

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL, ARQUITETURA E
URBANISMO

ESTUDO PARAMÉTRICO DE ESTRUTURAS
TUBULARES COM LIGAÇÕES MULTIPLANARES

ENG^a CIVIL MSc. NÁDIA CAZARIM DA SILVA FORTI
ORIENTADOR: PROF. DR. JOÃO ALBERTO VENEGAS REQUENA

CAMPINAS
2010

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL, ARQUITETURA E
URBANISMO

ESTUDO PARAMÉTRICO DE ESTRUTURAS
TUBULARES COM LIGAÇÕES MULTIPLANARES

ENG.^a CIVIL MSc. NÁDIA CAZARIM DA SILVA FORTI

Texto apresentado à Comissão de pós-graduação da Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo da Universidade Estadual de Campinas, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutora em Engenharia Civil, na área de concentração em Estruturas.

CAMPINAS
2010

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

F776e Forti, Nádia Cazarim da Silva
Estudo paramétrico de estruturas tubulares com
ligações multiplanares / Nádia Cazarim da Silva Forti. --
Campinas, SP: [s.n.], 2010.

Orientador: João Alberto Venegas Requena.
Tese de Doutorado - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e
Urbanismo.

1. Estruturas metálicas. 2. Aço tubular - Estruturas.
3. Método dos elementos finitos - Programas de
computador. 4. Métodos de simulação. I. Requena, João
Alberto Venegas. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e
Urbanismo. III. Título.

Título em Inglês: Parametric study of tubular structures with multiplanar
connections

Palavras-chave em Inglês: Metal structures, Tubular steel - Structural, Finite
element method - Computer programs, Simulation
methods

Área de concentração: Estruturas

Titulação: Doutor em Engenharia Civil

Banca examinadora: Arlene Maria Sarmanho Freitas, Leandro Palermo Junior,
Renato Bertolino Junior, Luciano Rodrigues Ornelas de
Lima

Data da defesa: 22/02/2010

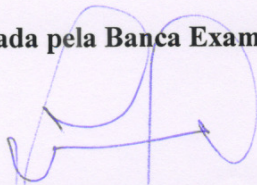
Programa de Pós Graduação: Engenharia Civil

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL, ARQUITETURA E URBANISMO**

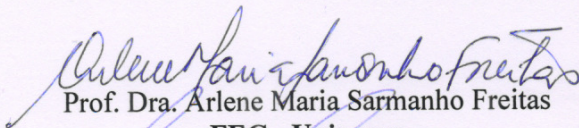
**ESTUDO PARAMÉTRICO DE ESTRUTURAS TUBULARES COM
LIGAÇÕES MULTIPLANARES**

Eng^a Civil M.Sc. Nádia Cazarim da Silva Forti

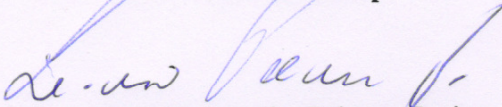
Tese de Doutorado aprovada pela Banca Examinadora, constituída por:



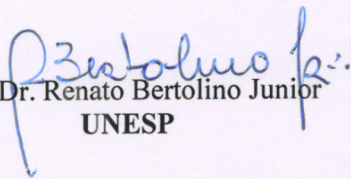
**Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena
Presidente e Orientador / FEC - Unicamp**



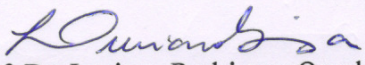
**Prof. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas
FEC - Unicamp**



**Prof. Dr. Leandro Palermo Junior
FEC - Unicamp**



**Prof. Dr. Renato Bertolino Junior
UNESP**



**Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima
UERJ**

Campinas, 22 de fevereiro de 2010

Aos meus queridos pais Jair e Elza a quem amo e muito devo e ao meu marido Tiago e filhos Luís Filipe e Júlia, minhas fontes inesgotáveis de inspiração.

AGRADECIMENTOS

Ao meu marido Tiago, fiel companheiro, a quem agradeço, especialmente, pelo seu carinho, compreensão, grande apoio e estímulo.

Ao Prof. João Alberto Venegas Requena pela atenção, dedicação e orientação no desenvolvimento deste trabalho.

A empresa V&M pela bolsa concedida e grande apoio em recursos.

A todos os professores e funcionários da UNICAMP que contribuíram de forma direta e indireta no desenvolvimento deste trabalho.

A CAPES pela bolsa de estudo concedida por intermédio da UNICAMP

RESUMO

FORTI, Nádia Cazarim da Silva. **Estudo Paramétrico de estruturas tubulares com ligações multiplanares.** Dissertação (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, UNICAMP, 2010.

Este trabalho apresenta um estudo paramétrico comparativo de ligações do tipo K e KK utilizando perfis tubulares circulares com afastamento entre diagonais e carregadas simetricamente. Para se comparar as ligações, foi desenvolvido um modelo numérico através do programa comercial de elementos finitos Ansys. Também foram desenvolvidos dois programas auxiliares para facilitar o estudo paramétrico. Foram analisadas 55 ligações do tipo KK e suas correspondentes K, comparando-se suas resistências. O objetivo deste trabalho é propor um critério objetivo para definir os modos de falha (1 e 2) da ligação tipo KK baseado na deformação diametral do banzo. O modo de falha 1 ocorre quando um par de diagonais vizinhas, carregadas no mesmo sentido, empurra ou puxa, a parede do banzo e no segundo, chamado modo 2 acontece uma deformação diametral da parede do banzo na região entre as diagonais vizinhas, criando quinas e dobras entre essas diagonais. Outro objetivo é 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 equações que preveem as resistências das ligações tipo KK, para os modos de falha 1 e 2 (plastificação da parede do banzo), a partir da resistência da ligação tipo K correspondente.

ABSTRACT

FORTI, Nádia Cazarim da Silva. **Estudo Paramétrico de estruturas tubulares com ligações multiplanares.** Dissertação (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, UNICAMP, 2010.

This work presents a parametric study of K and KK tubular steel connection. Gap connections with symmetric loading are analyzed. A numerical model using the commercial finite element software Ansys is proposed to compare K and KK connection resistances. Two auxiliary softwares are developed for setting the numerical model and to post-process results. A set of 55 KK connections and their correspondent K connections are analyzed and their resistances are compared. The objective of this work is purpose define the failure mode (1 or 2) of KK connections. This criteria is based on the chord diametric deformation. The results allowed the definition of limit values in function of the transversal gap for determining the connection failure mode. The connection resistance obtained in the parametric study allowed the development of an analytical expression which predict the KK connections resistance from the resistance of its correspondent K connection.

LISTA DE FIGURAS

1.1 Estrutura multiplanar de seção tubular circular.....	2
2.1 Símbolos usados para ligações do tipo K.....	5
2.2 Tipos de ligações soldadas.....	6
2.3 Definição de afastamento (a) e sobreposição (b).....	6
2.4 Modos de falha em ligações tipo K.....	8
2.5 Tipos básicos de ligações multiplanares.....	11
2.6 Configurações e parâmetros geométricos da ligação multiplanar tipo KK.....	11
2.7 Modos de falha de ligação KK submetida a esforços axiais simétricos.....	13
2.8 Parâmetros de ligação tipo KK com afastamento.....	14
2.9 Ligação multiplanar e sua uniplanar correspondente.....	15
2.10 Carga assimétrica na ligação multiplanar tipo KK.....	16
2.11 Modo de falha de ligação KK esforços axiais assimétricos.....	16
2.12 Treliza triangular submetida a carregamento em qualquer direção.....	17
2.13 Resistência da ligação tipo KK submetidas a carregamento em várias direções.....	18
2.14 Previsão de resistência última de ligações K uniplanares.....	19
2.15 Gap transversal e excentricidade de uma ligação tipo KK.....	20
2.16 Aspectos geométricos de uma ligação tipo KK.....	21
2.17 Tipos de falhas em ligações tipo KK.....	22
3.1 Ligações com afastamento entre as diagonais tipo K e KK.....	25

3.2 Curva Tensão- Deformação.....	26
3.3 Curva Tensão- Deformação no programa Ansys.....	27
3.4 Condições de apoio adotadas.....	28
3.5 Condições de apoio adotadas.....	28
3.6 Apoio fixo do banzo: a) deformada mostrando a liberdade de giro da seção b) chapa auxiliar e restrições de deslocamento nos nós.....	29
3.7 Tensão da diagonal comprimida por passo de deslocamento.....	31
3.8 Deformação diametral do banzo: a) deformação lateral e b) deformação vertical	32
3.9 Deformação diametral excessiva na direção lateral (eixo x).....	33
3.10 Deformação diametral na direção lateral (eixo x) ao longo do banzo. Eixo esquerdo indica os deslocamentos (m) e eixo direito indica a deformação diametral (%)......	33
3.11 Deformação diametral excessiva na direção vertical (eixo y).....	34
3.12 Deformação diametral na direção vertical (eixo y) ao longo do banzo. Eixo esquerdo indica os deslocamentos (m) e eixo direito indica a deformação diametral (%)......	34
3.13 Deformação equivalente excessiva (maior que 18%).....	35
3.14 Estudo do comprimento do banzo. Comparação das reações de apoio das diagonais comprimidas e tracionadas e seu valor médio.....	38
3.15 Malha uniforme com tamanho de elemento de 5 mm: a) ligação K b) ligação tipo KK	40
3.16 Resistência de ligação com malhas uniformes.....	41
3.17 Divisão das regiões para construção da malha: região central e regiões afastadas.....	42
3.18 Geração de malha: região central uniforme (elementos de 5 mm) e região afastada uniforme (elementos de 10 mm).....	42
3.19 Geração de malha: região central uniforme e região afastada com progressão geométrica do tamanho dos elementos.....	42
3.20 Programa Ligações Tubulares 2.1 com dados adicionais para geração do arquivo de entrada do Ansys.....	51
3.21 Tela do programa desenvolvido para análise dos deslocamentos.....	53
3.22 Deslocamento dos nós da lateral do banzo: (vermelho) nós com coordenada $x = +D/2$ (verde) nós com coordenada $x = -D/2$; (azul) diferença de deslocamento.....	54

3.23 Deformação diametral lateral obtida.....	54
3.24 Deslocamento vertical dos nós do banzo de coordenada $x = 0$: (amarelo) nós com $y=+D/2$; (branco) nós com $y=-D/2$; (cinza) diferença de deslocamento.....	55
3.25 Deformação diametral vertical obtida.....	55
3.26 Comparação das deformações diametraís obtidas: (preto) lateral; (rosa) vertical.....	56
4.1 Modo de falha 1. A maior deformação diametral acontece na direção lateral.....	60
4.2 Modo de falha 2. A maior deformação diametral acontece na direção vertical.....	60
4.3 Deslocamento na extremidade da diagonal comprimida na ligação tipo KK.....	64
4.4 Força $X \zeta_l$ como funções de β	64
4.5 Força versus ζ_t para as ligações KK_22, 24, 26 e 27.....	66
4.6 Modos de falhas versus ζ_t	66
4.7 Modos de falhas em função de φ e ζ_t	67
4.8 Modos de falhas em função de ζ_t e ζ_l	67
4.9 Fator de correlação versus β	68
4.10 Fator de correlação versus ζ_t	69
4.11 Fator de correlação versus ζ_l	69
4.12 Fator de correlação versus γ	70
5.1 Fator de correlação para o modo de falha 1.....	73
5.2 Fator de correlação para o modo de falha 2.....	73
5.3 Fator de correlação para os modos de falhas 1 e 2.....	73
5.4 Fatores de correlação versus ζ_t para o modo de falha 1 e a eq. proposta 5.1.....	74
5.5 Fatores de correlação versus β para o modo de falha 1 e a eq. proposta 5.1.....	74
5.6 Fatores de correlação versus β para o modo de falha 2 e a eq. proposta 5.2.....	76
5.7 Fatores de correlação versus ζ_t para o modo de falha 2 e a eq. proposta 5.1.....	76

LISTA DE TABELAS

2.1 Equações para o cálculo da resistência das ligações tipo K de seção tubulares circular, com afastamento entre as diagonais.....	7
2.2 Fatores de correção da resistência de ligação das conexões multiplanares de seção circular.....	12
3.1 Efeito das condições de contorno.....	30
3.2 Estudo do comprimento do banzo. Comparação das reações de apoio das diagonais comprimidas e tracionadas.....	37
3.3 Estudo do comprimento da diagonal. Comparação das reações de apoio das diagonais comprimidas e tracionadas.....	38
3.4 Resistência de ligação com malhas uniformes.....	40
3.5 Verificação das malhas adaptadas.....	43
3.6 Convergência de malha utilizando malha adaptada com progressão geométrica do tamanho de elementos nas regiões afastadas.....	44
3.7 Avaliação do número de passos de deslocamento.....	46
3.8 Resultado do estudo de validação.....	46
3.9 Validação do modelo numérico. Dados das ligações.....	48
4.1 Detalhes das ligações analisadas na série 1 ($\theta_i = 60^0$; $\gamma = 12$; $\tau = 0,8$; $d_0 = 120,0$ mm; $t_0 = 5$ mm; $t_i = 4$ mm; $e_t = 0$, $\sigma_y = 355$ MPa, $\sigma_u = 510$ MPa).....	62
4.2 Detalhes das ligações analisadas na série 2 ($\theta_i = 60^0$; $\gamma = 13$; $\tau = 0,68$; $d_0 = 114,3$ mm; $t_0 = 4,4$ mm; $t_i = 3$ mm; $e_t = 0$; $\sigma_y = 355$ MPa, $\sigma_u = 510$ MPa).....	62
4.3 Detalhes das ligações analisadas na série 2 ($\theta_i = 60^0$; $\gamma = 16,1$; $\tau = 0,68$; $d_0 = 141,3$ mm; $t_0 = 4,4$ mm; $t_i = 3$ mm; $e_t = 0$; $\sigma_y = 355$ MPa, $\sigma_u = 510$ MPa).....	63
5.1 Ligações com modo de falha 1 e seus respectivos fatores de correlação.....	75
5.2 Ligações com modo de falha 2 e seus respectivos fatores de correlação.....	77
6.1 Comparação de resistências de ligações do tipo KK.....	80

NOMENCLATURA

Letras romanas minúsculas

d_i – diâmetro do tubo

d' – diâmetro efetivo das duas diagonais comprimidas agindo juntas

e – excentricidade no plano

e_t – excentricidade entre planos

f_u - resistência à ruptura do aço à tração

f_y - resistência ao escoamento do aço

g – gap longitudinal entre as diagonais

g_t – gap transversal entre as diagonais

t_i – espessura das diagonais

t_0 – espessura do banzo

Letras romanas maiúsculas

A - área

E , - módulo de elasticidade do aço

F - força; valor de ação

L – comprimento das barras

N - força axial

Letras gregas minúsculas

$\alpha - 2L/d_0$

$$\beta = d_i / d_0$$

$$\gamma = d_0 / 2t_0$$

$$\zeta_I = g / t_0$$

$$\zeta_t = g_t / d_0$$

$$\tau = t_1 / t_0$$

θ – ângulo entre a diagonal e o banzo

φ – ângulo entre as diagonais fora do plano

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Considerações Gerais.....	1
1.2 Objetivos do Trabalho.....	3
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1 Ligações Uniplanares.....	5
2.1.1 Parâmetros geométricos.....	5
2.1.2 Modos de falha.....	6
2.2 Ligações Multiplanares.....	10
2.2.1 Ligações entre perfis tubulares circulares.....	10
2.2.2 Ligações com afastamento gap sob carregamento simétrico.....	13
2.2.3 Ligações KK com afastamento sob carregamento assimétrico.....	16
2.2.4 Aspectos de fabricação.....	19
2.3 Linhas históricas.....	21
3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA.....	25
3.1 Propriedades do material.....	26
3.2 Condições de contorno.....	27
3.3 Modos de falha.....	30
a) Pico de carga.....	31
b) Deformação diametral.....	31
c) Deformação limite.....	34
d) Ruptura da diagonal.....	35
3.4 Comprimento das barras.....	35
3.5 Estudo da malha.....	39
3.5.1 Malha uniforme.....	39
3.5.2 Malhas adaptadas.....	41
3.6 Passos de deslocamento.....	45
3.7 Validação do modelo numérico.....	46
3.8 Programa Ansys e programas auxiliares.....	49
3.81 Programa para construção de arquivo de entrada do Ansys.....	50

3.8.2 Programa para determinar a deformação diametral.....	51
3.8.3 Programa Ansys.....	56
3.9 Considerações finais deste capítulo.....	57
4 ESTUDO PARAMÉTRICO.....	59
4.1 Critério para classificar o modo de falha.....	59
4.2 Dados do estudo paramétrico.....	61
4.3 Análise dos resultados.....	63
4.3.1 Parâmetros de influência sobre o fator de correlação de resistências.....	68
5 PROPOSIÇÃO DE EXPRESSÃO ANALÍTICA.....	71
6 CONCLUSÕES FINAIS.....	79
7 BIBLIOGRAFIA.....	85
ANEXO A.....	91
ANEXO B.....	94

1 INTRODUÇÃO:

1.1 *Considerações Gerais*

Com o crescimento do uso de perfis tubulares em estruturas metálicas de aço, associado à economia das concepções pré-fabricadas, têm-se destacado a necessidade de desenvolvimento de tecnologias para o projeto e fabricação de tais estruturas. Essas tecnologias devem favorecer a segurança e a economia da construção.

O dimensionamento de elementos estruturais tubulares apresenta pouca diferença em relação ao de perfis tradicionais. A diferença está nas ligações, por não existir uma norma de dimensionamento no Brasil, sendo necessário o uso de normas estrangeiras e trabalhos de pesquisa que utilizam expressões analíticas para representar o comportamento das ligações, por meio de relações e parâmetros, que variam para os diferentes tipos de arranjos de nós e de ações, obtidos em experimentações e publicadas internacionalmente.

Estruturas como torres, coberturas de grandes vãos e plataformas de petróleo, apresentam configuração multiplanar (Fig 1.1) em que os elementos estruturais são dispostos em diferentes planos. Apesar de muitas estruturas construídas com seções tubulares apresentarem nós com ligações multiplanares, existe pouca informação disponível sobre esse tipo de ligação comparado com ligações planas.

Este trabalho apresenta a metodologia de análise de ligações multiplanares e rotinas de cálculo do CIDECT (Wardenier et al.(1991), Packer et al.(1992)), da American Welding Society (AWS (2001)) e Kurobane (1995). O escopo deste trabalho é limitado a casos em que as diagonais são submetidas apenas a esforços axiais de origem estática.

Treliças triangulares são usuais para grandes vãos, oferecendo excelente estabilidade, rigidez e estética agradável. Elas garantem uma organizada clareza onde travamentos laterais não são desejáveis ou possíveis. Uma fileira dessas treliças cria a aparência de uma treliça espacial, porém com menor custo por apresentar menor número de ligações.



FIGURA 1.1 Estrutura multiplanar de seção tubular circular.

Emirates Stadium, Londres, Inglaterra.

CIDECT (2007)

Os critérios de dimensionamento para ligações multiplanares, sujeitas a momento, no plano ou fora dele, ainda não foram estabelecidos em normas nacionais e internacionais. Muitas destas estruturas são dimensionadas como elementos de treliça com nós articulados, o que resulta em nós com apenas esforços axiais. Ainda assim, as excentricidades da ligação induzem o aparecimento de momento fletor no plano, mas os efeitos dessas excentricidades já são considerados nas expressões de resistência da ligação apresentadas por Kurobane (1995), fornecendo limites para o dimensionamento.

O dimensionamento de ligações tubulares multiplanares segue as recomendações e diretrizes do dimensionamento de ligações tipo K uniplanares. A prática normalmente adotada é tratar cada plano separadamente e dimensioná-los individualmente, desprezando-se os efeitos de interação. Uma prática mais adequada é a de considerar os efeitos de interação. Estes são feitos com o uso de coeficientes multiplicadores, reduzindo a resistência de cálculo da ligação. Entretanto, este assunto ainda necessita de pesquisa.

O grupo de pesquisa de estruturas metálicas da FEC/Unicamp tem desenvolvido ferramentas e tecnologia para o uso de estruturas tubulares, buscando incentivar a utilização desse tipo de perfil na construção metálica. Nesse contexto, este trabalho contribui com o estudo de formulações para dimensionamento de ligações multiplanares, que estão presentes em um grande número de estruturas.

1.2 Objetivos do Trabalho

A proposta deste trabalho é o estudo de ligações tubulares circulares multiplanares tipo KK. O primeiro objetivo é realizar uma vasta revisão bibliográfica do tema, apresentando o estado da arte a partir de publicações internacionais recentes, identificando os autores que mais contribuíram e contribuem para o desenvolvimento deste tema.

Pretende-se ainda realizar simulações numéricas com variação de parâmetros para estabelecer os fatores que influenciam na resistência estática deste tipo de estrutura.

A partir dos resultados numéricos obtidos e de outros disponíveis em literatura, propõe-se uma formulação analítica para o cálculo da resistência da ligação multiplanar tipo KK que possa ser empregado em projetos estruturais. A proposta é definir uma expressão analítica para o fator de correlação das resistências da ligação tipo K e KK.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Ligações Uniplanares

O dimensionamento das ligações tubulares multiplanares requer o conhecimento de ligações uniplanares, uma vez que, as resistências de ligações multiplanares são previstas na literatura, como a resistência de uma ligação uniplanar respectiva, multiplicada por fatores de correlação.

2.1.1 Parâmetros geométricos

Para ligações entre barras de treliça emprega-se uma terminologia associada ao tipo de disposição encontrada. Utilizam-se letras do alfabeto para designar a disposição entre as barras, tais como, ligação K para o encontro do banzo com as diagonais inclinadas (Fig 2.1).

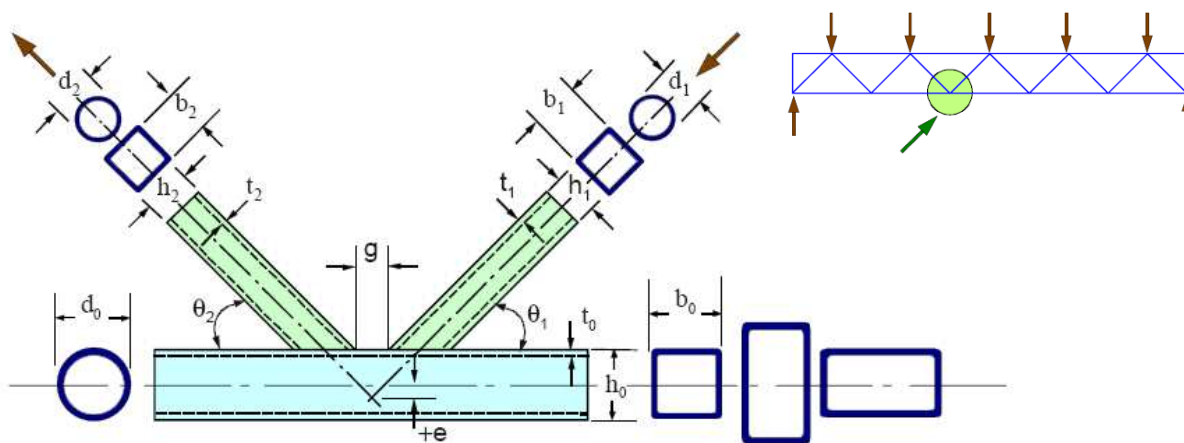


FIGURA 2.1 Símbolos usados para ligações do tipo K
Wardenier (2001)

As ligações soldadas mais usuais em treliças recebem nomes de K, T, YT e KT, conforme o desenho da ligação assemelhando-se a essas letras (Fig 2.2).

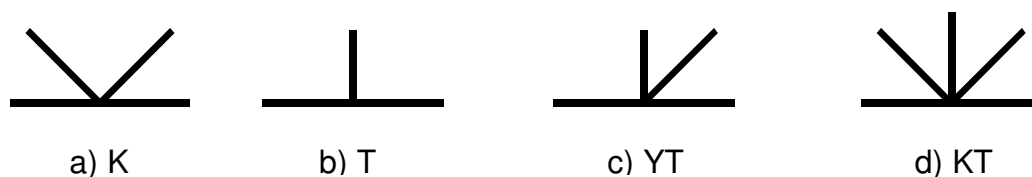


FIGURA 2.2 Tipos de ligações soldadas.

As ligações soldadas tipo K dividem-se em duas categorias. Uma em que as barras diagonais ou montantes são afastadas (Fig. 2.3a) e outra em que são sobrepostas (Fig. 2.3b). O tamanho do afastamento, gap, e a inclinação das diagonais determinam a excentricidade da ligação.

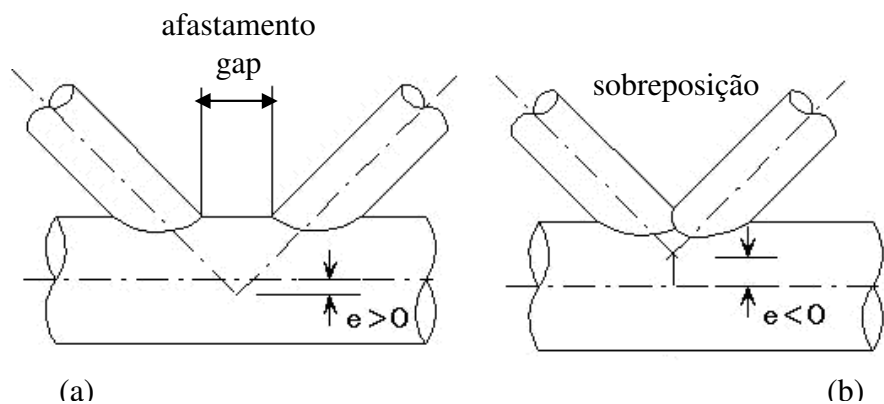


FIGURA 2.3 Definição de afastamento (a) e sobreposição (b).

Wardenier (2001)

2.1.2 Modos de falha

Em ligações com perfis tubulares, o critério de ruína ocorre quando uma região da ligação plastifica-se e não pode mais resistir a um aumento na solicitação.

A literatura apresenta diferentes falhas que podem ocorrer dependendo do tipo de ligação, das condições de carregamento e dos vários parâmetros geométricos.

Packer et. al. (1997), Packer et. al. (1992) e Wardenier et. al. (1991) descrevem um procedimento de cálculo diferenciado para os três tipos de seções tubulares: circular, retangular e

quadrada. Rautaruukki (1998) apresenta um procedimento de cálculo semelhante, baseado no EUROCODE 3, que difere dos três primeiros autores quanto ao critério de segurança. Em geral, a literatura apresenta uma concordância entre os pesquisadores no que se refere ao cálculo destas ligações. Ainda assim, podemos encontrar rotinas de cálculos diferentes na literatura. A Tabela 2.1 ilustra o cálculo da resistência da ligação tubular circular do tipo K em diferentes literaturas.

TABELA 2.1 Equações para o cálculo da resistência das ligações tipo K de seção tubulares circular, com afastamento entre as diagonais

AWS D1.1-92 AISC 97 HSS Connection Manual	$N_1 = \frac{f_{y0} \times t_0^2}{\sin \theta_1} \times \left(32 \times \frac{\beta}{\alpha} + 3,4 \right) \times Q_f$ $\alpha = 1,0 + 0,7 \times \frac{g}{d_i} \leq 1,7$ $Q_f = 1 - 0,03 \lambda \times \gamma \times \bar{U}^2$ Tração ou compressão: $\bar{U}^2 = \frac{N_{op}}{A_0 \times f_{y0}} + \frac{M_{op}}{S_0 \times f_{y0}}$
CIDECT IIW-XV-E-03-279 ISO/WD 15-1.2	$N_1 = \frac{f_{y0} \times t_0^2}{\sin \theta_1} \times \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{d_0} \right) \times f(\gamma, g') \times f(n')$ $f(\gamma, g') = \gamma^{0,2} \left[1 + \frac{0,024 \gamma^{1,2}}{\exp(0,5 g' - 1,33) + 1} \right]$ Tração: $f(n') = 1,0$ para $n' \geq 0$ $n' = \frac{N_{op}}{A_0 \times f_{y0}} + \frac{M_{op}}{S_0 \times f_{y0}}$ compressão: $f(n') = 1 + 0,3n' - 0,3n'^2$ para $n' < 0$
EUROCODE 3 Parte 1-8 DIN EN 1993 – 1-8	$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0} \times t_0^2}{\sin \theta_1} \times \left(2,0 + 11,33 \frac{d_1}{d_0} \right) \times K_g \times K_p / \gamma_{M5}$ $K_g = \gamma^{0,2} \left[1 + \frac{0,024 \gamma^{1,2}}{\exp(0,5 g' - 1,33) + 1} \right]$ Tração: $K_p = 1,0$ para $n_p < 0$ $n_p = \left(\frac{N_{p,Ed}}{A_0 \times f_{y0}} + \frac{M_{o,Ed}}{W_{el,0} \times f_{y0}} \right) \times \frac{1}{\gamma_{M5}}$ compressão: $K_p = 1 - 0,3n_p (1 + n_p)$ para $n_p \geq 0$

Packer et. al. (1997), Rautaruukki (1998) e Packer et. al. (1992), apresentam seis modos de falhas para ligações tipo K, onde uma diagonal é comprimida e a outra tracionada, Fig 2.4:

- Modo A: Plastificação da parede do banzo (uma das diagonais comprime a face do tubo do banzo enquanto a outra traciona);
- Modo B: Ruptura por punção na face do banzo ao redor do perímetro da diagonal (tração ou compressão);
- Modo C: Ruptura por tração da diagonal ou ruptura da solda;
- Modo D: Flambagem local da diagonal comprimida;
- Modo E: Escoamento por cisalhamento do tubo do banzo na região de espaçamento;
- Modo F: Amassamento da parede do banzo próximo à diagonal tracionada.

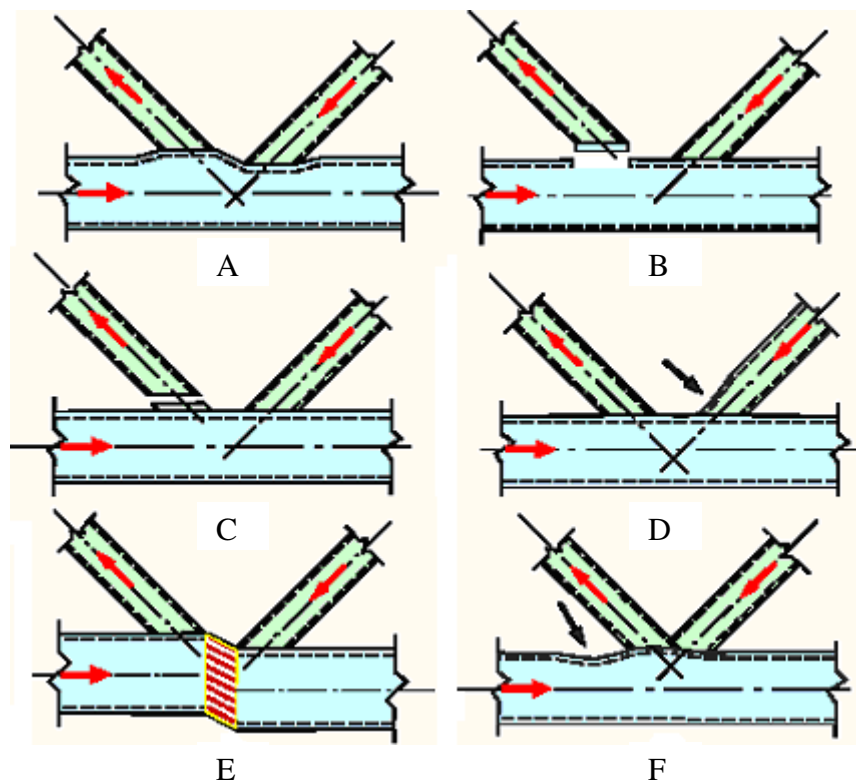


FIGURA 2.4 Modos de falha em ligações tipo K.
Wardenier (2001)

O modo A é o modo de falha mais comum para ligações com afastamento. Os valores de $\beta = ((d_1 + d_2)/2d_0)$, ver Fig. 2.1, neste caso, variam de pequenos a médios (de 0,35 a 0,6).

As falhas do modo C e D são apresentados sob o mesmo termo - falhas de largura efetiva. São tratados identicamente, uma vez que, a resistência da ligação, em ambos os casos, é

determinada pela área transversal efetiva da diagonal crítica, com algumas paredes de diagonais podendo ser apenas parcialmente efetivas.

Para relação média ($\beta = 0,6$ até $0,8$) geralmente ocorre uma combinação de formas de falhas: modo A com modo B ou com modo C, embora a última combinação ocorra somente em ligações com diagonais de paredes bem finas.

O modo D, envolvendo flambagem local da diagonal comprimida, é o modo de falha mais comum em ligações sobrepostas.

Escoamento por cisalhamento do banzo na região de espaçamento, modo E, é observado em ligações com afastamento (gap) em que a largura (ou diâmetro) das diagonais é próxima da largura do banzo ($\beta = 1$).

O amassamento da parede do banzo próximo à diagonal tracionada, modo F, ocorre ocasionalmente em ligações tubulares quadradas e retangulares com banzo em que, é expressiva a razão largura ou altura pela espessura (b_0/t_0 ou h_0/t_0).

Em alguns casos, um ou dois tipos preponderantes podem ser usados para prever a resistência da ligação (Wardenier (1981)). Por exemplo, o tipo F tem suas expressões de dimensionamento substituídas por restrições da faixa de parâmetros geométricos permitidos.

