



Mateus Cunha Bittencourt

**Avaliação de ligações soldadas de perfis tubulares em estruturas
de aço através do método dos elementos finitos**

Orientador: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima
Coorientador (es): Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco
José Guilherme Santos da Silva

Centro de Tecnologia e Ciências
Faculdade de Engenharia
PGECIV – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Mateus Cunha Bittencourt

**Avaliação de Ligações Soldadas de Perfis Tubulares em Estruturas de Aço
Através do Método dos Elementos Finitos**

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

Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada em junho de 2008.

Prof. Dr. Luciano R. O. de Lima (Orientador)
Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ

Prof. Dr. Pedro C. G. da S. Vellasco (Coorientador)
Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ

Prof. Dr. José Guilherme Santos da Silva (Coorientador)
Departamento de Engenharia Mecânica – UERJ

Prof. Dr. Eduardo de Miranda Batista
COPPE – UFRJ

Prof. Dr. Sebastião A. L. de Andrade
Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ

CATALOGAÇÃO NA FONTE
UERJ/REDE SIRIUS/CTC/B

B624 Bittencourt, Mateus Cunha.
Avaliação de ligações soldadas de perfis tubulares em estruturas de aço através do método dos elementos finitos/ Mateus Cunha Bittencourt. – 2008.
143 f. : il.

Orientador : Luciano Rodrigues Ornelas de lima.

Co-orientadores: Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

José Guilherme Santos da Silva

Dissertação (mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.

Bibliografia: f.23

1. Estrutura metálica. 2. Perfis tubulares. 3. Ligações soldadas. 4. Métodos dos elementos finitos. 5. Análise não-linear I. Lima, Luciano Rodrigues de. II. Vellasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva. III. Silva, José Guilherme Santos da IV. Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Faculdade de Engenharia. V. Título.

CDU 624.2

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

Assinatura

Data

A Deus, por ter iluminado meu caminho ao longo de todos estes anos, aos meus pais e ao meu irmão, pelo carinho e incentivo ao meu trabalho.

AGRADECIMENTOS

Aos meus professores e orientadores, Prof. Pedro Vellasco, Prof. José Guilherme, Prof. Sebastião e em especial ao meu orientador e amigo Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima que muito me ensinou nessa caminhada.

Aos meus pais João e Sonia que me incentivaram desde o início à caminhada desse desafio.

Ao meu irmão Daniel que incentivou mesmo que muitas vezes não sabendo do que se tratavam meus estudos.

Ao meu fiel cachorro e irmão Tedy, que por todas as vezes que estive em casa ficava próximo de mim, não me deixando ter a sensação de solidão.

Aos meus avós maternos Alayde(*in memoriam*) e Maria Helena e avós paternos Otton (*in memoriam*) e Elisa.

Aos meus tios Carlos Cunha, Alzira, Reidmar e minha tia e madrinha Ana Beatriz.

À todos os parentes menos chegados mas que sempre sentiam a minha falta nos encontros familiares que não podia estar presente devido aos meus estudos.

Aos amigos Rafael Lobo, Anderson Araújo, Sidnei Gomes, Thiago Facciotti, Paula Renata, Adriana Fernandes, João de Jesus, Alan Sirqueira, Nuno Ferreira, Elvis Dinatti e Rodolfo Santos.

A CAPES pelo apoio financeiro.

RESUMO

BITTENCOURT, Mateus Cunha. **Avaliação de ligações soldadas de perfis tubulares em estruturas de aço através do método dos elementos finitos**. Rio de Janeiro, 2008. 143p . Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 2008.

A necessidade de se obter soluções para os diversos problemas estruturais na engenharia, associado ao amplo crescimento e difusão da construção metálica fez surgir, por volta dos anos 60, os perfis tubulares. As ligações soldadas entre perfis tubulares são as ligações de maior difusão nas construções com este tipo de perfil, sendo necessário portanto, estudos mais detalhados que tornem a utilização de ligações soldadas mais seguras e otimizadas. O Eurocode 3 possui um item específico para as ligações entre perfis tubulares, em especial as ligações soldadas devido a suas particularidades. Infelizmente, a norma brasileira NBR8800 não aborda as ligações envolvendo perfis tubulares. Para a execução da análise numérica no presente trabalho, faz-se necessário uma revisão bibliográfica. Com estes resultados, foram feitas modelagens de ligações tubulares com o método dos elementos finitos de forma a otimizar os modelos a serem utilizados em uma análise paramétrica futura. Desta forma, foram desenvolvidos dois modelos numéricos, um considerando ligação tipo “T” entre perfis tubulares quadrados e outro para uma ligação tipo “K” entre perfis circulares. Estes modelos foram caracterizados através de elementos de casca com seis graus de liberdade por nó considerando-se adicionalmente o efeito de membrana. A análise não-linear realizada considerou a não-linearidade do material através do critério de plastificação de Von Mises através de uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bi-linear e a não-linearidade geométrica foi atribuída através da formulação de Lagrange atualizado. Dentre as principais conclusões obtidas no presente trabalho, pode-se citar que os resultados para as ligações tipo “T”, o Eurocode 3, fornece resultados que precisam ser observados com cautela. Todavia, para as ligações do tipo “K”, os resultados numéricos mostraram-se sempre inferiores aos valores através do Eurocode 3, representando um dimensionamento a favor da segurança.

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

ABSTRACT

BITTENCOURT, Mateus Cunha. **Evaluation of tubular welded connections in steel structures through finite element method.** Rio de Janeiro, 2008. 143p . Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 2008.

Tubular structures were conceived in the sixties, to solve several structural engineering problems and were boosted by the fast and continuous growth of the use of steel in the construction industry. The most popular tubular joints are welded. These specific connections still require further investigations to enable a complete understanding of their structural performance aiming to develop optimum and reliable solutions. The Eurocode 3 provides specific guidance for tubular connections, specially the welded joints, due to their particular design peculiarities. Unfortunately, the Brazilian Steel Design Standard, NBR8800, does not provide any recommendation for tubular members joint design. The numerical analysis performed in the current investigation required an updated and comprehensive literature review of tubular joint structural design and response. With this review in hand, numerical models were conceived and optimised with the aid of the Finite Element Method and were used in subsequent parametrical analysis made to enhance their structural response knowledge. Two numerical models were developed with hollow welded joints of: T square section members and K circular section members. All the models adopted six dof. shell finite elements including the membrane action. The material response was non-linear using a bilinear stress vs. strain curve and a Von Mises yield criterion. The geometric non-linearity was considered through the use of an Updated Lagrangean formulation. The most significant conclusions of the present investigation were related to the analyzed “T” joints results that indicated that the Eurocode 3 provisions should be adopted with caution. On the other hand, for the “K” joints, the numerical results were always lower than the Eurocode 3 results, and could be considered a lower bound for the investigated problem.

Keywords: Tubular structures; Welded; Finite element method; Numerical models; Non linear.

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	19
1.1. Generalidades.....	19
1.2. Revisão Bibliográfica.....	23
1.3. Motivação.....	24
1.4. Objetivos	25
1.5. Escopo.....	25
2. Dimensionamento de Estruturas Tubulares	26
2.1. Dimensionamento de Elementos Estruturais Tubulares	26
2.1.1. Recomendações de Projeto do Eurocode 3 [10]	26
2.1.2. Exemplo Numérico	29
2.1.2.1. Dimensionamento do banzo superior:	31
2.1.2.2. Dimensionamento dos membros da diagonal:.....	32
2.2. Dimensionamento de Ligações Tubulares	33
2.2.1. Ligações Tipo “T”	33
2.2.2. Ligações Tipo “K”	38
2.2.3. Exemplos.....	42
2.2.3.1. Ligação “T”	42
2.2.3.2. Ligação “K”	43
3. Modelagem Numérica.....	46
3.1. Introdução.....	46
3.2. Ligação “T”	46
3.2.1. Calibração do modelo	48
3.2.2. Ligação “K”	58
4. Análise Paramétrica.....	71
4.1. Introdução	71
4.2. Ligação “T”	71
4.3. Ligação “K”	82

4.3.2. Síntese dos resultados.....	106
5. Considerações Finais.....	109
5.1. Introdução.....	109
5.2. Conclusões.....	110
5.3. Sugestões para trabalhos futuros.....	111
Anexo A - Modelagem em apdl de ligação k para perfil circular.....	118

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Estruturas com Perfis Tubulares.....	20
Figura 1.2 – Diferença de área de pintura entre perfis abertos e tubulares [1]	21
Figura 1.3 – Exemplos de Ligações em Perfis Tubulares [6]	22
Figura 2.1 – Treliça uni-planar com ligação “K” [20]	29
Figura 2.2 – Cargas axiais na treliça em kN [20]	30
Figura 2.3 – Curvas Européias de Flambagem [6]	31
Figura 2.4 – Dados geométricos finais dos membros da treliça	33
Figura 2.5 - Geometria e parâmetros de verificação para limites de norma [10].....	34
Figura 2.6 – Resultados de Gomes [28] com linhas de ruptura retas ou circulares	35
Figura 2.7 – Modos de ruína [10]	38
Figura 2.8 – Parâmetros de geometria e controle das ligações.	39
Figura 2.9 - Tipos de falhas em ligações “K” no Eurocode 3 [10].....	40
Figura 2.10 - Tipos de arranjos da ligação “K”	41
Figura 2.11 – Geometria da ligação “T” avaliada.....	43
Figura 2.12 – Ligação “K” analisada	44
Figura 2.13 – Acréscimo de momento fletor na ligação devido a excentricidade e.....	45
Figura 3.1 – Modelo experimental e modelo estrutural do ensaio [9].....	47
Figura 3.2 – Resultados obtidos por Lie <i>et al.</i> [11].....	48
Figura 3.3 – Configuração da solda em elemento de casca [36].....	49
Figura 3.4 – Elemento SHELL181 [38]	49
Figura 3.5 – Lei constitutiva tensão versus deformação bi-linear.....	50
Figura 3.6 – Caracterização da Ligação “T”	50
Figura 3.7 – Solda com elemento de casca SHELL181 [38]	51
Figura 3.8 – Resultados comparativos entre o artigo [9] e o elemento SHELL181 [38].....	51
Figura 3.9 – Elemento SOLID45 [38]	52
Figura 3.10 – Solda com elemento SOLID45 [38]	52
Figura 3.11 – Comparação de resultados: solda com elemento de casca ou elemento sólido	53
Figura 3.12 – Detalhes das malhas com suas respectivas divisões.....	53
Figura 3.13 – Curvas para diferentes tipos de densidades de malhas.....	54
Figura 3.14 – Tensões de Von Mises para as malhas normal e refinada considerando um mesmo nível de carregamento.....	55
Figura 3.15 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 1 do gráfico da Figura 3.13 - F = 522,2 kN	56
Figura 3.16 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 2 do gráfico da Figura 3.13 - F = 652,7 kN	56

Figura 3.17 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 3 do gráfico da Figura 3.13 - F = 848,6 kN	57
Figura 3.18 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 4 do gráfico da Figura 3.13 - F = 1044,4 kN	57
Figura 3.19 – Modelo da ligação “K” analisada.....	58
Figura 3.20 – Primeiro modelo estrutural considerado	59
Figura 3.21 – Diagrama de esforço normal e momento fletor do primeiro modelo estrutural avaliado	59
Figura 3.22 – Deformada do primeiro modelo estrutural avaliado.....	60
Figura 3.23 – Segundo modelo estrutural considerado	60
Figura 3.24 – Diagrama de esforço normal e momento fletor do segundo modelo estrutural avaliado	61
Figura 3.25 – Deformada do segundo modelo estrutural avaliado	61
Figura 3.26 – Terceiro modelo estrutural considerado	62
Figura 3.27 – Diagrama de esforço normal e momento fletor do terceiro modelo estrutural avaliado .	62
Figura 3.28 – Deformada do terceiro modelo estrutural avaliado.....	62
Figura 3.29 – Modelo estrutural adotado para ligação do tipo “K”	63
Figura 3.30 – Modelo da ligação “K” após aplicação da malha	63
Figura 3.31 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento das diagonais do modelo	64
Figura 3.32 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento do banzo do modelo.....	65
Figura 3.33 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 1 do gráfico da Figura 3.31	65
Figura 3.34 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo no ponto 1 do gráfico da Figura 3.31	66
Figura 3.35 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 2 do gráfico da Figura 3.31	67
Figura 3.36 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo ponto 2 do gráfico da Figura 3.31- F = 438,6 kN	67
Figura 3.37 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 3 do gráfico da Figura 3.31	68
Figura 3.38 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo no ponto 3 do gráfico da Figura 3.31	68
Figura 3.39 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 4 do gráfico da Figura 3.31	69
Figura 3.40 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo no ponto 4 do gráfico da Figura 3.31	69
Figura 3.41 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 5 do gráfico da Figura 3.31	70
Figura 3.42 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 5 do gráfico da Figura 3.31	70
Figura 4.1 - Geometria e parâmetros de verificação para limites do Eurocode 3 [10]	72
Figura 4.2 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para diversos valores de β obtidas no Ansys [38] ..	73

Figura 4.3 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para $\beta = 0,172$	74
Figura 4.4 – Tensões de Von Mises para o ponto 1 indicados na Figura 4.3 – N = 132,9kN	75
Figura 4.5 – Tensões de Von Mises para o ponto 2 indicado na Figura 4.3 – N = 177,2kN.....	75
Figura 4.6 – Tensões de Von Mises para o ponto 3 indicado na Figura 4.3 – N = 221,5kN.....	76
Figura 4.7 – Tensões de Von Mises para o ponto 4 indicado na Figura 4.3 – N = 287,9kN.....	76
Figura 4.8 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para $\beta = 0,293$	77
Figura 4.9 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para $\beta = 0,414$	78
Figura 4.10 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para $\beta = 0,552$	78
Figura 4.11 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para β igual a 0,700	79
Figura 4.12 – Tensões de Von Mises para o ponto 1 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 149,7kN	80
Figura 4.13 – Tensões de Von Mises para o ponto 2 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 320,9kN	80
Figura 4.14 – Tensões de Von Mises para o ponto 3 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 582,9kN	81
Figura 4.15 – Tensões de Von Mises para o ponto 4 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 754kN	81
Figura 4.16 – Gráfico comparativo entre resistência pelo Eurocode 3 [10] e Análise Numérica	82
Figura 4.17 – Modelo estrutural adotado na análise paramétrica da ligação “K”	83
Figura 4.18 – Diferentes tipos de excentricidade e para ligações do tipo “K”	83
Figura 4.19 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento do banzo para excentricidade nula.....	85
Figura 4.20 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento das diagonais para excentricidade e nula.....	86
Figura 4.21 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20.....	87
Figura 4.22 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20.....	87
Figura 4.23 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20.....	88
Figura 4.24 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20.....	89
Figura 4.25 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento para o banzo com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade e nula	90
Figura 4.26 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento para ligação com diagonais com espessura de 5,6mm e excentricidade nula	91
Figura 4.27 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26.....	92
Figura 4.28 – Vista da deformada da diagonal em compressão para um deslocamento de 8,5mm na mesma.....	92
Figura 4.29 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26.....	93

Figura 4.30 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26	93
Figura 4.31 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26	94
Figura 4.32 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 3 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26	94
Figura 4.33 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 3 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26	95
Figura 4.34 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento para o banzo com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade $e = 10\text{mm}$	96
Figura 4.35 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento para ligação com diagonais com espessura de 5,6mm e excentricidade $e = 10\text{mm}$	97
Figura 4.36 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35	97
Figura 4.37 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35	98
Figura 4.38 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35	99
Figura 4.39 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35	99
Figura 4.40 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento para o banzo com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade $e = -10\text{mm}$	100
Figura 4.41 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento para as diagonais com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade $e = -10\text{mm}$	101
Figura 4.42 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 1 representado na Figura 4.41	102
Figura 4.43 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 1 representado na Figura 4.41	102
Figura 4.44 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 2 representado na Figura 4.41	103
Figura 4.45 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 2 representado na Figura 4.41	103
Figura 4.46 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 3 representado na Figura 4.41	104
Figura 4.47 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 3 representado na Figura 4.41	104
Figura 4.48 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 4 representado na Figura 4.41	105
Figura 4.49 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 4 representado na Figura 4.41	105

Figura 4.50 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para as diagonais direita (tracionada) das ligações “K” utilizadas na análise paramétrica	106
Figura 4.51 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para as diagonais esquerda (comprimida) das ligações “K” utilizadas na análise paramétrica	107
Figura 4.52 – Gráfico excentricidade <i>versus</i> $N_{1,Rd}$ para as diferentes análises	108
Figura A.1 – Seção Transversal do banzo	120
Figura A.2 – Banzo formado com área	121
Figura A.3 – Banzo e tubo externo para solda da diagonal direita	123
Figura A.4 – Área marcada pela solda	124
Figura A.5 – Linhas de solda deslocadas para o ponto correto	126
Figura A.6 – Detalhe da diagonal direita já com a solda	127
Figura A.7 – Banzo e tubo externo para a solda da diagonal esquerda	129
Figura A.8 – Detalhe da diagonal esquerda já com a solda	133
Figura A.9 – Solda com malhas	139
Figura A.10 – Diagonais com malhas	140
Figura A.11 – Banzo com malhas	141

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Propriedades físicas do aço estrutural.....	27
Tabela 2.2 – Esbeltez Euleriana para vários aços estruturais.....	29
Tabela 2.3 – Limites d/t para Seções Circulares	30
Tabela 2.4 – Dados do perfil Ø219,1 – 7,1	31
Tabela 2.5 – Dados do perfil Ø139,7 – 4,5	32
Tabela 2.6 – Dados do perfil Ø88,9 – 3,6	32
Tabela 2.7 – Dados do perfil Ø193,7 – 6,3	33
Tabela 2.8 – Dados geométricos e de material dos elementos da ligação “T”.....	42
Tabela 2.9 – Parâmetros da Ligação “T”	43
Tabela 2.10 – Dados geométricos e de material dos elementos.....	44
Tabela 3.1 – Dados geométricos e de material dos elementos da ligação “T” [9].....	47
Tabela 3.2 – Dados geométricos do modelo da ligação “K”	58
Tabela 4.1 – Dados da Análise Paramétrica da Ligação “T”	73
Tabela 4.2 – Dados geométricos do modelo da ligação “K”	84
Tabela 4.3 – Dados geométricos do modelo da ligação “K” com aumento de espessura	89
Tabela 4.4 – Resultados da análise paramétrica da ligação “K”	106

LISTA DE SÍMBOLOS

e	excentricidade ou espaçamento vertical na ligação do tipo “K”
g	espaçamento horizontal da ligação do tipo “K”
i	raio de giração do perfil
t	espessura do perfil
A	área total da seção transversal
E	módulo de elasticidade
G	Módulo de cisalhamento
d_0	diâmetro do banzo
d_1	diâmetro do montante ou diâmetro de uma das diagonais da ligação “K”
d_2	diâmetro da segunda diagonal da ligação “K”
f_y	tensão de escoamento do material
n_p	parâmetro da ligação do tipo “K”
t_w	espessura da solda
t_0	espessura do banzo
t_1	espessura do montante
t_2	espessura da segunda diagonal da ligação “K”
K_n	fator de redução da ligação do tipo “T”
K_g	parâmetro da ligação do tipo “K”
K_n	parâmetro da ligação do tipo “K”
L_b	comprimento efetivo do perfil
N_d	força axial solicitante de projeto
$N_{b,RD}$	resistência axial do perfil
$N_{PL,RD}$	resistência axial plástica do perfil
$N_{1,RD}$	resistência da ligação
$N_{2,RD}$	resistência da ligação
N_s	carga correspondente a ao deslocamento de 1% do diâmetro do banzo
N_u	carga correspondente a ao deslocamento de 3% do diâmetro do banzo
$N_{1,Rd}^{EC3}$	Resistência da ligação para o Eurocode 3 para a ligação “T” / “K”
$N_{1,Rd}^{ANSYS}$	Resistência da ligação correspondente a 3% do banzo da ligação “T”
$N_{1\%}^{Lu et al}$	Resistência da ligação correspondente a 1% do diâmetro do banzo da ligação “K”
$N_{3\%}^{Lu et al}$	Resistência da ligação correspondente a 3% do diâmetro do banzo da ligação “K”

$N_{1,Rd}^{Máx}$	Resistência máxima da ligação “K” ao esforço axial
ν	Coeficiente de Poisson
ρ	densidade do material
α	coeficiente de dilatação linear / fator de imperfeição generalizado
ϕ	Diâmetro / parâmetro para cálculo do fator de redução de esforço à compressão
λ	índice de esbeltez do perfil
λ_E	índice de esbeltez “Euleriana”
$\bar{\lambda}$	índice de esbeltez relativa
χ	coeficiente de redução para perfis em compressão
γ_{M0}	coeficiente de resistência
γ_{M1}	coeficiente de segurança
γ_{M2}	coeficiente de resistência
β	parâmetro da ligação do tipo “T” / parâmetro da ligação do tipo “K”
μ_1	parâmetro da ligação do tipo “T”
μ_0	parâmetro da ligação do tipo “T”
γ	parâmetro da ligação do tipo “T” / parâmetro da ligação do tipo “K”
θ_1	ângulo entre a primeira diagonal e o banzo na ligação do tipo “K”
θ_2	ângulo entre a segunda diagonal e o banzo na ligação do tipo “K”
Δ_u	deslocamento correspondente a 1% do diâmetro do banzo
Δ_s	deslocamento correspondente a 3% do diâmetro do banzo
$\Delta\%$	Varição percentual entre a resistência da ligação “K” / “T”

LISTA DE ABREVIATURAS

UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
Eurocode	European Committee for Standardisation
PGECIV	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
CIDECT	International Comitee for the Development and Study of Tubular Structures
RHS	Rectangular Hollow Section
CHS	Circular Hollow Section
SHS	Square Hollow Section

Introdução

1.1. Generalidades

Ao longo dos anos, um incremento substancial do uso e aplicação dos perfis tubulares como elementos estruturais pode ser notado. Muitos exemplos na natureza mostram o uso dos perfis tubulares não somente como tubos para transmissão de fluidos, mas também por suas excelentes propriedades de resistência à compressão, torção e flexão nas diversas direções. Estas vantagens foram rapidamente percebidas desde a antiguidade quando o bambu tornou-se tanto um elemento de transmissão de fluido na irrigação como também um como elemento estrutural utilizado na construção de pequenas cabanas [1].

A necessidade de se obter soluções para os diversos problemas estruturais na engenharia associado ao amplo crescimento da construção metálica fez surgir, por volta dos anos 60, os perfis tubulares e por isso estes são considerados um dos grupos estruturais mais recentes dos perfis metálicos. Seu surgimento e difusão motivaram a fundação do CIDECT (International Comitee for the Development and Study of Tubular Structures), em 1962, que é a maior organização internacional de fabricantes de perfis tubulares. Sua aplicações podem ser observadas nas diversas estruturas apresentadas na Figura 0.1.

A passarela em Vila Nova da Gaia (Portugal) - Figura 0.1 (a) - apresenta uma estrutura formada com perfis tubulares circulares e ligação soldada, como mostra o detalhe da ligação na Figura 0.1 (b). A Figura 0.1 (c) mostra o Hotel Burj Al Arab em Dubai que foi construído em grande parte por perfis circulares tubulares. A Figura 0.1 (d) apresenta o Arena Sony Center em Berlim (Alemanha) onde a sua cobertura foi feita com perfis tubulares circulares. A Figura 0.1 (e) mostra a construção da passarela do Hospital Pediátrico em Coimbra (Portugal) feita com perfis tubulares quadrados e ligação soldada, como mostra o detalhe na Figura 0.1 (f). A Figura 0.1 (g) mostra a passarela em São Cristóvão, Rio de Janeiro, construída com perfis tubulares circulares com ligação soldada, como mostra o detalhe da ligação da Figura 0.1 (h).

Os perfis tubulares podem ter três geometrias diferentes, a circular (Circular Hollow Section), a retangular (Rectangular Hollow Section) e a quadrada (Square Hollow Section). A geometria desses perfis representa sua principal vantagem, pois sua seção fechada permite um aumento significativo de sua resistência possibilitando vantagens como o vencimento de grandes vãos além de diminuir efetivamente a estrutura das fundações gerando assim uma grande economia para essas construções.



a) Passarela em Vila Nova de Gaia (Portugal)



b) Detalhe da ligação da Passarela em Vila Nova de Gaia (Portugal)



c) Hotel Burj Al Arab (Dubai)



d) Tenda sobre a Arena do Sony Center em Berlim (Alemanha)



e) Passarela em Coimbra – Hospital Pediátrico



f) Detalhe da Ligação "T"



g) Passarela em São Cristóvão – Rio de Janeiro



h) Detalhe da passarela de São Cristóvão

Figura 0.1 – Estruturas com Perfis Tubulares

Pode-se dizer ainda que existem diferenças entre o dimensionamento de perfis circulares (CHS) e quadrados (SHS) ou retangulares (RHS). Os perfis circulares proporcionam uma melhor distribuição das tensões sobre o tubo devido logicamente a sua geometria, em que todos os pontos da seção transversal são equidistantes, o que o difere dos perfis retangulares e quadrados, onde pode ocorrer concentração de tensões em um determinado ponto (normalmente nas bordas) causando a falha do material. No entanto, os perfis retangulares e quadrados possibilitam uma grande vantagem na execução: a facilidade de se fazer as ligações, pois sua superfície é propriamente designada para tal, o que facilita a execução do elemento estrutural.

Os estudos patrocinados pelo CIDECT tiveram como intenção proporcionar melhores resultados tanto na fabricação quanto na execução das construções em perfis tubulares. Tais estudos servem inclusive como base para a grande maioria das normas internacionais que regulamentam a construção metálica no mundo, como por exemplo: DIN (Deutch Industrie Normung – Norma Alemã) [2], NF (Norme Francaise – Norma Francesa), BS (British Standard – Norma Inglesa), ACNOR/CSA (Canadian Standard – Norma Canadense) [3], AIJ (Architectural Institute of Japan) [4], IIW (International Institute of Welding) [5], Eurocode 3 (draft) [6], etc.

Atualmente, os perfis tubulares são mais caros do que os perfis ditos abertos, no entanto, tal fator pode ser compensado de outras maneiras, tais como a redução da pintura para proteção contra corrosão e a significativa diminuição do peso próprio da estrutura, o que proporcionalmente diminui as cargas sobre as fundações gerando uma considerável economia de material como pode ser observado na Figura 0.2.

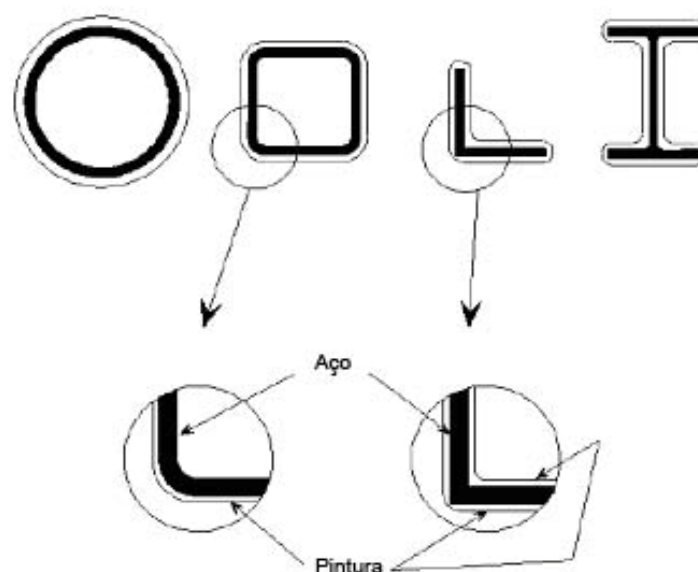


Figura 0.2 – Diferença de área de pintura entre perfis abertos e tubulares [1]

A situação do mercado brasileiro começou a se alterar em razão da oferta de perfis tubulares estruturais sem costura pela Vallourec & Mannesmann do Brasil [39]. Diante da novidade da tecnologia, impõe-se a necessidade de divulgação e implementação do uso desse tipo de perfil para fins estruturais, além de uma ampliação do número de trabalhos de pesquisa para melhor compreensão de seu comportamento estrutural.

As ligações tubulares podem ser de variados tipos segundo as principais normas mundiais, no entanto, o principal tipo de ligação utilizada é a soldada, sendo que sua vantagem está a eficiência em geral no processo de produção industrial. As ligações podem ser de diversos tipos como por exemplo: as ligações do tipo “T”, “K”, “KT”, “N”, “X”, “Y” dentre outras conforme apresentado na Figura 0.3. Ainda assim, essas ligações podem ser em único plano (uni-planar) ou em diversos planos (multi-planar).

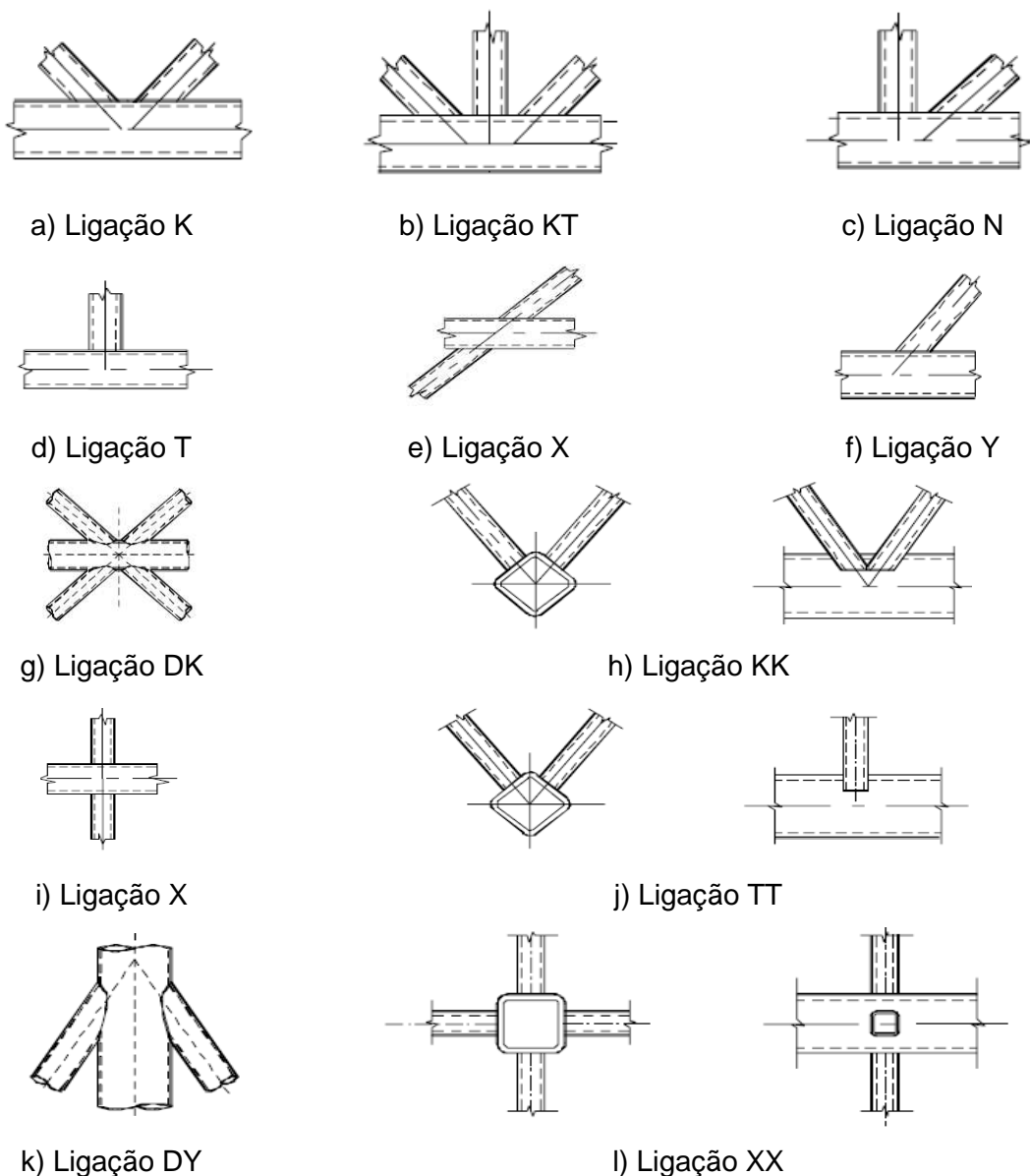


Figura 0.3 – Exemplos de Ligações em Perfis Tubulares [6]

Os perfis tubulares são largamente utilizados na Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e na Austrália. Países como Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda fazem uso intensivo de estruturas tubulares e contam com uma produção corrente, industrializada e contínua com alto grau de desenvolvimento tecnológico. Porém, no Brasil, até cerca de quatro anos atrás, o uso desses perfis na construção civil era bastante limitado, restringindo-se praticamente a coberturas espaciais [7].

Com o aumento da utilização e o aprofundamento dos estudos destes tipos de estruturas, espera-se incluir este tema, de modo apropriado, na NBR 8800 [8] ou então, que seja elaborada uma norma específica para o dimensionamento das estruturas em perfis tubulares. Desta forma, torna-se necessário respaldar os projetistas de estruturas de aço com procedimentos de análise consistentes para utilização de perfis tubulares, sobretudo no que tange as ligações, consideradas como sendo um ponto vulnerável nesse tipo de estrutura.

1.2. Revisão Bibliográfica

Lie *et al.* [9] relatou em 2006 uma análise experimental em ligações do tipo “T” submetidas a cargas axiais a fim de analisar o efeito das fraturas nas soldas das ligações. Para o referido trabalho, foram feitos dois experimentos em escala real com perfis tubulares retangulares. Os resultados obtidos mostraram que o critério adotado para o dimensionamento das ligações proposto no Eurocode 3 [10] é efetivo.

Também em 2006, os mesmos autores Lie *et al.* [11], da análise experimental publicaram outro artigo referenciando uma análise numérica da mesma ligação “T”. Para tais análises foram gerados quatro modelos diferentes através do programa *ABAQUS* 2002 e verificou-se a validade dos métodos utilizados para o dimensionamento das ligações do tipo “T”.

Em 2004 Chiew *et al.* [12] publicou um artigo com resultados obtidos de uma análise experimental em perfis tubulares circulares para o fenômeno de fadiga quando submetidos a carregamentos combinados. Verificou-se que para os efeitos de concentração de tensões, as equações utilizadas não foram efetivas. No entanto, para o efeito de fadiga, as equações mostraram-se válidas.

Shao Yong-Bo [13] relatou em 2006 os efeitos da variação da geometria de uma ligação tubular soldada dos tipos “T” e “K” sobre cargas axiais considerando uma modelagem experimental e outra paramétrica através da modelagem por elementos finitos. Segundo o autor, a equação utilizada para o cálculo dessa ligação mostrou-se inconsistente na comparação dos resultados analíticos dos estudos feitos pelo método dos elementos finitos e até mesmo sobre os resultados da análise experimental.

Mendanha [14]. através de sua tese de dissertação de mestrado em 2006, fez uma análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo “K” e “KT” com o objetivo de se avaliar experimental e numericamente o mecanismo de colapso, os deslocamentos e as deformações para as diferentes cargas aplicadas. Vale ressaltar que para a análise experimental foram feitas 6 análises em escala real de modo a se evitar a distorção dos efeitos.

Santos [15] descreveu em sua tese de mestrado em 2003, o comportamento das ligações tubulares de estruturas metálicas planas e o respectivo dimensionamento das mesmas sob algumas das normas para estruturas metálicas como o Eurocode 3 [10] e o AISC – LRFD [16]. Foram avaliadas ligações entre perfis tubulares de várias geometrias (circulares, retangulares e quadradas) sob diversas interações. Além disso, alguns exemplos numéricos foram resolvidos com o objetivo de se comprovar os métodos avaliados juntamente com o desenvolvimento de um programa computacional que realiza e verifica o dimensionamento de ligações de perfis tubulares a fim de facilitar as diversas análises necessárias para o seu cálculo.

Gazzola *et al.* [17] relatou em seu artigo um estudo do efeito dos esforços axiais em ligações tubulares soldadas do tipo “K” através do método dos elementos finitos comparando os resultados obtidos com uma equação anteriormente desenvolvida. Os resultados mostram-se satisfatórios.

Observando-se a necessidade de maiores pesquisas em ligações do tipo “K”, Lee e Gazzola [18]. fizeram uma modelagem em elementos finitos para esse tipo de ligação com o objetivo de determinar resultados para ligações com o chamado *overlap* (quando a coincidência dos centros dos montantes ocorre abaixo do banzo com superposições das diagonais) e *gap* (quando não ocorre superposição das diagonais) sob a ação de momento fletor no plano. Para tais análises foram feitas variações nos parâmetros geométricos dos tubos de forma a obterem a influência de cada um na ligação e com isso a equação proposta pode ser analisada para ambas as ligações.

1.3. Motivação

Os perfis tubulares podem ser utilizados em diversas áreas como pode ser visto no dia-a-dia, portanto, os estudos do comportamento desses elementos são de grande importância.

Os perfis tubulares têm um comportamento muito particular em comparação com as outras estruturas ditas abertas e, portanto, torna-se necessário estudar tais comportamentos para uma melhor aplicação desses perfis.

Todavia, as ligações entre perfis tubulares ainda necessitam ser melhores estudadas, tendo em vista que a Norma Brasileira para o dimensionamento de aço – NBR 8800 [8] e seu projeto de revisão [19] não contemplam o dimensionamento de tais ligações.

1.4. Objetivos

O objetivo fundamental da presente dissertação é estudar o comportamento de alguns dos mais importantes tipos de ligações entre perfis tubulares através de uma minuciosa análise paramétrica comparando-se os resultados obtidos com uma das principais normas internacionais, nomeadamente o Eurocode 3 [10].

1.5. Escopo

No presente capítulo foi feita uma breve revisão histórica dos perfis tubulares de forma a evidenciar a necessidade do estudo do comportamento desses elementos, principalmente no que diz respeito ao comportamento das ligações.

No capítulo segundo será apresentada uma análise do dimensionamento das estruturas tubulares baseada no Eurocode 3 [10], tanto para os elementos estruturais quanto para as suas ligações e da importância de cada um.

No capítulo terceiro descrever-se-ão os modelos numéricos utilizados na caracterização das ligações entre perfis tubulares para dois casos específicos: ligação “T” entre perfis quadrados e ligação “K” entre perfis circulares.

No capítulo quarto apresentar-se-á a análise paramétrica da ligação “T” entre perfis quadrados e a análise paramétrica da ligação “K” considerando as recomendações do Eurocode 3 [10] e os resultados obtidos nas análises numéricas para cada uma das ligações.

Finalmente, no capítulo quinto serão apresentadas as conclusões da presente dissertação e possibilidades de estudos futuros.

2. Dimensionamento de Estruturas Tubulares

2.1. Dimensionamento de Elementos Estruturais Tubulares

Sabe-se que os problemas a serem resolvidos durante o dimensionamento de estruturas em aço estão diretamente relacionados ao cálculo dos membros e suas respectivas ligações representando estados limites últimos dos mesmos. Para tal dimensionamento, considera-se tanto a estabilidade estática da estrutura e até mesmo a resistência à fadiga e a resistência das ligações expostas às cargas solicitadas. Deve-se ressaltar também que os estados limites de serviço também necessitam ser verificados como por exemplo, flechas, vibrações e etc.

Além das considerações acima, não se deve descartar as necessidades básicas como a da qualidade do material utilizado, a construção em si e até mesmo algumas necessidades especiais que são exigidas atualmente como a resistência ao fogo.

Deve-se ressaltar que para o dimensionamento dos perfis tubulares não é necessário apenas o conhecimento de dimensionamento de estruturas em aço, mas também, das minúcias encontradas nas propriedades desses perfis.

2.1.1. Recomendações de Projeto do Eurocode 3 [10]

A maioria das normas de aço estrutural é baseada no método dos estados limites. O dito estado limite para a estrutura ocorre quando o material não atende às necessidades requeridas pelas solicitações de projeto. Os estados limites são classificados entre: estados limites últimos e estados limites de serviço.

Os estados limites últimos referem-se à perda de equilíbrio da estrutura ou parte da mesma, considerando-a como um corpo rígido ou até mesmo pela perda de equilíbrio da estrutura devido à instabilidade, fadiga ou outras deformações causadas como excessivas deformações.

Os estados limites de serviço correspondem ao estado de perda da estrutura exigido para suas necessidades básicas. Tais necessidades podem ser exemplificadas pelas deformações ou deflexões excessivas e pelas vibrações que podem causar o chamado desconforto humano.

As propriedades do aço para fins estruturais foram considerados como mostra a Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Propriedades físicas do aço estrutural

Módulo de Elasticidade	$E = 210000 \text{ N/mm}^2$
Módulo de Cisalhamento	$G = \frac{E}{2(1+\nu)} = 81000 \text{ N/mm}^2$
Coefficiente de Poisson	$\nu = 0.3$
Coefficiente de dilatação linear	$\alpha = 12 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$
Densidade	$\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$

Os membros das estruturas tubulares podem ser dimensionados para diversos tipos de carregamentos que são: compressão ou tração axial, flexão ou carregamentos combinados (compressão e flexão). As estruturas tubulares de treliças são preferencialmente dimensionadas de forma que apenas solicitações em compressão axial sejam consideradas,

O dimensionamento dos membros da estrutura deve atender a seguinte condição básica:

$$N_d \leq N_{b,Rd} \quad (2.1)$$

onde N_d corresponde ao carregamento solicitante e $N_{b,Rd}$ corresponde a resistência do perfil.

O cálculo da resistência do perfil à tração é dada por:

$$N_{b,Rd} = A \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.2)$$

onde A é a área da seção transversal, f_y é a tensão de escoamento do aço e γ_{M0} é um coeficiente parcial de segurança, tomado igual a 1,00.

Diferentemente do cálculo da resistência à tração, a resistência à compressão de um perfil tubular é dada pela equação 2.3, diferenciando-se do cálculo de resistência a tração por um único coeficiente devido ao fenômeno da flambagem:

$$N_{b,Rd} = \chi \cdot A \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (2.3)$$

onde χ representa o fator de redução relativo às curvas de flambagem que dependem do valor adimensional $\bar{\lambda}$ dado pela equação 2.6 e γ_{M1} é coeficiente parcial de segurança, tomado igual a 1,00.

O fator de redução χ é obtido através da equação 2.4 sendo o parâmetro ϕ dado pela equação 2.5, onde α é um fator de imperfeição generalizado que toma os valores 0,13; 0,21; 0,34; 0,49 e 0,76 para as curvas a_0 , a, b, c e d, respectivamente.

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (2.4)$$

$$\phi = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (2.5)$$

O cálculo de $\bar{\lambda}$ é dado por:

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_E} \quad (2.6)$$

onde λ é o índice de esbeltez do perfil que é dada pela equação 2.7:, em que L_b é o comprimento efetivo do membro e i é o raio de giração da seção transversal do perfil. O fator λ_E é o chamado índice de esbeltez “Euleriano” do aço considerado que é dada pela equação 2.8, onde E corresponde ao módulo de elasticidade apresentado na Tabela 2.1.

$$\lambda = \frac{L_b}{i} \quad (2.7)$$

$$\lambda_E = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.8)$$

Para facilitar o cálculo do dimensionamento dos perfis, o valor de λ_E já se encontra tabelado conforme o aço e o seu respectivo coeficiente de escoamento, como pode ser visto na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Índice de Esbeltez Euleriano para vários aços estruturais

Aço	Fe 360	Fe 430	Fe 510	Fe E 460
f_y (N/mm ²)	235	275	355	460
λ_E	93,9	86,8	76,4	67,1

Segundo Wardanier *et al.* [20], algumas recomendações são relevantes para o dimensionamento de uma estrutura econômica em perfis tubulares, a saber:

- Determinar a estrutura ou treliça com o número mínimo de ligações;
- Determinar as forças atuantes assumindo ligações rotuladas e convergindo no centro dos membros;
- Determinar o comprimento da corda considerando cargas axiais, proteção à corrosão e geometria da ligação. Utilizar um comprimento efetivo de 0,9 vezes o comprimento real da barra;
- Utilizar para o banzo o valor de 355 N/mm² para a tensão de escoamento do aço;
- Utilizar para as diagonais o valor de 275 N/mm² para a tensão de escoamento do aço;
- Preferencialmente, adotar espessuras do banzo superiores ao do montante;
- O comprimento efetivo do montante deve ser 0,75 vezes o comprimento real da barra;

2.1.2. Exemplo Numérico

Com o objetivo de se apresentar resumidamente o processo para o dimensionamento de uma treliça em aço compreendendo os elementos estruturais, bem como as ligações, esse item da presente dissertação descreve os passos necessários para tal.

Baseando-se no exemplo proposto por Wardanier *et al.* [20], o sistema estrutural proposto é apresentado na Figura 2.1, onde as cargas já se encontram fatoradas.

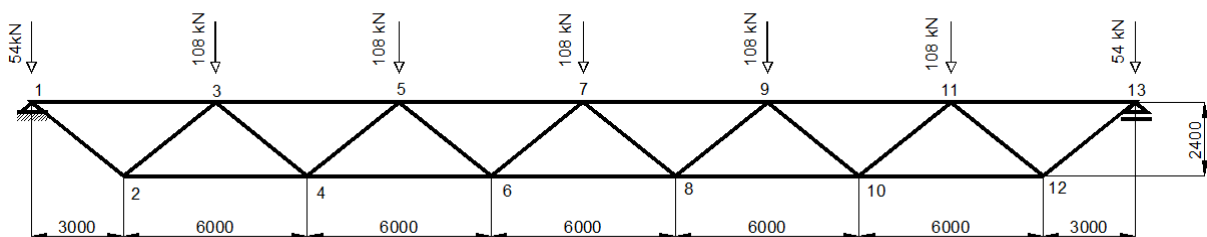


Figura 2.1 – Treliça uni-planar com ligação “K” [20]

Observando-se a treliça, percebe-se que a mesma é simétrica em relação ao eixo y , portanto, pode-se considerar metade da estrutura para efeitos de dimensionamento das barras, como mostrado na Figura 2.2, que apresenta os esforços atuantes na treliça para efeitos de dimensionamento.

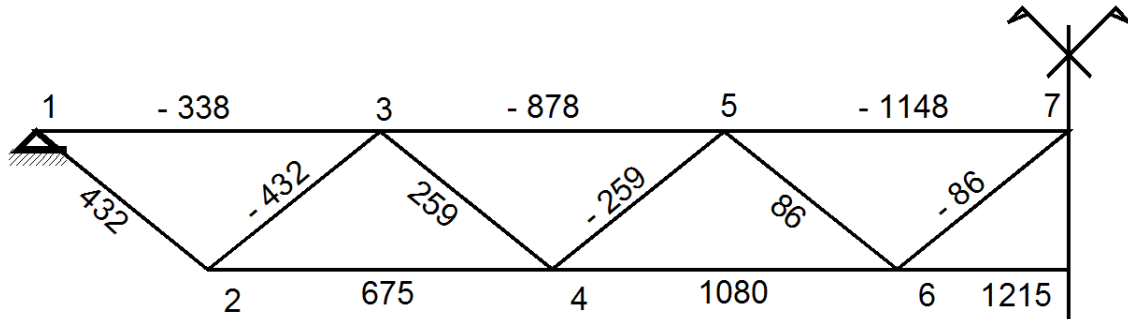


Figura 2.2 – Cargas axiais na treliça em kN [20]

Observando-se os valores dos esforços normais na treliça, pode-se perceber que as maiores solicitações no banço superior, nas diagonais e no banço inferior são 1148kN, 432kN e 1215kN, respectivamente. Para essa estrutura foram considerados apenas perfis circulares (CHS).

O Eurocode 3 [6] classifica os perfis tubulares circulares de acordo com a relação d/t , e a partir dessa relação são estabelecidos limites para sua classificação como mostra a Tabela 2.3. Uma vez determinada a classe do perfil, o dimensionamento é feito conforme sua classificação que para os perfis classe 1 e 2 não possui diferença no seu dimensionamento por permitirem plastificação completa da seção transversal diferenciando-se apenas pela capacidade de rotação além de representarem a maioria dos perfis encontrados no mercado Já para seções classe 3 e 4, o comportamento elástico deve ser utilizado para ambas diferenciando-se apenas para o caso de flambagem local para seções classe 4.

Tabela 2.3 – Limites d/t para Seções Circulares

Classe da Seção	Compressão e/ou Flexão				
	1	$d/t \leq 50\epsilon^2$			
2	$d/t \leq 70\epsilon^2$				
3	$d/t \leq 90\epsilon^2$				
$\epsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$	f_y (N/mm ²)	235	275	355	460
	ϵ	1	0,92	0,81	0,72
	ϵ^2	1	0,85	0,66	0,51

2.1.2.1. Dimensionamento do banzo superior:

O banzo superior encontra-se comprimido, portanto foi adotado o dimensionamento à compressão das barras, logo tomou-se o perfil $\varnothing 219,1 - 7,1$ cujas características geométricas encontram-se na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 – Dados do perfil $\varnothing 219,1 - 7,1$

f_y (MPa)	L_b (mm)	A_0 (mm ²)	d_0 / t_0	i (mm)
355	$0,9 \cdot 6000 = 5400$	4729	30,9	75

Calculando-se o valor da relação d/t encontrou-se o valor de 30,9, que segundo a Tabela 2.3 a um perfil classe 1. Através da equação 2.7 obtém-se o valor de λ que é 72,0. Segundo a Tabela 2.2 o valor de λ_E é 76,4, portanto, pela equação 2.6 tem-se o valor de $\bar{\lambda}$ igual a 0,94.

O valor de χ pode ser determinado pelo o ábaco da Figura 2.3 ou fazendo-se uso da equação 2.4 tomando-se α igual a 0,21 (curva a) por se tratar de perfis laminados a quente. Desta forma, para um valor de $\bar{\lambda}$ igual a 0,95, tem-se que o valor de χ igual a 0,70, que ao ser usado na equação 2.3, fornece um valor de $N_{b,Rd}$ igual a 1189kN que é superior ao valor de N_d , ou seja, 1148kN, validando o uso desse perfil.

