º ao 3º valor são mostradas as ligações que falharam pelo modo de falha 2. A partir do 4º valor, são mostrados as ligações que falharam pelo modo de falha 1.

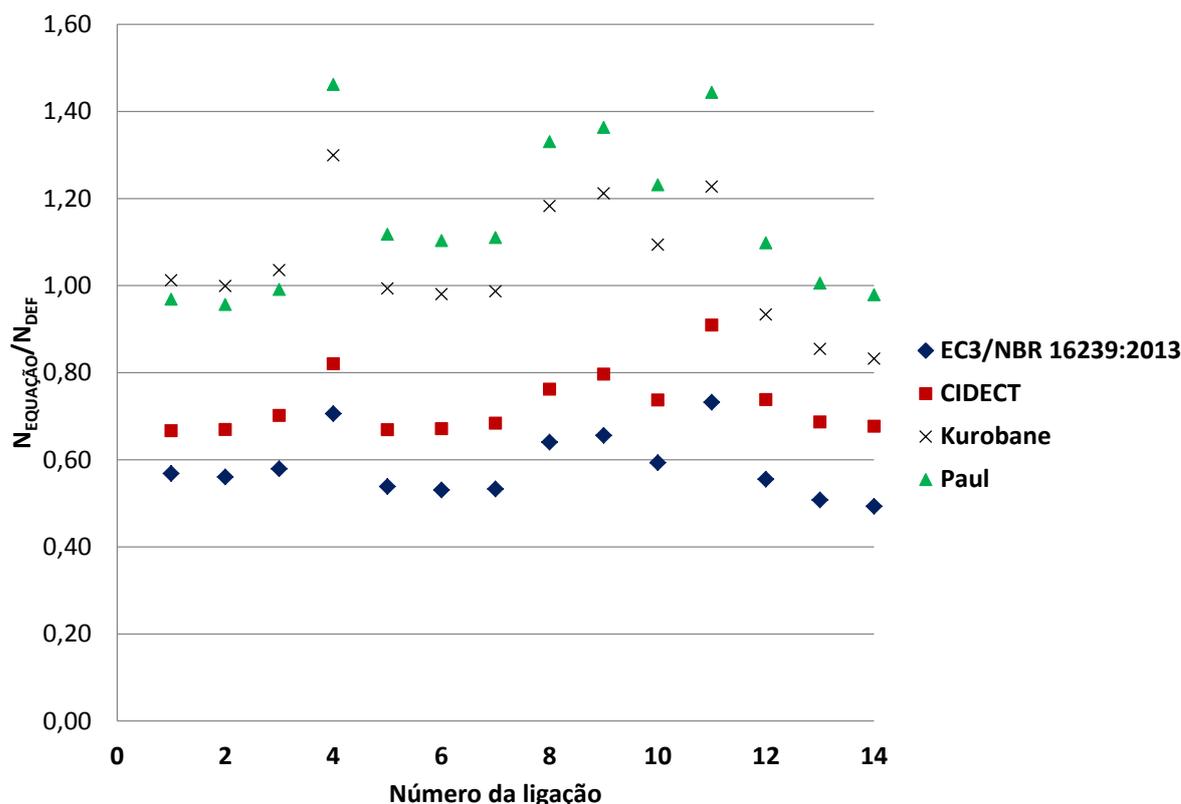


Figura 40: Razão entre valores das equações e valores do critério de deformação limite – Série AP04

A análise da Figura 40 permite concluir que os resultados propostos pelo EC3 1-8 [8] / NBR 16239:2013 [10] e pela 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2] produzem resultados bastante conservadores, sendo que o último fornece resultados um pouco melhores. Analisando as equações de Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9], os resultados apresentados estão contra a segurança, sendo que as ligações que falharam para o modo de falha 1 produziram resultados piores que aquelas que falharam para o modo de falha 2.

Lee e Wilmshurst [9] propuseram duas equações para serem comparadas com aquelas obtidas a partir da carga máxima, para o modo de falha 2 e obtidas a partir da resultante vertical, para o modo de falha 1, baseadas no parâmetro  $\zeta_1$ , razão entre o afastamento longitudinal entre as diagonais e a espessura do banzo. Por isso, será apresentado a seguir a influência desse parâmetro no dimensionamento da ligação KK.

A Figura 41 mostra a influência do parâmetro  $\zeta_i$  no cálculo da carga que provoca a plastificação da face superior do banzo pela formulação do EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e da 2ª Edição do Guia de Projeto do CIDECT [2], considerando  $\beta$  constante. Houve uma oscilação entre os valores da carga das Séries AP03 e AP04 uma vez que foram postas juntas. Por causa disso, foi acrescentada uma linha de tendência para fazer uma estimativa mais próxima para o cálculo da carga com a variação do parâmetro  $\zeta_i$ .

Pela análise da Figura 41, tal parâmetro influencia no dimensionamento da ligação KK.

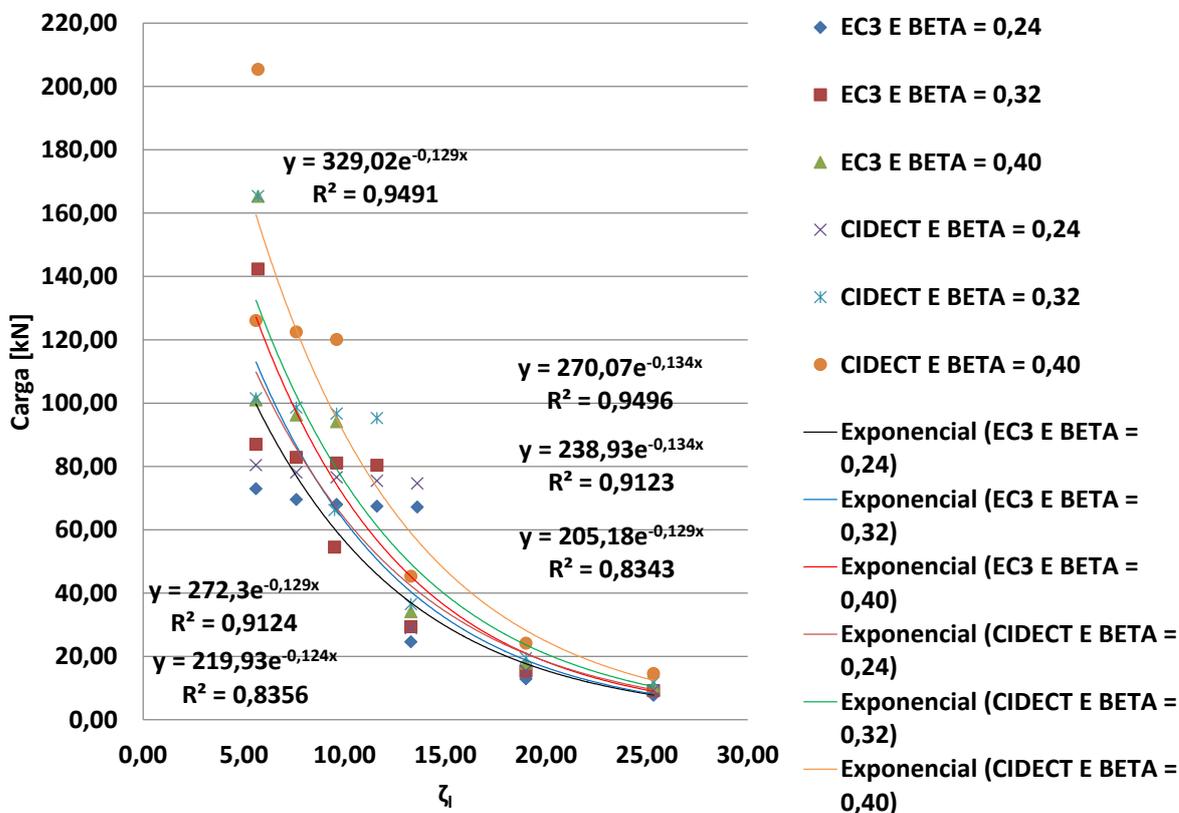


Figura 41: Influência do parâmetro  $\zeta_i$  na carga pelo EC3 1-8 [8] e pelo CIDECT [2]

O parâmetro  $\zeta_i$ , presente nas equações propostas por Lee e Wilmshurst [9] é dependente do afastamento longitudinal entre as diagonais,  $g_i$ . Por isso, será apresentado a seguir a influência desse parâmetro no dimensionamento da ligação KK.

A Figura 42 mostra a influência do  $g_i$ , afastamento longitudinal entre as diagonais, no cálculo da máxima carga que pode ser aplicada na diagonal sem que

provoque plastificação da face superior do banzo, considerando  $\beta$  constante, para as equações propostas pelo EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e pelo CIDECT [2].

Pela análise da Figura 42, o parâmetro  $g_i$  também tem influência no dimensionamento da ligação KK.

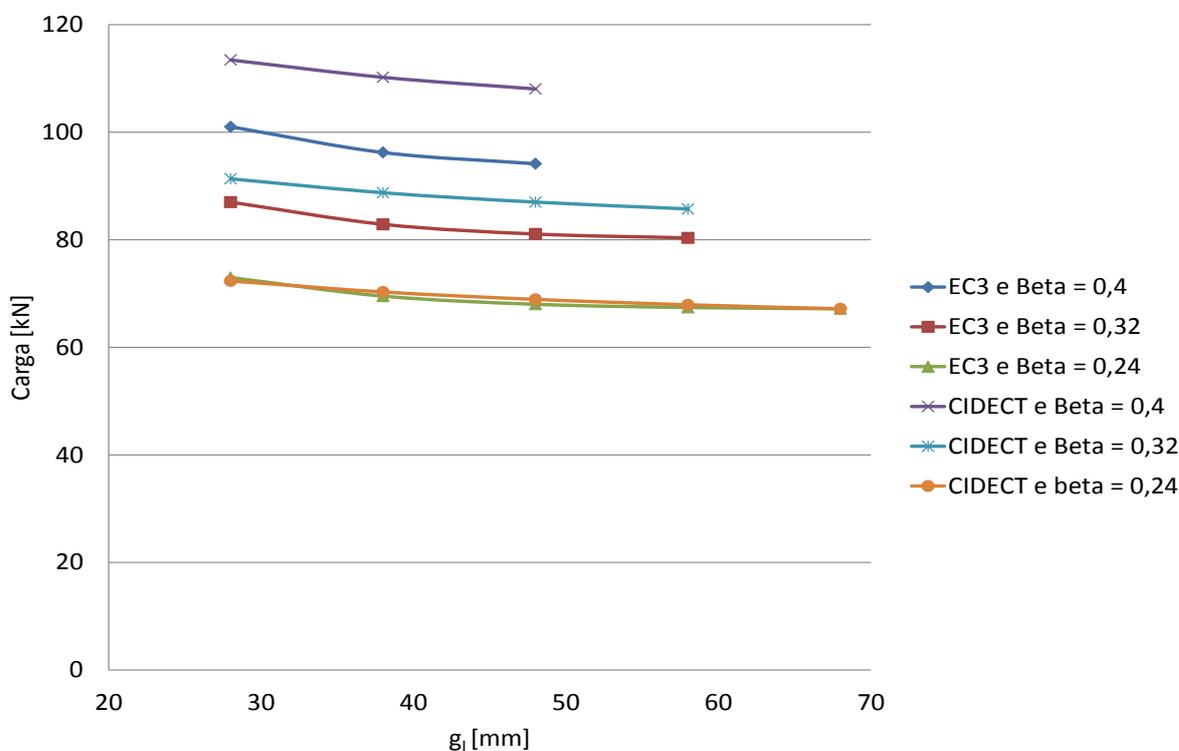


Figura 42: Influência do  $g_i$

#### 4.8 Proposta de alteração nas equações do EC3 1-8 [8], do CIDECT [2] e cálculo das cargas com a utilização dos fatores propostos por Forti [54]

Conforme foi visto anteriormente, os resultados propostos pelo EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e pelo CIDECT [2] produzem resultados conservadores, sendo que o último fornece resultados um pouco melhores. Em uma primeira tentativa para a mudança de fator de correção e, sabendo-se que, para quaisquer delas, será necessário um estudo de confiabilidade de um conjunto maior de ligações, foi proposto, para um estudo preliminar:

- Eliminar o fator de redução de 0,9, presente nas formulações EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10], para a consideração de uma ligação KK; e
- Multiplicar a carga que uma ligação K fornece por dois fatores para que a ligação KK forneça resultados mais próximos da unidade, no que diz respeito

à razão entre a carga calculada pelo EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e pelo CIDECT [2] e a carga calculada pelo critério de deformação limite, um para o EC3 1-8 [8] e NBR 16239:2013 [10], com a consideração de um fator de correção de 1,2 e outro para o CIDECT [2], com a consideração de um fator de correção de 1,1.

