

ESTUDO PARAMÉTRICO DE ESTRUTURAS TUBULARES COM LIGAÇÕES MULTIPLANARES

Nádia C. S. Forti^a, João Alberto V. Requena^b e Tiago Luís D. Forti^c

^a*Departamento de Estruturas, Universidade Estadual de Campinas, Cidade Universitária "Zeferino Vaz", Barão Geraldo, Campinas-SP, Brasil, nadiacazarim@yahoo.com.br, <http://www.fec.unicamp.br>*

^b*Departamento de Estruturas, Universidade Estadual de Campinas, Cidade Universitária "Zeferino Vaz", Barão Geraldo, Campinas-SP, Brasil, requena@fec.unicamp.br, <http://www.fec.unicamp.br>*

^c*Simworx Engenharia, Pesquisa e Desenvolvimento, Rua Herminio Humberto Bertani 597, 13092-340, Campinas-SP, Brazil, forti@simworx.com.br, <http://www.simworx.com.br>*

Palavra Chave: Estrutura Metálica, Estruturas Tubulares, Simulação numérica, Programa computacional – elementos finitos.

Resumo. 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. 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.

1 INTRODUÇÃO

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, (Fig. 1).

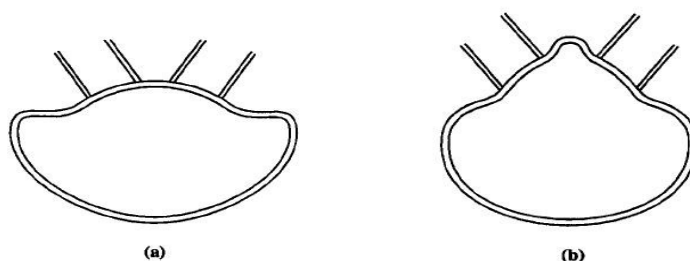


Figura 1: Tipos de falhas em ligações tipo KK.
([Lee e Wilmshurst 1996](#))

As ligações com pequenos afastamentos das diagonais (gaps) apresentaram o modo de falha 1, [Figura 1\(a\)](#), 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. 1\(b\)](#)) em que ocorre deformação excessiva da parede do banzo na região do gap.

Na pesquisa de [Mouty e Rondal \(1990\)](#) foram realizados 96 ensaios. Os 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 [Wilmshurst 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 ensaios, [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 Wilmshurst \(1995\)](#) 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 Wilmshurst (1996)) e em 1997 por um estudo de ligações KK submetidas a esforços assimétricos, Lee e Wilmshurst (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).

2 LIGAÇÕES MULTIPLANARES

2.1 Ligações entre perfis tubulares circulares

Ligações multiplanares de seções tubulares circulares, Figura 2, 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), 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), Figura. 2. A partir do comportamento das ligações nos quatro grupos, é possível generalizar a interação entre cargas em planos diferentes Kurobane (1995). Os termos de correção simplificados para ligações tipo KK (simetricamente carregadas) estão resumidos na Tabela 1.

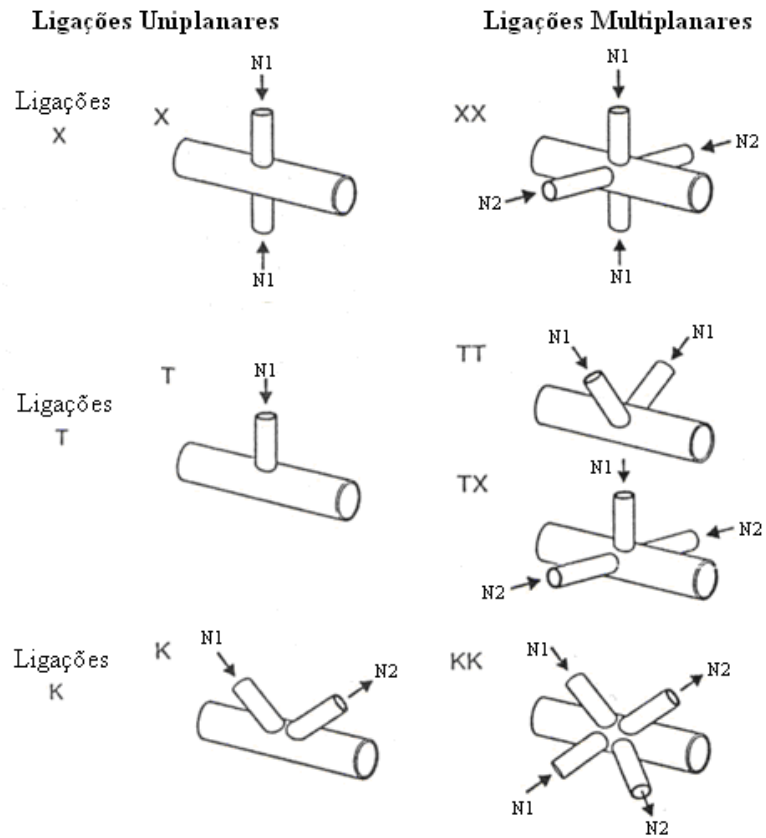


Figura 2: Tipos básicos de ligações multiplanares. (Kurobane 1995)

Ligação tipo KK $60^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$	
A diagonal 1 é sempre comprimida e a diagonal 2 é sempre tracionada.	Fator de redução $\mu = 0,9$ Garantindo que, nas ligações afastadas, a seção 1-1 do banzo satisfaça:
	$\left[\frac{N_{0,Sd}}{A_b f_{y0}} \right]^2 + \left[\frac{V_{0,Sd}}{A_v f_{y0} / \sqrt{3}} \right]^2 \leq 1,0$

Tabela 1: Fatores de correção da resistência de ligação multiplanar de seção circular. Packer (1997) e Eurocode 3 (2005).