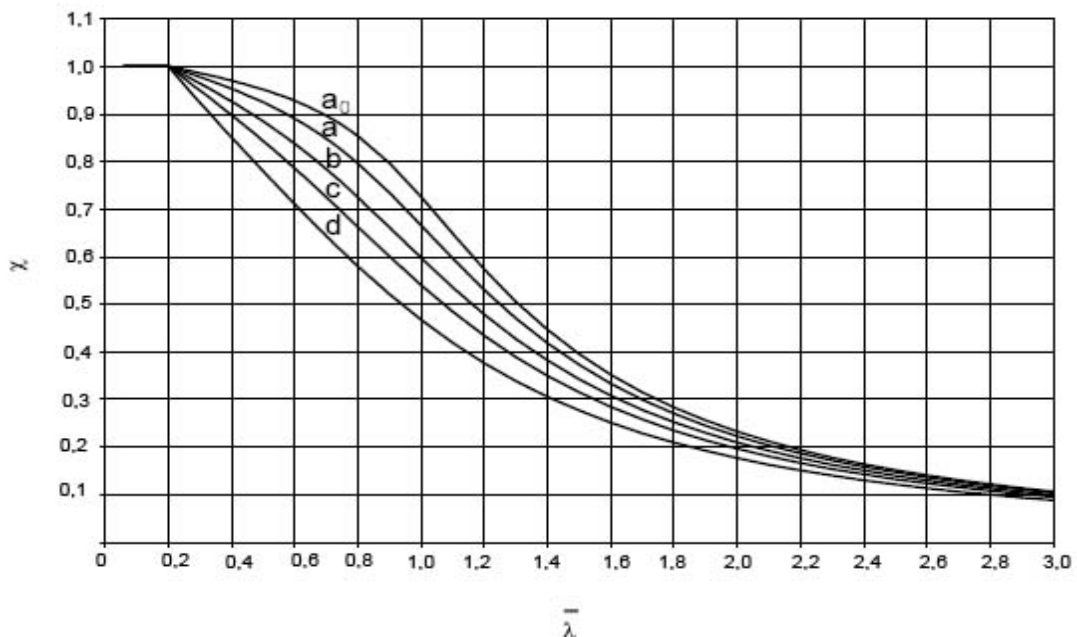


Figura 2.3 – Curvas Europeias de Flambagem [6]

2.1.2.2. Dimensionamento dos membros da diagonal:

Para o dimensionamento das diagonais em compressão, considera-se inicialmente o perfil $\emptyset 139,7 - 4,5$ que possui as características geométricas representadas na Tabela 2.5.

Tabela 2.5 – Dados do perfil $\emptyset 139,7 - 4,5$

f_y (MPa)	L_b (mm)	A (mm ²)	d_0 / t_0	i (mm)
275	$0,75 \cdot 3841 = 2880$	1911	31,04	47,8

Fazendo-se uso da Tabela 2.3, encontra-se um valor de 31,04 que corresponde a um perfil classe 1. Através da equação 2.7 obtém-se o valor de λ que é igual a 60,25. Segundo a Tabela 2.2 o valor de λ_E é 86,8, portanto, pela equação 2.6 tem-se que o valor de $\bar{\lambda}$ é 0,69.

Através da equação 2.4 para um $\bar{\lambda}$ de 0,69 tem-se o valor de χ igual a 0,85, portanto, pela equação 2.3 o valor de $N_{b,Rd}$ é 446,7kN que é superior ao valor de N_d igual a 432kN, validando o uso desse perfil.

Para o dimensionamento das diagonais em tração, excetuando-se a primeira diagonal do nó 1 onde considerar-se-á o mesmo perfil utilizado para as diagonais em compressão, tomou-se o perfil $\emptyset 88,9 - 3,6$ e suas características geométricas encontram-se na Tabela 2.6.

Tabela 2.6 – Dados do perfil $\emptyset 88,9 - 3,6$

f_y (MPa)	I_b (mm)	A (mm ²)	d_0 / t_0	i (mm)
275	$0,75 \cdot 3841 = 2880$	965	24,7	30,2

Para membros em tração, o cálculo da resistência, como dito anteriormente é dado pela equação 2.2, portanto o valor de $N_{b,Rd}$ é 265,4kN, que é superior ao valor de N_d igual a 259kN, validando o uso desse perfil.

Para o banzo inferior que se encontra tracionado, testou-se o perfil $\emptyset 193,7 - 6,3$ e suas características geométricas encontram-se apresentadas na Tabela 2.7.

Para membros em tração, o cálculo da resistência, como dito anteriormente é dado pela equação 2.2. Portanto o valor de $N_{b,Rd}$ é igual a 1317,05kN, que é superior ao valor de N_d que é 1215kN, validando o uso desse perfil.

Tabela 2.7 – Dados do perfil $\varnothing 193,7 - 6,3$

f_y (MPa)	I_b (mm)	A (mm ²)	d_0/t_0	i (mm)
355	$0,9 \cdot 6000 = 5400$	3710	30,75	66,3

A configuração geométrica da treliça em questão após o dimensionamento dos seus elementos pode ser melhor visualizada na Figura 2.4.

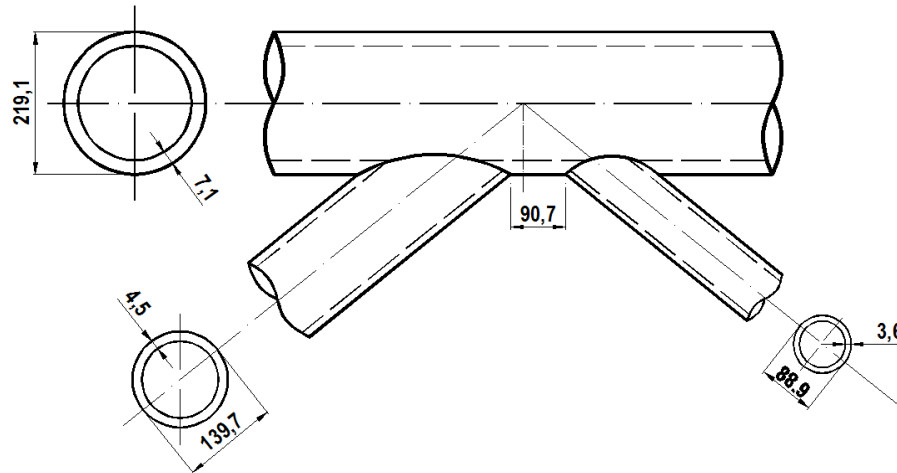


Figura 2.4 – Dados geométricos finais dos membros da treliça

2.2. Dimensionamento de Ligações Tubulares

2.2.1. Ligações Tipo “T”

Nos últimos anos, em que as estruturas têm se tornado cada vez mais esbeltas, a análise das ligações nos perfis tubulares tornou-se um fator fundamental para a execução desses elementos estruturais.

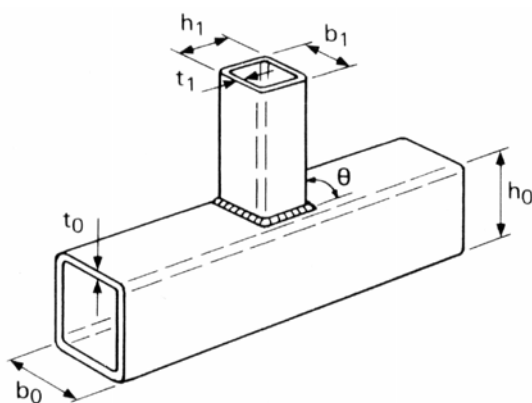
Para uma ligação soldada de perfis tubulares, a correta previsão da carga de ruína da face do perfil terá que levar em consideração os efeitos de flexão, de cisalhamento, da punção e do comportamento de membrana.

Baseado nessa premissa e fazendo uso do Eurocode 3 [10] para o cálculo da resistência da ligação soldada de perfis tubulares quadrados (Figura 2.5 [21]), foi observada uma diferença entre o resultado obtido com o método dos elementos finitos e a Norma Européia [10]. Deve-se ressaltar que as normas de projeto de ligações de perfis tubulares em aço são normalmente baseadas numa análise plástica, ou em critérios de deformações limites.

Na análise plástica pelo método dos mecanismos, a cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível, está associado um multiplicador das cargas da estrutura que é igual ou maior do que o seu multiplicador de colapso. A solução encontrada é, portanto dependente do mecanismo adotado, e será tão mais exata quanto mais adequado for aquele mecanismo. Como exemplos, os casos estudados por Cao *et al.*[23], Packer [24], Packer *et al.* [25] e Kosteski *et al.* [26] podem ser referenciados. Os mecanismos plásticos consideram a formação de linhas de ruptura (charneiras plásticas) segundo diferentes formatos, podendo ser lineares, retangulares, circulares ou uma combinação destes.

Packer *et al.* [25] avaliou três formas diferentes de mecanismos, mas os melhores resultados foram obtidos considerando mecanismos de linhas retas com um parâmetro de otimização associado.

Alguns dos autores citados anteriormente consideram que, para valores elevados de β , estes mecanismos podem fornecer valores contra a segurança na previsão da carga última. De fato, as soluções provenientes destes mecanismos de flexão tendem ao infinito quando o parâmetro β tende a 1 conforme apresentado na Figura 2.5 onde as outras variáveis geométricas são apresentadas. Packer *et al.* [25] verificou que quando $\beta \geq 0,95$, o valor teórico obtido para a resistência à flexão pode ser de apenas 12% do valor obtido experimentalmente, em virtude da predominância dos efeitos do cisalhamento. Estes autores propuseram também mecanismos de cisalhamento puro, verificando que a aplicação destes pode gerar valores de resistências muito pequenos, da ordem de 30% dos valores experimentais.



$$0,25 \leq \beta = \frac{b_1}{b_0} \leq 0,85 \quad (2.9)$$

$$\mu_1 = \frac{b_1}{t_1} \leq 35 \quad (2.10)$$

$$10 \leq \mu_0 = \frac{b_0}{t_0} \leq 35 \quad (2.11)$$

$$\gamma = \frac{b_0}{2t_0} \quad (2.12)$$

Figura 2.5 - Geometria e parâmetros de verificação para limites de norma [10]

Davies e Packer [27] propuseram mecanismos plásticos considerando-se esforços de flexão e punção pura e concluíram que os resultados obtidos conduziam a uma melhoria

significativa dos resultados, tendo em conta que estes inicialmente previam uma resistência 20% superior à obtida experimentalmente.

Gomes [28] procedeu à otimização destes mecanismos para almas de colunas em ligações segundo o eixo de menor inércia (considerando-se neste caso, um perfil “I”), adotando mecanismos com trechos retos e funções em espiral logarítmica, conduzindo a uma melhoria significativa dos resultados obtidos através dos mecanismos representados na Figura 2.6 (linhas retas ou linhas retas e circulares), como se verifica da análise dessa figura.

Os critérios de limites de deformação usualmente associados ao estado limite último da face de um perfil tubular solicitada perpendicularmente ao seu plano correspondem à máxima deformação desta componente naquela direção. Korol e Mirza [29] propuseram que o estado limite último deve ser associado ao deslocamento da face da corda correspondente a 1,2 vezes a espessura da mesma. Este valor representa algo em torno de 25 vezes a deformação elástica deste elemento estrutural. Lu *et al.* [30] propuseram que o estado limite último deve estar associado a uma deformação para fora do plano igual a 3% da largura da face da corda, correspondendo a carga máxima atingida em seus ensaios experimentais. Este limite de 3% também foi proposto por Zhao [31] e é atualmente adotado pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIS) para definir o estado limite último. Este critério será também adotado para obtenção da resistência de ligações “T” soldadas de perfis tubulares quadrados estudados neste trabalho.

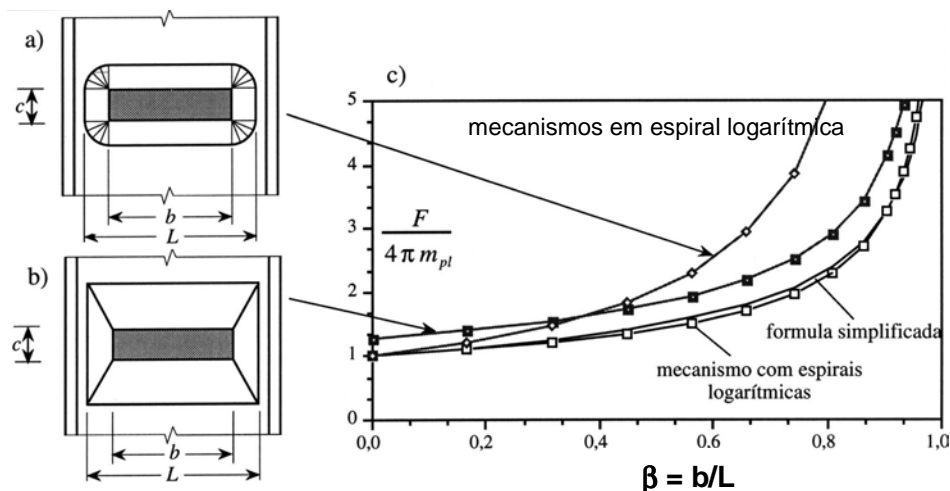


Figura 2.6 – Resultados de Gomes [28] com linhas de ruptura retas ou circulares

Koteski *et al.* [24] comparou resultados obtidos através de uma análise plástica com o critério da deformação limite de 3% citado acima, e concluiu que se a punção não é o

mecanismo governante, a diferença entre os resultados analíticos e experimentais se situa dentro de limites da ordem de 20%.

A justificativa para se utilizar o critério de limitação de deformação é que, para faces da corda esbeltas, a rigidez da ligação não se anula depois do escoamento completo, mas pode assumir valores elevados devido ao efeito de membrana. Este fenômeno pode ser observado nas curvas obtidas através da análise geométrica e materialmente não-linear a ser discutida em seções futuras do presente trabalho. É evidente que se a máxima carga é obtida através de curvas experimentais, a ausência de um “cotovelo” na curva pode dificultar a identificação do ponto referente ao estado limite último. Desta forma, comparações de resultados experimentais com resultados referentes a uma análise plástica, podem, nestes casos, ser baseadas nos critérios de deformação.

É de notar, porém, que a consideração completa desta resistência de membrana adicional não é compatível com os deslocamentos permitidos na ligação. Além disso, se a corda está submetida a carregamento cíclico, ou a carga de compressão axial, o acréscimo de resistência devido ao efeito de membrana poderá já não ser significativo [28]. Como conseqüência, o modo mais efetivo e correto para se definir o estado limite último destas ligações, além de análise numérica ou experimental adequada, é o modo analítico através da análise plástica, considerando a punção e os fenômenos de instabilidade.

A norma européia para dimensionamento de ligações em estruturas de aço, Eurocode 3 [10] propõe para previsão do comportamento rotacional de ligações viga-coluna, viga-viga ou placas de base, um método geral conhecido como Método das Componentes. Este método é baseado em um modelo mecânico constituído de elementos rígidos e molas lineares que representam cada um dos possíveis critérios de deformação caracterizando as componentes de uma ligação. Cada uma destas componentes é então caracterizada separadamente através de uma curva carga *versus* deslocamento e a associação dessas diversas componentes fornece a curva momento *versus* rotação global da ligação. Entretanto, para ligações entre tubos de seções retangulares (RHS) como apresentado na Figura 2.5 anteriormente, um procedimento diferente é então, adotado. Este método baseia-se na consideração de que estas ligações são rotuladas e, por esta razão, as características relevantes (juntamente com a capacidade de deformação) são a resistência dos elementos individuais (corda ou banzo e braço ou montante), ambos submetidos primeiramente a cargas axiais.

Estas recomendações do Eurocode 3 para avaliação da resistência de ligações entre perfis tubulares devem considerar os seguintes modos de ruína:

- ruína plástica da face da corda, Figura 2.7(a);
- ruína da parede lateral da corda por escoamento, esmagamento ou instabilidade devido carga axial de compressão no membro, Figura 2.7(b);

- plastificação da corda (ruptura plástica da seção transversal da corda);
- ruína da corda por cisalhamento, Figura 2.7(c);
- ruína por punção da parede da seção da corda, Figura 2.7(d);
- ruína do braço com largura efetiva reduzida, Figura 2.7(e);
- ruína por flambagem local do braço ou da corda no ponto de ligação com o braço, Figura 2.7(f).

Para uma ligação em “T”, o Eurocode 3 recomenda que sejam considerados os critérios de ruína do perfil tubular através dos mecanismos a, b, d, e ou f conforme apresentado na Figura 2.7, com os seguintes limites de validade: $\beta \geq 0,25$, $\mu_1 \leq 35$ e $\mu_0 \leq 35$ (ver Figura 2.5).

Para a ligação “T” em estudo neste trabalho, o estado limite que controla o dimensionamento é a ruína plástica da face carregada do banzo obtida através da eq. 2.13 a seguir cujos parâmetros geométricos foram definidos na Figura 2.5. Vale ressaltar que $N_{1,Rd}$ representa a carga a ser aplicada no montante que provoca a plastificação da face da corda e que esta equação somente é válida para valores de $\beta \leq 0,85$ [10].

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta)\text{sen}\theta_1} \left(\frac{2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4\sqrt{1-\beta} \right) \quad (2.13)$$

onde k_n é igual a 1,0 para membros submetidos a tração, f_{y0} representa a tensão de escoamento da corda, t_0 é a espessura do perfil da corda, β é um parâmetro geométrico definido na Figura 2.5 e θ_1 é o ângulo entre o banzo e o montante.

As avaliações dessas ligações não requerem somente um bom conhecimento de ligações em geral, mas também um conhecimento do comportamento das cargas aplicadas. Muitos ensaios experimentais foram feitos baseados em análises teóricas buscando fórmulas que proporcionassem a execução desse dimensionamento. A execução de um elemento estrutural com perfis tubulares deve satisfazer às solicitações variadas como momento, tração, compressão e carregamentos combinados. Os diferentes tipos de falhas ocorridas para as diferentes formas geométricas desses perfis tubulares são de grande importância para uma análise prévia de qualquer dimensionamento, para cada tipo de seção transversal e cada tipo de ligação possível.

As análises das ligações soldadas são feitas através de parâmetros que relacionam as propriedades dos perfis, que, por sua vez, também variam conforme o tipo de seção transversal adotada. As diversas análises feitas nesses tipos de perfis são baseadas na variação desses parâmetros e por isso passam a ter grande relevância no que se refere tanto na modelagem numérica quanto nos ensaios experimentais.

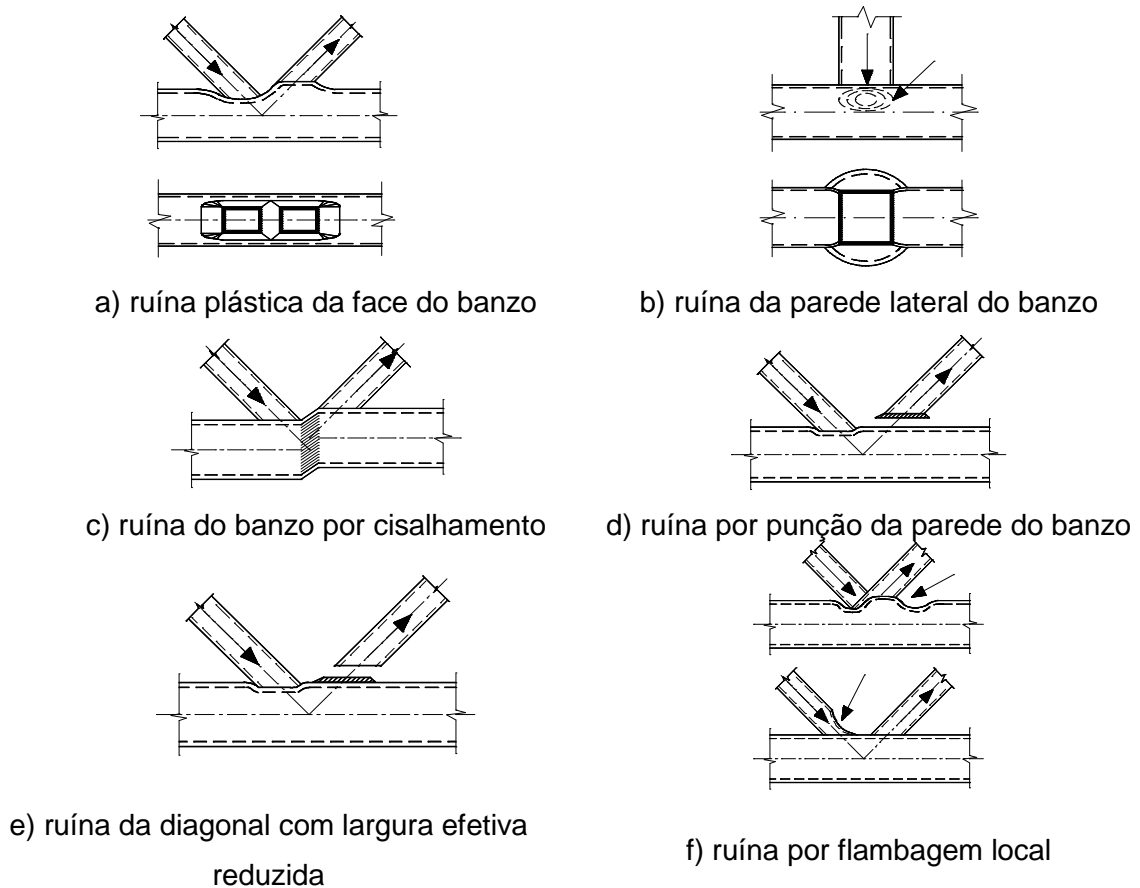


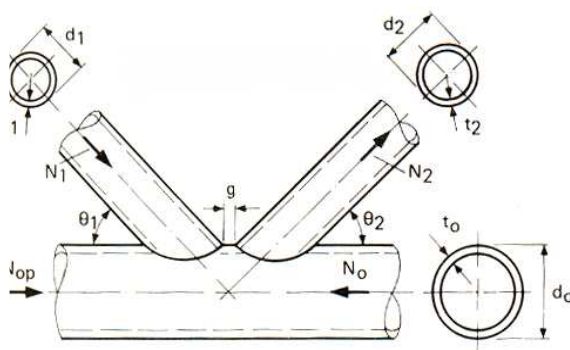
Figura 2.7 – Modos de ruína [10]

2.2.2. Ligações Tipo “K”

Os critérios de estado limite de deformação em geral associam o estado limite último da face do banzo associado à deformação da componente fora do plano. O dimensionamento das ligações do tipo “K” (ver Figura 2.8) baseia-se no estado limite de deformação e não no estado limite último, pois para banzos de espessuras pequenas o material não está completamente plastificado, podendo acarretar problemas devido ao efeito de membrana. Esse fenômeno pode ser claramente observado nesse estudo onde foi feita uma análise não-linear através do método dos elementos finitos para a ligação em questão. A carga máxima foi obtida da curva experimental, onde mais uma vez não é claramente definido o “cotovelo” na mesma dificultando a identificação do ponto do estado limite último. Adicionalmente é necessário fazer-se comparações dos resultados experimentais e da análise plástica baseados no critério de deformação.

O limite de deformação proposto por Lu *et al.* [30] e descrito por Choo *et al.* [35] pode ser usado na avaliação das cargas axiais e/ou rotação de uma ligação submetida a esforços axiais e flexão. A resistência da ligação é baseada numa comparação da deformação na

interseção montante-banzo para dois níveis de carregamento: a resistência última, N_u que corresponde a uma endentação do banzo, $\Delta_u = 0,03d_0$, e a resistência de serviço é dada por $\Delta_s = 0,01d_0$. Lu *et al.* [30] determinou que o primeiro ponto com perda de rigidez na curva carga-deslocamento pode ser considerado caso o deslocamento corresponda a um limite menor que $\Delta_u = 0,03d_0$. De acordo com o autor, se a razão N_u/N_s for maior que 1,5, o comprimento da ligação deve ser baseada no estado limite último. Caso a razão N_u/N_s seja menor que 1,5 a resistência limite de serviço controla o dimensionamento. No caso das ligações entre perfis CHS onde a razão do banzo $N_u/N_s > 1,5$, a deformação limite apropriada para determinar a resistência última da ligação deve ser igual a $0,03d_0$.



$$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2d_0} \quad (2.14)$$

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \leq 25 \quad (2.15)$$

$$0.2 \leq \frac{d_i}{d_0} \leq 1.0 \quad (2.16)$$

$$10 \leq \frac{d_0}{t_0} \leq 50 \text{ e } 10 \leq \frac{d_i}{t_i} \leq 50 \quad (2.17)$$

Figura 2.8 – Parâmetros de geometria e controle das ligações.

Conforme mencionado anteriormente, para ligações entre perfis CHS a metodologia proposta pelo Eurocode 3 [10] pressupõe que essas ligações são rotuladas. Além disso, a característica relevante de dimensionamento (além da capacidade de deformação) é o comprimento dos montantes e do banzo, primeiramente submetidos a esforços axiais. As recomendações da norma europeia para avaliação da resistência da ligação têm os seguintes modos de ruína:

- Plastificação da face do banzo, Figura 2.9 (a);
- Plastificação da parede do banzo, ruptura ou instabilidade no membro em compressão, Figura 2.9 (b);
- Plastificação da parede do banzo (plastificação da seção transversal do banzo);
- Plastificação da seção do montante, Figura 2.9 (c);
- Ruptura da parede da seção transversal do banzo, Figura 2.9 (d);
- Falha do montante com redução do comprimento efetivo, Figura 2.9 (e);
- Flambagem local do montante ou de uma seção transversal do montante no local da ligação, Figura 2.9 (f).

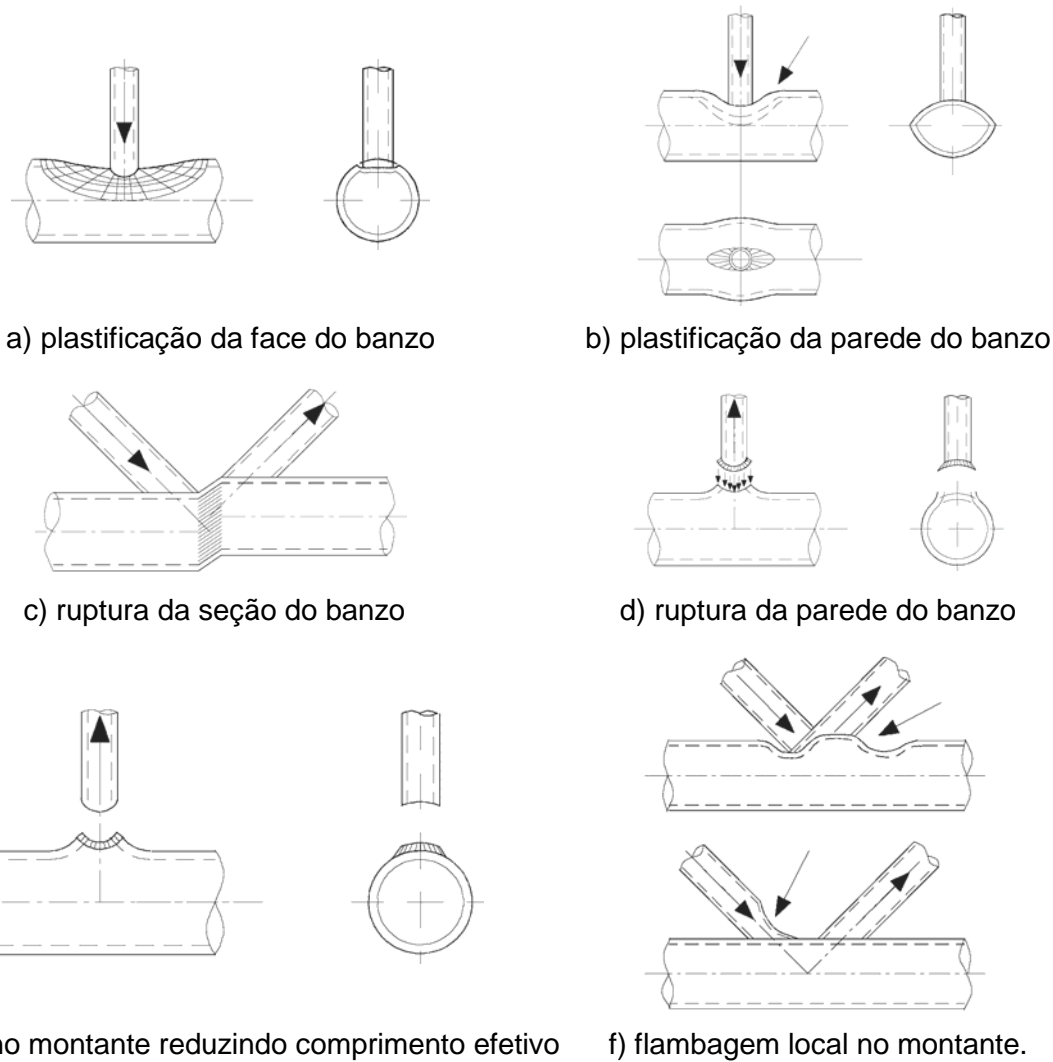
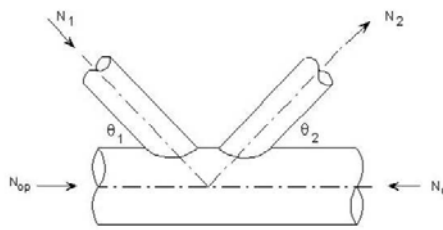


Figura 2.9 - Tipos de falhas em ligações “K” no Eurocode 3 [10]

A equação 2.18 define, de acordo com o Eurocode 3 [10], a carga de plastificação da face do banzo para a ligação “K” juntamente com os parâmetros definidos na Figura 2.8. $N_{1,Rd}$ é a carga axial relativa ao desenvolvimento da plastificação da face do banzo ou de ruptura.

Deve-se ressaltar que para o cálculo do parâmetro n_p , $N_{op,Sd}$ representa o valor do esforço normal no banzo na região abaixo da diagonal em compressão e $M_{p,Sd}$ o valor do momento atuante na região da ligação para os casos onde não há convergência entre os eixos longitudinais dos elementos, ou seja, para ligações com excentricidade conforme representado na Figura 2.10.



$$N_{1,Rd} = \frac{k_g \cdot k_p \cdot f_{y0} \cdot t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \cdot \left(1,8 + 10,2 \cdot \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (2.18)$$

$$N_{2,Rd} = \frac{\text{sen}\theta_1}{\text{sen}\theta_2} \cdot N_{1,Rd}$$

onde f_{y0} é a tensão de escoamento do banzo, t_0 é a espessura do banzo, θ_1 e θ_2 são os ângulos entre o banzo e as diagonais, k_p é calculado de acordo com a avaliação do membro da diagonal que para o caso do membro ser tracionado toma-se o valor de 1 e para o caso do membro em compressão tal fator é determinado pela equação 2.19, onde o fator n_p é calculado segundo a expressão 2.20 e k_g pode ser obtida pela equação 2.21.

$$k_p = 1,0 + 0,3n_p - 0,3n_p^2 \leq 1,0 \quad (2.19)$$

$$n_p = \frac{N_{op,Sd}}{A_0 \cdot f_{y0}} + \frac{M_{p,Sd}}{W_0 \cdot f_{y0}} \quad (2.20)$$

$$k_g = \gamma^{0.2} \left(1 + \frac{0.024\gamma^{1.2}}{1 + \exp\left(\frac{0.5g}{t_0} - 1.33\right)} \right) \quad (2.21)$$

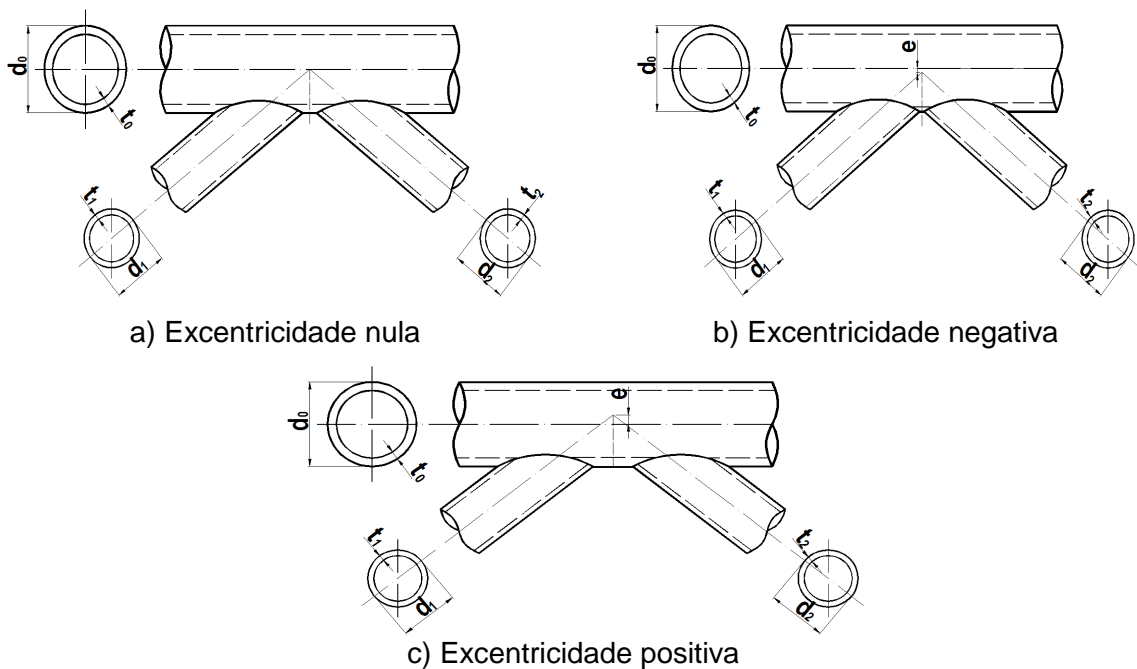


Figura 2.10 - Tipos de arranjos da ligação "K"

Para esses casos existem algumas considerações a saber. O valor dessa excentricidade é dito positivo quando os eixos das barras secundárias interceptam a barra principal abaixo do seu centro de gravidade, enquanto que a excentricidade é dita negativa quando a interseção localiza-se acima do centro de gravidade da barra principal como mostra a Figura 2.10. A excentricidade “e” está relacionada segundo as equações 2.22 e 2.23.

$$x = \left(e + \frac{d_0}{2} \right) \cdot \frac{\text{sen}(\theta_1 + \theta_2)}{\text{sen}\theta_1 \cdot \text{sen}\theta_2} - \frac{d_1}{2 \cdot \text{sen}\theta_1} - \frac{d_2}{2 \cdot \text{sen}\theta_2} \quad (2.22)$$

$$e = \left(\frac{d_1}{2 \cdot \text{sen}\theta_1} + \frac{d_2}{2 \cdot \text{sen}\theta_2} + x \right) \cdot \frac{\text{sen}\theta_1 \cdot \text{sen}\theta_2}{\text{sen}(\theta_1 + \theta_2)} - \frac{d_0}{2} \quad (2.23)$$

Para o caso dos montantes afastados, além dos parâmetros da ligação a serem analisados, deve-se fazer também a verificação do espaçamento entre as diagonais de acordo com a equação 2.24.

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (2.24)$$

2.2.3. Exemplos

De forma a ilustrar a utilização destas equações para dimensionamento de ligações soldadas entre perfis tubulares, apresentam-se dois exemplos de dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. O primeiro de uma ligação “T” e o segundo de uma ligação “K”.

2.2.3.1. Ligação “T”

O exemplo da ligação “T” foi baseado no ensaio realizado por Lie *et al.* [9], cujos dados geométricos tanto dos tubos quanto da ligação, são mostradas na Tabela 2.8 e a Figura 2.11.

Tabela 2.8 – Dados geométricos e de material dos elementos da ligação “T”

Elemento	b ₀ (mm)	h ₀ (mm)	t ₀ (mm)	t _w (mm)	f _y (MPa)	f _u (MPa)	f _w (MPa)
Banzo	350	350	15	12	380,3	529,0	600
Montante	200	200	16	12	380,3	529,0	600

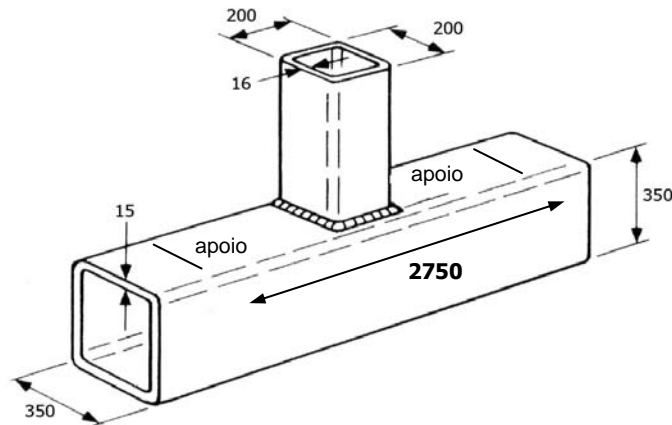


Figura 2.11 – Geometria da ligação “T” avaliada

Através das equações 2.9 a 2.12 pode-se obter os parâmetros dos elementos da ligação a fim de se determinar a sua resistência. Sendo assim, tem-se na Tabela 2.9 os parâmetros da ligação.

Tabela 2.9 – Parâmetros da Ligação “T”

β	μ_0	μ_1	γ
0,57	23,33	12,5	11,67

Pela equação 2.13 calcula-se o valor da resistência da ligação “T” obtendo-se assim o valor de $N_{1,Rd} = 689,15$ kN.

2.2.3.2. Ligação “K”

Retomando-se o exemplo numérico do item 2.1.2 com os elementos da treliça calculados para uma análise estática cujos dados geométricos estão relacionados na Tabela 2.10, utiliza-se uma das ligações dessa treliça para se verificar a resistência da ligação. Tomou-se o nó 3 da treliça para análise por se tratar do nó onde as cargas atuantes nas diagonais são as maiores e a Figura 2.12 fornece uma melhor visualização do trecho em questão. Através da equação 2.18, fornecida pelo Eurocode 3 [10] pode-se obter a resistência da ligação $N_{1,Rd}$.

Os parâmetros β e γ são calculados segundo as equações 2.14 e 2.15 sendo seus valores 0,52 e 15,43, respectivamente. O valor de k_g é calculado segundo a equação 2.21 e que depende dos parâmetros β e γ já calculados e, portanto, seu valor é 1,75. A equação 2.20 fornece o valor de n_p sendo igual a 0,201 e, conseqüentemente, o valor de k_p que é dado pela equação 2.19 assume-se o valor 1,05. Logo, deve-se usar $K_p = 1$.

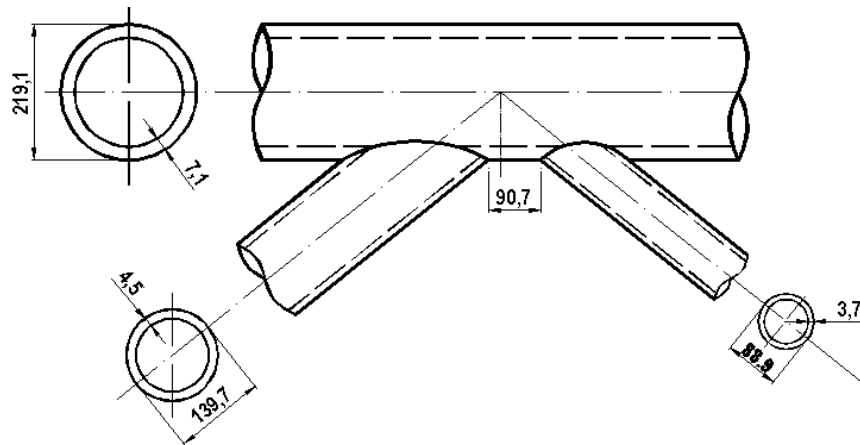


Figura 2.12 – Ligação “K” analisada

Tabela 2.10 – Dados geométricos e de material dos elementos

Elemento	Ø (mm)	t (mm)	t _w (mm)	f _y (MPa)	f _u (MPa)
Banzo superior	291,1	7,1	4,5	355	490,0
Membros em tração	88,9	3,6	4,5	275	390,0
Membros em compressão	139,7	4,5	4,5	275	390,0
Banzo inferior	193,7	6,3	4,5	355	490,0

Aplicando-se a equação 2.18 obtém-se o valor de $N_{1,Rd} = 382,54\text{kN}$, inferior ao esforço solicitante igual a 432kN.

Uma das maneiras de se solucionar esse problema é o acréscimo de uma excentricidade na ligação o que permite um ganho de resistência. Sabe-se, no entanto, que essa excentricidade causa também um surgimento de momento fletor nas barras. Entretanto, esse momento é consideravelmente pequeno e suportável pelos elementos da treliça.

Acrescentando-se uma excentricidade de 28mm o momento fletor adicional obtido é resultante da diferença das cargas de compressão no banzo multiplicado pelo valor da excentricidade, é igual a 15,12 kN.m (ver Figura 2.13). A verificação desse acréscimo de carga passa a ser feito segundo uma análise de carregamento combinado (no caso compressão e flexão) como pode ser visto na equação 2.25. O valor de M_0 é o momento aplicado, no caso o momento adicional na ligação, o valor de M_{PL} é calculado segundo a equação 2.26 para perfis classe 1 e 2. O fator k na equação 2.25 é dito fator de redução resultante de efeitos de segunda ordem na estrutura que, na verdade, são fatores dependentes da esbeltez do perfil, da classificação da seção e do diagrama de momentos fletores.

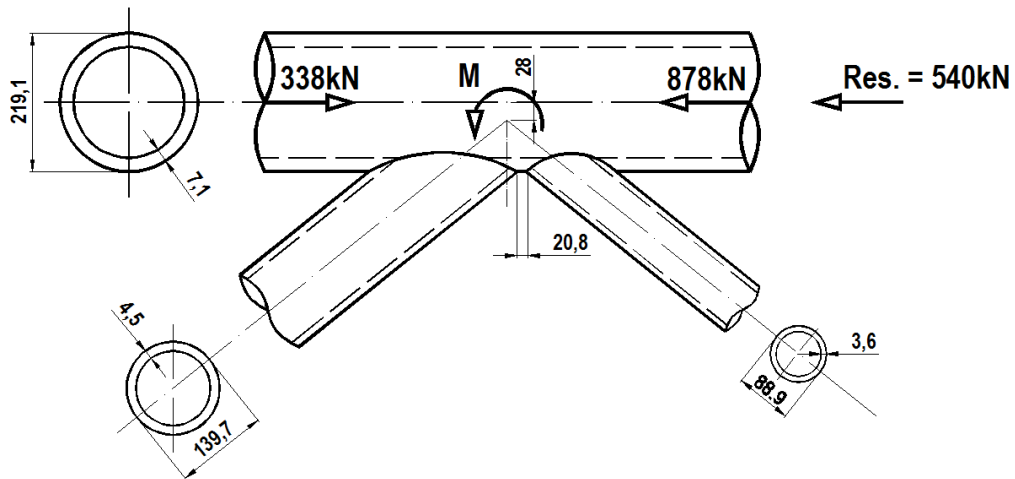


Figura 2.13 – Acréscimo de momento fletor na ligação devido a excentricidade e

$$\frac{N_0}{\chi \cdot A_0 \cdot f_{y0}} + k \cdot \frac{M_0}{M_{pl}} \leq 1,0 \quad (2.25)$$

$$M_{pl} = W_{pl} \cdot f_{y0} \quad (2.26)$$

O valor de W_{pl} segundo a tabela de perfis da V&M vale 319cm^3 e o valor de f_y é 355 MPa. Portanto o valor de M_{pl} é de $111,65\text{KN.m}$ e a relação da equação 2.25 ($0,74 + 0,067k$) é válida.

Com os novos dados geométricos para a utilização encontram-se valores para k_g e k_p iguais a 2,76 e 1,0, respectivamente. Sendo assim, a resistência da ligação $N_{1,Rd}$ segundo a equação 2.18, passou a ser igual a $657,62\text{kN}$ sendo maior que a sollicitação que é igual a 432kN .

Tal solução apresentada representa uma economia na construção, uma vez que alterando-se apenas a excentricidade da ligação não seria necessário utilizar-se outro perfil. No entanto, uma outra alternativa viável seria a mudança da espessura do perfil, o que na prática facilitaria a construção mas acarretaria um aumento de peso da estrutura e/ou no tempo de fabricação e montagem, aumentando o custo final da construção.

3. Modelagem Numérica

3.1. Introdução

Com o advento da computação, diversos métodos de análises numéricas puderam ser desenvolvidos de modo a prever o comportamento de uma ligação, uma vez que o dimensionamento estático dos elementos não garante a estabilidade da estrutura, tornando relevante a análise das suas ligações.

Todos os modelos desenvolvidos nessa dissertação foram modelados no programa de elementos finitos *Ansys V.10* [38] através da linguagem conhecida como APDL (*ANSYS Parametric Design Language*).

3.2. Ligação “T”

As ligações soldadas do tipo “T” representam o tipo de ligação mais simples na execução de estruturas com perfis tubulares. Buscando-se analisar o comportamento da ligação através de uma modelagem numérica, procurou-se em diversas literaturas informações referentes a esse tipo de ligação. Sendo assim, encontraram-se duas referências que contemplam a análise da ligação “T” sendo uma com a descrição experimental [9] e outra abordando um modelo numérico desenvolvido com base no método dos elementos finitos [11].

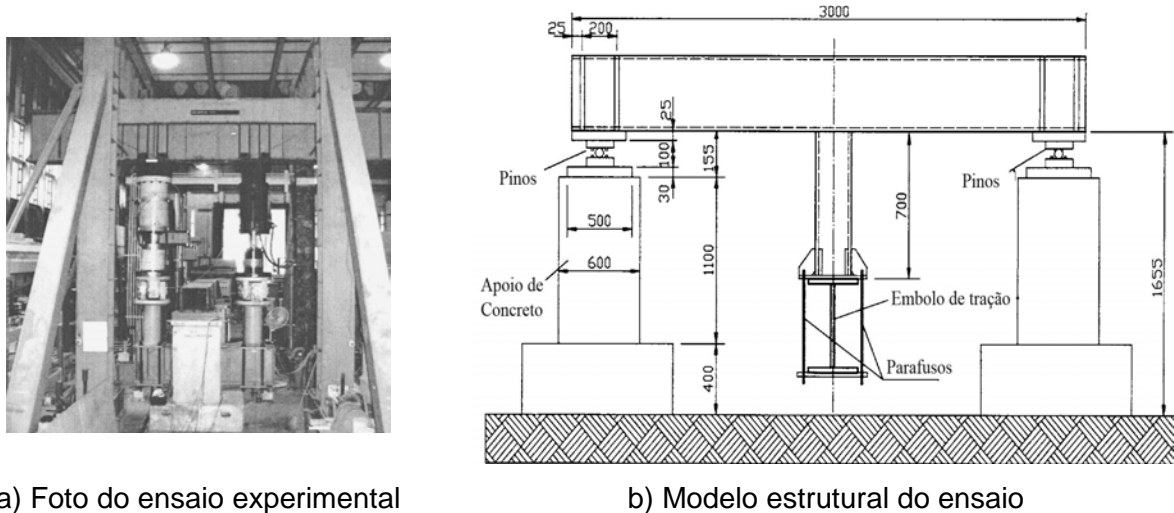
Lie *et al.* [9] desenvolveu uma análise experimental de uma ligação “T” soldada com perfis quadrados (SHS). A Figura 3.1 apresenta a configuração utilizada para a execução da análise experimental da ligação.

O ensaio realizado por Lie *et al.* [9] compreendeu um banzo SHS 350 x 15 com 3,0 m de comprimento, sendo considerado bi-apoiado. A distância entre os apoios foi de 2,75m. O montante foi caracterizado através de um perfil SHS 200 x 16, ambos com tensão de escoamento de 380,3MPa e tensão última de 529MPa. A solda considerada possui espessura de 12mm com tensão última de 600MPa. Para esta ligação os parâmetros geométricos citados no capítulo 2 assumem os valores apresentados na Tabela 3.1.

Todavia, o ensaio citado [9] considerou solda com fissuras não sendo este o objetivo do presente trabalho. No entanto, o modelo numérico desenvolvido pelos autores [11] contemplou uma análise das ligações com e sem fissuras na solda e os resultados utilizados nessa dissertação consideram o segundo caso.

Tabela 3.1 – Dados geométricos e de material dos elementos da ligação “T” [9]

$0,25 \leq \beta \leq 0,85$	$\mu_0 \leq 35$	$\mu_1 \leq 35$	γ
0,57	23,3	12,5	11,7



a) Foto do ensaio experimental

b) Modelo estrutural do ensaio

Figura 3.1 – Modelo experimental e modelo estrutural do ensaio [9]

A Figura 3.2 apresenta estes resultados onde pode-se observar que o modelo numérico considerando-se a fissura na solda não reproduz integralmente o resultado experimental, principalmente em termos de rigidez inicial e carga última. Todavia, para o trecho compreendido entre deslocamentos de 7,5mm e 17,5mm, as curvas apresentam uma boa concordância, estando dentro deste intervalo, o limite de deformação para a ligação em estudo, correspondente a um deslocamento de 3% da largura do banzo, ou seja, 10,5mm, a ser usado na obtenção da resistência da ligação de acordo com o exposto por Lu *et al.* [30].

De acordo com o exposto por Lie *et al.* [11], nos modelos numéricos, o material foi considerado perfeito e a curva tensão *versus* deformação do material foi obtida através de um ensaio a tração uniaxial, sendo diferente da condição de estado triaxial de tensões existente no ensaio. Desta forma, a capacidade resistente da ligação no modelo numérico apresentou-se superior quando comparada com o resultado experimental. Segundo o autor, esta diferença ocorre devido a perda de ductilidade na solda devido a fissura, fato não considerado na elaboração do modelo numérico. Assim, após feitas estas considerações, apresentou-se o resultado numérico para um modelo para a mesma ligação tipo “T”, porém, sem dano na solda. Este resultado pode ser visualizado também na Figura 3.2, sendo este utilizado na calibração do modelo numérico da ligação tipo “T” estudada neste trabalho.

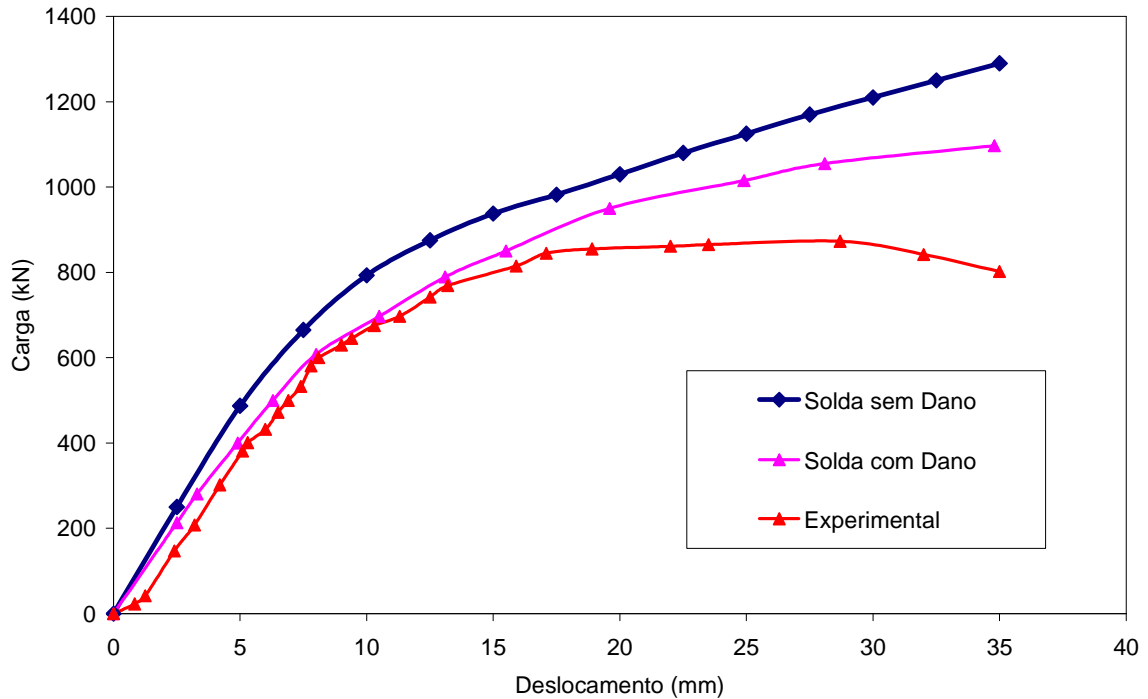


Figura 3.2 – Resultados obtidos por Lie *et al.* [11]

3.2.1. Calibração do modelo

Procurou-se obter um modelo que fornecesse resultados semelhantes aos obtidos por Lie *et al.* [11] do autor para se fazer uma série de análises paramétricas. Para tal, foram executados estudos principalmente no que se refere à solda, onde, no presente trabalho representa uma das partes mais relevantes a ser avaliada. Para tal calibração, foram feitas análises da solda com elemento de casca utilizando o elemento SHELL181 [38] e com elemento sólido utilizando-se o elemento SOLID45 [38] presente na biblioteca do programa de elementos finitos *Ansys 10.0* [38].