- c) Calcular as cargas com a utilização dos fatores de correção propostos por Forti [54].

A Tabela 29, a Tabela 31, a Tabela 33 e a Tabela 35 mostram as cargas calculadas pelo CIDECT [2] com a consideração dos fatores 1,0 e 1,1 (o segundo de redução), com a utilização dos fatores de redução propostos por Forti [54] e a razão entre elas e as cargas calculadas pelo critério de deformação limite, para as ligações das Série AP01, AP02, AP03 e AP04, respectivamente.

Tabela 29: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54]– AP01

Ligação	N <sub>1</sub> *(CIDECT [2]) ou N <sub>1</sub> *(Forti [54])			N <sub>1</sub> *(CIDECT [2]) ou N <sub>1</sub> *(Forti [54]) / N <sub>ANSYS</sub>			N <sub>ANSYS</sub>	Modo de Falha
	fator = 1,1	fator = 1,0	Forti [54]	fator = 1,1	fator = 1,0	Forti [54]		
P-KK-03	85,22	77,47	68,67	0,87	0,80	0,70	97,42	1
P-KK-04	82,22	74,75	66,26	0,92	0,84	0,69	89,42	1
P-KK-09	99,39	90,36	77,00	0,92	0,84	0,71	107,82	1
P-KK-10	95,90	87,18	74,29	0,91	0,83	0,70	105,61	1
P-KK-17	114,37	103,97	83,61	0,98	0,89	0,71	117,16	1
P-KK-19	114,37	103,97	99,76	0,94	0,86	0,82	121,28	1
P-KK-01	85,22	77,47	66,57	0,90	0,82	0,70	94,79	2
P-KK-02-A	82,22	74,75	64,23	0,92	0,83	0,72	89,61	2
P-KK-02-B	85,22	77,47	66,57	0,98	0,89	0,76	87,36	2
P-KK-05	85,22	77,47	70,71	0,88	0,80	0,73	97,21	2
P-KK-06	82,22	74,75	68,23	0,87	0,79	0,72	94,14	2
P-KK-07	99,39	90,36	87,07	0,92	0,83	0,80	108,36	2
P-KK-08-A	95,90	87,18	84,02	0,98	0,89	0,86	97,55	2
P-KK-08-B	99,39	90,36	87,07	1,06	0,97	0,93	93,34	2
P-KK-11	99,39	90,36	84,75	0,90	0,82	0,77	110	2
P-KK-12-A	95,90	87,18	81,77	0,94	0,85	0,80	101,97	2
P-KK-12-B	99,39	90,36	84,75	1,01	0,92	0,86	98,4	2
P-KK-13-A	102,85	93,50	91,17	1,08	0,98	0,96	95,18	2
P-KK-13-B	99,24	90,22	87,96	1,00	0,91	0,89	99,36	2

A Tabela 30, a Tabela 32, a Tabela 34 e a Tabela 36 mostram as cargas calculadas pelo EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] com a consideração dos fatores 0,9 e 1,2 (o primeiro de redução, o segundo de correção), com a utilização dos fatores de redução propostos por Forti [54] e a razão entre elas e as cargas calculadas pelo critério de deformação limite, para as ligações das Séries AP01, AP02, AP03 e AP04, respectivamente.

Tabela 30: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54]- AP01

Ligação	$N_{1,Rd}(\text{EC3 1-8 [8] ou } N_{1,Rd}(\text{NBR 16239:2013 [10]}) \text{ ou } N_{1,Rd}(\text{Forti [54]})$			$\frac{N_{1,Rd}(\text{EC3 1-8 [8] ou } N_{1,Rd}(\text{NBR 16239:2013[10]}) \text{ ou } N_{1,Rd}(\text{Forti [54]})}{N_{ANSYS}}$			$N_{ANSYS}$	Modo de Falha
	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]		
P-KK-03	85,40	64,05	63,08	0,88	0,73	86,35	97,42	1
P-KK-04	82,87	62,15	61,21	0,93	0,77	79,26	89,42	1
P-KK-09	94,94	71,21	67,42	0,88	0,73	91,88	107,82	1
P-KK-10	92,13	69,10	65,42	0,87	0,73	90,00	105,61	1
P-KK-17	104,19	78,14	69,82	0,89	0,74	94,21	117,16	1
P-KK-19	104,19	78,14	83,31	0,86	0,72	116,36	121,28	1
P-KK-01	85,40	64,05	61,16	0,90	0,75	81,46	94,79	2
P-KK-02-A	82,87	62,15	59,34	0,92	0,77	77,01	89,61	2
P-KK-02-B	85,40	64,05	61,16	0,98	0,81	75,07	87,36	2
P-KK-05	85,40	64,05	64,96	0,88	0,73	88,73	97,21	2
P-KK-06	82,87	62,15	63,03	0,88	0,73	85,92	94,14	2
P-KK-07	94,94	71,21	76,25	0,88	0,73	104,42	108,36	2
P-KK-08-A	92,13	69,10	73,99	0,94	0,79	94,01	97,55	2
P-KK-08-B	94,94	71,21	76,25	1,02	0,85	89,95	93,34	2
P-KK-11	94,94	71,21	74,21	0,86	0,72	103,18	110	2
P-KK-12-A	92,13	69,10	72,01	0,90	0,75	95,65	101,97	2
P-KK-12-B	94,94	71,21	74,21	0,96	0,80	92,30	98,4	2
P-KK-13-A	97,15	72,86	78,93	1,02	0,85	92,80	95,18	2
P-KK-13-B	94,27	70,70	76,59	0,95	0,79	96,88	99,36	2

Tabela 31: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54]– AP02

Ligação	N <sub>1</sub> *(CIDECT [2]) ou N <sub>1</sub> *(Forti [54])			N <sub>1</sub> *(CIDECT [2]) ou N <sub>1</sub> *(Forti [54]) /N <sub>ANSYS</sub>			N <sub>ANSYS</sub>	Modo de Falha
	fator = 1,1	fator = 1,0	Forti [54]	fator = 1,1	fator =1,0	Forti [54]		
P-KK-31	86,45	78,59	70,50	0,85	0,78	0,70	101,27	1
P-KK-32	83,42	75,83	68,03	0,86	0,78	0,70	97,07	1
P-KK-38	97,82	88,93	77,17	0,88	0,80	0,69	111,05	1
P-KK-39	94,39	85,81	74,46	0,88	0,80	0,70	106,91	1
P-KK-21	75,69	68,81	57,27	0,89	0,81	0,67	84,93	2
P-KK-22	73,03	66,39	55,26	0,89	0,81	0,68	81,62	2
P-KK-23	75,69	68,81	64,18	0,83	0,76	0,71	91	2
P-KK-24	73,03	66,39	61,93	0,84	0,76	0,71	87,17	2
P-KK-25	75,69	68,81	61,90	0,85	0,77	0,69	89,1	2
P-KK-26	73,03	66,39	59,73	0,88	0,80	0,72	83,01	2
P-KK-27	73,03	66,39	55,12	0,89	0,81	0,68	81,61	2
P-KK-28	72,59	65,99	56,85	0,84	0,77	0,66	86,08	2
P-KK-29	86,45	78,59	66,01	0,91	0,83	0,70	94,55	2
P-KK-30	83,42	75,83	63,69	0,90	0,82	0,69	92,86	2
P-KK-33	86,45	78,59	71,28	0,87	0,79	0,72	99,21	2
P-KK-34	83,42	75,83	68,78	0,90	0,81	0,74	93,09	2
P-KK-35	83,42	75,83	65,60	0,90	0,82	0,71	92,51	2
P-KK-36	97,82	88,93	79,74	0,93	0,84	0,76	105,27	2
P-KK-37	94,39	85,81	76,93	0,90	0,82	0,73	105,12	2
P-KK-40	97,82	88,93	82,16	0,89	0,81	0,75	109,45	2
P-KK-41	94,39	85,81	79,27	0,91	0,83	0,76	103,84	2
P-KK-42	94,39	85,81	79,27	0,91	0,83	0,76	103,84	2

Tabela 32: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54] - AP02

Ligação	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10]) ou $N_{1,Rd}$ (Forti [54])			$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10]) ou $N_{1,Rd}$ (Forti [54])/ $N_{ANSYS}$			$N_{ANSYS}$	Modo de Falha
	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]		
P-KK-31	86,86	65,15	64,93	0,86	0,64	0,64	101,27	1
P-KK-32	83,57	62,68	62,48	0,86	0,65	0,64	97,07	1
P-KK-38	94,74	71,06	68,51	0,85	0,64	0,62	111,05	1
P-KK-39	91,15	68,37	65,92	0,85	0,64	0,62	106,91	1
P-KK-21	78,73	59,05	54,60	0,93	0,70	0,64	84,93	2
P-KK-22	75,75	56,81	52,54	0,93	0,70	0,64	81,62	2
P-KK-23	78,73	59,05	61,20	0,87	0,65	0,67	91	2
P-KK-24	75,75	56,81	58,88	0,87	0,65	0,68	87,17	2
P-KK-25	78,73	59,05	59,02	0,88	0,66	0,66	89,1	2
P-KK-26	75,75	56,81	56,79	0,91	0,68	0,68	83,01	2
P-KK-27	75,75	56,81	52,41	0,93	0,70	0,64	81,61	2
P-KK-28	76,23	57,17	54,72	0,89	0,66	0,64	86,08	2
P-KK-29	86,86	65,15	60,80	0,92	0,69	0,64	94,55	2
P-KK-30	83,57	62,68	58,49	0,90	0,67	0,63	92,86	2
P-KK-33	86,86	65,15	65,65	0,88	0,66	0,66	99,21	2
P-KK-34	83,57	62,68	63,17	0,90	0,67	0,68	93,09	2
P-KK-35	83,57	62,68	60,25	0,90	0,68	0,65	92,51	2
P-KK-36	94,74	71,06	70,79	0,90	0,68	0,67	105,27	2
P-KK-37	91,15	68,37	68,11	0,87	0,65	0,65	105,12	2
P-KK-40	94,74	71,06	72,94	0,87	0,65	0,67	109,45	2
P-KK-41	91,15	68,37	70,18	0,88	0,66	0,68	103,84	2
P-KK-42	91,15	68,37	70,18	0,88	0,66	0,68	103,84	2

Tabela 33: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54]– AP03

Ligação	$N_{1,*}$ (CIDECT [2]) ou $N_{1,*}$ (Forti [54])			$N_{1,*}$ (CIDECT [2]) ou $N_{1,*}$ (Forti [54]) / $N_{ANSYS}$			$N_{ANSYS}$	Modo de Falha
	fator = 1,1	fator = 1,0	Forti [54]	fator = 1,1	fator = 1,0	Forti [54]		
SKK-02	88,41	80,38	77,20	0,91	0,83	0,79	97,19	2
SKK-03	85,90	78,09	75,01	0,85	0,78	0,74	100,71	2
SKK-04	84,22	76,56	73,54	0,80	0,73	0,70	104,65	2
SKK-05	83,00	75,45	72,47	0,80	0,73	0,70	103,36	2
SKK-06	82,07	74,61	71,66	0,82	0,74	0,71	100,28	2
SKK-08	111,63	101,48	90,65	0,94	0,86	0,77	118,36	1
SKK-09	108,46	98,60	88,08	0,89	0,81	0,72	122,34	1
SKK-10	106,33	96,66	86,35	0,86	0,78	0,69	124,26	1
SKK-11	104,79	95,27	85,10	0,84	0,76	0,68	125,47	1
SKK-13	138,63	126,03	105,46	0,98	0,89	0,74	142,06	1
SKK-14	134,69	122,45	102,46	0,97	0,89	0,74	138,18	1
SKK-15	132,05	120,05	100,45	0,95	0,86	0,72	139,22	1