2.2 Ligações com afastamentos, "gap", sob carregamento simétrico

As ligações tipo KK com afastamento apresentam dois possíveis modos de falha. O primeiro, chamado modo 1, [Figura 3\(a\)](#), 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, [Figura 3\(b\)](#), 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, [Figura 4](#). À medida que g_t ou o ângulo φ aumentam, pode ocorrer o modo de falha 2, [Kurobane \(1995\)](#).

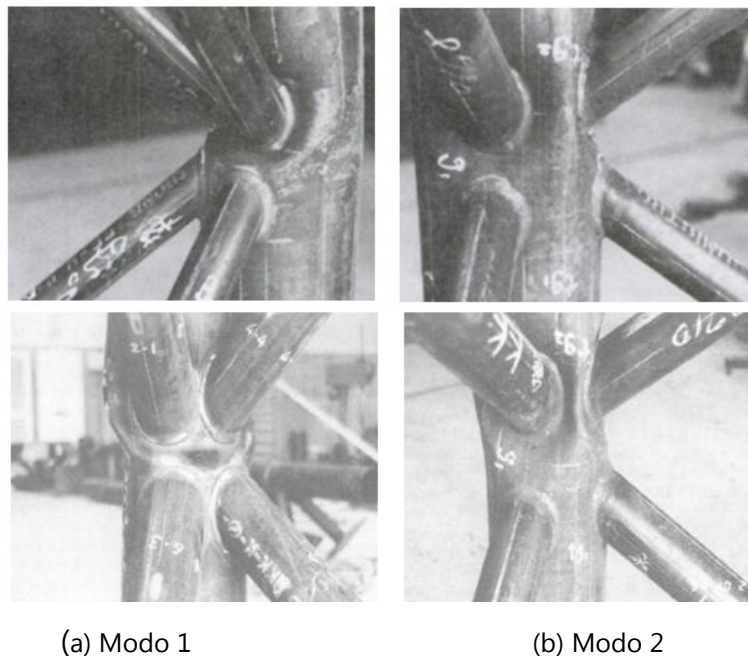


Figura 3: Modos de falha de ligação KK submetida a esforços axiais simétricos. (Kurobane 1995)

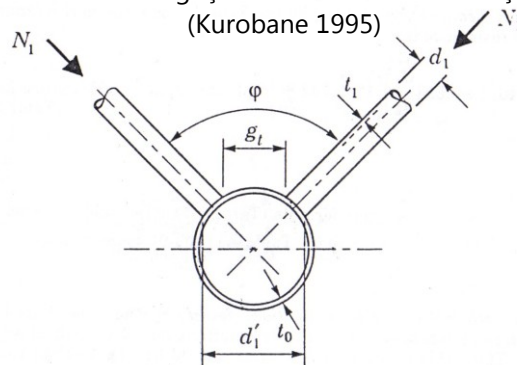


Figura 4: Parâmetros de ligação tipo KK com afastamento.

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 . São modeladas ligações uniplanares tipo K e multiplanares tipo KK com afastamento entre as diagonais e perfis de seção circular. No estudo, para a construção do modelo numérico procurou-se 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.

3.1 Propriedade 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 5](#). O material foi implementado no programa Ansys como multilinear.

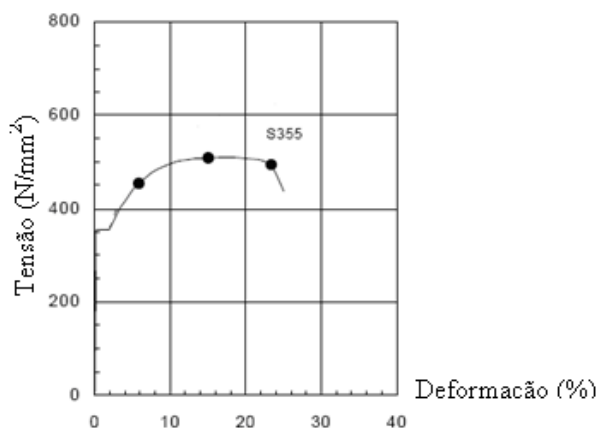


Figura 5: Curva Tensão-Deformação.
[van der Vegte et. al. \(2002\)](#)

3.2 Condições de contorno

As condições de apoio adotadas são mostradas na [Figura 6](#). 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. 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, Figura 7. 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 , Figura 7(a). Dessa forma, a seção é livre para girar, mas sem se deslocar. A Figura 7(b) mostra a deformação do banzo na região do apoio fixo. Observa-se o giro da seção em torno de seu centro de gravidade.