O formato do fluxo de carga considerando o elemento de casca pode ser observado na Figura 3.3 em que a superfície média do tubo bem como a superfície média da solda representam a geometria a ser utilizada na caracterização da ligação “T” com elementos de casca.

O elemento de casca SHELL181 [38] apresentado na Figura 3.4 possui quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó (translações nas direções x, y e z e rotações nos planos x, y e z), além disso, tal elemento considera também o chamado efeito de membrana. Esse elemento é mais indicado para grandes deslocamentos e rotações em análises não-lineares [38].

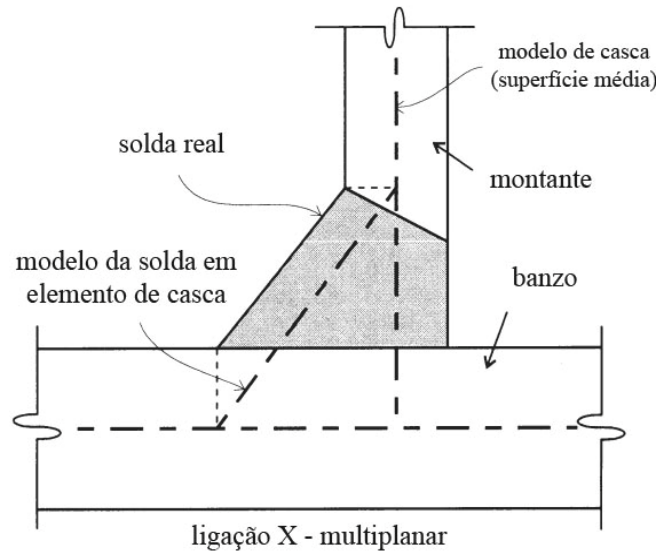


Figura 3.3 – Configuração da solda em elemento de casca [36]

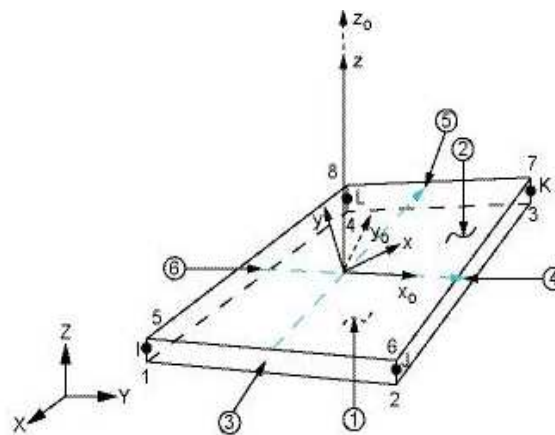


Figura 3.4 – Elemento SHELL181 [38]

Não-linearidades físicas e geométricas foram incorporadas aos modelos em elementos finitos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade de resistência da estrutura para esforços normais e de flexão. Adicionalmente, a utilização de não-linearidade geométrica permite previsão de grandes deformações, considerando a redistribuição de carregamento no modelo após o escoamento inicial.

Na análise numérica realizada, a não-linearidade do material foi considerada através do critério de plastificação de Von Mises através de uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bi-linear (Figura 3.5) de forma a exibir um comportamento elasto-plástico com um encruamento de 10%. Adotou-se um módulo de elasticidade de 210GPa e uma tensão

de escoamento de 380,5MPa. A não-linearidade geométrica foi introduzida no modelo através da formulação de Lagrange atualizado.

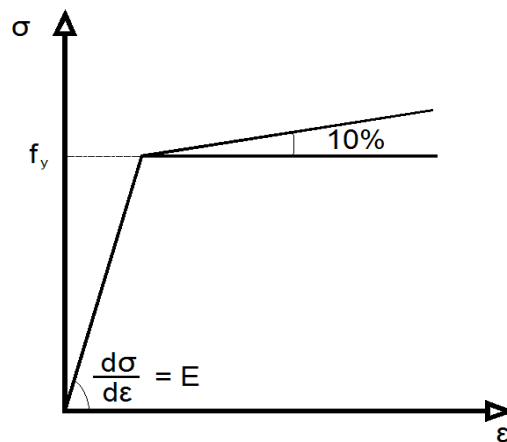
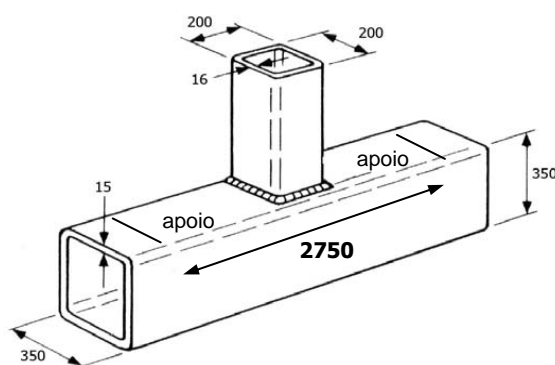


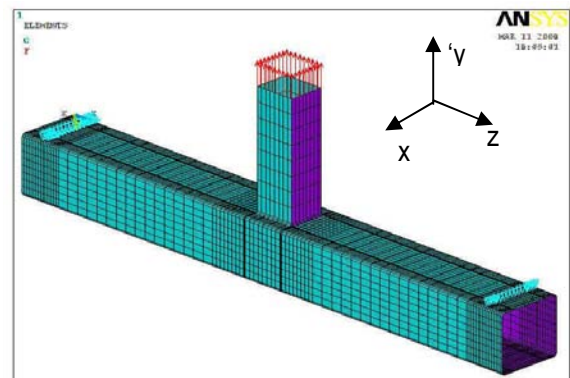
Figura 3.5 – Lei constitutiva tensão versus deformação bi-linear

Utilizando-se os mesmos dados do modelo desenvolvido por Lie *et al.* [11] obteve-se a configuração da malha em elementos finitos para análise do modelo com os dados geométricos citados anteriormente para calibração do mesmo como pode ser visto de forma mais clara na Figura 3.6.

Vale ressaltar que as condições de apoio apresentadas no artigo [9] foram mantidas na modelagem numérica estudada, onde foi considerada uma estrutura bi-apoiada. Além disso, para o modelo adotado, foi utilizado o controle de força.



a) Propriedades geométricas



b) Malha em Elementos Finitos

Figura 3.6 – Caracterização da Ligação “T”

A solda modelada com elemento de casca SHELL181 [38] mostrou-se coerente com o resultado numérico obtido por Lie *et al.* [11] como mostra a Figura 3.8. Vale ressaltar que a

modelagem realizada por Lie *et al.* [11] foi feita com elementos sólidos tanto para os perfis quanto para a solda, uma vez que a análise experimental foi feita considerando-se uma solda com fissura o que pode ocasionar uma falha.

Observando-se a Figura 3.8, verificou-se uma boa concordância entre o modelo numérico desenvolvido na presente dissertação com o proposto por Lie *et al.* [11] principalmente em termos de rigidez inicial. O deslocamento apresentado nessa figura foi medido na parte superior da solda como indicado na Figura 3.7.

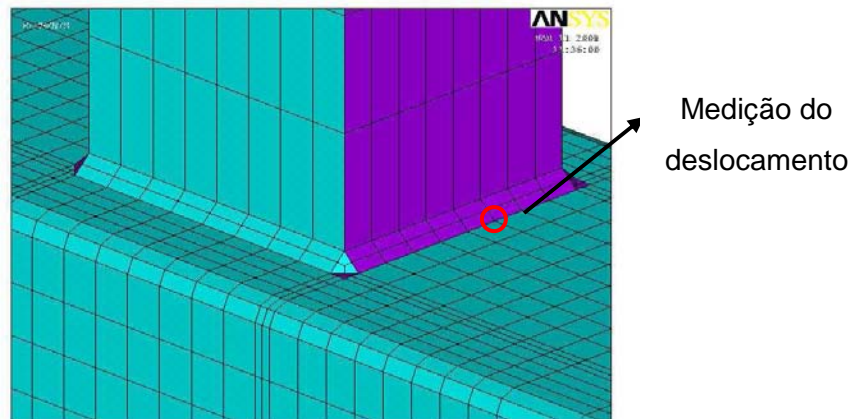


Figura 3.7 – Solda com elemento de casca SHELL181 [38]

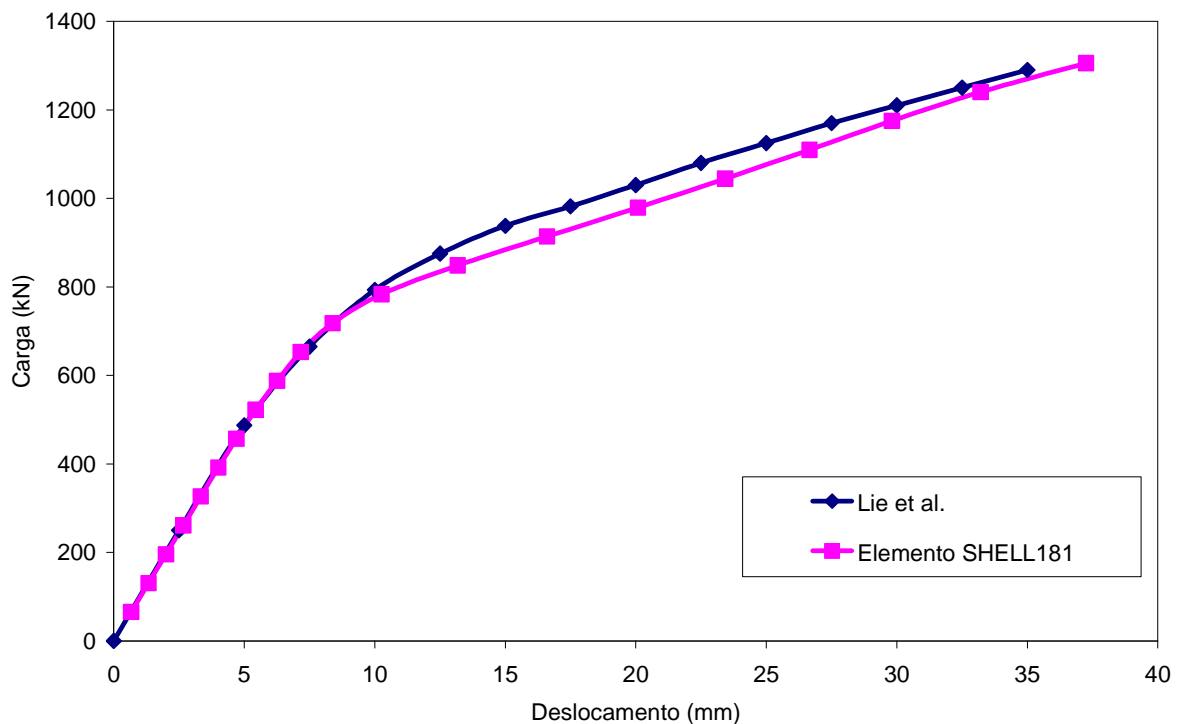


Figura 3.8 – Resultados comparativos entre o artigo [9] e o elemento SHELL181 [38]

Mantendo-se o modelo e alterando-se apenas o elemento a ser utilizado na caracterização da solda, buscou-se melhores resultados para o modelo considerando-se a solda como elemento sólido SOLID45 [38]. Este elemento possui oito nós com três graus de liberdade em cada nó (translação nos eixos x , y e z) como pode ser visto na Figura 3.9. O elemento tem incorporado na sua formulação a capacidade de considerar plasticidade, fluência, aumento de rigidez, grandes deformações e grandes deslocamentos. O elemento também apresenta uma opção para integração reduzida [38].

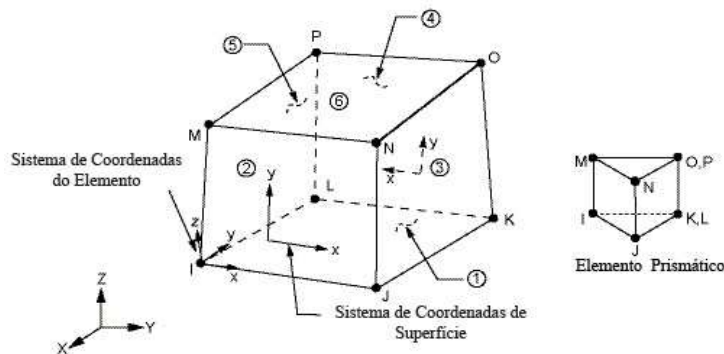


Figura 3.9 – Elemento SOLID45 [38]

A malha de elementos finitos formada considerando-se a solda com o elemento SOLID45 foi muito semelhante a do modelo com elemento SHELL181, tendo em vista que somente os elementos na região da solda foram modificados. Inicialmente imaginou-se que a formação da malha do modelo ficaria prejudicada por se tratarem de dois elementos diferentes, com diferenças em nós e em graus de liberdade, o que não ocorreu tendo em vista que foi considerado o acoplamento dos mesmos na região da solda. A Figura 3.10 mostra o malha utilizada na solda para análise numérica.

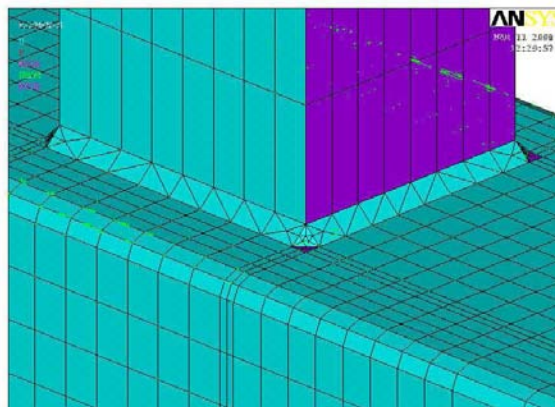


Figura 3.10 – Solda com elemento SOLID45 [38]

Os resultados obtidos considerando-se a solda com o elemento SOLID45 foram satisfatórios, no entanto percebeu-se um afastamento da curva do modelo com elemento sólido para o apresentado por Lie *et al.* [11] relação aos resultados obtidos com o modelo com elemento de casca como mostra o gráfico da Figura 3.11.

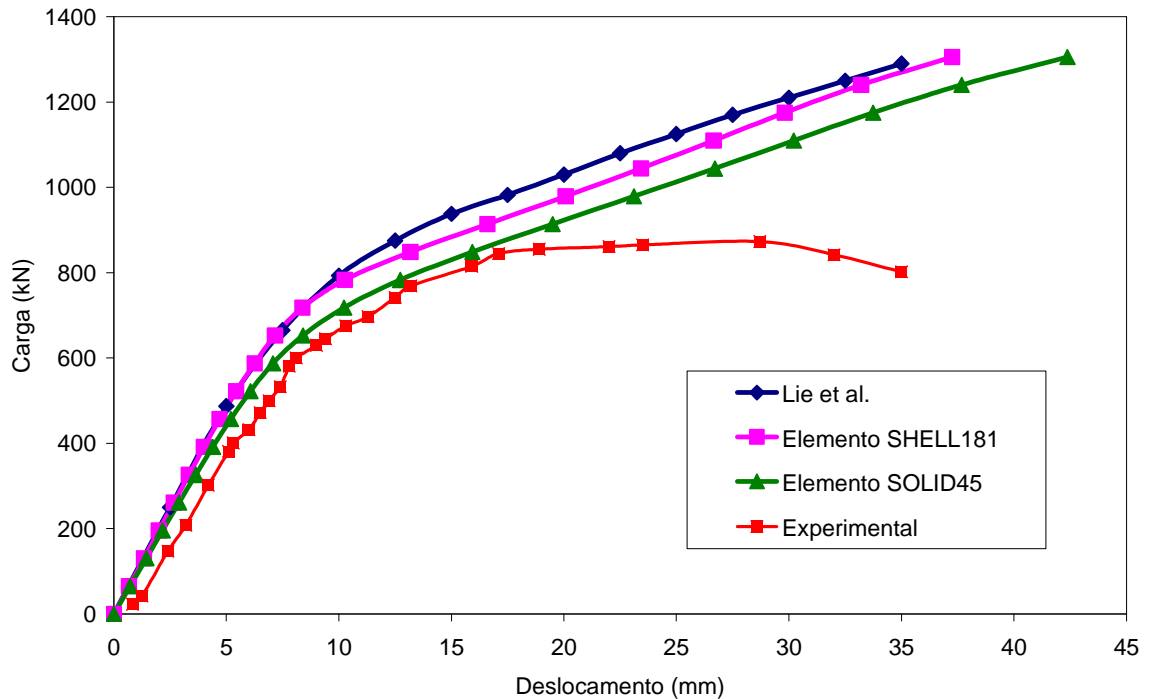
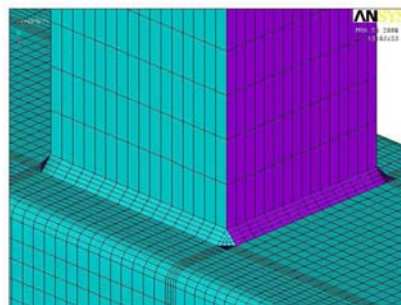
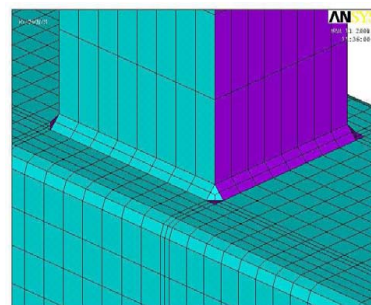


Figura 3.11 – Comparação de resultados: solda com elemento de casca ou elemento sólido

Observando-se os gráficos anteriores, concluiu-se que o elemento de casca forneceu uma resposta melhor comparando-se com o resultado obtido por Lie *et al.* [11]. Buscando-se melhorar os resultados, foi feito um estudo de densidade de malha. Para executar tal estudo, o número de divisões da malha foi aumentado. Como todo o estudo refere-se à ligação, a solda é o elemento fundamental a ser analisado. Portanto a Figura 3.12 apresenta as malhas obtidas para as diferentes divisões do modelo.



a) malha mais refinada



b) malha normal

Figura 3.12 – Detalhes das malhas com suas respectivas divisões

Os resultados obtidos para os diferentes tipos de divisões das malhas podem ser observados na Figura 3.13. O resultado para uma malha mais refinada mostrou-se menos efetivo do que uma malha menos refinada tendo em vista que a curva para uma malha refinada está abaixo da curva para a malha menos refinada que se encontra mais próxima da curva obtida por Lie *et al.* [11].

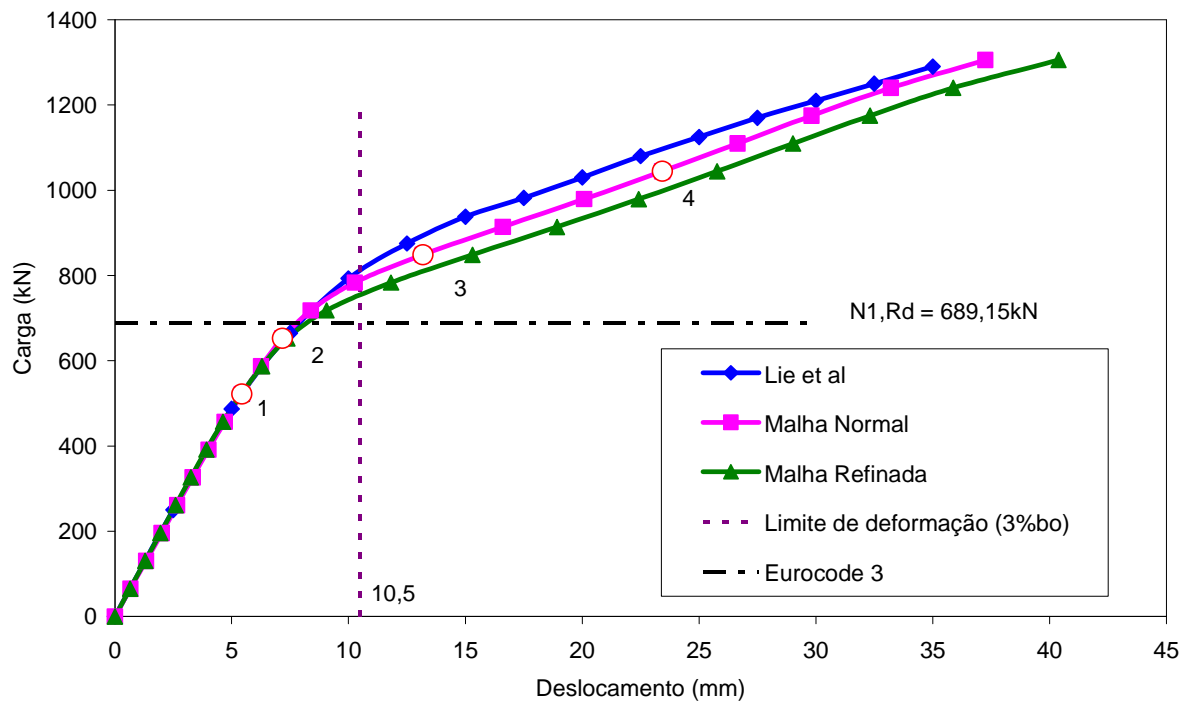


Figura 3.13 – Curvas para diferentes tipos de densidades de malhas

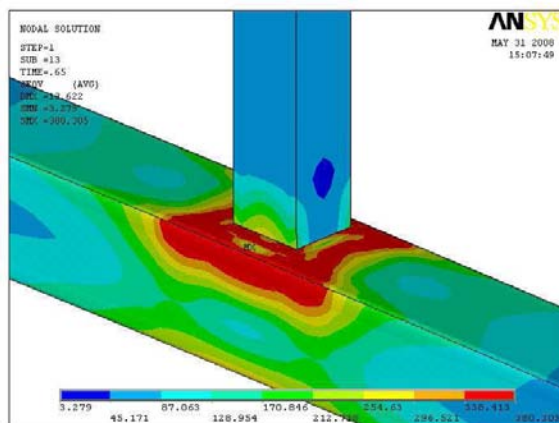
De acordo com o limite de deformação de 3% da largura do banzo proposto por Lu *et al.* [30], o modelo numérico da ligação “T” utilizado na presente dissertação fornece uma resistência para a ligação de aproximadamente 793 kN. Por este mesmo critério, o modelo desenvolvido por Lie *et al.* [11] fornece uma resistência de aproximadamente 806 kN enquanto que o Eurocode 3 [10] através da equação 2.13 considera uma resistência de 689,15 kN. Desta forma, pode-se concluir que o modelo para a ligação “T” desenvolvido na presente dissertação fornece resultados satisfatórios.

A partir dos resultados obtidos com o modelo calibrado utilizando-se o elemento de casca SHELL181 [38], foram escolhidos quatro pontos mostrados no gráfico da Figura 3.13 para analisar a evolução das tensões de Von Mises de forma a verificar o estado limite último que controla o dimensionamento da ligação. Vale ressaltar que a falha do material ocorre inicialmente no banzo e para efeito de análise de resultados a solda, foi retirada das

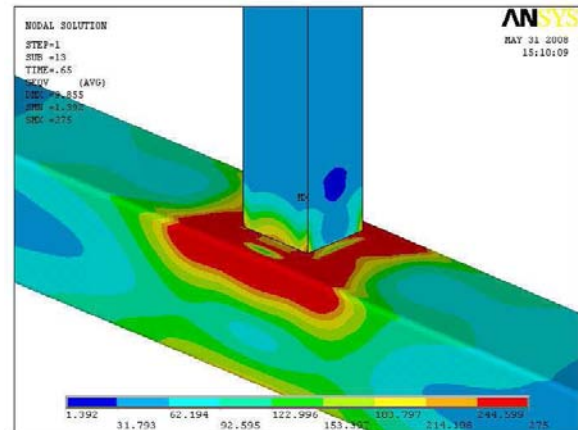
figuras em questão tendo em vista que possui resistência diferente do aço dos perfis e prejudicaria a obtenção dos resultados.

Observando-se a figura anterior, pode-se verificar que no ponto 1 a distribuição das tensões de Von Mises indica um início de plastificação na face superior do banzo. Para o ponto 2, correspondente a uma carga aplicada de 652,7kN, verifica-se que a face superior do banzo da ligação encontra-se totalmente plastificada, confirmando-se que para tal ligação, o estado limite último que controla o seu dimensionamento é a plastificação da face superior do banzo conforme apresentado no capítulo dois da presente dissertação. A partir deste ponto, a ligação ainda apresenta a possibilidade de um aumento de carga devido ao efeito de membrana. Para os pontos 3 e 4 observa-se também a plastificação da face lateral do banzo.

Na Figura 3.14 pode-se verificar a distribuição das tensões de Von Mises para as duas malhas analisadas como visto na Figura 3.13. Para um mesmo nível de carregamento, sendo esse 848,56kN, pode-se observar que para a malha mais refinada ocorre a plastificação em pontos do banzo que não são verificados no modelo com malha menos refinada. Sendo assim, a curva carga *versus* deslocamento obtida para a malha mais refinada como visto na Figura 3.13 realmente deveria encontrar-se abaixo da curva carga *versus* deslocamento para a malha normal, explicando portanto a diferença entre as curvas. No entanto, como a diferença entre as duas curvas foi pequena, optou-se por utilizar a malha normal de forma a diminuir o esforço computacional.



a) Tensões de Von Mises para malha refinada



b) Tensões de Von Mises para malha normal

Figura 3.14 – Tensões de Von Mises para as malhas normal e refinada considerando um mesmo nível de carregamento

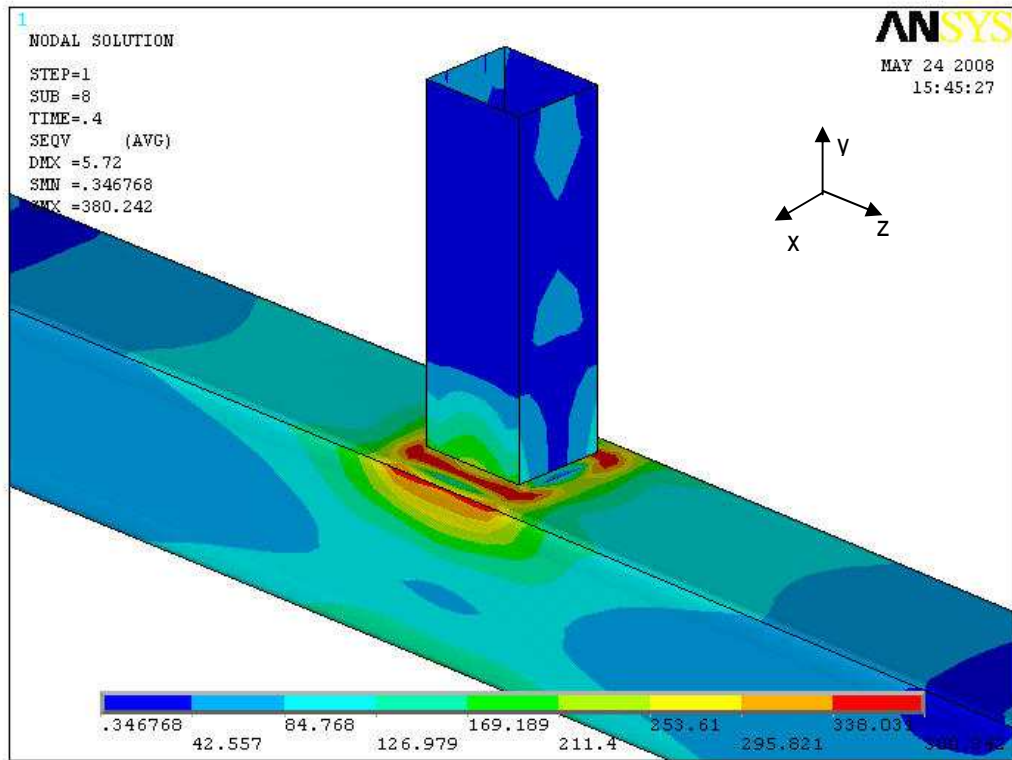


Figura 3.15 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 1 do gráfico da Figura 3.13 - F
= 522,2 kN

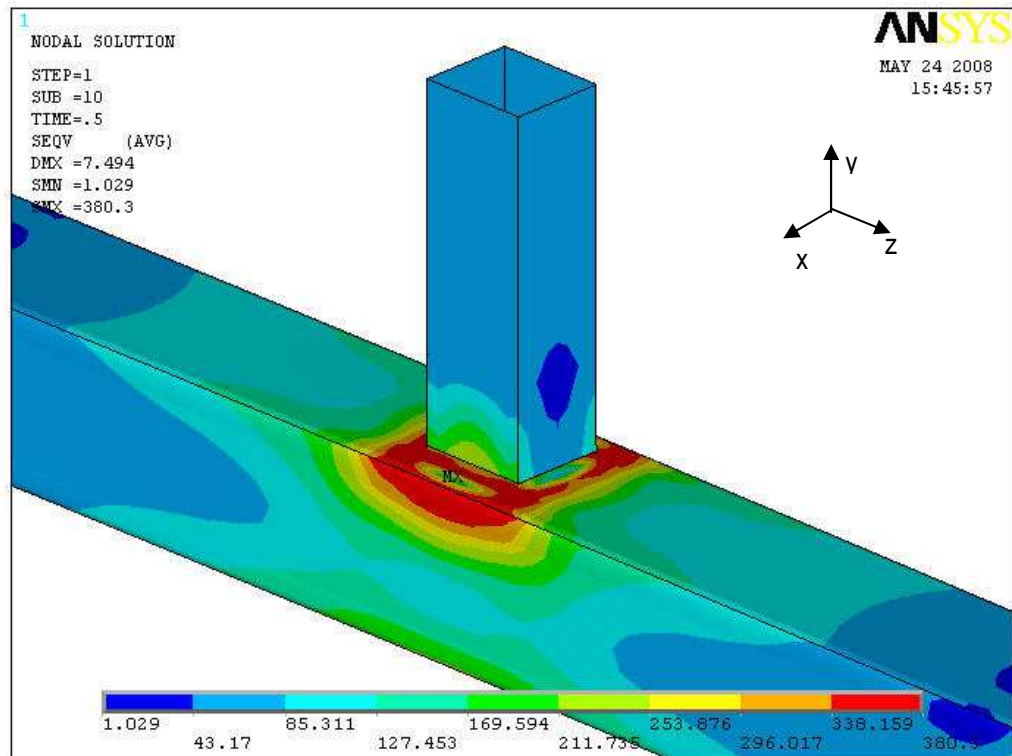


Figura 3.16 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 2 do gráfico da Figura 3.13 - F
= 652,7 kN

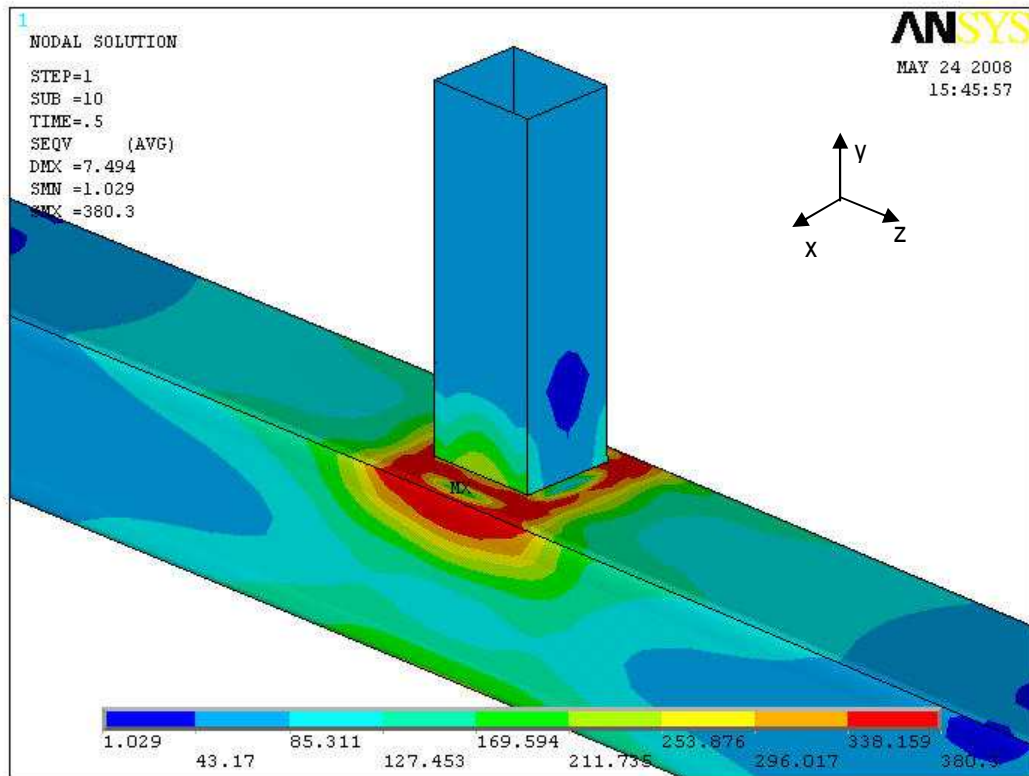


Figura 3.17 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 3 do gráfico da Figura 3.13 - F
= 848,6 kN

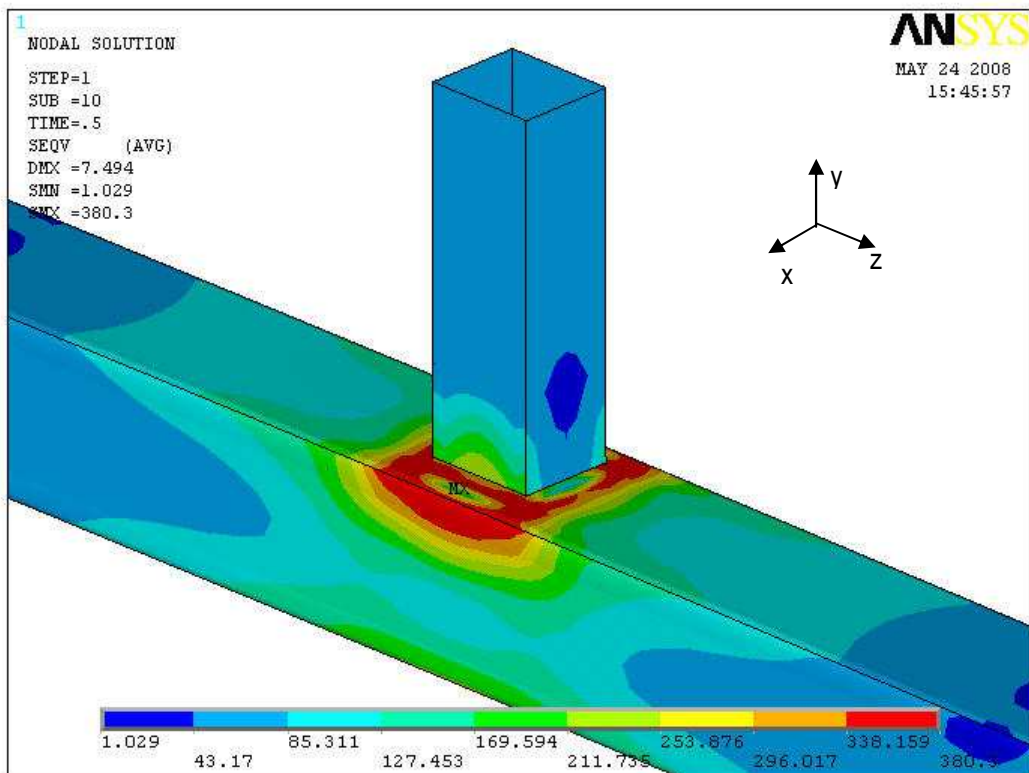


Figura 3.18 – Distribuição da tensão de Von Mises para o ponto 4 do gráfico da Figura 3.13 - F
= 1044,4 kN

3.2.2. Ligação “K”

Partindo-se do princípio de que o elemento de casca consegue representar com satisfação o comportamento de ligações em estruturas soldadas, como foi visto na avaliação do modelo anterior, foi reproduzido um modelo de uma ligação soldada entre perfis tubulares circulares do tipo “K”. Para tal modelagem, utilizou-se novamente o elemento SHELL181 [38] que foi devidamente caracterizado no item 3.2.1.

Sabendo-se que no item 3.2.1 o modelo numérico desenvolvido para a ligação “T” satisfaz as premissas, inclusive ressaltando-se que tal modelo foi calibrado com resultados existentes na literatura, optou-se por utilizar a mesma metodologia para a análise da ligação do tipo “K”.

Os dados geométricos do modelo numérico a ser desenvolvido estão caracterizados na Tabela 3.2 e podem ser visualizados na Figura 3.19.

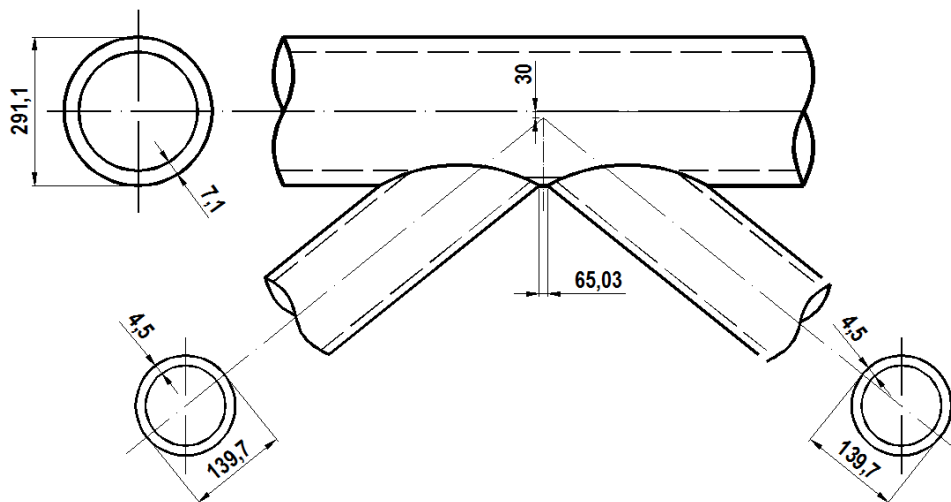


Figura 3.19 – Modelo da ligação “K” analisada

Tabela 3.2 – Dados geométricos do modelo da ligação “K”

Elementos	ϕ (mm)	t (mm)
Banzo	291,1	7,1
Diagonal Direita (Comprimida)	139,7	4,5
Diagonal Esquerda (Tractionada)	139,7	4,5
Ângulo entre diagonal e banzo	38,7°	

Para se desenvolver tal modelo numérico inicialmente foram necessárias diversas análises de modelos estruturais que satisfizessem o comportamento da ligação baseando-se em Choo *et al.* [37], que realizou diversas análises para diferentes tipos de condições de apoio para uma estrutura com perfil tubular circular e ligações soldadas.

Para a ligação em questão foram considerados três tipos de modelos estruturais para serem analisados a fim de se obter um modelo mais coerente com o modelo real. Deve-se ressaltar que as dimensões e os carregamentos na estrutura foram os mesmos utilizados para o dimensionamento da treliça do item 2.2.3.2 da presente dissertação, modificando-se apenas o diâmetro do banzo.

O primeiro modelo escolhido corresponde ao modelo estrutural da Figura 3.20 em que se considera, no banzo, apenas restrições verticais e nas diagonais restringindo-se os deslocamentos na vertical e na horizontal. Com relação as cargas no modelo, considerou-se o carregamento horizontal no banzo e um momento fletor aplicado na ligação dos membros.

Os diagramas de esforços normais e de momento fletor do primeiro modelo estrutural avaliado podem ser observados na Figura 3.21 onde se verifica que o nível de momento fletor nas barras é pequeno permitindo que as mesmas sejam consideradas como estando submetidas apenas a esforço normal.

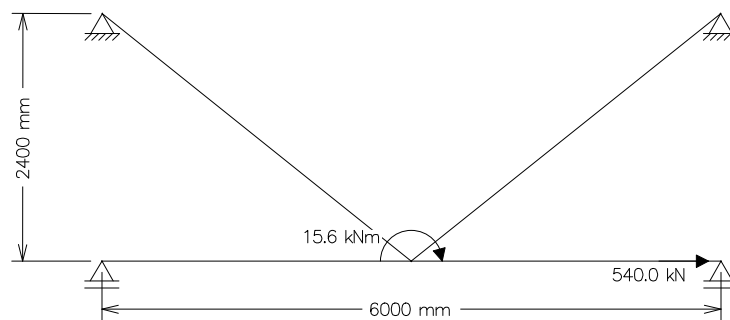
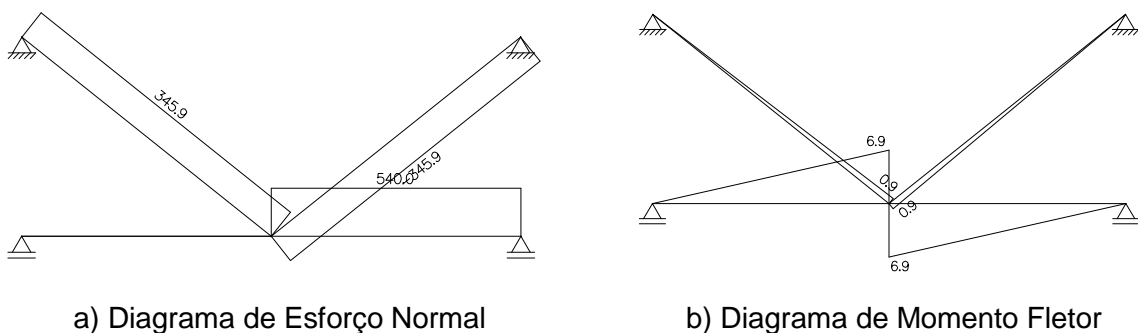


Figura 3.20 – Primeiro modelo estrutural considerado



a) Diagrama de Esforço Normal

b) Diagrama de Momento Fletor

Figura 3.21 – Diagrama de esforço normal e momento fletor do primeiro modelo estrutural avaliado

Observando-se o diagrama da deformada do primeiro modelo estrutural (Figura 3.22) analisado, o nó da ligação deslocou-se apenas na horizontal, sendo mais coerente com o esperado.

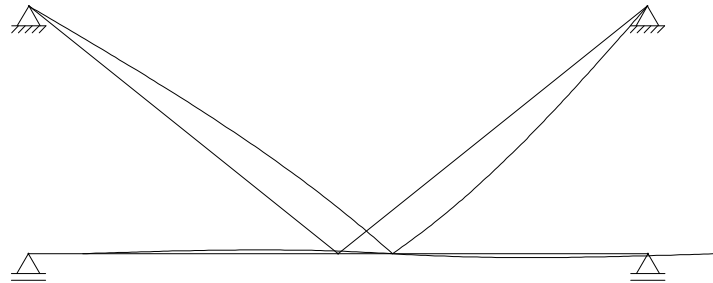


Figura 3.22 – Deformada do primeiro modelo estrutural avaliado

Sabendo-se dos resultados obtidos para uma análise prévia de modelo estrutural, o primeiro modelo avaliado correspondeu às expectativas.

O segundo modelo estrutural avaliado corresponde ao modelo representado na Figura 3.23, onde, no banzo, foram consideradas restrições apenas verticais e nas diagonais, restringiram-se os deslocamentos na vertical e na horizontal. O carregamento na estrutura corresponde apenas a uma carga aplicada no banzo horizontalmente.

Considerando-se o modelo estrutural da Figura 3.23, foram obtidos os diagramas de esforços normais e de momento fletor apresentados na Figura 3.24 e, mais uma vez, o comportamento do modelo estrutural adotado foi coerente com o real, visto que o momento fletor acrescido foi muito pequeno podendo ser desconsiderado para efeitos de dimensionamento.

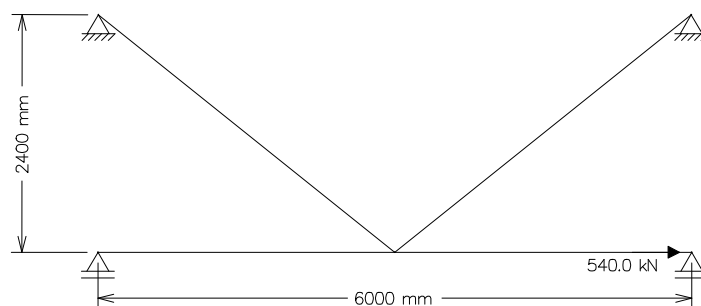


Figura 3.23 – Segundo modelo estrutural considerado

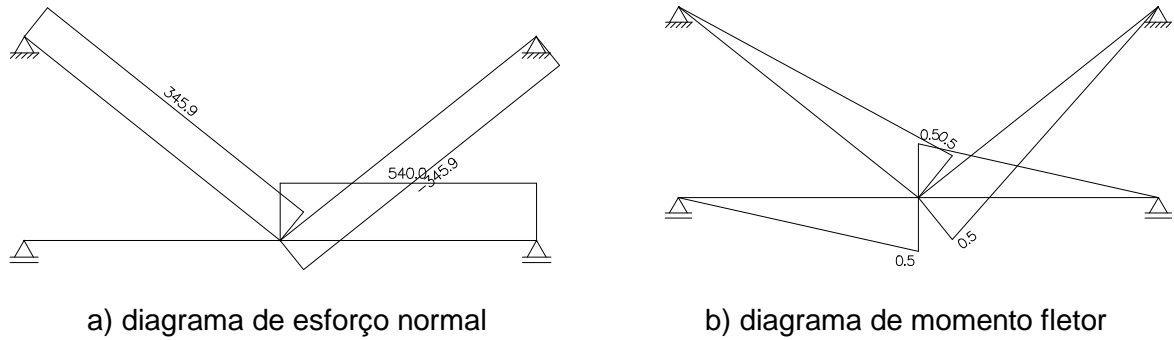


Figura 3.24 – Diagrama de esforço normal e momento fletor do segundo modelo estrutural avaliado

Observando-se o diagrama da deformada do modelo estrutural para o segundo modelo avaliado conclui-se que o modelo estrutural considerado é válido para o comportamento a ser estudado como mostra a Figura 3.25, sendo essa semelhante a deformada da Figura 3.22.

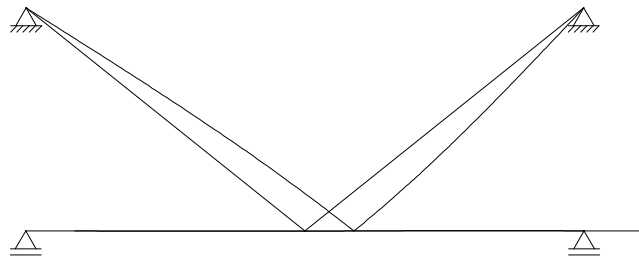


Figura 3.25 – Deformada do segundo modelo estrutural avaliado

O terceiro modelo estrutural avaliado corresponde ao modelo apresentado na Figura 3.26, onde foram aplicadas no banzo, restrições horizontais e verticais no apoio da esquerda e restrição apenas vertical no apoio da direita não havendo restrição nas diagonais. As cargas no modelo foram aplicadas nas extremidades livres das diagonais.

Considerando-se tal modelo estrutural, foram obtidos os diagramas de esforço normal e de momento fletor. Tais diagramas evidenciam o surgimento de momentos fletores no nó da ligação, descartando a utilização deste modelo pois faria com que as nós da estrutura não estivessem se comportando como em uma treliça.

Além disso, percebe-se que a deformada do terceiro modelo estrutural (Figura 3.28) também não se apresenta coerente com o desejado, uma vez que somente as diagonais sofreram deformação.

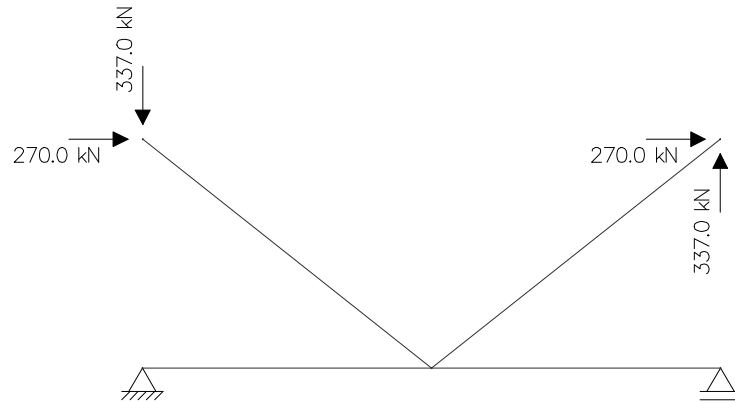


Figura 3.26 – Terceiro modelo estrutural considerado

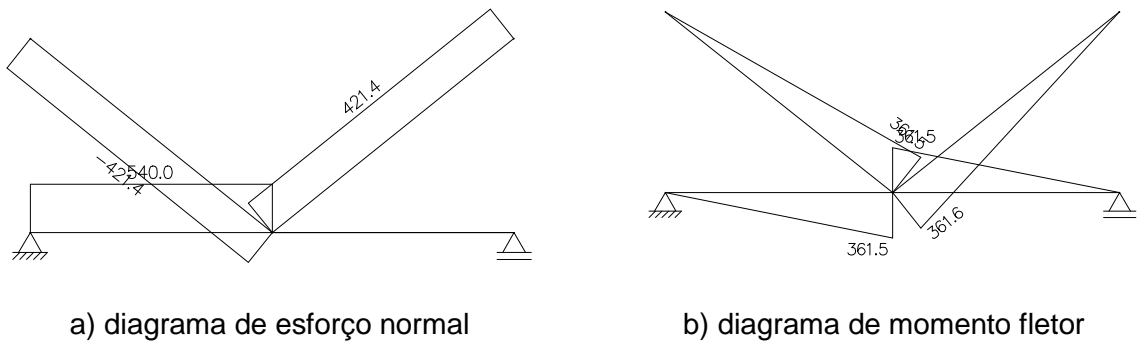


Figura 3.27 – Diagrama de esforço normal e momento fletor do terceiro modelo estrutural avaliado

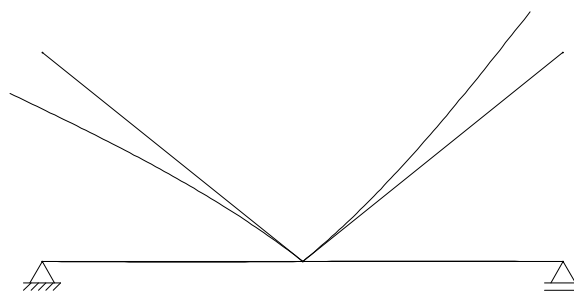


Figura 3.28 – Deformada do terceiro modelo estrutural avaliado

Após tais verificações optou-se por utilizar o segundo modelo estrutural uma vez que todos os modelos obtidos foram semelhantes mas este modelo mostra-se mais simples de se modelar facilitando a realização da análise paramétrica. Observando-se a Figura 3.29, verifica-se que com este modelo estrutural, obtém-se tração na parte do banzo abaixo da

diagonal da direita e na diagonal da esquerda e compressão na diagonal da direita. Pode-se verificar também que o carregamento utilizado neste modelo foi na forma de deslocamentos de forma a facilitar a convergência da análise não-linear.