Tabela 34: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54] - AP03

Ligação	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10] ou $N_{1,Rd}$ (Forti [54])			$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10] ou $N_{1,Rd}$ (Forti [54]) / $N_{ANSYS}$			$N_{ANSYS}$	Modo de Falha
	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]		
SKK-02	97,30	72,97	77,88	1,00	0,75	0,80	97,19	2
SKK-03	92,69	69,51	74,19	0,92	0,69	0,74	100,71	2
SKK-04	90,66	68,00	72,57	0,87	0,65	0,69	104,65	2
SKK-05	89,87	67,40	71,93	0,87	0,65	0,70	103,36	2
SKK-06	89,56	67,17	71,69	0,89	0,67	0,71	100,28	2
SKK-08	115,99	86,99	86,34	0,98	0,73	0,73	118,36	1
SKK-09	110,49	82,87	82,25	0,90	0,68	0,67	122,34	1
SKK-10	108,08	81,06	80,45	0,87	0,65	0,65	124,26	1
SKK-11	107,13	80,35	79,75	0,85	0,64	0,64	125,47	1
SKK-13	134,68	101,01	93,91	0,95	0,71	0,66	142,06	1
SKK-14	128,29	96,22	89,46	0,93	0,70	0,65	138,18	1
SKK-15	125,49	94,12	87,51	0,90	0,68	0,63	139,22	1

Tabela 35: Comparação – Fatores 1,0 e 1,1 - CIDECT [2] e Fatores de Forti [54] – AP04

Ligação	$N_1^*$ (CIDECT [2]) ou $N_1^*$ (Forti [54])			$N_1^*$ (CIDECT [2]) ou $N_1^*$ (Forti [54]) / $N_{ANSYS}$			$N_{ANSYS}$	Modo de Falha
	fator = 1,1	fator = 1,0	Forti [54]	fator = 1,1	fator = 1,0	Forti [54]		
SKK-03-B	31,80	28,91	27,77	0,73	0,67	0,64	43,36	2
SKK-03-C	16,93	15,39	14,78	0,74	0,67	0,64	23,00	2
SKK-03-D	10,23	9,30	8,93	0,77	0,70	0,67	13,25	2
SKK-09-A	181,89	165,35	147,71	0,90	0,82	0,73	201,59	1
SKK-09-B	40,15	36,50	32,61	0,74	0,67	0,60	54,55	1
SKK-09-C	21,38	19,43	17,36	0,74	0,67	0,60	28,95	1
SKK-09-D	12,91	11,74	10,49	0,75	0,68	0,61	17,17	1
SKK-09-H	108,46	98,60	88,08	0,84	0,76	0,68	129,39	1
SKK-09-I	72,82	66,20	59,14	0,88	0,80	0,71	83,12	1
SKK-09-J	40,15	36,50	32,61	0,81	0,74	0,66	49,53	1
SKK-14-A	225,88	205,35	171,83	1,00	0,91	0,76	225,82	1
SKK-14-B	49,86	45,33	37,93	0,81	0,74	0,62	61,42	1
SKK-14-C	26,55	24,13	20,20	0,76	0,69	0,57	35,14	1
SKK-14-D	16,04	14,58	12,20	0,74	0,68	0,57	21,54	1

Tabela 36: Comparação – Fatores 0,9 e 1,2 - EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e Fatores de Forti [54] - AP04

Ligação	$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10] ou $N_{1,Rd}$ (Forti [54])			$N_{1,Rd}$ (EC3 1-8 [8] ou $N_{1,Rd}$ (NBR 16239:2013 [10] ou $N_{1,Rd}$ (Forti [54]) / $N_{ANSYS}$			$N_{ANSYS}$	Modo de Falha
	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]	fator = 1,2	fator = 0,9	Forti [54]		
SKK-03-B	32,85	24,64	26,29	0,76	0,57	0,61	43,36	2
SKK-03-C	17,19	12,89	13,76	0,75	0,56	0,60	23,00	2
SKK-03-D	10,24	7,68	8,19	0,77	0,58	0,62	13,25	2
SKK-09-A	189,78	142,33	141,27	0,94	0,71	0,70	201,59	1
SKK-09-B	39,16	29,37	29,15	0,72	0,54	0,53	54,55	1
SKK-09-C	20,49	15,36	15,25	0,71	0,53	0,53	28,95	1
SKK-09-D	12,20	9,15	9,08	0,71	0,53	0,53	17,17	1
SKK-09-H	110,49	82,87	82,25	0,85	0,64	0,64	129,39	1
SKK-09-I	72,71	54,53	54,12	0,87	0,66	0,65	83,12	1
SKK-09-J	39,16	29,37	29,15	0,79	0,59	0,59	49,53	1
SKK-14-A	220,36	165,27	153,66	0,98	0,73	0,68	225,82	1
SKK-14-B	45,47	34,10	31,71	0,74	0,56	0,52	61,42	1
SKK-14-C	23,79	17,84	16,59	0,68	0,51	0,47	35,14	1
SKK-14-D	14,17	10,63	9,88	0,66	0,49	0,46	21,54	1

A análise da Tabela 29, da Tabela 31, da Tabela 33 e da Tabela 35 mostra que a utilização do fator de correção 1,1 para a formulação do CIDECT [2] fornece resultados melhores do que com a utilização do fator 1,0, como pode ser verificado através da razão entre a carga calculada pela formulação do CIDECT [2] e a carga obtida através do critério de deformação limite e mostra também que os fatores de correção propostos por Forti [54] fornece resultados próximos aos do EC 3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10].

A análise da Tabela 30, da Tabela 32, da Tabela 34 e da Tabela 36 mostra que a utilização do fator de correção 1,2 para a formulação do EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] fornece resultados melhores do que com a utilização do fator de redução 0,9, como pode ser verificado através da razão entre a carga calculada pela formulação do EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e a carga obtida através do critério de deformação limite e mostra também que os fatores de correção propostos por Forti [54] fornece resultados próximos aos do EC 3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10].

A Figura 43 ilustra os dados presentes na Tabela 29 e na Tabela 30. A Figura 44 ilustra os dados presentes na Tabela 31 e na Tabela 32. A Figura 45 ilustra os dados presentes na Tabela 33 e na Tabela 34. A Figura 46 ilustra os dados presentes na Tabela 35 e na Tabela 36.

A análise da Figura 43 a Figura 46 confirma que os novos fatores de correção propostos (1,1 para a formulação do CIDECT [2] e 1,2 para a formulação do EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10]) nessa dissertação produzem resultados melhores que os aqueles utilizados nas formulações do EC3 1-8 [8]/NBR 16239:2013 [10] e do CIDECT [2] para o grupo de ligações estudado no presente trabalho.

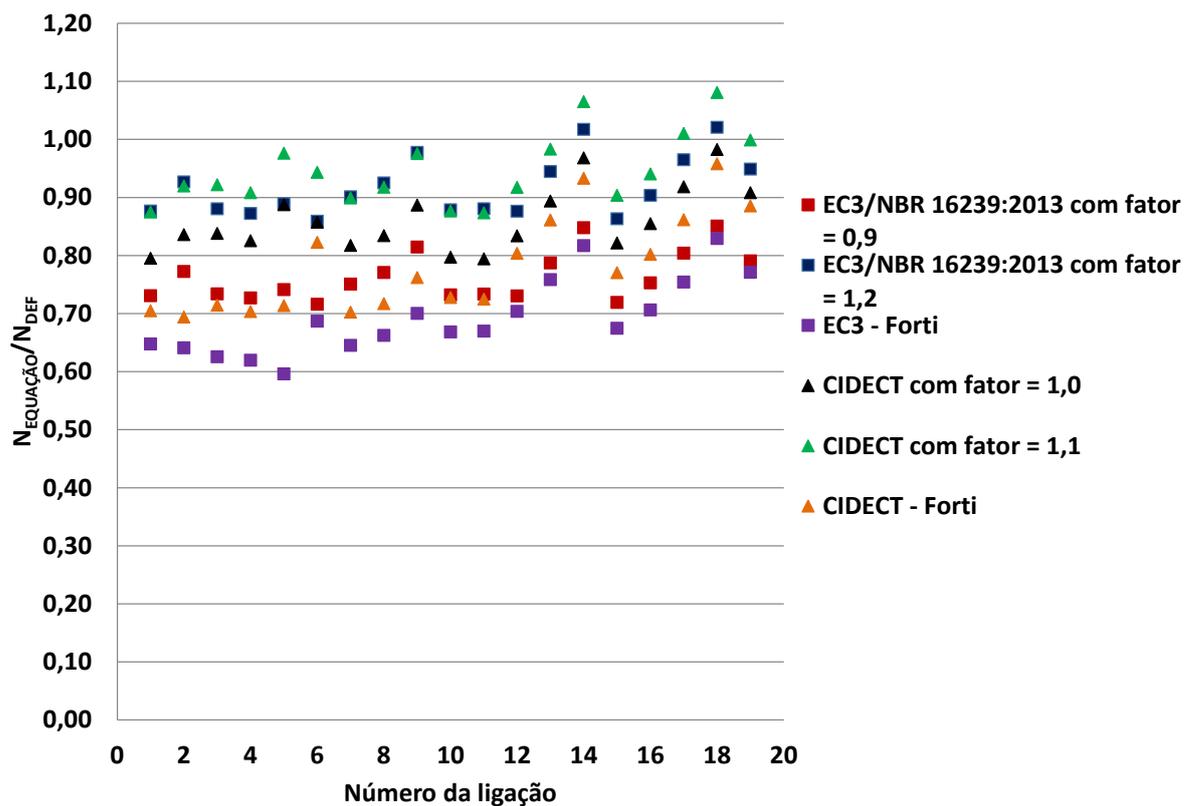


Figura 43:  $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$  – Série AP01