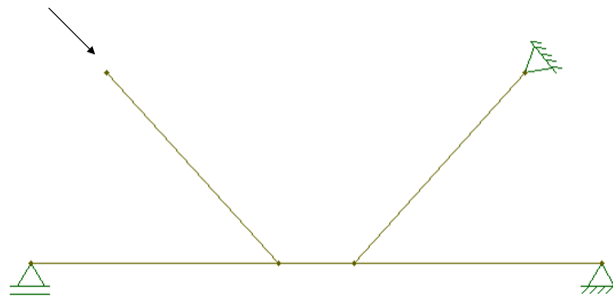


Figura 6: Condições de apoio adotadas para ligações do tipo K.

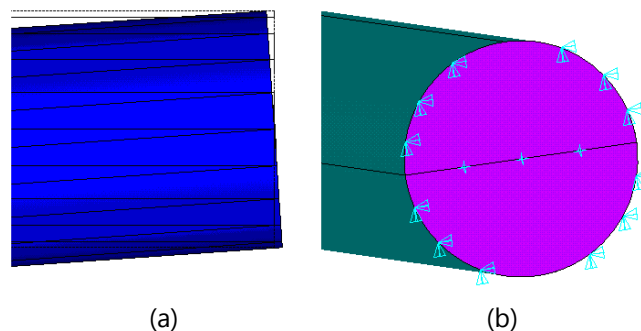


Figura 7: Apoio fixo do banzo: a) deformação mostrando a liberdade de giro da seção b) chapa auxiliar e restrições de deslocamento nos nós.

3.3 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.

Banzos curtos têm grande rigidez à flexão, o que pode tornar os efeitos de restrição

dos apoios mais dominantes. As condições de contorno adotadas prevêem que o banzo seja simplesmente apoiado. 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.

Lee M K et. al (1995) preconiza que o comprimento do banzo seja maior do que 14 vezes seu diâmetro para ligações multiplanares. Foram 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 comprimidas e tracionadas 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.

3.4 Estudo da malha

Foi realizado um estudo de convergência de malha, utilizando o elemento Shell 181 do programa Ansys, com o objetivo de determinar o grau de refinamento da malha para se obter resultados precisos de resistência da ligação em um tempo de processamento adequado. Procurou-se trabalhar com uma malha refinada na região de interseção das diagonais com o banzo, onde se encontra o maior gradiente de tensões. Nas extremidades das barras, onde as 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 8 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, Figura 9, ou podem ser construídas utilizando-se uma progressão geométrica do tamanho de elementos, Figura 10.

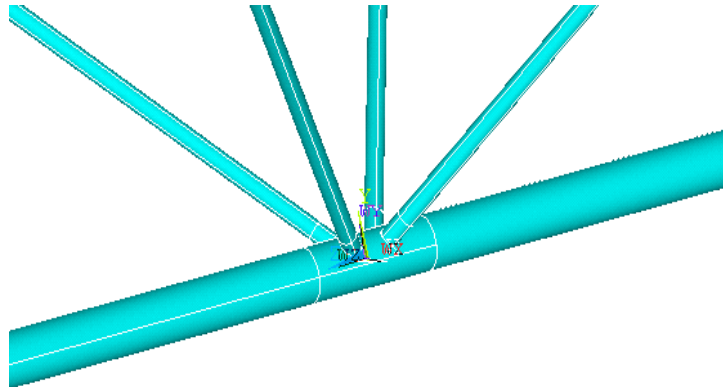


Figura 8: Divisão das regiões para construção de malha: região central e região afastada.

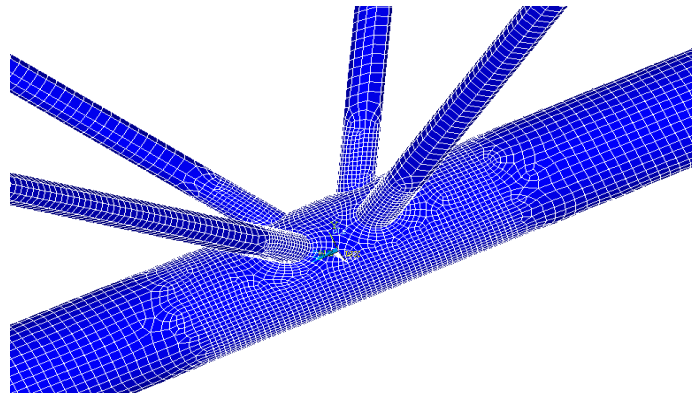


Figura 9: Geração de malha: região central uniforme (elementos de 5 mm) e região afastada uniforme (elementos de 10 mm).