Para ligações tipo K de seção circular, o modo predominante de falha é a plastificação da parede do banzo (modo A), embora flambagem local prematura da diagonal comprimida também seja possível (modo D).

Todas as equações para o dimensionamento de ligações uniplanares descritas por Wardenier (2001) estão listadas no anexo A deste trabalho.

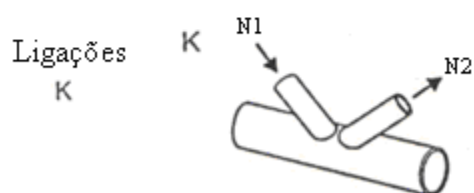
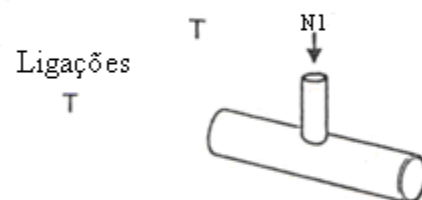
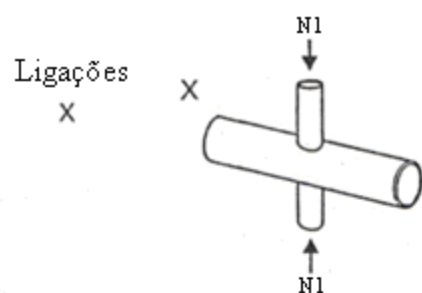
2.2 Ligações multiplanares

2.2.1 Ligações entre perfis tubulares circulares

Ligações multiplanares de seções tubulares circulares, Fig. 2.5, formadas por perfis dispostos em diferentes planos, são comumente usadas em estruturas tipo torres, coberturas de grandes vãos e plataformas de petróleo. Para estruturas *offshore*, o cálculo das ligações multiplanares tradicionalmente segue as diretrizes derivadas da interpretação de resultados de ensaios de resistência de ligações uniplanares, API (1991) e DEN (1990), ou seja, as resistências de ligações multiplanares são previstas na literatura, como a resistência de uma ligação uniplanar respectiva, multiplicada por fatores de correlação.

Ligações multiplanares em que as diagonais ou montantes são soldadas diretamente ao banzo, podem ser classificadas em quatro grandes grupos (XX, TT, TX, KK) como mostrado na Fig. 2.5. A partir do comportamento das ligações nos quatro grupos, é possível generalizar a interação entre cargas em planos diferentes (Kurobane 1995). As resistências de ligações multiplanares podem ser previstas como a resistência de uma ligação uniplanar correspondente, onde existem equações para o cálculo da resistência, multiplicada por fatores de correção que são baseados em resultados de limitados ensaios em estruturas multiplanares. Os termos de correção simplificados para ligações tipo TT, XX e KK (simetricamente carregadas) estão resumidos na Tabela 2.2. Os termos de correção são menos precisos do que as versões mais complexas. Eles, entretanto, correspondem, a valores médios desses métodos mais complexos e mais precisos (Kurobane 1995). As versões recentes de método de cálculo são apresentadas no item 2.2.2.

Ligações Uniplanares



Ligações Multiplanares

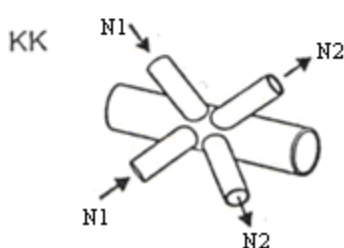
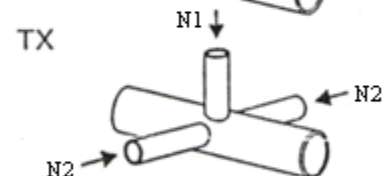
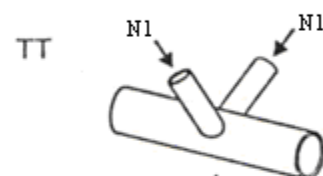
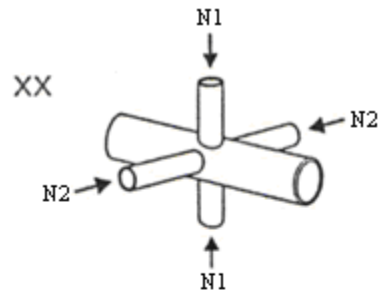


FIGURA 2.5 Tipos básicos de ligações multiplanares.

Kurobane (1995)

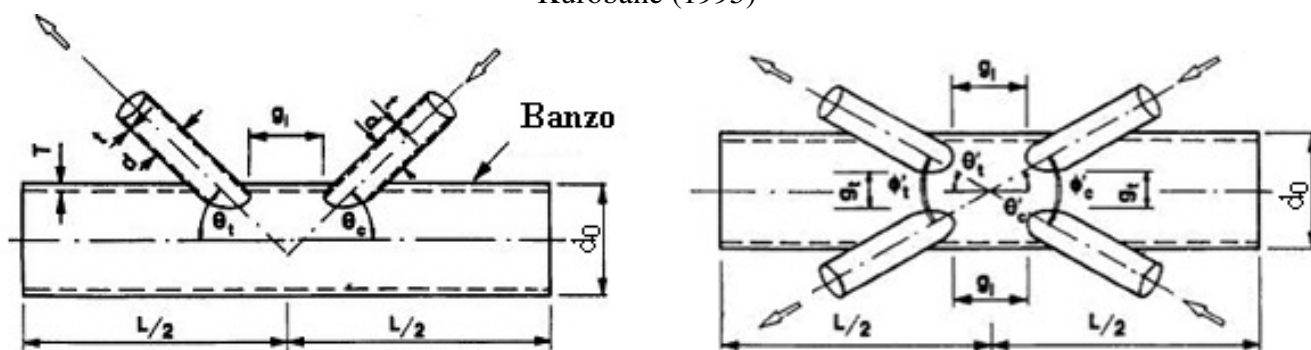
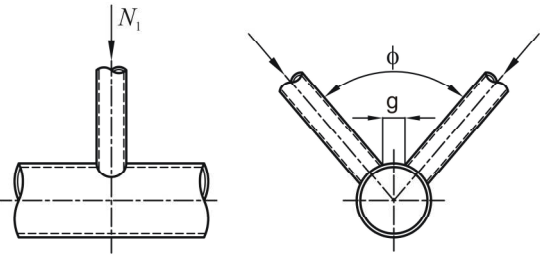
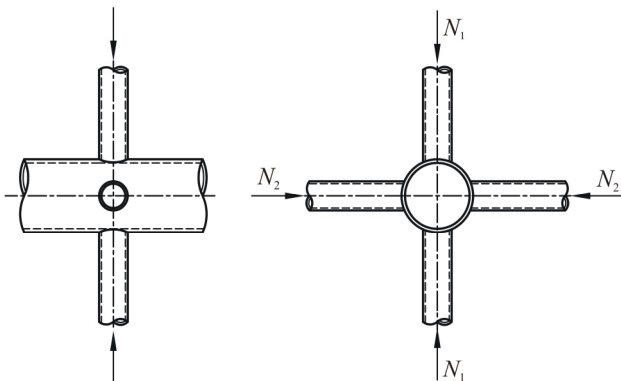
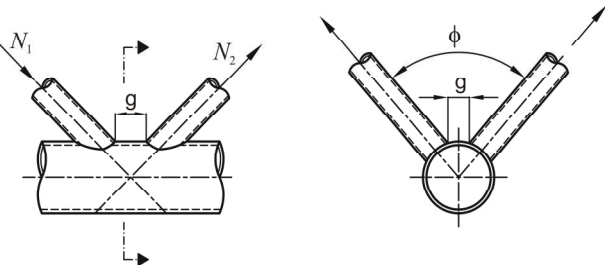


FIGURA 2.6 Configurações e parâmetros geométricos da ligação multiplanar tipo KK

Wardenier (2001)

TABELA 2.2 Fatores de correção da resistência de ligação multiplanar de seção circular. Packer (1997) e Eurocode 3 (2005)

Tipo de ligação	Fator de redução μ
TT	$60^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$
A diagonal 1 pode ser tracionada ou comprimida 	$\mu = 1,0$
XX As diagonais 1 e 2 podem ser comprimidas ou tracionadas. $N_{2,Sd} / N_{1,Sd}$ é negativo se uma diagonal está tracionada e a outra comprimida 	$\mu = 1,0 + 0,33 N_{2,Sd} / N_{1,Sd}$ Levando-se em conta o sinal de $N_{1,Sd}$ e $N_{2,Sd}$ Onde: $N_{2,Sd} \leq N_{1,Sd}$
KK	$60^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$
A diagonal 1 é sempre comprimida e a diagonal 2 é sempre tracionada. 	$\mu = 0,9$ Garantindo que, nas ligações afastadas, a seção 1-1 do banzo satisfaça: $\left[\frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} \right]^2 + \left[\frac{V_{0,Sd}}{A_v f_{y0} / \sqrt{3}} \right]^2 \leq 1,0$

2.2.2 Ligações com afastamento gap sob carregamento simétrico

As ligações tipo KK com afastamento apresentam dois possíveis modos de falha, como mostrado na Fig. 2.7. O primeiro, chamado modo 1 (Fig. 2.7(a)), ocorre quando um par de diagonais vizinhas, carregadas no mesmo sentido, empurra ou puxa, a parede do banzo. Essas diagonais que se encontram bem próximas, parecem agir como um elemento que, juntas, penetram a parede do banzo. No modo 1 não há distorção da parede do banzo entre essas diagonais vizinhas. No segundo, chamado modo 2, Fig. 2.7 (b), acontece uma deformação diametral da parede do banzo na região entre as diagonais vizinhas, criando quinas e dobras entre essas diagonais. O modo de falha 1 ocorre quando o afastamento transversal g_t ou o ângulo φ são pequenos (Fig. 2.6 e 2.8). À medida que g_t ou o ângulo φ aumentam, pode ocorrer o modo de falha 2, (Kurobane 1995).

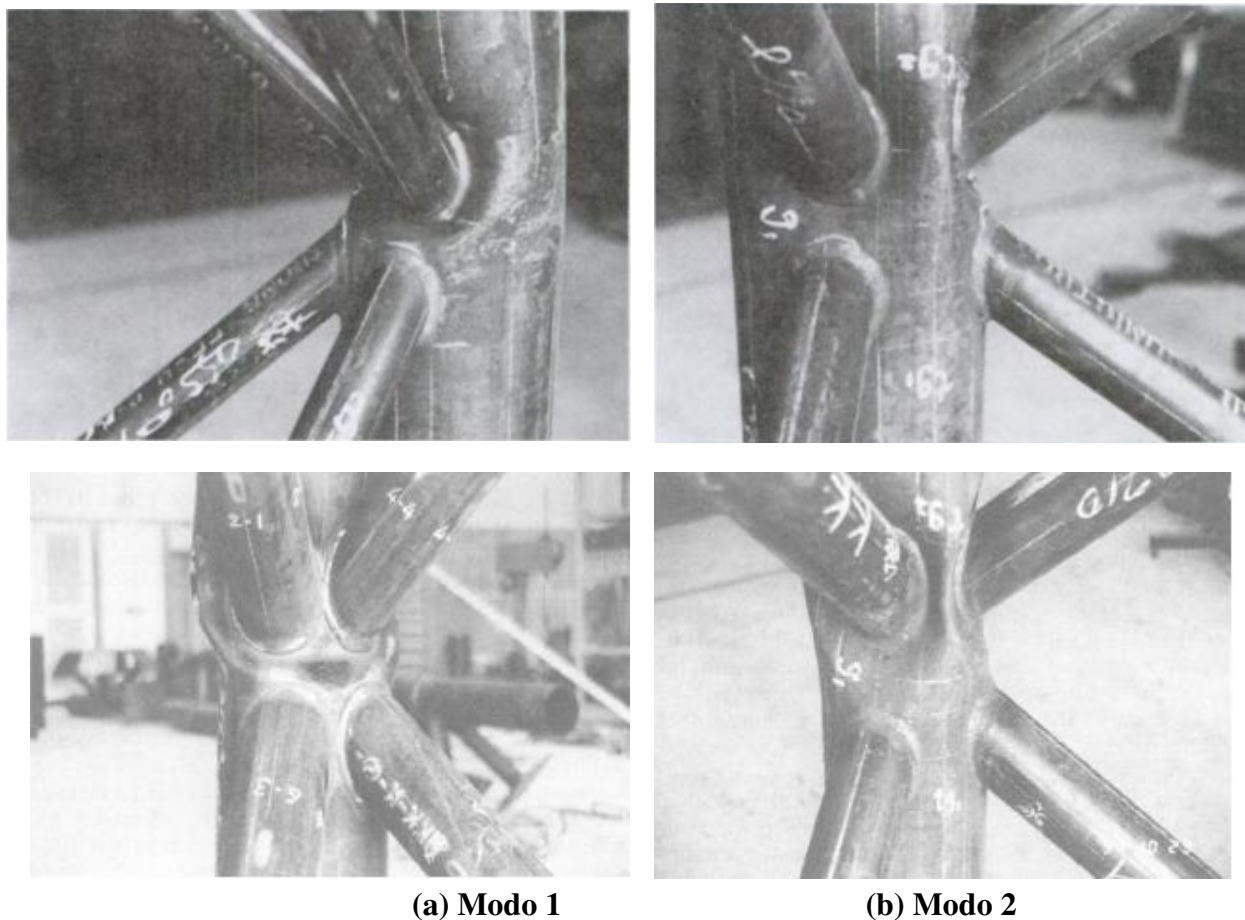


FIGURA 2.7 Modos de falha de ligação KK submetida a esforços axiais simétricos.
Kurobane (1995).

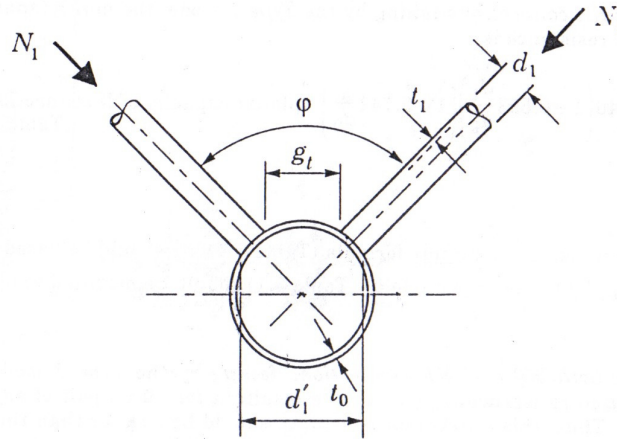


FIGURA 2.8 Parâmetros de ligação tipo KK com afastamento

Packer (1997)

Quando o modo de falha 1 ocorre, a resistência última da ligação tipo KK é melhor representada pela resultante das forças axiais nas duas diagonais comprimidas. A resistência da ligação é calculada pelo produto de um fator de correção multiplanar com a resistência da ligação uniplanar. As equações de dimensionamento são empíricas (Paul *et al.* 1992).

Logo, nas ligações tipo KK com modo de falha 1, a resistência da ligação multiplanar é igual ao fator de correlação multiplanar (eq. 2.1) multiplicado pela resistência planar da ligação tipo K modificada (Fig. 2.9) (Tabela 1 – Anexo A).

$$N_{kk} = 0.746 \left(1 + 0.693 \frac{d_1}{d_0} \right) \left(1 + 0.741 \frac{g}{d_0} \right) \times N_1 \quad (2.1)$$

Nota: Para utilizar as equações uniplanares da Tabela 1 do Anexo A, β deve ser calculado como

$\frac{d'}{d_0}$ onde d' é a distância transversal entre a face externa das diagonais, como mostrado na Fig.

2.9. Também o ângulo θ_1 da Tabela 1 do Anexo A, deve ser modificado para θ_1' (eq. 2.2), que é o ângulo entre o eixo do banzo e o plano formado por duas diagonais adjacentes (Kurobane 1995).

$$\theta_1' = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \theta_1}{\cos \frac{\varphi}{2}} \right) \quad (2.2)$$

Para as ligações tipo KK com modo de falha 1, a resistência da ligação é calculada como a força resultante em um par de diagonais adjacentes, ou seja, a resistência da ligação deve ser maior do que a resultante combinada das forças atuando nessas duas diagonais adjacentes.

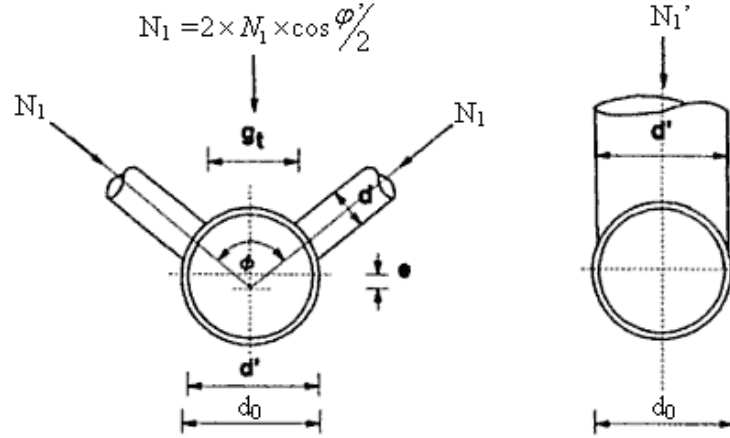


FIGURA 2.9 Ligação multiplanar e sua uniplanar correspondente

Quando o modo de falha 2 ocorre, os dois planos das diagonais tem comportamentos mais independentes. A resistência última das ligações tipo KK é prevista simplesmente adotando os termos de correção multiplanar para as resistências uniplanares das ligações tipo K. As equações de dimensionamento são empíricas, encontradas em Paul *et. al.* 1992.

Para ligações tipo KK com modo de falha 2, a resistência multiplanar da ligação é igual ao fator de correção multiplanar (eq. 2.3) multiplicado pela resistência planar da ligação K (Tabela 1 – Anexo A).

$$N_{kk} = 0.798 \left(1 + 0.808 \frac{d_1}{d_0} \right) \left(1 - 0.410 \frac{g_t}{d_0} \right) \left(1 + 0.423 \frac{g}{d_0} \right) \times N_1 \quad (2.3)$$

Para ligações tipo KK com falha 2, a resistência da ligação é calculada como a carga limite na diagonal comprimida. Portanto, a resistência de ligação de uma diagonal deve ser maior do que a força fatorada nessa diagonal.

Lee e Wilmhurst (1996) concluíram que a baixa relação $\gamma = d_0/2t_0$ (≤ 12) de algumas das ligações tipo KK analisadas aumentam as possibilidades de haver outros modos de falha além do escoamento do banzo (ex: flambagem local das diagonais comprimidas ou falha da diagonal).

Ligações com a combinação de γ e τ baixos, falham nas diagonais. Para o restante das ligações com $\gamma = d_0/2t_0 < 15$ e $\tau = t_1/t_0 < 1,0$, os gráficos das deformações plásticas equivalentes no carregamento último mostraram alguns escoamentos nas paredes das diagonais comprimidas perto da interseção das diagonais com o banzo. Entretanto, examinando o desenvolvimento da zona de plastificação para cada uma destas ligações observou-se que a região plastificada do banzo estava crescendo muito mais rápido que nas diagonais, e o modo de falha foi consequentemente julgado para ser escoamento do banzo. Ligações com $\gamma \geq 15$ e $\tau \geq 1,0$ exibiram somente escoamento do banzo, sem plastificação presente nas barras das diagonais no carregamento último.

2.2.3 Ligações KK com afastamento sob carregamento assimétrico

Ações do vento, ou carregamento de ondas em estruturas *offshore* causam um carregamento assimétrico nas estruturas (Fig 2.10) e (Fig. 2.11).

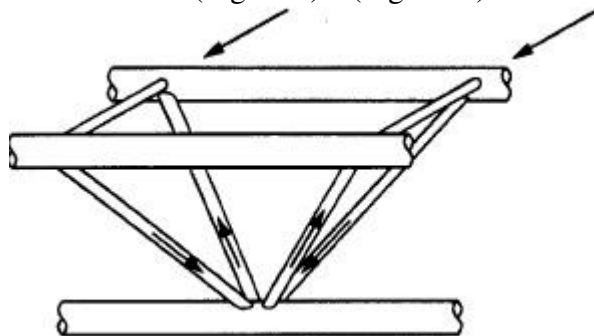


FIGURA 2.10 Carga assimétrica na ligação multiplanar tipo KK

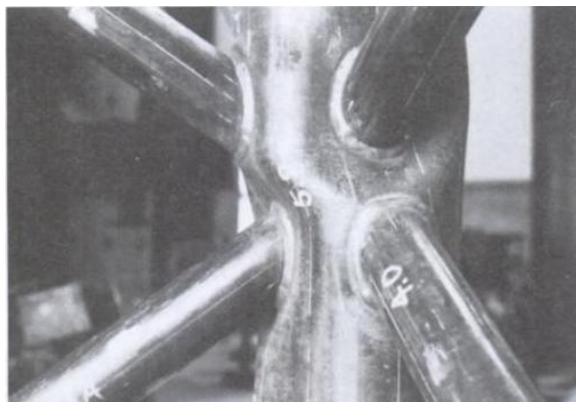


FIGURA 2.11 Modo de falha de ligação KK com esforços axiais assimétricos.

Kurobane (1995)

A treliça triangular típica, tem dois banzos comprimidos. O tratamento anterior dado a ligações tipo KK assumiu “carregamento simétrico” nos dois planos das diagonais, ou seja, a ação atua na direção de V na Fig. 2.12.

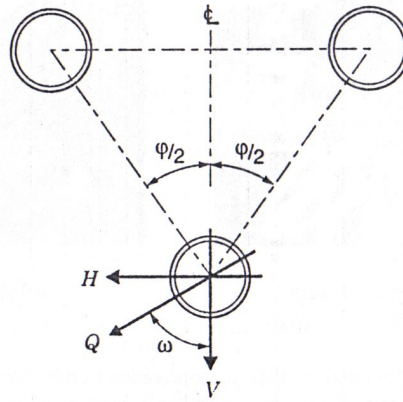


FIGURA 2.12 Treliça triangular submetida a carregamento em qualquer direção
Packer (1997)

Submetida a carregamento horizontal, H na Fig. 2.12, a ligação tipo KK sustenta forças axiais das diagonais que não são simétricas com respeito ao plano vertical. Nas ligações tipo KK com carregamentos assimétricos, barras diagonalmente opostas são carregadas com forças de mesmo sentido. Cada par de ligações tipo K comporta-se mais ou menos independente, e o modo de falha 1 não ocorre. A resistência da ligação tipo KK sob carregamento assimétrico pode ser prevista simplesmente pela equação de resistência da ligação tipo K uniplanar (Tabela 2 – AnexoA) com os seguintes multiplicadores de correção, eq. 2.4 e 2.5 (Kurobane 1995).

$$C_{KK} = 0,858 \quad \text{quando } \frac{g_t}{d_0} \geq 0,16 \quad (2.4)$$

$$C_{KK} = \left(1,36 - 3,17 \frac{g_t}{d_0} \right) \quad \text{quando } \frac{g_t}{d_0} < 0,16 \quad (2.5)$$

Submetida a um carregamento na direção Q (Fig. 2.12) formando um ângulo ω com a vertical, a resistência da ligação tipo KK pode ser determinada usando a seguinte técnica de interpolação (Kurobane 1995):

quando $\omega = \frac{\varphi}{2}$, as diagonais em um plano transmitem a carga total e, por isso, a resistência de ligação é aquela da ligação tipo K uniplanar. A resistência da ligação tipo KK sob carregamento em uma direção qualquer, pode ser estimada unindo-se os pontos $\omega = 0$ (carregamento simétrico), $\omega = \frac{\varphi}{2}$ (ligação tipo K uniplanar) e $\omega = 90^\circ$ (carregamento assimétrico), por linhas retas, como mostrado na Fig. 2.13 onde o eixo vertical apresenta a resistência da ligação tipo KK pela resistência da ligação tipo K uniplanar, expressa em termos da carga Q.

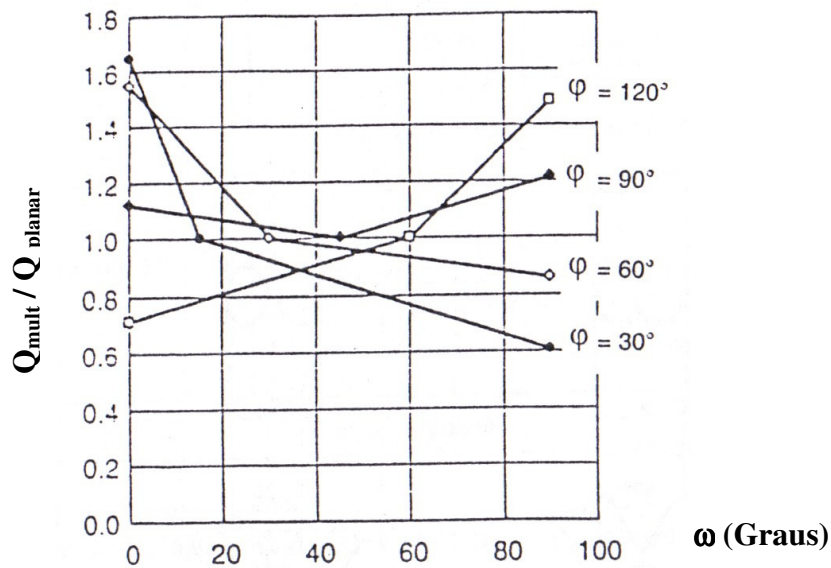


FIGURA 2.13 Resistência da ligação tipo KK submetidas a carregamento em várias direções. Kurobane (1995)

A American Welding Society (AWS 1996) é uma entidade que tem especificação que trata de ligações multiplanares de perfis tubulares circulares. Apresenta um critério geral de dimensionamento para todas ligações tubulares multiplanares sem sobreposição, e sem a necessidade de classificação dos modos de falha. Entretanto, a abordagem da AWS deve ser encarada com cuidado por ser considerada pouco precisa quando comparada com uma extensa base de resultados experimentais, (Packer et. al. 1997). As formulações da AWS têm a tendência de serem contrárias à segurança à medida que a relação d_0 / t_0 diminui e o banzo torna-se menos esbelto. Isso foi atribuído por Kurobane (1995) à formulação da “força vezes a espessura ao

quadrado”, na formulação da AWS, enquanto, segundo o autor, a potência deve estar entre 1,7 e 1,8 da espessura.

A Fig. 2.14 mostra a correlação com resultados experimentais do método da AWS e o método de Kurobane para ligações tipo K uniplanares com afastamentos. As equações da AWS fornecem um limite inferior e possuem um fator de resistência de 0,74, podendo ser comparada com a linha 1,0/0,74. Observa-se que a dispersão é grande e as equações são contrárias à segurança em banzos com relação d_0/t_0 pequena. Entretanto, as equações da abordagem de Kurobane são bastante próximas dos resultados experimentais para toda faixa de d_0/t_0 com um coeficiente de variação de 9,4% (Kurobane 1995).

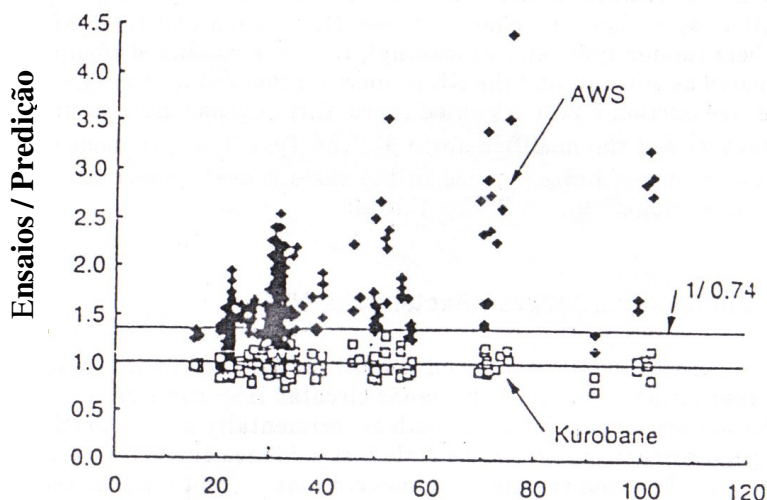


FIGURA 2.14 Previsão de resistência ultima de ligações K uniplanares. Kurobane (1995).

2.2.4 Aspectos de fabricação

Para evitar a sobreposição das diagonais de um plano com o outro, pode ser necessário introduzir uma excentricidade perpendicular ao eixo do banzo, como mostrado na Fig. 2.15. Se a excentricidade transversal, e_t , for menor que 25% do diâmetro do banzo, ela pode ser ignorada no dimensionamento da ligação das diagonais e do banzo tracionado. Entretanto, momentos devido a excentricidade transversal devem ser distribuídos em um banzo comprimido e considerados no dimensionamento do banzo, como é feito para momentos de excentricidade em ligações uniplanares.

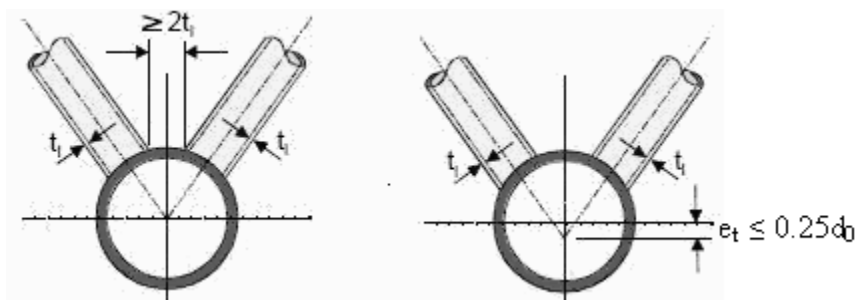


FIGURA 2.15 Gap transversal e excentricidade de uma ligação KK.
Wardenier (2001)

A Fig. 2.16 (Wardenier *et al.*1991) ilustra algumas considerações geométricas. Se a ligação possui excentricidade transversal, o afastamento transversal g_t aumentará. Se um único ponto de trabalho é escolhido para as quatro diagonais, o gap ao longo do banzo (gap) também aumentará com g_t . Os efeitos de g_t e gap refletir-se-ão nas equações de resistência da ligação para os modos de falha 1 e 2. Para o exemplo da Fig. 2.16 (b), os 50 mm de excentricidade transversal resultam em uma excentricidade longitudinal de 43 mm em cada um dos planos das diagonais.

Se as duas diagonais comprimidas estiverem sobrepostas e as duas diagonais tracionadas também (Fig 2.16 (a)), mas ainda houver um afastamento (gap) ao longo do banzo entre as diagonais comprimidas e tracionadas (sob carregamento simétrico), então, a ligação pode ser tratada como uma unidade e a ligação tipo KK verificada para o modo de falha 1. Como observado no item 2.2.2, isso envolve o uso da distância transversal d_1' , Fig. 2.8, e do ângulo modificado θ_1' . O modo de falha 2, onde há formação de quinas entre um par de diagonais carregadas no mesmo sentido, claramente não pode ocorrer com uma sobreposição de diagonais (Fig. 2.16 (a)).

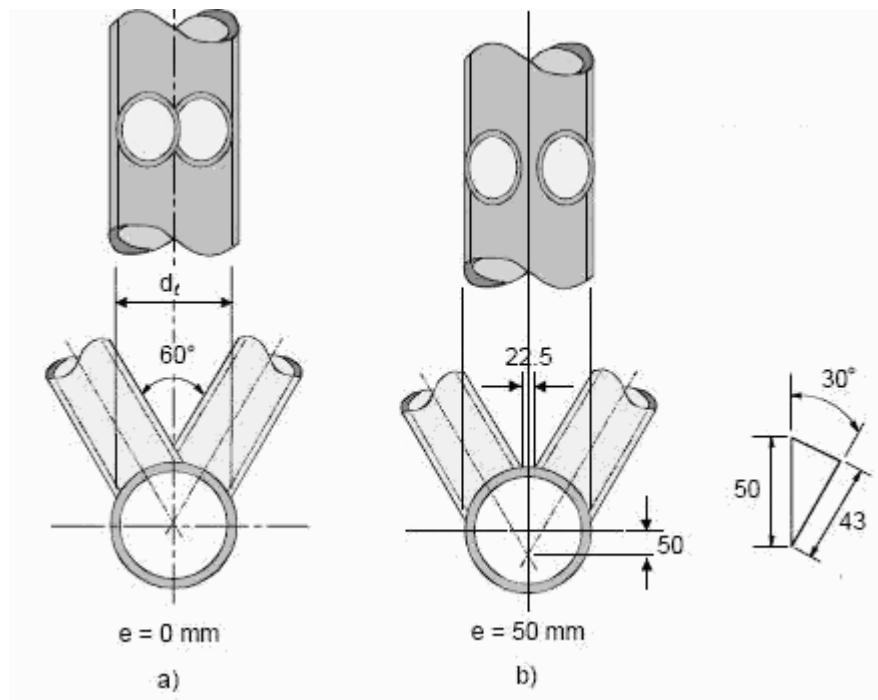


FIGURA 2.16 Aspectos geométricos de uma ligação tipo KK

Wardenier (2001)

2.3 Linha histórica

O estudo dos efeitos multiplanares, na resistência estática de ligações com perfis tubulares, teve início nos anos de 1980, quando uma série de ligações multiplanares tipo KK foram ensaiadas no Japão por Makino *et al.* (1984). Com o crescente interesse em ligações multiplanares, seguiram-se diversas pesquisas em todo mundo, podendo-se citar os trabalhos de Mitri *et al.* (1987), Nakacho *et al.* (1989), Scola *et al.* (1990) e Paul *et al.* (1993a) sobre ligações tipo TT; os trabalhos de Paul *et al.* (1989) e van der Vegte *et al.* (1991) sobre ligações tipo X e, finalmente, os trabalhos de Coutie *et al.* (1983), Mouty e Rondal (1990), Makino *et al.* (1993) e Paul *et al.* (1992) sobre ligações tipo KK.