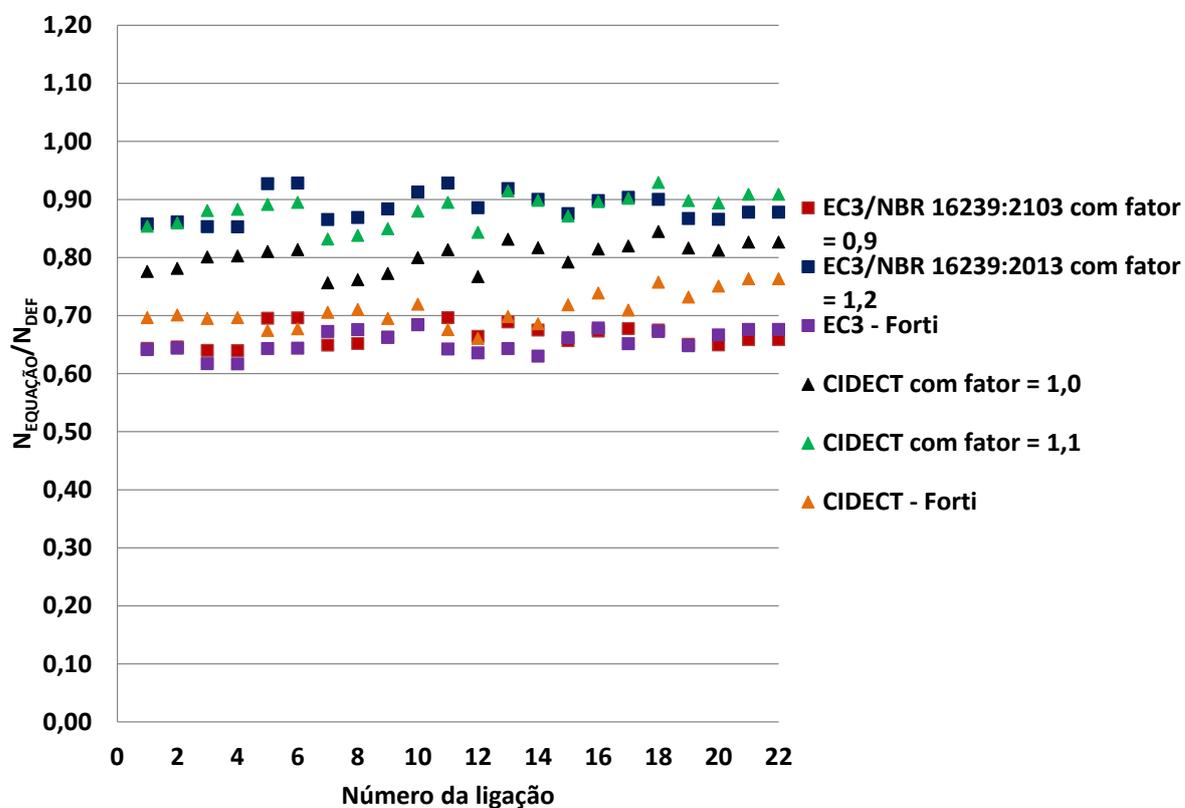


Figura 44:  $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$  – Série AP02

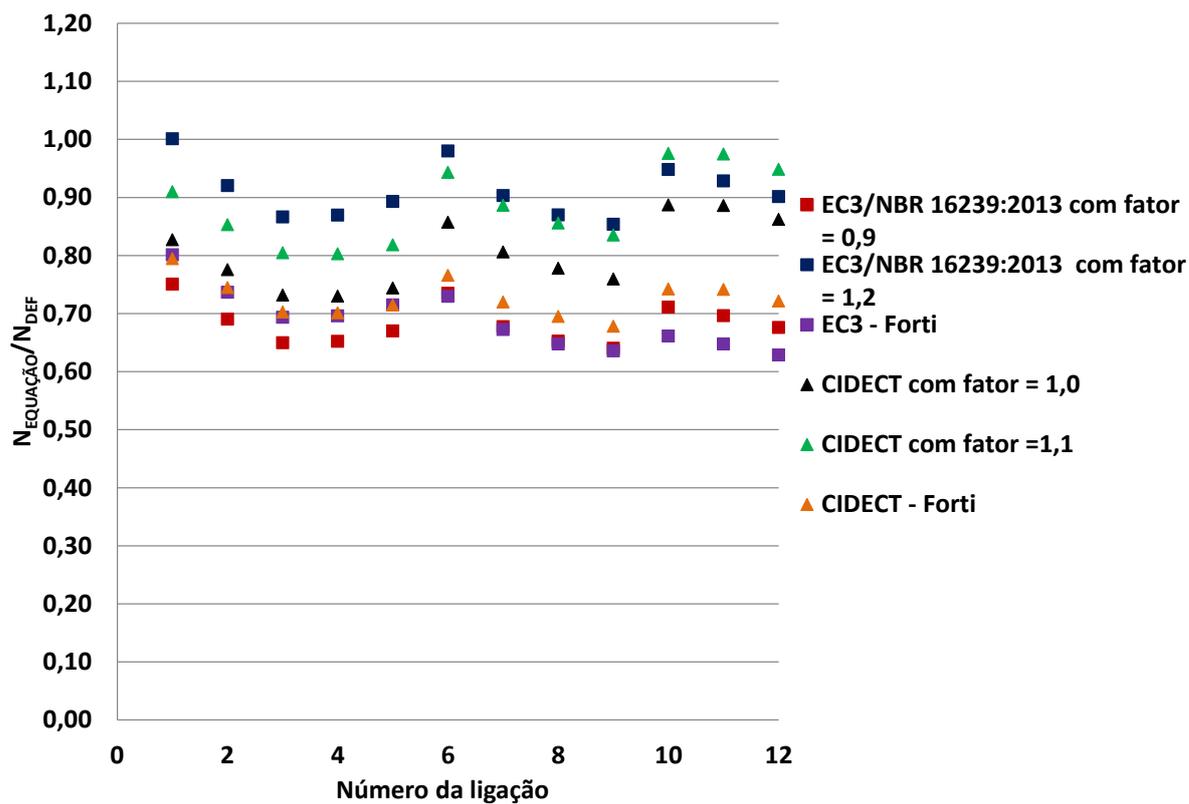


Figura 45:  $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$  – Série AP03

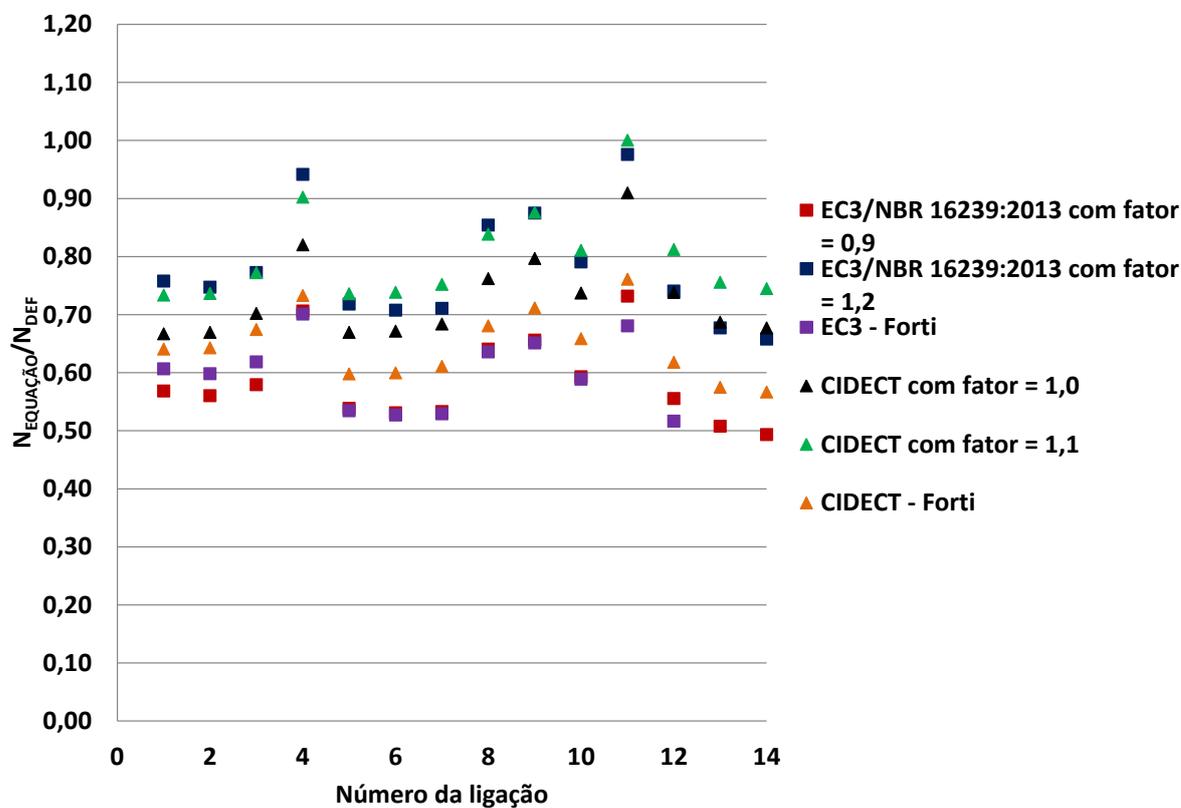


Figura 46:  $N_{EQUAÇÃO}/N_{DEF}$  – Série AP04

## **5 TRELIÇA GLOBAL**

### **5.1 Análise de Estruturas Treliçadas**

Silva [55] e Lima [67] em suas dissertações de mestrado avaliaram uma treliça plana e utilizaram três tipos de elementos para a comparação da carga calculada para o nó isolado e calculada para o nó considerado na treliça global.

Além disso, Silva [55] fez duas análises, uma não-linear e outra linear para realizar a mesma comparação e constatou que todas as análises forneciam resultados satisfatórios dentro de uma margem de erro aceitável.

Para o presente trabalho, será feita uma comparação entre a carga calculada para um nó isolado e a carga calculada para o nó de uma treliça global, realizando uma análise não-linear com elemento de casca SHELL181 [11].

Nas seções a seguir, será estabelecido um quadro comparativo do comportamento de um nó isolado com um nó de um sistema treliçado convencional. Para isso, o modelo da treliça multiplanar seguiu a mesma configuração de geometria e propriedades materiais do modelo utilizado na calibração do modelo experimental, DKA1-M, com pequenas alterações que serão apresentadas posteriormente na seção 5.2.

### **5.2 Modelo com excentricidade: Elemento de casca SHELL181 [11] – Análise Não Linear**

Ainda com o objetivo de avaliar a aplicabilidade das equações de dimensionamento de ligações KK soldadas entre perfis tubulares, bem como efetuar uma comparação do comportamento de um nó isolado com um nó de um sistema treliçado convencional, desenvolveu-se uma modelagem numérica de uma treliça espacial, com 3 ligações tipo KK, conforme dimensões apresentadas na Figura 47. Nesta figura pode-se visualizar também as condições de contorno utilizadas –

engaste nas duas extremidades superiores - bem como o ponto de aplicação do deslocamento no meio do vão.

Desenvolveu-se uma análise não-linear, considerando as não linearidades geométricas e de material, objetivando obter um comportamento mais próximo de uma treliça real.

Para a consideração de uma treliça global, fez-se necessário alterar as dimensões da treliça original de forma que a ligação controle o dimensionamento. Com isso, a espessura do banzo foi aumentada para 8 mm e a espessura da diagonal aumentada para 6 mm, a fim de se assegurar que o dimensionamento seja controlado pela ligação, conforme detalhado na Tabela 37.

Utilizou-se uma placa com espessura de 40 mm para compor a parte superior da treliça espacial utilizada nesse capítulo, com elemento de casca SHELL181 [11], utilizando material linear elástico cujo objetivo era somente transmitir os esforços aplicados para as diagonais das ligações KK.

Tabela 37 – Principais dimensões [mm] e parâmetros geométricos da treliça ensaiada

Ligação	$d_0$ [mm]	$t_0$ [mm]	$d_1$ [mm]	$t_1$ [mm]	$\beta = d_1/d_0$	$\gamma = d_0/2t_0$	$\tau = t_1/t_0$	$\theta$
DKA1-M	217	8,0	77,7	6,0	0,36	13,37	0,75	60°

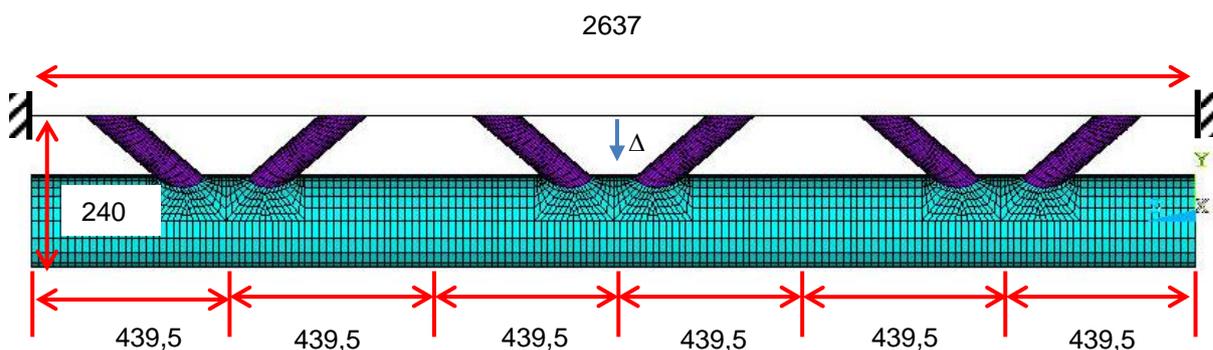


Figura 47 – Treliça espacial modelada – Vista lateral

O modelo numérico considerado nesta análise foi desenvolvido com elemento de casca SHELL181 [11], com quatro nós, tendo seis graus de liberdade por nó, ou seja, translação e rotação nos eixos X, Y e Z, permitindo considerar esforços devido a flexão, cisalhamento e efeito membrana.