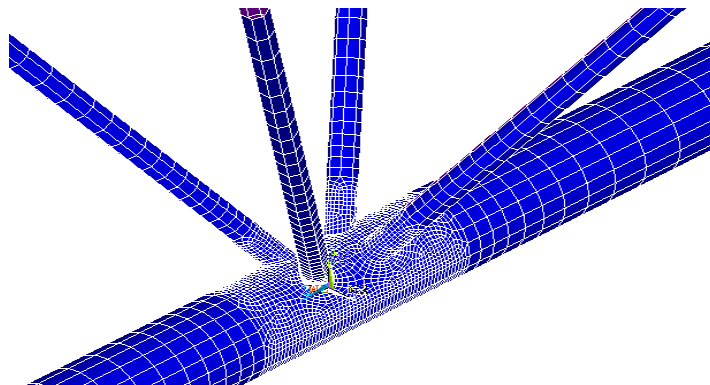


Figura 10: Geração de malha: região central uniforme e região afastada com progressão geométrica do tamanho dos elementos.

A malha adotada foi 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, [Tabela 2](#), bem próximos aos da malha de referência, com um tempo de processamento reduzido.

	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

Tabela 2: Verificação das malhas adaptadas

3.5 Passos de deslocamentos

A simulação numérica é realizada iterativamente, incrementando-se a carga aplicada. Neste trabalho, as cargas aplicadas são deslocamentos aplicados nas diagonais comprimidas. 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, [Tabela 3](#).

	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

Tabela 3: Avaliação do número de passos de deslocamento

Com 50 passos, os resultados das ligações tipo K e KK estão dentro do limite imposto de 0,05%, viabilizando este número de passos nas simulações. O passo de deslocamento é, também, importante para o processo de solução do programa Ansys. Passos de

deslocamento muito grande dificulta 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.

3.6 Modo de falha

A carga última é definida como a força na diagonal (média entre as comprimidas e as tracionadas, as quais são muito próximas) 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.

a) Pico de carga no diagrama força 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 11](#). O pico indica a carga máxima que a ligação resiste.

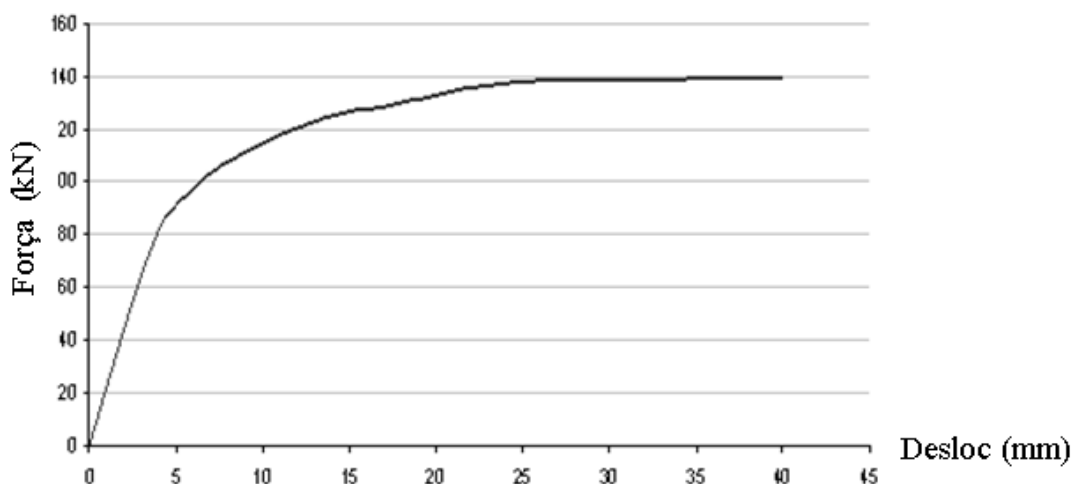


Figura 11: Tensão da diagonal comprimida por passo de deslocamento

b) Deformação diametral

A deformação diametral, também conhecida como deformação de [Lu et al. \(1994\)](#), calcula a ovalização da seção do banzo, [Figura 12](#). Seu valor é dado pelo deslocamento

relativo entre nós, diametralmente opostos, dividido pelo diâmetro do banzo (eq. 1).

$$\varepsilon_{diametral} = \frac{\mu_2 - \mu_1}{d_0} \quad (1)$$

A Figura 12 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%.

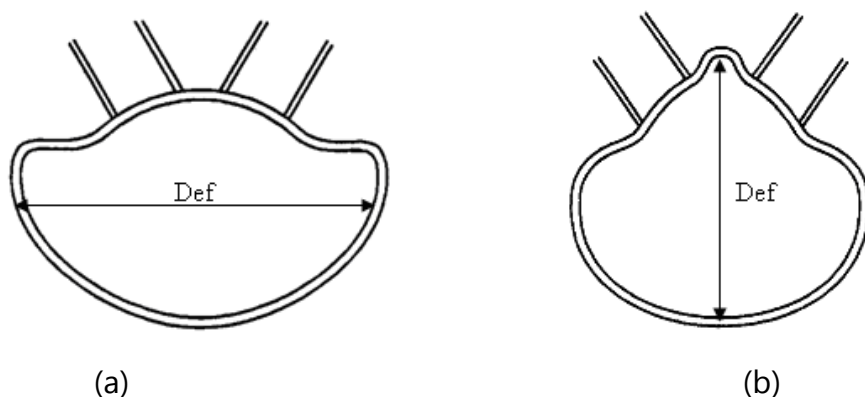


Figura 12: Deformação diametral do banzo: a) deformação lateral e b) deformação vertical.

c) Deformação limite

O material utilizado nas simulações, como mostrado na Figura 5, 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 13 mostra uma ligação com deformação excessiva.