A modelagem da solda por elemento de casca atualmente é largamente utilizada na maioria das modelagens computacionais por fornecerem resultados satisfatórios e ainda diminuir o esforço computacional por se tratar de um elemento mais simples com menos matrizes de integração (por terem menos graus de liberdade) para convergência das análises.

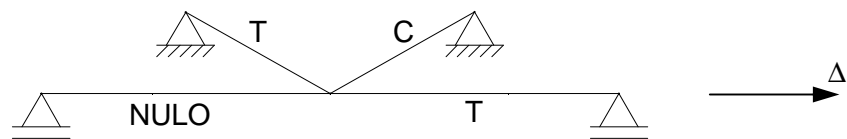


Figura 3.29 – Modelo estrutural adotado para ligação do tipo “K”

Para a formação da malha do modelo, novamente foi adotado o sistema de controle de divisões das linhas do modelo objetivando obter-se dados mais efetivos. A configuração do modelo final após a geração da malha e os pontos considerados para medição do deslocamento em cada elemento estão representados na Figura 3.30.

A análise numérica para o modelo da ligação “K” utilizou as mesmas considerações da ligação “T” no que tange a não-linearidade física e geométrica no modelo numérico.

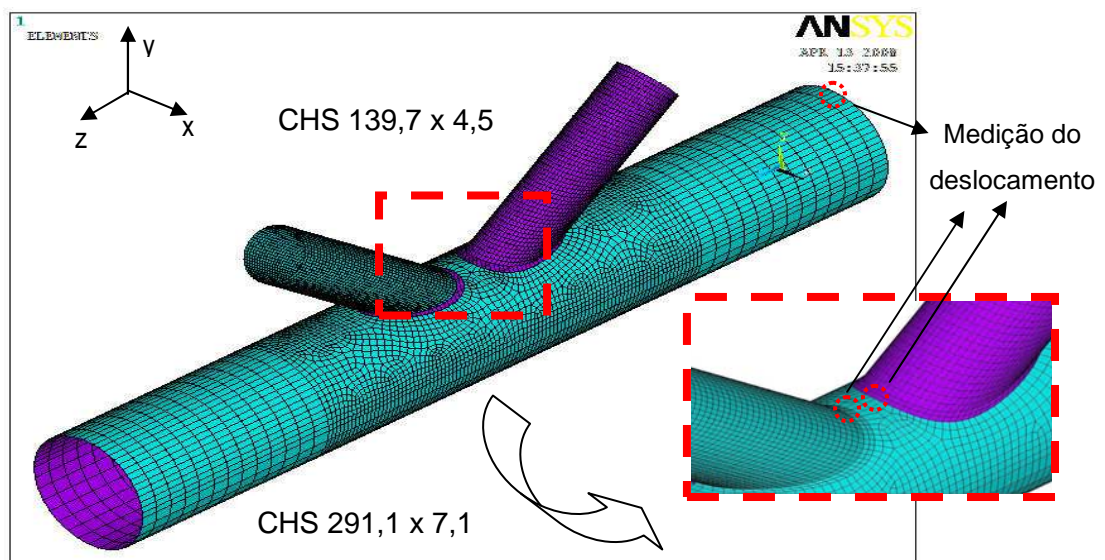


Figura 3.30 – Modelo da ligação “K” após aplicação da malha

Com o modelo finalizado, realizou-se a análise não-linear de forma a se obter as curvas carga *versus* deslocamento para cada um dos elementos envolvidos na ligação, ou

seja, banzo, diagonal direita e diagonal esquerda. Os gráficos obtidos das duas diagonais (esquerda e direita) estão representados na Figura 3.31 e como pode ser observado na curva referente à diagonal direita (compressão) ocorreu o fenômeno de flambagem, determinando a redução de resistência do elemento após a plastificação do banzo. Nesta figura, pode-se observar que para os limites de deformação propostos por Lu *et al.* [30] de $\Delta_s=2,9\text{mm}$ ($0,01d_0$) e $\Delta_u=8,7\text{mm}$ ($0,03d_0$), foram obtidos os valores de resistências para a ligação de $N_s=439,1\text{kN}$ e $N_u=247,9\text{kN}$, respectivamente. Calculando-se esta ligação pela equação 2.18 do capítulo dois chega-se a um valor de $N_{1,Rd}=362,4\text{kN}$. Na Figura 3.32 apresenta-se a curva carga *versus* deslocamento para o banzo da ligação “K” na parte abaixo da diagonal em compressão onde a carga máxima é de $774,6\text{kN}$.

Para os pontos marcados no gráfico da Figura 3.31, através da análise não-linear realizada, foi obtida a distribuição das tensões de Von Mises. Vale ressaltar que a solda foi retirada para obtenção das tensões de Von Mises uma vez que a falha ocorre na face superior do banzo e, caso fosse considerada a solda, a escala utilizada dificultaria a análise devido a diferença elevada do valor da tensão de escoamento dos materiais. Para o caso analisado, a tensão de escoamento considerada na escala será a do banzo, pois sua tensão de escoamento (355MPa) é superior à tensão de escoamento das diagonais (275MPa).

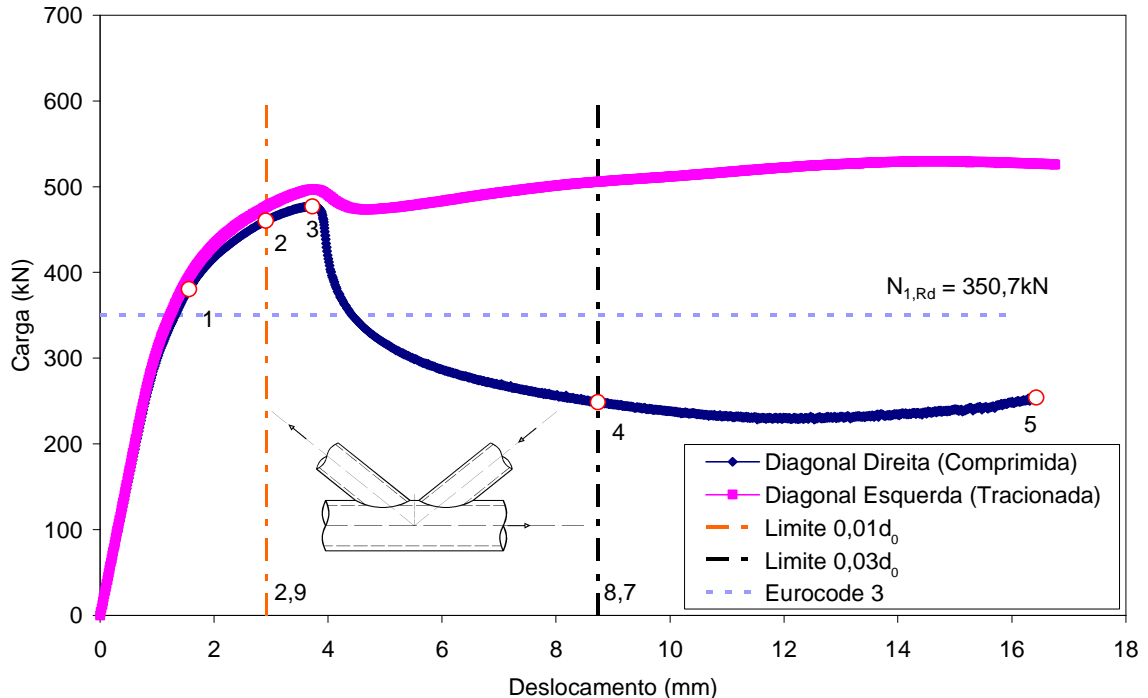


Figura 3.31 – Gráfico carga *versus* deslocamento das diagonais do modelo

A Figura 3.33 mostra a distribuição de tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 1 da curva carga *versus* deslocamento para a diagonal direita (comprimida) da Figura

3.31 onde percebe-se o início de plastificação das mesmas, como também observado na Figura 3.34 onde o banzo para o mesmo ponto da curva apresenta-se com alguns pontos com plastificação, sendo essa apenas na região no entorno da solda.

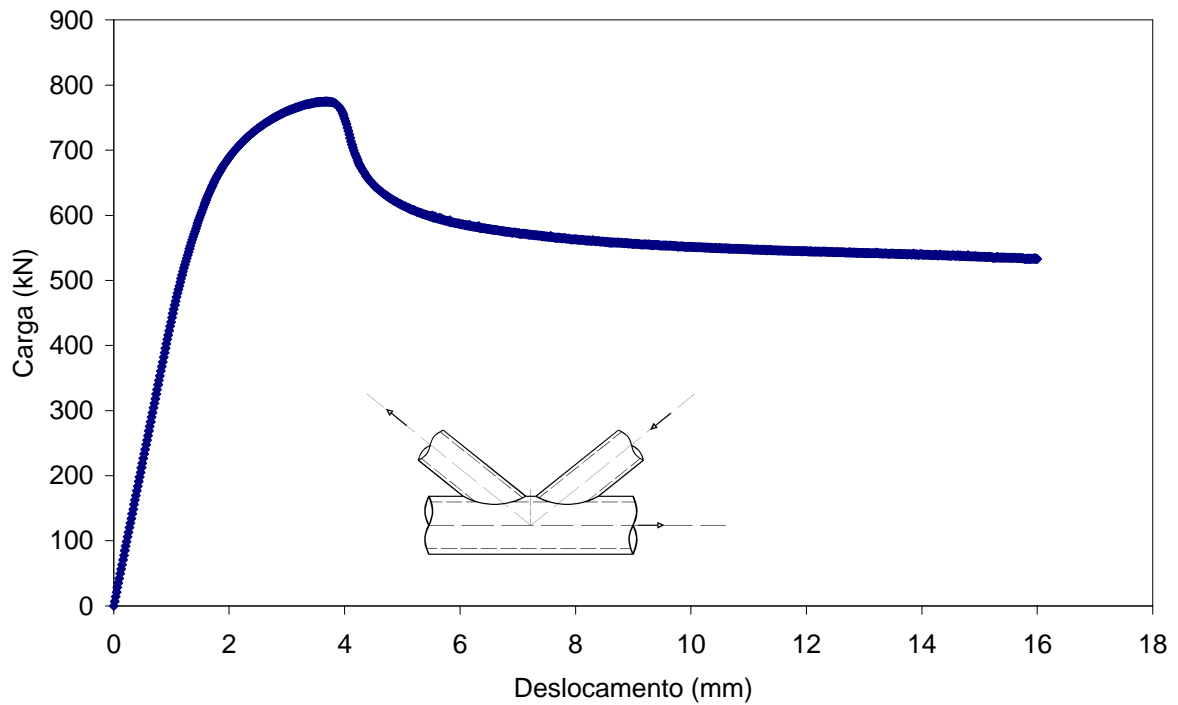


Figura 3.32 – Gráfico carga versus deslocamento do banzo do modelo

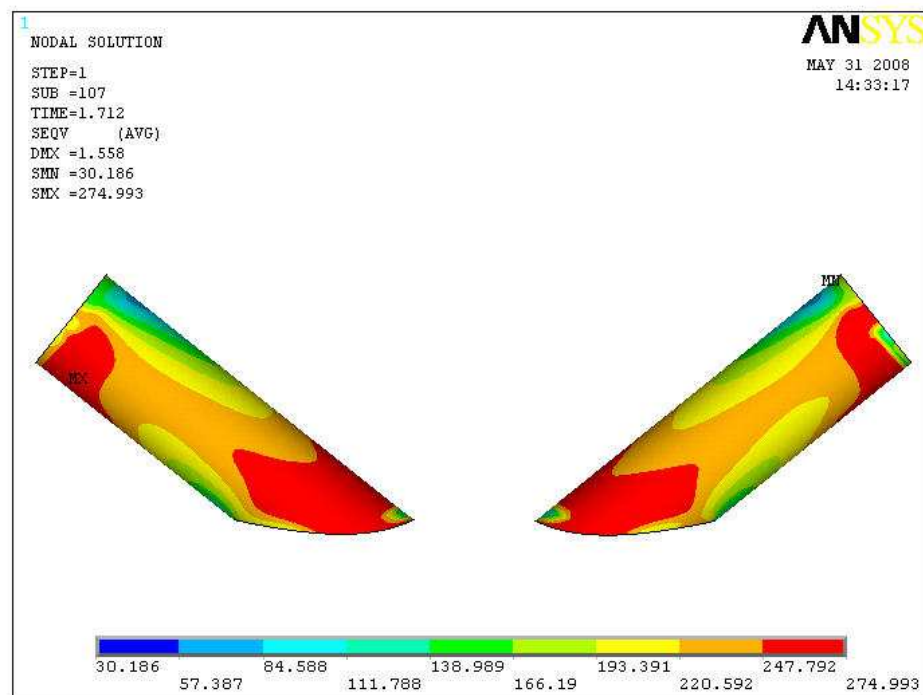


Figura 3.33 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 1 do gráfico da Figura 3.31

A Figura 3.35 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 2 da curva carga *versus* deslocamento da diagonal comprimida na Figura 3.31 correspondente ao limite de deformação equivalente a 1% do diâmetro do banzo conforme proposto por Lu *et al.* [30] que corresponde ao estado limite de serviço. Verifica-se que a diagonal comprimida encontra-se quase totalmente plastificada diferentemente do banzo, como visto na Figura 3.36.

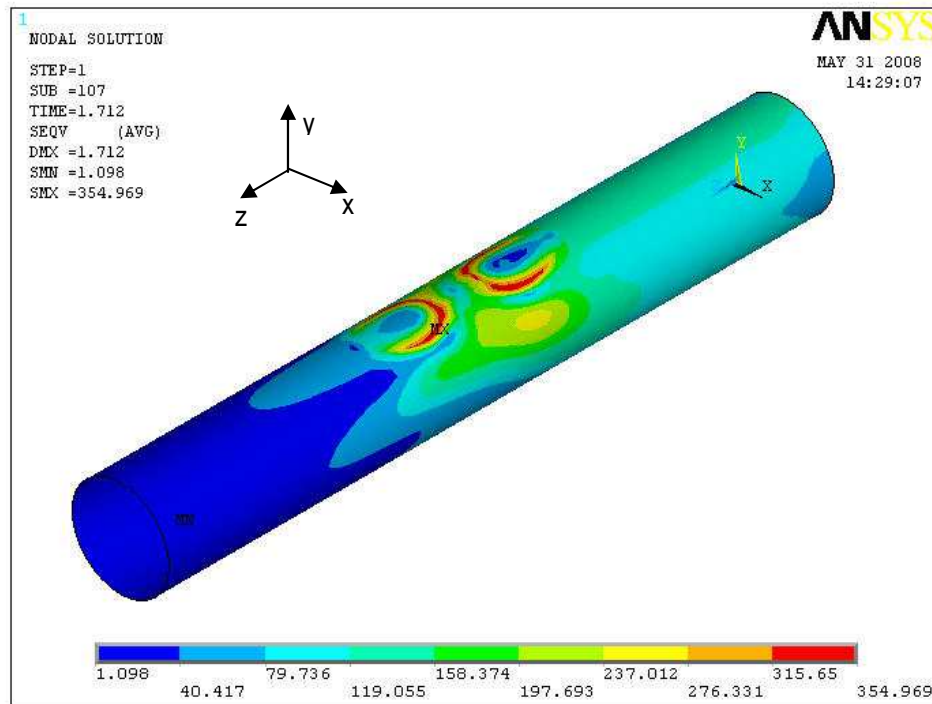


Figura 3.34 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo no ponto 1 do gráfico da Figura 3.31

A Figura 3.37 refere-se a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 3 na Figura 3.31 em que tal ponto corresponde à carga máxima obtida na análise. Pode-se perceber ainda para o banzo que houve pouca evolução na solicitação do mesmo como mostra a Figura 3.38.

A Figura 3.39 mostra a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 4 da Figura 3.31 em que tal ponto corresponde ao estado limite último segundo Lu *et al.* [30], onde percebe-se uma perda de tensões na diagonal comprimida, fato que comprova a queda brusca de carga na Figura 3.33. Ainda com a falha ocorrida na diagonal, a Figura 3.40 mostra que o banzo não foi muito solicitado mesmo para o estado limite último.

Na Figura 3.41 apresenta-se a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais, que corresponde ao ponto 5 da diagonal direita (comprimida) na curva carga *versus* deslocamento da Figura 3.31. Tal figura mostra que a diagonal comprimida possui

uma concentração de tensões na extremidade da diagonal em compressão, mostrando que a perda de tensão deu-se pelo fenômeno de flambagem local.

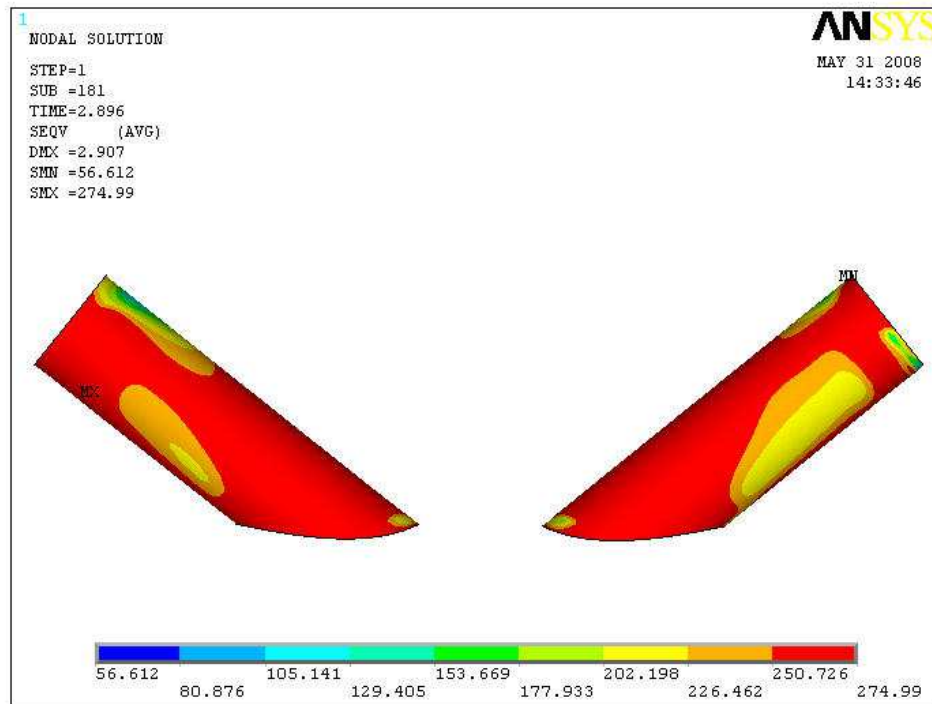


Figura 3.35 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 2 do gráfico da Figura 3.31

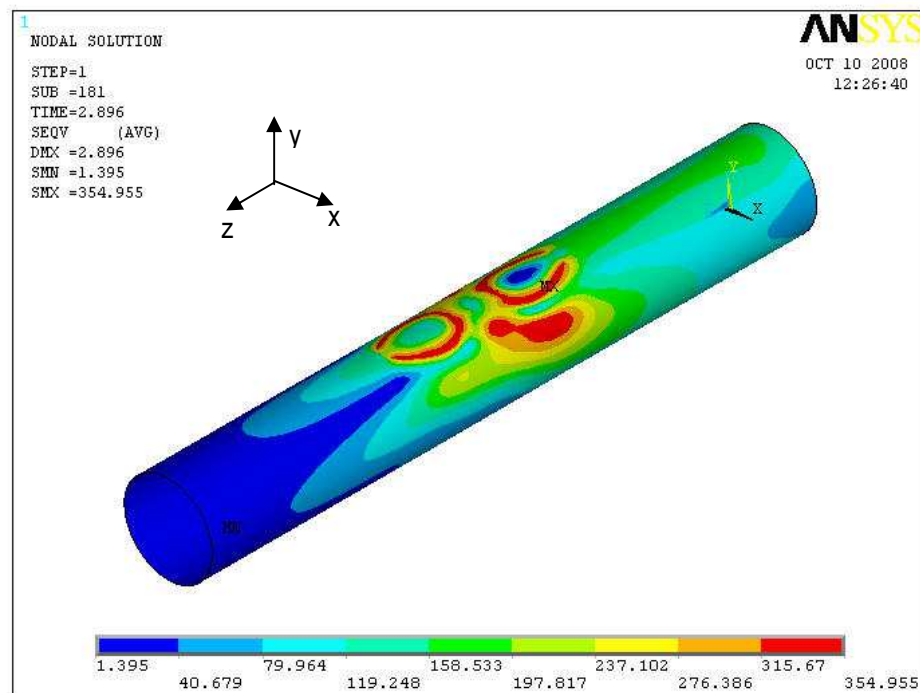


Figura 3.36 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo ponto 2 do gráfico da Figura 3.31- $F = 438,6 \text{ kN}$

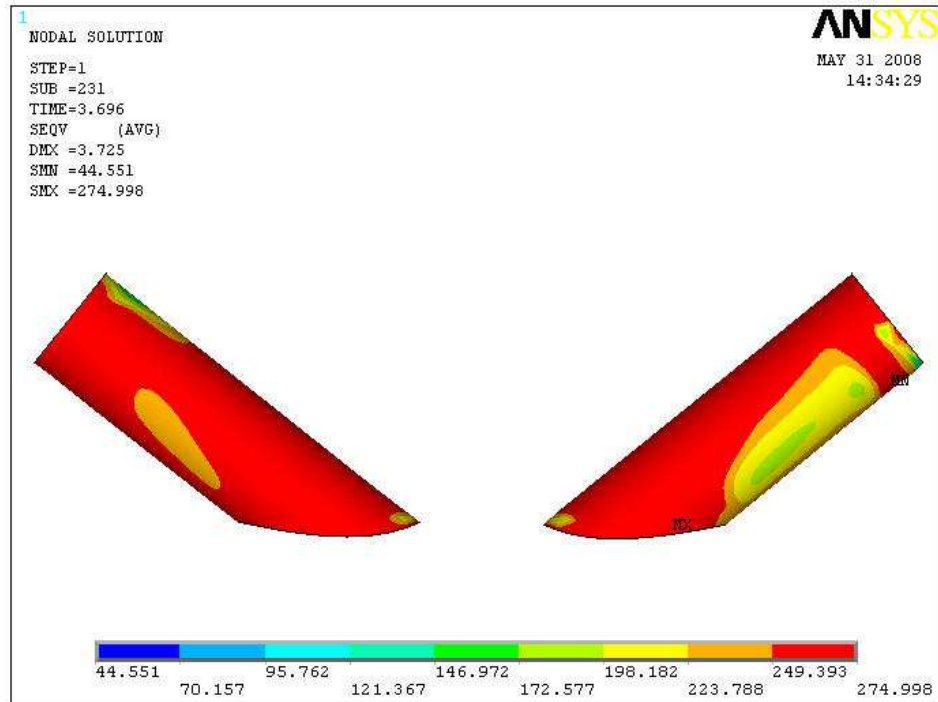


Figura 3.37 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 3 do gráfico da Figura 3.31

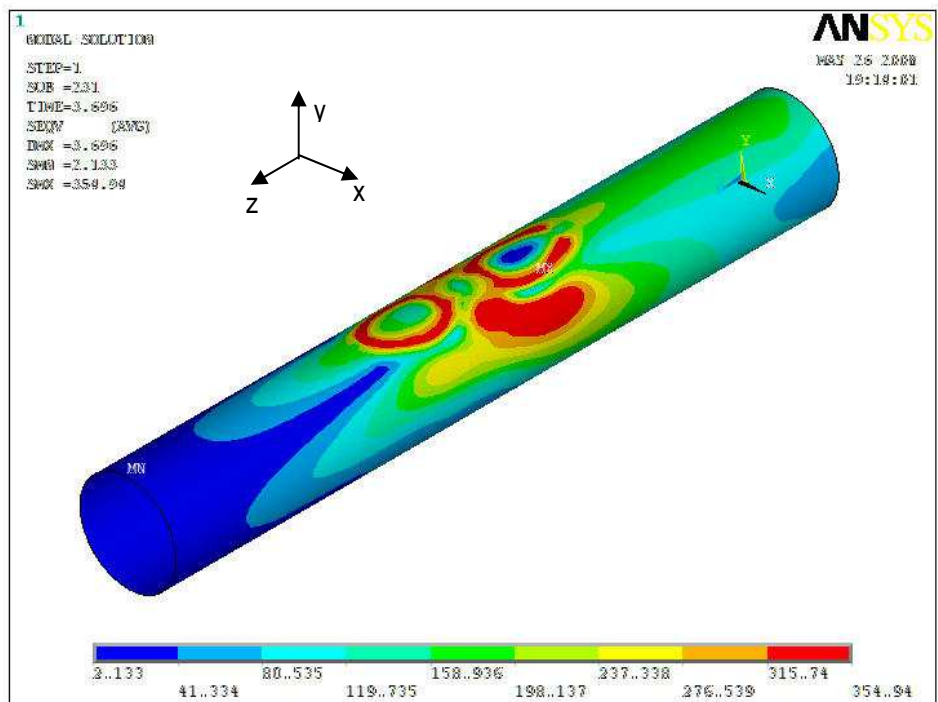


Figura 3.38 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo no ponto 3 do gráfico da Figura 3.31

A Figura 3.42 refere-se a distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 5 da curva carga *versus* deslocamento da diagonal direita (comprimida) da Figura 3.31 onde se percebe uma sollicitação apenas razoável do banzo, necessitando-se reavaliar

o modelo a ser analisado na análise paramétrica a fim de se alcançar o objetivo da presente dissertação que é avaliar a ligação “K” em questão, sabendo-se da necessidade de se obter uma maior sollicitação do banzo.

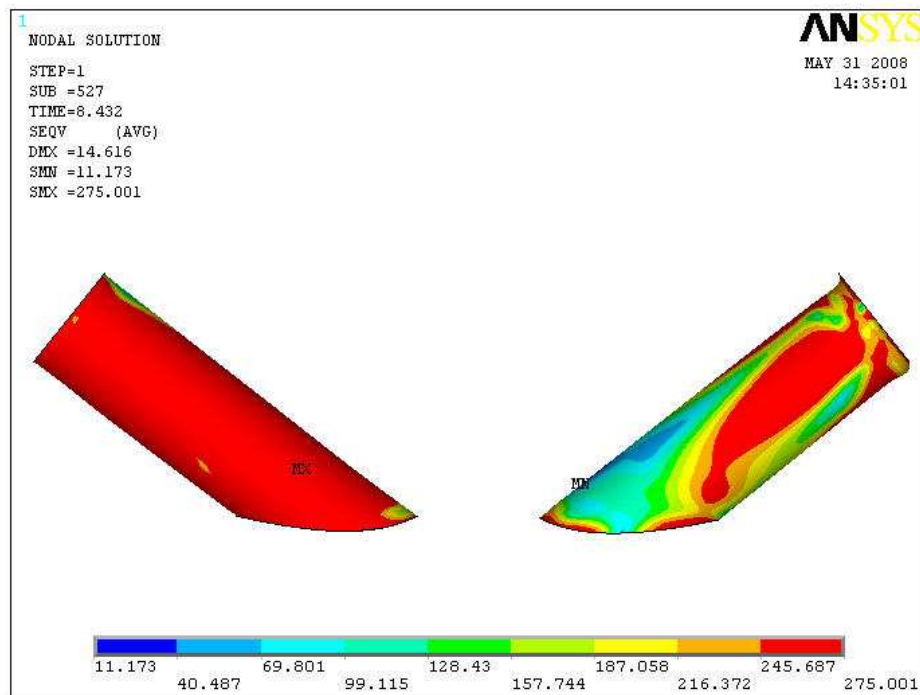


Figura 3.39 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 4 do gráfico da Figura 3.31

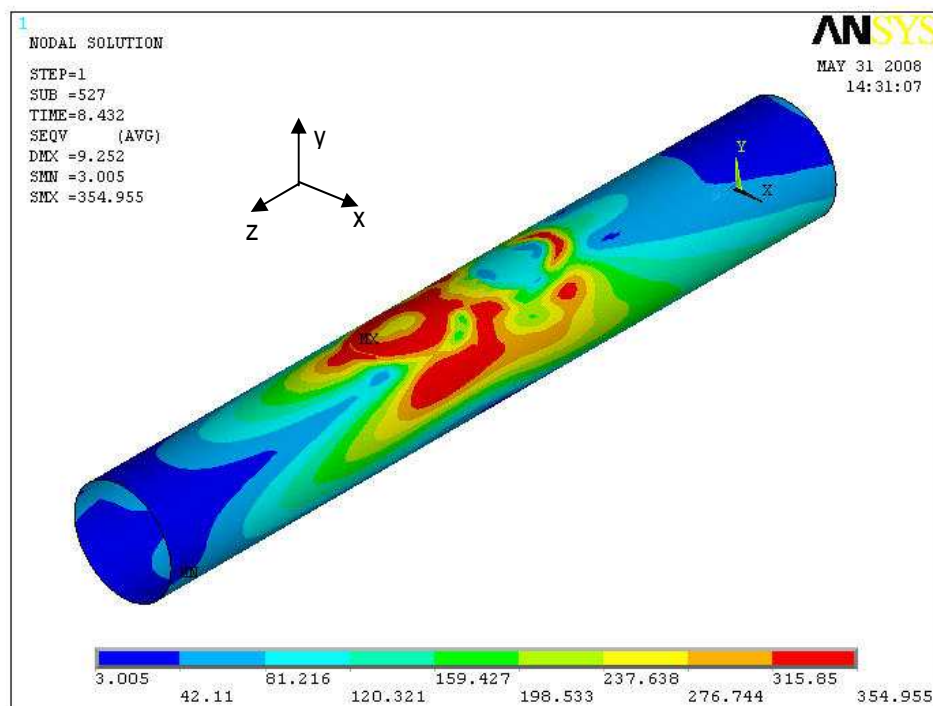


Figura 3.40 – Distribuição da tensão de Von Mises para o banzo no ponto 4 do gráfico da Figura 3.31

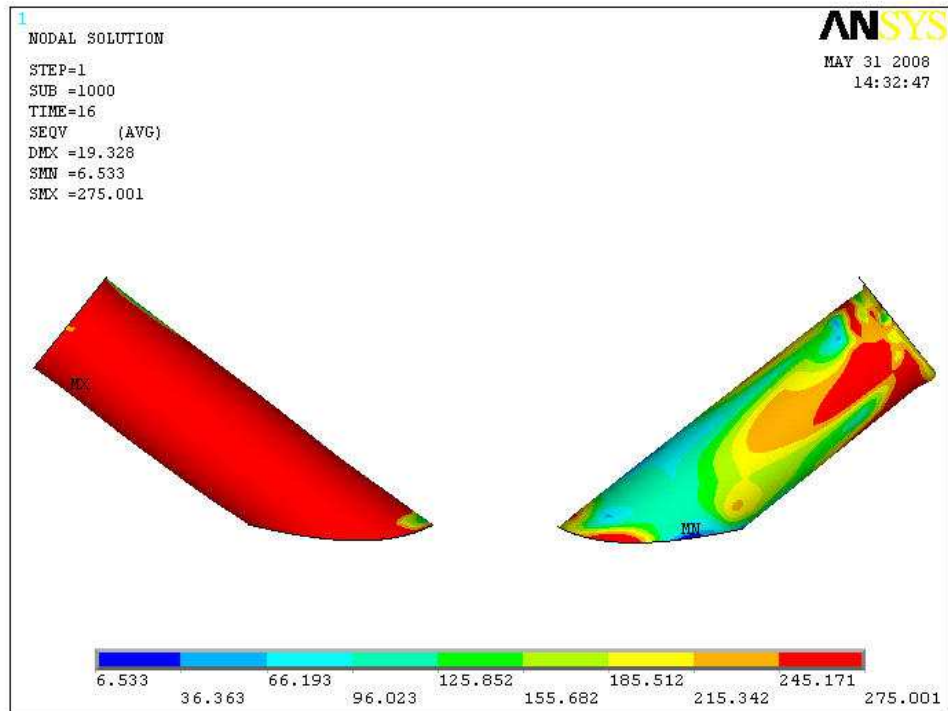


Figura 3.41 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 5 do gráfico da Figura 3.31

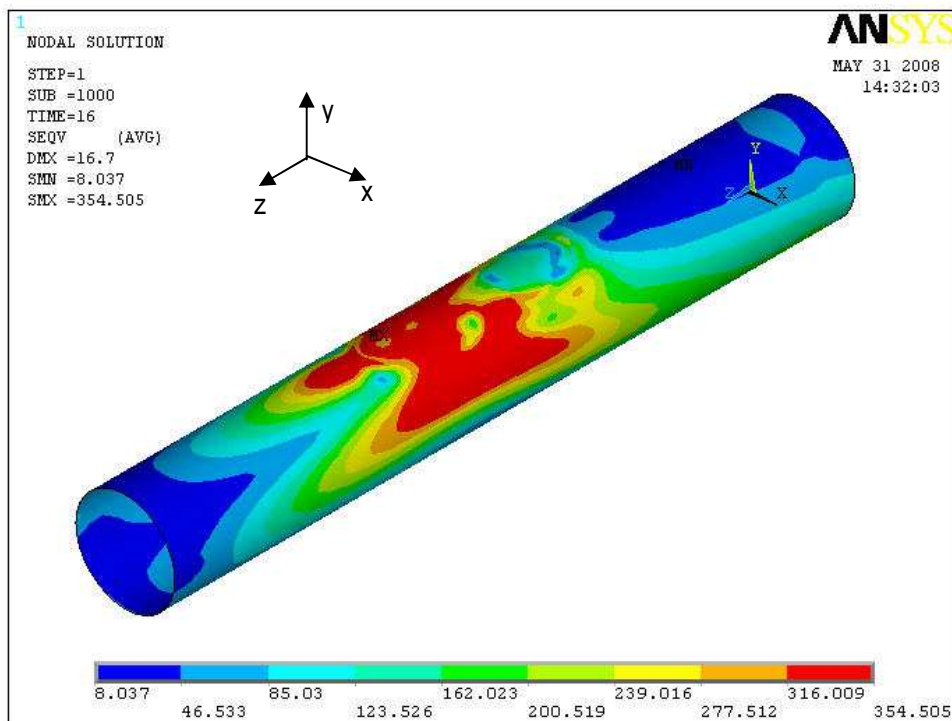


Figura 3.42 – Distribuição da tensão de Von Mises para as diagonais no ponto 5 do gráfico da Figura 3.31

4. Análise Paramétrica

4.1. Introdução

O presente capítulo apresenta a análise paramétrica para os dois tipos de ligações tubulares soldadas avaliadas, nomeadamente, ligação “T” entre perfis quadrados e “K” entre perfis circulares. Os modelos utilizados nesta análise foram apresentados e calibrados no capítulo anterior.

4.2. Ligação “T”

Com base no modelo calibrado para a ligação “T” que apresentou resultados coerentes quando comparados aos obtidos por Lie *et al.* [9], foram feitas algumas análises de forma a ampliar o estudo do efeito do parâmetro β (razão entre as larguras dos perfis) no comportamento global de ligações soldadas tipo “T” entre perfis tubulares. A partir deste modelo, uma vez que o mesmo mostrou-se eficiente para fornecer resultados significativos.

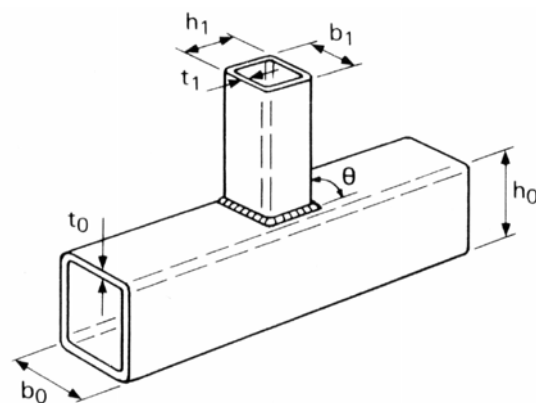
Os perfis utilizados para a análise paramétrica da ligação “T” foram retirados da tabela de perfis quadrados da V&M do Brasil [40], onde o perfil de maior dimensão é o 290 x 290 x 12,7 sendo esse tomado como perfil para o banzo. Para os perfis do montante, uma vez que o perfil do banzo foi mantido constante, retirou-se também da tabela da V&M do Brasil perfis com dimensões de uma maneira a obter valores de β coerentes com os limites do Eurocode 3 [10] conforme apresentado na Figura 4.1. Além disso, na análise paramétrica desenvolvida, considerou-se os valores das espessuras dos perfis do montante iguais de forma a se avaliar apenas a variação do parâmetro β .

Para a análise paramétrica da ligação “T” foram mantidas as propriedades dos materiais utilizados na calibração do modelo, ou seja, tensão de escoamento e de ruptura para o perfil iguais a 380,3MPa e 529,0MPa, respectivamente e o valor da tensão última para a solda de 600MPa. Deve-se ressaltar que estes valores de tensão de escoamento e de ruptura para o perfil foram obtidos na análise experimental desenvolvida por Lie *et al.* [9].

Não-linearidades físicas e geométricas foram incorporadas aos modelos em elementos finitos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade de resistência da estrutura para esforços normais e de flexão. Adicionalmente, a utilização de não-linearidade geométrica permite previsão de grandes deformações, considerando a redistribuição de carregamento no modelo após o escoamento inicial.

Na análise numérica realizada, a não-linearidade do material foi considerada através do critério de plastificação de Von Mises através de uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bi-linear (Figura 3.5) de forma a exibir um comportamento elasto-plástico com um encruamento de 10%. Adotou-se um módulo de elasticidade de 210GPa e uma tensão de escoamento de 380,5MPa. A não-linearidade geométrica foi introduzida no modelo através da formulação de Lagrange atualizado.

Como visto anteriormente, os parâmetros da ligação “T” são calculados a partir dos dados geométricos dos elementos envolvidos na ligação e através desses dados são obtidos os parâmetros da ligação. Tais parâmetros podem ser relembrados na Figura 4.1.



$$0,25 \leq \beta = \frac{b_1}{b_0} \leq 0,85$$

$$\mu_1 = \frac{b_1}{t_1} \leq 35$$

$$10 \leq \mu_0 = \frac{b_0}{t_0} \leq 35$$

$$\gamma = \frac{b_0}{2t_0}$$

Figura 4.1 - Geometria e parâmetros de verificação para limites do Eurocode 3 [10]

Para a análise paramétrica da ligação do tipo “T” o parâmetro considerado para análise foi o β que para tubos quadrados (SHS) corresponde à razão entre a largura do montante e a largura do banzo.

Segundo o Eurocode 3 [10] e como foi dito no item 2.2.1 anteriormente, o parâmetro β deve ser maior que 0,25 e menor que 0,85. Para a análise paramétrica em questão, além dos fatores limitantes do Eurocode 3 [10] considerou-se também as limitações dos perfis (raio de concordância do banzo sendo seu valor igual ao valor da espessura do tubo) bem como o valor da espessura da solda (para todos os casos foi utilizada uma espessura de solda de 6mm).

Os valores de β utilizados nas análises paramétricas foram 0,172; 0,293; 0,414; 0,552 e 0,700, e os valores obtidos em tais análises estão inseridos na Tabela 4.1.

A partir da Tabela 4.1 pode-se observar que o valor obtido para a carga através da análise numérica foi inferior ao valor proposto pelo Eurocode 3 [10], considerando-se o valor do deslocamento proposto por Lu *et al* [30] sendo igual a 8,7mm ($0,03b_0$) e o valor da carga correspondente a tal deslocamento a partir da curva carga *versus* deslocamento conforme será detalhado a seguir.

Tabela 4.1 – Dados da Análise Paramétrica da Ligação “T”

Banzo	Montante	β	μ_1	μ_0	γ	$N_{1,Rd}^{EC3}$	$N_{1,Rd}^{ANSYS}$	$\Delta\%$
290 x 12,7	50 x 7,1	0,173	7,04	22,66	11,33	295,5kN	215kN	27,2
	85 x 7,1	0,293	11,97	22,66	11,33	342,7kN	255kN	25,6
	120 x 7,1	0,414	16,90	22,66	11,33	407,0kN	357kN	12,3
	160 x 7,1	0,552	22,53	22,66	11,33	517,4kN	432kN	16,5
	200 x 7,1	0,700	28,17	22,66	11,33	713,0kN	535kN	25,0

Apresenta-se na Figura 4.2 as curvas carga *versus* deslocamento para todos os valores de β considerados na análise paramétrica onde pode-se observar a utilização de deformação proposta por Lu *et al.* [30] de forma a se obter a resistência da ligação através de uma análise numérica ou experimental tendo em vista a ausência de um “cotovelo” bem definido nas curvas apresentadas.

Em todas as curvas apresentadas na Figura 4.2 observa-se que após o regime elástico, estas apresentam ainda a possibilidade de incrementos de carga devido ao efeito de membrana na face superior do banzo, conforme será comentado posteriormente neste trabalho.

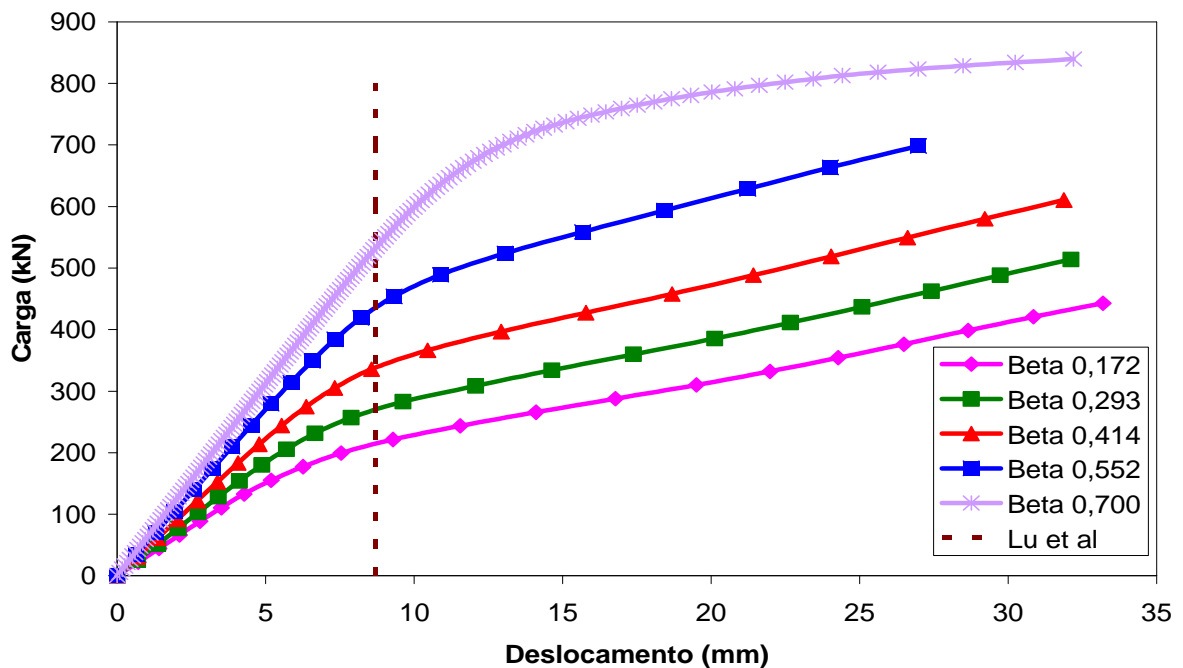


Figura 4.2 – Curvas carga *versus* deslocamento para diversos valores de β obtidas no Ansys [38]

O comportamento da curva para β igual a 0,172 foi coerente como pode ser visto na Figura 4.3. O valor da carga obtida pelo Eurocode 3 [10] foi igual a 295,5kN pelo critério de Lu *et al.* [30] e considerando a curva obtida pelo *Ansys* [38], foi igual a 215kN.

Para os pontos ressaltados no gráfico da Figura 4.3 foram analisados as distribuições das tensões de Von Mises que são apresentados na Figura 4.5 e a Figura 4.7 respectivamente. Deve-se ressaltar que a solda não se encontra representada nestas figuras de forma a facilitar a observação dos pontos com plastificação nos modelos das ligações do tipo “T”. No ponto 1 para uma carga aplicada de 150,1kN, pode-se perceber o início da plastificação do banzo. No ponto 2 para uma carga aplicada de 200,2kN pode-se perceber uma plastificação de boa parte da face superior do banzo e o início da plastificação da face lateral. Neste ponto verifica-se a perda de rigidez acentuada na curva. Nos pontos 3 e 4 pode-se observar a plastificação total da face superior do banzo na região da ligação e uma pequena parte da sua lateral.

Para o gráfico da Figura 4.8 correspondente a um valor de β igual a 0,293 a curva obtida do *Ansys* [38] mostrou um comportamento semelhante ao anterior, sendo verificado que o valor encontrado pelo Eurocode 3 [10] igual a 342,7kN foi superior ao encontrado para o valor de carga utilizando-se como referência o valor do deslocamento proposto por Lu *et al.* [30] na curva obtida da análise numérica sendo igual a 255kN.