A Figura 48 e a Figura 49 apresentam a malha de elementos finitos e o zoom na região da solda deste modelo numérico. Destaca-se que, assim como para os modelos das ligações KK entre perfis circulares apresentados anteriormente, o desenvolvimento deste modelo também seguiu os mesmos critérios de tratamento de malha e consideração da não linearidade geométrica e do material, possibilitando obter uma resposta mais completa do comportamento da treliça e uma comparação coerente entre os resultados obtidos para o nó isolado e nó da treliça. Esta treliça foi constituída de 15924 elementos e 15729 nós e sua malha foi desenvolvida com um criterioso controle objetivando minimizar qualquer tipo de problema decorrente do processamento numérico.

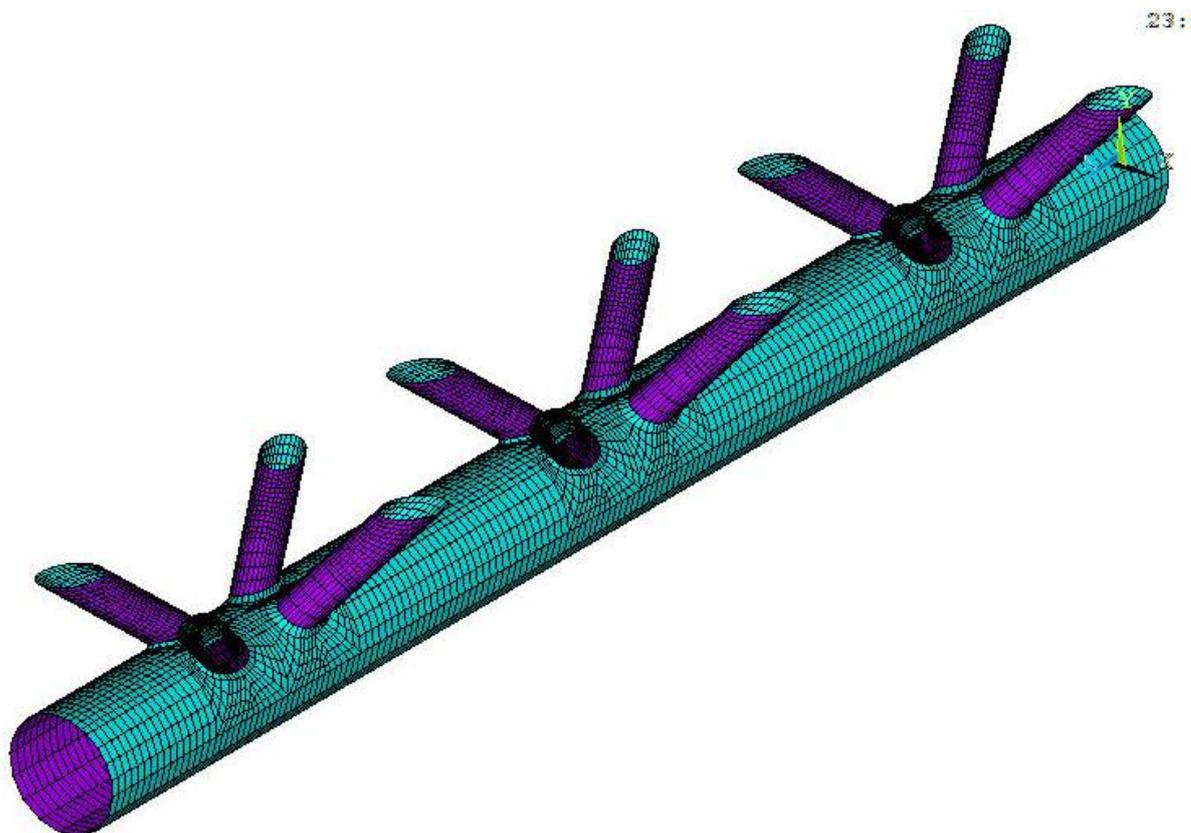


Figura 48 – Malha de elementos finitos da treliça

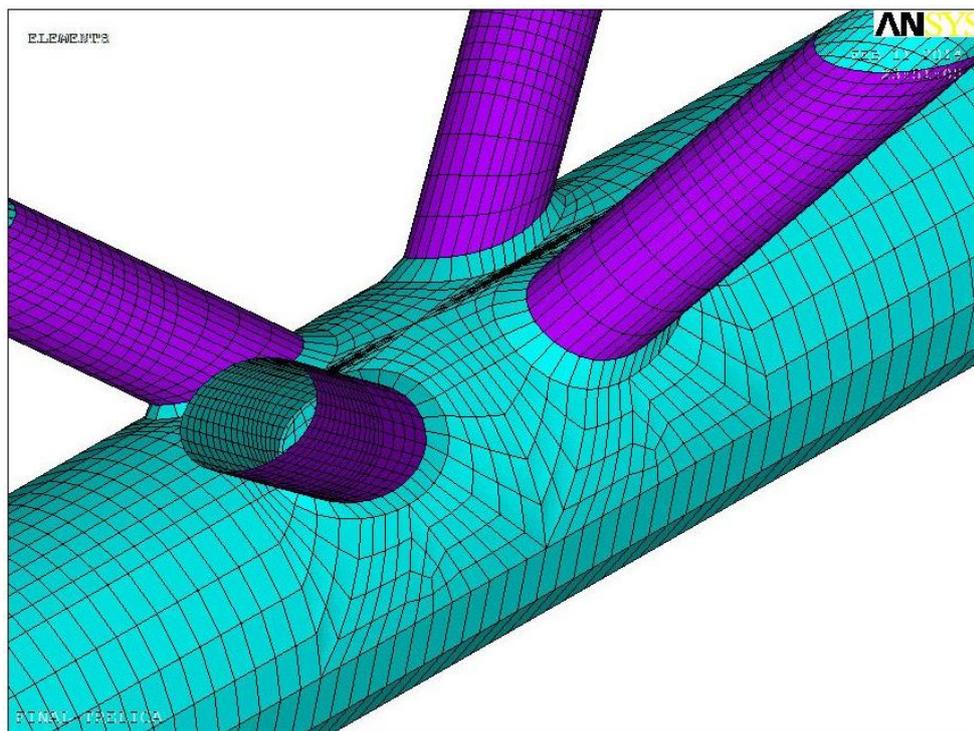


Figura 49 – Zoom na região da solda.

### 5.3 Ligação tipo KK entre perfis circulares: Nó Isolado versus Nó da Treliça

Apresentam-se na Figura 50, as curvas carga *versus* deslocamento obtidas numericamente para o nó de um sistema treliçado convencional e para um nó isolado. Observa-se ainda no gráfico, as retas referentes aos limites de 1% $d_0$  e 3%  $d_0$ , respectivamente, correspondentes aos estados limites de serviço e último propostos pelo critério de deformação limite de Lu *et al.* [12]. Verifica-se que, para a diagonal comprimida, considerando o nó isolado, a carga referente ao estado limite de serviço  $N_s$  é igual a 350,80 kN, referente ao estado limite último  $N_u$  igual a 331,03 kN e referente ao pico  $N_{pico}$  igual a 357,39 kN. Com relação a diagonal tracionada, considerando o nó isolado, observa-se que a carga referente ao estado limite de serviço  $N_s$  é igual a 336,55 kN, referente ao estado limite último  $N_u$  é igual a 366,72 kN e referente ao pico  $N_{pico}$  igual a 366,81 kN. Em ambas as situações, existe uma carga máxima,  $N_{pico}$  entre as referentes aos limites de 1% e de 3% de  $d_0$ . Sendo assim, a carga de pico será a que controlará o dimensionamento da ligação para o nó isolado. Pode-se observar ainda que, analisando o gráfico da Figura 50, para a diagonal comprimida, considerando o nó da treliça global, a carga referente ao

estado limite de serviço  $N_s$  é igual a 327,29 kN e referente ao estado limite último  $N_u$  é igual a 427,69 kN. Ainda cabe destacar que, para a diagonal tracionada, considerando o nó da treliça global, a carga referente ao estado limite de serviço  $N_s$  é igual a 333,40 kN e referente ao estado limite último  $N_u$  é igual a 454,46 kN. Em ambas as situações, na consideração do nó na treliça global, a razão  $N_u/N_s$  é menor que 1,5 e, por isso, a carga referente ao estado limite último  $N_u$  controlará o dimensionamento da ligação. Ainda observando-se o gráfico da Figura 50, verificam-se os resultados analíticos obtidos através das três formulações estudadas neste trabalho. Observa-se que segundo o dimensionamento proposto pelo EC3 1-8 [8] e pela NBR 16239:2013 [10], a carga de projeto da ligação é igual a 297,8 kN. Através da formulação preconizada pela 2ª. Edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [2], a carga de projeto da ligação é igual a 334,2 kN.

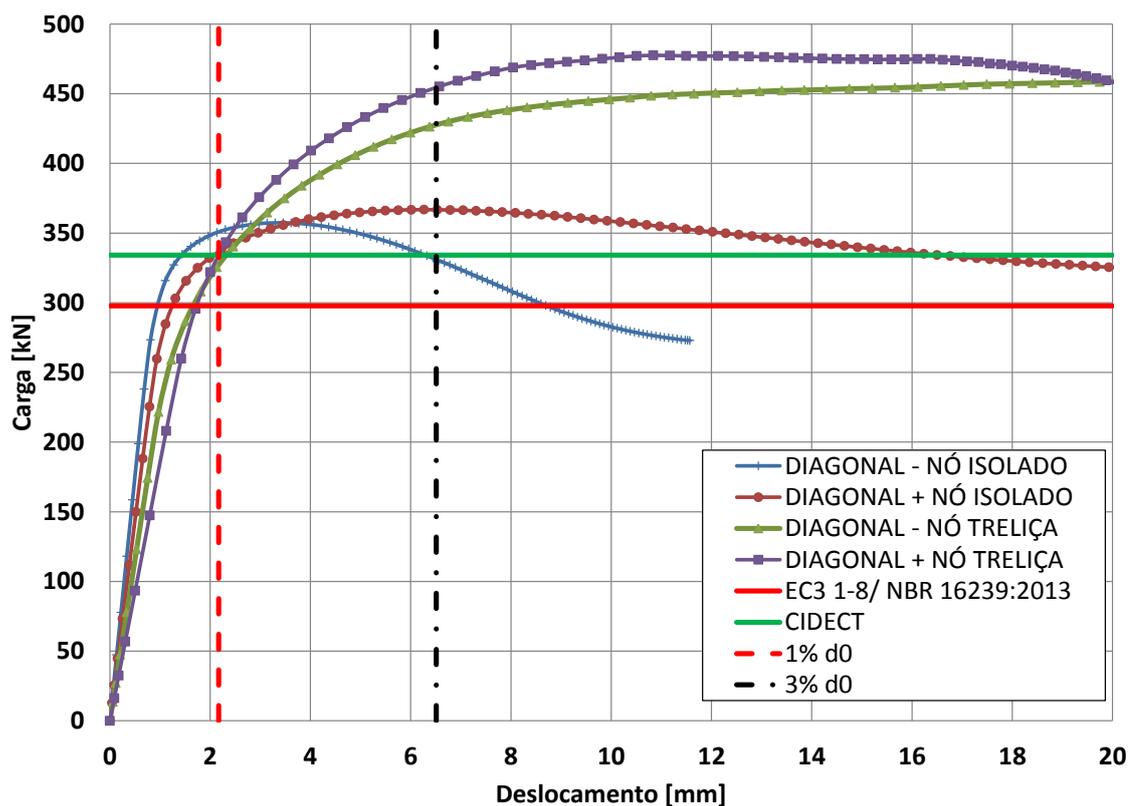


Figura 50 – Carga versus Deslocamento: Nó treliçado versus Nó isolado

Ao comparar as curvas do nó treliçado e do nó isolado, verifica-se uma diferença de aproximadamente 25%, que é considerada razoável no âmbito desta dissertação. Atribui-se esta diferença ao fato das condições de contorno divergirem entre si em ambos os casos. No nó isolado, considerou-se o banzo apoiado em uma

das extremidades do banzo, enquanto que na treliça, o nó estudado possui maior liberdade para se deslocar, já que as restrições de contorno são aplicadas nas extremidades da placa superior.