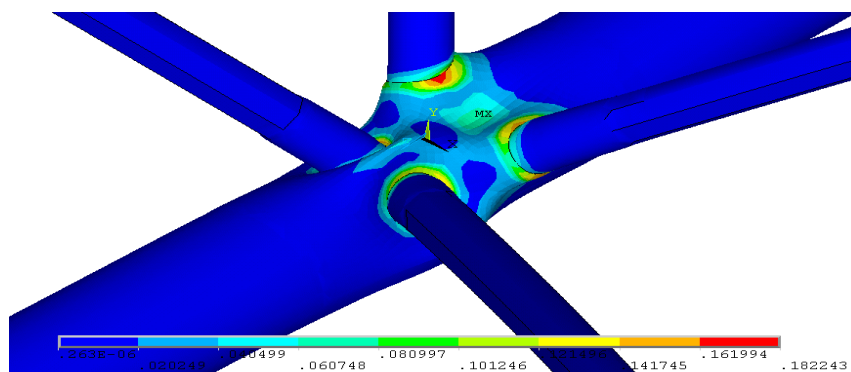


Figura 13: Deformação equivalente excessiva (maior que 18%)

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, buscou-se simular ligações que não apresentem ruptura da diagonal.

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 \(1996\)](#). O trabalho de [Lee e Wilmhurst \(1996\)](#) simulou diversas ligações do 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 4](#).

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)			

Tabela 4: Resultado do estudo de validação do modelo numérico de Lee e Wilmhurst (1996).

Os resultados de resistência da ligação calculadas em [Lee e Wilmhurst \(1996\)](#) estão na coluna 6 da [Tabela 5](#). Os resultados encontrados através das simulações realizadas neste trabalho estão na coluna 7. A coluna 8 traz a diferença entre as resistências calculadas (colunas 6 e 7). A última coluna (9) traz o modo de falhada ligação.

A comparação dos resultados das colunas 6 e 7 mostram 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. Na [Tabela 5](#), 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.

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

Tabela 5: Validação do modelo numérico. Dados das ligações

4 ESTUDO PARAMÉTRICO

Realizou-se um estudo paramétrico comparando-se as resistências de 55 ligações através de simulação numérica. Propõe-se um critério objetivo para classificar o modo de falha entre modo 1 e modo 2. Em seguida, apresentam-se 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 classificação do modo de falha

A literatura descreve dois modos de falhas 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 14](#), 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 15](#), o modo de falha é o modo 2.

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.

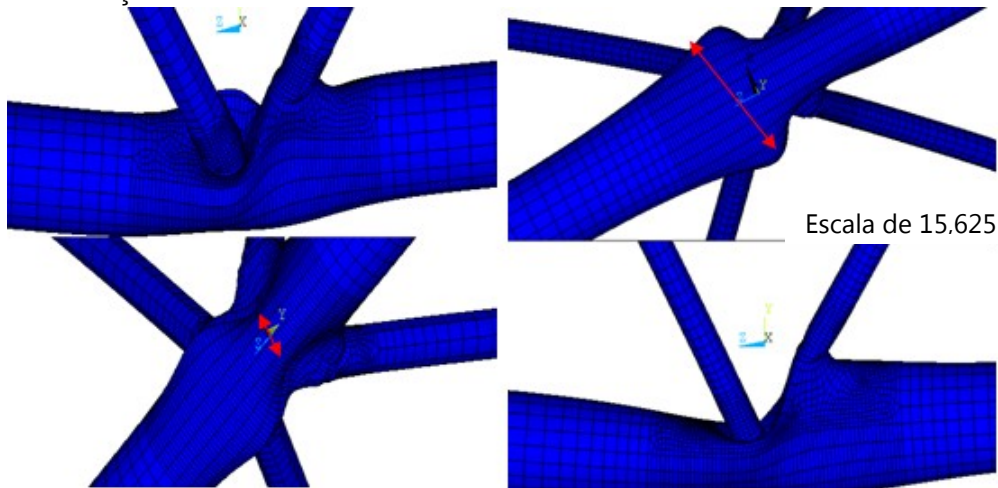


Figura 14: Modo de falha 1. A maior deformação diametral acontece na direção lateral

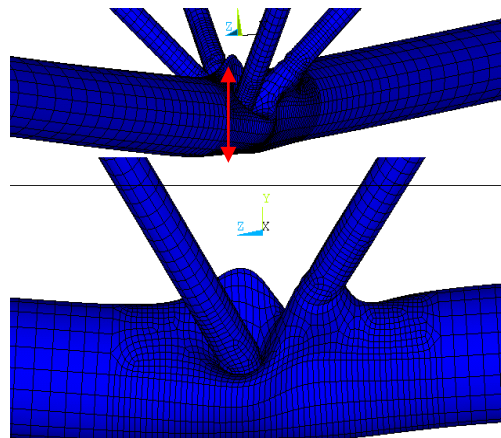


Figura 15: Modo de falha 2. A maior deformação diametral acontece na direção vertical

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. 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 KK simuladas têm, 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 6](#). 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. Estende-se a análise simulando-se 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 foram escolhidas visando-se 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. Procura-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 7 e 8](#).