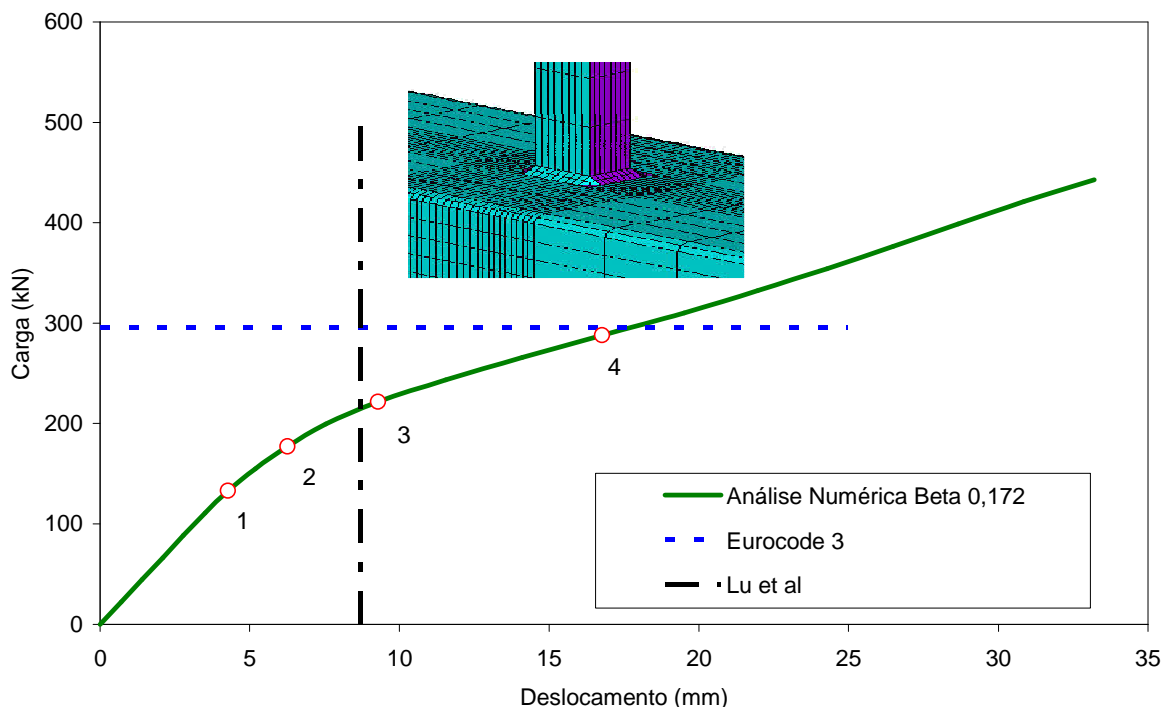


Figura 4.3 – Curva carga versus deslocamento para $\beta = 0,172$

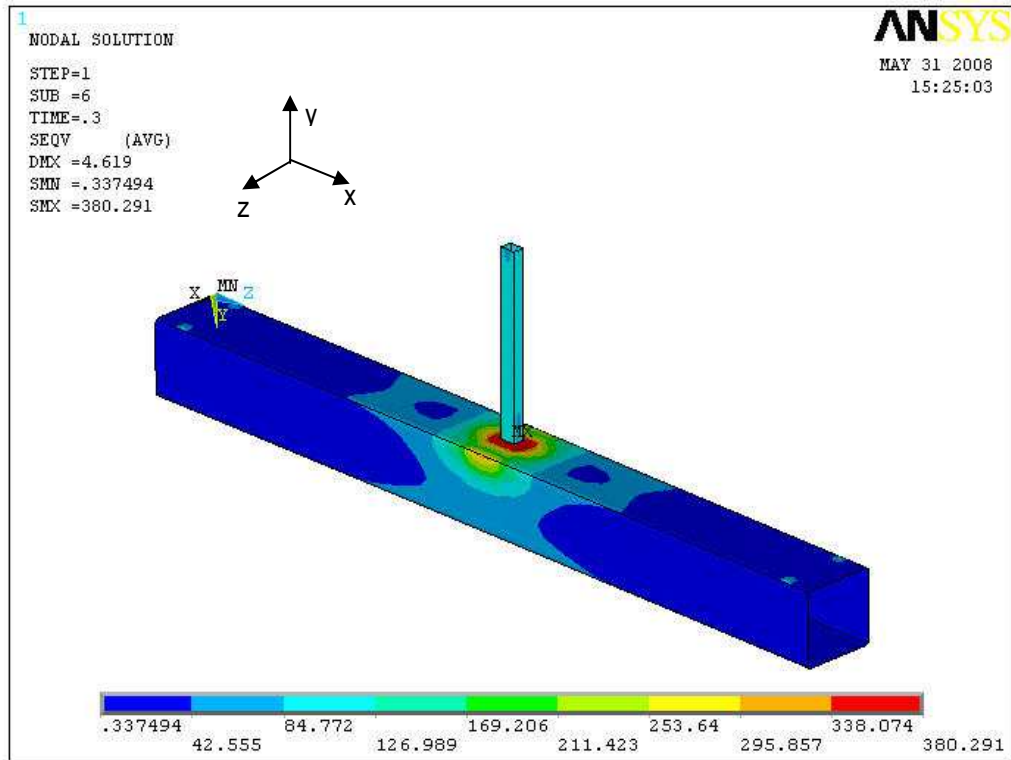


Figura 4.4 – Tensões de Von Mises para o ponto 1 indicados na Figura 4.3 – $N = 132,9\text{kN}$

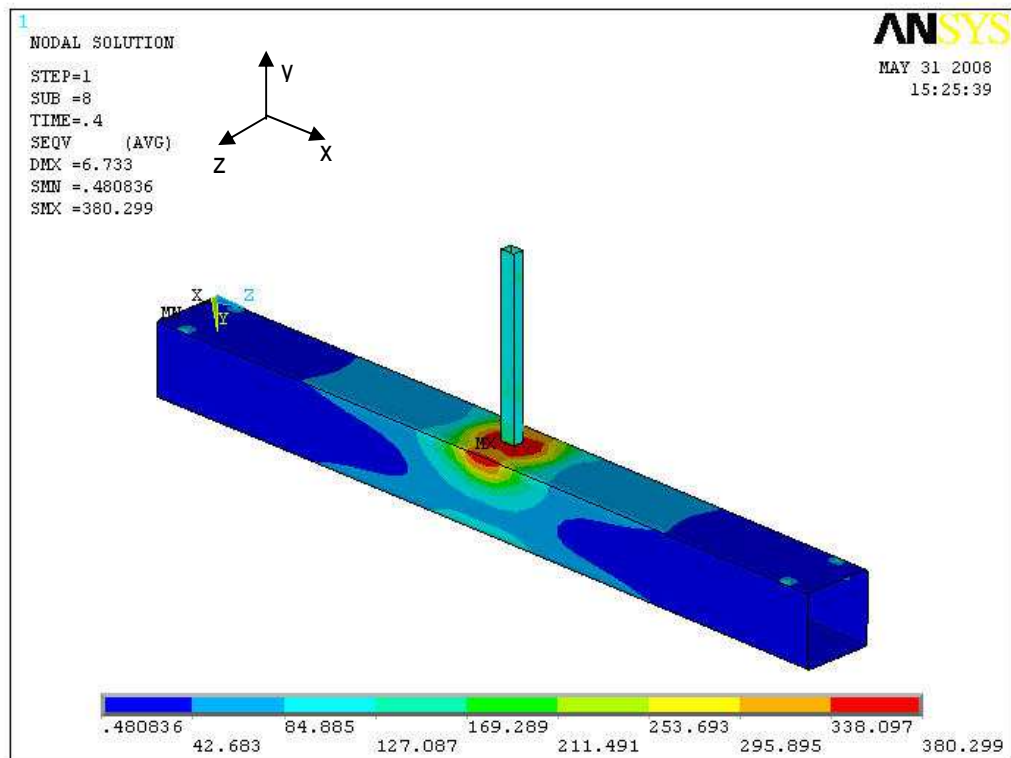


Figura 4.5 – Tensões de Von Mises para o ponto 2 indicado na Figura 4.3 – $N = 177,2\text{kN}$

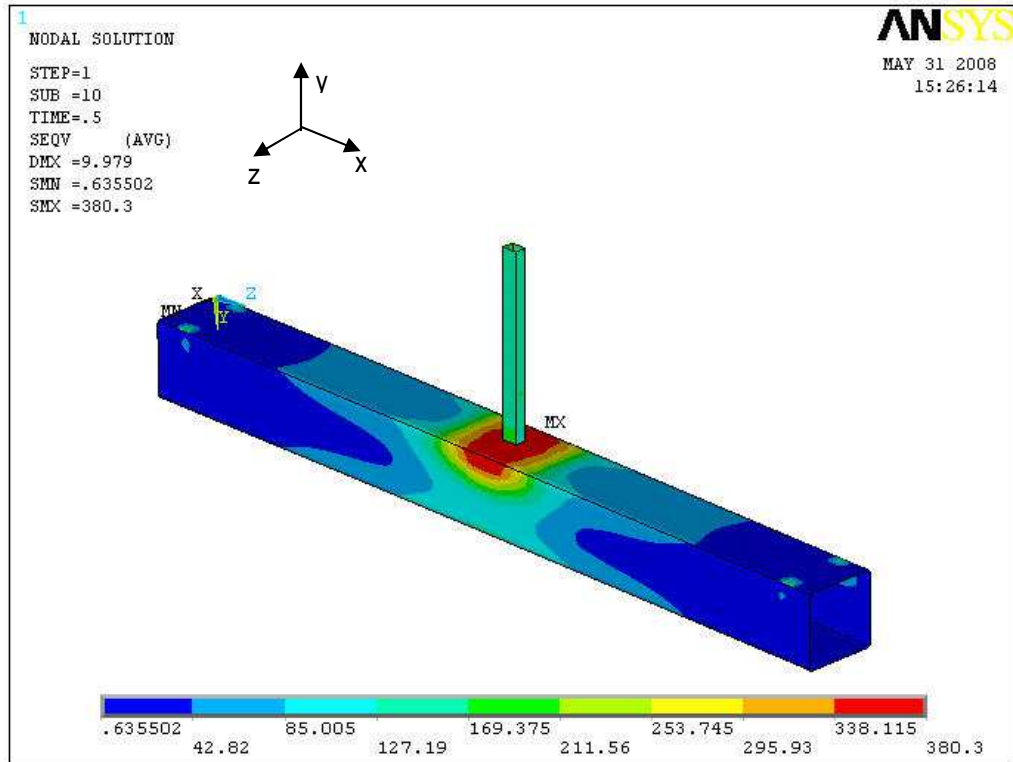


Figura 4.6 – Tensões de Von Mises para o ponto 3 indicado na Figura 4.3 – $N = 221,5\text{kN}$

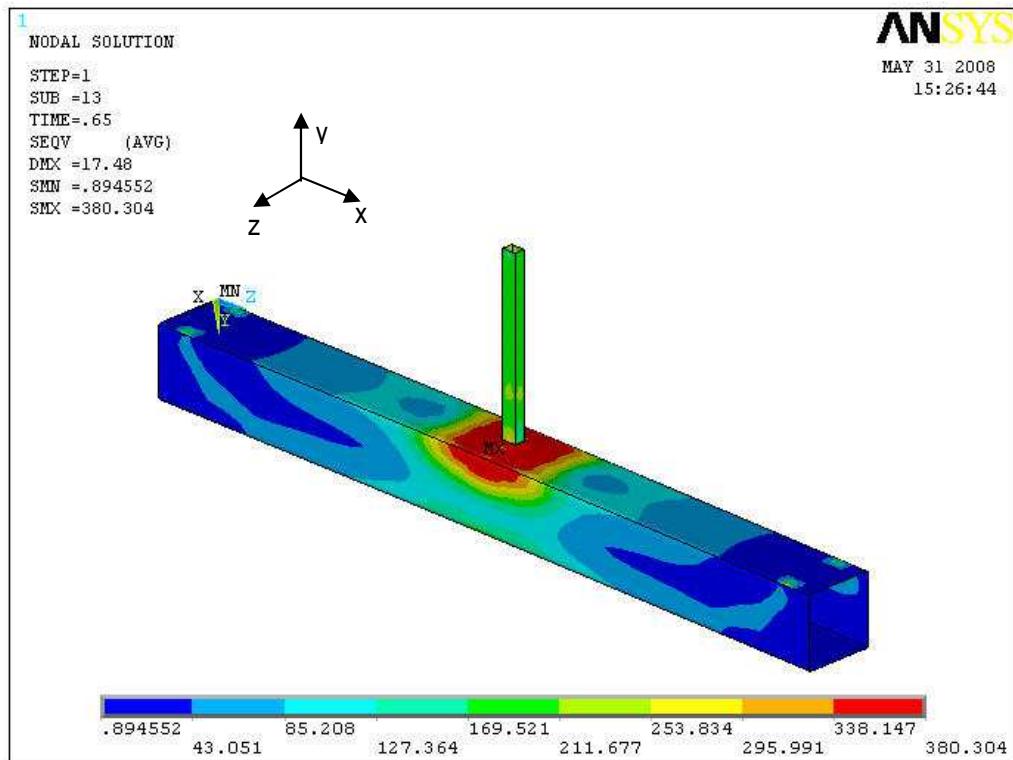


Figura 4.7 – Tensões de Von Mises para o ponto 4 indicado na Figura 4.3 – $N = 287,9\text{kN}$

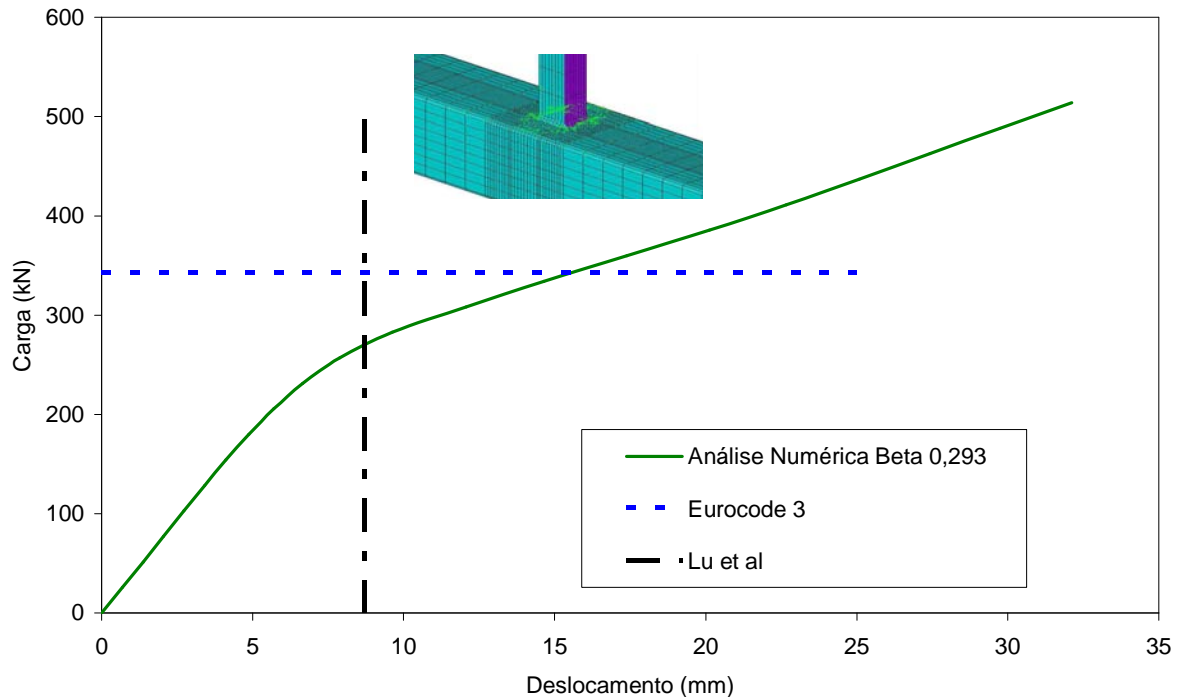


Figura 4.8 – Curva carga versus deslocamento para $\beta = 0,293$

Para o gráfico da Figura 4.9 correspondente a um valor de β igual a 0,414, o valor da carga obtida pelo Eurocode 3 [10] igual a 407,1kN foi mais uma vez superior ao encontrado segundo a curva do numérica obtida secura ligação possui um valor igual a 357kN..

Para o gráfico da Figura 4.10 cuja ligação possui um valor de β igual a 0,552 o valor do Eurocode 3 [10], igual a 517,4kN, mostra-se superior ao valor encontrado na análise numérica [38] considerando o valor de carga correspondente ao valor do deslocamento proposto por Lu *et al.* [30] igual a 432kN. Intuitivamente, podia-se esperar que o aumento do valor de β ocasionaria um aumento de resistência, o que pôde ser comprovado através das análises numéricas [38], mostrando que tanto a carga quanto o deslocamento para valores de β maiores aumentaram mesmo após a plastificação.

Finalmente, através da curva apresentada na Figura 4.11 para β igual a 0,7, também observou-se que a carga prevista pelo Eurocode 3 [10], igual a 713kN, foi superior a obtida através da análise numérica igual a 535kN. Deve-se levar em consideração que devido aos fatores limitantes para a execução da análise paramétrica do modelo em ligação "T" (raio de concordância e espessura da solda) não se pôde alcançar o valor limite de β estabelecido pelo Eurocode 3 [10] que é de 0,85.

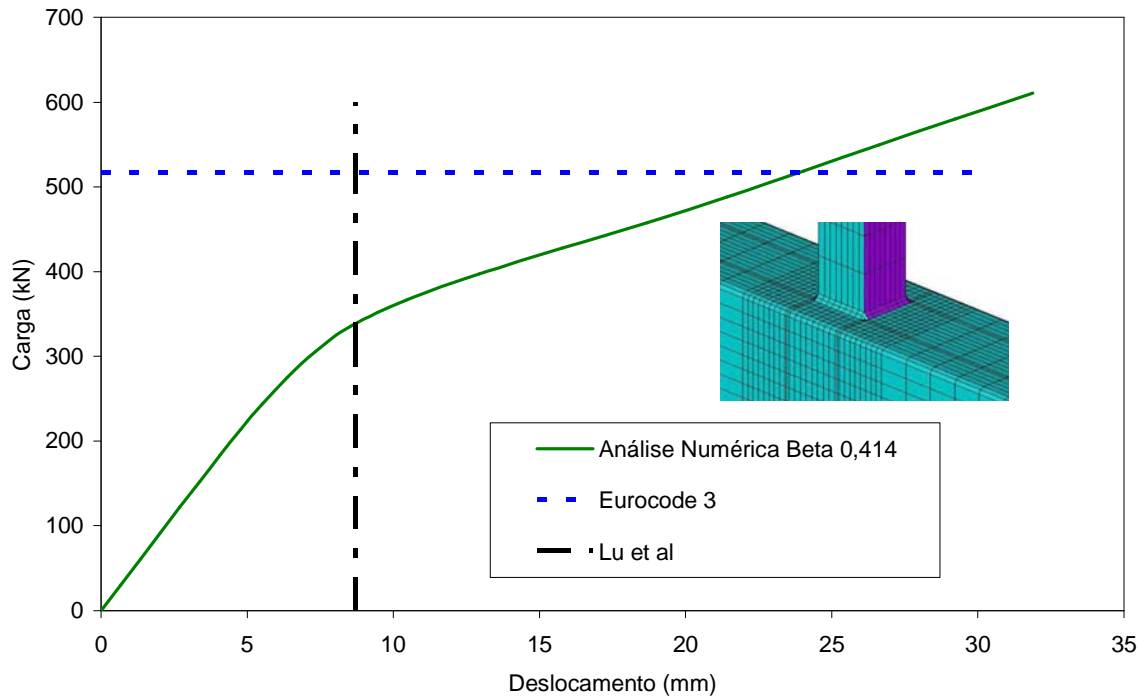


Figura 4.9 – Curva carga *versus* deslocamento para $\beta = 0,414$

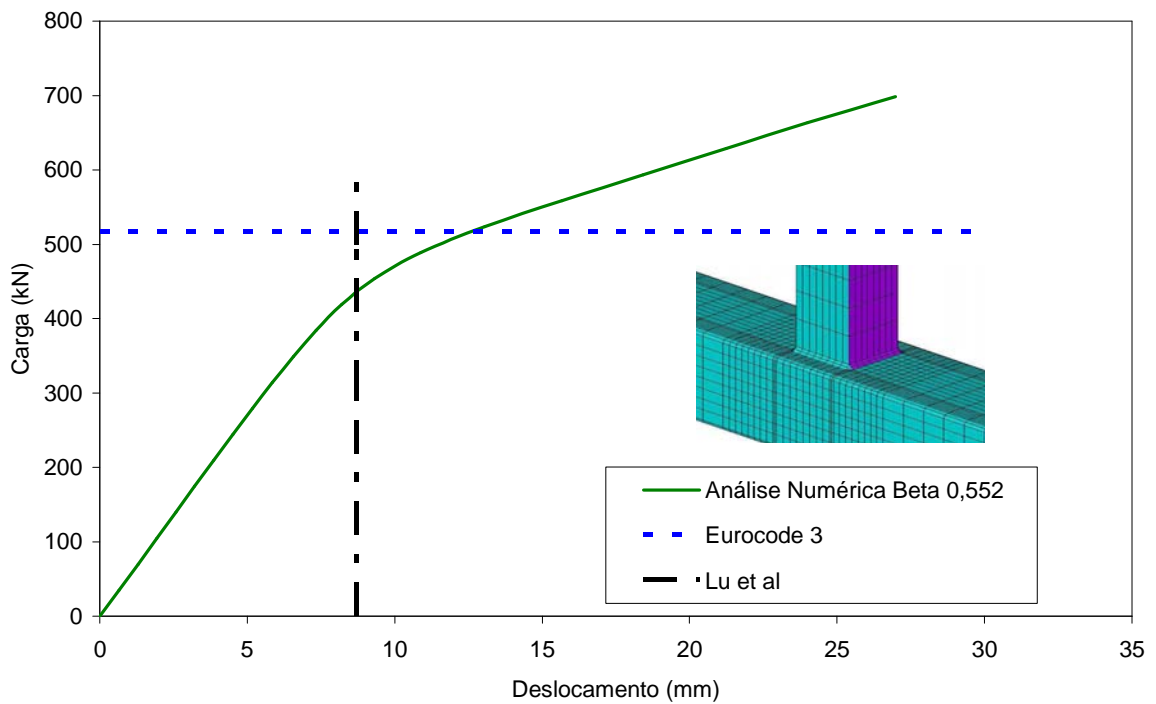


Figura 4.10 – Curva carga *versus* deslocamento para $\beta = 0,552$

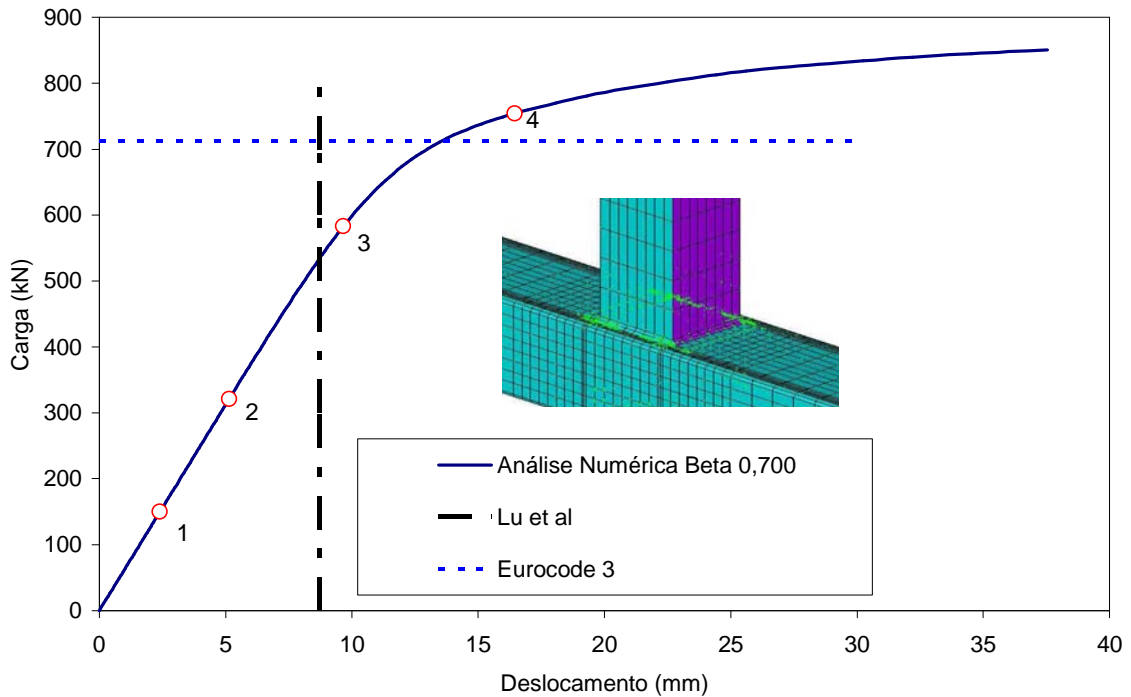


Figura 4.11 – Curva carga versus deslocamento para β igual a 0,700

Para os pontos fixados no gráfico da Figura 4.11 foram observadas as distribuições de Von Mises para verificar se o estado limite último preconizado pelo Eurocode 3 [10] se verifica.

A Figura 4.12 apresenta a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 1 da Figura 4.11 correspondente a uma carga aplicada de 149,7kN. Conforme era de se esperar, não há plastificação na face superior do banzo, tendo em vista que para este nível de carregamento, a ligação encontra-se na parte linear elástica. O mesmo pode ser verificado na distribuição de tensões de Von Mises para o ponto 2 que indica um início de plastificação na face superior do banzo. A partir do ponto 3, conforme a Figura 4.14 observa-se a plastificação da face superior do banzo e, finalmente, para o ponto 4 nota-se que a parede lateral do banzo também apresenta regiões que atingiram a plastificação.

Pode-se dizer que a diferença entre a análise das tensões de Von Mises entre a Figura 4.5 e a Figura 4.7 e entre a Figura 4.13 e a Figura 4.15 deve-se ao mecanismo de solitação de material, uma vez que o conceito básico de tensão está referenciado à força sobre unidade de área. Pode-se dizer que para que se tenha um deslocamento proporcional entre os dois modelos é necessária uma carga maior para valores de β maiores, logicamente estabelecendo-se o limite da ligação.

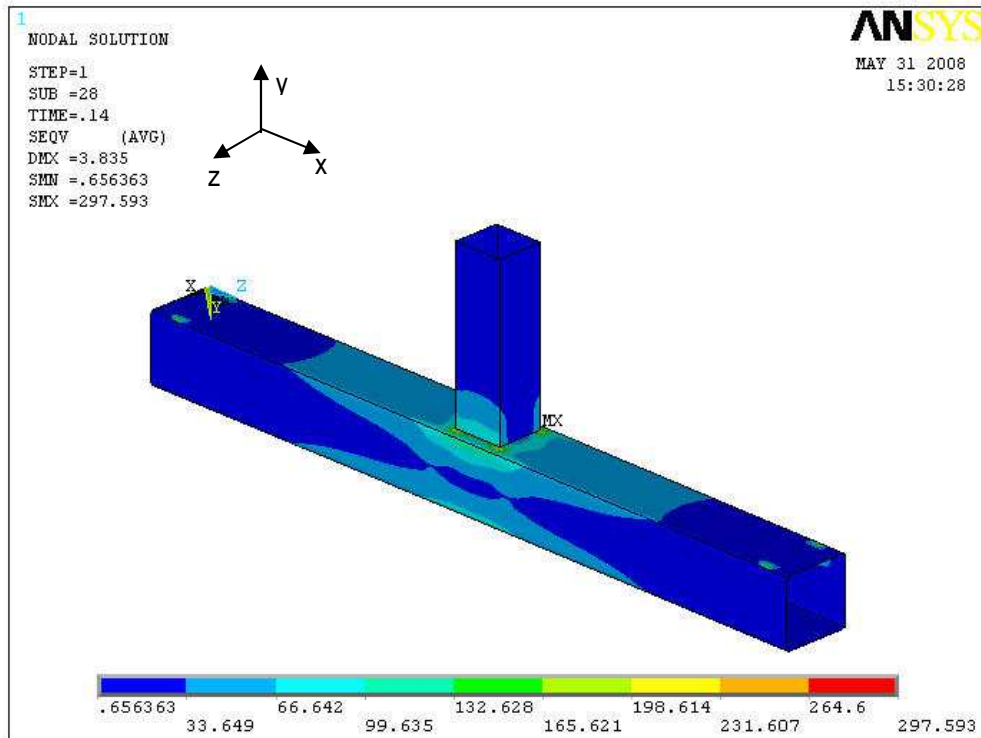


Figura 4.12 – Tensões de Von Mises para o ponto 1 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 149,7kN

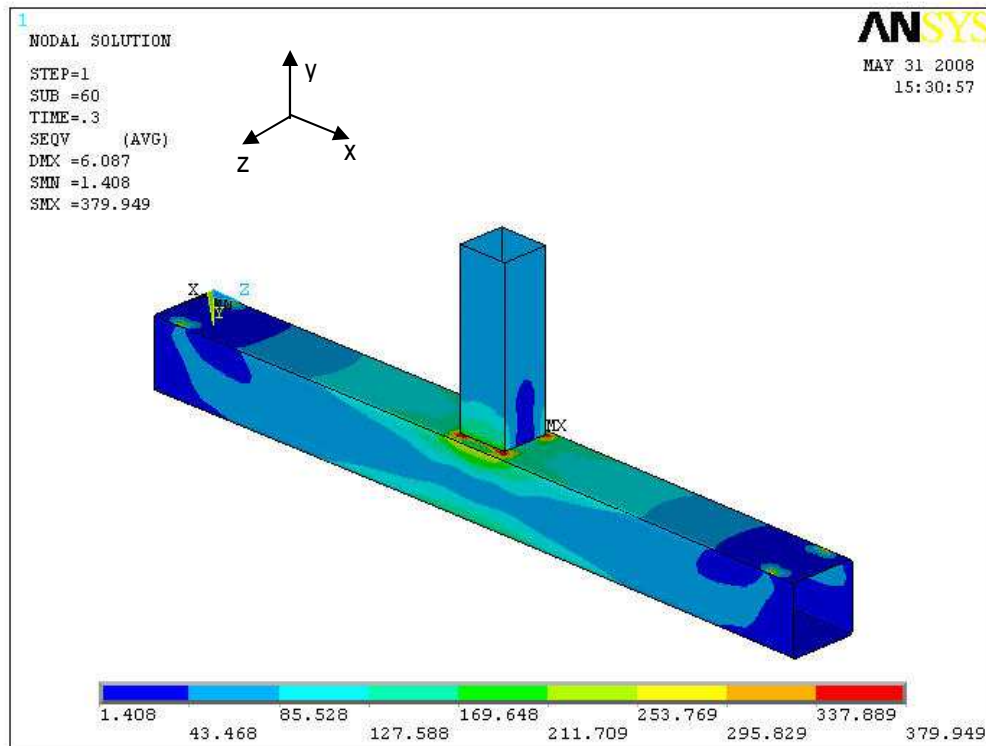


Figura 4.13 – Tensões de Von Mises para o ponto 2 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 320,9kN

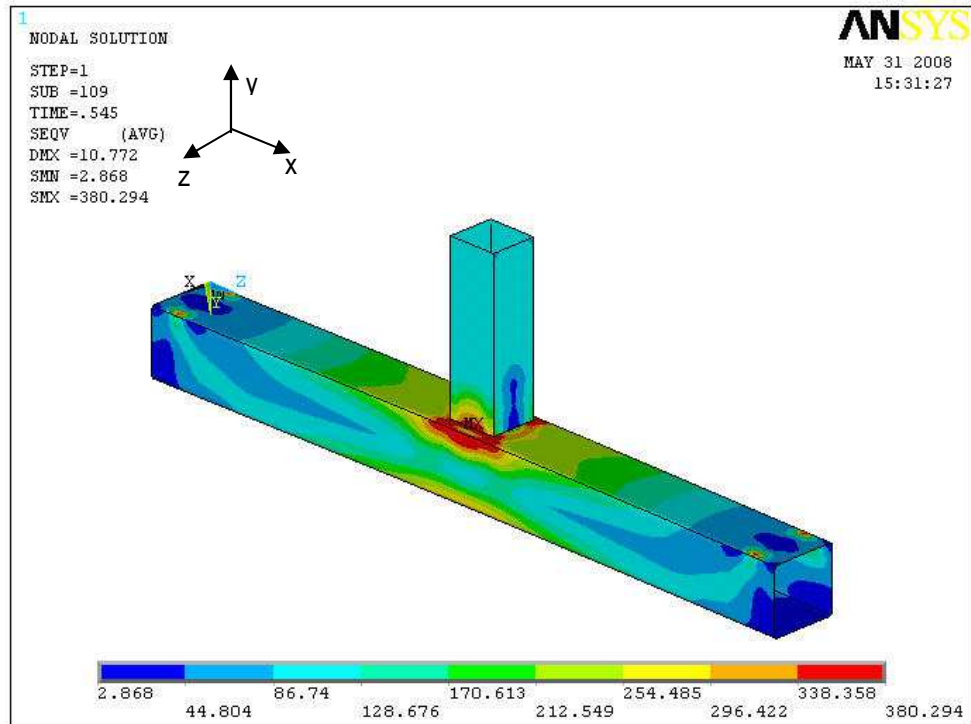


Figura 4.14 – Tensões de Von Mises para o ponto 3 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 582,9kN

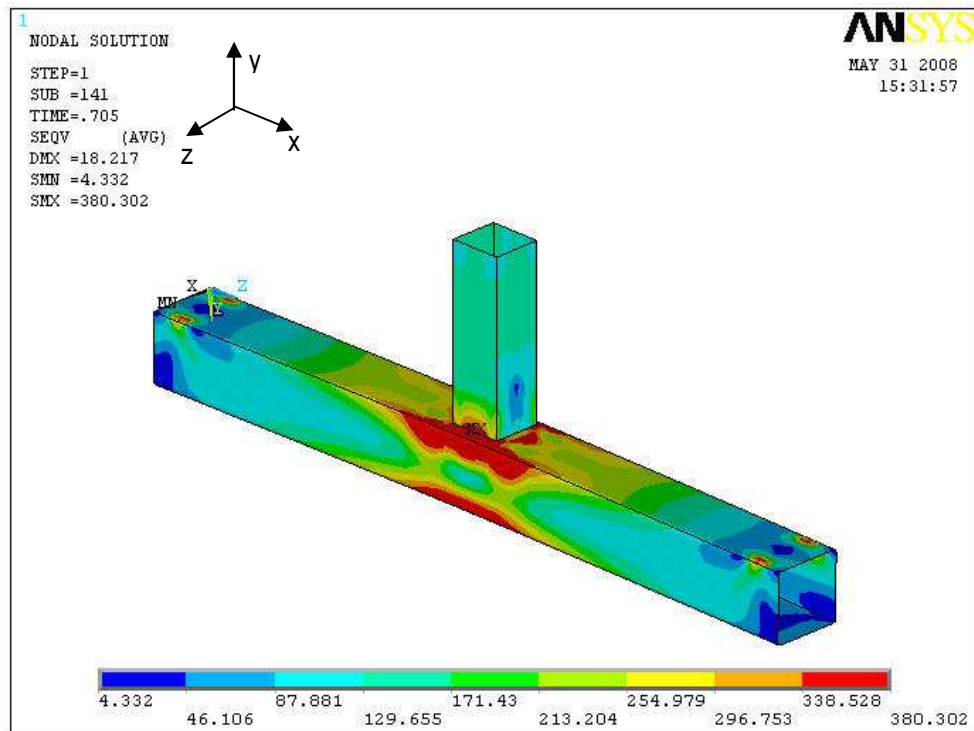


Figura 4.15 – Tensões de Von Mises para o ponto 4 indicado no gráfico da Figura 4.11 – N = 754kN

A partir desta análise paramétrica efetivada no presente capítulo para a ligação do tipo “T”, pode-se observar que os valores de resistência da ligação obtidos através da equação 2.13 proposta pelo Eurocode 3 [10] são superiores aos obtidos na análise numérica evidenciando assim, a necessidade de realização de ensaios experimentais de forma a validar os resultados aqui obtidos.

Tais observações podem ser visualizadas na Figura 4.16 que apresenta a comparação entre os resultados obtidos numericamente e os calculados através do Eurocode 3 [10].

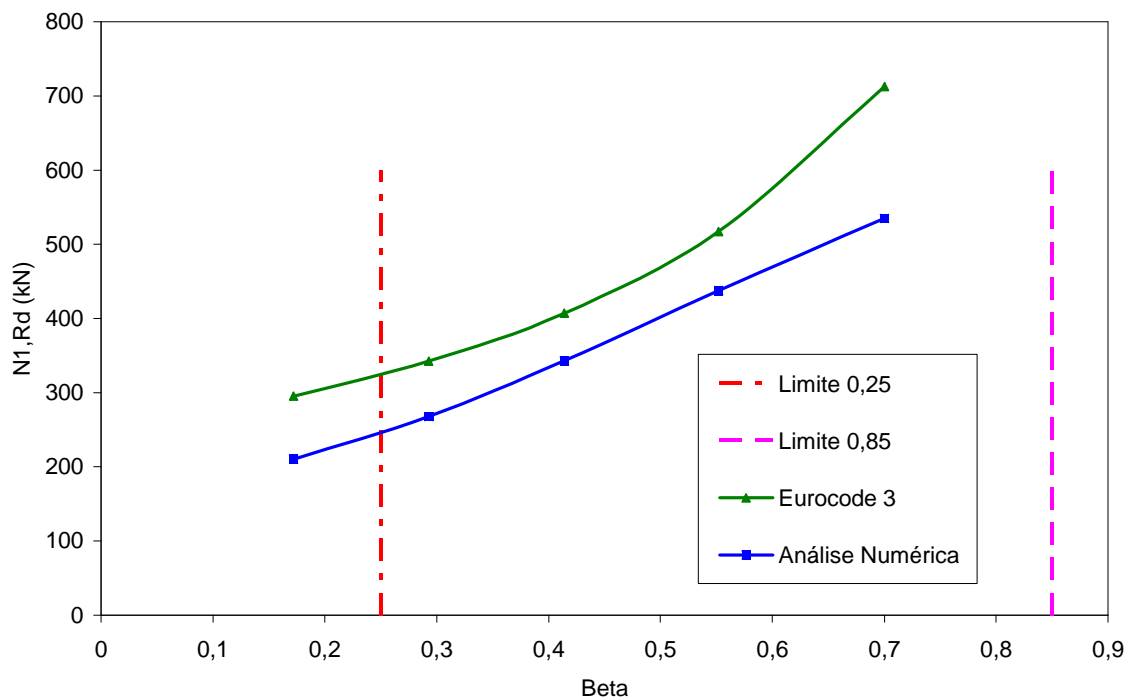


Figura 4.16 – Gráfico comparativo entre resistência pelo Eurocode 3 [10] e Análise Numérica

4.3. Ligação “K”

A análise paramétrica da ligação do tipo “K” baseou-se no modelo obtido anteriormente com uma pequena alteração. Tal modificação foi feita somente na direção do carregamento aplicado, ressaltando mais uma vez que o carregamento foi aplicado na forma de deslocamento. O modelo estrutural adotado é representado na Figura 4.17. Tal modificação no modelo estrutural teve como objetivo não gerar tensões no banzo na projeção da diagonal em compressão. Os dados de material também permaneceram os mesmos, sendo 355MPa e 275MPa para a tensão de escoamento do banzo e do montante,

respectivamente, e 600MPa para tensão última da solda. Além disto, deve-se ressaltar que a espessura da solda utilizada foi a mesma da análise para calibração do modelo que é igual a 4,5mm. Observando-se a equação que fornece a resistência de ligações tipo “K” apresentada no capítulo dois e rerepresentada a seguir, nota-se duas variáveis a saber, k_p e k_g .

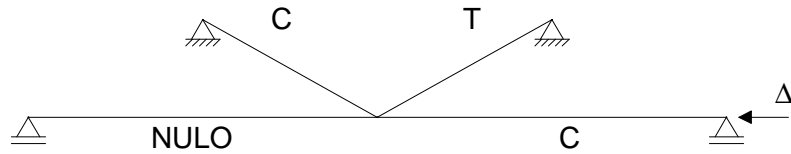


Figura 4.17 – Modelo estrutural adotado na análise paramétrica da ligação “K”

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g \cdot k_p \cdot f_{y0} \cdot t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \cdot \left(1,8 + 10,2 \cdot \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (4.1)$$

A variável k_g (equação 4.2) leva em consideração o “gap” g entre as diagonais que está diretamente relacionado com a excentricidade e conforme pode ser observado na Figura 4.18. A variável k_p (equação 4.3) depende do parâmetro n_p , que é determinado pela equação 4.4 que é função do esforço normal do banzo na projeção da diagonal em compressão e do momento fletor, caso exista. Desta forma, esta modificação na direção de aplicação da carga visa desprezar o efeito das tensões normais no banzo no comportamento global da ligação.

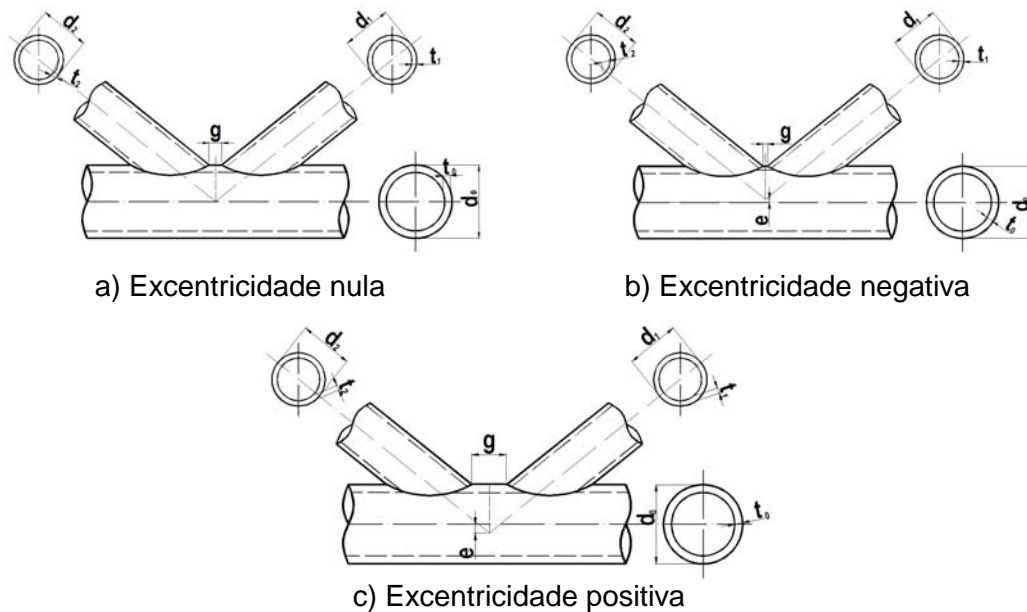


Figura 4.18 – Diferentes tipos de excentricidade e para ligações do tipo “K”

$$k_g = \gamma^{0.2} \left(1 + \frac{0.024\gamma^{1.2}}{1 + \exp\left(\frac{0.5g}{t_0} - 1.33\right)} \right) \quad (4.2)$$

$$k_p = 1,0 + 0,3n_p - 0,3n_p^2 \leq 1,0 \quad (4.3)$$

$$n_p = \frac{N_{op,Sd}}{A_0 \cdot f_{y0}} + \frac{M_{p,Sd}}{W_0 \cdot f_{y0}} \quad (4.4)$$

A Tabela 4.2 mostra os dados geométricos dos elementos utilizados na análise paramétrica da ligação tipo “K”. Vale ressaltar que a solda utilizada para todos os modelos analisados tinha uma espessura de 4,5mm segundo as recomendações do Eurocode 3 [10].

Tabela 4.2 – Dados geométricos do modelo da ligação “K”

Elementos	ϕ (mm)	t (mm)
Banzo	219,1	7,1
Diagonal Direita (Comprimida)	139,7	4,5
Diagonal Esquerda (Tracionada)	139,7	4,5
Ângulo entre a diagonal e o banzo	38,7°	

O parâmetro a ser avaliado nesta análise paramétrica foi a excentricidade (e) da ligação (ver Figura 4.18), uma vez que, como visto anteriormente, utilizando-se uma excentricidade negativa para a ligação, verifica-se um aumento de resistência da mesma. Tal excentricidade provoca também um momento fletor na ligação que não afeta de forma significativa o comportamento da mesma (ver exemplo de dimensionamento no capítulo dois).

Uma vez adotado tal modelo, o parâmetro k_p passa a ser sempre 1, segundo o Eurocode 3 [10], ou seja, a carga proveniente das diagonais passa a ser exclusivamente responsável pela resistência global da ligação sem influência das tensões normais no banzo conforme comentado anteriormente.

Para a análise das excentricidades adotou-se a convenção de excentricidade nula para o ponto de convergência dos eixos das diagonais coincidente com o eixo do banzo, excentricidade negativa caso tal encontro dos montantes ocorrer acima do ponto médio do banzo e positiva para o caso oposto, ou seja, o ponto de encontro das diagonais ocorrer

abaixo do eixo do ponto médio do banzo (ver Figura 4.18). Foram feitas três análises para o modelo proposto sendo uma delas com excentricidade nula, uma com excentricidade negativa de 10mm e outra com excentricidade positiva de 10mm.

Na Figura 4.19 apresenta-se a curva carga *versus* deslocamento para o banzo da ligação “K” sem excentricidade, onde se pode perceber que a máxima carga desenvolvida no banzo foi de aproximadamente 820kN.

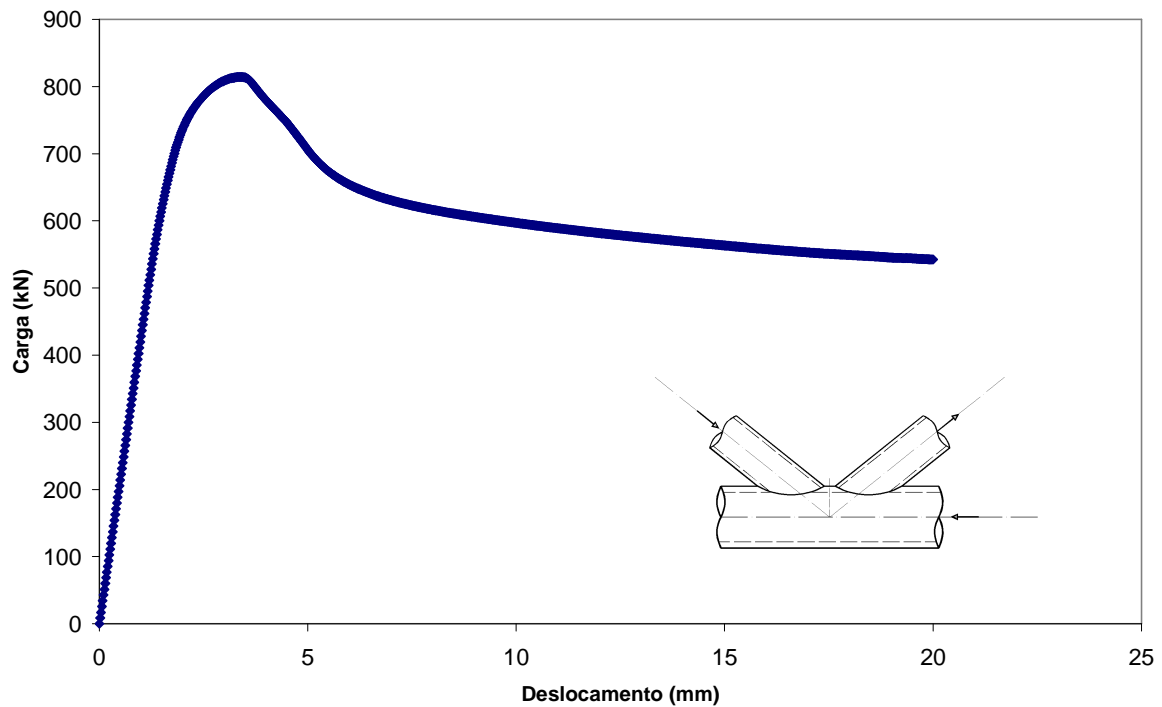


Figura 4.19 – Curva carga *versus* deslocamento do banzo para excentricidade nula

Os gráficos obtidos das duas diagonais (esquerda e direita) estão representados na Figura 4.20 e para o nível de carregamento máximo desenvolvido na diagonal esquerda, correspondente ao ponto 2 da Figura 4.20, observou-se o início do fenômeno de flambagem nesta diagonal na extremidade superior. Nesta figura, pode-se observar que para os limites de deformação propostos por Lu *et al.* [30] de $\Delta_s=2,19\text{mm}$ ($0,01d_0$) e $\Delta_u=6,57\text{mm}$ ($0,03d_0$), obteve-se os valores das resistências para a ligação de $N_s = 501,5\text{kN}$ e $N_u = 306,2\text{kN}$, respectivamente. Calculando-se esta ligação pela equação 4.1 do presente capítulo chega-se a um valor de $N_{1,Rd}=437,2\text{kN}$, sendo esta inferior a resistência do membro da diagonal em compressão $N_{b,Rd}$ que é igual a $446,7\text{kN}$, considerando que o coeficiente de comprimento efetivo de flambagem, sendo 1,0 ou 0,75 não alteraria a resistência à compressão do elemento.

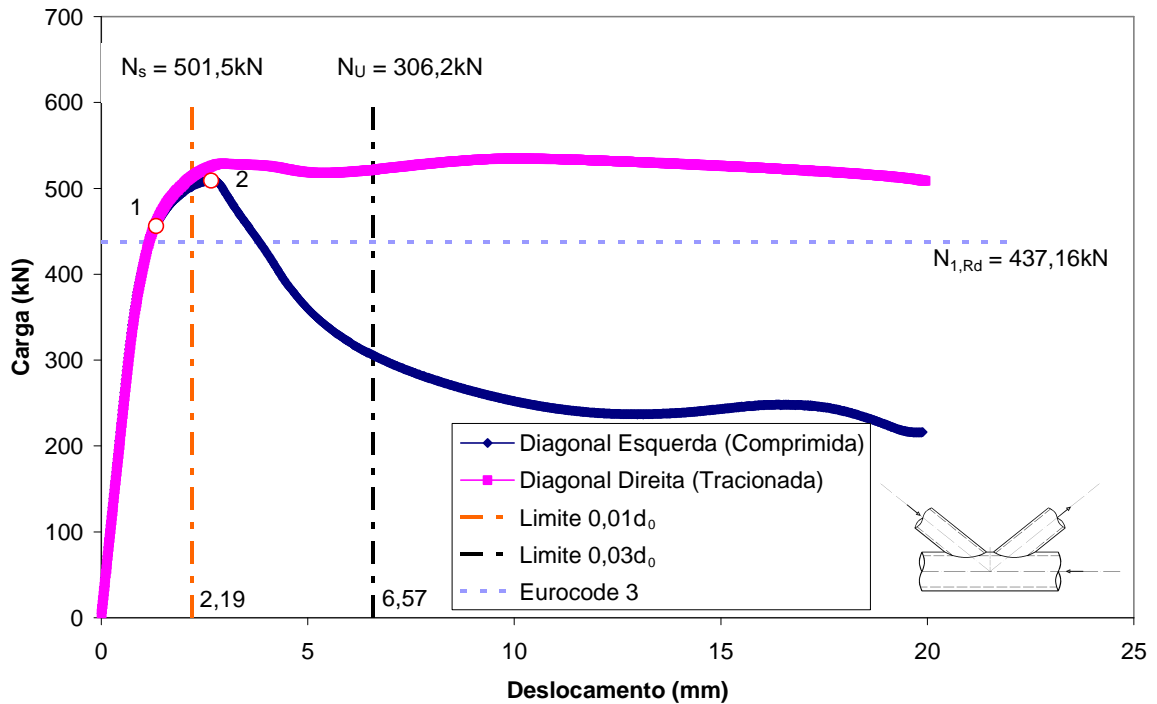


Figura 4.20 – Curva carga versus deslocamento das diagonais para excentricidade e nula

Para os pontos marcados no gráfico da Figura 4.20, através da análise não-linear realizada, foi obtida a distribuição das tensões de Von Mises. Vale ressaltar que a solda foi retirada para obtenção das tensões de Von Mises uma vez que a falha ocorre no banzo e, caso fosse considerada a solda, a escala utilizada dificultaria a análise devido a diferença de tensão de escoamento dos materiais. Para o caso analisado, a tensão de escoamento considerada na escala do banzo será a sua tensão de escoamento igual a 355MPa e para diagonal, uma de 275MPa.

Para o ponto 1 indicado na Figura 4.20 correspondente a uma carga atuante nas diagonais de 456,1kN, foi tirada a distribuição de tensões de Von Mises para as diagonais e para o banzo. Na Figura 4.21 onde é apresentada a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 1 da curva carga versus deslocamento para a diagonal comprimida, percebe-se um início da plastificação nas diagonais, sendo que o diagrama de distribuição de tensões é equivalente para ambas as diagonais. A Figura 4.22 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 1 da curva da diagonal em compressão como citado anteriormente. Os elementos foram apresentados separadamente uma vez que as tensões de escoamento do banzo e das diagonais são diferentes.

Observando-se a distribuição de tensões de Von Mises ao lado do banzo, verifica-se também um início de plastificação no mesmo na região da próxima das soldas. Ressaltando-se que neste ponto, a carga correspondente nas diagonais é de 456,1kN, valor próximo da resistência da ligação (437,16kN) e da resistência da diagonal (446,7kN).

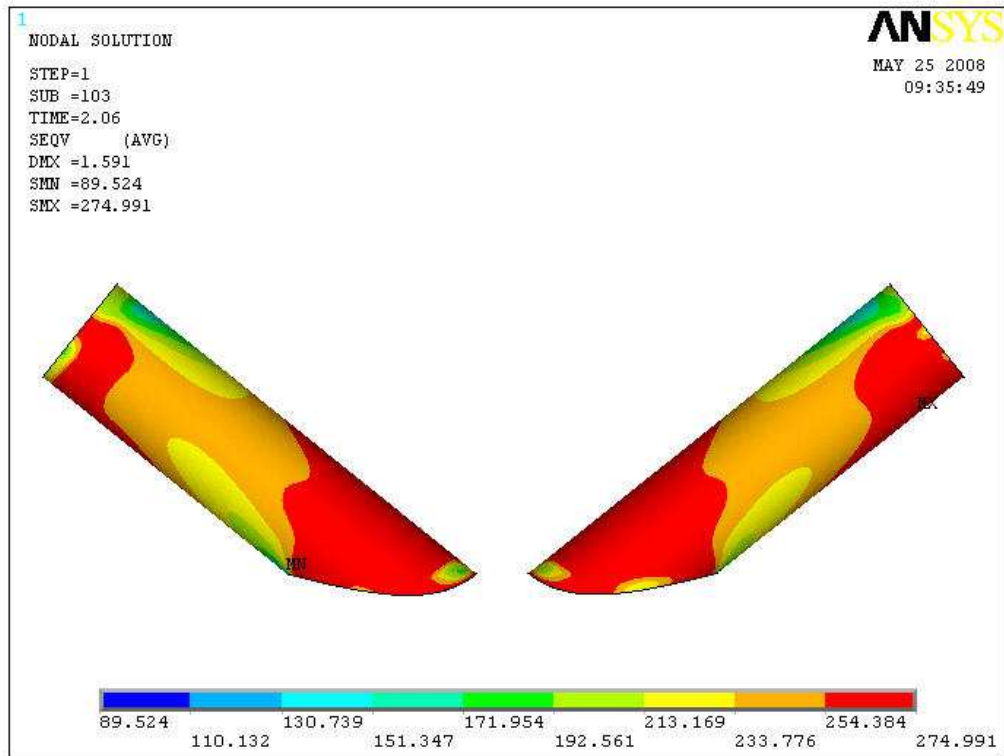


Figura 4.21 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20

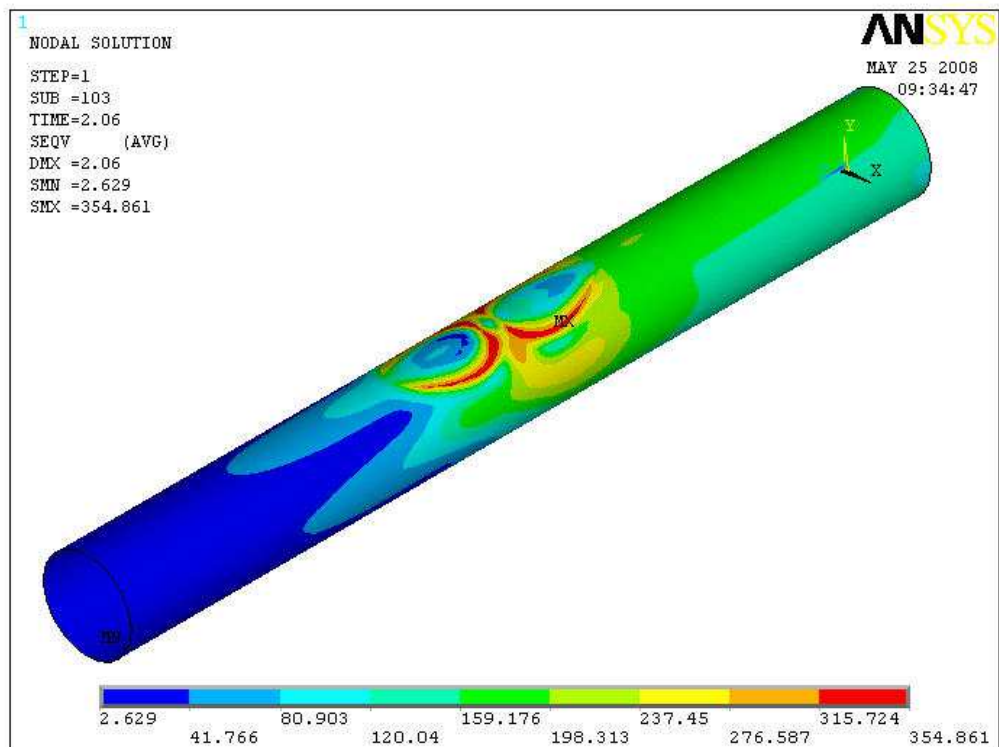


Figura 4.22 – Distribuição das tensões de Von Mises do banço no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20

A Figura 4.23 representa a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais do ponto 2 da Figura 4.20. Tal ponto representa a máxima carga obtida na análise numérica para a diagonal em compressão sendo esse valor de 509,1kN. Observando-se essa distribuição de tensões para as diagonais, pode-se perceber que ambas apresentam suas seções quase totalmente plastificadas.