Ressalta-se que a diferença entre as análises, representa um dimensionamento menos conservador para o nó na treliça em relação ao nó isolado.

Conclui-se ainda, que o equacionamento proposto pelo CIDECT [2], apresenta uma melhor convergência ao critério de deformação limite para ambas as situações, sendo, quase que preciso, quando comparado ao nó isolado.

Na Figura 51 estão mostrados os pontos de onde foram obtidas as tensões de Von Mises na Figura 52, na Figura 53 e na Figura 54, considerando apenas o banzo e a diagonais, não considerando a placa do topo nem a solda da treliça global. Percebe-se, pela análise das mesmas, que ocorre plastificação do banzo antes de ocorrer nas diagonais.

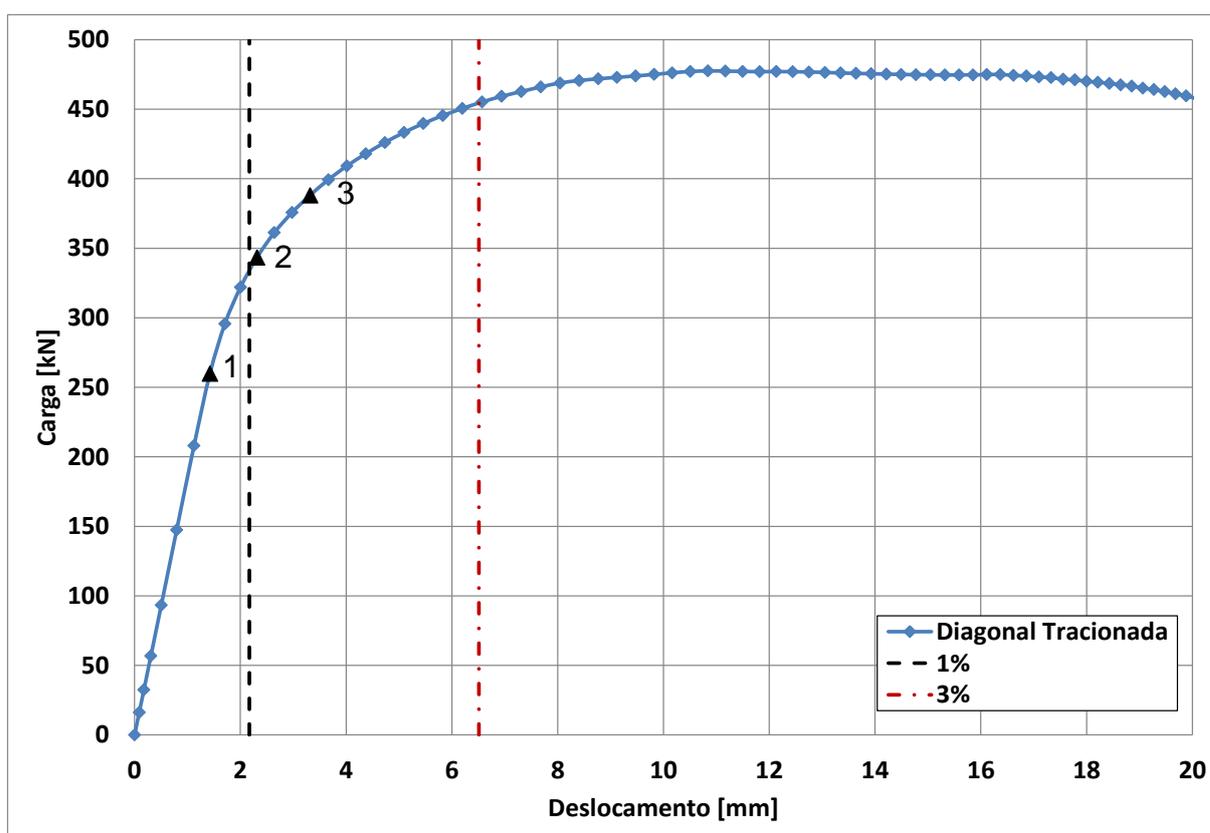


Figura 51 – Pontos para obtenção das tensões de Von Mises

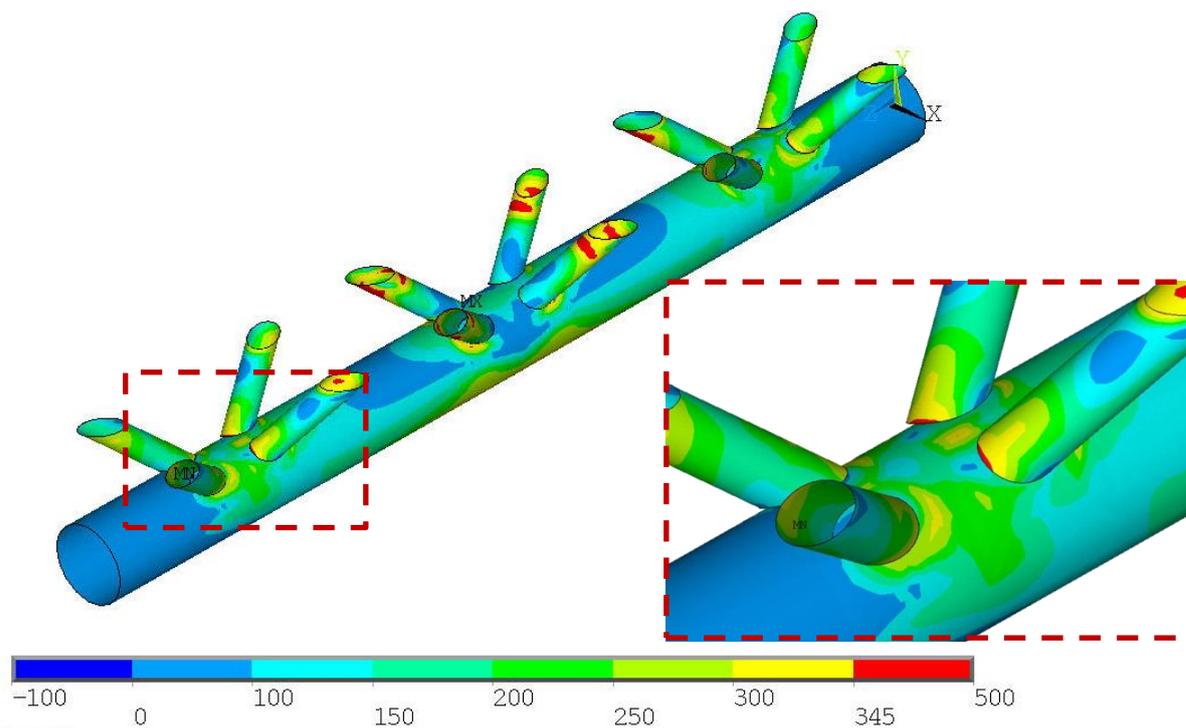


Figura 52 – Tensões de Von Mises (em MPa) – carga diagonal tracionada = 259,9 kN e deslocamento = 1,43 mm

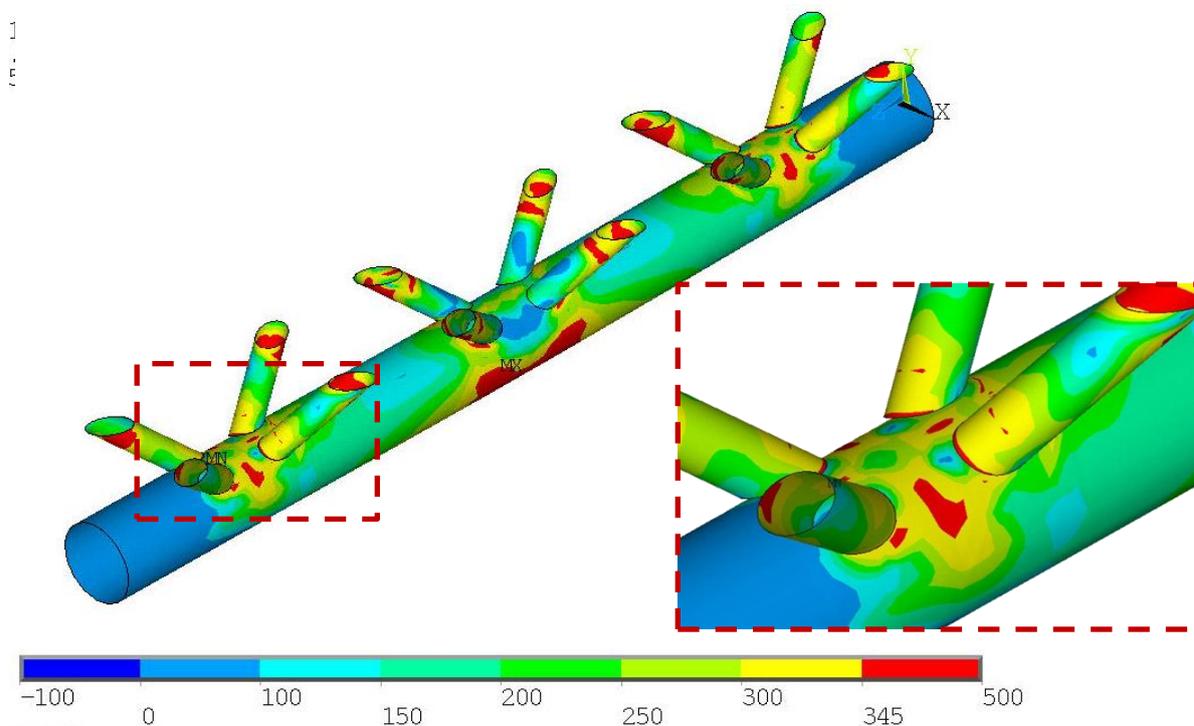


Figura 53 – Tensões de Von Mises (em MPa) – carga diagonal tracionada = 343,5 kN e deslocamento = 2,32 mm