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 6: Detalhes das ligações analisadas na série 1 ($\theta_i = 60^\circ$; $\gamma = 12$; $\tau = 0,8$; $d_0 = 120,0$ mm; $t_0 = 5$ mm; $t_i = 4$ mm; $e_i = 0$, $\sigma_y = 355$ 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 7: Detalhes das ligações analisadas na série 2 ($\theta_i = 600$; $\gamma = 13$; $\tau = 0,68$; $d_0 = 114,3$ 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_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

Tabela 8: 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)

4.3 Análise dos resultados

As Tabelas 6 a 8 mostram os resultados de resistência das ligações tipo K e KK. A relação F_K/F_{KK} das Tabelas 6, 7 e 8 traz 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.

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 16 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 17, 18 e 19. 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 18 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 escoar.

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 19 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 18 observa-se que o parâmetro ζ_l também não é determinante no modo de falha.

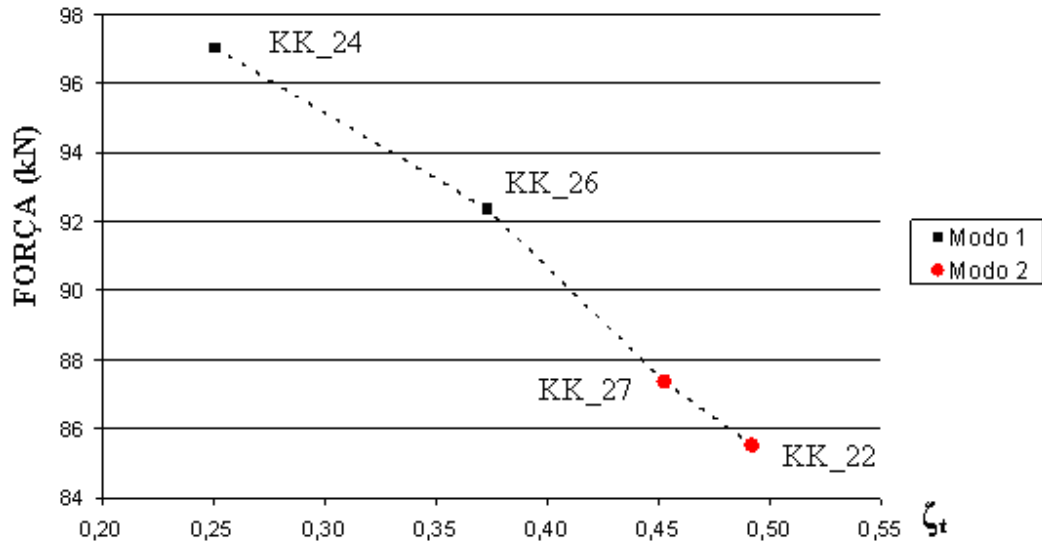


Figura 16: Força versus ζ_t para as ligações KK_22, 24, 26 e 27.

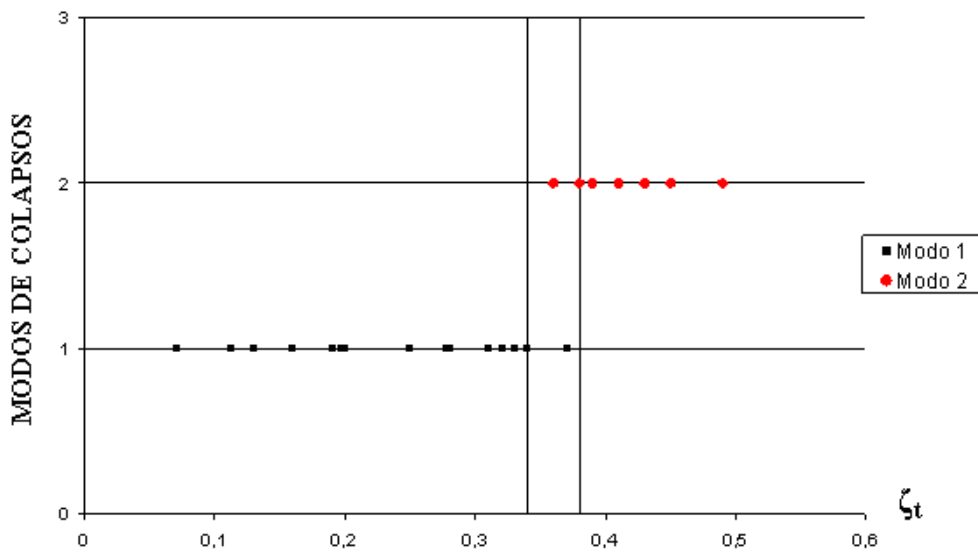


Figura 17: Modos de falhas versus ζ_t .

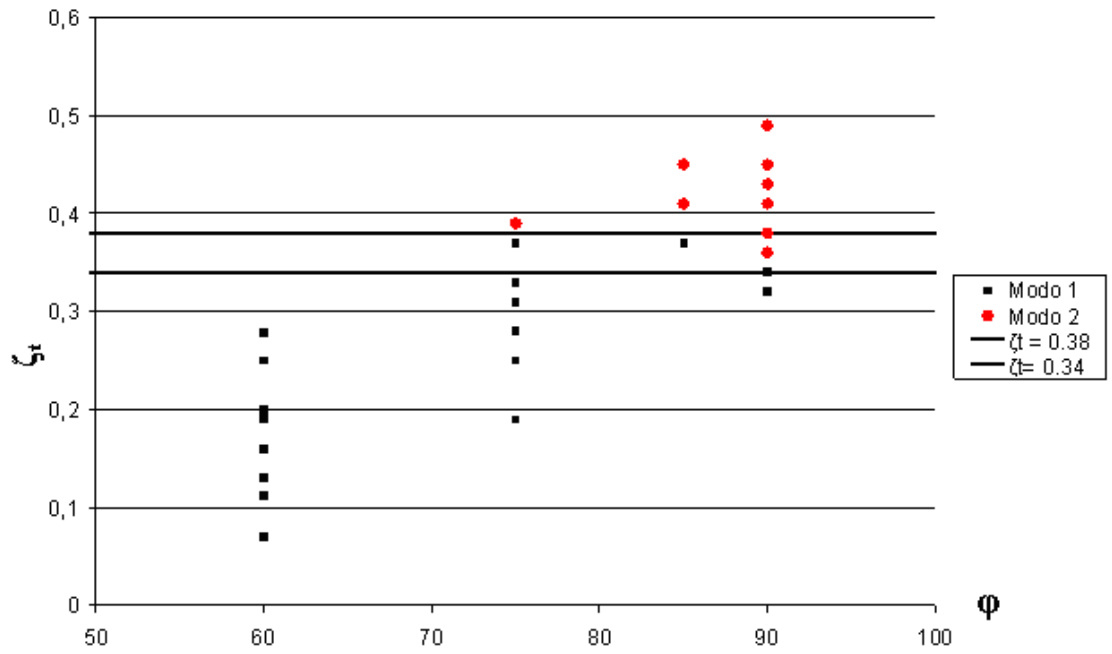


Figura 18: Modos de falhas em função de ϕ e ζ_t

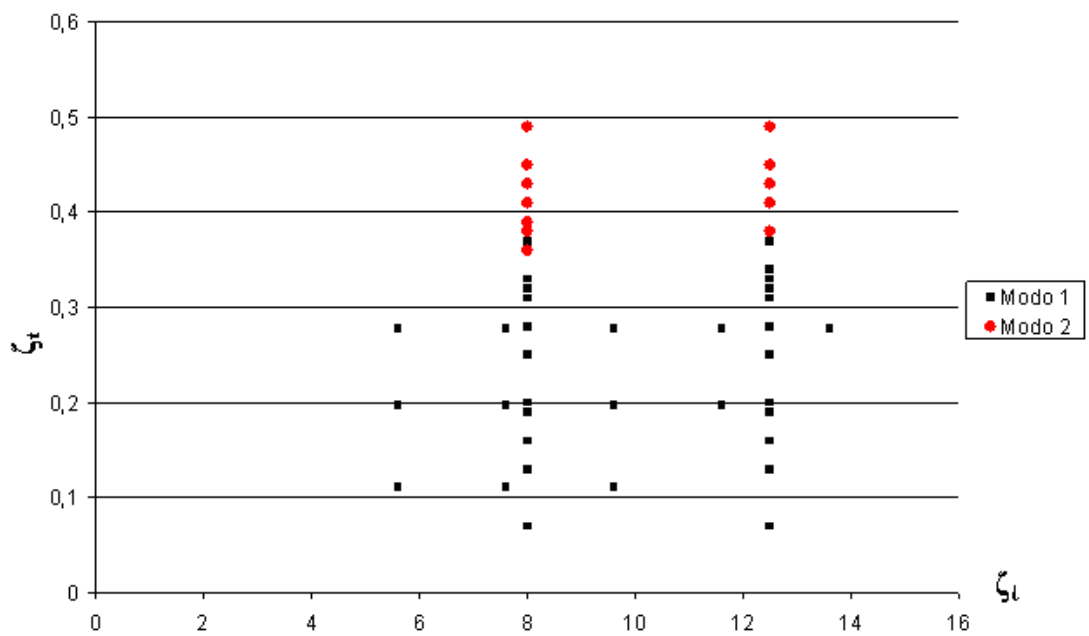


Figura 19: Modos de falhas em função de ζ_t e ζ_l .

4.4 Parâmetros de influência sobre o fator de correlação de resistências

Foi observado que o modo de falha é determinado predominantemente pelo parâmetro ζ_t . Foram construídos os gráficos das Figuras 21 e 22. 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 20, 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 21, 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 diminui com ζ_t .

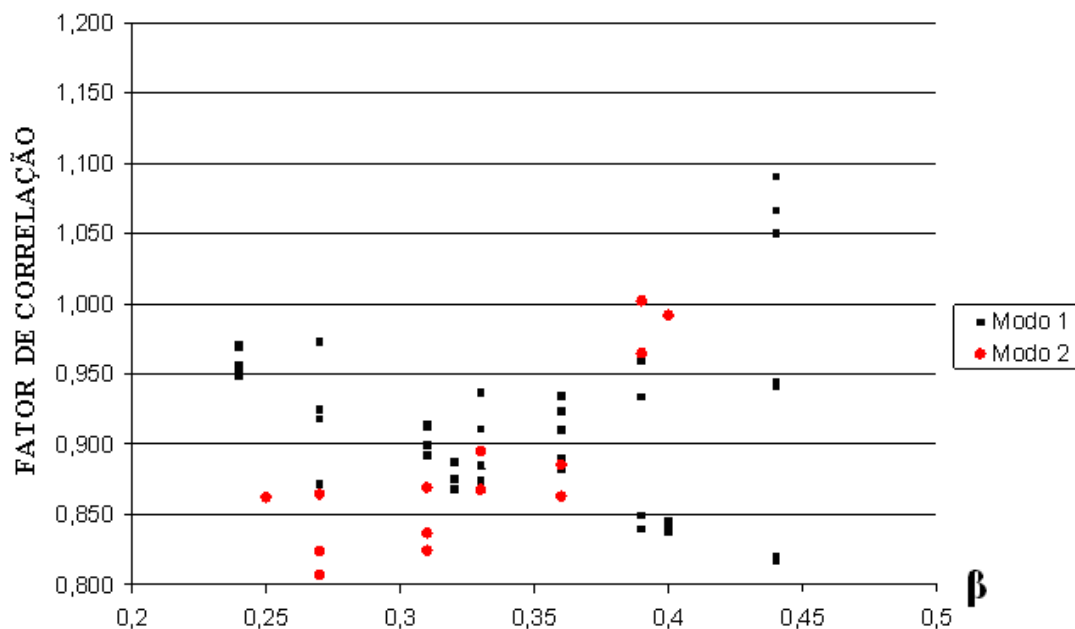
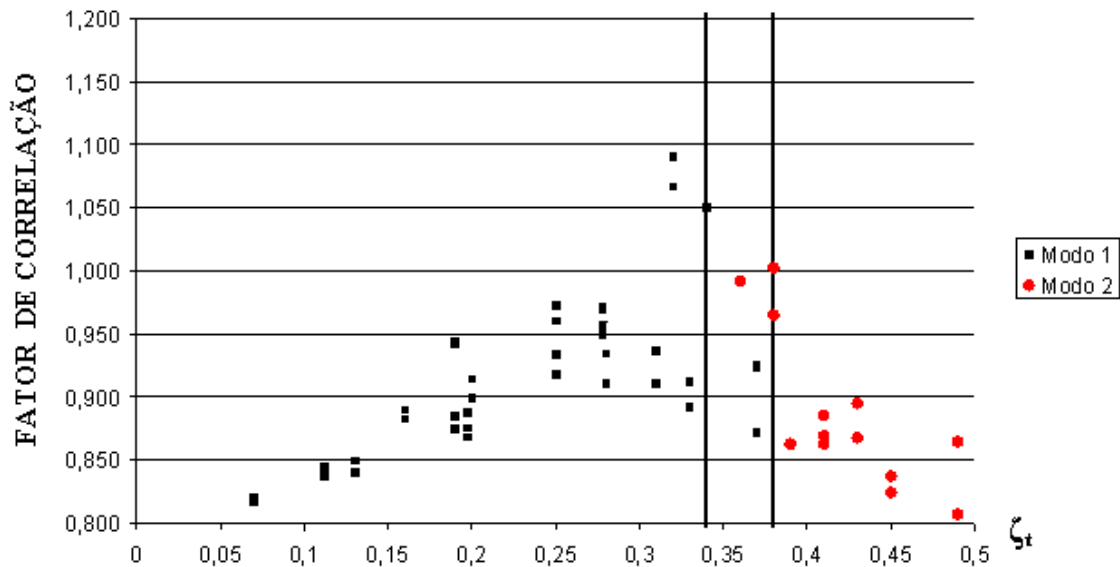


Figura 20: Fator de correlação versus β .

Figura 21: Fator de correlação versus ζ_t

5 CONCLUSÕES

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.

Foram realizados estudos para se 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.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

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

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

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.

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

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. "Multiplanar influence on the strength of RHS multiplanar 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.

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.

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)

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.,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.

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.

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,

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.