Makino *et al.* (1984) ensaiaram 20 ligações tipo KK e identificaram dois modos de falha para ligações submetidas a carregamento simétrico.

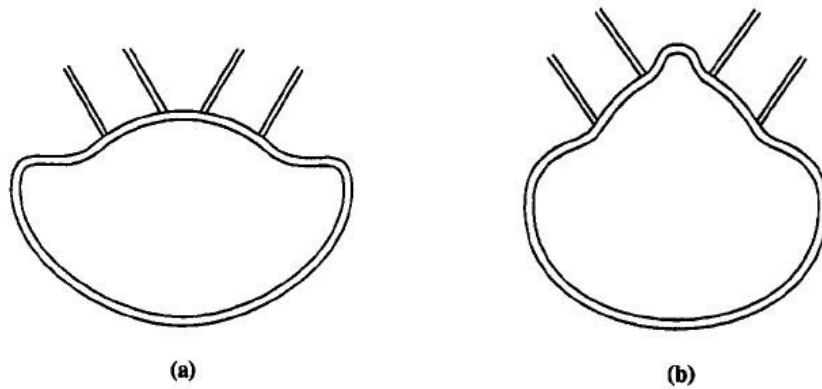


FIGURA 2.17 Tipos de falhas em ligações tipo KK.
Lee e Wilmschurst (1996)

As ligações com afastamento das diagonais, pequenos gaps apresentaram o modo de falha 1, Fig. 2.17 (a), em que as duas diagonais parecem atuar como uma única diagonal, sem que haja deformação da parede do banzo na região do gap.

As ligações com grande afastamento apresentaram modo de falha 2, (Fig. 2.17 (b)) em que ocorre deformação excessiva da parede do banzo na região do gap.

A pesquisa de Mouty e Rondal (1990) realizou 96 ensaios. Seus resultados foram analisados por Paul (1992) que concluiu que as relações de resistência eram menores do que as obtidas por Makino *et al.* (1984). Cálculos numéricos de Wilmschurst e Lee (1993) confirmaram os resultados de Paul (1992).

Os manuais do CIDECT (Wardenier *et al.* (1991) e Packer *et al.* (1992)), a American Welding Society (AWS (2001)), Kurobane (1995) e Packer *et al.* (1997) mostram metodologias de cálculo para estruturas uniplanares e multiplanares.

Paul *et al.* (1992) estenderam o trabalho de Makino *et al.* (1984) e ensaiaram mais 18 ligações. Baseando-se nos resultados desses dois programas, Paul *et al.* (1993b) desenvolveram duas equações de resistência – uma para cada modo de falha – para estimar a capacidade da ligação.

Em 1995, Lee e Wilmschurst (1995) apresentaram uma análise numérica de ligações tipo KK, via método dos elementos finitos, a qual foi seguida em 1996 por um estudo paramétrico de

ligações tipo KK (Lee e Wilmschurst 1996) e em 1997 por um estudo de ligações KK submetidas a esforços assimétricos (Lee e Wilmschurst 1997).

Outros trabalhos podem ainda ser citados tais como os trabalhos de Liu e Wardenier sobre ligações tipo KK com perfis retangulares (Liu e Wardenier 2001 e Liu e Wardenier 2003).

3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Este trabalho apresenta um estudo numérico da resistência estática de ligações tubulares utilizando-se o método dos elementos finitos, através do programa computacional Ansys 10.0. São modeladas ligações uniplanares tipo K e multiplanares tipo KK com afastamento entre as diagonais e perfis de seção circular, como apresentadas na Figura 3.1. O objetivo deste capítulo é estabelecer os parâmetros que influenciam a resistência estática desse tipo de estrutura, tais como, condições de contorno, comprimento do banzo e diagonais, escolha do tipo de malha e modos de falha, visto que, a precisão dos resultados numéricos obtidos via métodos dos elementos finitos dependem destes fatores.

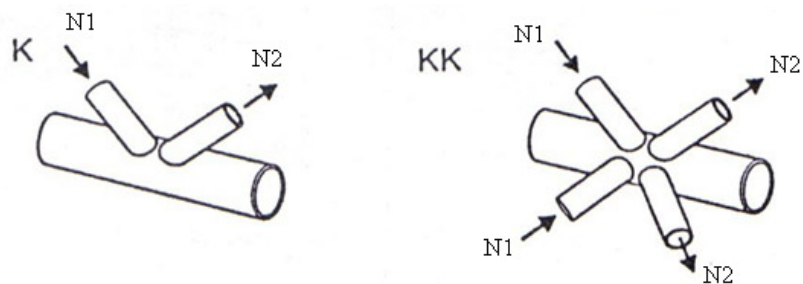


FIGURA 3.1 Ligações com afastamento entre as diagonais tipo K e KK.

A geometria que descreve uma ligação tubular tipo K e KK de seção circular tem os seguintes parâmetros:

- Diâmetro e espessura do banzo;
- Diâmetro e espessura das diagonais;
- Tamanho do afastamento entre diagonais;

- Ângulo das diagonais e, para ligações multiplanares, o ângulo entre planos;
- O comprimento das barras é constante. Os valores são determinados visando minimizar efeitos das condições de contorno.

No item 3.1 são definidas as propriedades do aço adotado para as simulações. As condições de contorno são abordadas no item 3.2. Os modos de falha adotados são definidos no item 3.3. Uma análise para escolha dos comprimentos das barras é feita no item 3.4. No item 3.5 é realizado um estudo de malha buscando a que apresente melhor precisão com um custo computacional adequado. Finalmente, no item 3.6, o modelo numérico desenvolvido é validado comparando-se seus resultados com resultados de simulação numérica disponíveis na literatura.

3.1 Propriedades do material

O material escolhido foi Euronorm 25 Fe510C, um aço de escoamento ($\sigma_y = 355$ MPa e $\sigma_u = 510$ MPa) comumente usado na indústria offshore européia. A curva tensão–deformação foi obtida através de van der Vegte et. al. (2002), sendo apresentada na Figura 3.2. O material foi implementado no programa Ansys como multilinear, como mostra a Figura 3.3.

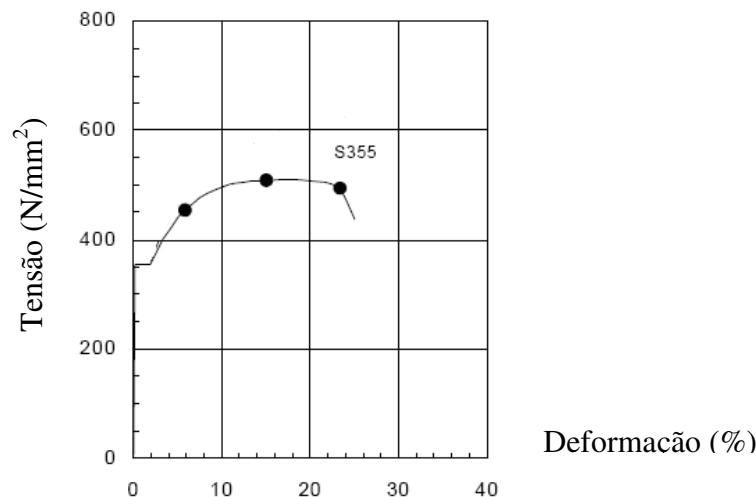


FIGURA 3.2 Curva Tensão- Deformação.
van der Vegte et. al. (2002)

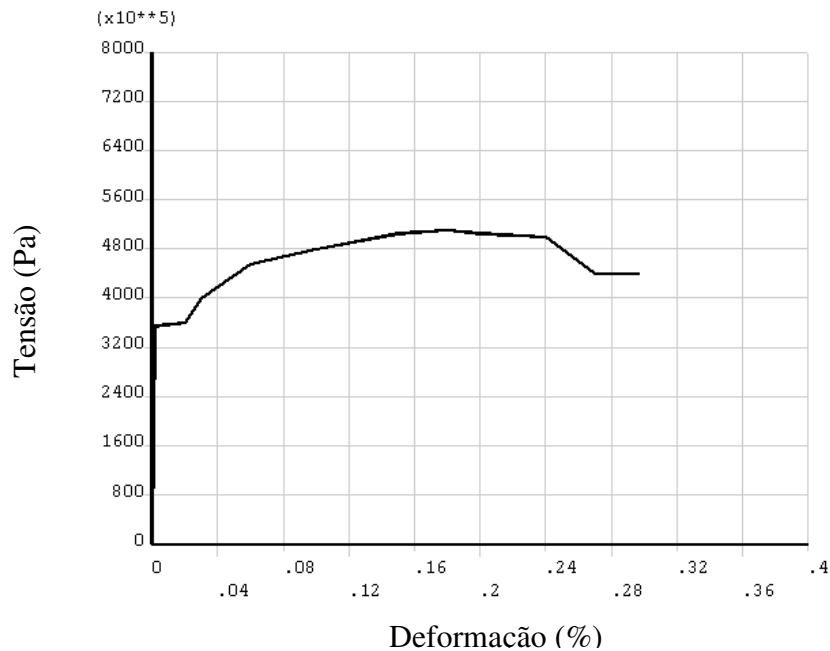


FIGURA 3.3: Curva Tensão- Deformação no programa Ansys 10.0.

3.2 Condições de contorno

As condições de apoio adotadas são mostradas na Figura 3.4. Foram adotadas com o objetivo de que as barras tenham apenas força axial, sem momentos de extremidade. As diagonais da esquerda, uma para K uniplanar e duas para KK multiplanar, são comprimidas e as diagonais da direita são tracionadas. O banzo tem apoio móvel na extremidade esquerda, mesmo lado das diagonais comprimidas, e apoio fixo na extremidade direita.

A Figura 3.5 mostra a ligação KK com seus apoios no programa Ansys. O banzo está alinhado com o eixo z e a direção vertical é o eixo y. O apoio móvel é simulado restringindo-se os nós da extremidade esquerda do banzo com respeito ao deslocamento na direção y. O apoio fixo da extremidade direita requer mais atenção. Se os seus nós fossem restritos com respeito aos deslocamentos nas direções y e z, formar-se-ia um engaste, uma vez que, a seção transversal do banzo estaria impedida de girar.

Desejando permitir o giro da seção transversal, mas impedindo seu deslocamento nas direções y e z, foi utilizada uma chapa auxiliar na extremidade do banzo, como mostrado na

Figura 3.6. A chapa é espessa o suficiente para que apresente apenas pequenas deformações. Os nós do banzo são impedidos de se deslocar na direção do eixo y . E apenas os nós do centro da chapa são impedidos de se deslocar na direção do eixo z (ver Figura 3.6 b). Dessa forma, a seção é livre para girar, mas sem se deslocar. A Figura 3.6 (a) mostra a deformação do banzo na região do apoio fixo. Observa-se o giro da seção em torno de seu centro de gravidade.

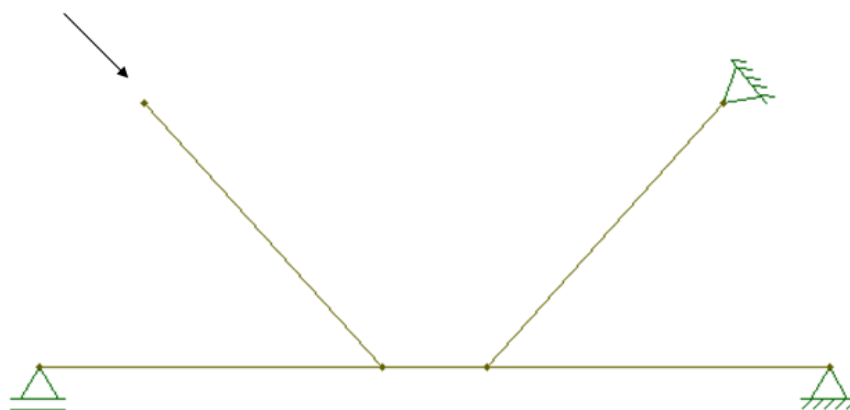


FIGURA 3.4 Condições de apoio adotadas para ligações tipo KK.

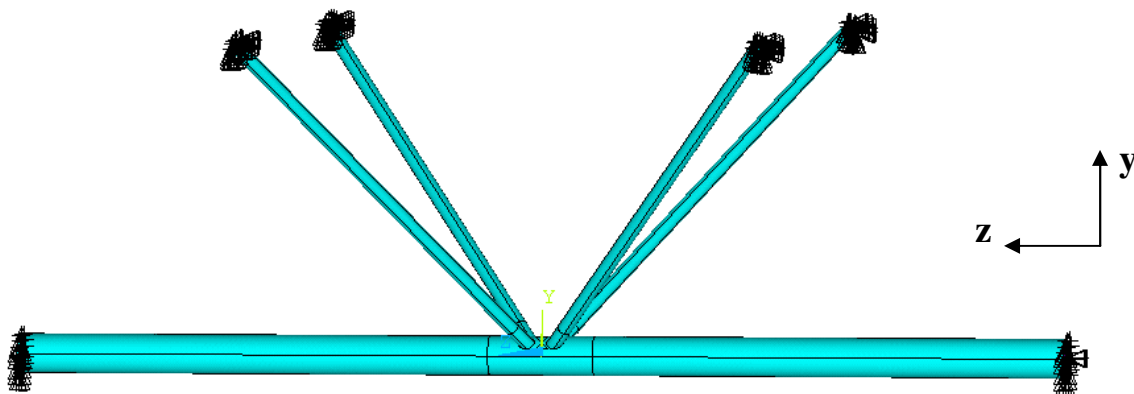


FIGURA 3.5 Condições de apoio adotadas para ligações tipo KK.

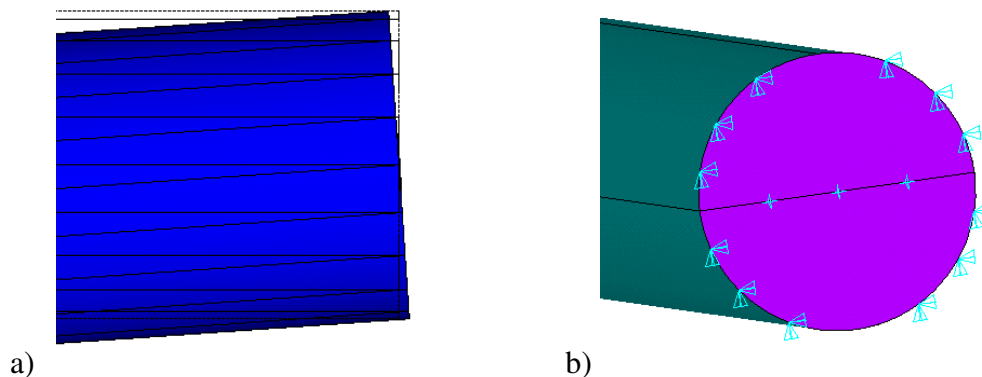
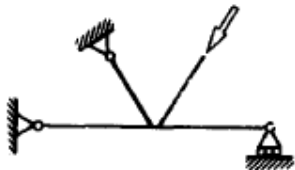
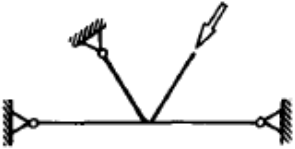
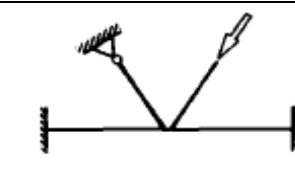
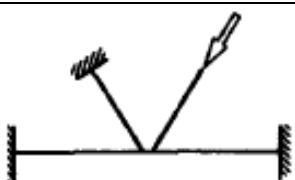
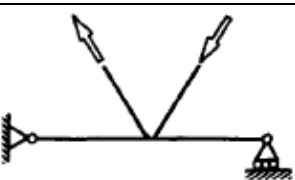
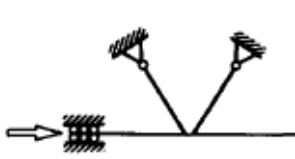


FIGURA 3.6 Apoio fixo do banzo: a) deformação mostrando a liberdade de giro da seção b) chapa auxiliar e restrições de deslocamento nos nós.

Outras condições de contorno, como mostradas na Tabela 3.1, poderiam ser analisadas, mas não são do escopo deste trabalho. Em Lee e Wilmhurst (1995) é realizado um estudo dessas condições de contorno. Os resultados de resistência de ligação para as ligações multiplanares KK simuladas são apresentadas na Tabela 3.1. Lee e Wilmhurst (1995) defendem que a condição de contorno A é a mais apropriada, pois apresenta um limite inferior de resistência e porque os efeitos de plasticidade são localizados na região de intersecção das barras. A condição de contorno A é a adotada neste trabalho.

As forças atuantes nas diagonais das ligações multiplanares são simétricas com as do outro plano. As forças são aplicadas através de deslocamentos nas diagonais comprimidas. O valor da força é obtido através das reações de apoio. As diagonais tracionadas devem apresentar a mesma reação de apoio das diagonais comprimidas, em função do equilíbrio da ligação. Seus valores, entretanto, não são exatamente iguais. A diferença diminui à medida que o comprimento do banzo aumenta, reduzindo sua rigidez a flexão. Foi realizado um estudo para determinar o comprimento do banzo a ser utilizado. O estudo é apresentado no item 3.4.

TABELA 3.1: Efeito das condições de contorno. Lee M. K. et. al. (1995)

	Condições de contorno	Compressão (kN)	Tração (kN)
A		85,2	83,3
B		87,7	82,4
C		88,6	78,3
D		92,2	76,2
E		87,0	87,0
F		86,0	86,0

3.3 Modos de falha

A carga última é definida como a força na diagonal que excede um dos critérios de falha a seguir:

- Pico de carga no diagrama força-deslocamento;
- Deformação diametral de 3%;
- Deformação excessiva: a deformação específica não pode superar 18%, uma vez que esta deformação representa a ruptura do material;
- Ruptura da diagonal.

Os critérios adotados são bastante aceitos internacionalmente, podendo-se citar o trabalho de van der Vegte G. J. et. al. (2002) que utilizam critérios semelhantes. Os critérios são descritos com mais detalhes a seguir.

a) Pico de deslocamento

Em função dos efeitos de plastificação da estrutura, a força atuante nas diagonais não cresce com o aumento do deslocamento imposto. Esse pico de carga pode ser observado no diagrama de força-deslocamento, como mostrado na Figura 3.7. O pico indica a carga máxima que a ligação resiste.

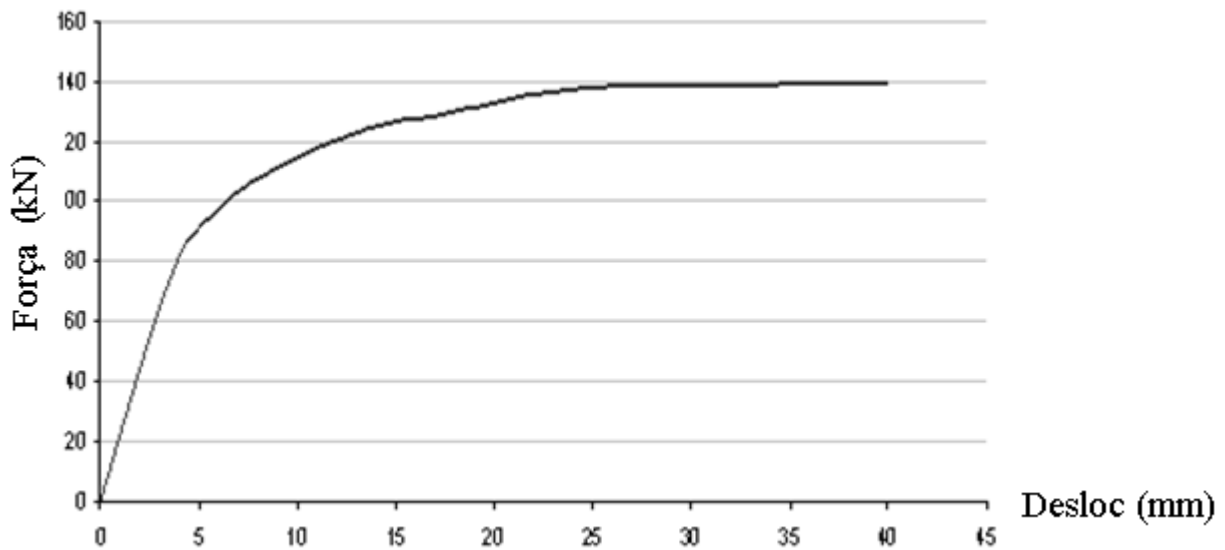


Figura 3.7 Tensão da diagonal comprimida por passo de deslocamento.

b) Deformação diametral

A deformação diametral, também conhecida como deformação de Lu *et al.* (1994), calcula a ovalização da seção do banzo (Figuras 3.8 a 3.12). Seu valor é dado pelo deslocamento relativo entre nós, diametralmente opostos, dividido pelo diâmetro do banzo (eq. 3.1).

$$\varepsilon_{diametral} = \frac{\mu_2 - \mu_1}{d_0} \quad (3.1)$$

A Figura 3.8 mostra a deformação diametral na direção lateral e vertical. Para ligações uniplanares, verifica-se apenas a deformação diametral na direção lateral. Para ligações multiplanares, calcula-se também na direção vertical. A deformação diametral é limitada em 3%.

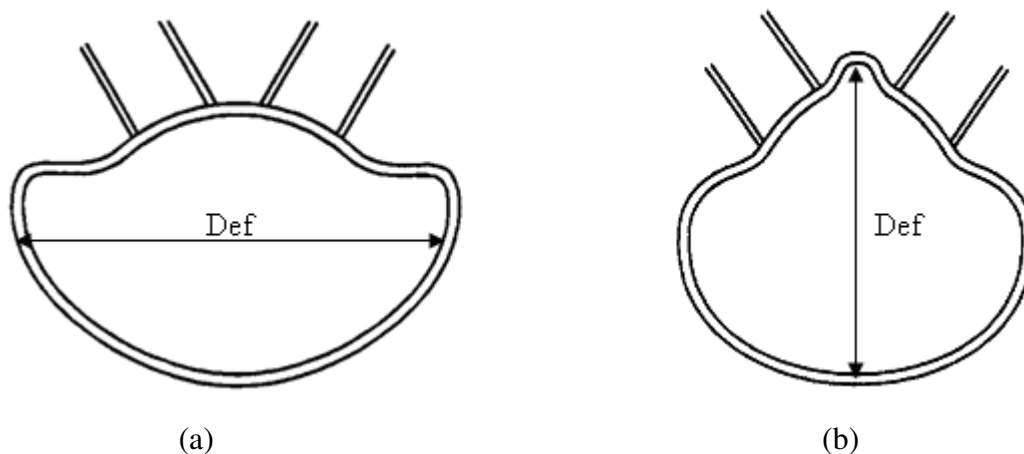


FIGURA 3.8 Deformação diametral do banzo: a) deformação lateral e b) deformação vertical.

A Figura 3.9 mostra como se comporta uma ligação com deformação diametral excessiva na direção lateral do banzo (eixo x). A Figura 3.10 mostra o valor da deformação diametral na direção lateral ao longo de todo o comprimento do banzo. A figura mostra a tela de um programa pós-processador, desenvolvido neste trabalho para este fim. O programa é alimentado com listas do programa Ansys que têm as coordenadas dos nós e seus deslocamentos para um passo de deslocamento. Com essas informações, o pós-processador traça as curvas de deformação diametral nas direções lateral e vertical do banzo. O programa automatiza o cálculo da deformação diametral e, por isso, facilita encontrar o passo de deslocamento para o qual a deformação diametral é igual a 3%, item 3.8.2.

A Figura 3.11 mostra como se comporta uma ligação com deformação diametral excessiva na direção vertical do banzo (eixo y). O valor da deformação diametral na direção vertical é apresentada na Figura 3.12.

A direção de maior deformação diametral é influenciada pelo modo de falha da ligação tipo KK. O modo de falha 1 é caracterizado pela maior deformação na direção lateral. No modo de falha 2, ocorrem maiores deformações diametraes na direção vertical.

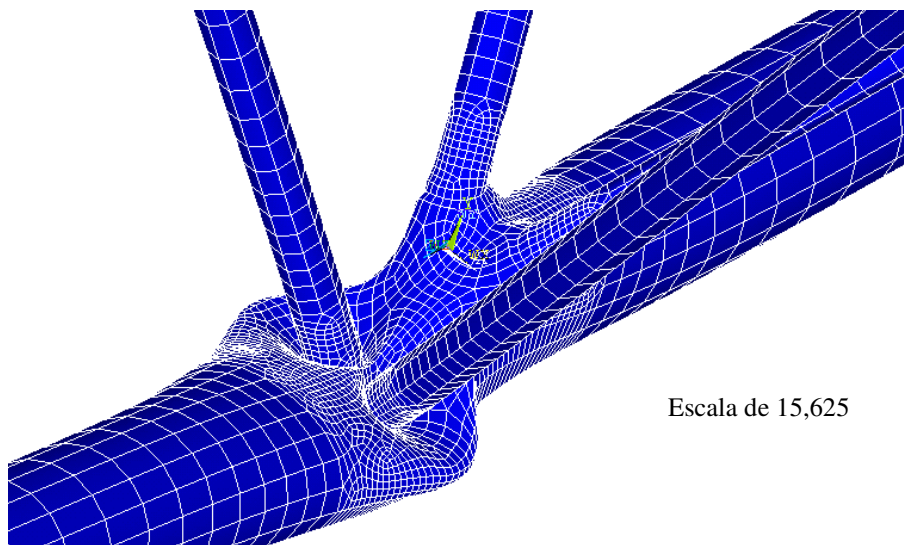


FIGURA 3.9 Deformação diametral excessiva na direção lateral (eixo x).

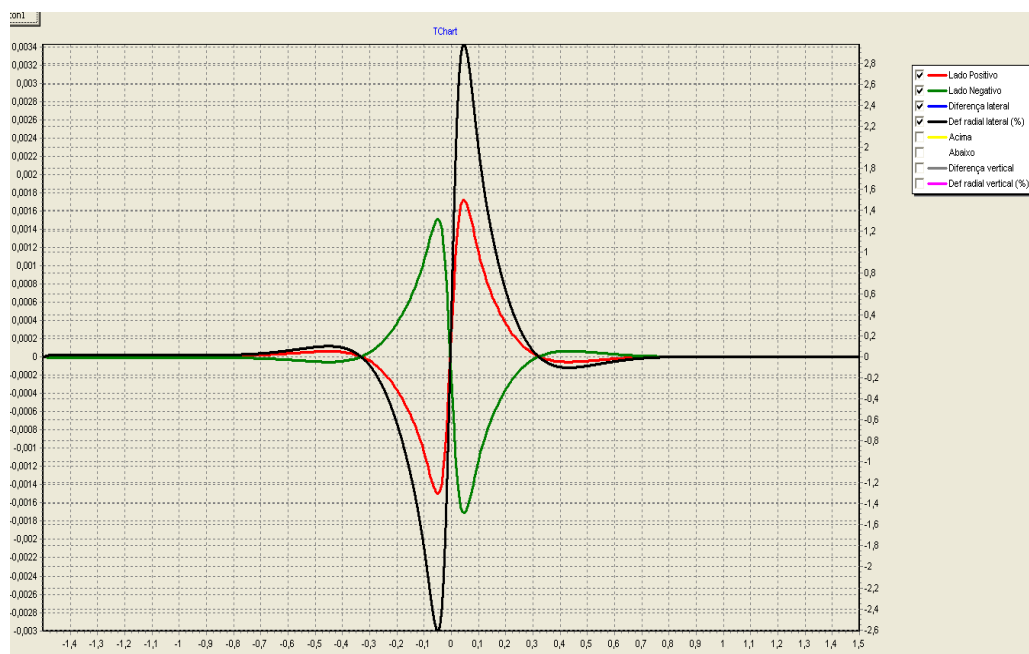
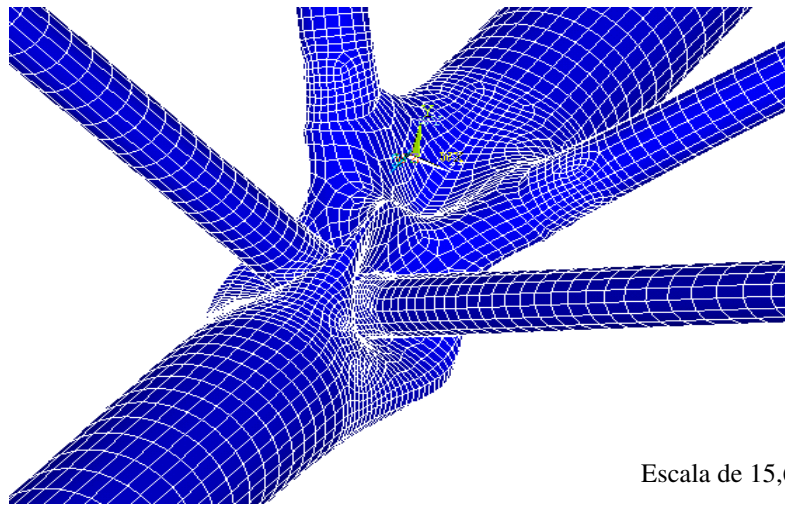


FIGURA 3.10 Deformação diametral na direção lateral (eixo x) ao longo do banzo. Eixo esquerdo indica os deslocamentos (mm) e eixo direito indica a deformação diametral (%).



Escala de 15,625

FIGURA 3.11 Deformação diametral excessiva na direção vertical (eixo y).

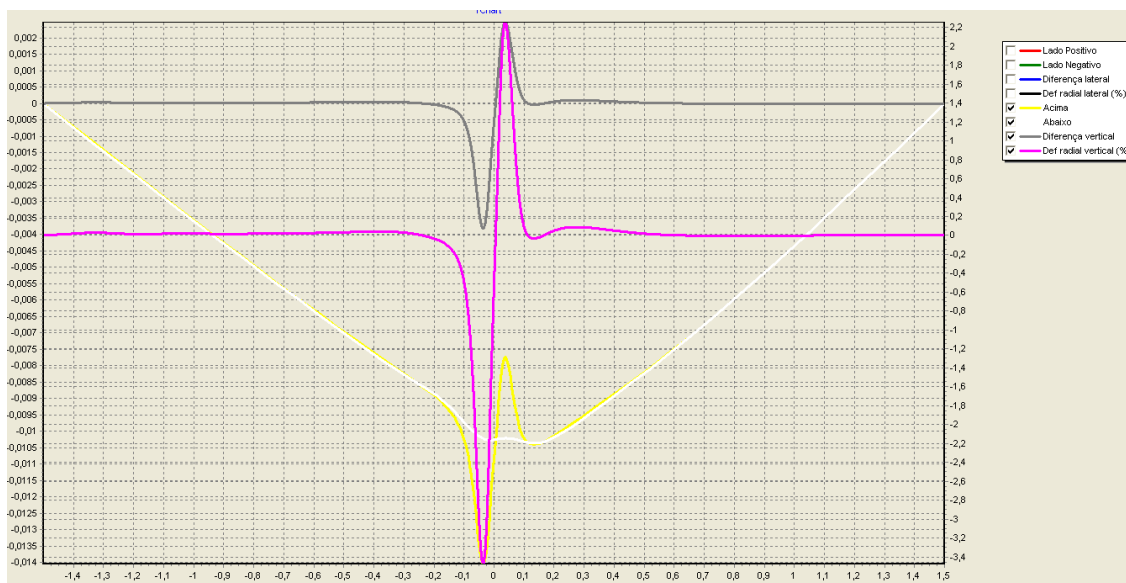


FIGURA 3.12 Deformação diametral na direção vertical (eixo y) ao longo do banzo. Eixo esquerdo indica os deslocamentos (mm) e eixo direito indica a deformação diametral (%).

c) Deformação limite

O material utilizado nas simulações, como mostrado na Figura 3.3, tem a tensão de ruptura (510 MPa) em 18% de deformação específica. Deste modo, define-se que a ligação atinge sua carga última, se nenhum outro critério ocorrer antes, quando a deformação equivalente atingir

18%. Como esta deformação é localizada, o valor encontrado é um valor aproximado. A Figura 3.13 mostra uma ligação com deformação excessiva.

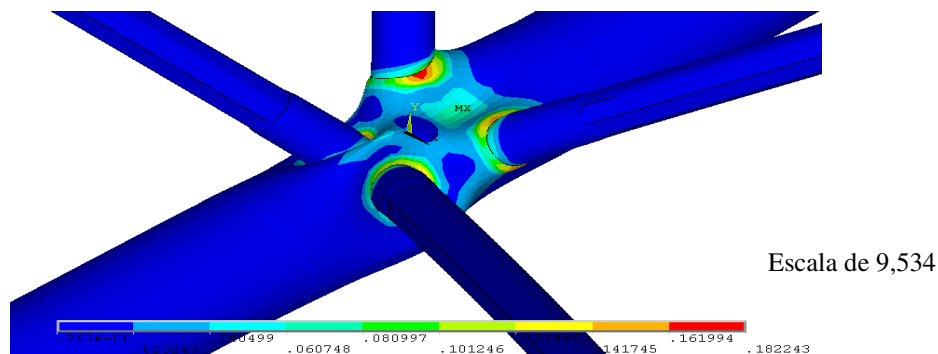


FIGURA 3.13 Deformação equivalente excessiva (maior que 18%).

d) Ruptura da diagonal

Pode ocorrer da diagonal se romper antes da ligação violar um dos critérios anteriores. Nesse caso, a carga de ruptura da diagonal é a carga última da ligação. Neste trabalho, busca-se simular ligações que não apresentem ruptura da diagonal. A flambagem das barras também não é verificada.

3.4 Comprimento das barras

O comprimento das barras pode influenciar os resultados de resistência da ligação. As diagonais devem ser longas o suficiente para que a força externa aplicada se distribua uniformemente.

Para determinar o comprimento do banzo, foram realizadas algumas simulações de ligações tipo K e KK variando-se seu comprimento. Banzos curtos têm grande rigidez à flexão, o que pode tornar os efeitos de restrição dos apoios mais dominantes. As condições de contorno adotadas prevêm que o banzo seja biapoiado. Deseja-se também, que o banzo tenha apenas força normal na região dos apoios. Essa hipótese visa a recuperar o estado de tensão de treliça em que as barras são sujeitas apenas a força normal. Entretanto, isso só ocorre quando as excentricidades valem zero, uma vez que, as excentricidades produzem momentos que são combatidos pelas reações de apoio vertical dos apoios do banzo.

Aumentando-se o comprimento do banzo, as diagonais equilibram-se. No caso dos ângulos das diagonais serem iguais, suas reações de apoio devem ter mesmo valor. O estudo visa determinar o comprimento do banzo para que as diagonais estejam em equilíbrio. De modo geral, as ligações apresentam excentricidade no plano e excentricidade zero entre planos. Por isso, o estudo analisa ligações com excentricidade no plano.

Propõe-se analisar as seguintes ligações tipo K e KK :

- Banzo
 - Diâmetro: 120 mm
 - Espessura: 5 mm
- Diagonais
 - Diâmetro: 38,4 mm
 - Espessura: 4 mm
 - Ângulo: 60°
- Afastamento (“gap”): 48 mm
 - Excentricidade: +20 mm
- Ângulo entre planos da ligação tipo KK: 60°
- Excentricidade entre planos: 0
- Aço: Euronorm 25 Fe510C

Os resultados do estudo estão na Tabela 3.2. Foram comparados os valores das reações de apoio das diagonais comprimidas e das diagonais tracionadas. As reações de apoio são as obtidas quando a ligação atinge a deformação diametral de 3%. Observa-se, na Tabela 3.2, que a ligação uniplanar tipo K sofre maior influência com relação ao comprimento do banzo do que com a ligação multiplanar tipo KK. A diferença entre as reações comparada ao valor médio das mesmas chega a 9,4% para ligação tipo K com banzo de 2 metros de comprimento.

Lee M. K. *et al.* (1995) preconiza que o comprimento do banzo seja maior do que 14 vezes seu diâmetro para ligações multiplanares. Neste trabalho, são simuladas ligações com banzo de até 141,3 mm, que multiplicado por 14 dá 1,98 m. No estudo realizado, o diâmetro do banzo é de 120 mm. Observou-se que banzos de 2 metros de comprimento apresentam uma diferença de 9,4% nas reações das diagonais para ligação tipo K e 5,3% para ligação tipo KK.

Esse valor foi considerado inadequado. O valor adotado é de 3 metros de comprimento para os banzos, o que, no estudo realizado, traz uma diferença de 3,9% e 1,6% para as ligações tipo K e tipo KK, respectivamente.

O valor das reações de apoio apresenta um comportamento assintótico com o aumento do comprimento do banzo. O gráfico da Figura 3.14 mostra o valor das reações de apoio versus o comprimento do banzo. A referida figura traz os valores de reação de apoio das diagonais comprimida e tracionada e traz, ainda, o valor médio entre elas. Neste trabalho, a resistência da ligação será sempre determinada como o valor médio das reações. Observa-se que o valor final de resistência da ligação K vale 135,8 kN. Adotando-se banzos de 3 metros, o valor da reação é 132,6 kN, com uma diferença de 2,4%. A resistência final da ligação tipo KK é 119,5 kN. Com o banzo de 3 metros, obtém-se 117,7 kN, com uma diferença de 1,5%.

Comparando-se a diferença entre a diagonal comprimida e a tracionada e o valor de resistência da ligação média entre compressão e tração, obtidos com banzo de 3 metros e com os valores finais banzo de 10 metros, conclui-se que as diferenças são pequenas e o comprimento de 3 metros é adequado.

TABELA 3.2: Estudo do comprimento do banzo. Comparação das reações de apoio das diagonais comprimidas e tracionadas

	Comprimento do banzo (m)	Diagonal comprimida (kN)	Diagonal tracionada (kN)	Diferença (%)
Ligação K	10	135,9	135,7	0,15
	4	136,9	134,1	2,1
	3	135,2	130,0	3,9
	2	133,1	121,1	9,4
Ligação KK	10	119,5	119,4	0,083
	4	119,0	118,3	0,59
	3	118,6	116,7	1,6
	2	116,8	110,8	5,3

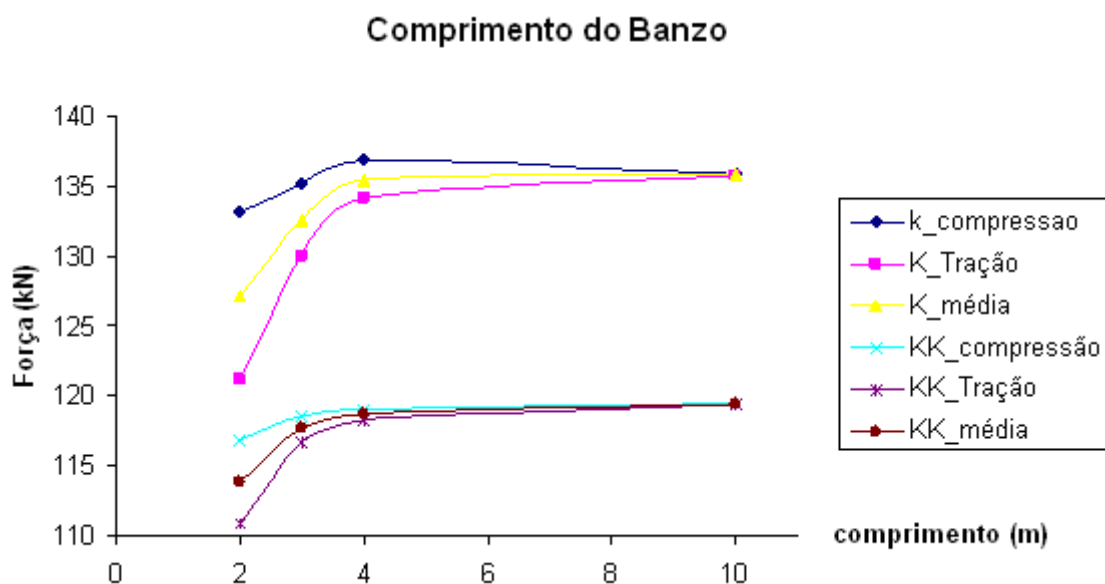


FIGURA 3.14 Estudo do comprimento do banzo. Comparação das reações de apoio das diagonais comprimidas e tracionadas e seu valor médio.

TABELA 3.3: Estudo do comprimento da diagonal. Comparação das reações de apoio das diagonais comprimidas e tracionadas

	Comprimento da diagonal (m)	Diagonal comprimida (kN)	Diagonal tracionada (kN)	Média reações
Ligação K	1,5	135,15	129,99	132,57
	0,75	135,16	132,22	133,69
Ligação KK	1,5	118,58	116,73	117,66
	0,75	119,44	117,52	118,48

Na análise dos comprimentos das diagonais, comparando-se a diferença entre a diagonal comprimida e a tracionada e o valor de resistência da ligação média entre compressão e tração, obtidos com diagonais de 0,75 metros e com os valores finais de diagonais de 1,5 metros, conclui-se que as diferenças são pequenas e o comprimento adotado é de 1,5 m.

3.5 Estudo de malha

Foi realizado um estudo de convergência de malha, utilizando o shell 181 do programa Ansys 10.0, com o objetivo de determinar o grau de refinamento da malha para se obter resultados precisos de resistência da ligação. Inicialmente, a malha é uniforme, com elementos de aproximadamente mesmo tamanho. O uso de malha uniforme requer muito esforço computacional, tanto de consumo de memória, quanto tempo de processamento. Buscou-se, portanto, uma malha adaptada, com elementos pequenos na região de intersecção das barras e elementos maiores próximos aos apoios, que apresentem resultados equivalentes aos das malhas uniformes, mas a um custo computacional reduzido.

A ligação utilizada no estudo é a mesma do item 3.4. As malhas são comparadas através dos valores de resistência de ligação obtidos utilizando-se apenas o critério de deformação diametral limitada a 3%.

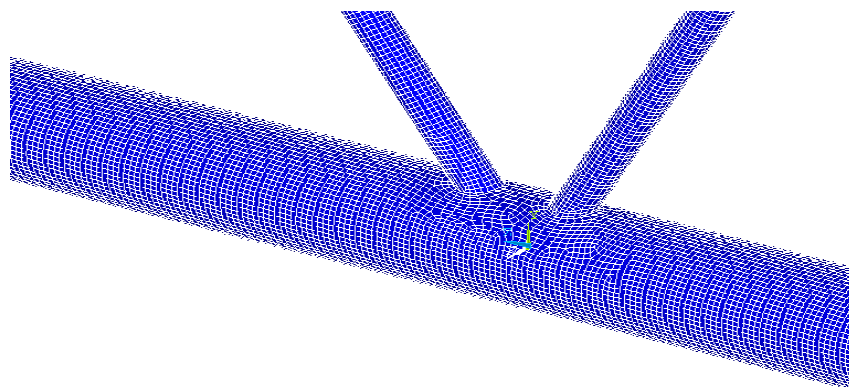
3.5.1 Malha uniforme

A malha uniforme é construída pelo programa Ansys a partir de um parâmetro, definido pelo usuário, de tamanho máximo dos elementos. São utilizados elementos quadriláteros. A malha uniforme não é estruturada, devido à complexidade da geometria e elementos na região de intersecção das diagonais com o banzo podem se tornar muito distorcidos. Elementos muito distorcidos são substituídos por elementos triangulares. A Figura 3.15 mostra uma malha uniforme para ligação tipo K e KK.

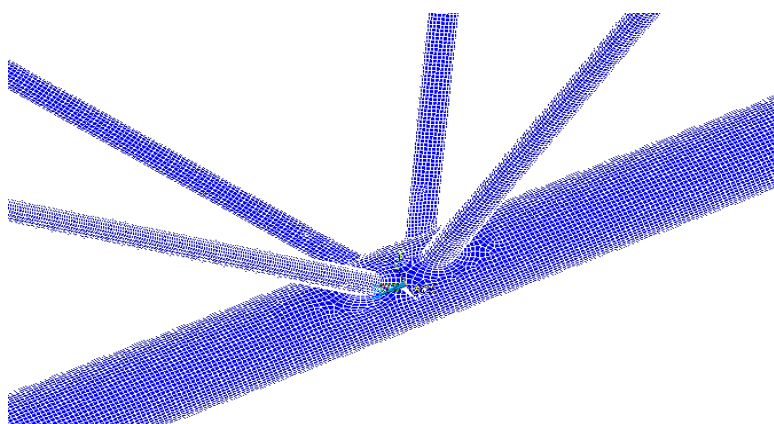
Foram construídas malhas uniformes com parâmetro de tamanho de elemento igual a 20, 10 e 5 mm. Os valores de resistência de ligação obtidos são apresentados na Tabela 3.4 e na Figura 3.16. Observa-se que a resistência da ligação varia, diminuindo substancialmente com o refinamento da malha. Os resultados comprovam a necessidade de se realizar um estudo de refinamento de malha.

Não foi possível simular malhas com tamanho de elemento menor que 5 mm. As simulações foram executadas em um computador pessoal com processador Intel Core2Duo T5800 e 3 Gb de memória. Malhas com tamanho de elemento menor que 5 mm excedem a

capacidade de memória do computador. Malhas mais refinadas serão simuladas apenas com malhas adaptadas.



(a)



(b)

FIGURA 3.15 Malha uniforme com tamanho de elemento de 5 mm: a) ligação K e b) ligação tipo KK.

TABELA 3.4 Resistência de ligação com malhas uniformes

	Tamanho de elemento (mm)	Resistência da ligação (kN)	Valor Teórico (kN)
Ligação K	20	nao converge	86,52
	10	144,4	86,52
	5	132,2	86,52
Ligação KK	20	128,6	77,87
	10	121,6	77,87
	5	117,3	77,87

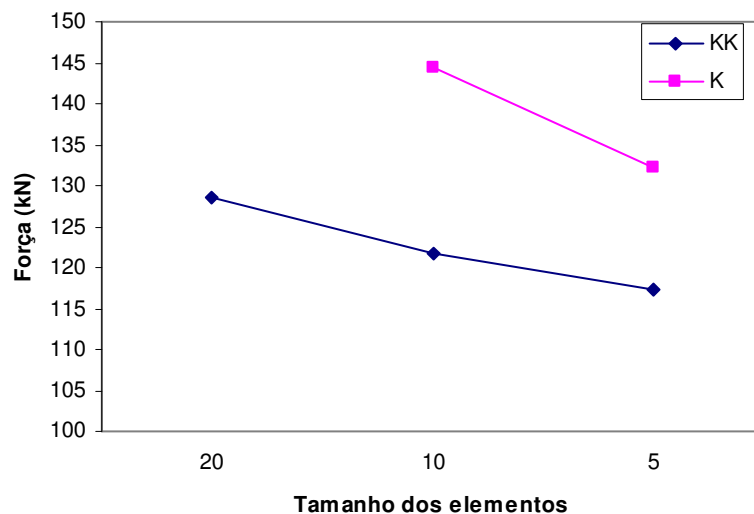


FIGURA 3.16 Resistência de ligação com malhas uniformes

3.5.2 Malhas adaptadas

Procurou-se trabalhar com uma malha de elementos bem pequenos na região de interseção das diagonais com o banzo, onde encontra-se o maior gradiente de tensões. Nas extremidades das barras, onde tensões são mais uniformes, trabalhou-se com elementos maiores. Logo, os parâmetros de malha são definidos para duas regiões diferentes: a região de intersecção das barras, chamada de região central, e as regiões dos apoios, chamadas regiões afastadas. A Figura 3.17 mostra a divisão das regiões. A região central será sempre construída com elementos de aproximadamente mesmo tamanho. Já para as regiões afastadas, são propostas duas estratégias de geração de malha. As regiões afastadas podem ser construídas com elementos de aproximadamente mesmo tamanho, uniforme, ou podem ser construídas utilizando-se uma progressão geométrica do tamanho de elementos. A progressão geométrica constrói os elementos das regiões afastadas da área entre as duas diagonais dividindo-se o banzo em 30 elementos com a razão de 1,1.

O programa Ansys dispõe de ambos os recursos para geração da malha. As Figuras 3.18 e 3.19 ilustram as duas estratégias.

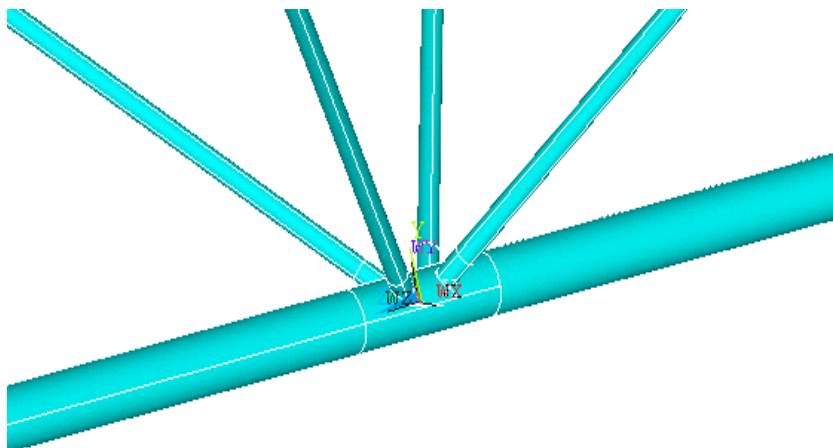


FIGURA 3.17 Divisão das regiões para construção da malha: região central e regiões afastadas.

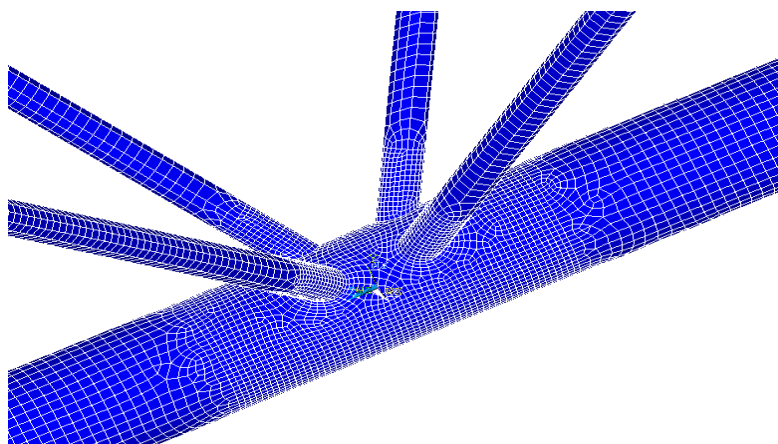


FIGURA 3.18 Geração de malha: região central uniforme (elementos de 5 mm) e região afastada uniforme (elementos de 10 mm).

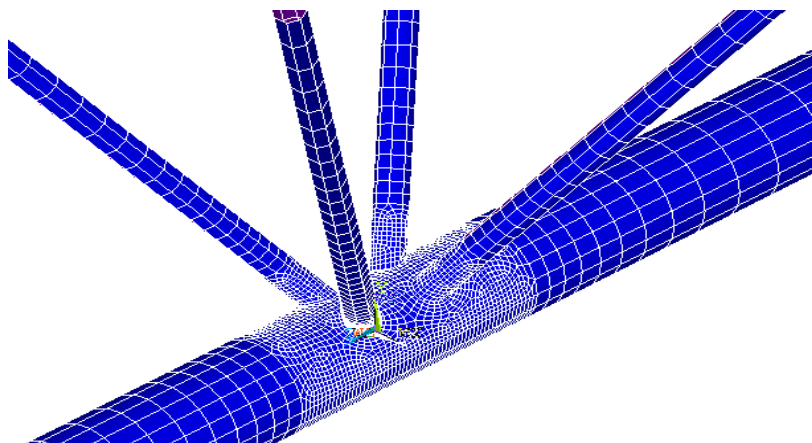


FIGURA 3.19 Geração de malha: região central uniforme e região afastada com progressão geométrica do tamanho dos elementos.

Utilizando-se malhas adaptadas é possível simular malhas com elementos menores do que os 5 mm das malhas uniformes. Entretanto, antes de prosseguir com as simulações, é preciso verificar a equivalência de solução das malhas adaptadas e das malhas uniformes. Com as malhas adaptadas, a região central é mais refinada que as regiões afastadas. Deve-se verificar que o refinamento apenas na região central é suficiente. São comparados os resultados da malha uniforme de 5 mm com as duas malhas adaptadas propostas. Na malha adaptada com refinamento uniforme nas duas regiões, utilizou-se 5 mm na região central e 10 mm nas regiões afastadas. Os resultados são apresentados na Tabela 3.5 e mostram a equivalência dos resultados. A Tabela 3.5 traz ainda o tempo de processamento de cada malha. A malha adaptada com progressão geométrica do tamanho dos elementos nas regiões afastadas é a mais rápida e será, portanto, adotada como a melhor estratégia de geração de malha. As simulações do estudo paramétrico, descritas no capítulo 4, utilizam essa estratégia.

TABELA 3.5 Verificação das malhas adaptadas

	Malhas	Número de nós da malha	Resistência da ligação (kN)	Tempo de processamento
Ligação K	Uniforme 5 mm	59899	132,2	3h e 37 min
	Central 5 mm – Afastada 10 mm	10957	132,78	26 min
	Central 5 mm – Afastada Prog. Geom.	5427	132,84	12 min
Ligação KK	Uniforme 5 mm	73679	117,35	3 h e 2 min
	Central 5 mm – Afastada 10 mm	13709	117,32	19 min
	Central 5 mm – Afastada Prog. Geom.	5379	117,32	8 min

Utilizando-se a estratégia de geração de malha que utiliza progressão geométrica do tamanho dos elementos nas regiões afastadas, foram simuladas malhas com diversos tamanhos de elemento na região central. Os resultados são apresentados na Tabela 3.6.

Observa-se, na Tabela 3.6, que para a ligação tipo KK, as malhas de 3 mm e 5 mm de tamanho na região central apresentam praticamente a mesma resistência de ligação e, para a ligação tipo K, os valores são muito próximos, ou seja, mesmo após dividir o tamanho dos elementos quase pela metade, 60%, a variação da resistência é muito pequena. A malha de 3 mm pode, portanto, ser considerada a malha de referência.

O objetivo deste trabalho é realizar um estudo paramétrico de ligações tipo K e KK, em que muitas ligações serão simuladas. É necessário, portanto, que as simulações, além de precisas, sejam ágeis. Por isso, a malha adotada será a de 5 mm de tamanho de elemento na região central com progressão geométrica do tamanho nas regiões afastadas. Essa malha, apresenta resultados muito bons, bem próximos aos da malha de referência, com um tempo de processamento reduzido.

Trabalhos na literatura como, por exemplo, Lee e Wilmhurst (1996) recomendam que os elementos na região central da ligação tenham dimensão igual à espessura do banzo, que na ligação utilizada no estudo de malha, vale 5 mm.

TABELA 3.6: Convergência de malha utilizando malha adaptada com progressão geométrica do tamanho de elementos nas regiões afastadas.

	Tamanho dos elementos na região central (mm)	Resistência da ligação (kN)	Tempo de processamento
Ligação K	10	144,89	6 minutos
	5	132,98	10 minutos
	3	128,57	27 minutos
Ligação KK	10	120,46	5 minutos
	5	117,32	8 minutos
	3	116,23	21 minutos

3.6 Passos de deslocamento

A simulação numérica é realizada iterativamente, incrementando-se a carga aplicada. Neste trabalho, as cargas aplicadas são deslocamentos aplicados nas diagonais comprimidas. Definem-se o deslocamento total e o número de passos de deslocamento. O tamanho do passo de deslocamento é importante na determinação da resistência da ligação, uma vez que, a falha pode ocorrer entre um passo e outro. Desse modo, existe uma precisão nos resultados que é função do número de passos adotado. Por exemplo, quando se busca a força que produz 3% de deformação diametral, deve-se, de fato, procurar a força que produz em torno de 3%. Neste trabalho, definiu-se como a deformação diametral entre 2,95% e 3,05%. Com esse critério, avaliou-se a influência do passo de deslocamento na ligação tipo K e na ligação tipo KK definidas no item 3.4. A malha utilizada é a malha escolhida no item 3.5, com elementos de 5 mm de tamanho na região central e elementos com tamanho variando em progressão geométrica na região afastada. Os resultados são mostrados na Tabela 3.7. Com 25 passos de deslocamento, os valores de deformação diametral obtidos estão fora dos limites estabelecidos, entre 2,95% e 3,05%. Com 50 passos, os resultados das ligações tipo K e KK estão dentro do limite. Desse modo, as simulações serão sempre realizadas com 50 passos de deslocamento. Em caso de, em alguma simulação, a deformação ficar fora dos limites estabelecidos, essa será refeita com mais passos de deslocamento até que se encontre a deformação diametral de 3% dentro dos limites.

A Tabela 3.7 mostra o passo de deslocamento em que a falha foi encontrada. Observa-se que a falha ocorre bem antes do deslocamento total ser aplicado. Isso, obviamente, influencia a precisão com que os 3% de deformação diametral é encontrado. Com 25 passos de deslocamento, mas com um deslocamento total menor, pode ser que a deformação diametral esteja dentro dos limites aceitáveis. Por isso, é preciso ter atenção para não utilizar um deslocamento total muito grande, com o risco de os 50 passos de deslocamento não serem suficientes. De qualquer modo, sempre que a deformação encontrada estiver fora dos limites, basta repetir a simulação com mais passos ou, se for o caso, com um deslocamento total de menor valor.

O passo de deslocamento é, também, importante para o processo de solução do programa Ansys. Passos de deslocamento muito grande dificultam a convergência do método de Newton-Raphson, que é utilizado para encontrar a solução de cada passo de deslocamento e, que

pode, inclusive, não convergir. Para melhorar a eficácia do método de Newton-Raphson, utiliza-se a opção de *line search*, busca unidimensional, do programa Ansys.

TABELA 3.7 Avaliação do número de passos de deslocamento

	Resistência de ligação (kN)	Deformação diametral (%)	Número de passos de deslocamento	Passo onde ocorreu a falha
Ligação K	132,83	3,02	25	21
	132,84	3,02	50	42
	132,56	2,99	100	83
	132,72	3,00	1000	833
Ligação KK	118,32	3,09	25	17
	117,32	2,98	50	33
	117,38	2,98	100	66
	117,38	3,00	1000	663

3.7 Validação do modelo numérico

O modelo numérico é validado comparando-se seus resultados com os resultados de simulação numérica apresentados em Lee e Wilmhurst (1996). Esse trabalho simulou diversas ligações tipo KK. Seis delas foram confrontadas com ensaios de ligações multiplanares tipo KK de Makino et. al. (1984) e Paul et. al. (1992). Os seus modelos apresentaram diferenças entre + 9% e - 4% (Tabela 3.8).

TABELA 3.8 Resultado do estudo de validação. Lee e Wilmhurst (1996)

Referência da amostra (1)	Carga última (kN)		EF/Ensaio* (4)
	EF (2)	Ensaio (3)	
DK – 02 ^b	105.6	107.9	0.98
DK – 03 ^b	158.5	149.1	1.06
DK – 09 ^b	92.8	97.0	0.96
KK – 06 ^c	205.7	203.3	1.01
KK – 08 ^c	152.1	155.8	0.98
KK – 15 ^c	176.4	161.7	1.09
*Média = 1.01 ^b Dados de ensaios por Makino et. al. (1984) ^c Dados de ensaios por Paul et. al. (1992)			

Lee e Wilmhurst (1996) analisaram, também, as ligações multiplanares tipo KK apresentadas na Tabela 3.9. As simulações desse artigo seguem os mesmos princípios adotados

neste trabalho como, por exemplo, condição de contorno, refinamento de malha e tipo de aço. Diferem, entretanto, quanto à modelagem da solda, que não faz parte deste trabalho. As ligações são mostradas na Tabela 3.9. Os dados das ligações são:

- Banzo: Diâmetro= 120 mm e espessura = 5 mm
- Diagonais: Diâmetro: coluna 2 da Tabela 3.9
 - Espessura = 4 mm
 - Ângulo = 60°
- Afastamento (*gap*): coluna 3 da Tabela 3.9
- Ângulo entre planos da ligação KK = 60°
- Excentricidade entre planos = 0
 - O gap transversal, consequência da excentricidade zero, é mostrado na coluna 4 da Tabela 3.9
- Aço: Euronorm 25 Fe510C

Lee e Wilmhurst (1996) adotam como critério de falha o pico de carga no diagrama carga versus deslocamento. Neste trabalho, adotam-se os critérios de pico de carga, deformação diametral até 3% e deformação equivalente até 18%, além da ruptura da diagonal, conforme item 3.3

Os resultados de resistência da ligação calculadas em Lee e Wilmhurst (1996) estão na coluna 6 da Tabela 3.9. Os resultados deste trabalho estão na coluna 7a e 7b. A coluna 8 traz a diferença entre as resistências calculadas (colunas 6 e 7a). A última coluna (9) traz o modo de falhada ligação.

A coluna 7a traz o valor da carga para qual a ligação atinge o pico de carga ou 3% de deformação diametral, o que ocorrer primeiro. A coluna 7b traz o valor da carga para qual a ligação atinge 18% de deformação equivalente.

Lee e Wilmhurst (1996) indicaram que as ligações SKK-07 e SKK-12 apresentaram falha por iniciação de fratura, ou seja, por excesso de deformação na região do banzo que se une à diagonal. Esse tipo de falha é similar ao limite de 18% de deformação equivalente adotado neste trabalho.

A comparação dos resultados das colunas 6 e 7a mostra a equivalência das simulações. As resistências obtidas em Lee e Wilmhurst (1996) são, em alguns casos, maiores do que as obtidas neste trabalho. Essa diferença foi creditada à modelagem da solda, realizada em Lee e Wilmhurst (1996). A influência da solda é maior em ligações com menor afastamento, pois o espaço entre diagonais é maior nas simulações sem solda. As ligações em que as diferenças são maiores estão demarcadas com setas. A falta da solda também tem influência maior em diagonais com diâmetros pequenos com relação ao banzo, β , visto que pontua ainda mais a concentração de tensões.

A solda influencia, também, na deformação equivalente máxima. Observa-se que as ligações SKK_07 e SKK_12 que, para Lee e Wilmhurst (1996), romperam por deformação excessiva, tem as resistências calculadas segundo esse critério (coluna 6) e diferem em maior valor com este trabalho (coluna 7b). De fato, a solda permite uma melhor distribuição da força das diagonais no banzo. Dessa forma, no modelo utilizado, as forças das diagonais são mais concentradas no banzo, ocasionando deformações locais de maior amplitude.

TABELA 3.9 Validação do modelo numérico. Dados das ligações

Ligações de referência (1)	d (mm) (2)	gap (mm) (3)	gap transv. (4)	ζ_t (5)	Pu (kN) (6)	Pu (7)		Diferença (8)	Tipo de falha (9)
						a) 3% Diam.	b) $\epsilon_{equiv} = 18\%$		
SKK -01	28,8	18,0	33,4	0,150	108,8	105,0	93,8	3,6%	2
SKK -02	28,8	28,0	33,4	0,233	103,6	101,3	91,2	2,3%	2
SKK -03	28,8	38,0	33,4	0,317	99,9	101,1	91,5	-1,2%	2
SKK -04	28,8	48,0	33,4	0,400	99,4	99,5	91,7	-0,1%	2
SKK -05	28,8	58,0	33,4	0,483	99,4	99,1	92,4	0,3%	2
SKK -06	28,8	68,0	33,4	0,567	99,1	99,6	92,9	-0,5%	2
→ SKK -07	38,4	18,0	23,6	0,150	137,9	125,3	120,1	10,1%	1,c
→ SKK -08	38,4	28,0	23,6	0,233	126,3	120,8	124,1	4,5%	1
SKK -09	38,4	38,0	23,6	0,317	120,1	118,3	123,5	1,5%	1
SKK -10	38,4	48,0	23,6	0,400	118,5	117,7	123,7	0,7%	1
SKK -11	38,4	58,0	23,6	0,483	118	116,0	123,5	1,7%	1
→ SKK -12	48,0	18,0	13,4	0,150	159	140,2	147,1	13,4%	1,c
→ SKK -13	48,0	28,0	13,4	0,233	143,5	135,4	151,0	6,0%	1
SKK -14	48,0	38,0	13,4	0,317	135,4	131,8	150,5	2,7%	1
SKK -15	48,0	48,0	13,4	0,400	132,9	128,8	148,8	3,2%	1

3.8 Programa Ansys e programas auxiliares

As ligações são simuladas através do programa de elementos finitos Ansys. O programa Ansys permite sua execução através de sua interface gráfica ou da execução de comandos descritos em um arquivo de entrada. Com o objetivo de simular diversas ligações, no estudo paramétrico, decidiu-se por trabalhar com arquivos de entrada. Foi desenvolvido um programa de computador auxiliar que, a partir dos parâmetros de geometria da ligação, gera o arquivo de entrada do programa Ansys.

O programa desenvolvido (item 3.8.1) requer as informações de diâmetro e espessura das barras, ângulo entre diagonais, afastamento entre barras, ângulo entre planos, para ligação multiplanar tipo KK, e o valor do deslocamento total a ser aplicado nas diagonais comprimidas. O entendimento de como construir modelos a partir de arquivo de entrada e o desenvolvimento do programa exigiram tempo de estudo. Entretanto, na análise paramétrica, o tempo é recuperado, por permitir a simulação das ligações de forma muito mais ágil e, também, de forma mais segura, porque o processo de simulação como um todo - definição de materiais, de elementos, construção da geometria e da malha, aplicação de condições de contorno, etc - requer a execução de muitos comandos podendo, portanto, ser fonte de erros de execução. Com a automação, erros de manuseio da interface gráfica do programa Ansys são evitados.

Após a execução do programa Ansys, deve-se verificar os modos de falha para determinar a resistência da ligação. Os modos de falha de pico de carga, deformação excessiva e ruptura da diagonal são facilmente verificados na interface gráfica do programa Ansys. Já o critério de deformação diametral excessiva não é tarefa trivial, pois exige o cálculo do deslocamento relativo de nós do banzo. Para determinar a deformação diametral, foi desenvolvido um programa (item 3.8.2) que, a partir de listas do Ansys, coordenadas de nós e seus deslocamentos, calcula a deformação diametral. Vale, portanto, ressaltar que o estudo paramétrico é, em parte, viabilizado pela construção dos programas auxiliares sendo um para construir a simulação e outro para facilitar o pós-processamento.

3.8.1 Programa para construção de arquivo de entrada do Ansys

O arquivo de entrada do Ansys é construído automaticamente a partir dos dados de geometria da ligação. A geração automática foi construída sobre o programa Ligações Tubulares 2.1 V&M-Unicamp (<http://www.fec.unicamp.br/~estruturastubulares/softwares.htm>). A funcionalidade de geração de entrada do Ansys ainda não está disponível nessa versão.

A Figura 3.20 traz a janela do programa Ligações Tubulares com os dados adicionais necessários para a simulação no Ansys. Os dados adicionais são o ângulo entre planos da ligação KK e o valor do deslocamento aplicado às diagonais comprimidas.

Alguns dados do programa de ligações não são utilizados como as forças atuantes nas barras e os dados de material e solda. As condições de contorno adotadas neste trabalho requerem apenas o deslocamento aplicado às diagonais comprimidas, item 3.2, e, por isso, os valores de forças não são utilizados. O tipo de aço não é utilizado porque o material adotado neste trabalho é o Euronorm 25 Fe510C e a solda não é simulada. Quando a funcionalidade de gerar arquivo para o Ansys for disponibilizada para os demais usuários, pode-se avaliar a modificação do modelo numérico para contemplar todos os dados do programa Ligações Tubulares.

Utilizando-se os dados de geometria da ligação, perfis das barras e deslocamento aplicado, o botão “Ansys” dispara a rotina que gera o arquivo de entrada do programa. No Anexo B encontra-se um arquivo de entrada gerado pelo programa.

Ligação Tubular K - C:\Temp\t1.vmk

Banzo

☒ Circular ☐ Retangular

Diâmetro d0 (mm) = 120

Espessura t0 (mm) = 5

Nop (kN) =

No (kN) =

Mop (kN.m) =

Mo (kN.m) =

fy0 (MPa) =

Diagonal 1 (ou Sobreponente)

☒ Circular ☐ Retangular

Diâmetro d1 (mm) = 38,4

Espessura t1 (mm) = 4

N1 (kN) =

θ_1 = 60

fy1 (MPa) =

Diagonal 2 (ou Sobreposta)

☒ Circular ☐ Retangular

Diâmetro d2 (mm) = 38,4

Espessura t2 (mm) = 4

N2 (kN) =

θ_2 = 60

fy2 (MPa) =

Solda para ligação gap tubo-tubo =

Posição das Diagonais

☒ Distância entre barras

g (mm) = 38

☐ Excentricidade

☐ Utilizar Chapa de Ligação

Deslocamento (mm) = 5

Âng. entre planos da KK = 45

Ansyes

Abriu

AutoMETAL

Salvar

Limpar

Sobre

FIGURA 3.20 Programa Ligações Tubulares 2.1 com dados adicionais para geração do arquivo de entrada do Ansys.

O programa Ligações Tubulares é, também, utilizado neste trabalho para o cálculo da resistência das ligações através das equações analíticas. O programa implementa o equacionamento dado pelo CIDECT, Packer et. al. (1992).

3.8.2 Programa para determinar a deformação diametral

A determinação da deformação diametral requer o cálculo do deslocamento relativo de nós do banzo. Para automatizar esse cálculo foi construído um programa. A janela do programa é mostrada na figura 3.21. Os dados de entradas são o diâmetro do banzo e duas listas do Ansys, os

dados de nós, número e coordenadas, e os deslocamentos nodais. O diâmetro do banzo deve ser o diâmetro médio do banzo, isso é, o diâmetro simulado pelos elementos do Ansys.

O primeiro passo do programa é encontrar os nós de interesse. O programa calcula as deformações diametraais nas direções lateral e vertical. Para a direção lateral, os nós de interesse são os nós do banzo com coordenada y igual a zero e coordenada x igual a $+D/2$ e $-D/2$, em que D é o diâmetro médio do banzo. Os nós não estão, necessariamente, na coordenada y igual a zero, visto que, a sua posição é consequência da geração de malha. Por isso, procuram-se os nós que estão na coordenada zero a menos de uma tolerância. A tolerância utilizada é de 2,7 mm, que, para uma malha de elementos de 5 mm de tamanho, é suficiente.

Para esses nós, o deslocamento de interesse é o deslocamento na direção x . A Figura 3.22 mostra o deslocamento x dos nós do banzo. São mostrados os deslocamentos dos nós com coordenada x igual a $+D/2$ e dos nós com coordenada x igual a $-D/2$.

O próximo passo é calcular a diferença de deslocamento dos nós opostos diametralmente. Deve-se atentar que, em função do processo de geração da malha, os nós não estão, necessariamente, na mesma seção transversal do banzo, mesma coordenada z . Por isso, a diferença de deslocamento será calculada como a diferença entre as curvas em vermelho e verde da Figura 3.22 ou seja, o programa constrói uma função para o deslocamento de cada lado do banzo. A função é construída com interpolação linear entre os nós. Em seguida, avaliando-se a diferença em 100 mil pontos, o programa constrói a curva em azul da Figura 3.22, a diferença de deslocamento. A deformação diametral é dada pela diferença dividida pelo diâmetro do banzo. A deformação diametral lateral obtida é mostrada na Figura 3.23.

Para a direção vertical, os nós de interesse são os nós do banzo com coordenada y igual a $+D/2$ e $-D/2$ e coordenada x igual a zero. O procedimento de cálculo da deformação diametral vertical é o mesmo da direção lateral. Separam-se os nós com coordenadas y igual a $+D/2$ e $-D/2$, constrói-se uma função para cada um dos deslocamentos e, utilizando-se as funções, avalia-se a diferença de deslocamento. A deformação diametral vertical é, finalmente, função da diferença de deslocamento dividida pelo diâmetro médio do banzo. A Figura 3.24 mostra as curvas de deslocamento vertical e a Figura 3.25 mostra a deformação diametral vertical obtida. A Figura 3.26 compara as deformações diametraais lateral e vertical obtidas.

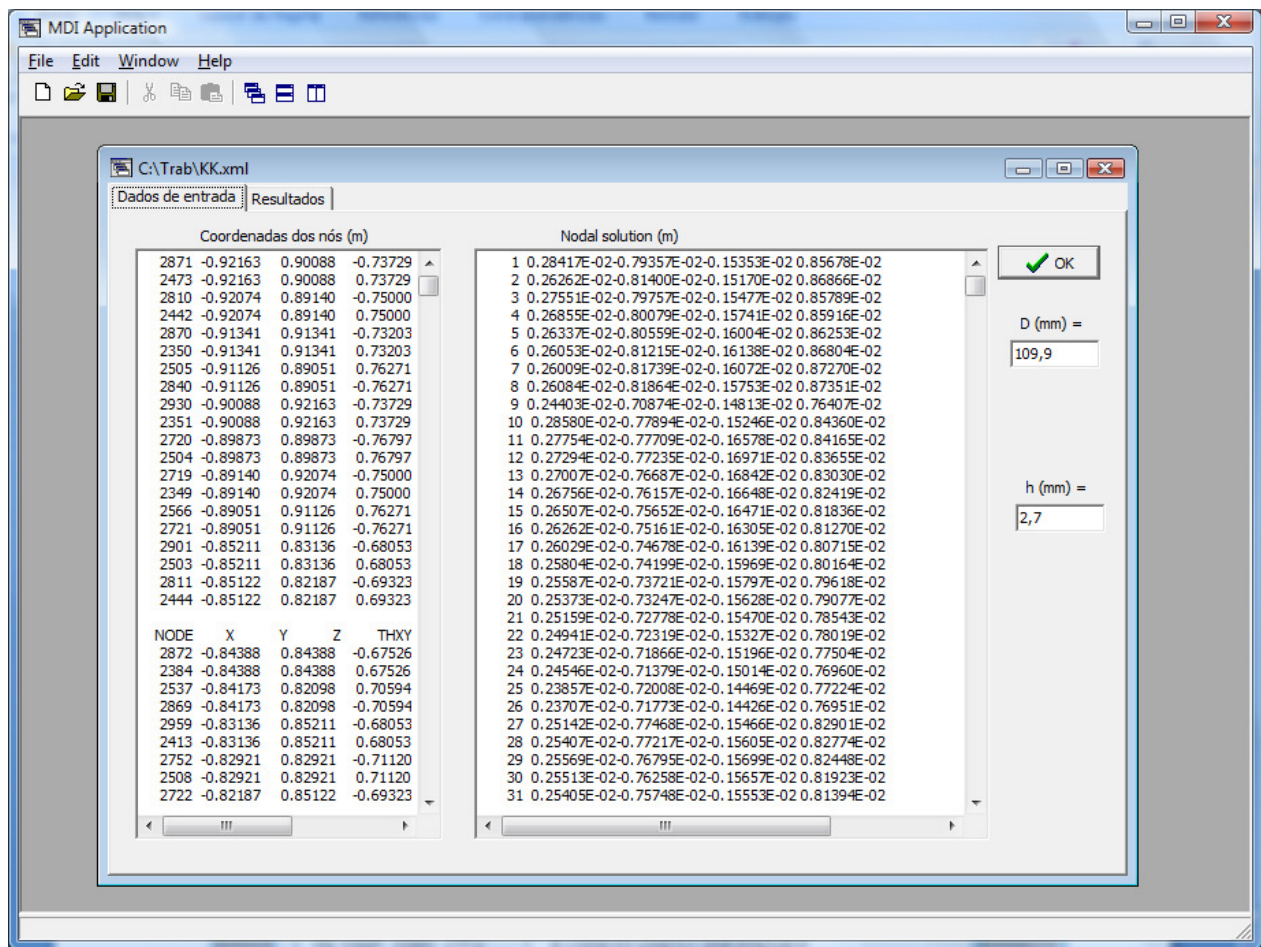


FIGURA 3.21 Tela do programa desenvolvido para análise dos deslocamentos.

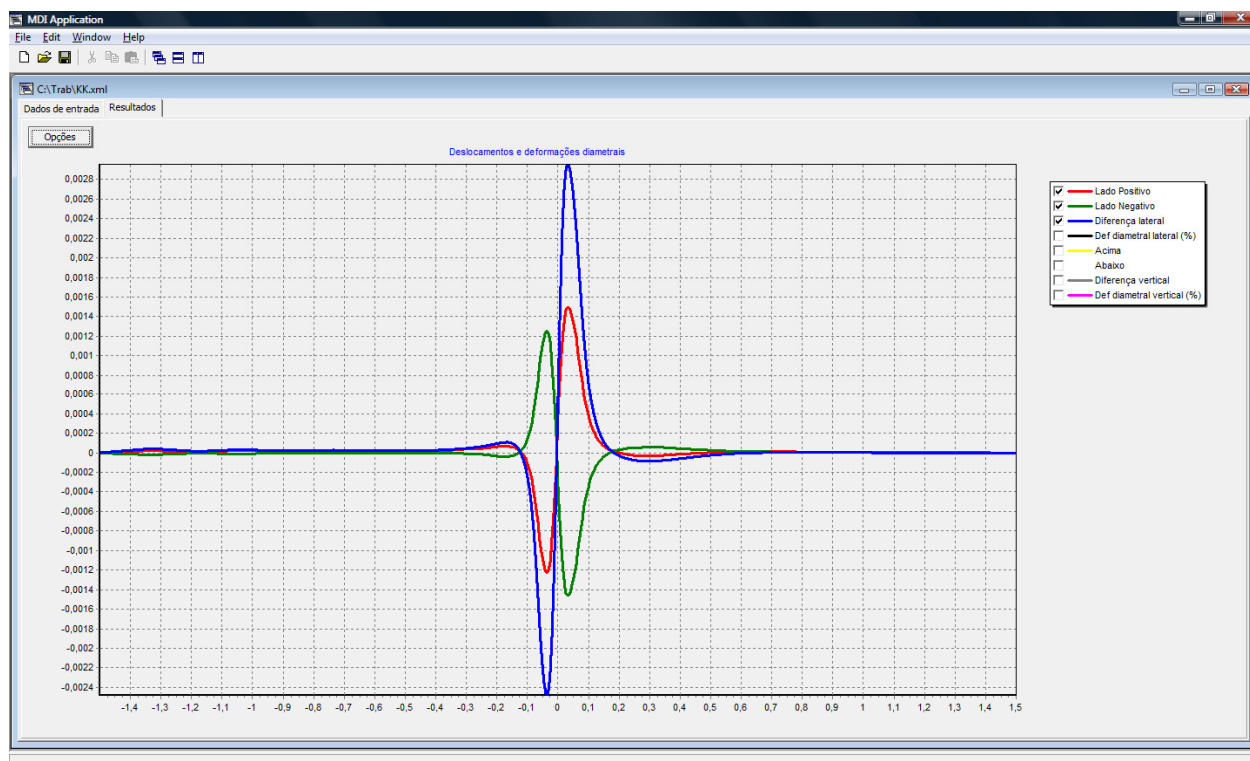


FIGURA 3.22 Deslocamento dos nós da lateral do banzo: (vermelho) nós com coordenada $x = +D/2$; (verde) nós com coordenada $x = -D/2$ e (azul) diferença de deslocamento

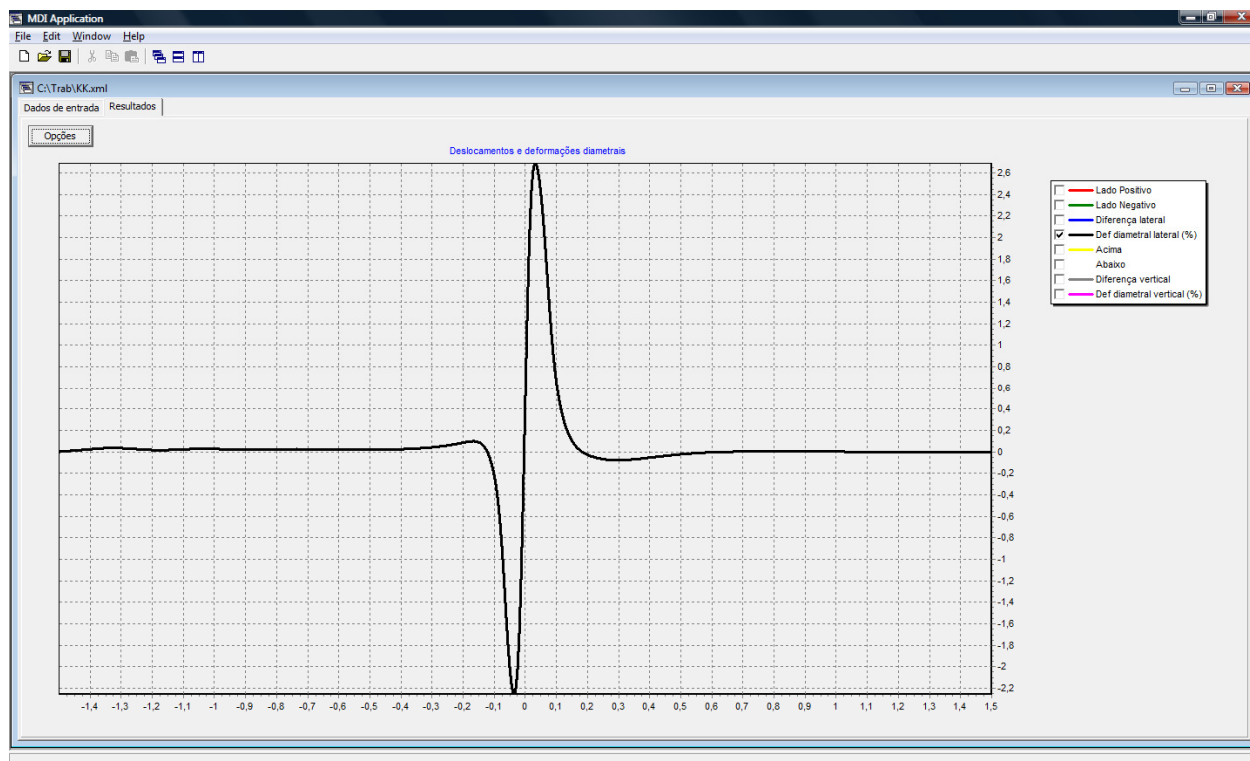


FIGURA 3.23 Deformação diametral lateral obtida

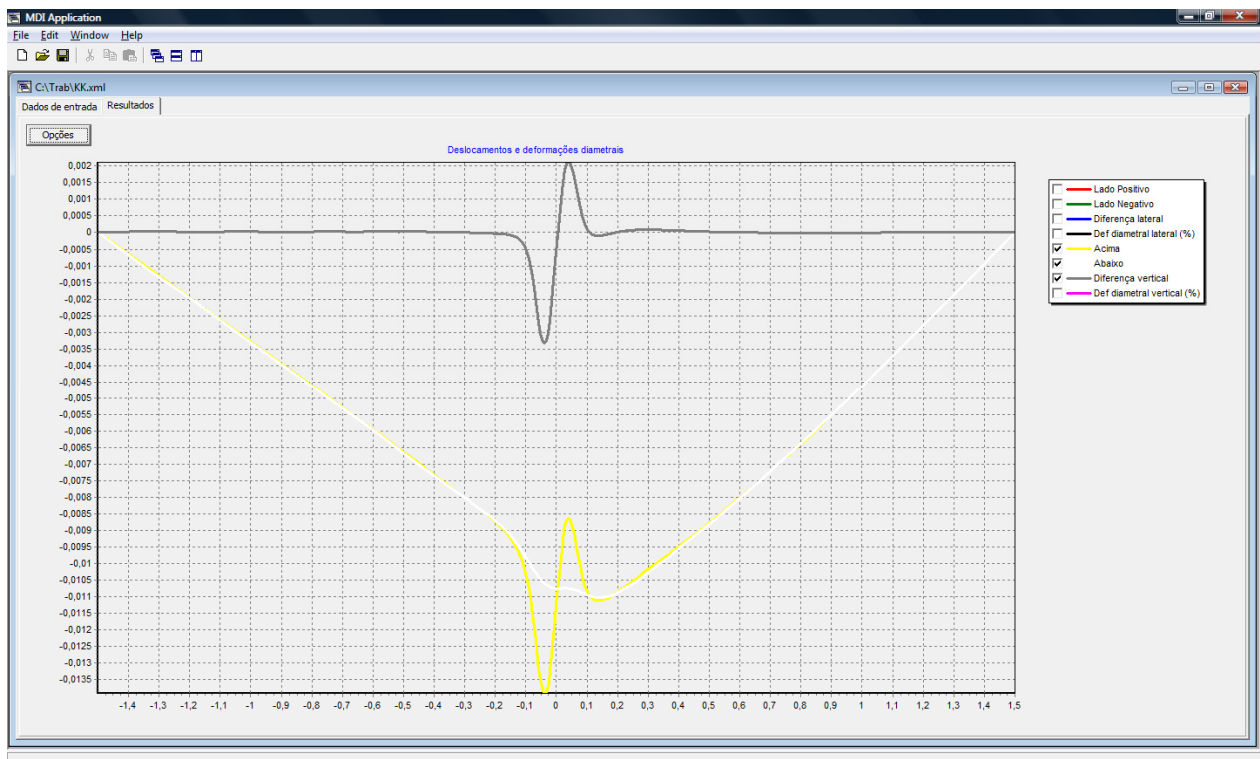


FIGURA 3.24 Deslocamento vertical dos nós do banzo de coordenada $x = 0$ (amarelo) nós com $y = +D/2$; (branco) nós com $y = -D/2$ e (cinza) diferença de deslocamento

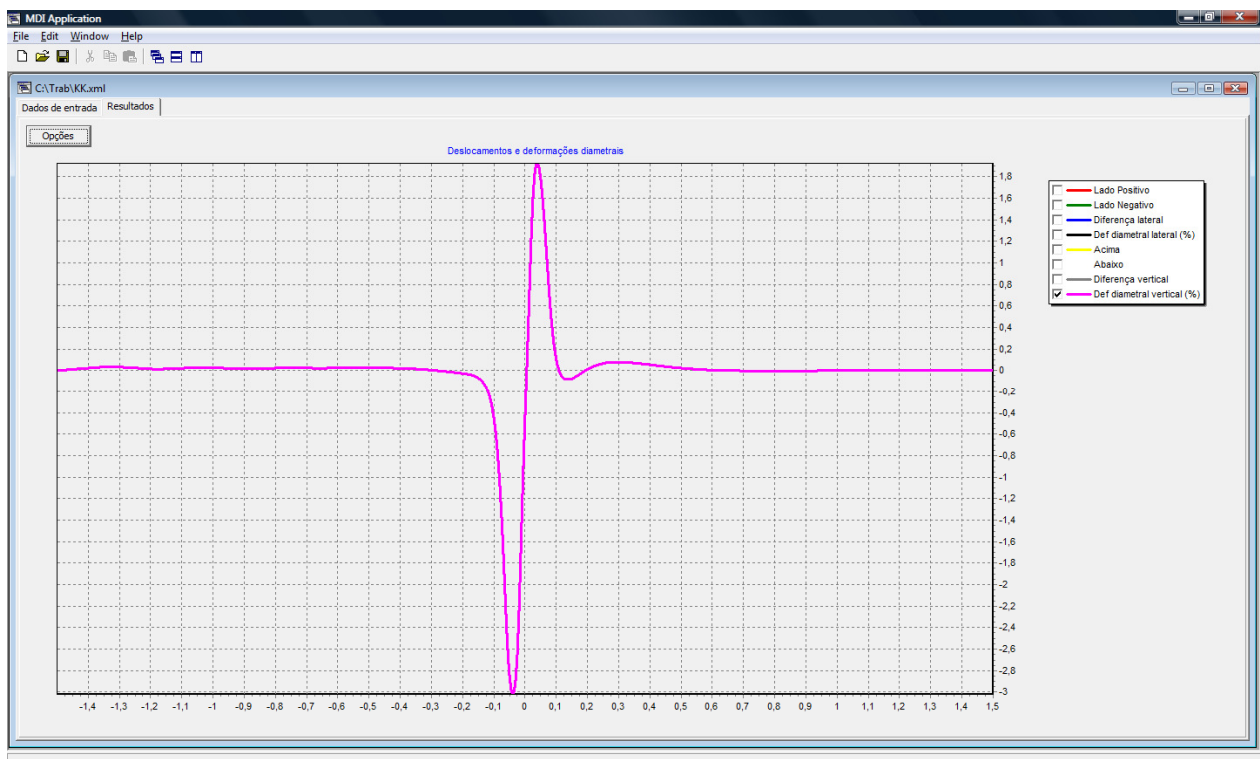


FIGURA 3.25 Deformação diametral vertical obtida

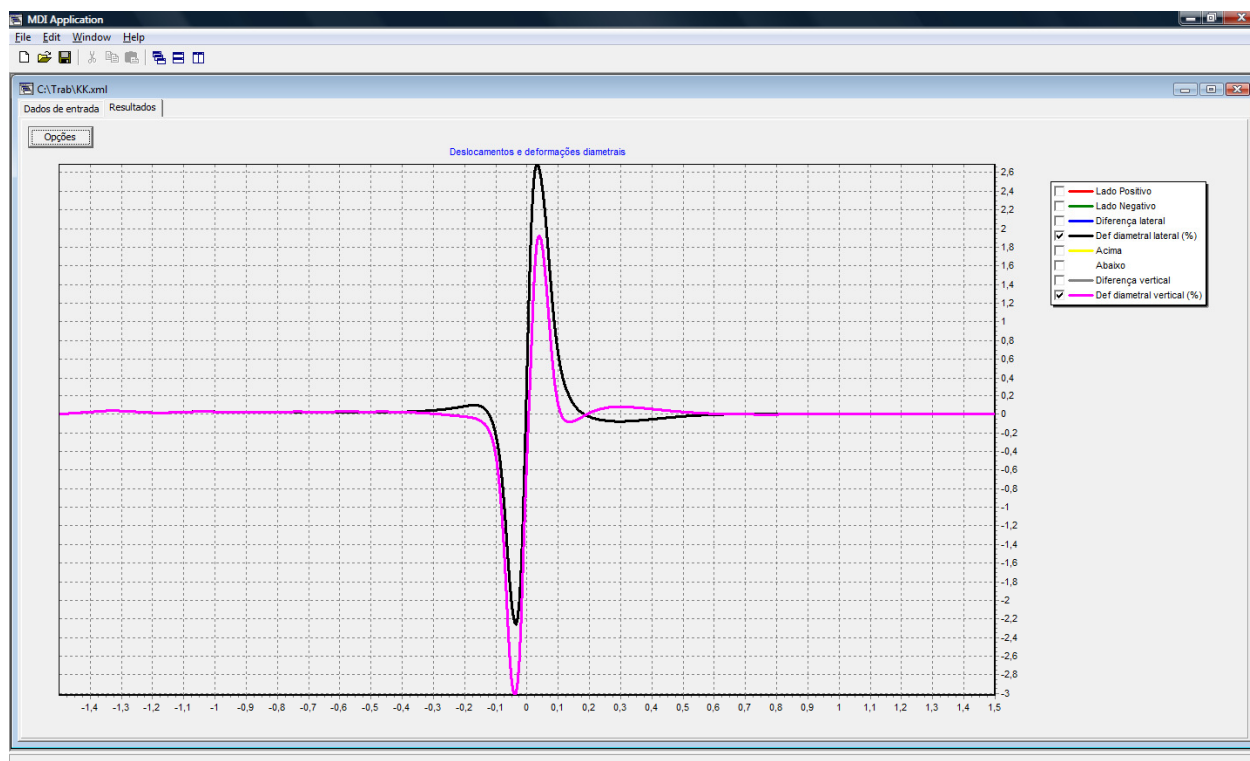


FIGURA 3.26 Comparação das deformações diametrais obtidas: (preto) lateral; (rosa) vertical

3.8.3 Programa Ansys

O estudo paramétrico da resistência da ligação multiplanar KK, via simulação numérica, será feito através do programa de elementos finitos Ansys.

O programa Ansys apresenta uma vasta biblioteca de elementos que implementam formulações lineares e não-lineares, tanto no aspecto geométrico quanto de propriedades de materiais. Para os objetivos deste trabalho, o programa permite o uso de elementos de cascas (SHELL) e sólidos tridimensionais com modelos de elasticidade linear e não-linear.

O grupo de pesquisa de estruturas metálicas da FEC/Unicamp tem utilizado o Ansys como ferramenta de simulação. Os trabalhos de Vieira (2007) e Minchillo (2008) utilizaram o Ansys 10.0 para avaliar o comportamento de ligações K uniplanares e multiplanares, respectivamente.

Foram utilizados neste trabalho os elementos quadriláteros e triangulares SHELL181 não lineares, para as seções tubulares e SHELL63 linear, para a chapa na extremidade do banzo, para simular a condição de contorno (Figura 3.6).

A curva de tensão–deformação foi implementada com material do tipo Multilinear Isotropic Hardening (MISO), (Figura 3.3).

Adotou-se o critério de von Mises para tensão e deformação equivalentes na plasticidade e para verificação das tensões e deformações máximas na interseção das barras.

3.9 Considerações finais deste capítulo

Foi apresentado o modelo numérico adotado neste trabalho. As simulações são realizadas utilizando-se o programa de elementos finitos Ansys. Para maior produtividade das análises, foram desenvolvidos dois programas auxiliares sendo, um para gerar o arquivo de entrada de dados do Ansys e outro para auxiliar o pós-processamento dos resultados, no cálculo da deformação diametral. Foram apresentados os modos de falha e as condições de contorno adotadas. Foram realizados estudos para definir o comprimento do banzo e o grau de refinamento da malha. O modelo foi validado comparando-se seus resultados de resistência da ligação com resultados da análise numérica da literatura. O modelo se comportou muito bem, com exceção de ligações com afastamentos muito pequeno.

O modelo deste trabalho não considera a solda que une as diagonais ao banzo. A solda permite uma melhor distribuição da força das diagonais no banzo. Dessa forma, no modelo utilizado, as forças das diagonais são mais concentradas no banzo, ocasionando em deformações locais de maior amplitude. Durante a validação do modelo, comparando os resultados com os da literatura (item 3.6) observou-se que o limite de 18% de deformação é, por muitas vezes, o critério de falha primeiramente atingido e que sua carga de falha é inferior às apresentadas na literatura. Desse modo, o valor da carga de falha por deformação maior que 18% será sempre apresentado em separado dos demais critérios. O seu cálculo é importante, mas visto que é influenciado pela falta da solda no modelo, será utilizado com uma ressalva, de que seu valor é muito a favor da segurança.

A falta de solda influencia, também, o resultado de ligações com afastamento pequeno. A solda implica em um espaço entre as diagonais menor do que o simulado pelo modelo deste trabalho, sem solda. Para valores maiores de afastamento, sua influência diminui até se tornar praticamente nula. Por isso, no estudo paramétrico (Capítulo 4), não serão analisadas ligações com afastamento muito pequeno. Na Tabela 3.8, as ligações com maiores diferenças, em vermelho, têm relação “*gap*” sobre diâmetro do banzo (d_0) inferior a 0,23. Essa relação será utilizada como referência, não sendo analisadas ligações com relação g/d_0 menores que 0,23.

4 ESTUDO PARAMÉTRICO

O objetivo deste trabalho é comparar as resistências de ligações multiplanares tipo KK com suas respectivas ligações uniplanares tipo K. Neste capítulo propõe-se realizar um estudo paramétrico comparando-se as resistências de 55 ligações através de simulação numérica. Inicialmente, é proposto um critério objetivo para classificar o modo de falha entre modo 1 e modo 2. Em seguida, são apresentadas as ligações simuladas, com suas geometrias e resultados. Os resultados são apresentados em gráficos buscando-se identificar os parâmetros da ligação que mais influenciam o valor do fator de correlação de resistências de ligação.

4.1 *Critério para classificar o modo de falha*

É importante definir um critério de como distinguir objetivamente os modos de falha da ligação tipo KK. A literatura descreve dois modos de falhas (Item 2.2.2) a partir de uma avaliação visual da deformação da ligação. O formato da estrutura deformada define se a falha é do modo 1 ou do modo 2. A proposta deste trabalho, é de identificar os modos de falha através da deformação diametral máxima.

O modo de falha 1 é caracterizado por uma deformação excessiva na direção lateral do banzo. Dessa forma, se a deformação diametral de 3% acontecer na direção lateral (Figura 4.1), o modo de falha é 1.

O modo de falha 2 é caracterizado por uma deformação acentuada na região entre planos formando uma quina. Logo, se a deformação diametral de 3% ocorrer na direção vertical (Figura 4.2), o modo de falha é o modo 2.

Esse critério é mais objetivo do que a identificação visual e, por isso, independe de interpretação pessoal.

Existem ligações que apresentam deformação diametral de grande magnitude tanto na direção lateral quanto vertical. São ligações que não têm, visualmente, o modo de falha bem definido, apresentando características dos modos 1 e 2. Pelo critério definido, o modo de falha é dado pela deformação diametral que primeiro atingir 3%, modo 1 se for na direção lateral e modo 2 se for na vertical.

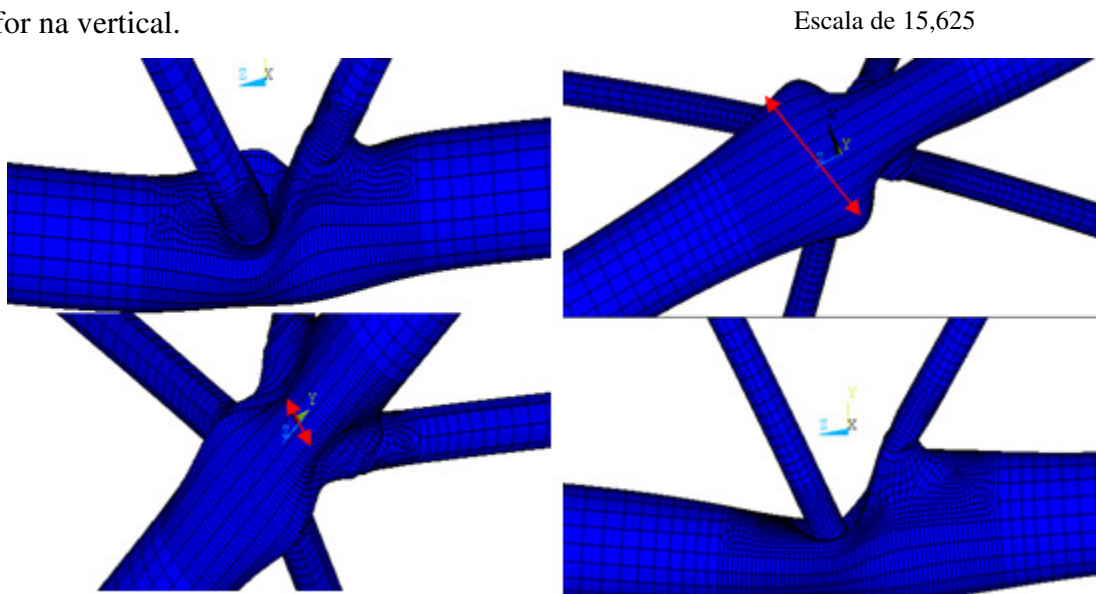


FIGURA 4.1 Modo de falha 1. A maior deformação diametral acontece na direção lateral

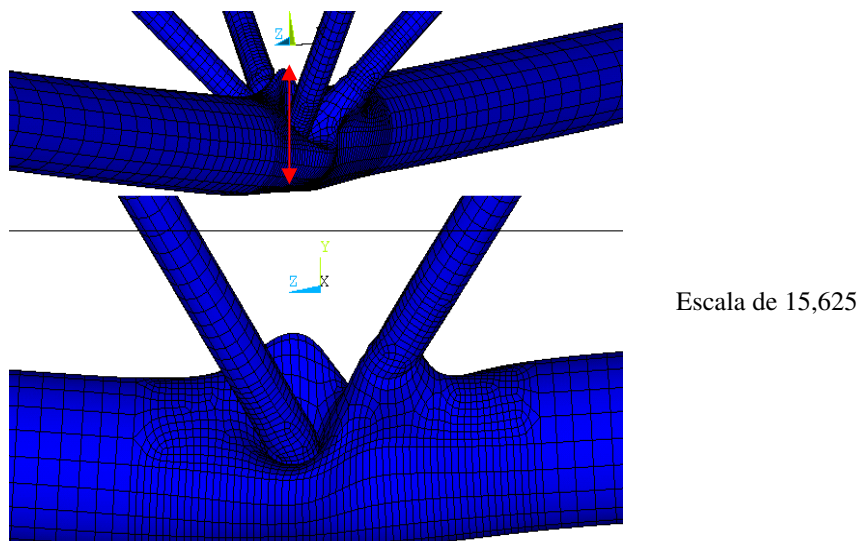


FIGURA 4.2 Modo de falha 2. A maior deformação diametral acontece na direção vertical

4.2 Dados do estudo paramétrico

A geometria dos modelos foi escolhida para que as ligações apresentem falhas apenas por plastificação da parede do banzo, evitando-se falha da diagonal. O modelo numérico utilizado não considera a solda, como tratado no item 3.7, apresenta deficiências na modelagem de ligações com afastamento (“gap”) ≤ 25 mm e com parâmetro $\beta \leq 0,24$ (relação do diâmetro da diagonal pelo do banzo). As ligações simuladas respeitam os seguintes limites:

- $\theta_i = 60^\circ$ e $\beta \geq 0,24$
- $\frac{d_i}{t_i} \leq 50$; $0,2 < \frac{d_i}{d_0} \leq 1,0$;
- $g \geq t_1 + t_2$ mas ≥ 25 mm
- $\gamma \leq 25$ e $60^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$

Todas as ligações simuladas tem, em sua geometria, excentricidade fora do plano igual a zero, por serem as mais praticadas construtivamente. Observa-se que ligações KK que diferem apenas pelo ângulo entre planos têm a mesma ligação K equivalente.

As 55 ligações simuladas estão divididas em 2 séries. A série 1 consiste em 13 ligações com $\gamma = 12$. Seus detalhes são descritos na Tabela 4.1. Somente um valor de $\varphi = 60^\circ$, o ângulo fora do plano, foi considerado. Essas ligações, tipo KK, foram testadas por Lee e Wilmhurst (1996) e simuladas na validação do modelo deste trabalho (item 3.7). Estende-se a análise simulando as respectivas ligações tipo K.

A literatura identifica que o modo de falha (1 ou 2) tem significativa influência na resistência das ligações. Lee e Wilmhurst (1996) identificam que o modo de falha pode ser determinado a partir do parâmetro $\zeta_t = (g_t/d_0)$. Dessa forma, as ligações da série 2 são escolhidas visando variar o parâmetro ζ_t . Buscou-se, também, variar os ângulos entre planos e o valor do parâmetro $\beta = (d_1 + d_2)/(2d_0)$. Paul (1992) e Lee e Wilmhurst (1996) identificam o parâmetro β como de grande relevância no valor da resistência de ligações tipo KK. Visa-se observar se o parâmetro β também tem influência no fator de correlação das resistências das ligações tipo K e KK. São propostas 42 ligações, apresentadas nas Tabelas 4.2 e 4.3.

TABELA 4.1: Detalhes das ligações analisadas na série 1 ($\theta_i = 60^0$; $\gamma = 12$; $\tau = 0,8$; $d_0 = 120,0$ mm; $t_0 = 5$ mm; $t_i = 4$ mm; $e_t = 0$, $\sigma_y = 355$ MPa, $\sigma_u = 510$ MPa)

Referência da ligação (1)	d_i (mm) (2)	g_i (mm) (3)	g_t (mm) (4)	d' (mm) (5)	β (6)	ζ_t (7)	β' (8)	KK F(kN) (9)	K F(kN) (10)	F_K / F_{KK} (11)	Modo de falha
SKK -02	28,8	28	33,4	83,2	0,24	0,28	0,69	101,32	104,35	0,97	1
SKK -03	28,8	38	33,4	83,2	0,24	0,28	0,69	101,08	104,33	0,97	1
SKK -04	28,8	48	33,4	83,2	0,24	0,28	0,69	99,46	104,46	0,95	1
SKK -05	28,8	58	33,4	83,2	0,24	0,28	0,69	99,13	104,47	0,95	1
SKK -06	28,8	68	33,4	83,2	0,24	0,28	0,69	99,56	104,05	0,96	1
SKK -08	38,4	28	23,6	90,1	0,32	0,20	0,75	120,82	139,18	0,87	1
SKK -09	38,4	38	23,6	90,1	0,32	0,20	0,75	118,34	135,18	0,87	1
SKK -10	38,4	48	23,6	90,1	0,32	0,20	0,75	117,65	132,57	0,89	1
SKK -11	38,4	58	23,6	90,1	0,32	0,20	0,75	115,99	130,78	0,89	1
SKK -13	48,0	28	13,4	96,6	0,4	0,11	0,81	135,35	160,83	0,84	1
SKK -14	48,0	38	13,4	96,6	0,4	0,11	0,81	131,8	155,89	0,85	1
SKK -15	48,0	48	13,4	96,6	0,4	0,11	0,81	128,76	153,79	0,84	1

TABELA 4.2: Detalhes das ligações analisadas na série 2 ($\theta_i = 60^0$; $\gamma = 13$; $\tau = 0,68$; $d_0 = 114,3$ mm; $t_0 = 4,4$ mm; $t_i = 3$ mm; $e_t = 0$; $\sigma_y = 355$ MPa, $\sigma_u = 510$ MPa)

Referência da ligação	d_i (mm)	g_i (mm)	φ	d' (mm)	g_t (mm)	β	β'	ζ_t	KK F(kN)	K F(kN)	F_K / F_{KK}	Modo de falha
KK_01	38	35	90	103,1	49,5	0,33	0,90	0,43	98,4	113,4	0,87	2
KK_02	38	55	90	103,1	49,5	0,33	0,90	0,43	97,6	109,0	0,89	2
KK_03	38	35	60	87,0	21,2	0,33	0,76	0,19	99,1	113,4	0,87	1
KK_04	38	55	60	87,0	21,2	0,33	0,76	0,19	96,4	109,0	0,88	1
KK_05	38	35	75	95,8	35,5	0,33	0,84	0,31	103,2	113,4	0,91	1
KK_06	38	55	75	95,8	35,5	0,33	0,84	0,31	102,1	109,0	0,94	1
KK_07	44,5	35	90	106,0	43,1	0,39	0,93	0,38	121,5	125,9	0,97	2
KK_08	44,5	55	90	106,0	43,1	0,39	0,93	0,38	120,2	119,9	1,00	2
KK_09	44,5	35	60	91,3	14,3	0,39	0,80	0,13	105,7	125,9	0,84	1
KK_10	44,5	55	60	91,3	14,3	0,39	0,80	0,13	101,9	119,9	0,85	1
KK_11	44,5	35	75	99,4	28,8	0,39	0,87	0,25	117,6	125,9	0,93	1
KK_12	44,5	55	75	99,4	28,8	0,39	0,87	0,25	115,1	119,9	0,96	1
KK_13	46	35	90	106,4	41,3	0,40	0,93	0,36	127,4	128,4	0,99	2
KK_14	48	35	90	107,2	38,7	0,42	0,94	0,34	137,6	131	1,05	1
KK_15	50,8	35	90	108,4	36,6	0,44	0,95	0,32	146,8	137,6	1,07	1
KK_16	50,8	55	90	108,4	36,6	0,44	0,95	0,32	143,9	132,0	1,09	1
KK_17	50,8	35	60	95,3	7,4	0,44	0,83	0,07	112,9	137,6	0,82	1
KK_18	50,8	55	60	95,3	7,4	0,44	0,83	0,07	107,9	132,0	0,82	1
KK_19	50,8	35	75	102,6	22,0	0,44	0,90	0,19	129,9	137,6	0,94	1
KK_20	50,8	55	75	102,6	22,0	0,44	0,90	0,19	124,3	132,0	0,94	1

TABELA 4.3: Detalhes das ligações analisadas na série 2 ($\theta_i = 60^\circ$; $\gamma = 16,1$; $\tau = 0,68$; $d_0 = 141,3$ mm; $t_0 = 4,4$ mm; $t_i = 3$ mm; $e_t = 0$; $\sigma_y = 355$ MPa, $\sigma_u = 510$ MPa)

Referência da ligação	d_i (mm)	g_l (mm)	φ	d' (mm)	g_t (mm)	β	β'	ζ_t	KK F(kN)	K F(kN)	F_K / F_{KK}	Modo de falha
KK_21	38	35	90	123,2	69,5	0,27	0,87	0,49	87,6	101,3	0,86	2
KK_22	38	55	90	123,2	69,5	0,27	0,87	0,49	85,5	106,0	0,81	2
KK_23	38	35	60	101,2	35,4	0,27	0,72	0,25	98,6	101,3	0,97	1
KK_24	38	55	60	101,2	35,4	0,27	0,72	0,25	97,0	106,0	0,92	1
KK_25	38	35	75	113,0	52,7	0,27	0,80	0,37	93,7	101,3	0,92	1
KK_26	38	55	75	113,0	52,7	0,27	0,80	0,37	92,4	106,0	0,87	1
KK_27	38	55	85	120,0	63,9	0,27	0,85	0,45	87,4	106,0	0,82	2
KK_28	36	35	75	111,7	54,6	0,25	0,79	0,39	89,6	103,8	0,86	2
KK_29	44,5	35	90	126,4	63,5	0,31	0,89	0,45	100,5	121,9	0,82	2
KK_30	44,5	55	90	126,4	63,5	0,31	0,89	0,45	98,4	117,5	0,84	2
KK_31	44,5	35	60	105,8	28,8	0,31	0,75	0,20	109,6	121,9	0,90	1
KK_32	44,5	55	60	105,8	28,8	0,31	0,75	0,20	107,5	117,5	0,91	1
KK_33	44,5	35	75	117,0	46,3	0,31	0,83	0,33	108,7	121,9	0,89	1
KK_34	44,5	55	75	117,0	46,3	0,31	0,83	0,33	107,2	117,5	0,91	1
KK_35	44,5	55	85	123,4	57,8	0,31	0,87	0,41	102,2	117,5	0,87	2
KK_36	50,8	35	90	129,2	57,4	0,36	0,91	0,41	115,5	133,8	0,86	2
KK_37	50,8	55	90	129,2	57,4	0,36	0,91	0,41	113,8	128,5	0,89	2
KK_38	50,8	35	60	110,1	22,2	0,36	0,78	0,16	118,1	133,8	0,88	1
KK_39	50,8	55	60	110,1	22,2	0,36	0,78	0,16	114,3	128,5	0,90	1
KK_40	50,8	35	75	120,6	39,7	0,36	0,85	0,28	121,9	133,8	0,91	1
KK_41	50,8	55	75	120,6	39,7	0,36	0,85	0,28	120,1	128,5	0,93	1
KK_42	50,8	55	85	126,5	51,6	0,36	0,90	0,37	118,6	128,5	0,92	1

4.3 Análise dos resultados

As Tabelas 4.1 a 4.3 mostram os resultados de resistência das ligações tipo K e KK. A relação F_K / F_{KK} das Tabelas 4.1, 4.2 e 4.3 trazem os valores do fator de correlação de resistências. Seu valor varia de 0,81 a 1,09. Pode-se constatar que o valor recomendado para o fator de correção, por normas internacionais como 0,9, não corresponde a realidade do comportamento das ligações tipo KK. Ora conservador ora contra a segurança.

A Figura 4.3 traz a curva reação de apoio das diagonais versus o deslocamento aplicado para as ligações KK da série 1 ($\gamma = 12$). As curvas seguem o típico comportamento de carga-deslocamento de estruturas em regime não-linear. A reação de apoio tem um comportamento

assintótico para a carga máxima que a ligação pode suportar. O valor da carga máxima corresponde ao critério de pico de carga definido no item 3.3a.

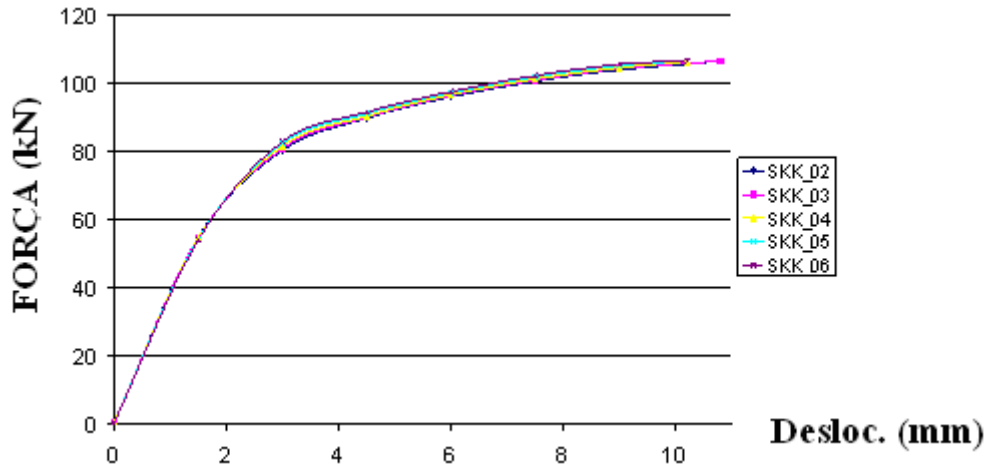


FIGURA 4.3 Deslocamento na extremidade da diagonal comprimida na ligação tipo KK

A Fig. 4.4 mostra as variações das resistências de ligação com respeito ao parâmetro ζ_l para as ligações tipo K e KK modeladas na série 1. O gráfico mostra que há uma redução na resistência com o aumento de ζ_l para todos os valores de β , seguindo uma tendência similar àquela encontrada por Paul *et. al.* (1992) e Lee e Wilmhurst (1996). A redução parece ser mais evidente na ligação com altos valores de β . Observa-se, também, que a resistência varia significativamente com o parâmetro β , em acordo com Paul (1992) e Lee e Wilmhurst (1996).

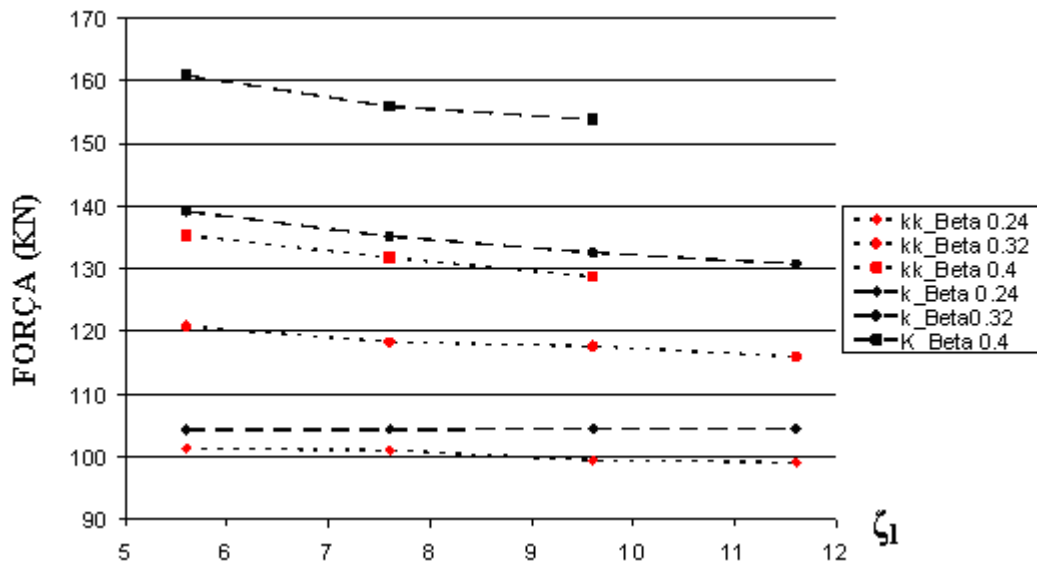


FIGURA 4.4 Força X ζ_l como funções de β

O modo de falha (1 ou 2) tem influência na resistência das ligações e, de acordo com Lee e Wilmhurst (1996), o modo de falha pode ser determinado a partir do parâmetro ζ_t (g_t/d_0). A Figura 4.5 mostra a resistência de uma ligação KK em que se varia o ângulo entre planos. A influência do ângulo entre planos nas ligações simuladas neste trabalho é igual à influência de ζ_t , porque as ligações não têm excentricidade entre planos. Logo, o parâmetro ζ_t varia diretamente com o ângulo entre planos. Observa-se uma redução da resistência com o aumento de ζ_t (aumento do ângulo entre planos de 60° a 90°) e que o modo de falha passou de 1 para modo 2 a partir da ligação KK_27.

Com o objetivo de determinar o valor de ζ_t que determina o modo de falha, foram confeccionados os gráficos das Figuras 4.6, 4.7 e 4.8. Pode-se constatar que, para as ligações simuladas (série 1 e série 2), todas as ligações com $\zeta_t \leq 0,34$ apresentaram modo 1 de falha e que todas as ligações com $\zeta_t \geq 0,38$ apresentaram modo 2.

A Figura 4.7 mostra o modo de falha em relação ao ângulo entre planos e o parâmetro ζ_t . Como as ligações não têm excentricidade entre planos, o ângulo e ζ_t variam linearmente. É interessante observar que as ligações simuladas com ângulo entre planos de 60° apresentam somente modo de falha 1 e que as ligações com 90° apresentam, em sua maioria, modo 2. As ligações com ângulo de 60°, sem excentricidade entre planos, teriam valores de ζ_t maiores apenas para relações β menores. Com isso, o modo de falha tende a deixar de ser plastificação do banzo e passa a ser escoamento da diagonal. A constatação é a de que, para ângulos entre planos menores (60°), a tendência é a de se ter modo de falha 1, desde que a diagonal não escoa.

Já para ângulo entre planos de 90°, as ligações apresentam modo de falha 2, com exceção das ligações com menor valor de ζ_t . Essas ligações, que apresentam modo 1, têm grande relação $\beta=0,43$.

Na Figura 4.9 observa-se que o parâmetro β não é determinante no modo de falha, embora ligações com valores grandes de β apresentem modo 1 de falha. Na Figura 4.8 observa-se que o parâmetro ζ_t também não é determinante no modo de falha.

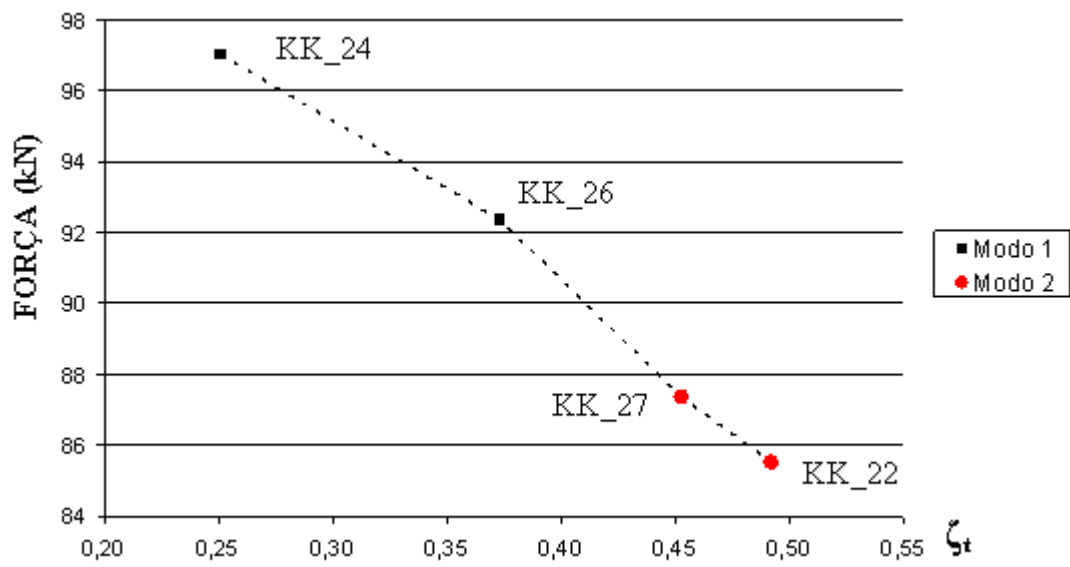


FIGURA 4.5 Força versus ζ_t para as ligações KK_22, 24, 26 e 27.

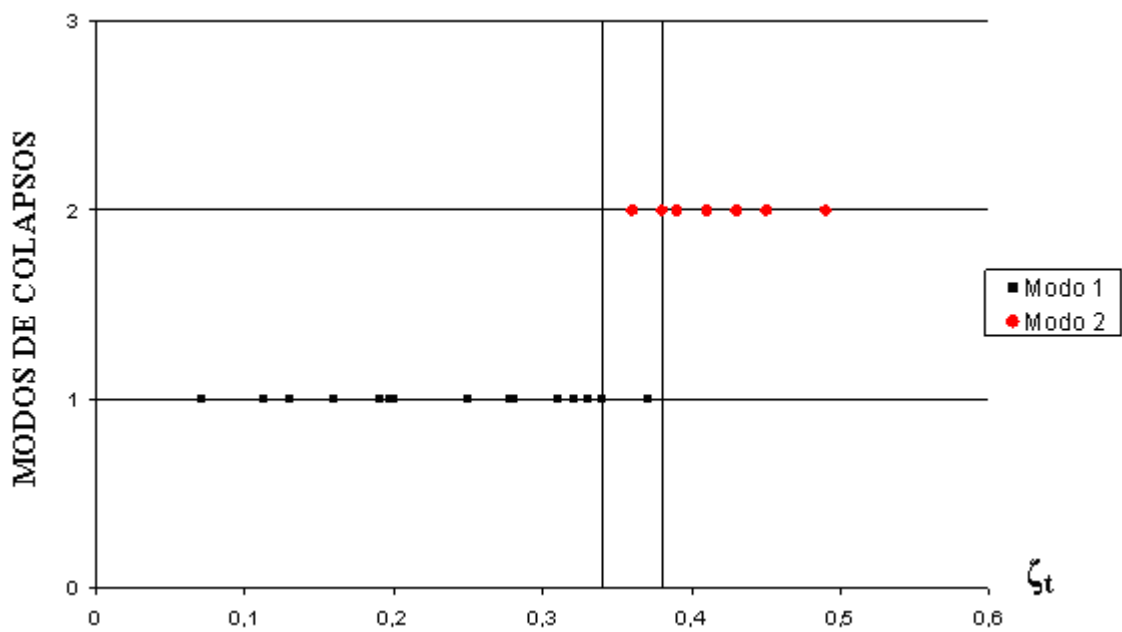


FIGURA 4.6 Modos de falhas versus ζ_t .

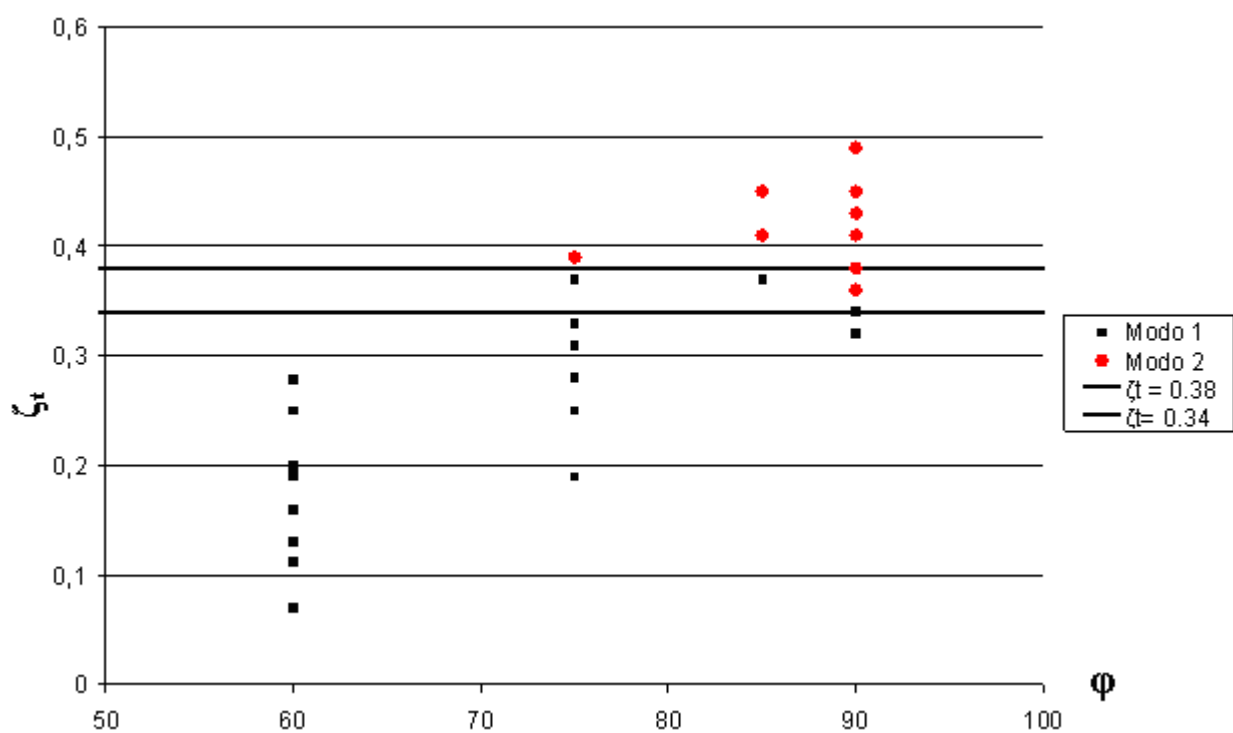


FIGURA 4.7 Modos de falhas em função de ϕ e ζ_t

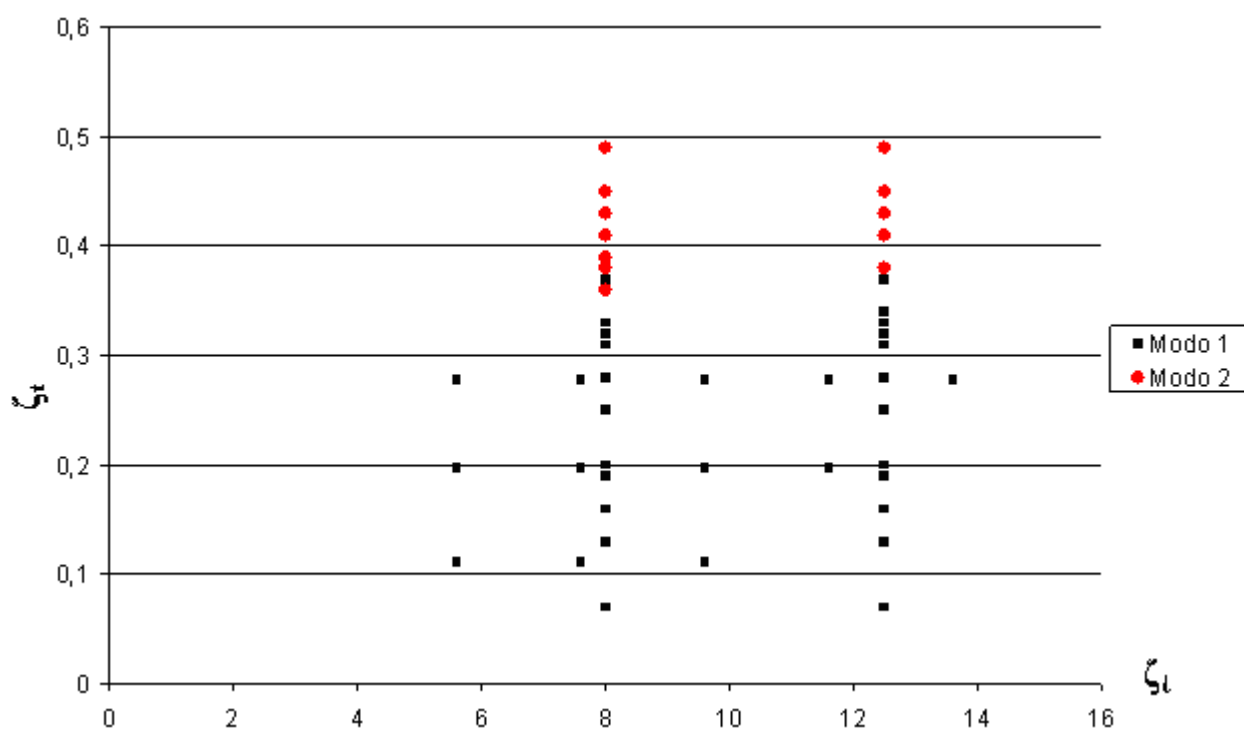


FIGURA 4.8 Modos de falhas em função de ζ_t e ζ_l .

4.3.1 Parâmetros de influência sobre o fator de correlação de resistências

Foi observado que o modo de falha é determinado predominantemente pelo parâmetro ζ_t . Procura-se, agora, encontrar os parâmetros de maior influência no fator de correlação de resistência das ligações tipo K e KK. Foram construídos os gráficos das Figuras 4.9 a 4.12. Pode-se observar uma tendência do valor do fator de correlação com a variação dos parâmetros ζ_t e β . A tendência é mais facilmente observada, quando as ligações são separadas pelo modo de falha que apresentaram.

Na Figura 4.9, observa-se que o fator de correlação das ligações tipo K e KK com modo de falha 2 aumenta com o valor de β , e que o fator de correlação das ligações tipo K e KK com modo 1 diminuem com β . Na Figura 4.10, observa-se que o fator de correlação das ligações com modo de falha 1 aumentam com o valor de ζ_t , enquanto que o fator das ligações com modo 2 diminuem com ζ_t .

Já nas Figuras 4.11 e 4.12 não foi possível determinar uma tendência do fator de correlação com respeito a ζ_l e γ , respectivamente.

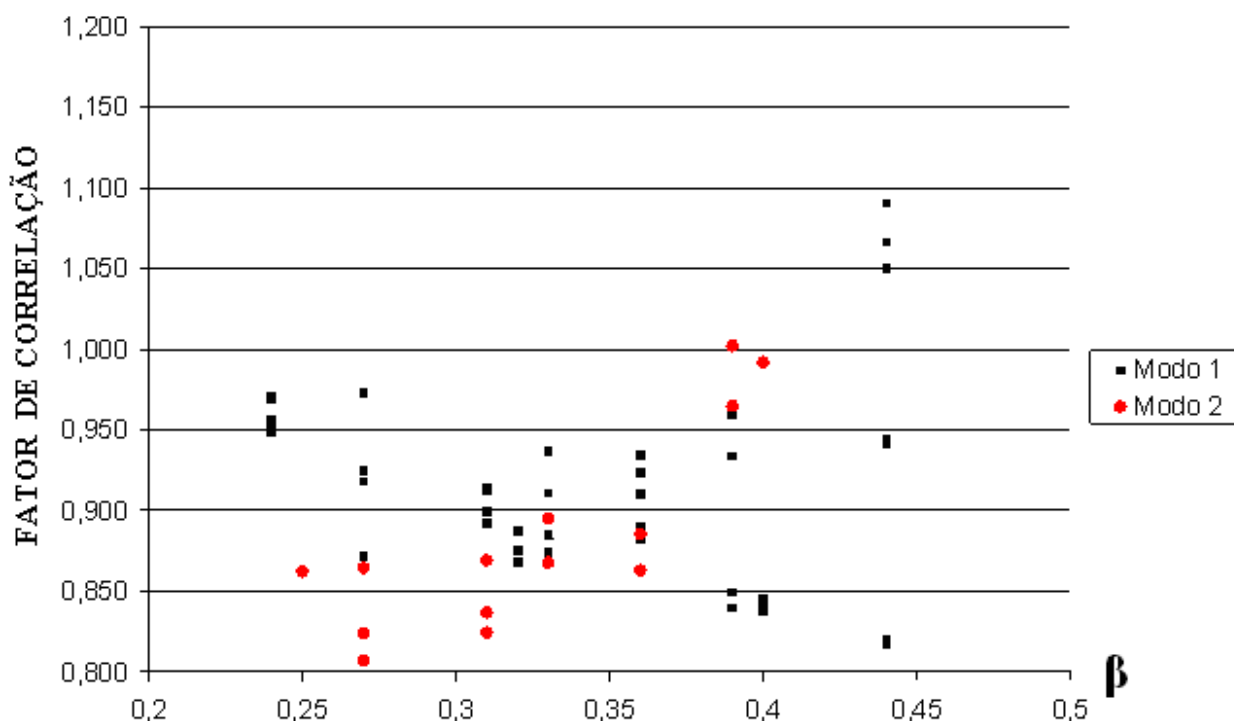


FIGURA 4.9 Fator de correlação versus β .

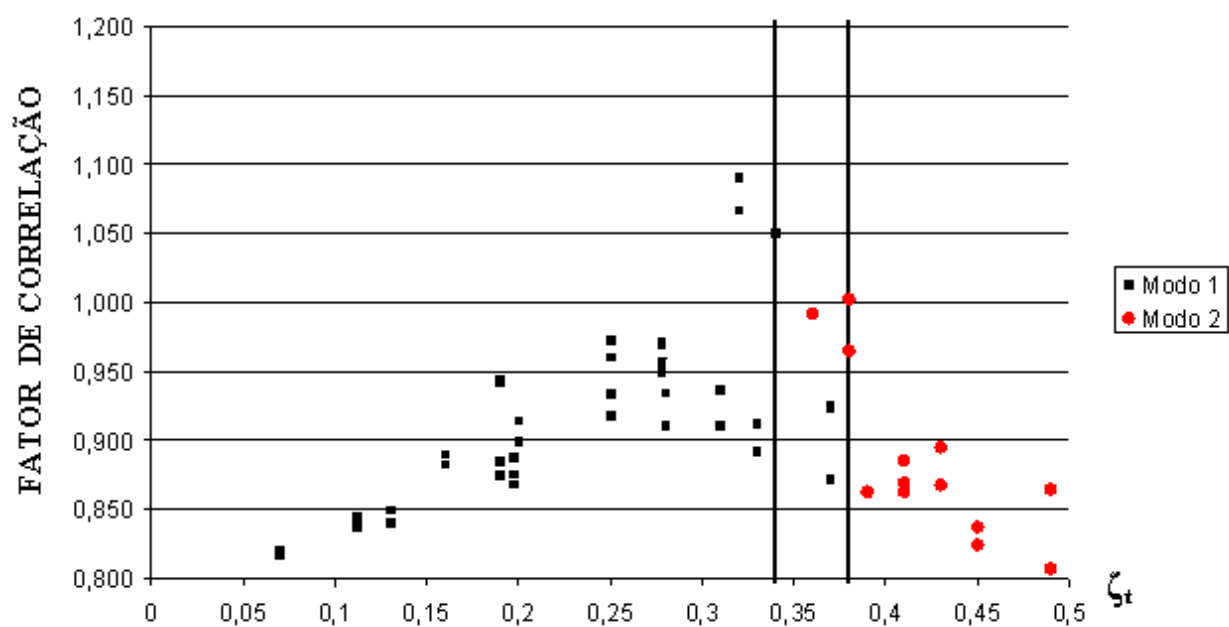


FIGURA 4.10 Fator de correlação versus ζ_t

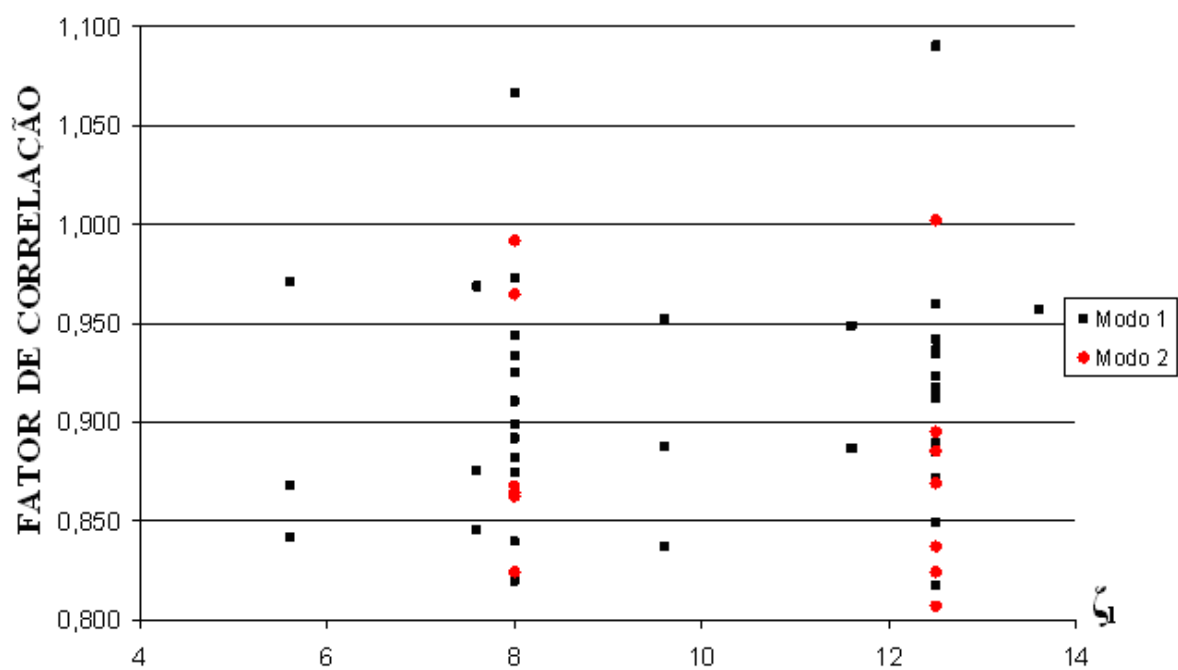


FIGURA 4.11 Fator de correlação versus ζ_l

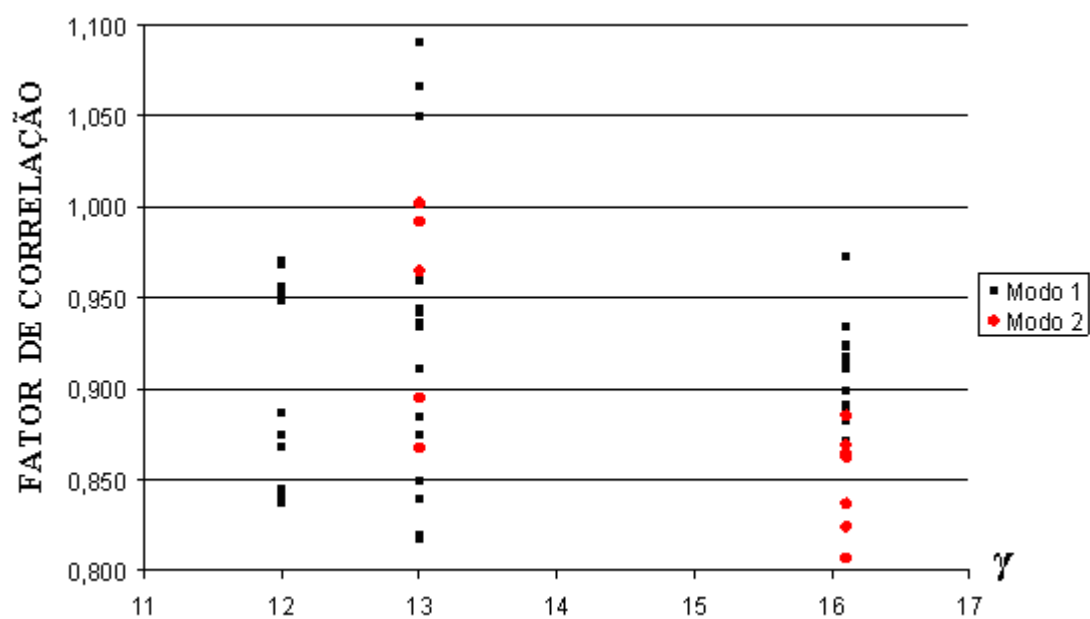


FIGURA 4.12 Fator de correlação versus γ

5 Proposição de expressão analítica

Alguns trabalhos, CIDECT (Wardenier et al.(1991), Packer et al.(1992)) e a American Welding Society (AWS (2001)), propõem utilizar um fator de correlação único no dimensionamento de ligações tipo KK. A deficiência dessa abordagem é de que o fator adotado pode ser contrário à segurança ou conservador demais. No estudo paramétrico, por exemplo, o fator de correlação de resistências variou de 0,81 a 1,09. A proposta deste trabalho é definir uma expressão analítica para o fator de correlação.

A compilação dos resultados do estudo paramétrico permitiu identificar os parâmetros de maior influência no fator de correlação das resistências das ligações multiplanares com suas respectivas uniplanares, os parâmetros ζ_t e β e o modo de falha. Utilizando-se esses parâmetros, propõe-se uma expressão analítica para o fator de correlação.

A expressão analítica é dada por duas Equações 5.1 e 5.2, em função do parâmetro ζ_t e do modo de falha. Como definido no item 4.3, ligações com parâmetro $\zeta_t \leq 0,34$ apresentam modo 1 de falha. Para essas ligações, o fator de correlação proposto é dado pela Equação 5.1. Ligações com parâmetro $\zeta_t \geq 0,38$, que apresentam modo 2 de falha, têm a expressão do fator de correlação dada pela Equação 5.2. Para as ligações com parâmetro $0,34 \leq \zeta_t \leq 0,38$, que podem apresentar modo 1 ou 2 de falha, em função de outros parâmetros, propõe-se utilizar as duas equações 5.1 e 5.2 e optar pelo menor valor dentre elas. As Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 ilustram as Equações 5.1 e 5.2. A Figura 5.3 traz as duas equações no mesmo gráfico, mostrando a região de $0,34 \leq \zeta_t \leq 0,38$ em que as duas equações devem ser avaliadas.

Para identificar as expressões analíticas 5.1 e 5.2, foram realizados ajustes de curvas no programa comercial Mathematica, separadamente para as modos de falhas 1 e 2. Os dados utilizados foram as análises numéricas realizadas neste trabalho (Tabelas 4.1, 4.2 e 4.3). As equações de resistências tomam as seguintes formas: resistência não-dimensional = $a_1(1 + v_1^{a_2})(1 + v_2^{a_3}) \dots (1 + v_m^{a_n}) + \varepsilon$, onde $v_1 \dots v_m$ = parâmetros geométricos; $a_1 \dots a_n$ = constantes de regressão; e ε = erro residual.

As Figuras 5.4, 5.5, 5.6 e 5.7 e as Tabelas 5.1 e 5.2 comparam os fatores de correlação obtidos e calculados pelas expressões propostas. A comparação indica que as expressões analíticas 5.1 e 5.2 ajustam os resultados do estudo paramétrico com um erro de -4% a 4% na equação 5.2 e de -5% à 3% para a equação 5.1

- Para $\zeta_t \leq 0.34$

$$\begin{aligned} & \text{Fator de correlação (Fcor}_1) \\ & = 1,855 - 6,007 \times \beta + 7,723 \times \beta^2 + 0,0731 \times \zeta_t - 2,224 \times \zeta_t^2 + 3,813 \times \beta \times \zeta_t \end{aligned} \quad (5.1)$$

- Para $\zeta_t \geq 0.38$

$$\begin{aligned} & \text{Fator de correlação (Fcor}_2) \\ & = 2,004 + 0,304 \times \beta + 2,708 \times \beta^2 - 5,261 \times \zeta_t + 6,693 \times \zeta_t^2 - 3,6306 \times \beta \times \zeta_t \end{aligned} \quad (5.2)$$

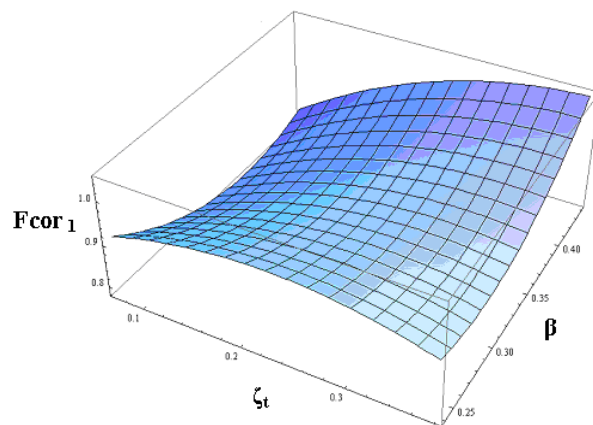


FIGURA 5.1 Fator de correlação para o modo de falha 1.

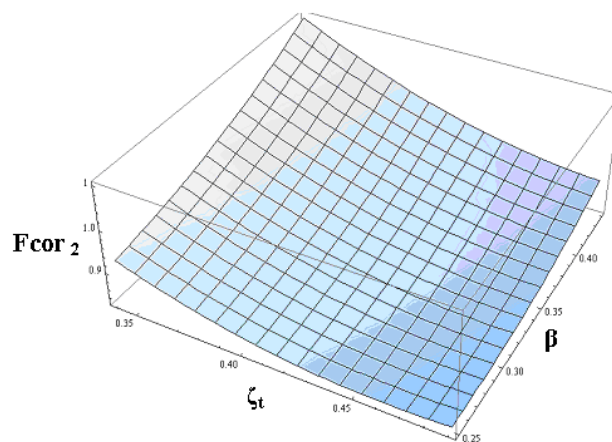


FIGURA 5.2 Fator de correlação para o modo de falha 2.

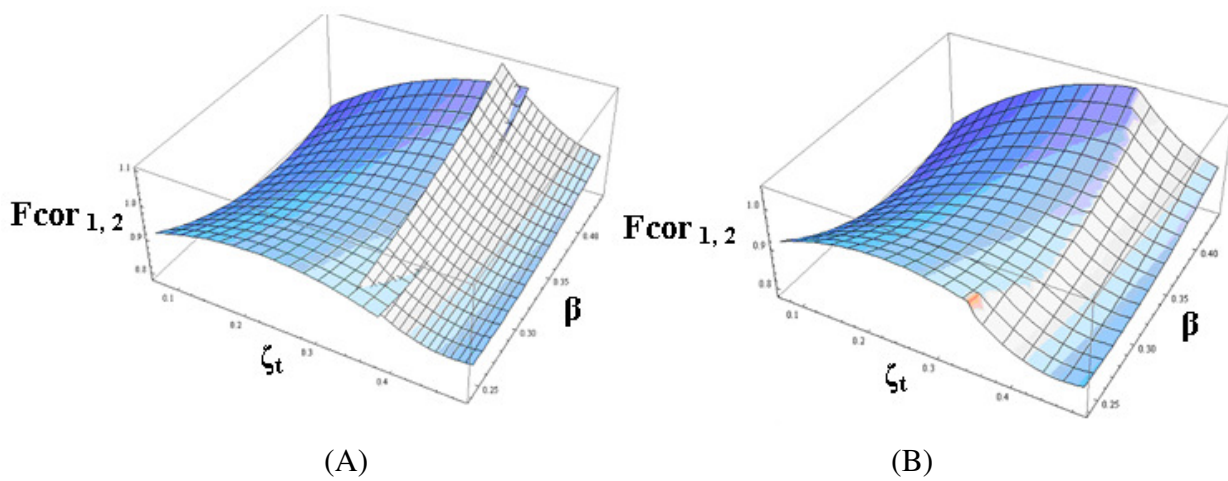


FIGURA 5.3 Fator de correlação para os modos de falhas 1 e 2.

Na Figura 5.3 (a) as equações 5.1 e 5.2 estão sobrepostas em $0,34 \leq \zeta_t \leq 0,38$ e na Figura 5.3 (b) foi adotado o menor valor na interseção das duas equações.

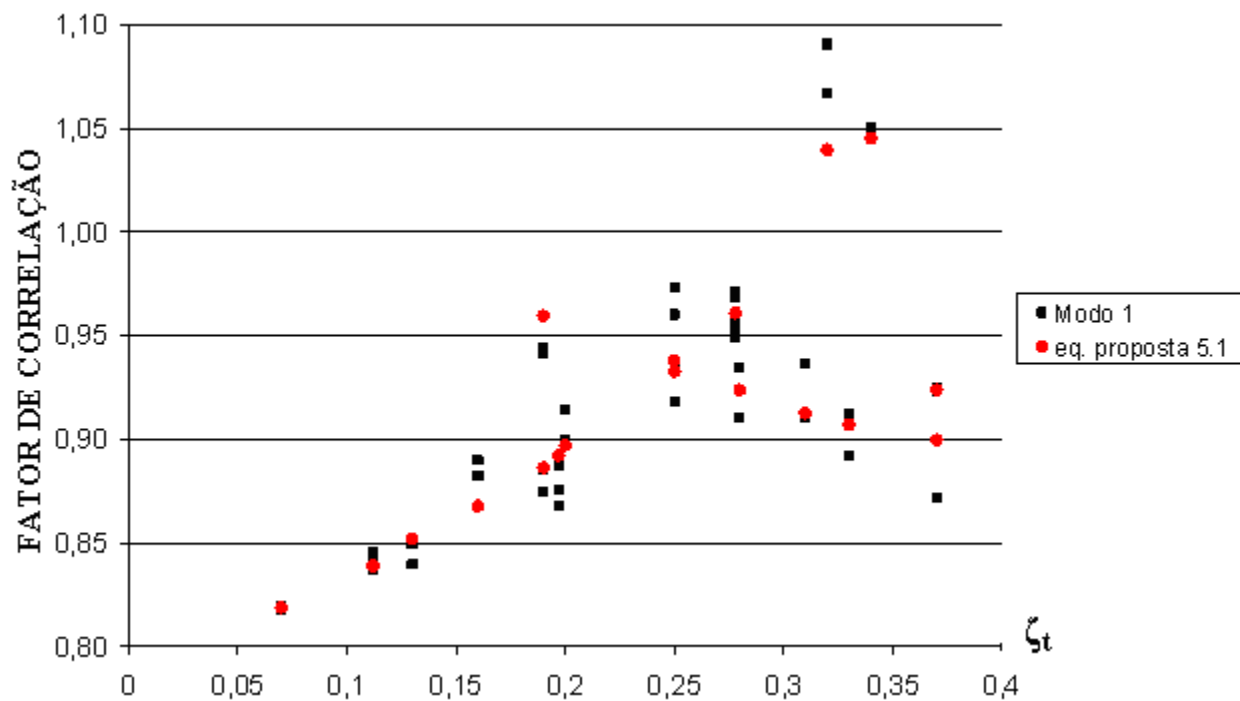


FIGURA 5.4 Fatores de correlação versus ζ_t para o modo de falha 1 e a equação proposta 5.1

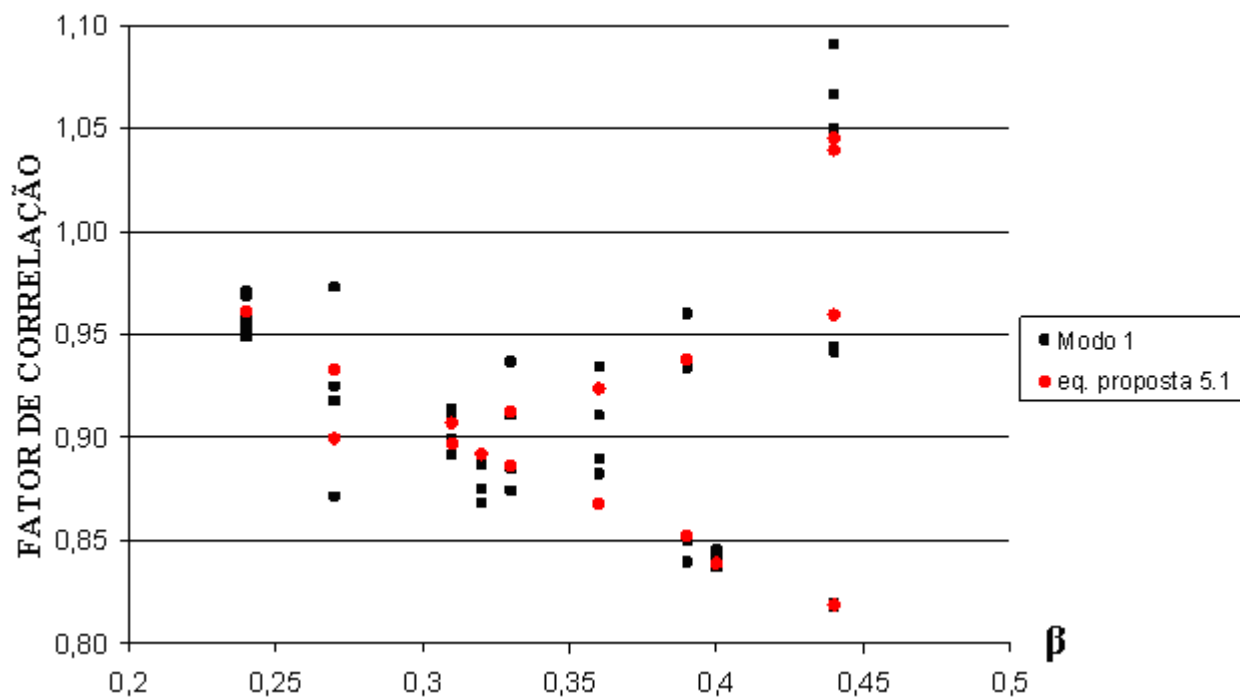


FIGURA 5.5 Fatores de correlação versus β para o modo de falha 1 e a equação proposta 5.1

TABELA 5.1: Ligações com modo de falha 1 e seus respectivos fatores de correlação.

Referência da ligação	F_K / F_{KK} MEF (1)	Eq. 5.1 (Fcor ₁) Analítico (2)	<i>Coluna (1) / Coluna (2)</i>	%
KK_03	0,874	0,886	0,987	1,3
KK_04	0,885	0,886	0,998	0,2
KK_05	0,911	0,913	0,998	0,2
KK_06	0,937	0,913	1,026	-2,6
KK_09	0,840	0,852	0,985	1,5
KK_10	0,849	0,852	0,997	0,3
KK_11	0,934	0,938	0,996	0,4
KK_12	0,960	0,938	1,024	-2,4
KK_14	1,050	1,045	1,005	-0,5
KK_15	1,067	1,040	1,026	-2,6
KK_16	1,091	1,040	1,049	-4,9
KK_17	0,820	0,819	1,001	0,1
KK_18	0,818	0,819	0,999	0,1
KK_19	0,944	0,959	0,984	1,6
KK_20	0,942	0,959	0,981	1,9
KK_23	0,973	0,933	1,043	-4,3
KK_24	0,918	0,933	0,984	1,6
KK_24	0,912	0,907	1,006	-0,6
KK_25	0,925	0,900	1,028	-2,8
KK_26	0,872	0,900	0,969	3,1
KK_29	0,899	0,897	1,003	-0,3
KK_32	0,914	0,897	1,019	-1,9
KK_33	0,892	0,907	0,983	1,7
KK_38	0,882	0,868	1,017	-1,7
KK_39	0,890	0,868	1,026	-2,6
KK_40	0,911	0,924	0,986	1,4
KK_41	0,935	0,924	1,012	-1,2
KK_42	0,923	0,924	1,000	0,0
SKK_02	0,971	0,961	1,010	-1,00
SKK_03	0,969	0,961	1,008	-0,8
SKK_04	0,952	0,961	0,991	0,9
SKK_05	0,949	0,961	0,987	1,3
SKK_06	0,957	0,961	0,996	0,4
SKK_08	0,868	0,892	0,973	2,7
SKK_09	0,875	0,892	0,981	1,9
SKK_10	0,887	0,892	0,995	0,5
SKK_11	0,887	0,892	0,994	0,6
SKK_13	0,842	0,839	1,003	-0,3
SKK_14	0,845	0,839	1,008	-0,8
SKK_15	0,837	0,839	0,998	0,2

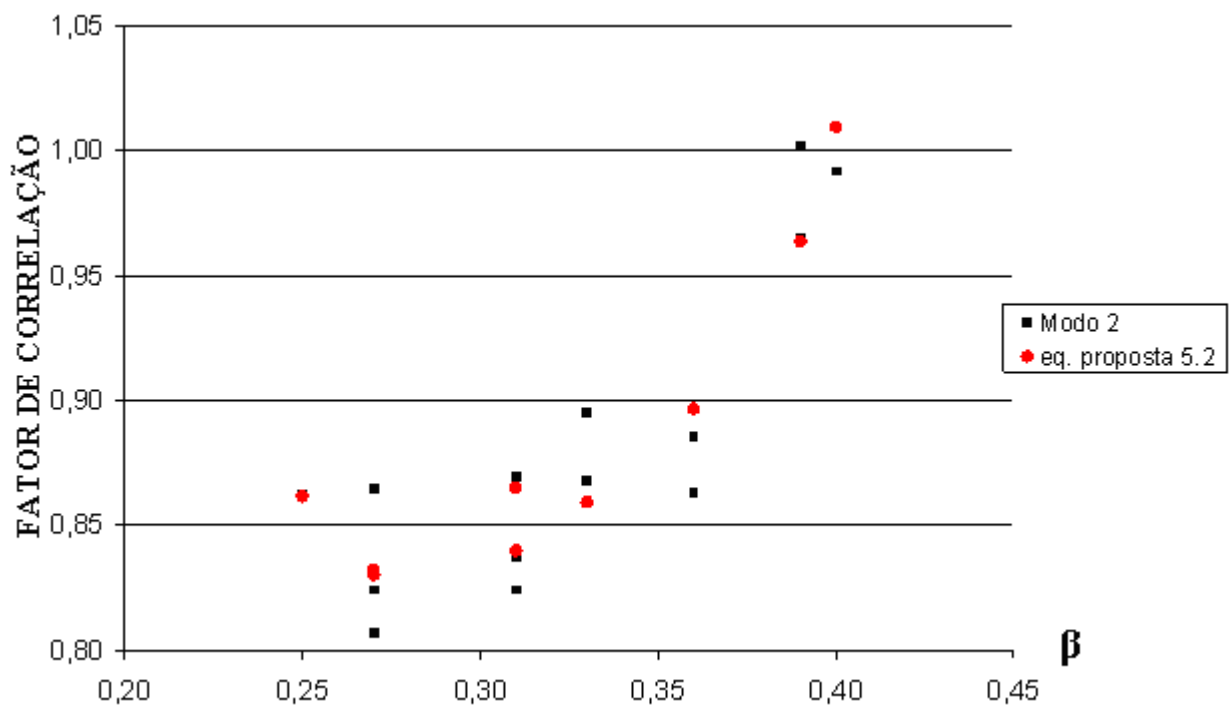


FIGURA 5.6 Fatores de correlação versus β para o modo de falha 2 e a equação proposta 5.2

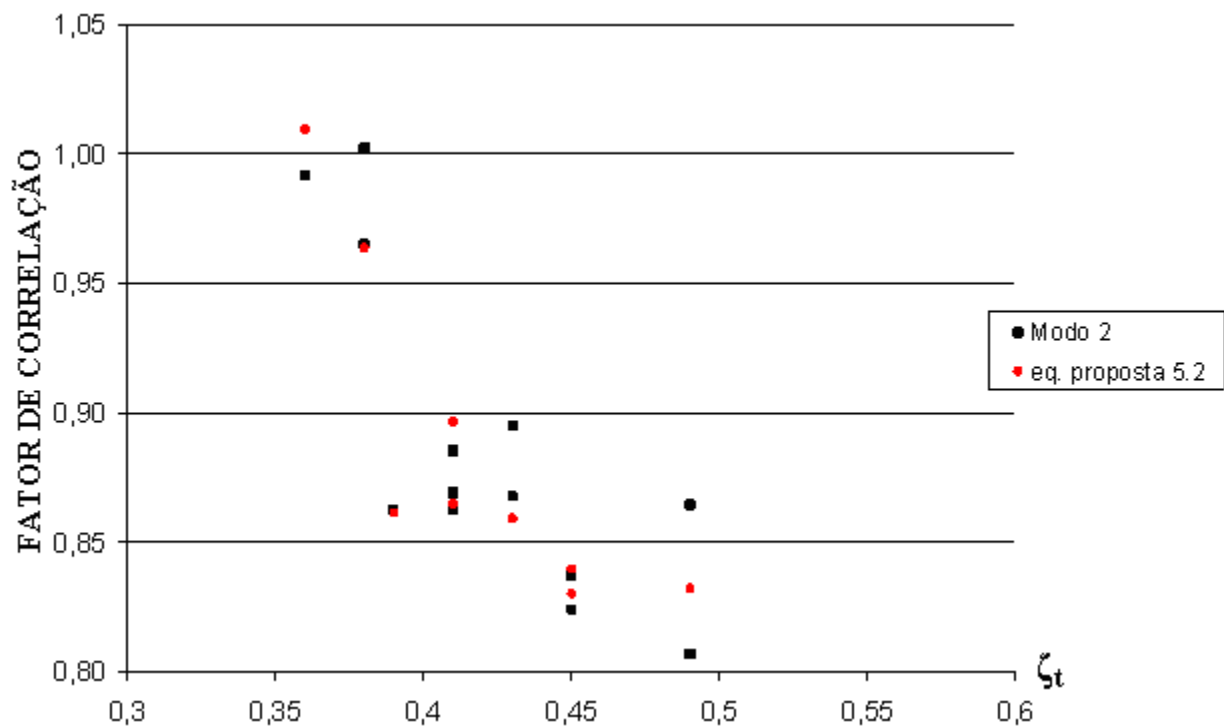


FIGURA 5.7 Fatores de correlação versus ζ_t para o modo de falha 2 e a equação proposta 5.2

TABELA 5.2: Ligações com modo de falha 2 e seus respectivos fatores de correlação.

Referência da ligação	F_K / F_{KK} MEF (1)	Eq. 5.1 (Fcor ₂) Analítico (2)	<i>Coluna (1) / Coluna (2)</i>	%
KK_01	0,868	0,859	1,010	-1,0
KK_02	0,895	0,859	1,042	-4,2
KK_07	0,965	0,964	1,001	-0,1
KK_08	1,002	0,964	1,040	-4,0
KK_13	0,863	0,897	0,962	3,8
KK_13	0,992	1,010	0,983	1,7
KK_14	0,885	0,897	0,988	1,2
KK_21	0,865	0,832	1,039	-3,9
KK_22	0,807	0,832	0,970	3,0
KK_27	0,824	0,830	0,993	0,7
KK_28	0,863	0,861	1,001	-0,1
KK_29	0,824	0,840	0,981	1,9
KK_30	0,837	0,840	0,997	0,3
KK_35	0,869	0,865	1,005	-0,5

6 Comparação de formulações analíticas

Neste capítulo, a formulação analítica desenvolvida no Capítulo 5 é comparada com a formulação analítica proposta por Paul et al. (1992), apresentada no item 2.2.2.

A formulação proposta por Paul et al. (1992) tem duas equações, uma para cada modo de falha da ligação tipo KK. Para o modo de falha 2, a abordagem é semelhante à deste trabalho, aplicando-se um fator de correlação sobre a resistência da ligação tipo K correspondente. Sua expressão é dada pela Equação 2.3. Para o modo de falha 1, o fator de correlação é aplicado sobre a resistência de uma ligação K calculada com parâmetros alterados. A expressão da resistência é dada pela Equação 2.1.

Neste trabalho, a formulação proposta determina que ligações com $\zeta_t < 0.34$ apresentam modo de falha 1 e ligações com $\zeta_t > 0.38$ apresentam modo 2. O modo 1 é calculado através da Equação 5.1 e o modo 2 através da Equação 5.2. Para as ligações com $0.34 < \zeta_t < 0.38$, não se prevê o modo de falha, e a resistência é dada pelo menor valor entre as Equações 5.1 e 5.2.

A Tabela 6.1 apresenta a resistência de ligação de algumas das ligações tipo KK simuladas no estudo paramétrico do Capítulo 4. A coluna (3) traz a resistência obtida com simulação numérica. As colunas (4a) e (4b) trazem a resistência obtida com a formulação proposta neste trabalho e sua relação com a resistência de simulação numérica. As colunas (5a) e (5b) trazem as resistências obtidas pela formulação de Paul et al.(1992).

TABELA 6.1: Comparação de resistências de ligações do tipo KK

Ref. da Ligação (1)	Modos de falhas (2)	KK (kN) MEF (3)	KK (kN) proposta (4a)	KK (kN) proposta/MEF (4b)	KK (kN) Paul (1992) (5a)	KK Paul/MEF (5b)	K analítica/me (6)f
KK_03	1	99,12	63,08	0,64	79,81	0,81	0,63
KK_04	1	96,45	61,21	0,63	85,62	0,89	0,63
KK_09	1	105,74	67,42	0,64	85,83	0,81	0,63
KK_10	1	101,88	65,42	0,64	92,08	0,90	0,64
KK_23	1	98,57	61,20	0,62	74,60	0,76	0,65
KK_24	1	97,30	58,88	0,61	78,13	0,80	0,60
KK_31	1	109,63	64,93	0,59	79,13	0,72	0,59
KK_32	1	107,45	62,47	0,58	82,87	0,77	0,59
KK_38	1	118,09	68,51	0,58	84,06	0,71	0,59
KK_39	1	114,32	65,92	0,58	88,04	0,77	0,59
KK_01	2	98,36	61,16	0,62	67,02	0,68	0,63
KK_02	2	97,55	59,35	0,61	69,17	0,71	0,63
KK_07	2	121,50	76,25	0,63	79,29	0,65	0,63
KK_08	2	120,20	73,98	0,62	81,82	0,68	0,64
KK_21	2	87,58	54,60	0,62	56,36	0,64	0,65
KK_22	2	85,53	52,53	0,61	57,12	0,67	0,60
KK_29	2	100,48	60,79	0,61	65,13	0,65	0,59
KK_30	2	98,39	58,49	0,59	66,02	0,67	0,59
KK_36	2	115,47	70,79	0,61	74,81	0,65	0,59
KK_37	2	113,75	68,11	0,60	75,83	0,67	0,59

Observa-se que as resistências obtidas com a formulação de Paul et al.(1992) são maiores do que as obtidas com a formulação proposta neste trabalho. Observa-se, também, que as resistências das formulações analíticas são bastante inferiores aos resultados das simulações numéricas, indicando o grau de segurança das formulações.

Espera-se que o grau de segurança da formulação analítica para a ligação tipo KK, seja da mesma ordem dos coeficientes de segurança embutidos na formulação analítica da ligação tipo K.

Nesse aspecto, a formulação proposta leva vantagem em relação à formulação de Paul et al.(1992). A formulação apenas ajusta a correlação entre as resistências da ligação tipo KK e de sua ligação tipo K correspondente. Logo, os coeficientes de segurança são oriundos do cálculo analítico da resistência da ligação K. Isso pode ser observado comparando-se as colunas (4b) e (6) da Tabela 6.1. Constata-se que o grau de segurança da ligação tipo K e tipo KK são muito

próximos quando se utiliza a formulação proposta. Isso, entretanto, não é observado nos resultados da formulação de Paul et al.(1992) (coluna 5b da Tabela 6.1).

6.1 Considerações finais deste capítulo

Neste capítulo foi proposto uma comparação entre as expressões analíticas(2.1 e 2.3) de Paul et.al. (1992) com as expressões analíticas propostas neste trabalho (5.1 e 5.2) que preveem as resistências de uma ligação tipo KK. Em ambos os trabalhos, a proposta é relacionar a resistência da ligação do tipo K com a resistência da tipo KK, ou seja:

$$N_{kk} = Fcor_{lou2} \times N_k \quad (6.1)$$

Para análise dos resultados foi calculado o valor das resistências de algumas ligações do tipo K e KK através das expressões analíticas e o seu valor dividido pela resistência simulada numericamente ($\frac{N_{KK_analitica}}{N_{kk_mef}}$). Espera-se que a relação encontrada para ligações do tipo KK seja igual a encontrada para o tipo K.

Estas relações foram bem próximas analisando as expressões propostas neste trabalho, o que não aconteceu com as expressões porpostas por Paul et al. (1992).

7 Conclusões finais

Este trabalho apresentou um estudo paramétrico comparativo de ligações do tipo K e KK utilizando perfis tubulares circulares com afastamento entre diagonais e carregadas simetricamente. Foram analisadas 55 ligações do tipo KK e suas correspondentes K comparando-se suas resistências.

Para se comparar as ligações, foi desenvolvido um modelo numérico através do programa comercial de elementos finitos Ansys. Também foram desenvolvidos dois programas auxiliares para facilitar o estudo paramétrico. Um pré-processador para gerar o arquivo de entrada de dados do Ansys e um pós-processador para organizar os resultados de forma a possibilitar o cálculo da deformação diametral, ao longo de todo o banzo da ligação analisada.

Foram realizados estudos para definir o comprimento do banzo e o grau de refinamento da malha. O modelo foi validado comparando-se seus resultados de resistência da ligação com resultados da análise numérica da literatura. O modelo deste trabalho não considera a solda que une as diagonais ao banzo. Os valores de comprimentos, malhas e passos de deslocamento, possibilitaram obter a parametrização das ligações com pouco esforço e tempo computacional.

O trabalho propõe um critério objetivo para definir os modos de falha (1 e 2) da ligação tipo KK baseado na deformação diametral do banzo. O modo de falha 1 é caracterizado por uma deformação excessiva na direção lateral do banzo. O modo de falha 2 é caracterizado por uma deformação vertical, acentuada na região entre planos, formando uma quina.

Através dos resultados das simulações numéricas, foi possível observar quais são os parâmetros que governam os modos de falha 1 e 2, e os que mais influenciam no cálculo da resistência. Com as análises dos resultados, foram desenvolvidas equações que preveem as resistências das ligações tipo KK, para os modos de falha 1 e 2 (plastificação da parede do banzo), a partir da resistência da ligação tipo K correspondente.

As expressões analíticas preveem, com excelente aproximação, as resistências das ligações tipo KK, para os parâmetros geométricos mais utilizados.

Como proposta futura, sugere-se acrescentar a solda no modelo numérico complementando e aumentando a precisão das expressões 5.1 e 5.2, mesmo tendo conhecimento de que são valores residuais. Ainda como proposta futura sugere-se estudar a ligação KK sob efeito de carregamentos não simétricos e com influência dos momentos fletores nas barras.

8 Bibliografias

ABNT, 2003. Associação Brasileira de Normas Técnicas. “*Projeto e Execução de Estruturas de Aço de Edifícios – NBR8800 Texto base de revisão*”, Rio de Janeiro.

ANSYS user manual, 2000. Swanson Analysis Systems, Inc., Houston, Pa., Version 10.0

A.P.I. 1991. “*Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore Platforms RP-2A*”. American Petroleum Institute, U.S.A.

Argyris, J. H., 1964. “*Recent advances in matrix methods of structural analysis*”. Pergamon Press.

Argyris, J. H., 1965. “*Continua and discontinua, Proc. Conf. Matrix Methods in Struct. Mech.*”. Air Force Inst. of Tech, Wright Patterson Air Force Base, Ohio .

A.W.S.1996. “*Structural Welding Code – Steel*”. ANSI/AWS D1.1-1996. American Welding Society, Miami, Florida, U.S.A..

Bauer, D., and redwood. R. G., 1988. “*Triangular truss joint using rectangular tubes*”. Journal of Structural Engineering, American Society of Civil engineers, 144 (2) 408-424.

CIDECT, 2007. www.cidect.org

Chen, W. F. & Han, D. J.,1988. “*Plasticity for structural engineers*”. Springer-Verlag.

Coutie, M. G., Davies, G., Bettison, M., and Platt, J., 1983. “*Developments recommendation for the desing of welded joints between steel structural hollow section or between steel structure sections and H section*”. Final report, Part 3 – three-dimensional joint. Report on ECSC contract 7210.SA/814, University of Nottingham, England.

Crisfield, M. A., 1991.” *Non-linear finite element analysis of solids and structures*” John Wiley & Sons.

Eurocode 3. 2005. “*Design of Steel Structures*”: DIN EN 1993 -1-8, Part 1.-81: Design of Joints.

Fung, T. C., Soh, C. K., Gho, W. M., Qin, F., 2001 “*Ultimate capacity of completely overlapped tubular joints - I. An experimental investigation.*” Journal of Constructional Steel Research, Singapore, v. 57, n. 8, p. 855-880.

Fung, T. C., Soh, C. K., Gho, W. M., 2001. “*Ultimate capacity of completely overlapped tubular joints - II. Behavioural study.*” Journal of Constructional Steel Research, Singapore, v. 57, n. 8, p. 881-906.

Holand, I & Moan, T., 1969.”*The finite element in plate buckling. Finite Element Meth. In Stress Analysis*”. Ed. I. Holand et al., Tapir

Kapur, W. W & Hartz, B. J., 1966. “*Stability of plates using the finite element method*”. Proc. ASCE, J. Engng. Mech., 92, EM2, 177-195.

Kurobane, Y., 1995. “*Ultimate behavior and design of multiplanar tubular joint*”. Proceedings, Workshop on Requalification of Tubular Steel Joint in Offshore Structure, Houston, Texas, USA.

Lee, M. K., and Wilmshurst, S. R., 1995. “*Numerical modeling of CHS joints with multiplanar double-K configuration*”. J. Constr. Steel Res., 32, 281-301.

- Liu, D. K., Wardenier, J., 2001. “*Multipplanar influence on the strength of RHS multipplanar gap KK-joints*”. Proceedings, 9 th. International Symposium on Tubular Structure, pp. 203-212. Dusseldorf, ALE.
- Lu, L. H., Winkel, G. D. de, Yu, Y. e Wardenier, J., 1994. “*Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints*”. Proceedings, 6 th. International Symposium on Tubular Structure, pp. 341-347. Rotterdam, Balkema.
- Mallet, R. H. & Marcal, P. V., 1968. “*Finite element analysis of non-linear structures*”. Proc. ASCE, J. Struct. Div., 94, ST9, 2081-2105.
- Makino, Y., Kurobane, Y., and Ochi, K., 1984. “*Ultimate capacity of tubular double K-joints.*” Proc., 2nd Int. Inst. of Welding Conf. on Welding of Tubular Struct., Pergamon Press, Tarrytown, N.Y., 451-458.
- Makino, Y., Kurobane, Y., and Paul, J. C., 1993. “*Ultimate behaviour of diaphragm-stiffened tubular KK-joints.*” Proc., Int. Symp. On Tubular Struct., 465-472.
- Minchilo, D. G. V. ; Requena, J. A. V. ; Vieira, R. C. . “*Análise Teórico-Experimental de Ligações de chapa de topo de treliças tubulares de perfil circular*”.. In: XXIX CILAMCE - Congresso Ibero Latino-Americano sobre Métodos Computacionais em Engenharia 2008, Maceió.
- Mitri, H. S., Scola, S., and Redwood, R. G., 1987. “*Experimental investigation into the behaviour of axially loaded tubular V-joint*”. Proc., CSCE Centennial Conf., Can. Soc. For Civ. Engrg., Montreal, Canada, 397-410.
- Mouty, J., and Rondal, J., 1990. “*Etude du comportement sous charge statique des assemblages soudés de profils creux circulaires dans les poutres de section triangulaires et quadrangulaires.*” Res. Rep., Univ. Of Liège, Liège, Belgium.

- Nakacho, K., Okada, M., and Ueda, Y., 1989. “*Stiffness and yield strength of simple V-joint of offshore structures.*” J. Japanese Naval Inst (in Japanese)
- O'Connor, M. A., 1995. “*The development of desing methods for the cost effective application of a multiplanar connection*”. Phase II, ECSC Document RT 439 Version 02 Draft 01.
- Oden, J. T., 1967. “*Numerical formulation of non-linear elasticity problems*”. Proc. ASCE, J. Struct. Div., 93, ST3, paper 5290.
- Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Yeomans, N., 1992.”*Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading*”. CIDECT (ed) and Verlag TÜV Rheinland,
- Packer, J.A. and Henderson, J.E., 1997. “*Hollow Structural Section Connections and Trusses - A Design Guide*”. Canadian Institute of Steel Construction, Toronto, Canada.
- Paul, J. C., van der Valk, C. A. C., and Wardenier, J., 1989. “*The static strength of multiplanar X-joints*” Proc., Int. Symp. on Tubular Struct., 73-80.
- Paul, J.C.,1992. “*The ultimate behaviour of multiplanar TT- and KK-joints made of circular hollow sections*”. PhD thesis, Kumamoto University, Japan.
- Paul, J.C., Makino, Y., and Kurobane, Y., 1992. “*Ultimate behaviour of multiplanar double K-joints.*” Proc., Int. Offshore and polar Engrg. Conf., 377-383.
- Paul, J.C., Makino, Y., and Kurobane, Y.,1993a. “*Ultimate resistance of tubular double T-joints axial brace loading*”. J. Constr Steel Res., 24, 205-228.
- Paul, J.C., Makino, Y., and Kurobane, Y., 1993b. “*New ultimate capacity formulae for multiplanar joints*”. Proc., Int. Symp. On Tubular Struct., 395-406.

- Rautaruukki, Oyj, H.V., 1998. “*Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections*”. Hämeenlinna.
- Turner, M. J., Dill, E. H., Martin, H. C. & Melosh, R. J., 1960. “*Large deflection of structures subject to heating and external load*”. J. Aero. Sci., 27, 97-106 .
- Scola, S., Redwood, R. G., and Mitri, H. S., 1990. “*Behaviour of axially loaded tubular V-joints.*” J. Constr Steel Res., 16, 89-109.
- van der Vegte, G. J., van der Koning, C. H. M., Puthli, R. S., and Wardenier, J., 1991. “*Numerical simulation of experiments on multiplanar tubular steel X-joints*” Int. J. of Offshore and Polar Engrg., 1, 200-207.
- Vieira; R. F., 2007.” *Um estudo sobre ligações do tipo YT de barras afastadas de seções tubulares circulares laminadas de aço*”. Tese de doutorado ligado ao Departamento de estruturas, UNICAMP.
- Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J.A., Dutta, D. and Yeomans, N., 1991.” *Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading (1)*”. CIDECT (Ed.) and Verlag TÜV Rheinland,
- Wardenier, J., 2001.” *Hollow Section in Structural Applications*”. CIDECT (Ed.), 1st edition
- Wilmshurst, S. R., and Lee, M. M. K., 1993. “*Finite element analysis of KK-joints _ an assessment of the test data of Mouny & Rondal*” IIW Doc. XV-E-93-190, Int. Inst. Of Welding, Cambridge, U.K.
- Wilmshurst, S. R., and Lee, M. M. K., 1996. “*Parametric Study of Strength of Tubular Multiplanar KK-joints.*” Journal of Structural Engineering, American Society of Civil engineers, 122 (8) 893-904.

Yeomans, N. F., 1993. "*Rectangular hollow section double K-joint – experimental tests and analysis.*" Proceedings, 5 th. International Symposium on Tubular Structure, Nottingham, England, pp. 437-445.

ANEXO A

TABELA (A1): Resistência de ligações soldadas com esforços axiais entre perfis circulares

Wardenier (2001)

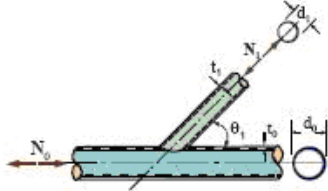
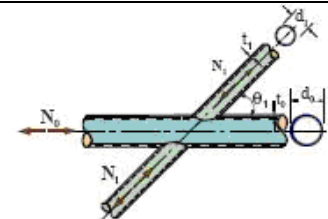
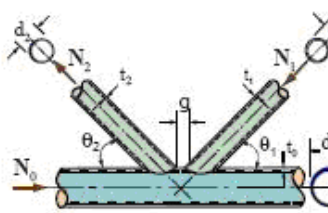
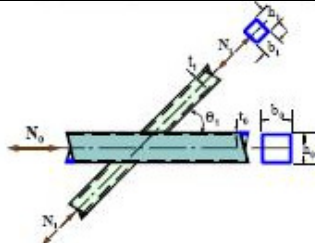
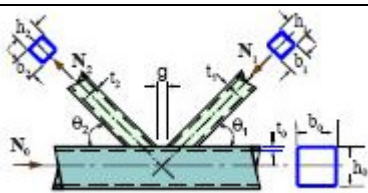
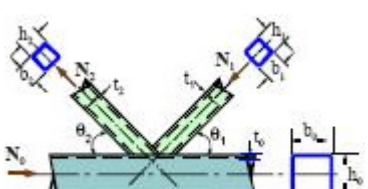
Tipo de ligação		Resistência de cálculo (i = 1,2)		
Ligações T e Y		Plastificação do banzo		
		$N_1 = \frac{f_{y0} * t_0^2}{sen \theta_1} * (2.8 + 14.2 \beta^2) * \gamma^{0.2} * f(n')$		
Ligações X		Plastificação do banzo		
		$N_1 = \frac{f_{y0} * t_0^2}{sen \theta_1} * \left[\frac{5.2}{1 - 0.81 \beta} \right] * f(n')$		
Ligações K e N afastadas e sobrepostas		Plastificação do banzo		
		$N_1 = \frac{f_{y0} * t_0^2}{sen \theta_1} * \left(1.8 + 10.2 \frac{d_1}{d_0} \right) * f(\gamma, g') * f(n')$ $N_2 = \frac{sen \theta_1}{sen \theta_2}$		
Geral		Punção		
Checar punção para as ligações T, Y, X e K, N, KT com afastamento		$N_1 = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} * t_0 * \pi * d_i * \frac{1 + sen \theta_i}{2 sen \theta_i}$		
Funções				
Tração: $f(n') = 1.0$ para $n' \geq 0$ $n' = \frac{f_{op}}{f_{y0}}$ compressão: $f(n') = 1 + 0.3n' - 0.3n'^2$ para $n' < 0$		$f(\gamma, g') = \gamma^{0.2} \left[1 + \frac{0.024 \gamma^{1.2}}{\exp(0.5 g' - 1.33) + 1} \right]$		
Intervalo de validade				
$0.2 < \frac{d_i}{d_0} \leq 1.0$	$\frac{d_i}{2t_i} \leq 25$	$30^\circ \leq \theta_i \leq 90^\circ$ $-0.55 \leq \frac{e}{d_0} < 0.25$	$\gamma \leq 25$ $\gamma \leq 20 (X)$	$O_v \geq 25\%$ $g \geq t_1 + t_2$

TABELA (A2): Resistência de ligações soldadas com esforços axiais entre perfis quadrados
Wardenier (2001)

Tipo de ligação	Resistência de cálculo (i = 1,2)	
Ligações T, Y e X	$\beta \leq 0.85$	Escoamento da parede do banzo
	$N_1 = \frac{f_{y0} * t_0^2}{(1 - \beta)sen\theta_1} * \left[\frac{2\beta}{sen\theta_1} + 4(1 - \beta)^{0.5} \right] - f(n)$	
Ligações K e N afastadas	$\beta \leq 1.0$	Escoamento da parede do banzo
	$N_1 = 8.9 * \frac{f_{y0} * t_0^2}{sen\theta_1} * \left[\frac{b_1 + b_2}{2b_0} \right] * \gamma^{0.5} * f(n)$	
Ligações K e N sobrepostas ¹	$25\% \leq O_v < 50\%$	Largura efetiva
	$N_1 = f_{yi} * t_i \left[\left(\frac{O_v}{50} \right) (2h_i - 4t_i) + b_e + b_{e(O_v)} \right]$	
	$50\% \leq O_v < 80\%$	Largura efetiva
	$N_1 = f_{yi} * t_i \left[(2h_i - 4t_i) + b_e + b_{e(O_v)} \right]$	
	$O_v \geq 80\%$	Largura efetiva
	$N_1 = f_{yi} * t_i \left[(2h_i - 4t_i) + b_i + b_{e(O_v)} \right]$	
Diagonais circulares	Multiplicar a fórmula por $\pi/4$ e substituir $b_{1,2}$ e $h_{1,2}$ por $d_{1,2}$	
Funções		
$f(n) = 1.0 \text{ para } n \geq 0 \quad (\text{tração})$	$f(n) = 1.3 + \frac{0.4}{\beta} * n \quad \text{para } n < 0 \quad (\text{compressão})$ $mas \leq 1.0$	
$b_e = \frac{10}{b_0/t_0} * \frac{f_{y0} * t_0}{f_{yi} * t_i} * b_i \leq b_i$	$b_{e(ov)} = \frac{10}{b_i/t_i} * \frac{f_{yi} * t_i}{f_{yi} * t_i} * b_i \leq b_i$	
Nota ¹ : A verificação da largura efetiva necessita somente ser feita para diagonais sobreponentes. Entretanto a eficiência (resistência da ligação dividida pela capacidade total de escoamento da diagonal), da diagonal sobreposta não pode ser maior do que a sobreponente		

ANEXO B

Arquivo de texto de entrada para o Ansys, gerado pelo programa ligações

```
/COM,  
/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:  
/COM, Structural  
  
!Pré_processador  
/PREP7  
  
!Escolha do tipo de elemento  
ET,1,SHELL181  
ET,2,SHELL63  
  
!Constantes Reais  
R,1,0.005,0.005,0.005,0.005, , , !Espessura do Banzo  
RMORE, , , , , ,  
R,2,0.004,0.004,0.004,0.004, , , !Espessura da diagonal comp.  
RMORE, , , , , ,  
R,3,0.004,0.004,0.004,0.004, , , !Espessura da diagonal tracion.  
RMORE, , , , , ,  
R,4,0.50,0.50,0.50,0.50, , , !Espessura da chapa da extremidade do banzo para condição de  
contorno  
RMORE, , , ,  
RMORE  
RMORE, ,  
  
!Propriedades do materiais  
MPTEMP, , , , , , ,  
MPTEMP,1,0  
MPDATA,EX,1,,210000000000 !Módulo de elasticidade  
MPDATA,PRXY,1,,0.3 !poisson  
TB,MISO,1,1,10,0 !10 é o número de pontos do gráfico  
TBTEMP,0  
TBPT,,0.00169,355000000 !Curva tensão x deformação  
TBPT,,0.02,360000000
```

TBPT,,0.03,400000000
 TBPT,,0.06,455000000
 TBPT,,0.1,480000000
 TBPT,,0.15,505000000
 TBPT,,0.18,510000000
 TBPT,,0.20,505000000
 TBPT,,0.24,500000000
 TBPT,,0.27,440000000

!Dados do banzo

CYL4,0,0,0.0575, , , ,3.000

FLST,3,1,6,ORDE,1

FITEM,3,1

VGEN, ,P51X, , , , -1.500, , ,1

/USER, 1

VDELE, 1

ADELE, 2

LSTR, 6, 4

LSTR, 8, 1

LSTR, 2, 3

FLST,3,4,4,ORDE,2

FITEM,3,5

FITEM,3,-8

LGEN,2,P51X, , , , -1.35, ,0

FLST,3,4,4,ORDE,2

FITEM,3,14

FITEM,3,-17

LGEN,2,P51X, , , , -0.30, ,0

FLST,2,2,5,ORDE,2

FITEM,2,3

FITEM,2,-4

FLST,3,10,4,ORDE,4

FITEM,3,11

FITEM,3,-12

FITEM,3,14

FITEM,3,-21

ASBL,P51X,P51X

ASBL, 1, 13

!Diâmetro médio e comprimento

!Mover o volume para o eixo ficar no meio do banzo

!Ajustei o desenho para melhor trabalhar

!Deletar somente o volume (all)

!Deletar somente o área 2

!Criar linha do kepoint 6 ao 4

!Criar linha do kepoint 8 ao 1

!Criar linha do kepoint 2 ao 3

!Criar Linhas para repartir o banzo

!Criar Linhas para repartir o banzo

!Dividir áreas através das linhas criadas

!Dados da diagonal comprimida

wpro,, -60,

!Angulo da diagonal comp com o banzo

CYL4,0,0,0.0124, , , ,1.500

!Diâmetro médio e comprimento

WPCSYS,-1,0

!Sentido do plano de trabalho igual ao cartesiano

LSTR, 20, 22

LSTR, 17, 24

!Dados da diagonal tracionada

wpro,, -120,,

!Diâmetro médio e comprimento

CYL4,0,0,0.0124, , , ,1.500

!Sentido do plano de trabalho igual ao cartesiano

WPCSYS,-1,0

LSTR, 28, 30

LSTR, 25, 32

FLST,2,2,6,ORDE,2

!Selecionar volumes

FITEM,2,1

FITEM,2,-2

VDELE,P51X

!Deletar somente o volume selecionados

FLST,3,4,4,ORDE,2

FITEM,3,9

FITEM,3,-12

LGEN,2,P51X, , ,0,0.129903810567666,0.075, ,0

!Criar Linhas para repartir a diagonal comprimida

FLST,3,4,4,ORDE,2

FITEM,3,42

FITEM,3,-45

LGEN,2,P51X, , ,0,0.129903810567666,-0.075, ,0

!Criar Linhas para repartir a diagonal tracionada

FLST,2,4,5,ORDE,4

FITEM,2,1

FITEM,2,16

FITEM,2,19

FITEM,2,-20

ADELE,P51X

!Deletar áreas selecionadas

FLST,2,2,5,ORDE,2

FITEM,2,17

FITEM,2,-18

FLST,3,6,4,ORDE,4

FITEM,3,40

FITEM,3,-41

FITEM,3,54	
FITEM,3,-57	
ASBL,P51X,P51X	!Criar áreas através das linhas selecionadas
FLST,2,2,5,ORDE,2	
FITEM,2,21	
FITEM,2,-22	
FLST,3,6,4,ORDE,4	
FITEM,3,52	
FITEM,3,-53	
FITEM,3,58	
FITEM,3,-61	
ASBL,P51X,P51X	!Criar áreas através das linhas selecionadas
FLST,3,16,5,ORDE,5	!Selecionar áreas, 16 seleções, 5 - sig. area,
FITEM,3,1	
FITEM,3,16	
FITEM,3,-20	
FITEM,3,23	
FITEM,3,-32	
AGEN, ,P51X, , , ,0.0156115427318801, , , ,1	!excentricidade longitudinal
CSYS,1	!Transforma o sistema em coordenadas cilíndricas
FLST,3,16,5,ORDE,5	!Selecionar áreas, 16 seleções, 5 - sig. area,
FITEM,3,1	
FITEM,3,16	
FITEM,3,-20	
FITEM,3,23	
FITEM,3,-32	
AGEN, ,P51X, , , ,30, , , ,1	!Aplicação do ângulo entre planos
CSYS,0	!Voltar para as coordenadas do sistema global
FLST,2,8,5,ORDE,8	!Selecionar áreas
FITEM,2,1	
FITEM,2,9	
FITEM,2,-10	
FITEM,2,13	
FITEM,2,-14	
FITEM,2,16	
FITEM,2,19	
FITEM,2,-20	
AOVLAP,P51X	!Recorte boca de lobo na diagonal comprimida

FLST,2,4,5,ORDE,4	
FITEM,2,21	
FITEM,2,-22	
FITEM,2,33	
FITEM,2,-34	
ADELE,P51X, , ,1	!Deletar sobras das áreas
FLST,2,8,5,ORDE,8	!Selecionar áreas
FITEM,2,5	
FITEM,2,-6	
FITEM,2,14	
FITEM,2,17	
FITEM,2,-18	
FITEM,2,27	
FITEM,2,-28	
FITEM,2,40	
AOVLAP,P51X	!Recorte boca de lobo na diagonal comprimida
FLST,2,4,5,ORDE,4	
FITEM,2,1	
FITEM,2,13	
FITEM,2,16	
FITEM,2,19	
ADELE,P51X, , ,1	!Deletar sobras das áreas
FLST,3,16,5,ORDE,6	
FITEM,3,20	
FITEM,3,-26	
FITEM,3,29	
FITEM,3,-33	
FITEM,3,35	
FITEM,3,-38	
ARSYM,X,P51X, , , ,0,0	!Espelho das diagonais entre planos
FLST,2,48,5,ORDE,2	
FITEM,2,1	
FITEM,2,-48	
AOVLAP,P51X	!Overlap em áreas selecionadas
FLST,2,6,5,ORDE,2	
FITEM,2,2	
FITEM,2,-7	
AGLUE,P51X	!Unir chapa ao banzo

!Atributos da malha

!Banzo

FLST,5,16,5,ORDE,10

FITEM,5,2

FITEM,5,5

FITEM,5,-11

FITEM,5,14

FITEM,5,-15

FITEM,5,34

FITEM,5,39

FITEM,5,41

FITEM,5,49

FITEM,5,-51

CM,_Y,AREA

ASEL, , , ,P51X

CM,_Y1,AREA

CMSEL,S,_Y

CMSEL,S,_Y1

AATT, 1, 1, 1, 0, !Elemento 1 e constante real 1

CMSEL,S,_Y

CMDELE,_Y

CMDELE,_Y1

!Diagonal comprimida

FLST,5,16,5,ORDE,8

FITEM,5,17

FITEM,5,-19

FITEM,5,23

FITEM,5,-27

FITEM,5,35

FITEM,5,-38

FITEM,5,45

FITEM,5,-48

CM,_Y,AREA

ASEL, , , ,P51X

CM,_Y1,AREA

CMSEL,S,_Y


```

CMSEL,S,_Y1
AATT, 1, 2, 1, 0, !Elemento 1 e constante real 2
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1

```

!Diagonal Tractionada

```
FLST,5,16,5,ORDE,10
```

```
FITEM,5,1
```

```
FITEM,5,13
```

```
FITEM,5,16
```

```
FITEM,5,20
```

```
FITEM,5,-22
```

```
FITEM,5,28
```

```
FITEM,5,-33
```

```
FITEM,5,40
```

```
FITEM,5,42
```

```
FITEM,5,-44
```

```
CM,_Y,AREA
```

```
ASEL, , , ,P51X
```

```
CM,_Y1,AREA
```

```
CMSEL,S,_Y
```

```
CMSEL,S,_Y1
```

```
AATT, 1, 3, 1, 0, !Elemento 1 e constante real 3
```

```
CMSEL,S,_Y
```

```
CMDELE,_Y
```

```
CMDELE,_Y1
```

!Chapa de bordo

```
FLST,5,2,5,ORDE,2
```

```
FITEM,5,3
```

```
FITEM,5,-4
```

```
CM,_Y,AREA
```

```
ASEL, , , ,P51X
```

```
CM,_Y1,AREA
```

```
CMSEL,S,_Y
```

```
CMSEL,S,_Y1
```

```
AATT, 1, 4, 2, 0, !Elemento 2 e constante real 4
```

```
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
```

!Refinamento automático da malha

```
MOPT,AMESH,DEFA
MOPT,QMESH,DEFA
MOPT,VMESH,DEFA
MOPT,TIMP,1
MOPT,PYRA,ON
MOPT,AORD,0
MOPT,SPLIT,2
MSHKEY,0
MSHMID,0
MSHPATTERN,0
KEYW,ACCEPT,0
MSHAPE,0,2D
MSHAPE,1,3D
FLST,5,8,4,ORDE,2
FITEM,5,22
FITEM,5,-29
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
LESIZE,_Y1, , ,20,0.1, , , ,1
FLST,5,16,4,ORDE,10
FITEM,5,53
FITEM,5,66
FITEM,5,-73
FITEM,5,83
FITEM,5,-84
FITEM,5,89
FITEM,5,93
FITEM,5,95
FITEM,5,-96
FITEM,5,99
CM,_Y,LINE
```

```

LSEL, , , , P51X
CM, _Y1, LINE
CMSEL, , _Y
LESIZE, _Y1, , , 30, 0.1, , , , 1
FLST, 5, 16, 4, ORDE, 4
FITEM, 5, 1
FITEM, 5, -8
FITEM, 5, 14
FITEM, 5, -21
CM, _Y, LINE
LSEL, , , , P51X
CM, _Y1, LINE
CMSEL, , _Y
LESIZE, _Y1, 0.02, , , , , 1
FLST, 5, 32, 4, ORDE, 18
FITEM, 5, 10
FITEM, 5, 34
FITEM, 5, -37
FITEM, 5, 40
FITEM, 5, 43
FITEM, 5, 46
FITEM, 5, -50
FITEM, 5, 54
FITEM, 5, -61
FITEM, 5, 82
FITEM, 5, 85
FITEM, 5, -88
FITEM, 5, 90
FITEM, 5, -92
FITEM, 5, 94
FITEM, 5, 97
FITEM, 5, -98
FITEM, 5, 100
CM, _Y, LINE
LSEL, , , , P51X
CM, _Y1, LINE
CMSEL, , _Y
LESIZE, _Y1, 0.01, , , , , 1

```

```

FLST,2,24,5,ORDE,10
FITEM,2,1
FITEM,2,13
FITEM,2,-16
FITEM,2,20
FITEM,2,-22
FITEM,2,33
FITEM,2,-39
FITEM,2,41
FITEM,2,44
FITEM,2,-51
AESIZE,P51X,0.005,
FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,3
FITEM,2,-4
AESIZE,P51X,0.02,
FLST,5,50,5,ORDE,4
FITEM,5,1
FITEM,5,-11
FITEM,5,13
FITEM,5,-51
CM,_Y,AREA
ASEL, , , ,P51X
CM,_Y1,AREA
CHKMSH,'AREA'
CMSEL,S,_Y
AMESH,_Y1
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2

```

!Solução

/SOL

NSUBST,50,0,0

!50 subpassos

OUTRES,ERASE

OUTRES,ALL,ALL

AUTOTS,0

LNSRCH,1

!Line seargh ligado

TIME,1 !tempo final dos subpassos

!Restrições de apoio

!Diagonal tracionada

FLST,2,8,4,ORDE,6

FITEM,2,46

FITEM,2,-49

FITEM,2,92

FITEM,2,97

FITEM,2,-98

FITEM,2,100

/GO

DL,P51X, ,UX,

!Indeslocável em x

FLST,2,8,4,ORDE,6

FITEM,2,46

FITEM,2,-49

FITEM,2,92

FITEM,2,97

FITEM,2,-98

FITEM,2,100

/GO

DL,P51X, ,UY,

!Indeslocável em y

FLST,2,8,4,ORDE,6

FITEM,2,46

FITEM,2,-49

FITEM,2,92

FITEM,2,97

FITEM,2,-98

FITEM,2,100

/GO

DL,P51X, ,UZ,

!Indeslocável em z

!Banzo

FLST,2,8,4,ORDE,2

FITEM,2,1

FITEM,2,-8

/GO

DL,P51X, ,UX,

!Indeslocável em x

FLST,2,8,4,ORDE,2

FITEM,2,1

FITEM,2,-8

/GO

DL,P51X, ,UY,

!Indeslocável em y

FLST,2,1,4,ORDE,1

FITEM,2,13

/GO

DL,P51X, ,UZ,

!Indeslocável em z

!Diagonal comprimida

FLST,2,8,4,ORDE,6

FITEM,2,34

FITEM,2,-37

FITEM,2,50

FITEM,2,85

FITEM,2,87

FITEM,2,90

/GO

DL,P51X, ,UZ,-0.01

!Deslocamento aplicado em z nas duas diagonais

FLST,2,8,4,ORDE,6

FITEM,2,34

FITEM,2,-37

FITEM,2,50

FITEM,2,85

FITEM,2,87

FITEM,2,90

/GO

DL,P51X, ,UY,-0.015

!Deslocamento aplicado em Y nas duas diagonais

FLST,2,4,4,ORDE,4

FITEM,2,50

FITEM,2,85

FITEM,2,87

FITEM,2,90

/GO

DL,P51X, ,UX,-0.00866025403784439 !Deslocamento aplicado em x em uma diagonal

FLST,2,4,4,ORDE,2

FITEM,2,34

FITEM,2,-37

!*
/GO

DL,P51X, ,UX,0.00866025403784439 !Deslocamento aplicado em x em uma diagonal