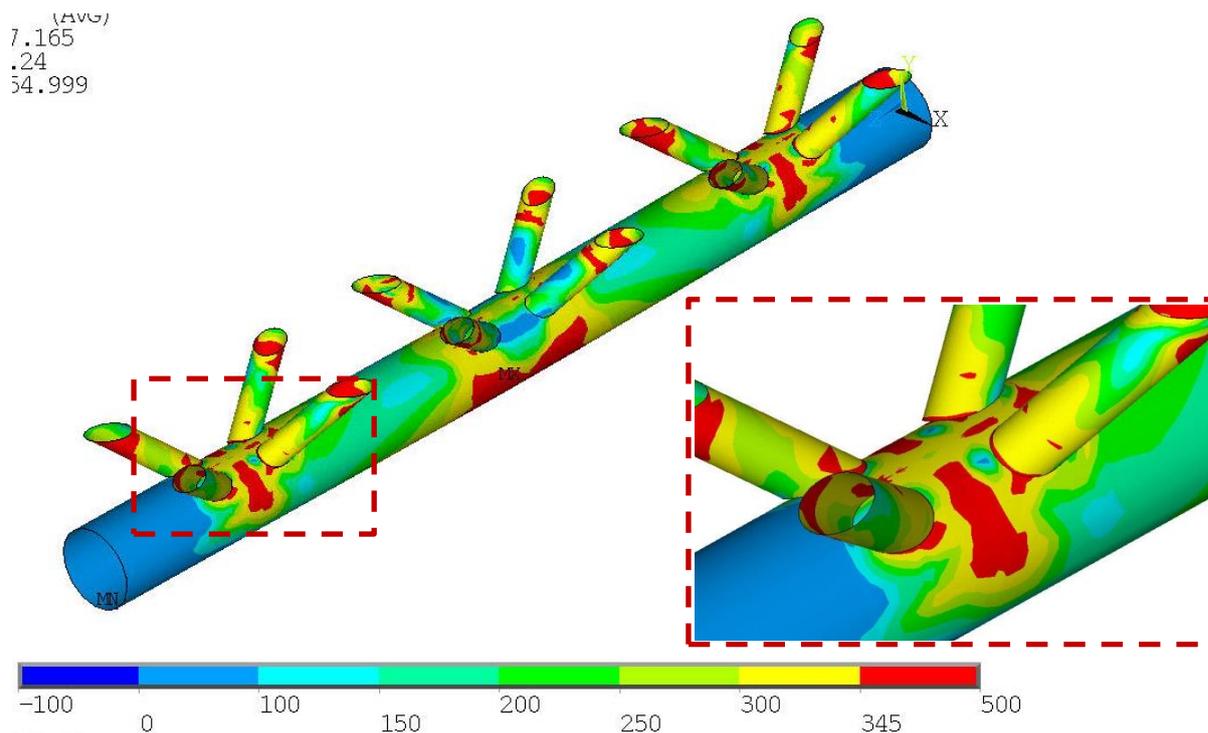


Figura 54 – Tensões de Von Mises (em MPa) – carga diagonal tracionada = 388,1 kN e deslocamento = 3,32 mm

Para efeito de ilustração, será mostrada na Figura 55 a deformação do banzo na região entre as diagonais comprimidas, para a verificação do modo de falha da ligação, considerando o nó isolado da treliça. Pela análise da mesma, pode-se dizer que a ligação, para o nó isolado da treliça, falha para o modo de falha 1.

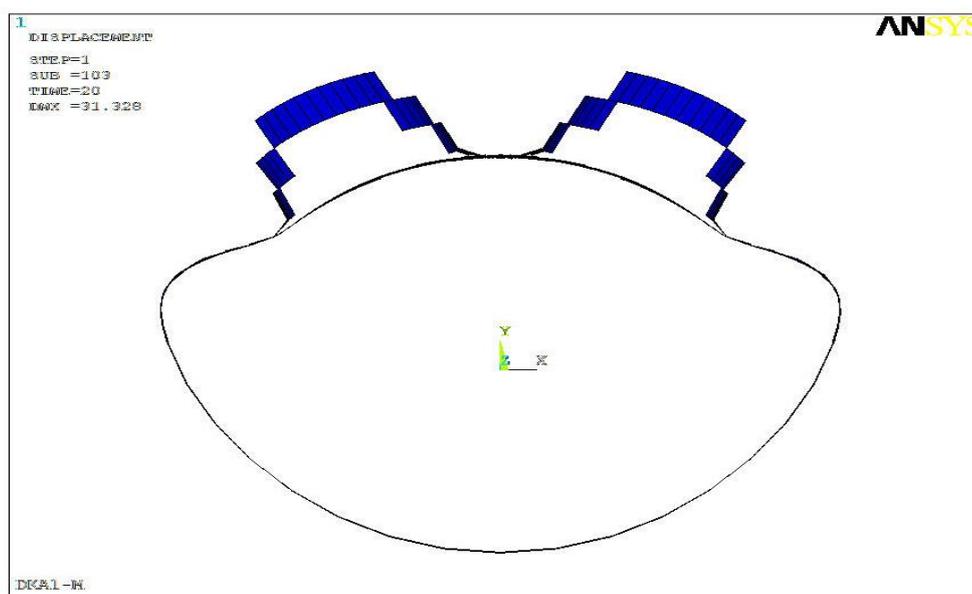


Figura 55 – Deformação do banzo entre as diagonais comprimidas

## 6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

### 6.1 Introdução

Já se sabe que os perfis tubulares em aço possuem vantagens estruturais em decorrência de suas excelentes propriedades mecânicas. Já se verifica que, inúmeras construções executadas com perfis tubulares apresentam uma interessante competitividade econômica sobre estruturas convencionais.

Cabe destacar que a eficiência estrutural deste tipo de perfil é intrínseca à geometria de sua seção transversal, que por apresentar concentração de material em pontos mais distantes do centro de massa e por ser uma seção fechada, resulta numa capacidade de resistir às altas solicitações de esforços axiais, torção e aos efeitos combinados [67].

As ligações soldadas de perfis tubulares em aço estrutural são atualmente consideradas no EC3 1-8 [8] onde são previstas ligações entre os mais diversos tipos de perfis. A norma relaciona ainda, os principais parâmetros que influenciam o comportamento das ligações e os diferentes tipos de ruína. Entretanto, a formulação proposta neste regulamento somente pode ser aplicada respeitando-se determinados limites segundo a configuração geométrica das ligações. Em 2008, o CIDECT propôs, na 2ª edição de seu Guia de Projeto de Estruturas Tubulares [2], uma nova formulação para avaliar a resistência das ligações destas estruturas. No Brasil, até uns anos atrás, o uso destes perfis na construção civil era bastante limitado, não existindo uma norma que regulamentasse sua utilização. Atualmente, já está disponível a NBR 16239:2013 [10], que contempla o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. Neste cenário, este trabalho propôs um programa de análises numéricas através do Método dos Elementos Finitos de ligações do tipo KK constituídas de perfis tubulares circulares. Destaca-se que todos os modelos desenvolvidos no âmbito desta dissertação foram validados e calibrados satisfatoriamente com resultados de modelos experimentais ou numéricos existentes na literatura técnica, assegurando a confiabilidade das análises. Com os resultados obtidos, pode-se estabelecer um estudo comparativo entre as formulações analíticas

propostas no EC3 1-8 [8] /NBR 16239:2013 [10], na 2ª edição do Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [2], nas equações propostas por Paul e Kurobane e apresentadas por Lee e Wilmshurst [9] e o critério de deformação limite de Lu *et al.* [12]. Cabe ressaltar, que as equações propostas na norma europeia basearam-se na 1ª edição do mesmo Guia de Projeto de Estruturas Tubulares do CIDECT [23].

## 6.2 Principais conclusões - Ligação KK

Descrevem-se a seguir, as principais conclusões obtidas através das análises numéricas desenvolvidas nesta dissertação.

No que tange à calibração do modelo, observa-se que não houve uma concordância entre os resultados para o trecho elástico da curva, uma vez que Lee e Wilmshurst [9] não apresentaram dados relativos à geometria da solda e a ligação de uma maneira geral em termos de condições de contorno usadas no ensaio. Já na fase plástica, verificou-se que a divergência é da ordem de 8% com a consideração de uma malha mais refinada e 4% com a consideração de uma malha menos refinada em termo de carga máxima aplicada à ligação. Desta forma, considera-se aceitável a análise desenvolvida no âmbito desta dissertação.

Com relação ao modo de falha da ligação, conclui-se que o dimensionamento é controlado pela plastificação da face superior do banzo.

Pelos critérios de deformação limite [12], conclui-se que o estado limite último,  $N_u$ , controla o dimensionamento, já que a razão  $N_u/N_s$  é menor que 1,50, para as ligações que não apresentam um pico entre as deformações de 1% e 3% ou antes das duas. Para as ligações que possuem um pico, o que controlará o dimensionamento será o valor dele.

Comparando-se os resultados analíticos entre si, conclui-se que o valor obtido através da formulação proposta pelo CIDECT [2] é superior aos demais resultados, na maioria das ligações analisadas, resultando em um dimensionamento mais econômico que as formulações do EC3 1-8 [8] e da NBR 16239:2013 [10]. Observa-se que os resultados obtidos através do critério de deformação limite e da carga de pico da ligação apresentam-se significativamente superiores aos resultados

analíticos, resultando em uma proposta ainda mais econômica quando comparada às equações das normas e manual do CIDECT.

Ainda considerando-se os resultados analíticos, as formulações do EC3 1-8 [8], da NBR 16239:2013 [10] e do CIDECT [2] fornecem resultados bastante conservadores quando se utiliza o fator de redução igual a 0,9 (para a formulação do EC3 1-8 [8] e da NBR 16239:2013 [10]) para o dimensionamento da ligação KK a partir de sua  $K$  correspondente. Mas, com a consideração da equação do dimensionamento de uma ligação  $K$  multiplicando-se a resistência por um fator de correção (1,2 para a formulação do EC3 1-8 [8] e NBR 16239:2013 [10] e 1,1 para a formulação do CIDECT [2]), os resultados analíticos tornam-se mais próximos dos obtidos nas análises numéricas.

Os resultados obtidos com a utilização dos fatores de correção propostos por Forti [54] são bem próximos aos encontrados com as formulações do EC3 1-8 e da NBR 16239:2013 [10].

Pela diferença entre os resultados obtidos nessa dissertação e os obtidos por Forti [54], pode-se concluir que a consideração da solda e da não-linearidade geométrica influenciam no dimensionamento da ligação KK.

Pode-se destacar também que o grau de refinamento da malha de elementos finitos, bem como o material adotado (elástico ou inelástico), o parâmetro  $\beta$ , o parâmetro  $\zeta_l$  e o parâmetro  $g_l$  influenciam diretamente no comportamento da ligação KK.

Cabe dizer que as equações propostas por Paul e Kurobane [9] fornecem resultados excelentes quando somente cargas máximas e cargas não-dimensionais, a partir das cargas máximas ou calculadas por equações propostas (uma para o modo de falha 1, outra para o modo de falha 2) são levadas em consideração. Mas quando se comparam ambas as equações com as formulações do EC3 1-8 [8], da NBR 16239:2013 [10] e do CIDECT [2] além do critério de deformação limite [12], os resultados não são satisfatórios.

### **6.3 Principais conclusões – Treliça Global**

Ao se traçar uma comparação de um nó pertencente a um sistema trelaçado convencional a um nó isolado, verificou-se uma diferença de aproximadamente 25%, que é considerada razoável no âmbito desta dissertação. Observa-se que esta diferença representa um dimensionamento mais econômico para o nó trelaçado em relação ao nó isolado. Conclui-se ainda, que o dimensionamento proposto pelo CIDECT [2], apresenta uma melhor convergência com a aplicação do critério de deformação limite para ambas as situações, sendo, quase que preciso quando comparado ao nó isolado.

### **6.4 Sugestões para trabalhos futuros**

Enumeram-se a seguir, sugestões para trabalhos futuros objetivando prover uma continuidade do estudo proposto nesta dissertação.

- Análise analítica, experimental e numérica de ligações tubulares do tipo Y, N e X, utilizando outras combinações de perfis CHS, RHS ou SHS;
- Análise analítica, experimental e numérica de ligações tubulares do tipo K com sobreposição;
- Investigar a influência da atuação de momento fletor e esforço normal no banzo na capacidade resistente da ligação;
- Avaliação de ligações soldadas entre perfis tubulares considerando a utilização de aço inoxidável;
- Avaliação de ligações soldadas considerando o comportamento à fadiga quando submetidas a ações dinâmicas.