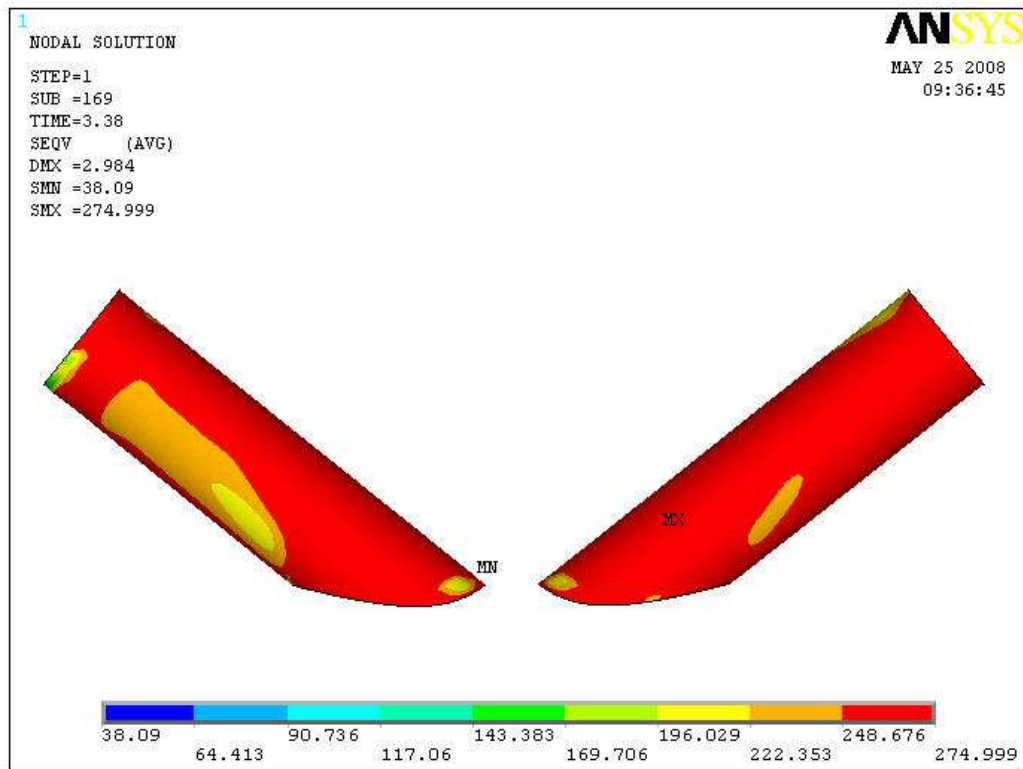


Figura 4.23 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20

A Figura 4.24 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 2 da Figura 4.20 onde percebe-se que a região plastificada do mesmo não apresenta-se tão evidente quanto nas diagonais. Os elementos foram uma vez mais apresentados individualmente de forma a se ter uma melhor visualização de escala, pois sabe-se que os valores para a tensão de escoamento do banzo e das diagonais são diferentes. Tal fenômeno evidencia que o banzo não se encontra devidamente solicitado mostrando a necessidade de se repensar no modelo, uma vez que o estudo em questão é focado na análise da ligação.

De forma a se mobilizar o banzo sem alterar os valores da resistência da ligação, optou-se por modificar a espessura das diagonais para o valor logo acima indicado na tabela de perfis da V&M [41] de forma a se aumentar a resistência à compressão do elemento e, dessa forma, mobilizar o banzo. Com essa informação, optou-se por aumentar a espessura

das diagonais para 5,6mm, uma vez que isto aumenta a resistência do perfil, podendo assim mobilizar o banzo e, ao mesmo tempo, mantendo-se o mesmo valor da resistência da ligação. Os dados para essa nova configuração considerada estão inseridos na Tabela 4.3.

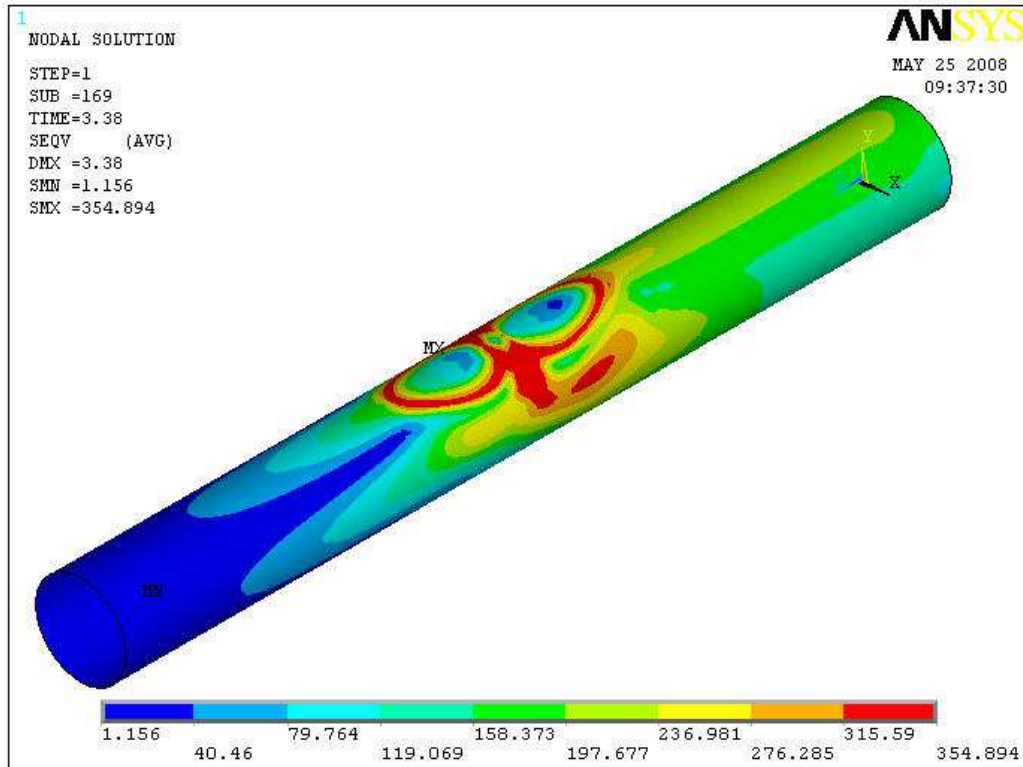


Figura 4.24 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.20

Tabela 4.3 – Dados geométricos do modelo da ligação “K” com aumento de espessura

Elementos	ϕ (mm)	t (mm)
Banzo	219,1	7,1
Diagonal Direita (Comprimida)	139,7	5,6
Diagonal Esquerda (Tractionada)	139,7	5,6
Ângulo entre a diagonal e o banzo	38,7°	

Com a nova configuração geométrica da ligação, inicialmente considerou-se uma excentricidade e nula para retificar que as diagonais com espessura maior possibilitaram a mobilização do banzo

Na Figura 4.25 apresenta-se a curva carga *versus* deslocamento para o banzo da ligação “K” onde, uma vez mais pode-se observar que a carga máxima desenvolvida no banzo foi de 993,1kN.

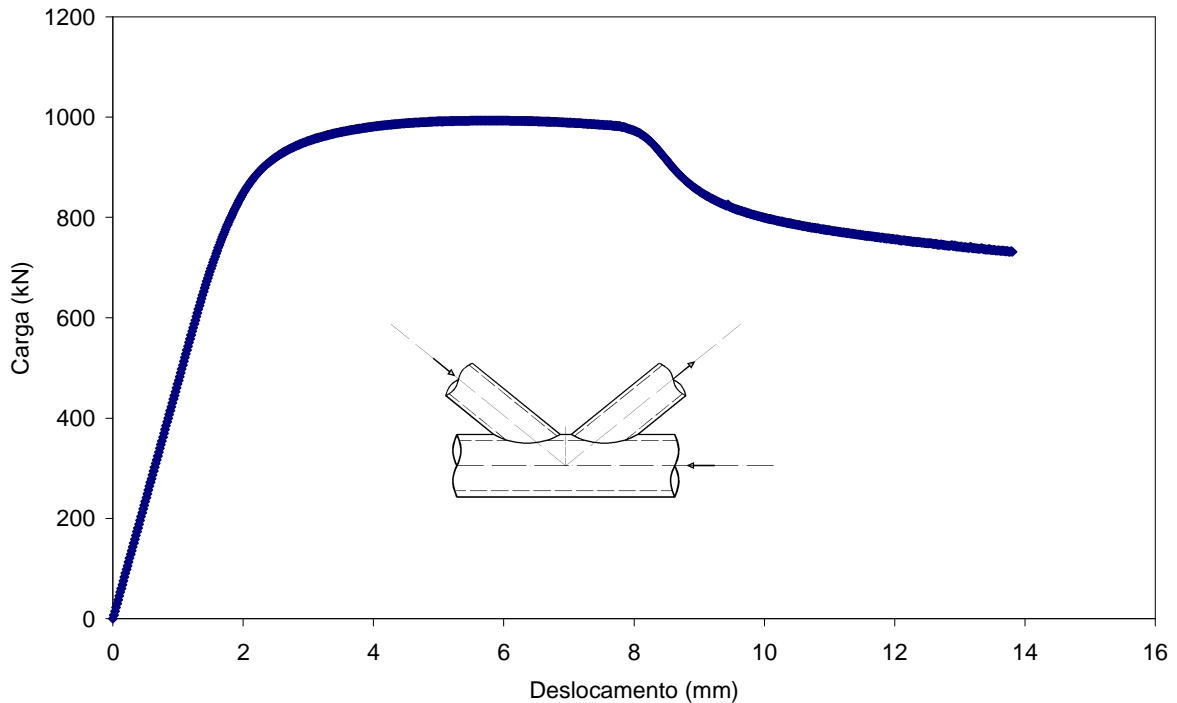


Figura 4.25 – Gráfico carga *versus* deslocamento para o banzo com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade e nula

Os gráficos obtidos para as duas diagonais (esquerda e direita) estão representados na Figura 4.26 e como pode ser observado na curva referente à diagonal esquerda (compressão) ocorreu uma redução de carga desenvolvida no elemento. Nesta figura, pode-se observar que para os limites de deformação propostos por Lu *et al.* [30] de $\Delta_s=2,19\text{mm}$ ($0,01d_0$) e $\Delta_u=6,57\text{mm}$ ($0,03d_0$), foram obtidos os valores de resistências para a ligação de $N_s = 572,5\text{kN}$ e $N_u = 596,1\text{kN}$, respectivamente. A máxima carga alcançada na curva carga *versus* deslocamento na análise numérica foi de 598,3kN. Além disso, pode-se observar que o valor obtido pelo Eurocode 3 [10] (437,2kN) foi inferior ao obtido na análise numérica, estando o dimensionamento a favor da segurança.

Para o ponto 1 indicado na Figura 4.26 onde foi verificada uma carga atuante de 545,6kN, foi tirada a distribuição de tensões de Von Mises para as diagonais e para o banzo. Na Figura 4.27 onde é mostrada a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 1 da curva carga *versus* deslocamento para a diagonal comprimida percebe-se o início da

plastificação das diagonais, sendo o diagrama de distribuição de tensões equivalente para ambas as diagonais.

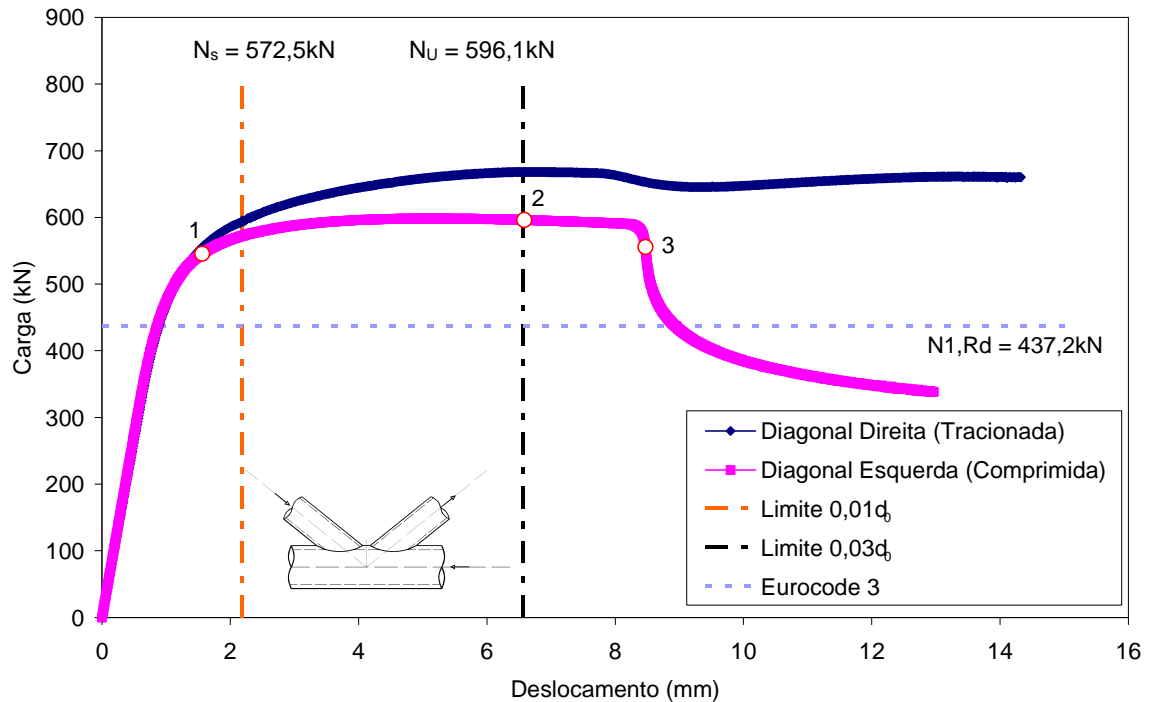


Figura 4.26 – Gráfico carga versus deslocamento para ligação com diagonais com espessura de 5,6mm e excentricidade nula

Observando-se a Figura 4.26 verifica-se que no ponto 3 assinalado, corresponde a um deslocamento de 8,5mm, ocorreu flambagem local na diagonal em compressão na região próxima do apoio conforme pode ser visualizado na deformada da mesma apresentada na Figura 4.28.

A Figura 4.29 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 1 da curva da diagonal em compressão onde verifica-se que o banzo encontra-se plastificado para este nível de carregamento.

Na Figura 4.30, onde é mostrada a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais para o ponto 2, mostrado na Figura 4.26, percebe-se uma grande diferença de tensões nas diagonais, inclusive determinando uma concentração de tensões na extremidade da diagonal comprimida (esquerda). Nesta região, como citado anteriormente, para um deslocamento de aproximadamente 8,5mm (Figura 4.26) ocorreu a flambagem local nesta diagonal.

Na Figura 4.31 onde apresenta-se a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 2 da curva da carga versus deslocamento para a diagonal comprimida no banzo, percebe-se que grande parte do banzo já se encontra plastificado, mostrando assim que

este foi o estado limite da ligação.

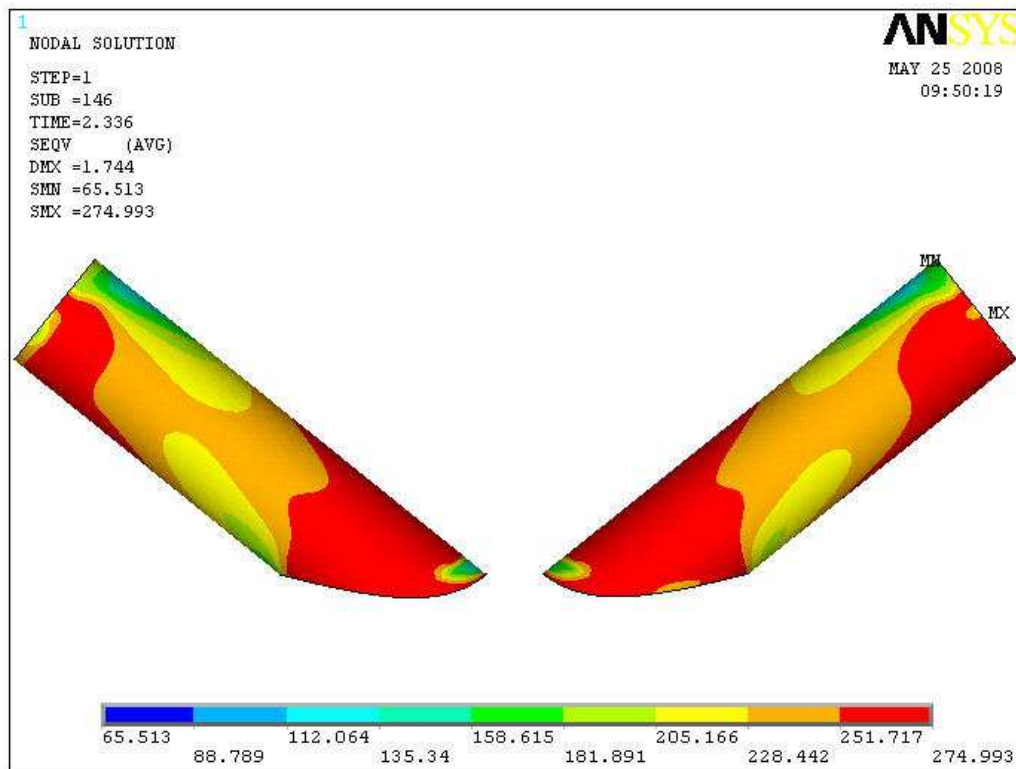


Figura 4.27 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26

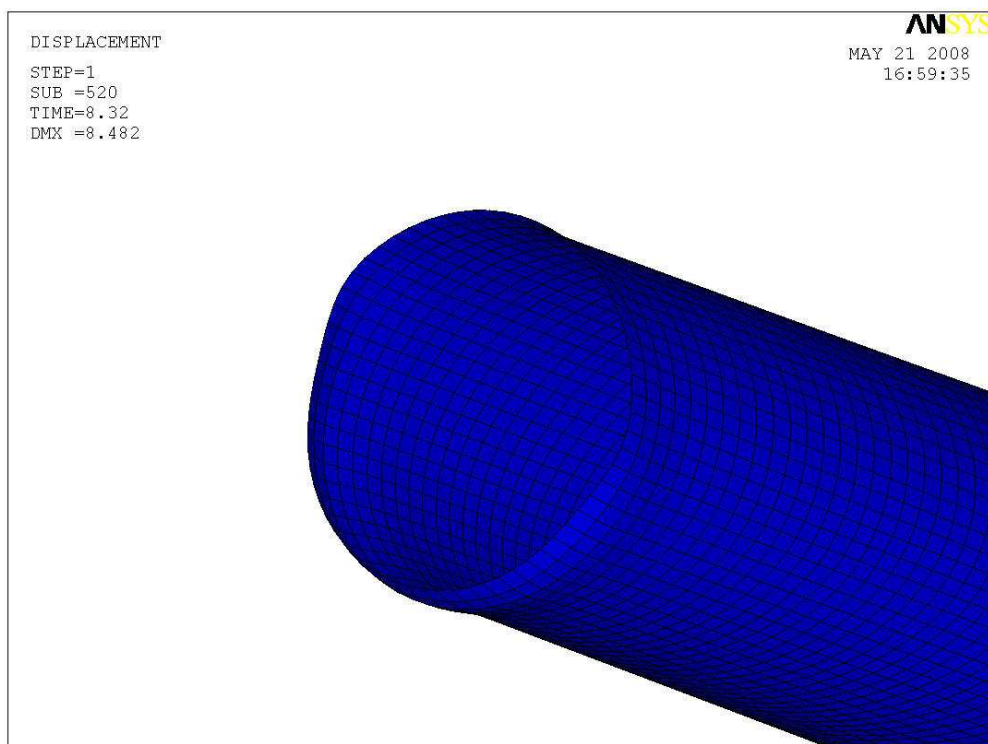


Figura 4.28 – Vista da deformada da diagonal em compressão para um deslocamento de 8,5mm na mesma

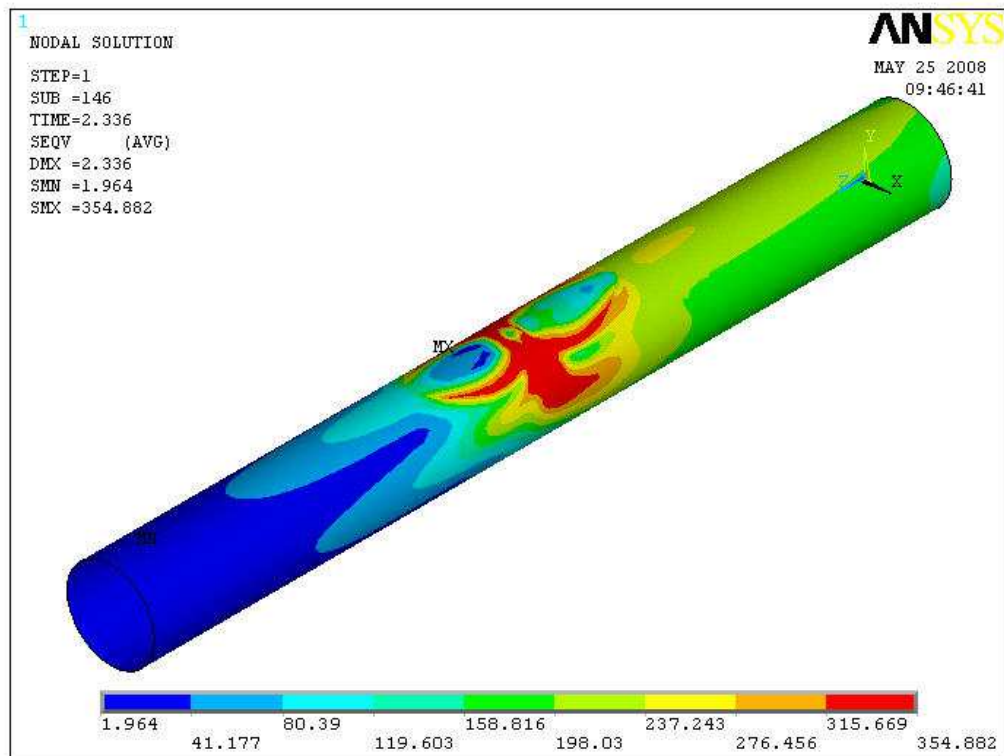


Figura 4.29 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26

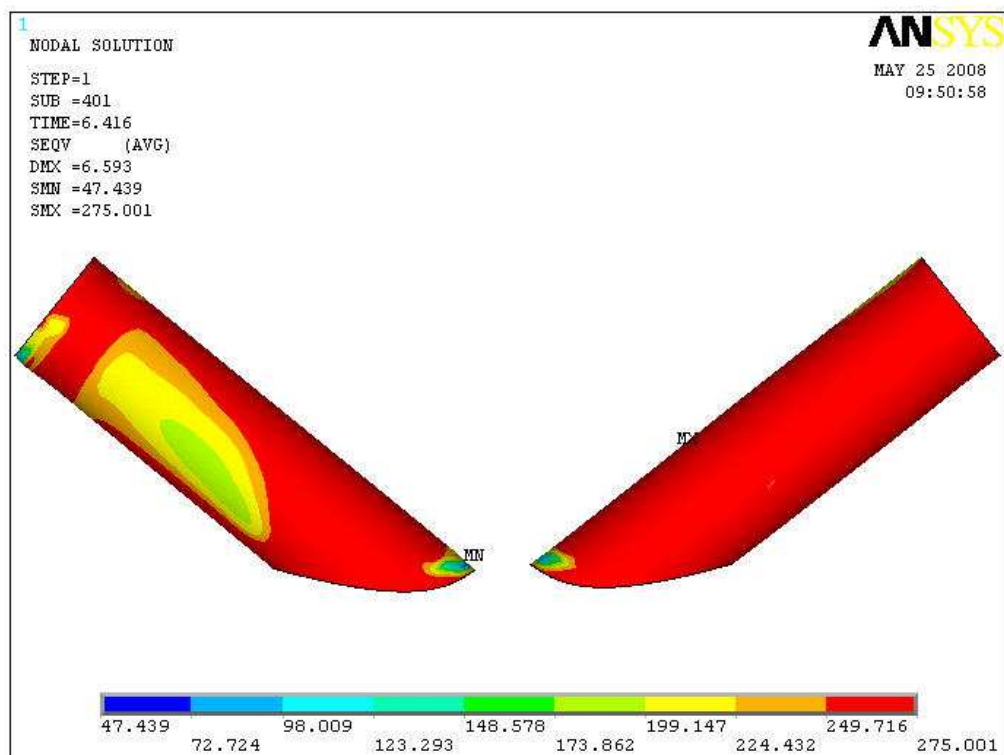


Figura 4.30 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26

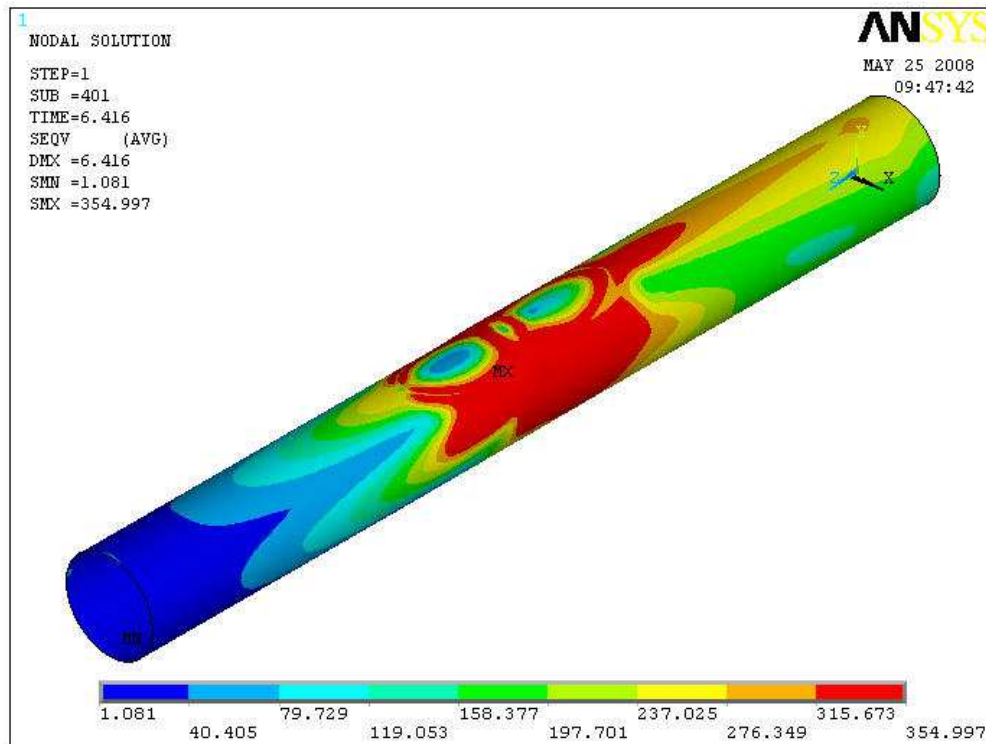


Figura 4.31 – Distribuição das tensões de Von Mises do banço no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26

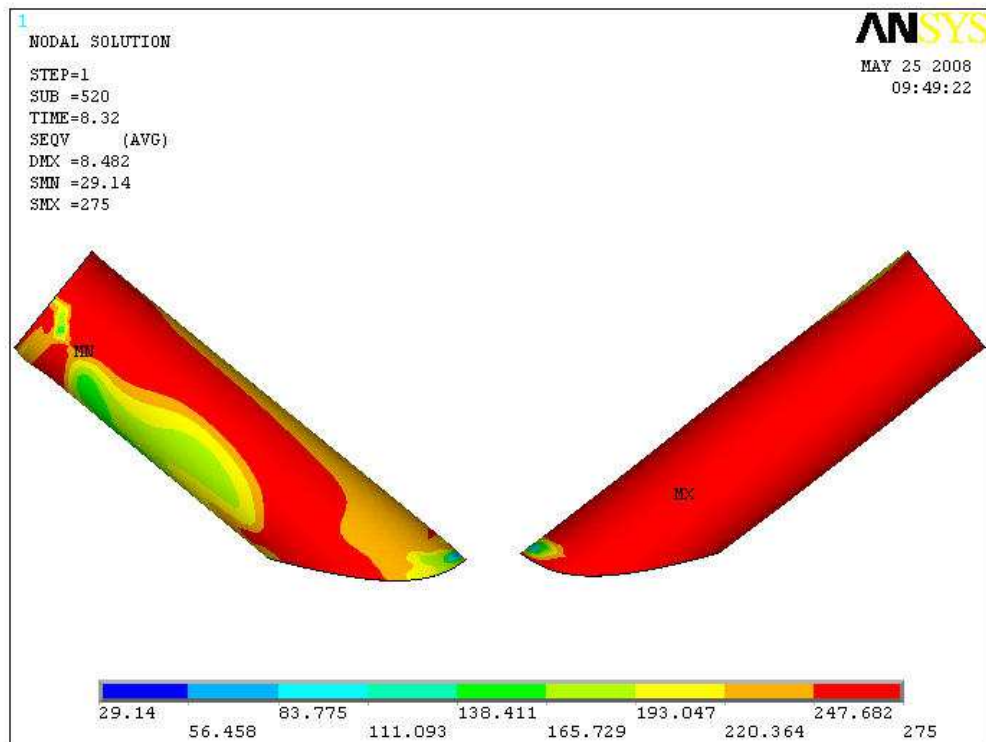


Figura 4.32 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 3 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26

Na Figura 4.32, onde é mostrada a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais para o ponto 3, mostrado na Figura 4.26, percebe-se a ocorrência de flambagem local, em que a diagonal comprimida passa a não mais absorver carga.

Na Figura 4.33 onde apresenta-se a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 3 da curva da carga *versus* deslocamento para a diagonal comprimida no banzo, percebe-se que no banzo passa a acontecer o mesmo fenômeno que na diagonal comprimida, ou seja, perda de absorção de carga.

Desta forma, tendo em vista a coerência dos resultados apresentados anteriormente, prosseguiu-se com a análise paramétrica variando-se a excentricidade da ligação.

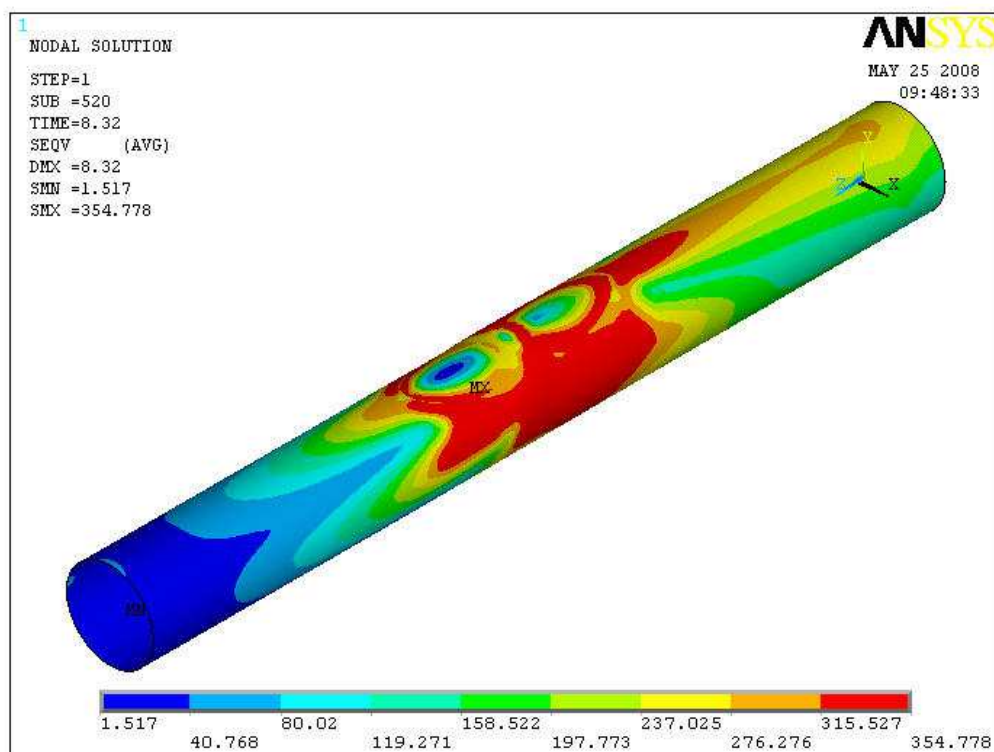


Figura 4.33 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 3 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.26

Para uma excentricidade e positiva de 10mm, onde as diagonais conseqüentemente se afastam, percebe-se através da Figura 4.34 que a curva carga versus deslocamento para o banzo foi similar a curva do mesmo elemento para uma excentricidade e nula tanto para o valor de carga máxima alcançado (981,6kN para $e = 10\text{mm}$ e 993,1kN para $e = 0$). Além disso, percebe-se que a perda drástica de carga ocorrida para o banzo para uma excentricidade e positiva de 10mm foi semelhante a de excentricidade nula.

Os gráficos obtidos das duas diagonais (esquerda e direita) estão representados na Figura 4.35 e como pode ser observado na curva referente à diagonal esquerda

(compressão) ocorreu também o fenômeno de flambagem local. Nesta figura, pode-se observar que para os limites de deformação propostos por Lu *et al.* [30] de $\Delta_s=2,19\text{mm}$ ($0,01d_0$) e $\Delta_u=6,57\text{mm}$ ($0,03d_0$), forma obtidos os valores das resistências para a ligação de $N_s = 532,4\text{kN}$ e $N_u = 583,8\text{kN}$, respectivamente. A máxima carga alcançada na curva carga *versus* deslocamento na análise numérica foi de $583,8\text{kN}$.

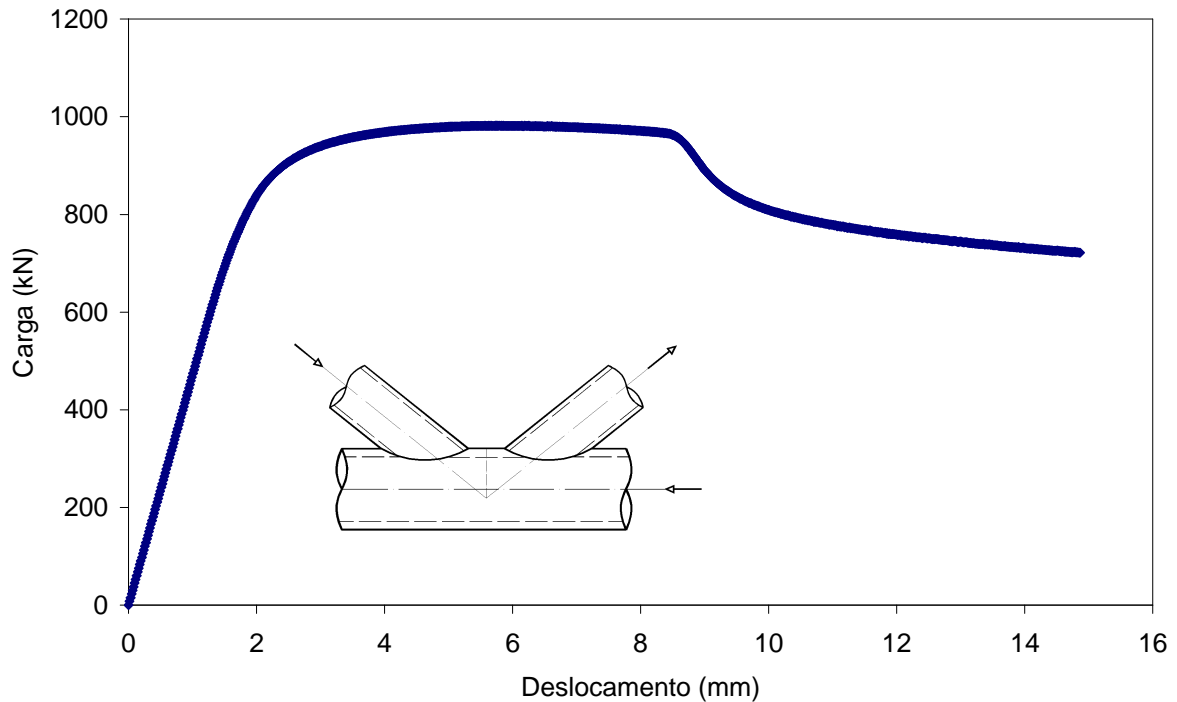


Figura 4.34 – Gráfico carga *versus* deslocamento para o banço com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade $e = 10\text{mm}$

Para o ponto 1 indicado na Figura 4.35 onde foi verificada uma carga atuante de $545,6\text{kN}$ (superior a obtida no modelo anterior com espessura de $4,5\text{mm}$ correspondente a $456,1$), foi tirada a distribuição de tensões de Von Mises para as diagonais e para o banço. Na a Figura 4.36 onde é mostrada a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 1 da curva carga *versus* deslocamento para a diagonal comprimida percebe-se o início da plastificação das diagonais, sendo que o diagrama de distribuição de tensões é equivalente para ambas as diagonais.

A Figura 4.37 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o banço no ponto 1 da curva da diagonal em compressão no início do fenômeno de plastificação, ou seja, quando o equilíbrio das cargas passa a não ocorrer mais.

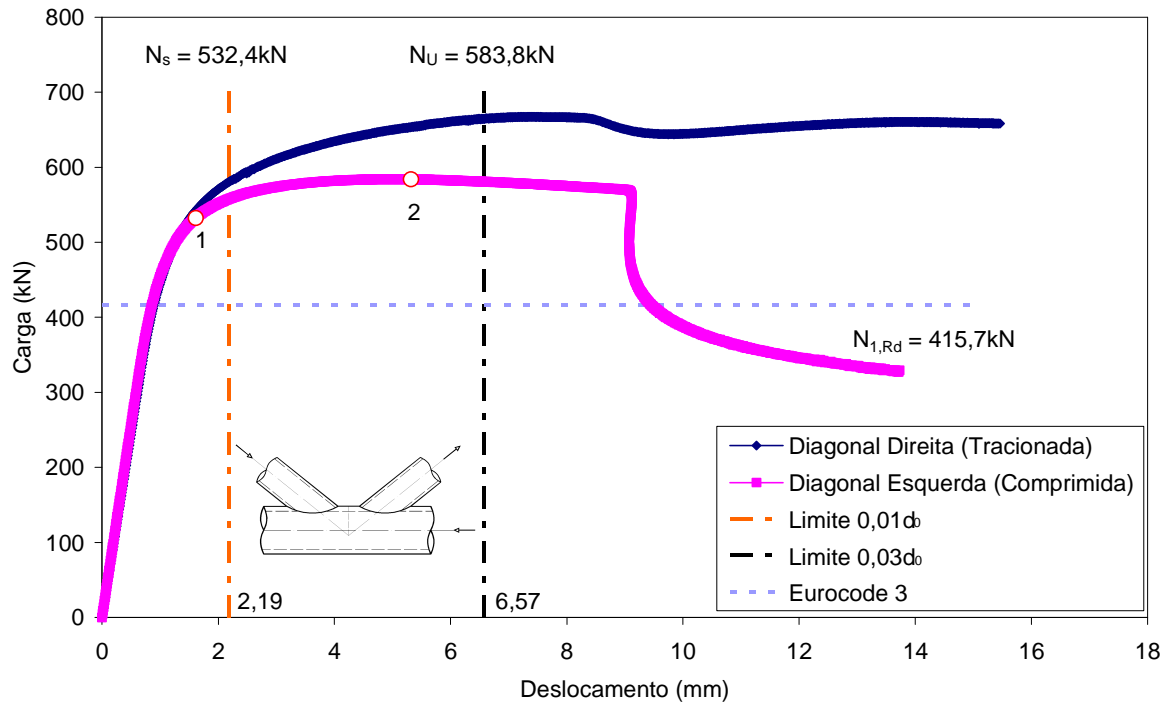


Figura 4.35 – Gráfico carga versus deslocamento para ligação com diagonais com espessura de 5,6mm e excentricidade $e = 10\text{mm}$

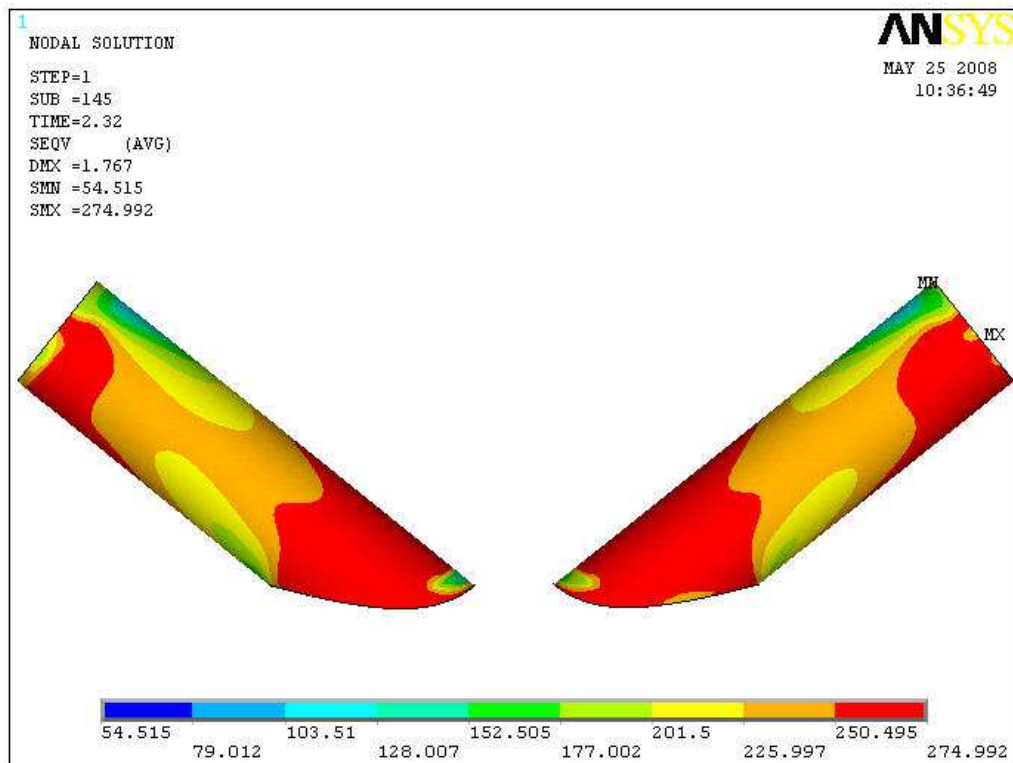


Figura 4.36 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35

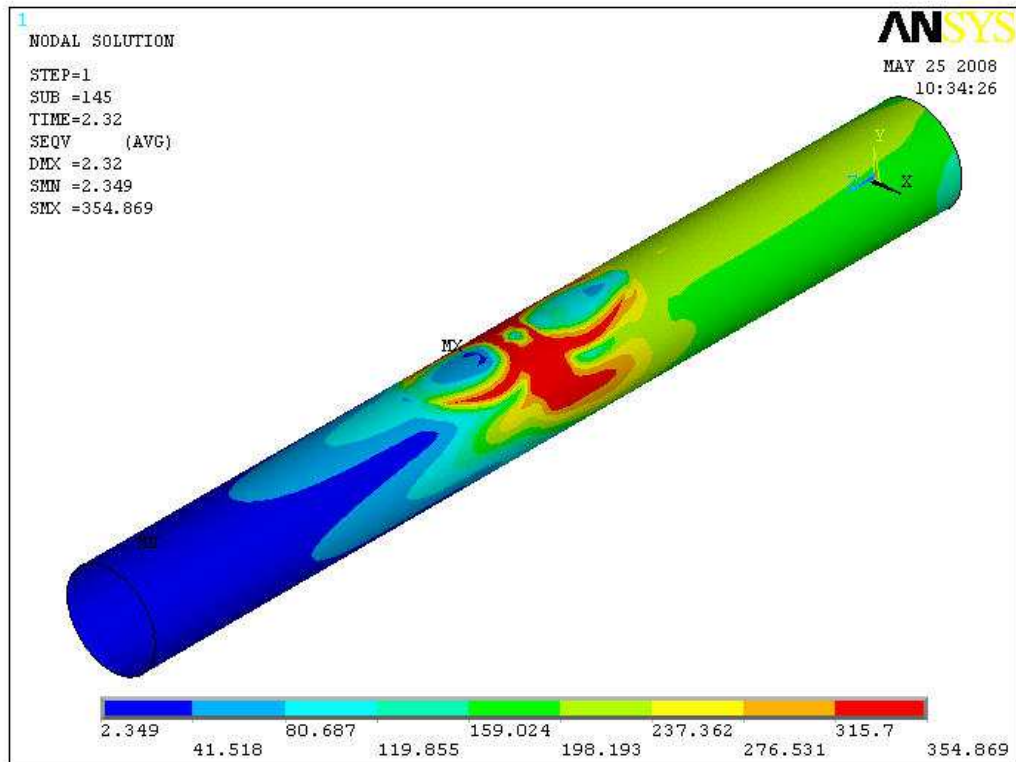


Figura 4.37 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 1 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35

Na Figura 4.38, onde é mostrada a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 2 representando a máxima carga obtida da diagonal em compressão para as diagonais mostrado na Figura 4.35, sendo esse valor de 583,1kN, percebe-se uma grande diferença de tensões nas diagonais, devido ao início da flambagem local na diagonal em compressão. Tal fenômeno indica a queda brusca de resistência tanto na diagonal comprimida quanto no banzo para um deslocamento de 8,5mm, aproximadamente. Pode-se perceber ainda que a distribuição das tensões de Von Mises para uma excentricidade nula e uma excentricidade positiva foram semelhantes.

Na Figura 4.39 é mostrada a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 2 da curva da carga *versus* deslocamento para a diagonal comprimida no banzo onde percebe-se que grande parte do banzo já se encontra plastificada, mostrando assim, uma maior solicitação do mesmo.

Para uma excentricidade negativa de 10mm, onde as diagonais se aproximam, percebe-se através da Figura 4.40 que a curva carga *versus* deslocamento do banzo, para tal excentricidade, atingiu níveis de carregamento superiores aos dois modelos anteriores. O valor de carga máxima desenvolvida no banzo foi de 1014,32kN, superior aos valores encontrados para uma excentricidade nula e positiva, sendo tais valores 981,6kN para excentricidade $e = 10\text{mm}$ e 993,1kN para excentricidade nula, respectivamente.

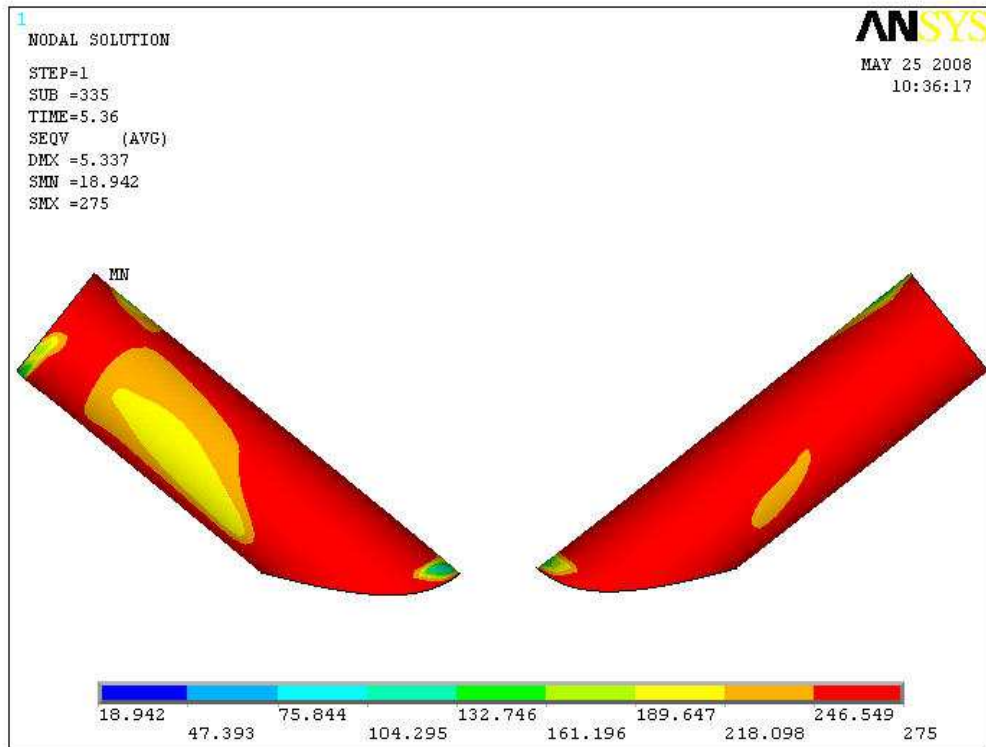


Figura 4.38 – Distribuição das tensões de Von Mises das diagonais no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35

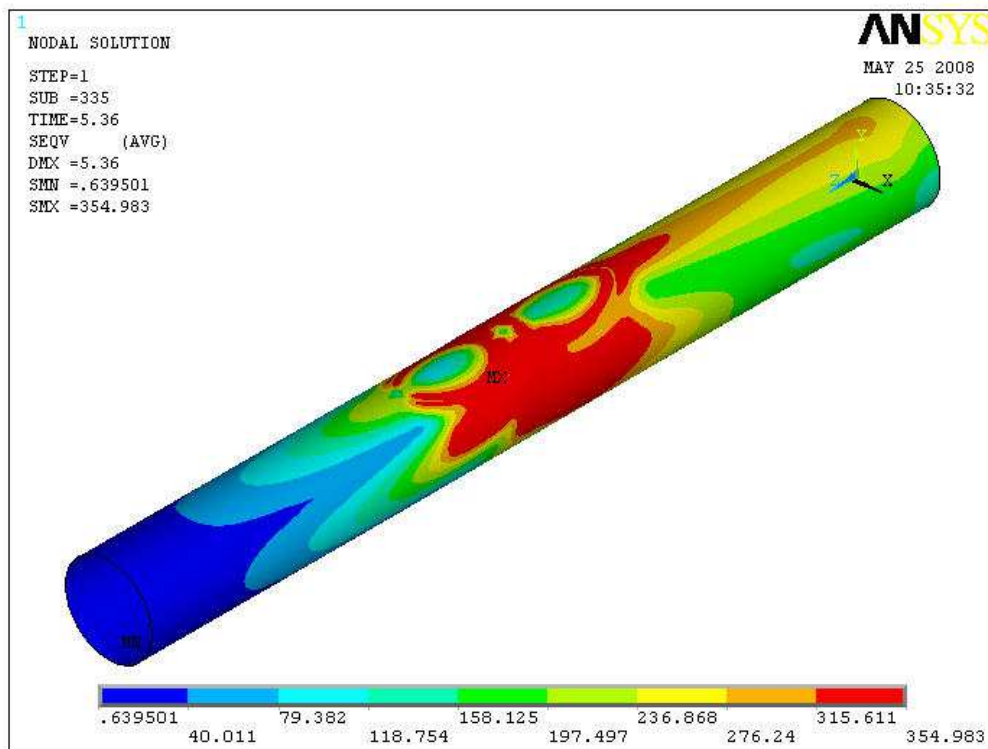


Figura 4.39 – Distribuição das tensões de Von Mises do banzo no ponto 2 indicado na curva da diagonal comprimida na Figura 4.35

Os gráficos obtidos das duas diagonais (esquerda e direita) estão representados na Figura 4.41 e como pode ser observado na curva referente à diagonal esquerda (compressão) ocorreu o fenômeno de flambagem local para um nível de carregamento referente no ponto 3. Nesta figura, pode-se observar que para os limites de deformação propostos por Lu *et al.* [30] de $\Delta_s=2,19\text{mm}$ ($0,01d_0$) e $\Delta_u=6,57\text{mm}$ ($0,03d_0$), foram obtidos os valores das resistências para a ligação de $N_s = 599,6\text{kN}$ e $N_u = 541,2\text{kN}$, respectivamente. A máxima carga alcançada na curva carga *versus* deslocamento na análise numérica foi de $627,5\text{kN}$. A resistência da ligação calculada através da equação 4.1 foi de $514,0\text{kN}$.

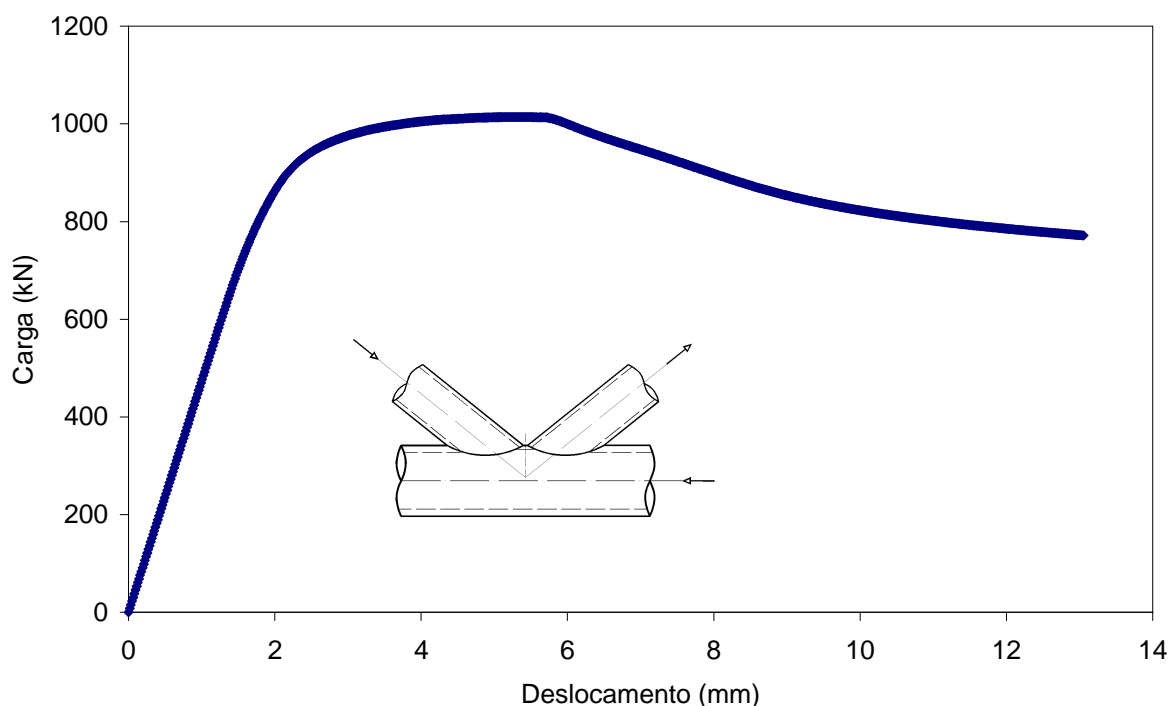


Figura 4.40 – Gráfico carga *versus* deslocamento para o banço com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade $e = -10\text{mm}$

No ponto 1 representado na curva carga *versus* deslocamento para a diagonal esquerda (comprimida), foi retirada a distribuição de Von Mises para as diagonais e para o banço isoladamente. O ponto 1 corresponde a uma carga de $574,8\text{kN}$ e um deslocamento de $1,59\text{mm}$ para a diagonal em compressão.

A Figura 4.42 representa a distribuição das tensões de Von Mises para este nível de carregamento mostrando o início da plastificação das mesmas.

A Figura 4.43 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o banço no ponto 1 da Figura 4.41, pode-se perceber que a região entre as ligações é a mais solicitada logicamente por se tratar da área onde ocorre o fluxo de carga.

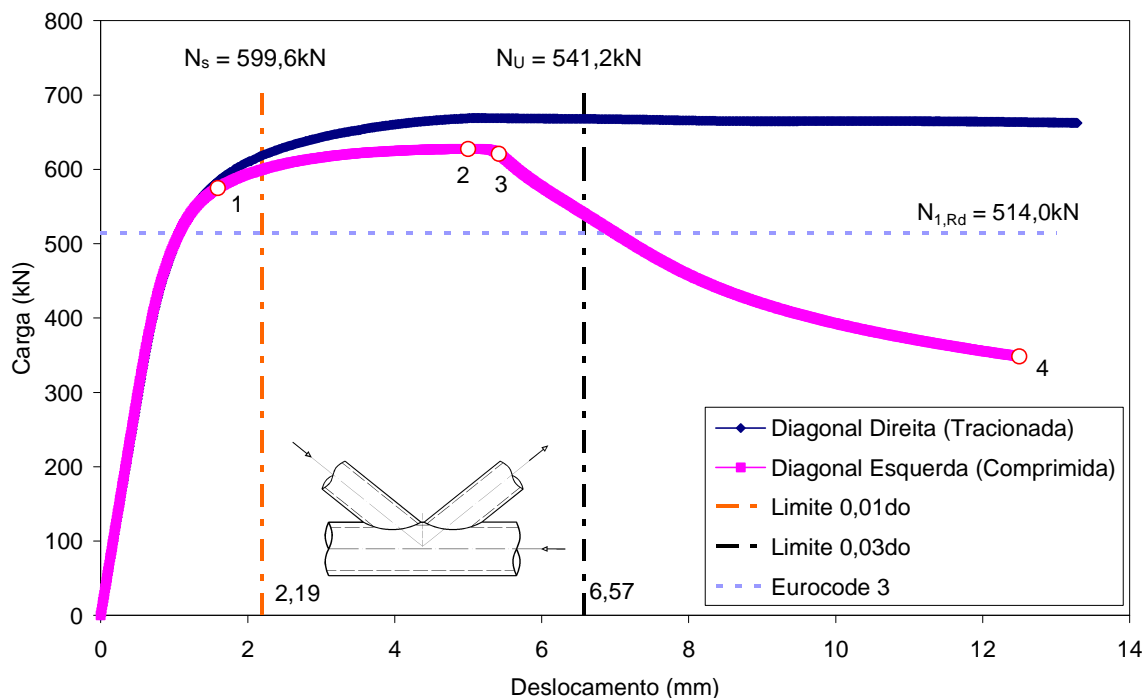


Figura 4.41 – Gráfico carga versus deslocamento para as diagonais com espessura das diagonais 5,6mm e excentricidade $e = -10\text{mm}$

A Figura 4.44 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o ponto 2 da Figura 4.41 no ponto onde ocorre a máxima carga na diagonal em compressão e consequentemente, a carga que controla o dimensionamento. Pode-se perceber que a diagonal comprimida encontra-se bastante plastificada e o início da flambagem local da mesma inicia-se neste ponto.

A Figura 4.45 representa a distribuição das tensões de Von Mises no banzo para o ponto 2 da Figura 4.41 onde se percebe que uma grande parte do banzo encontra-se plastificada no momento em que ocorre a máxima carga para a diagonal em compressão.

A Figura 4.46 representa a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 3 da Figura 4.41 onde verifica-se a flambagem local da diagonal comprimida. Pode-se verificar que a extremidade do tubo em compressão começa a sofrer uma perda de tensão devido ao fenômeno de flambagem local.

A Figura 4.47 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 3 da Figura 4.41 onde percebe-se que a região da ligação encontra-se praticamente toda plastificada sofrendo inclusive perda de tensão devido ao fenômeno de flambagem local na diagonal comprimida.

A Figura 4.48 representa a distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 4 da Figura 4.41 onde percebe-se que a extremidade do tubo ficou completamente deformada e, a partir da distribuição das tensões pode-se perceber que o tubo já foi

totalmente plastificado e ocorreu a perda de carga no elemento, ou seja, o mesmo continuou a se deslocar sem absorver carga adicional.

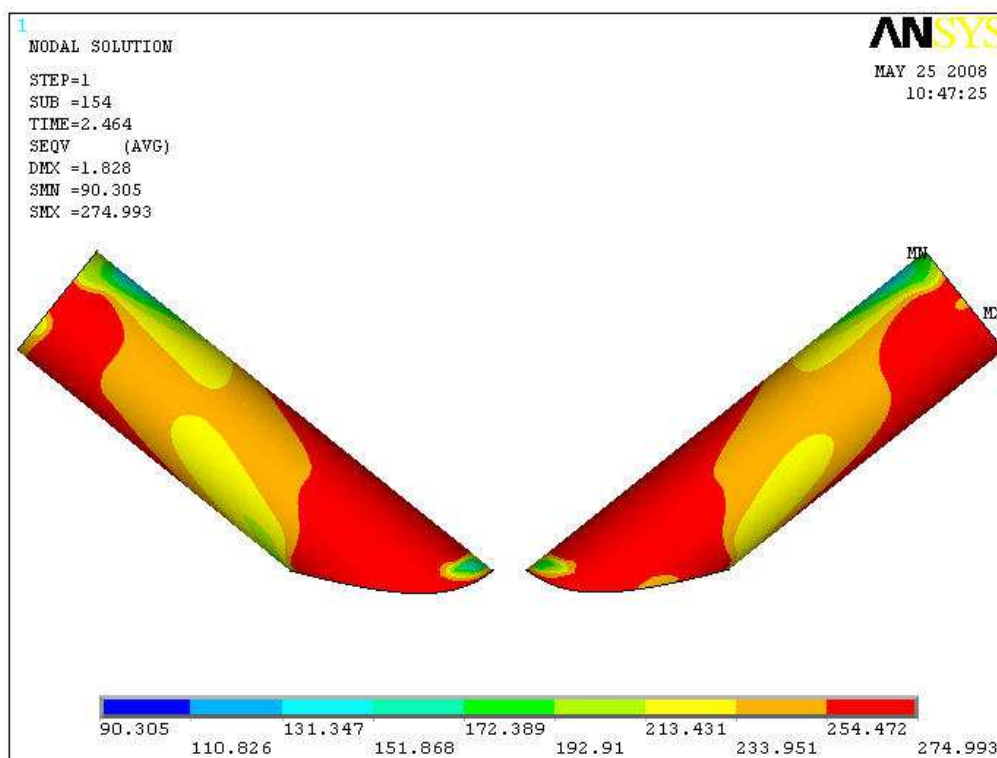


Figura 4.42 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 1 representado na Figura 4.41

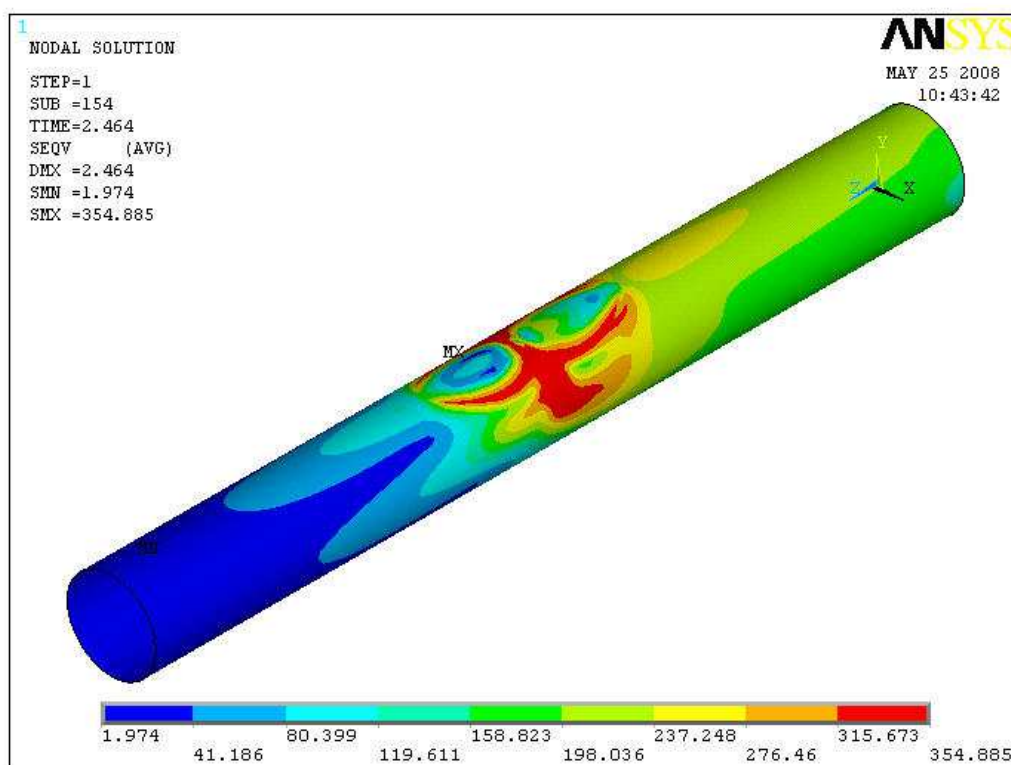


Figura 4.43 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 1 representado na Figura 4.41

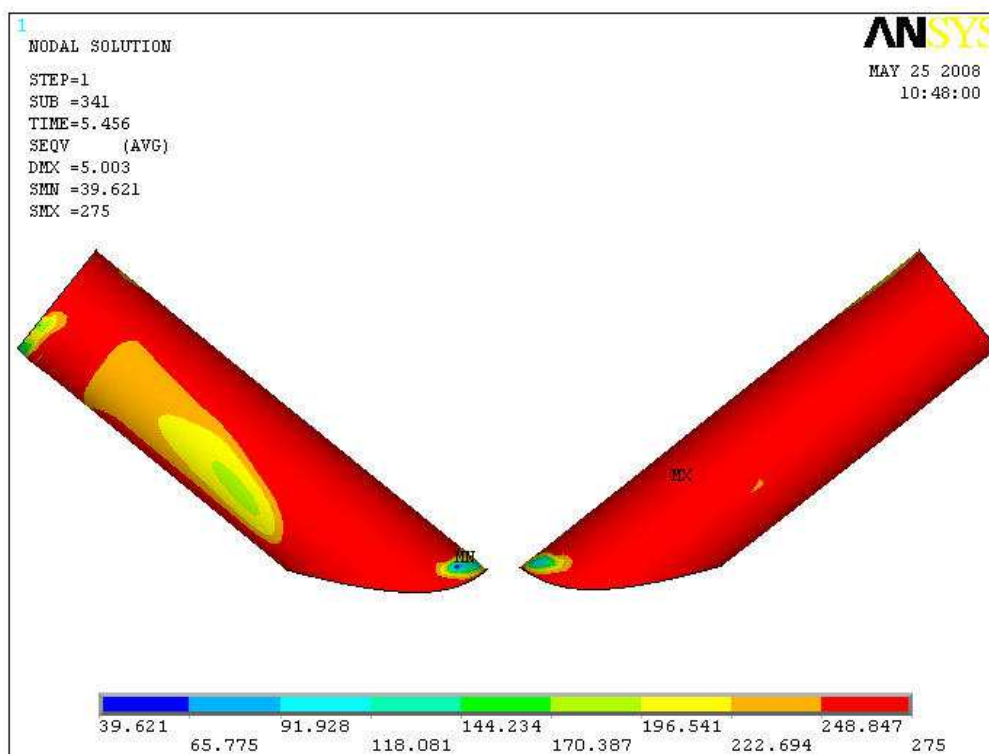


Figura 4.44 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 2 representado na Figura 4.41

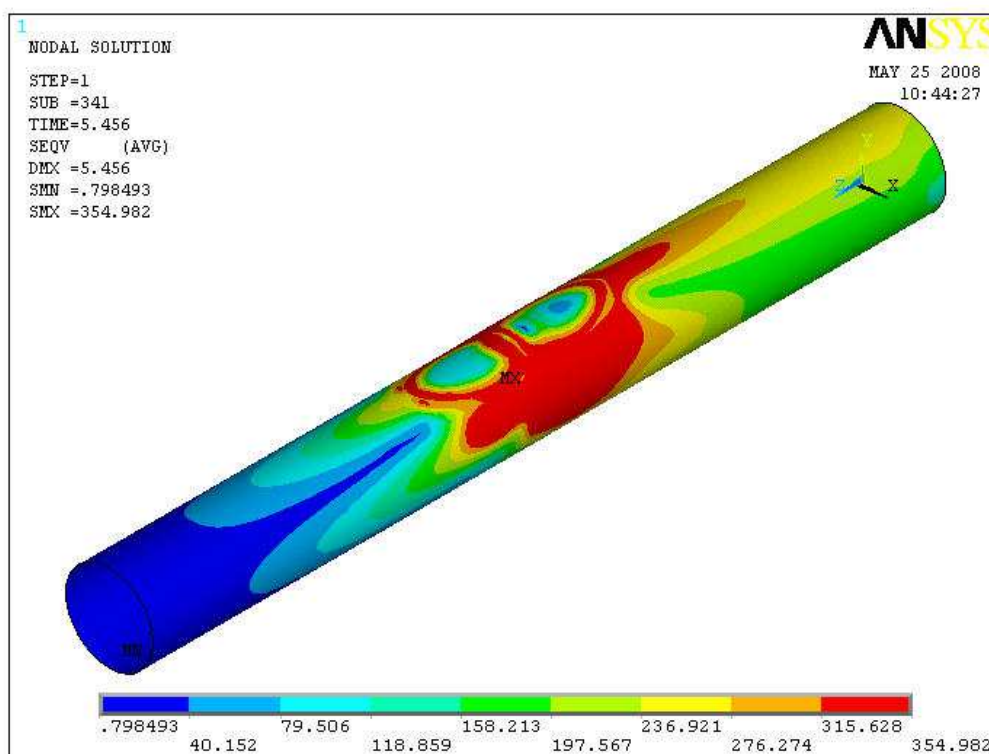


Figura 4.45 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 2 representado na Figura 4.41

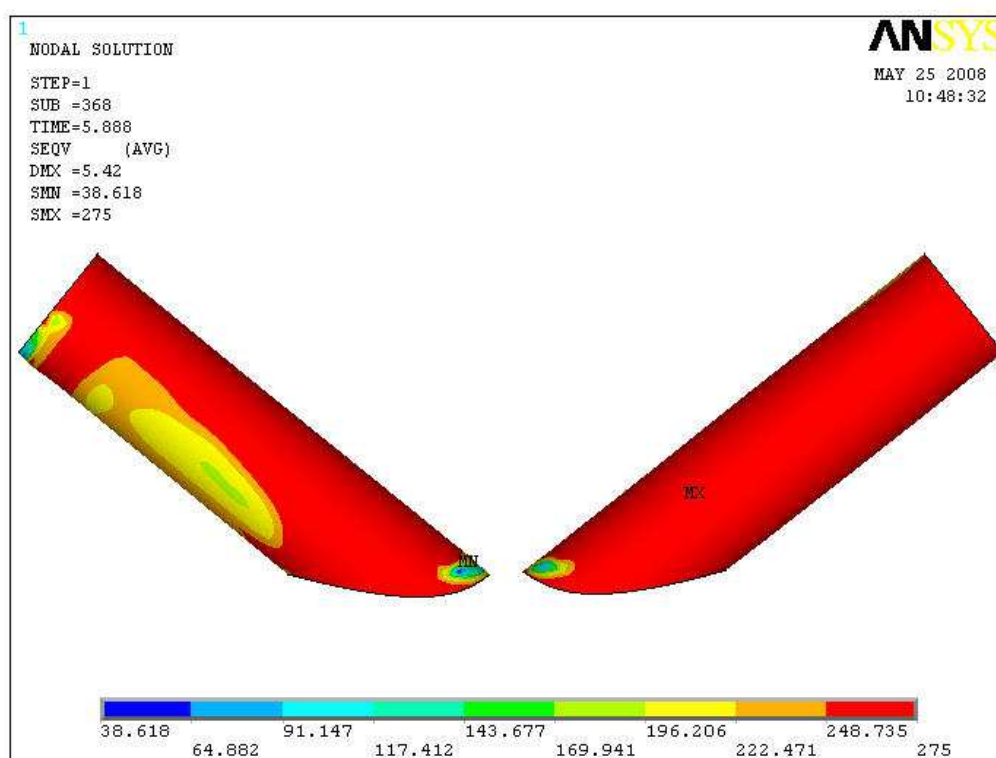


Figura 4.46 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 3 representado na Figura 4.41

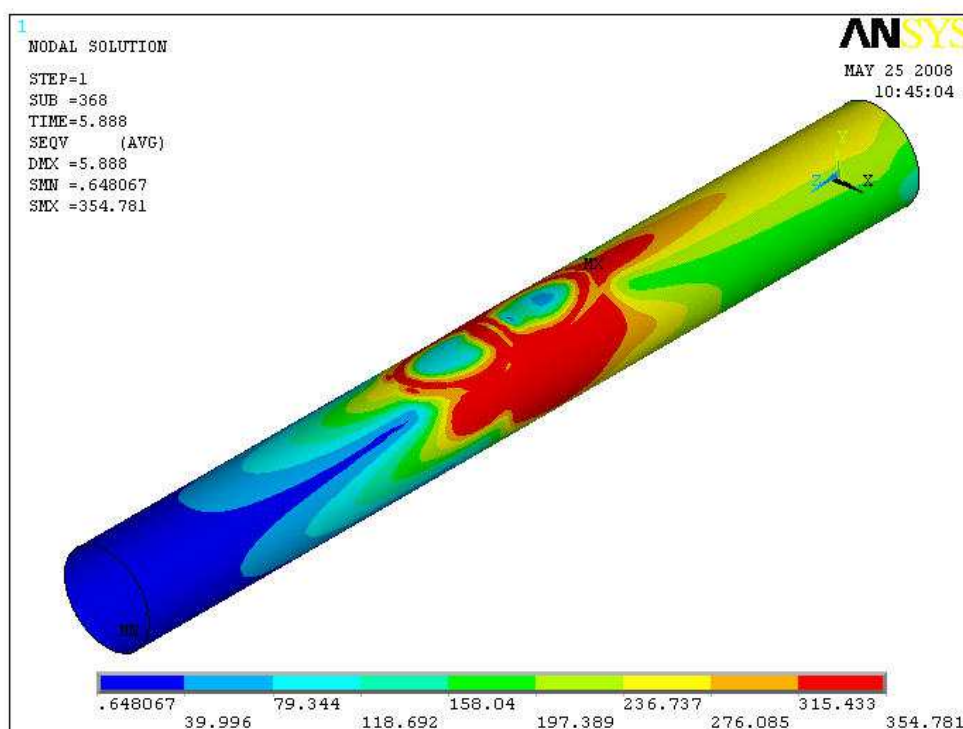


Figura 4.47 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 3 representado na Figura 4.41

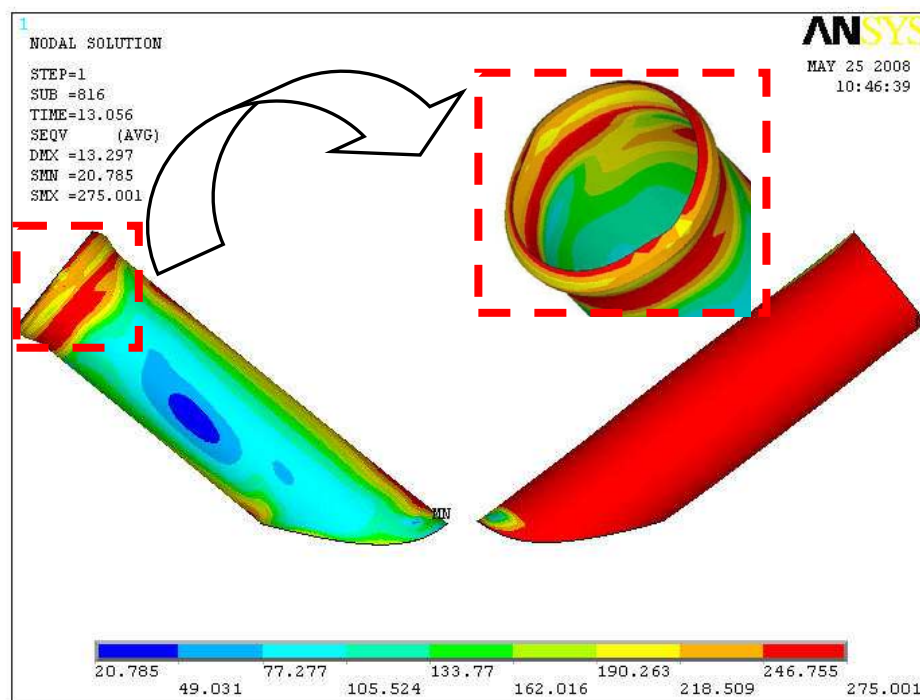


Figura 4.48 – Distribuição das tensões de Von Mises para as diagonais no ponto 4 representado na Figura 4.41

A Figura 4.49 representa a distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 4 indicado na Figura 4.41, onde percebe-se que o fenômeno de flambagem local na diagonal comprimida também causou diminuição das tensões no banzo, alcançando o objetivo da presente dissertação.

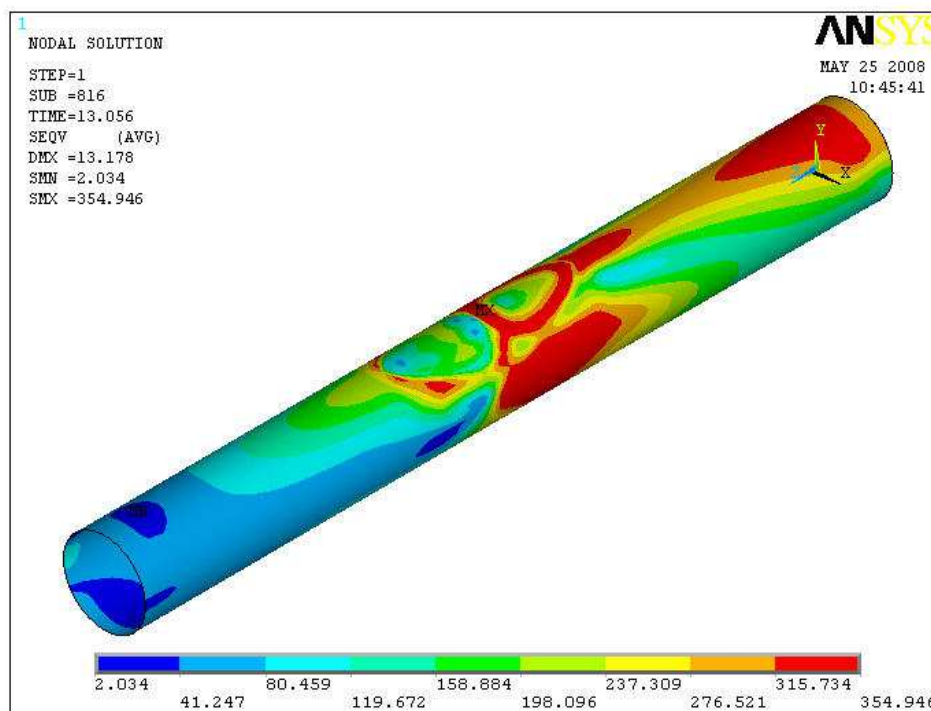


Figura 4.49 – Distribuição das tensões de Von Mises para o banzo no ponto 4 representado na Figura 4.41

4.3.2. Síntese dos resultados

Com os resultados obtidos para as análises paramétricas em questão, foram feitas mais duas análises com valores intermediários a fim de se obter uma curva com dados mais coerentes, como pode ser visto na Tabela 4.4

Tabela 4.4 – Resultados da análise paramétrica da ligação “K”

d_0	$d_1 = d_2$	$e(\text{mm})$	$N_{1\%}^{\text{Lu et al}} \text{ (kN)}$	$N_{3\%}^{\text{Lu et al}} \text{ (kN)}$	$N_{1,Rd}^{\text{Máx}} \text{ (kN)}$	$N_{1,Rd}^{\text{EC3}} \text{ (kN)}$	$\Delta\%$
219,1	139,7	10	558,30	580,67	583,82	415,76	28,8
		5	564,63	587,65	590,18	422,43	28,4
		0	572,73	596,09	596,09	437,16	26,7
		-5	583,57	607,63	609,25	466,43	23,4
		-10	599,63	541,22	627,48	514,03	18,1

A Figura 4.50 representa as curvas carga *versus* deslocamento das diagonais a direita (tração) onde pode-se perceber que os resultados obtidos mostram que uma excentricidade dita negativa, segundo a convenção adotada.

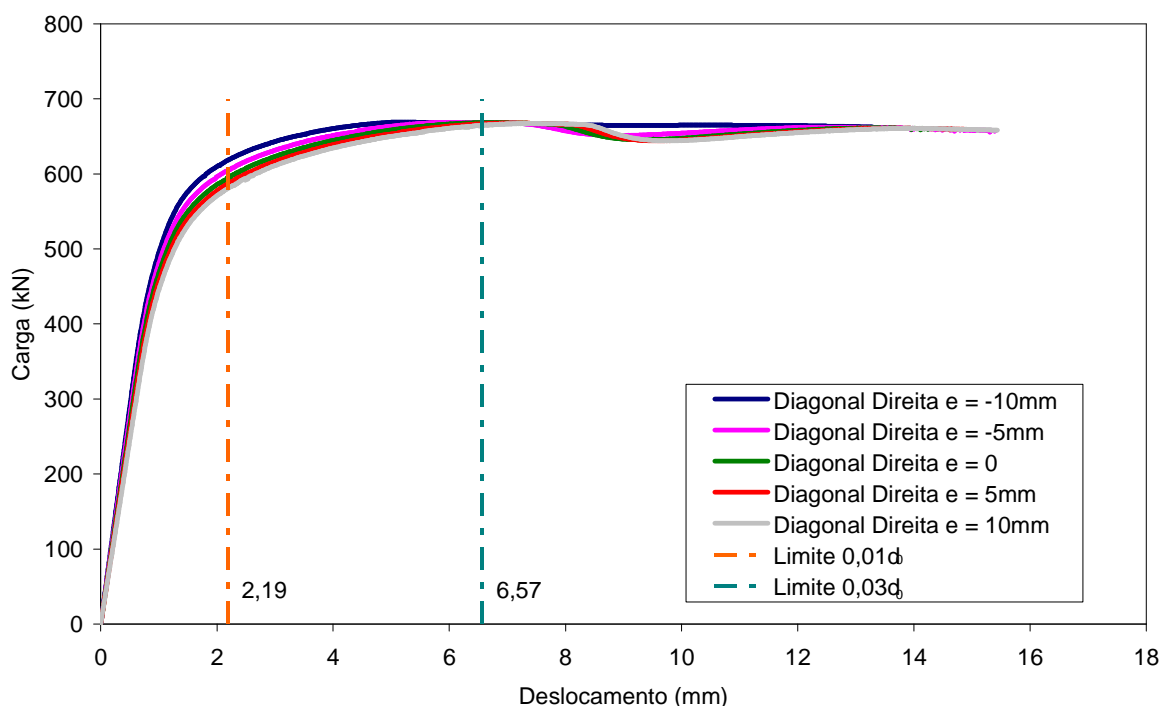


Figura 4.50 – Curva carga *versus* deslocamento para as diagonais direita (tração) das ligações “K” utilizadas na análise paramétrica

A Figura 4.51 representa as curvas carga versus deslocamento para as diagonais a esquerda obtidas a partir da análise paramétrica realizada na presente dissertação. Tais curvas mostram que para excentricidades negativas a resistência da ligação passa a ser maior, uma vez visto que o fator que controla o dimensionamento é a falha na diagonal em compressão. Tal falha, como visto nas distribuições das tensões de Von Mises na análise paramétrica acabam provocando também uma plastificação da face do banzo na região da ligação que era o objetivo do presente trabalho, uma vez que no dimensionamento da ligação segundo o Eurocode 3 [10] as variáveis mais importantes estão ligadas aos dados geométricos do banzo ou aos parâmetros onde tal elemento está envolvido.

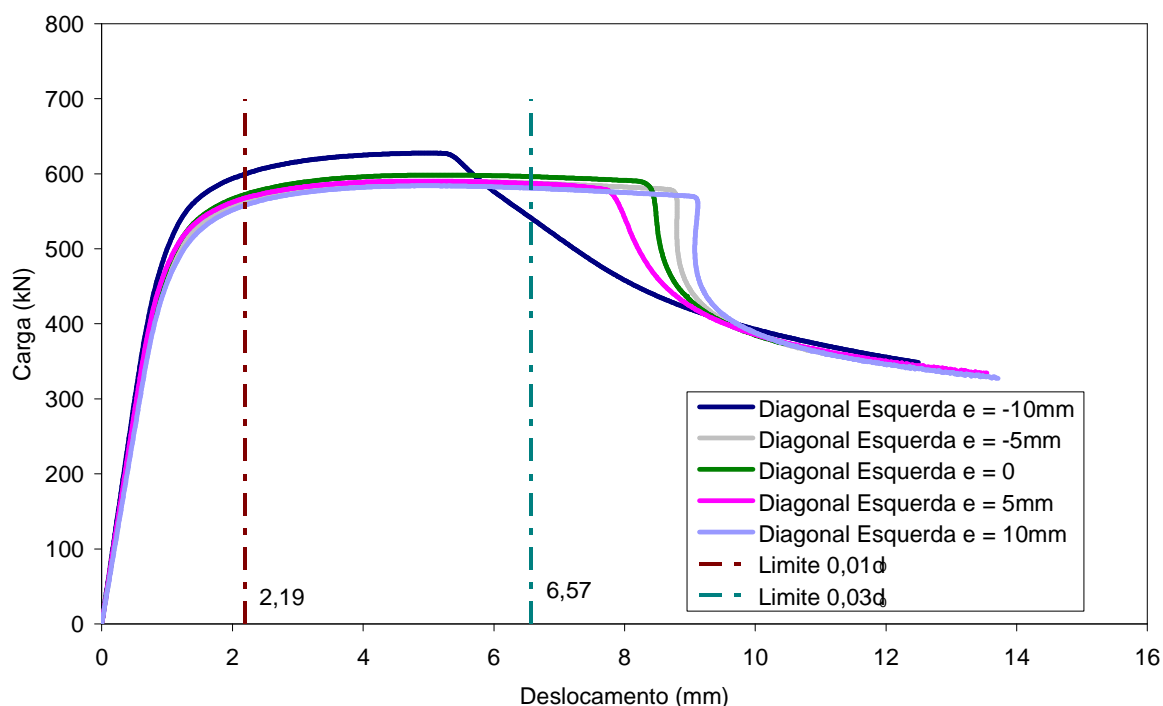


Figura 4.51 – Curva carga versus deslocamento para as diagonais esquerda (comprimida) das ligações “K” utilizadas na análise paramétrica

A Figura 4.52 representa a variação da resistência da ligação com a excentricidade nos modelos considerados na análise paramétrica. Tais resultados sugerem que o Eurocode 3 [10] mostra-se conservador segundo o cálculo da resistência da ligação do tipo “K”. No entanto, para os resultados obtidos em Lu *et al.* [30] para o limite de deformação de 1% do diâmetro do banzo, os resultados mostraram-se mais coerentes uma vez que acompanharam a mesma tendência do Eurocode 3 [10] onde as ligações com excentricidade negativa, apresentam maior resistência. Deve-se ressaltar que para o estado limite último de deformação de 3% do diâmetro do banzo segundo Lu *et al.* [30], para uma excentricidade negativa igual a -10mm, ocorreu o fenômeno de flambagem local antes de se

atingir este limite de 3% ocasionando a queda brusca observada na curva pertinente na Figura 4.52.

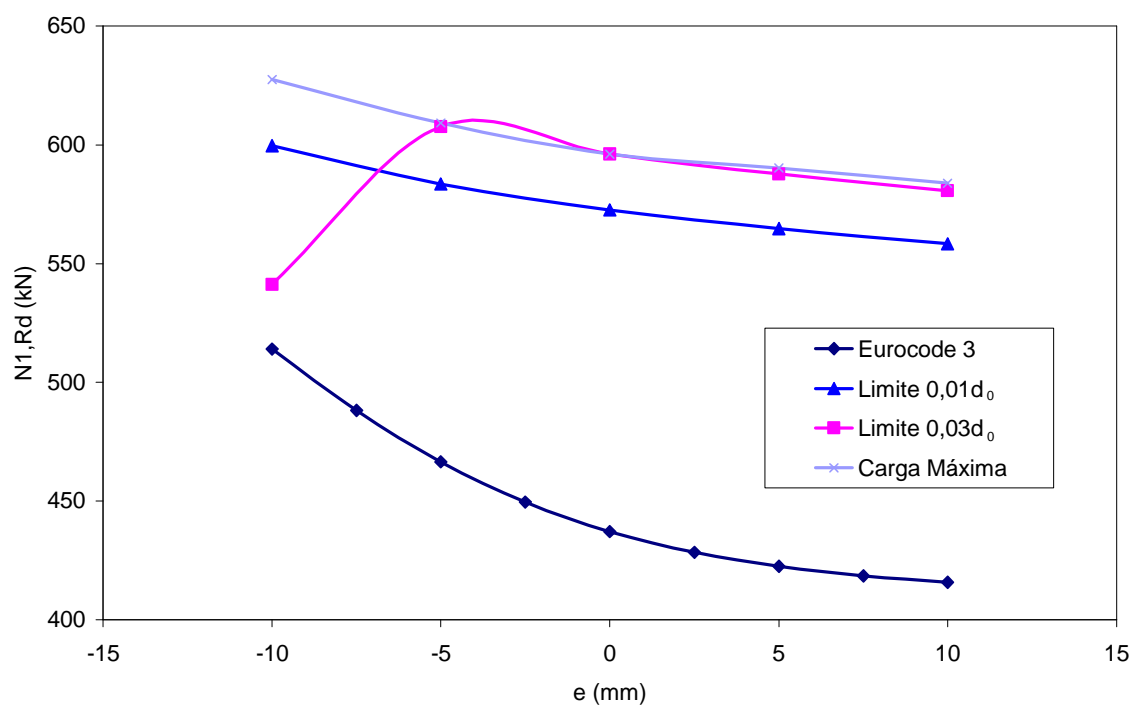


Figura 4.52 – Gráfico excentricidade versus $N_{1,Rd}$ para as diferentes análises

5. Considerações Finais

5.1. Introdução

Ao longo dos anos, um incremento substancial do uso e aplicação dos perfis tubulares como elementos estruturais pode ser notado. Muitos exemplos na natureza mostram o uso dos perfis tubulares não somente como tubos para transmissão de fluidos, mas também por suas excelentes propriedades de resistência à compressão, torção e flexão. Estas vantagens foram rapidamente percebidas desde a antiguidade quando o bambu tornou-se tanto um elemento de transmissão de fluido na irrigação como também um como elemento estrutural utilizado na construção de pequenas cabanas [1].

Os perfis tubulares podem ter três geometrias diferentes, a circular (CHS), a retangular (RHS) e a quadrada (SHS). A geometria destes perfis representa sua principal vantagem, pois sua seção fechada permite um aumento significativo de sua resistência possibilitando vantagens como o vencimento de grandes vãos além de diminuir efetivamente a estrutura das fundações gerando assim uma grande economia para essas construções.

Pode-se dizer ainda que existem diferenças entre o dimensionamento de perfis circulares (CHS) e os quadrados (SHS) ou retangulares (RHS). Os perfis circulares proporcionam uma melhor distribuição das tensões sobre o tubo devido a sua geometria, em que todos os pontos da seção transversal são eqüidistantes, o que o difere dos perfis retangulares e quadrados, onde pode ocorrer concentração de tensões em um determinado ponto (normalmente nos cantos) causando a falha do material. No entanto, os perfis retangulares e quadrados possibilitam uma grande vantagem na execução: a facilidade de se fazer as ligações, pois sua superfície a execução do elemento estrutural.

Para o Eurocode 3 [10], que é a referência mundial para dimensionamento de perfis tubulares, pode-se dizer as considerações para o cálculo de resistência das ligações são baseadas em parâmetros relacionando com propriedades geométricas e do material. Como dito no parágrafo anterior, existem diferenças entre o dimensionamento entre os vários tipos de perfis e, além disso, existem diferentes considerações para um mesmo tipo de ligação.

Os critérios de limites de deformação usualmente associados ao estado limite último da face de um perfil tubular solicitada perpendicularmente ao seu plano correspondem à máxima deformação desta componente naquela direção. Lu *et al.* [30] propuseram que o estado limite último para ligações entre perfis retangulares ou quadrados deve estar associado a uma deformação para fora do plano igual a 3% da largura da face da corda,

correspondendo a carga máxima atingida em seus ensaios experimentais. Já para ligações tipo “K” entre perfis circulares, considerou-se o estado limite de serviço associado a uma carga correspondente a uma deformação de 1% do diâmetro do banzo e o estado limite último sendo a carga correspondente a uma deformação de 3% do diâmetro do banzo.

A justificativa para se utilizar o critério de limitação de deformação é que, para faces da corda esbeltas, a rigidez da ligação não se anula depois do escoamento completo, podendo assumir valores elevados devido ao efeito de membrana. Este fenômeno pode ser observado nas curvas obtidas através da análise geométrica e materialmente não-linear a ser discutida em seções futuras do presente trabalho. É evidente que se a máxima carga é obtida através de curvas experimentais, a ausência de um “cotovelo” na curva pode dificultar a identificação do ponto referente ao estado limite último. Desta forma, comparações de resultados experimentais com resultados referentes a uma análise plástica, podem, nestes casos, ser baseadas nos critérios de deformação.

5.2. Conclusões

O objetivo inicial do presente trabalho era mostrar a importância da avaliação das ligações em estruturas tubulares conforme o tipo de ligação considerada. Nesta dissertação foram avaliadas as ligações do tipo “T” entre perfis quadrados e do tipo “K” entre perfis circulares.

No segundo capítulo foi mostrado o dimensionamento dos elementos de uma treliça isoladamente de acordo com as solicitações de projeto. Para a ligação do tipo “K”, no exemplo da treliça proposta por Wardanier *et al.* [20], foram dimensionados os elementos para o banzo inferior, diagonais tracionadas e comprimidas e banzo superior segundo as solicitações para cada elemento. Inicialmente foram dimensionados de forma isolada, onde as ligações entre os elementos a partir das considerações do Eurocode 3 [10]. Estas verificações mostraram que para o critério de dimensionamento adotado, as ligações não passam sendo necessárias.

A partir das considerações feitas e necessitando avaliar-se numericamente a estrutura, foram propostos inicialmente dois modelos para calibração: um para ligação do tipo “T” entre perfis quadrados e outra do tipo “K” entre perfis circulares.

Para a ligação do tipo “T” foram feitas considerações relevantes que pudessem mostrar, com fidelidade, os resultados obtidos experimentalmente, segundo Lie *et al.* [9], e numericamente, em Lie *et al.* [11]. Tais considerações envolvem a análise da solda, modelada com elementos de casca (SHELL181) e elementos sólidos (SOLID45) assim como foi feito o estudo da densidade ideal de malha a ser utilizada. Com as considerações em questão, o modelo adotado mostrou-se coerente com os resultados numéricos obtidos

em Lie *et al.* [11].

A partir desta análise paramétrica efetivada no capítulo para a ligação do tipo “T”, pode-se observar que os valores de resistência da ligação obtidos através da equação 2.13 proposta pelo Eurocode 3 [10] são superiores aos obtidos na análise numérica evidenciando assim, a necessidade de realização de ensaios experimentais de forma a validar os resultados aqui obtidos.

Na ligação do tipo “K”, a partir das considerações feitas para o modelo da ligação do tipo “T”, optou-se por adotar novamente o elemento de casca SHELL181 uma vez que o modelo da ligação do tipo “T” gerou resultados satisfatórios. Para o desenvolvimento do modelo, foi considerado o exemplo numérico proposto no capítulo dois com apenas algumas diferenças. Com os resultados obtidos na análise numérica do modelo utilizando-se os critérios estabelecidos por Lu *et al.* [30] e comparando-se com os resultados obtidos a partir do Eurocode 3 [10] pode-se afirmar que o dimensionamento desta norma para este tipo de ligação fornece valores a favor da segurança.

Na análise paramétrica da ligação do tipo “T” os resultados obtidos mostraram-se coerentes com as considerações para o estado limite proposto por Lu *et al.* [30] e que foram também comparadas com o resultado Eurocode 3 [10].

A análise paramétrica da ligação tipo “K” efetuada no presente trabalho evidenciou que a consideração de uma excentricidade negativa na ligação, ou seja, aproximação das diagonais, proporciona um aumento de resistência da ligação conforme preconizado pelo Eurocode 3 [10].

5.3. Sugestões para Trabalhos Futuros

Para ambas as ligações analisadas na presente dissertação são necessárias análises experimentais, uma vez que tais análises ou são desconhecidas na literatura, ou são escassas, diminuindo o grau de certeza ou até mesmo desconhecidas, como para o caso específico da ligação “K”, em que não foi encontrado análise experimental para se comparar.

As ligações do tipo “T”, apesar de se mostrarem simples para análise, requerem atenções especiais que podem vir a ser de grande relevância como modelagem numérica considerando todo o modelo com elemento sólido, que poderia descrever com mais certeza as tensões e deformações do modelo. Além disso, seria relevante também realizar uma análise numérica considerando cargas em compressão e momento fletor no nó, uma vez que para tais tipos de carregamentos, são necessárias outras considerações adicionais.

Seria necessário também efetuar análises que considerassem as tensões residuais nos perfis, ressaltando-se que os modelos existentes nas literaturas técnicas desprezam tal efeito.

Com a ascensão dos perfis tubulares no cenário mundial, mostra-se necessário ainda o estudo de outros tipos de ligações soldadas entre esses perfis, uma vez que para a otimização de projetos estruturais seriam necessários estudos mais relevantes.

Finalmente, nas análises paramétricas efetuadas, seria interessante a variação de outros parâmetros de forma a certificar no dimensionamento a relevância de cada um e mostrando o grau de importância nas ligações.

REFERÊNCIAS

- 1 ESDEP WG 13, **Lecture 13.1 - Application of Hollow Sections in Steel Structures**, 2005.
- 2 Deutsches Institut für Normung: Stahlbauten: Tragwerke aus Hohlprofilen unter vorwiegend ruhender Beanspruchung. (**Steel structures: made from hollow sections subjected to predominantly static loading.**) DIN 18 808, Berlin, Federal Republic of Germany, October, 1984.
- 3 CSA: **Limit states design of steel structures**, CAN/CSA – S16.1 – M89. Canadian Standards Association, Toronto, Canada, 1989.
- 4 A. I. J.: **Recommendations for the design and fabrication of tubular structures in steel** , 3rd ed., Architectural Institute of Japan, 1990.
- 5 IIW – XV E: **Design Recommendation for Hollow Section Joints – Predominantly statically loaded**, 2nd Ed., IIW Doc XV – 701 – 89, September 1989.
- 6 EUROCODE 3, **ENV - 1993-1-1:1992/A2, Annex J, Design of Steel Structures – Joints in Building Frames**. CEN, European Committee for Standardisation, Document CEN/TC 250/SC 3, Brussels, 1998.
- 7 Gerken, F. de S., **Projeto para estruturas em perfis tubulares**, Revista Tubo & Companhia - Ano I - Número 4, 2005.
- 8 NBR 8800 – **“Projeto e execução de Estruturas de Aço de Edifícios”**, Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 1986, Rio de Janeiro.
- 9 SENG-TJHEN LIE, SING-PING CHIEW, M., CHI-KING LEE, ZHENG-MAO YANG, **Static Strength of Cracked Square Hollow Section T Joints under Axial Loads. I: Experimental**, Journal of Structural Engineering, Vol. 132, Nº 3, p. 368-377, Março 2006, ASCE.

- 10 EUROCODE 3, prEN 1993-1-8, **Design of steel structures – Part 1.8: Design of joints (“stage 49 draft”)**, 2003.
- 11 SENG-TJHEN LIE, SING-PING CHIEW, M., CHI-KING LEE, ZHENG-MAO YANG, **Static Strength of Cracked Square Hollow Section T Joints under Axial Loads. I: Numerical**, Journal of Structural Engineering, Vol. 132, Nº 3, p. 378-386, Março 2006 ASCE.
- 12 SING-PING CHIEW, SENG-TJHEN LIE, CHI-KING LEE, ZHI-WEI HUANG, **Fatigue Performance of Cracked Tubular T Joints under Combined Loads I: Experimental**, Journal of Structural Engineering, Vol. 130, Nº 4, p. 562-571, Abril 2004, ASCE.
- 13 SHAO YONG-BO, **Geometric effect on the stress distribution along weld toe for tubular T- and K- joints under axial loading**, Journal of Constructional Steel Research – artigo em impressão.
- 14 Mendanha, F. O., **Análise de Ligações de Perfis Tubulares em Aço do tipo K e KT**, Tese de Mestrado apresentado ao Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da UFMG, 2006.
- 15 Santos, A. L. E. de F e, **Ligações de barras tubulares para estruturas metálicas planas**, Tese de Mestrado apresentada a Faculdade de Engenharia Civil da UNICAMP, 2003.
- 16 AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION – AISC. – **Manual of steel construction, Load and Resistance Factor Design – LFRD, VOL. 1&2, 2nd edition**, Illinois, 1996.
- 17 GAZZOLA, F., LEE, M. M. K., DEXTER E. M., **Design Equation for Overlap Tubular K-Joints under Axial Loading**, Journal of Structural Engineering, Vol. 126, Nº 7, p. 798-808, Julho 2000, ASCE.
- 18 LEE, M. M. K., GAZOLA, F., **Design Equation for Offshore Overlap Tubular K-Joints under In-Plane Bending**, Journal of Structural Engeneering, Vol. 132, Nº 7, p. 1087-1095, Julho 2006, ASCE.

- 19 NBR 8800 (Projeto de Revisão) – **“Projeto de estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios”**, Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 2007, Rio de Janeiro, 259 páginas.
- 20 WARDENIER, J., KUROBANE, J. A., PACKER, J. A., DUTTA, D., YEOMANS, N. **Design Guide for Circular Hollow Section (CHS) Joints Under Predominantly Static Loading**. CIDECT, Construction with Hollow Steel Sections, Verlag TUV Rheinland, 1991.
- 21 Lima, L. R. O. de; Neves, L. F. da C.; Silva, J. G. S. da; Vellasco, P. C. G. da S., **Análise Paramétrica de Ligações T com Perfis Tubulares em Aço Através de um Modelo de Elementos Finitos**. Proceedings of CILAMCE XXVI - The Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, p. 1-12 (CD-ROM), 2005
- 22 WARDENIER, J., KUROBANE, J. A., PACKER, J. A., DUTTA, D., YEOMANS, N. **Design Guide for Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading**. CIDECT, Construction with Hollow Steel Sections, Verlag TUV Rheinland, 1992.
- 23 Cao, J.J., Packer, J.A., Young, G.J., **Yield line analysis of RHS connections with axial loads**, *J. Constructional Steel Research*, vol. 48, nº 1, pp 1-25, 1998.
- 24 Packer, J.A. **Moment Connections between Rectangular Hollow Sections**, *J. Constructional Steel Research* 25, pp 63-81, 1993.
- 25 Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Yeomans, N., **Assemblages de sections creuses rectangulaires sous chargement statique predominant**, Série CIDECT “Construire avec des profils creux”, Verlag TUV Rheinland, Koln, 1993.
- 26 Kostaski, N., Packer, J.A., Puthli, R.S., **A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections**, *J. Constructional Steel Research*, vol. 59, nº 4, pp. 427-559, 2003.

- 27 Davies, G., Packer, J.A., **Predicting the strength of branch plate – RHS connections for punching shear**, Canadian Journal of Civil Engineering, 9, n° 3, pp 458-467, 1982.
- 28 Gomes, F.C.T., 1990. Etat Limite Ultime de la Résistance de L'âme d'une Colonne dans un Assemblage Semi-Rigide d'axe Faible, Rapport Interne n° 203, MSM - Université de Liège.
- 29 Korol, R., Mirza, F., **Finite Element Analysis of RHS T-Joints**, Journal of the Structural Division, ASCE, vol.108, No. ST9, pp 2081-2098, 1982.
- 30 Lu, L.H., de Winkel, G.D., Yu, Y., Wardenier, J., **Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints**, 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, pp 341-347, 1994.
- 31 Zhao, X, Hancock, G., **T-Joints in Rectangular Hollow Sections Subject to Combined Actions**, Journal of the Structural Division, ASCE, *vol.117, No. 8*, pp2258-2277, 1991.
- 32 WARDENIER, J., RONDAL, J., WURKER, K. G., DUTTA, D., YEOMANS, N. **Structural Stability of Hollow Sections**. CIDECT, Construction with Hollow Steel Sections, Verlag TUV Rheinland, 1992.
- 33 ESDEP WG 13, **Lecture 13.2 – The Behaviour and Design of Welded Connections between Circular Hollow Sections under Predominantly Static Loading**, 2005.
- 34 ESDEP WG 13, **Lecture 13.3 – The Behaviour and Design of Welded Connections between Rectangular Hollow Sections under Predominantly Static Loading**, 2005.
- 35 Choo, Y. S., Qian, X. D., Liew, J. Y. R, Wardenier, J., **Static strength of thick-walled CHS X-joints - Part I. New approach in strength definition**, Journal of Constructional Steel Research, vol.59, pp. 1201-1228, 2003.
- 36 Lee, M. M. K., **Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements**, Journal of Constructional Steel Research, vol. 51, pp. 265-286, 1999.

- 37 Choo, Y. S., Qian, X. D., Liew, J. Y. R, Wardenier, J., **Effects of boundary and chord stresses on static strength of thick-walled CHS k-joists**, Journal of Constructional Steel Research, vol. 62, pp. 316-328, 2006.
- 38 ANSYS, **Swanson analysis systems**, Inc., P.O. Box 65, Johnson Road, Houston, PA, 15342-0065, version 5.5, Basic analysis procedures, 2nd edition, 1998.
- 39 Vallourec & Mannesman do Brasil, empresa do Grupo Vallourec, Disponível em <http://www.vmtubes.com.br/vmbinternet/calandra.nsf/wehp/HPTInternet-0000>, acesso em: 25 de Janeiro de 2008.
- 40 Vallourec & Mannesman do Brasil, empresa do Grupo Vallourec, Disponível em <[http://www.vmtubes.com.br/vmbInternet/filesmng.nsf/VMB/catalogos/Quadrado.pdf/\\$File/Quadrado.pdf](http://www.vmtubes.com.br/vmbInternet/filesmng.nsf/VMB/catalogos/Quadrado.pdf/$File/Quadrado.pdf)>, **Seções Quadradas**, acesso em: 25 de Janeiro de 2008.
- 41 Vallourec & Mannesman do Brasil, empresa do Grupo Vallourec, Disponível em <http://www.vmtubes.de/content/vmtubes/vmtubes000522/S_MSH1_e.pdf>, **Structure Hollow Sections (MSH) – Circular, square, rectangular**, acesso em: 13 de Fevereiro de 2008.

Anexo A - Modelagem em APDL de Ligação K para Perfil Circular

```
FINISH
/CLEAR,START
/FILENAME,AP_E_NEG_5_6,0
!MODELAGEM LIGAO TUBULAR COM TUBOS CIRCULARES

/PREP7
/VIEW, 1, 1, 1, 1
/ANG,1
/REP,FAST

!CARGAS

!LOAD_FACTOR=2

*AFUN,DEG

OFFSET_VERT = -10

!*****
!DADOS PERFIL HORIZONTAL
!*****

THICK_CHORD=7.1
HOR_RADIUS=219.1/2
HOR_DIAMETER=2*HOR_RADIUS
LENGHT_CHORD=2000

!*****
!DADOS PERFIL VERTICAL
!*****

THICK_BRACE=5.6
VERT_RADIUS=139.7/2
VERT_DIAMETER=2*VERT_RADIUS
LENGHT_BRACE=2400
```

```
!*****
!VARIABLES AUXILIARES
!*****
```

```
TW=4.5
TETA=38.7
```

```
!*****
!VARIABLES DE CARREGAMENTO
!*****
```

```
cARGA_DESL=16
!FORCA = 8000000
```

```
!*****
!SECOES HORIZONTAIS
!*****
```

```
SECTION_HOR_1=0
SECTION_HOR_2=SECTION_HOR_1+LENGHT_CHORD
```

```
!*****
!SECOES VERTICAIS
!*****
```

```
SECTION_VERT_1=HOR_RADIUS
```

```
!*****
!GERANDO KEYPOINTS DA SECAO DO BANZO
!*****
```

```
K,0,    HOR_RADIUS,    0,    0
K,0,    HOR_DIAMETER,  HOR_RADIUS,  0
K,0,    HOR_RADIUS,    HOR_DIAMETER,  0
K,0,    0,              HOR_RADIUS,  0
K,1000, HOR_RADIUS,    HOR_RADIUS,  0
```

```
!*****
!GERANDO ARCOS DA SECAO TRANSVERSAL DO BANZO
```

```
!*****
```

```
LARC,1,2,1000,HOR_RADIUS,
```

```
LARC,2,3,1000,HOR_RADIUS,
```

```
LARC,3,4,1000,HOR_RADIUS,
```

```
LARC,4,1,1000,HOR_RADIUS,
```

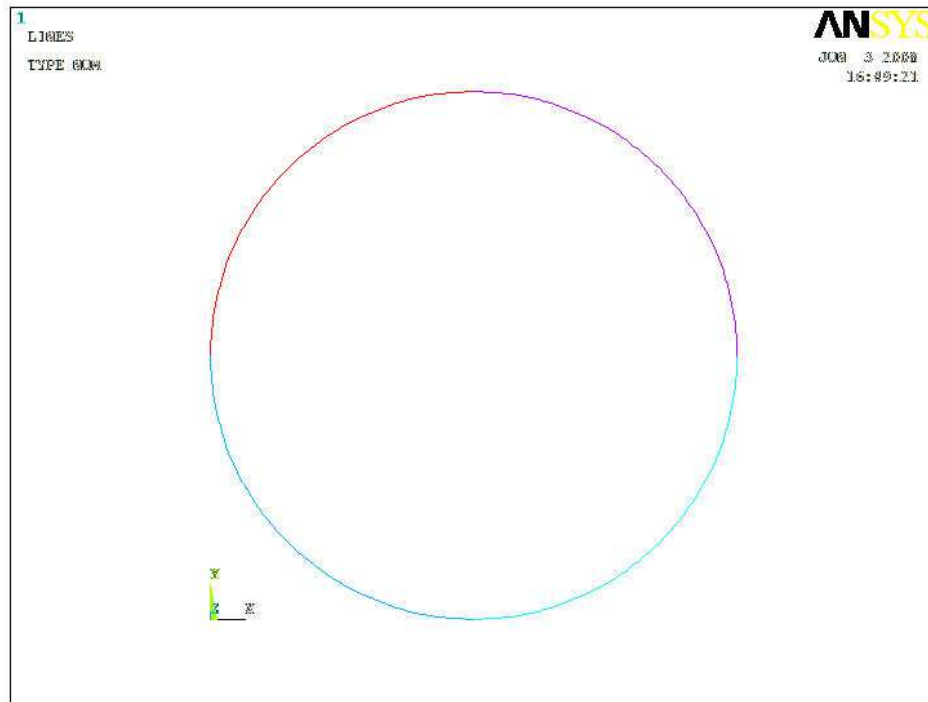


Figura A.1 – Seção Transversal do banzo

```
K,1001,HOR_RADIUS, HOR_RADIUS,SECTION_HOR_2 !CENTRO DA SECAO TRANSVERSAL  
OPOSTA
```

```
LSTR, 1000, 1001 !LINHA LIGANDO OS CENTROS DAS DUAS SECOES TRANSVERSAIS  
HORIZONTAIS
```

```
!*****
```

```
*****
```

```
!GERANDO AREA DA SECAO TRANSVERSAL DO BANZO POR UMA LINHA LIGANDO OS  
CENTROS E UMA SECAO TRANSVERSAL
```

```
!*****
```

```
*****
```



```
LSEL, ALL
ADRAG, ALL, , , , , ,5
LSEL, NONE
LSEL, ALL
```

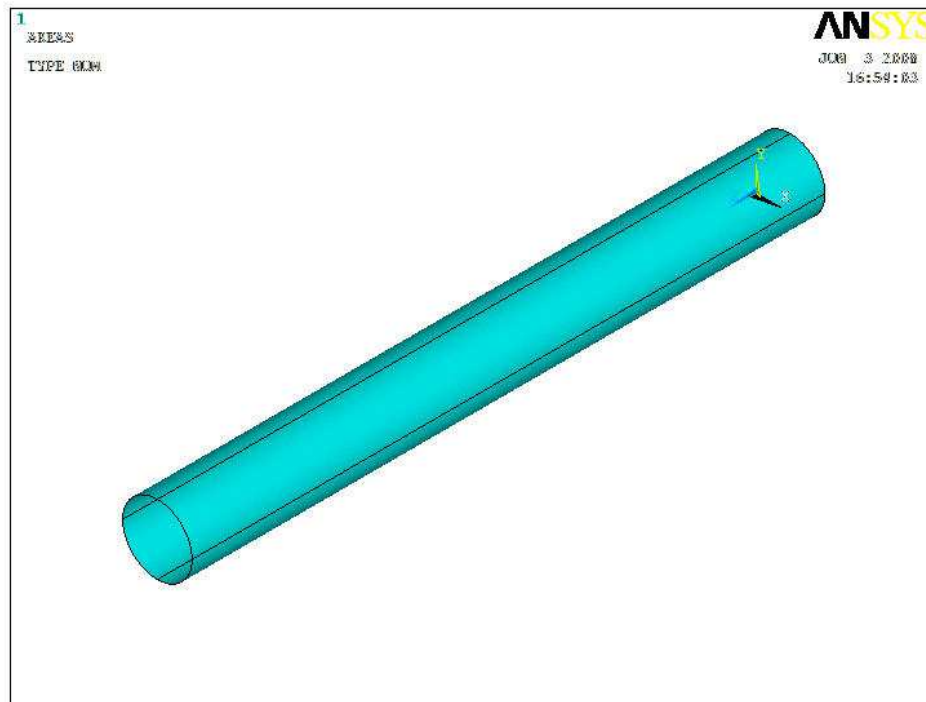


Figura A.2 – Banzo formado com área

```
! *****
!CRIANDO NOVO WORKING PLANE NO CENTRO DO TUBO HORIZONTAL
!E ROTACIONADO-O DE TETA
! *****

wpoff, HOR_RADIUS, HOR_RADIUS+OFFSET_VERT, LENGHT_CHORD/2

wprot, 0, TETA, 0

CSYS, WP

! *****
!DADOS DO PERFIL INCLINADO
! *****
```

```

K,0,VERT_RADIUS,0,0
K,0,0,VERT_RADIUS,0
K,0,-VERT_RADIUS,0,0
K,0,0,-VERT_RADIUS,0

```

```

CSYS,0

```

```

K,1002,HOR_RADIUS,HOR_RADIUS+OFFSET_VERT, (LENGHT_CHORD/2) !CENTRO DA
SECAO TRANSVERSAL INCLINADA

```

```

!ARCOS PARA GERAR AS LINHAS DO PERFIL TUBULAR CIRCULAR

```

```

LARC,9,10,1002, VERT_RADIUS,
LARC,10,11,1002,VERT_RADIUS,
LARC,11,12,1002,VERT_RADIUS,
LARC,12,9,1002, VERT_RADIUS,

```

```

K,1003,HOR_RADIUS,HOR_RADIUS+(2*LENGHT_CHORD/8)*TAN(TETA)+OFFSET_VERT,LENGH
T_CHORD/4

```

```

LSTR, 1002, 1003 !LINHA LIGANDO AS SECOES VERTICAIS

```

```

*GET,PAR,LINE,0,COUNT !PEGA O NUMERO TOTAL DE LINHAS

```

```

LSEL,S,LINE,,PAR-4,PAR-1

```

```

ADRAG, ALL, , , , ,PAR

```

```

LSEL, NONE

```

```

LSEL, ALL

```

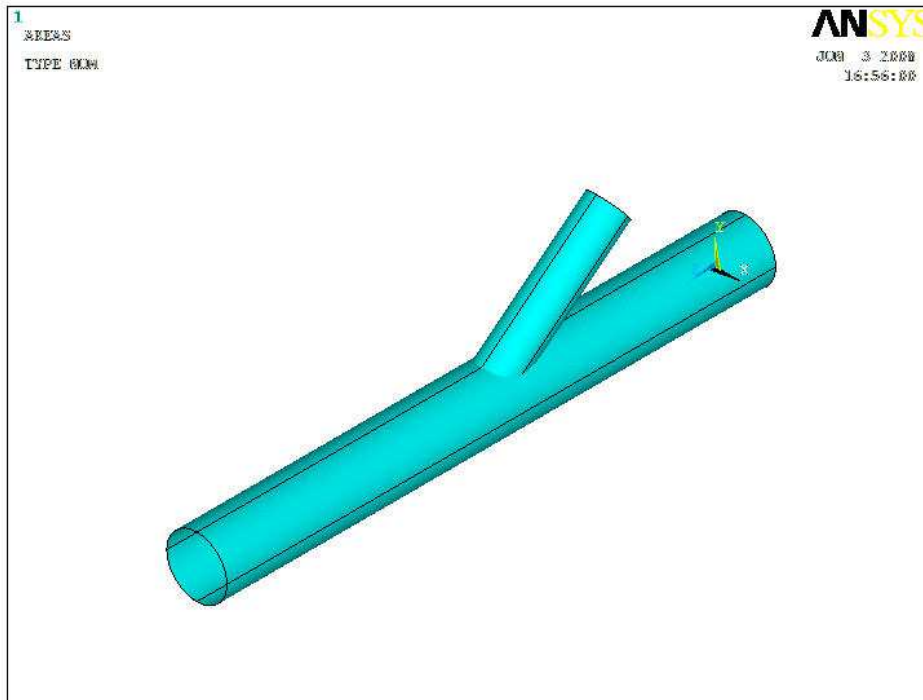


Figura A.3 – Banzo e tubo externo para solda da diagonal direita

```

! *****
! GERANDO AREA DE INTERCECAO DO TUBO VERTICAL E HORIZONTAL
! *****

APTN, ALL

*GET, PAR, AREA, 0, NUM, MAX !PEGA O NUMERO TOTAL DE AREAS

ASEL, S, AREA, , PAR-9, PAR-2
ADEL, ALL
ASEL, NONE,
ASEL, ALL

```

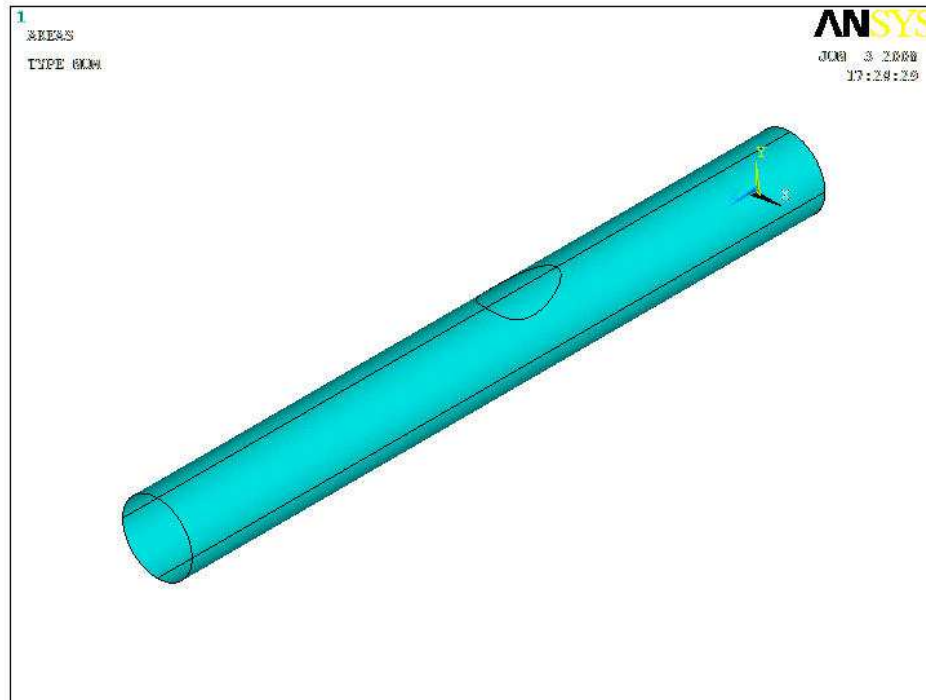


Figura A.4 – Área marcada pela solda

```
!*****
!GERACAO COMPONENTES DA SOLDA
!*****
```

```
CSYS,WP
```

```
K,0,VERT_RADIUS+TW,0,0
K,0,0,VERT_RADIUS+TW,0
K,0,-VERT_RADIUS-TW,0,0
K,0,0,-VERT_RADIUS-TW,0
```

```
CSYS,0
```

```
LARC,21,22,1002, VERT_RADIUS+TW,
LARC,22,23,1002,VERT_RADIUS+TW,
LARC,23,24,1002,VERT_RADIUS+TW,
LARC,24,21,1002, VERT_RADIUS+TW,
```

```
LSEL,S,LINE,,10
```

```
LSEL,A,LINE,,20
LSEL,A,LINE,,21
LSEL,A,LINE,,23
```

```
ADRAG, ALL, , , , , ,18
LSEL, NONE
LSEL, ALL
```

```
APTN,ALL
```

```
*DO,I,11,16
ADEL,I
*ENDDO
ADEL,7,8,1
```

```
LGEN,2,28, , , ,TW, , ,0
LGEN,2,29, , , ,TW, , ,0
LGEN,2,30, , , ,TW, , ,0
LGEN,2,31, , , ,TW, , ,0
```

```
LGEN, ,40, , , , , -TW/TAN(TETA), , ,1
LGEN, ,41, , , , , -TW/TAN(TETA), , ,1
LGEN, ,42, , , , , -TW/TAN(TETA), , ,1
LGEN, ,43, , , , , -TW/TAN(TETA), , ,1
```

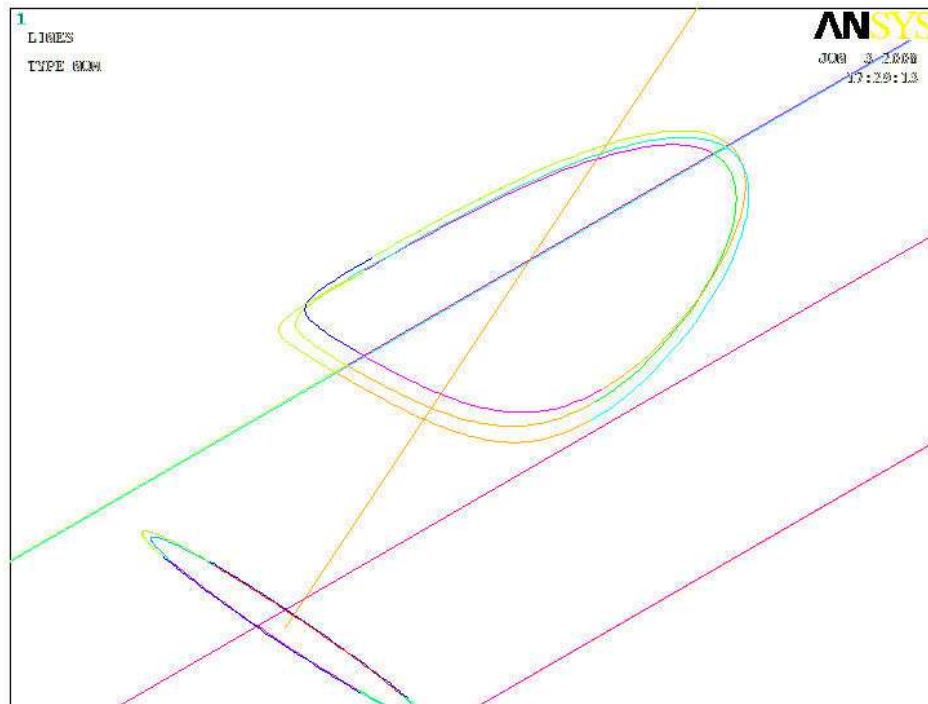


Figura A.5 – Linhas de solda deslocadas para o ponto correto

```
LDELE, 32, 39, 1
```

```
LDELE, 57, 60, 1
```

```
LDELE, 49, 50, 1
```

```
LDELE, 52, 54, 2
```

```
NUMMRG, KP
```

```
LSTR, 30, 35
```

```
LSTR, 29, 34
```

```
LSTR, 31, 38
```

```
LSTR, 32, 33
```

```
LSTR, 35, 14
```

```
LSTR, 34, 13
```

```
LSTR, 33, 16
```

```
LSTR, 38, 15
```

```
LDELE, 25
```

```
LDELE, 44, 48, 2
```

```
AL, 36, 41, 37, 19
```

```
AL, 37, 40, 38, 26
```

AL, 38, 42, 39, 24

AL, 39, 43, 36, 22

AL, 32, 51, 33, 41

AL, 33, 56, 35, 40

AL, 35, 55, 34, 42

AL, 34, 53, 32, 43

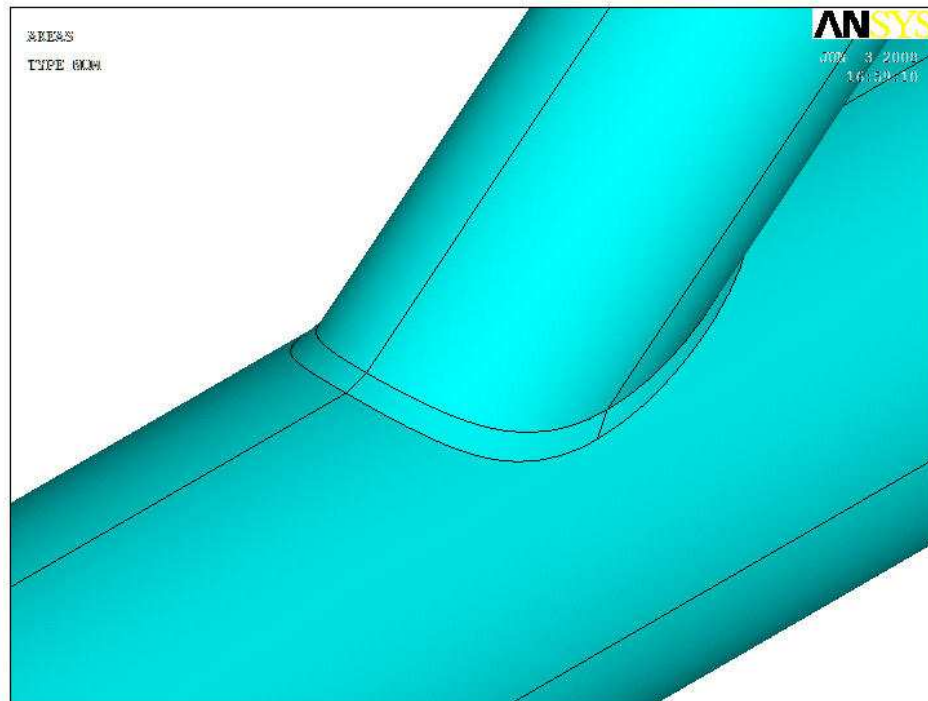


Figura A.6 – Detalhe da diagonal direita já com a solda

```

! *****
NUMMRG, KP
! *****

! *****
!CRIANDO NOVO WORKING PLANE NO CENTRO DO TUBO HORIZONTAL
!E ROTACIONADO-O DE TETA
! *****

CSYS, WP

wprot, 0, -2*TETA, 0

```

```

!*****
!DADOS DO PERFIL INCLINADO
!*****

K,0,VERT_RADIUS,0,0
K,0,0,VERT_RADIUS,0
K,0,-VERT_RADIUS,0,0
K,0,0,-VERT_RADIUS,0

CSYS,0

!ARCOS PARA GERAR AS LINHAS DO PERFIL TUBULAR CIRCULAR

LARC,36,37,1002, VERT_RADIUS,
LARC,37,39,1002, VERT_RADIUS,
LARC,39,40,1002, VERT_RADIUS,
LARC,40,36,1002, VERT_RADIUS,

K,1004,HOR_RADIUS,HOR_RADIUS+(2*LENGHT_CHORD/8)*TAN(TETA)+OFFSET_VERT,
6*LENGHT_CHORD/8

LSTR, 1002, 1004 !LINHA LIGANDO AS SECOES VERTICAIS

!*****
!DESENVOLVENDO SECAO INCLINADA ESQUERDA
!*****

LSEL, S, LINE, , 44

*DO, I, 45, 47
  LSEL, A, LINE, , I
*END DO

LSEL, A, LINE, , 25

ADRAG, ALL, , , , , 47

```



```
LSEL, NONE
LSEL, ALL
```

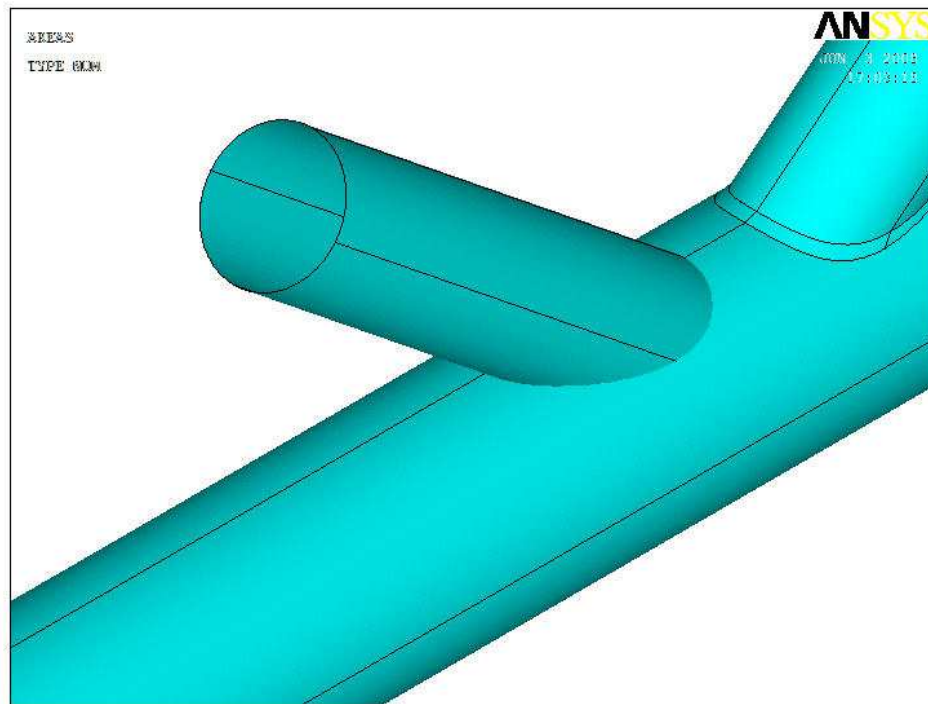


Figura A.7 – Banço e tubo externo para a solda da diagonal esquerda

```
! *****
! GERANDO AREA DE INTERCECAO DO TUBO VERTICAL E HORIZONTAL
! *****

APTN, ALL

*GET, PAR, AREA, 0, NUM, MAX !PEGA O NUMERO TOTAL DE AREAS

ASEL, S, AREA, , PAR-9, PAR-2

ADEL, ALL
ASEL, NONE,
ASEL, ALL

! *****
! GERACAO COMPONENTES DA SOLDA
! *****
```

CSYS,WP

K,0,VERT_RADIUS+TW,0,0
 K,0,0,VERT_RADIUS+TW,0
 K,0,-VERT_RADIUS-TW,0,0
 K,0,0,-VERT_RADIUS-TW,0

CSYS,0

LARC,49,50,1002, VERT_RADIUS+TW,
 LARC,50,51,1002,VERT_RADIUS+TW,
 LARC,51,52,1002,VERT_RADIUS+TW,
 LARC,52,49,1002, VERT_RADIUS+TW,

LSEL,S,LINE,,49
 LSEL,A,LINE,,50
 LSEL,A,LINE,,54
 LSEL,A,LINE,,58

ADRAG, ALL, , , , , ,47
 LSEL, NONE
 LSEL, ALL

APTN,ALL

*DO,I,21,28
 ADEL,I
 *END DO

*DO, I, 65, 68
 LGEN,2, I, , , ,TW, , ,0
 *END DO

LGEN, ,77, , , , ,TW/TAN(TETA), , ,1
 LGEN, ,78, , , , ,TW/TAN(TETA), , ,1
 LGEN, ,79, , , , ,TW/TAN(TETA), , ,1

```
LGEN, ,80, , , , ,TW/TAN(TETA), , ,1
```

```
LSEL, S, LOC, X, 0.25*HOR_DIAMETER, 0.75*HOR_DIAMETER
```

```
LSEL, U, LOC, Y, 0.8*HOR_DIAMETER, 5*HOR_DIAMETER
```

```
LSEL, U, LINE, , 5
```

```
LSEL, U, LINE, , 7
```

```
LSEL, A, LINE, , 87
```

```
LSEL, A, LINE, , 70
```

```
LDELE,ALL
```

```
LSEL,NONE
```

```
LSEL,ALL
```

```
*DO, I,94,97
```

```
  LDELE,I
```

```
*END DO
```

```
*DO, I,73,76
```

```
  LDELE,I
```

```
*END DO
```

```
LDELE,64
```

```
LDELE,81
```

```
LDELE,83
```

```
LDELE,85
```

```
LDELE,25
```

```
LDELE,49
```

```
LDELE,44
```

```
LDELE,50
```

```
LDELE,10
```

```
LDELE,14
```

```
LDELE,15
```

```
LDELE,20
```

```
LDELE,69
```

```
LDELE,86
```

```
LDELE,89
```

```
LDELE,71
```

NUMMRG, KP

LSTR, 61, 42

LSTR, 66, 43

LSTR, 63, 44

LSTR, 62, 41

LSTR, 61, 58

LSTR, 62, 57

LSTR, 63, 60

LSTR, 59, 66

AL, 21, 78, 20, 93

AL, 77, 20, 88, 17

AL, 17, 79, 23, 90

AL, 23, 80, 21, 92

AL, 10, 48, 16, 77

AL, 16, 59, 15, 78

AL, 57, 14, 80, 15

AL, 10, 52, 14, 79

LDELE, 18

LDELE, 47

NUMMRG, KP

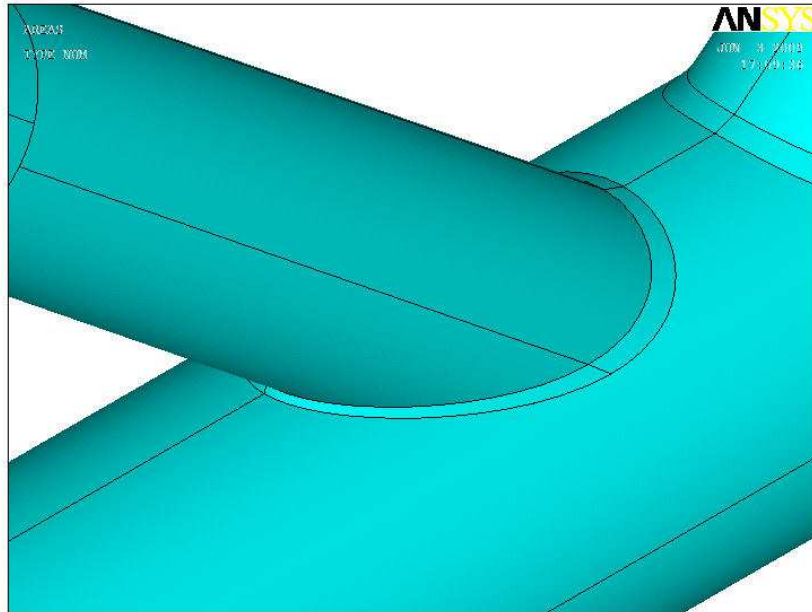


Figura A.8 – Detalhe da diagonal esquerda já com a solda

```

!*****
!DEFINICAO DO MATERIAL - ACO COM E = 210000 MPa E NI = 0.30
!*****

MAT,1
MP,EX,1,200000          ! MODULO DE ELASTICIDADE
MP,PRXY,1,0.3          ! COEFICIENTE DE POISSON
TB,BISO,1,1,2,
TBTEMP,0
TBDATA,,355,0.1

!*****
!DEFINICAO DO MATERIAL - ACO COM E = 210000 MPa E NI = 0.30
!*****

MAT,2
MP,EX,2,200000          ! MODULO DE ELASTICIDADE
MP,PRXY,2,0.3          ! COEFICIENTE DE POISSON
TB,BISO,2,1,2,
TBTEMP,0
TBDATA,,275,0.1

!*****
!DEFINICAO DO MATERIAL - SOLDA COM E = 210000 MPa E NI = 0.30
!*****

```

```

MAT,3
MP,EX,3,200000          ! MODULO DE ELASTICIDADE
MP,PRXY,3,0.3          ! COEFICIENTE DE POISSON
TB,BISO,3,1,2,
TBTEMP,0
TBDATA,,600,0.1

!*****
!DEFINICAO DAS PROPRIEDADES GEOMTRICAS
!*****

R,1,THICK_CHORD,THICK_CHORD,THICK_CHORD,THICK_CHORD, ,
RMORE, , ,
R,2,THICK_BRACE,THICK_BRACE,THICK_BRACE,THICK_BRACE, ,
RMORE, , ,
R,3, TW, TW, TW, TW, ,
RMORE, , ,

!*****
!ELEMENTOS
!*****

ET,1,SHELL181
ET,2,LINK10
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0

!*****
!MALHAS
!*****

/PREP7

k,5000,-100,-100,LENGHT_CHORD/2
k,5001,HOR_DIAMETER+100,-100,LENGHT_CHORD/2
k,5002,HOR_DIAMETER+100,HOR_DIAMETER+100,LENGHT_CHORD/2
k,5003,-100,HOR_DIAMETER+100,LENGHT_CHORD/2

lstr,5000,5001

```

```

lstr,5001,5002
lstr,5002,5003
lstr,5003,5000

al,18,25,44,45

agen,2,25,,,,,-LENGHT_CHORD/4    !area gerada: 26

agen,2,25,,,,,LENGHT_CHORD/4    !area gerada: 27

!areas: 1, 4, 33, 34

aptn,1,4,33,34,25,26,27

ADELE,44, , ,1
ADELE,45, , ,1
ADELE,46, , ,1
ADELE,51, , ,1
ADELE,52, , ,1
ADELE,53, , ,1

!*****
!VARIAVEIS DE DIVISÃO DAS LINHAS
!*****

FACTOR=2

div_1=1
div_4=4*FACTOR
div_6=6*FACTOR
div_8=8*FACTOR
div_12=12*FACTOR
div_24=24*FACTOR

!SECAO IMPORTANTE A SER ANALISADA

!DIVISÃO BANZO PARTE SUPERIOR ESQUERDO

lesize,110,,,div_1
lesize, 88,,,div_8

```

```

lesize, 93,,,div_8
lesize,111,,,div_6*2
lesize, 86,,,div_8
lesize,102,,,div_24
lesize,106,,,div_8

```

```

lesize,110,,,div_1
lesize, 90,,,div_8
lesize, 92,,,div_8
lesize, 89,,,div_8
lesize,105,,,div_24
lesize,107,,,div_8

```

!DIVISÃO BANZO PARTE SUPERIOR DIREITO

```

lesize,108,,,div_1
lesize, 51,,,div_8
lesize, 56,,,div_8
lesize,109,,,div_6*2
lesize,74,,,div_8
lesize,95,,,div_24

```

```

lesize,108,,,div_1
lesize, 53,,,div_8
lesize, 55,,,div_8
lesize, 76,,,div_8
lesize,103,,,div_24

```

!SECAO MENOS IMPORTANTE DA PARTE INFERIOR DO TUBO

```

lesize, 84,,,div_4
lesize, 97,,,div_24
lesize, 96,,,div_4

```

```

lesize, 72,,,div_4
lesize, 94,,,div_24

```

```

lesize, 81,,,div_4

```



```
lesize, 91,,,div_4  
lesize, 104,,,div_4
```

```
lesize, 1,,,div_4  
lesize, 2,,,div_8  
lesize, 3,,,div_8  
lesize, 4,,,div_4
```

```
lesize, 6,,,div_4  
lesize, 9,,,div_8  
lesize, 11,,,div_8  
lesize, 13,,,div_4
```

```
!REGIAO DA SOLDA
```

```
lesize, 32,,,div_1*2  
lesize, 33,,,div_1*2  
lesize, 34,,,div_1*2  
lesize, 35,,,div_1*2
```

```
lesize, 40,,,div_8  
lesize, 41,,,div_8  
lesize, 42,,,div_8  
lesize, 43,,,div_8
```

```
lesize, 17,,,div_1*2  
lesize, 20,,,div_1*2  
lesize, 21,,,div_1*2  
lesize, 23,,,div_1*2
```

```
lesize, 77,,,div_8  
lesize, 78,,,div_8  
lesize, 79,,,div_8  
lesize, 80,,,div_8
```

```
!TUBO INCLINADO DIREITO
```

```
lesize, 19,,,div_8  
lesize, 22,,,div_8  
lesize, 24,,,div_8  
lesize, 26,,,div_8
```

```
lesize, 36,,,div_24
lesize, 37,,,div_24
lesize, 38,,,div_24
lesize, 39,,,div_24
```

```
!TUBO INCLINADO ESQUERDO
```

```
lesize, 48,,,div_8
lesize, 52,,,div_8
lesize, 57,,,div_8
lesize, 59,,,div_8
```

```
lesize, 10,,,div_24
lesize, 14,,,div_24
lesize, 15,,,div_24
lesize, 16,,,div_24
```

```
aclear, ALL
mshkey,0
```

```
!*****
!MALHAS
!*****
```

```
MAT, 3
REAL, 3
*DO, I, 7, 8
  AMESH, I
*END DO
```

```
*DO, I, 11, 16
  AMESH, I
*END DO
```

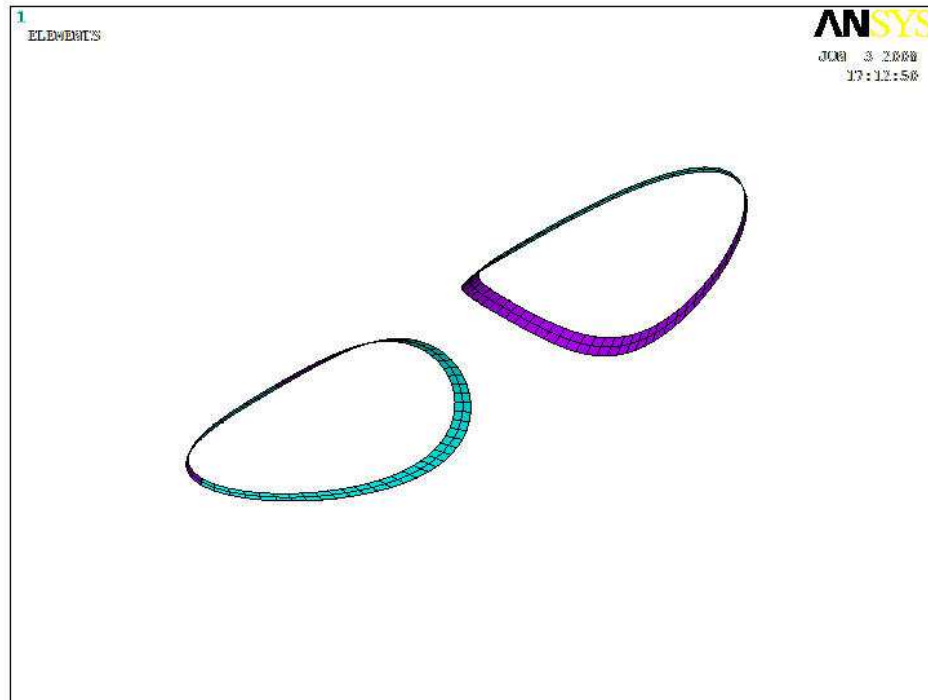


Figura A.9 – Solda com malhas

```
MAT, 2  
REAL, 2  
AMESH, 2  
AMESH, 3  
AMESH, 5  
AMESH, 6
```

```
*DO, I, 21, 24  
AMESH, I  
*END DO
```

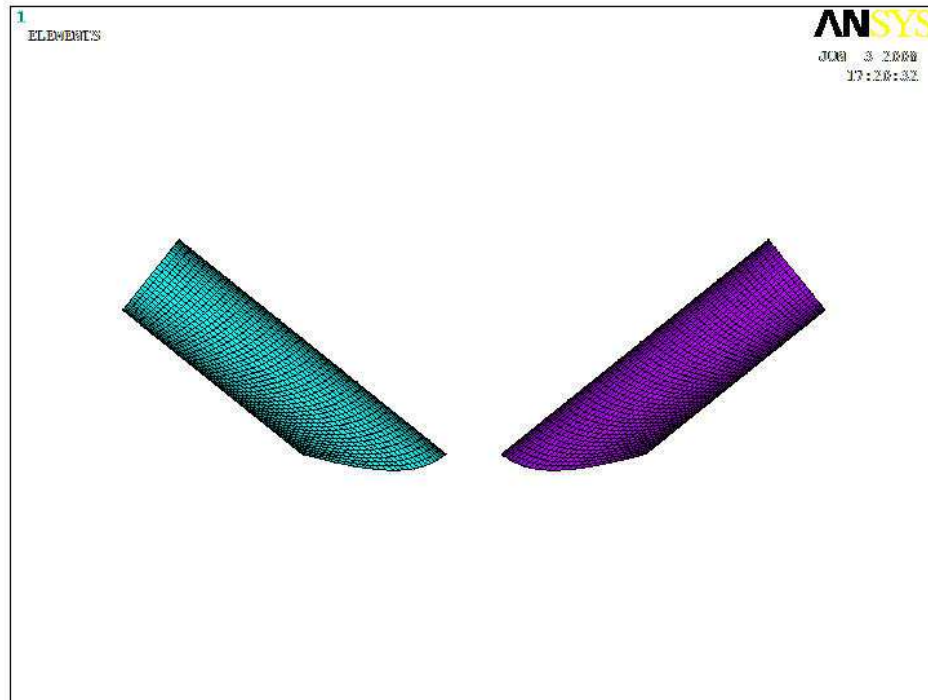


Figura A.10 – Diagonais com malhas

```
MAT, 1
REAL, 1
AMESH, 28
AMESH, 31
AMESH, 32
AMESH, 35

AMESH, 40
AMESH, 42
AMESH, 47
AMESH, 48

AMESH, 41
AMESH, 43
AMESH, 49
AMESH, 50

AMESH, 36
AMESH, 37
AMESH, 38
AMESH, 39
```

```

AMESH, 9
AMESH, 10
AMESH, 17
AMESH, 18
AMESH, 19
AMESH, 20
AMESH, 29
AMESH, 30

```

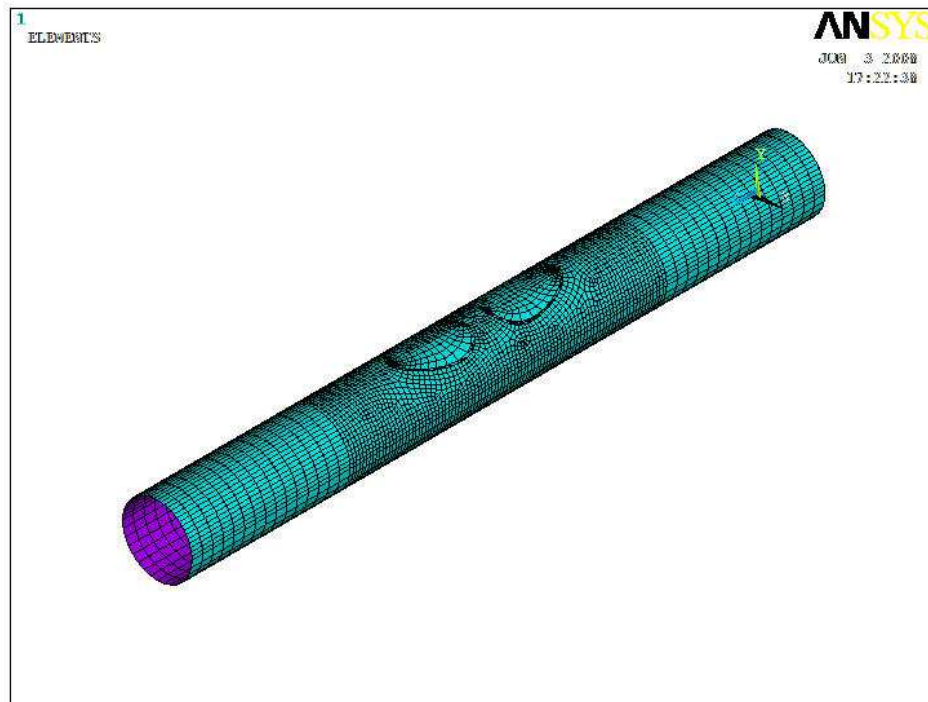


Figura A.11 – Banzo com malhas

```

NUMMRG, KP, , , , LOW
NUMMRG, NODE, , , , LOW

```

```

! *****

```

```

!APOIOS

```

```

! *****

```

```

/SOL

```

```

LSEL, s, loc, z, 0

```

```

NSLL, R, 1

```

```
D,ALL, , , , , ,UY, , , ,
ALLSEL,ALL
```

```
LSEL,s,loc,z,LENGHT_CHORD
NSLL,R,1
D,ALL, , , , , ,UY, , , ,
ALLSEL,ALL
```

```
LSEL,s,loc,z,0.7*LENGHT_CHORD/4,1.3*LENGHT_CHORD/4
LSEL,u,line,,37
LSEL,u,line,,38
LSEL,u,line,,39
LSEL,u,line,,72
LSEL,u,line,,74
LSEL,u,line,,76
LSEL,u,line,,81
LSEL,u,line,,109
NSLL,R,1
D,ALL, , , , , ,UY,UZ, , , ,
ALLSEL,ALL
```

```
LSEL,s,loc,z,0.9*6*LENGHT_CHORD/8,1.1*6*LENGHT_CHORD/8
LSEL,U,LINE,,14
LSEL,U,LINE,,15
LSEL,U,LINE,,16
LSEL,u,line,,84
LSEL,u,line,,86
LSEL,u,line,,89
LSEL,u,line,,91
LSEL,u,line,,111
NSLL,R,1
D,ALL, , , , , ,UY,UZ, , , ,
ALLSEL,ALL
```

```
!*****
!CARGA NA FORMA DE DESLOCAMENTOS
!*****
```

```
/SOL
```

```

LSEL,S,LOC,Z,0
NSLL,R,1
!F,ALL,FZ,-FORCA/24

D,ALL,,CARGA_DESL,, , ,UZ, , , , ,

ALLSEL,ALL

kSEL,S,KP,,2,8,2
kSEL,A,KP,,13,15,2
kSEL,A,KP,,41,43,2
NSLK,R,1
D,ALL,, , , , ,UX, , , , ,
ALLSEL,ALL

!*****
!CRITERIOS DA ANALISE NAO-LINEAR
!*****

ANTYPE,0
NLGEOM,1
TIME,CARGA_DESL
AUTOTS,0
NSUBST,800,0,0
LNSRCH,1
NEQIT,2000
EQSLV,SPAR
PRED,ON
RESCONTRL,DEFINE,ALL,50,20
DELTIM,.016,0,0
RESCONTRL,DEFINE,ALL,50,16
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL

SAVE
SOLVE
SAVE
FINISH

```