## REFERÊNCIAS

- [1] WARDENIER, J.; PACKER, J. A.; ZHAO, X. -L.; VEGTE, G. J. van der. Hollow Sections in Structural Applications, CIDECT, 2a. Edição, 2010.
- [2] [www.fhwa.dot.gov/bridge/prefab/psbreport03.cfm](http://www.fhwa.dot.gov/bridge/prefab/psbreport03.cfm) (Acesso em 31/03/2014)
- [3] WARDENIER, J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VEGTE, G. J. van der; ZHAO, X. -L., Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 2a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 2008.
- [4] PACKER, J. A.; WARDENIER, J.; ZHAO, X. -L.; VEGTE, G. J. van der; KUROBANE, Y., Design Guide for Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading. CIDECT, 2a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 2009.
- [5] TUPER S.A. Tabela Técnica de Produtos – Edição 2014.
- [6] VALLOUREC & MANNESMANN TUBES. Structural Hollow Sections (MSH): circular, square and rectangular. Nominal dimensions, sectional properties and materials. Technical Information, 2010 Edition.
- [7] SILVA, R. S.; Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. S.; Silva, J. G. S.; Análise Paramétrica de Ligações Tipo K entre Perfis Tubulares Circulares em Aço. Proceedings of the XXXII CILAMCE – Iberian Latin American Congresso n Computational Methods in Engineering. Ouro Preto: Editora da UFOP, 2011. V.1. p. 1-17.
- [8] EUROCODE 3, prEN 1993-1-8: 2005. Design of steel structures: Part 1-8: Design of joints. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.

- [9] LEE, M. M. K.; WILMSHURST, S. R., 1996. Parametric Study of Strength of Tubular Multiplanar KK-Joints. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 122, n. 8, p. 893-904.
- [10] ABNT NBR 16239:2013 - Projetos de Estrutura de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares, 2013.
- [11] Ansys 12.0, ANSYS – Inc. Theory Reference, 2010.
- [12] LU, L. H. *et al.*, Deformation Limit for the Ultimate Strength of Hollow Section Joints, VI International Symposium on Tubular Structures, Rotterdam: Balkema, 1994: 341-7.
- [13] KOROL, R.; MIRZA, F., Finite Element Analysis of RHS T-Joints, *Journal of the Structural Division, ASCE*, vol.108, No. ST9, pp 2081-2098, 1982.
- [14] KUROBANE, Y. *et al.*, Local Buckling of Braces in Tubular K-Joints, *Thin-Walled Structures* 4, pp 23-40, 1986.
- [15] PACKER, J. A., Design Examples for HSS Trusses. *Canadian Journal of Civil Engineering*. Vol. 13, n.4, p. 460-473, 1986.
- [16] PACKER, J. A.; HENDERSON, J. E.; WARDENIER, J., Load and Resistance Factor Design of Welded Box Section Trusses. *Engineering Journal / American Institute of Steel Construction*, 1992.
- [17] ZHAO, X., HANCOCK, G., "Plastic Mechanism analysis of T-joints in RHS subject to combined bending and concentrated force", *Proceedings of the Fifth International Symposium on Tubular Connections held at Nottingham, UK, 1993*, E & FN Spon, London, pp 345-352, 1993.
- [18] International Institute of Welding (IIW), 1989. Design recommendation for hollow section joints – Predominantly statically loaded, 2nd Ed., IIW Document XV-701-89, Cambridge, U.K.

- [19] PAUL, J. C.; MAKINO, Y.; KUROBANE, Y., 1994. Ultimate Resistance of Unstiffened Multiplanar Tubular TT and KK-Joints. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 120, n. 10, 2853-2870.
- [20] LEE, M. M. K.; WILMSHURST, S. R., 1995. Numerical modelling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 32. p. 281-30.
- [21] ABAQUS – ABAQUS/Standard e ABAQUS/CAE User's Manual version 6.5.1 (1998) – ABAQUS, Inc. – Rhode Island, United States of America, 1998.
- [22] DAVIES, G.; CROCKETT, P., 1996. The strength of welded T-DT joints in rectangular and circular hollow section under variable axial loads. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 37, n. 1. p. 1-31.
- [23] WARDENIER, J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VEGTE, G. J. van der; ZHAO, X. -L., Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 1a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 1996.
- [24] RAUTARUUKKI OYJ, H. V., 1998. Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections. Hämeenlinna.
- [25] LEE, M. M. K.; WILMSHURST, S. R., 1997. Strength of Multiplanar Tubular KK-Joints under Antisymmetrical Axial Loading. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 123, n. 6, p. 755-764.
- [26] SAIDANI, M., 1998. The effect of Joint Eccentricity on the Distribution of Forces in RHS Lattice Girders. *Journal of Constructional Steel Research*, Warwickshire, UK, Research 47, p. 211-221.
- [27] LIU, D. K.; YU, Y.; WARDENIER, J., 1998. Effect of Boundary Conditions and Chord Preload on the Strength of RHS Uniplanar Gap K-Joints. *Proceedings of*

the Eighth International Symposium on Tubular Structures, Singapore, p.223-230.

- [28] DEXTER, E. M.; LEE, M. M. K., 1999. Static strength of axially loaded tubular K-Joints. I: Behavior. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 125(2), 194–201.
- [29] DEXTER, E. M.; LEE, M. M. K., 1999. Static strength of axially loaded tubular K-Joints. II: Ultimate capacity. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 125(2), 202–210.
- [30] LEE, M. M. K., Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 51, pp. 265-286, 1999.
- [31] ZHAO, X. L., 2000. Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 53, p.149- 165.
- [32] RASMUSSEN, K. J. R.; HASHAM, A. S., 2001. Tests of X- and K-Joints in CHS Stainless Steel Tubes. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 1183-1189.
- [33] VAN DER VEGTE, G. J.; MAKINO, Y; 2002. The effect of chord pre-load on the static strength of uniplanar tubular K-Joints. *Proceedings of the Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference Kitakyushu, Japão.*
- [34] KONING, C.H.M.; WARDENIER, J.; (1981). “The Static Strength of CHS K-Joints”, TNO-IBBC Report BI-81-35/63.5.5470, Stevin Report 6-81-13, Delft, the Netherlands.
- [35] CHOO, Y. S. et al, Static strength of thick-walled CHS X-joints - Part I. New approach in strength definition, *Journal of Constructional Steel Research*, vol.59, pp. 1201-1228, 2003.

- [36] ISO/CD 13819-2: Petroleum and natural gas industries – offshore structures – Part 2: fixed offshore structures, 1999.
- [37] MASHIRI, F. R.; ZHAO, X. L., 2003. Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Joint Madeupof Circular Braces and Square Chords under In-Plane Bending. Australia: Monash University, Department of Civil Engineering.
- [38] SANTOS, A. L. E. F., 2003. Ligações de Barras Tubulares para Estruturas Metálicas Planas. Dissertação de mestrado. Faculdade de Engenharia Civil – Departamento de Estruturas, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo.
- [39] American Institute of Steel Construction Inc - AISC, 2005. Load and resistance factor design specification for steel hollow structural sections.
- [40] GERKEN, F. S., 2003. Perfis Tubulares: Aspectos arquitetônicos e estruturais. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.
- [41] CHIEW, S. P.; LIE, S. T.; LEE, C. K.; HUANG, Z. W., Fatigue Performance of Cracked Tubular T Joints under Combined Loads I: Experimental, Journal of Structural Engineering, Vol. 130, N° 4, p. 562-571, Abril 2004, ASCE.
- [42] LIMA, L. R. et al, 2005. Análise Paramétrica de Ligações “T” com Perfis Tubulares em Aço através de um Modelo de Elementos Finitos. CILAMCE 2005, Guarapari, Espírito Santo.
- [43] CHOO, Y. S. *et al.* Static Strenght of T-Joints Reinforced with Doubler or Collar Plates. I: Experimental Investigations. Journal of Structural Engineering, Vol. 131, nº 1, January 1, 2005. ASCE, ISSN 0733-9445/2005/1-119-128.
- [44] VAN DER VEGTE, G. J. *et al.* Static Strenght of T-Joints Reinforced with Doubler or Collar Plates. II: Numerical Simulations. Journal of Structural Engineering, Vol. 131, nº 1, January 1, 2005. ASCE, ISSN 0733-9445/2005/1-129-138.

- [45] CHOO, Y. S.; QIAN, X. D.; WARDENIER, J., 2006. Effects of boundary conditions and chord stresses on static strength of thick-walled CHS K-joints. *Journal of Constructional Steel Research* 62, p. 316–328.
- [46] VAN DER VEGTE, G. J.; MAKINO, Y., 2006. The ultimate strength of axially loaded CHS uniplanar T-joints subjected to axial chord load. *Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures, Québec, Canada.*
- [47] MENDANHA, F. O.; 2006. Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo K e KT. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.
- [48] SOPHA, T.; CHIEW, S. P., WARDENIER, J., 2006. Test results for RHS K-Joints with 50% and 100% overlap. *Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures, Québec, Canada.*
- [49] SHAO, Y. B., 2006. Geometrical effect on the stress distribution along weld toe for tubular T- and K-joints under axial loading. *Journal of Constructional Steel Research* 63, p. 1351-1360.
- [50] FREITAS, A. M. S.; MENDES, F. C.; FREITAS, M. S. R., 2008, Finite Elements Analyses of welded T joints. *Eurosteel 2008.*
- [51] MENDES, F. C., 2008. Análise teórica-experimental de ligações tipo “T”, “K” e “KT” com perfis metálicos tubulares. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.
- [52] GAZZOLA, F.; LEE, M. M. K.; DEXTER, E. M., Design Equation for Overlap Tubular K-Joints under Axial Loading, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 126, Nº 7, p. 798-808, Julho 2000, ASCE.
- [53] LEE, M. M. K.; GAZZOLA, F., Design Equation for Offshore Overlap Tubular K-Joints under In-Plane Bending, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 132, Nº 7, p. 1087-1095, Julho 2006, ASCE.

- [54] FORTI, N. C. S., 2010. Estudo Paramétrico de Estruturas Tubulares com Ligações Multiplanares. Tese de Doutorado. Universidade Estadual de Campinas.
- [55] SILVA, R. S., 2012. Avaliação de Ligações K e T Entre Perfis Estruturais Tubulares Circulares. Dissertação de Mestrado. Universidade do Estado do Rio de Janeiro.
- [56] Stelco, 1981: Hollow structural sections – Design manual for connections. 2nd Edition, Stelco Inc., Hamilton, Canada.
- [57] AISI S100-07 – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, 2007 Edition.
- [58] ANSI/AWS D1.1, 2006: Structural Welding Code – Steel. American Welding Society, Inc, Miami, USA.
- [59] KUROBANE, Y., 1981: New developments and practices in tubular joint design. International Institute of Welding, Annual Assembly, Oporto, IIW Doc. XV-488-81.
- [60] WARDENIER, J., 1982: Hollow section joints. Delft University Press, Delft, The Netherlands.
- [61] EUROCODE 3, prEN 1993-1-1: 2003. Design of steel structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings. Stage 49 Draft. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.
- [62] SILVA, R. S.; LIMA, L. R. O.; VELLASCO, P. C. G. S.; SILVA, J. G. S.; NEVES, L. F. C.; Numerical Evaluation of CHS K Joints. International Journal of Modeling and Simulation for the Petroleum Industry, VOL. 6, n0 1, 2012.
- [63] MAKINO, Y., KUROBANE, Y. AND OCHI, K., 1984. Ultimate Capacity of Tubular Double K-Joints. Proceedings of the Second International Institute of

Welding Conference on Welding of Tubular Structures. Pergamon Press, Tarrytown, N. Y., pp. 451-458.

- [64] MAKINO, Y., KUROBANE, Y., 1998. Analysis of Existing and Forthcoming Data for Multi-Planar KK-Joints with Circular Hollow Sections.
- [65] KOSTESKI, N.; PACKER, J. A.; PUTHLI, R. S.; A Finite Element Method Based Yield Load Determination Procedure for Hollow Section Connections. Journal Constructional Steel Research, vol. 59, no. 4, pp. 427-559, 2003
- [66] ALVES FILHO, A. Elementos Finitos: a base da tecnologia CAE / Análise Dinâmica. São Paulo. Editora Érica, 2005. ISBN: 85-365-0050-6.
- [67] LIMA, N. S., 2012. Comportamento Estrutural de Ligações Tubulares T e KT. Dissertação de mestrado. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia, Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil.