

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

Luana Perpétuo Silva

**ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES "K" COMPOSTAS POR PERFIS
TUBULARES COM DIAGONAIS CIRCULARES COM ALTA
RELAÇÃO ENTRE DIÂMETRO E ESPESSURA**

Belo Horizonte

2016

Luana Perpétuo Silva

**ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES "K" COMPOSTAS POR PERFIS
TUBULARES COM DIAGONAIS CIRCULARES COM ALTA RELAÇÃO ENTRE
DIÂMETRO E ESPESSURA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury

Coorientadora: Profa. Dra. Ana Lydia Reis de Castro e Silva

Belo Horizonte

2016

S586a

Silva, Luana Perpétuo.

Análise numérica de ligações "K" compostas por perfis tubulares com diagonais circulares com alta relação entre diâmetro e espessura [manuscrito] / Luana Perpétuo Silva. – 2016.

xvii, 116 f., enc.: il.

Orientador: Ricardo Hallal Fakury.

Coorientadora: Ana Lydia Reis de Castro e Silva.

Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Anexos: f. 73-116.

Bibliografia: f. 68-72.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Aço tubular - Estruturas - Teses. I. Fakury, Ricardo Hallal. II. Silva, Ana Lydia Reis de Castro e. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 624(043)

Luana Perpétuo Silva

**ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES "K" COMPOSTAS POR PERFIS
TUBULARES COM DIAGONAIS CIRCULARES COM ALTA RELAÇÃO ENTRE
DIÂMETRO E ESPESSURA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

Comissão julgadora:

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES - UFMG (Orientador)

Prof. Dra. Ana Lydia Reis Castro Silva
DEES - UFMG (Coorientadora)

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues
DEES - UFMG

Prof. Dra. Arlene Maria Sarmanho
DECIV - UFOP

Belo Horizonte, 21 de março de 2016
Escola de Engenharia da UFMG

AGRADECIMENTOS

Agradeço em especial ao orientador Ricardo Hallal Fakury e à coorientadora Ana Lydia Reis de Castro e Silva, pelos valiosos ensinamentos e inestimável compreensão. Obrigada por me ensinar a percorrer meu próprio caminho nessa trajetória. Torço para que essa parceria seja eterna.

Aos colegas de classe pela espontaneidade na troca de informações e materiais, numa rara demonstração de amizade e solidariedade.

Aos demais professores, dos quais tive a grata oportunidade de ser aluna, pela atenção e amizade sempre presentes.

Aos pesquisadores cujos trabalhos serviram-me de consulta.

A todos que torceram para que este trabalho gerasse bons frutos.

RESUMO

As treliças com perfis tubulares de aço apresentam frequentemente ligações soldadas do tipo "K" com afastamento, em que as diagonais possuem seção tubular circular e os banzos seção tubular retangular. A norma brasileira ABNT NBR 16239:2013, que trata especificamente do projeto de estruturas de aço com perfis tubulares, apresenta uma formulação para o dimensionamento dessas ligações, mas exige que a relação entre o diâmetro e a espessura das diagonais comprimida e tracionada não ultrapassem $0,05 E/f_y$ (E é o módulo de elasticidade e f_y a resistência ao escoamento do aço) e 50, respectivamente. Neste trabalho, a partir de análise numérica pelo MEF usando o programa ABAQUS, as prescrições da ABNT NBR 16239:2013 foram avaliadas quanto à possibilidade de aplicação nas situações em que a relação entre o diâmetro e a espessura das diagonais situa-se entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$, sendo o extremo superior igual ao valor máximo de outra norma brasileira, a ABNT NBR 8800:2008, que trata do projeto de estruturas de aço em geral, para que não ocorra flambagem local de barras comprimidas. A modelagem numérica envolveu um estudo de refinamento de malha, procurando gerar modelos com número adequado de elementos e baixo tempo de processamento. Foram consideradas as não linearidades geométrica e de material e grandes deslocamentos. O modelo numérico utilizado foi aferido com base em resultados existentes na literatura científica. Ao final, concluiu-se que a formulação da ABNT NBR 16239:2013 não pode ser aplicada com segurança nesse limite ampliado, pois não leva em conta adequadamente a espessura das diagonais no modo de falha relacionado à plastificação da face do banzo, grandeza que influi significativamente nos resultados.

Palavras-chave: estruturas de aço, estruturas tubulares treliçadas, ligações do tipo "K" com afastamento.

ABSTRACT

The trusses with tubular steel profiles often have overlap K type joints. The Brazilian Standard ABNT NBR 16239:2013, which specifically addresses steelwork design with hollow sections, presents a formulation for the design of these joints, but requires that the ratio between the diameter and the thickness of the compressed and tensioned braces do not exceed $0,05 E/f_y$ (E is the modulus of elasticity and f_y the yield strength of the steel) and 50, respectively. In this work, from numerical analysis by FEM using the ABAQUS program, the requirements of ABNT NBR 16239:2013 were evaluated for the possibility of applying in situations where the ratio between the diameter and the thickness of the braces is located between $0,05 E/f_y$ and $0,11 E/f_y$. The second limit is equal to the maximum value of another Brazilian Standard, ABNT NBR 8800:2008, which deals with general design of steel structures, in order to have assurance that no local buckling occur of compressed bars. The numerical modeling involved a study of mesh refinement, in order to generate models with adequate number of elements and low processing time. In the analysis was considered geometrical and material non-linearity and large displacements and the numerical model will be calibrated based on results of scientific literature. In the end, it was concluded that the formulation of the ABNT NBR 16239:2013 cannot be applied safely in this expanded limit, because it does not take into account adequately the thickness of the diagonals in plastic failure of the chord face, greatness that affects the results significantly.

Keywords: *steel structures, tubular trusses, gap K type joint.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Centro Administrativo da Vallourec em Belo Horizonte	2
Figura 1.2 - Processo de Fabricação de tubos circulares com costura	3
Figura 1.3 - Processo de Fabricação de tubos circulares sem costura.....	4
Figura 1.4 - Tubos estruturais circulares: (a) tubo sem costura; (b) tubo com costura, solda longitudinal; (c) tubo com costura, solda helicoidal	4
Figura 1.5 - Treliça multiplanar - Aeroporto de Hamburgo, Alemanha.....	6
Figura 1.6 - Ligação do tipo “K” com afastamento.....	6
Figura 1.7 - Tipos de ligações com perfis tubulares.....	7
Figura 1.8 - Ligação: (a) com afastamento; (b) com sobreposição	8
Figura 2.1 - Nomenclatura da ligação do tipo "K" com afastamento.....	18
Figura 2.2 - Excentricidade das ligações	19
Figura 2.3 - Modos de falha em ligações entre perfis tubulares.....	22
Figura 3.1 - Dimensões dos protótipos em milímetros.....	28
Figura 3.2 - Esquema montado para os ensaios	28
Figura 3.3 - Geometria e posição dos extensômetros e rosetas	29
Figura 3.4 - Força <i>versus</i> tensão de von Mises na Roseta 1	31
Figura 3.5 - Força <i>versus</i> tensão de von Mises na Roseta 2.....	32
Figura 3.6 - Força <i>versus</i> tensão de von Mises na Roseta 3.....	32
Figura 3.7 - Força <i>versus</i> tensão de von Mises na Roseta 4.....	33
Figura 3.8 - Força <i>versus</i> tensão normal no extensômetro 13	33
Figura 3.9 - Detalhe do raio de dobramento do perfil retangular do banzo	34
Figura 3.10 - Modelagem da solda	35
Figura 3.11 - Distribuição de tensões de von Mises para o modelo NK01-B	36
Figura 3.12 - Distribuição de tensões de von Mises para o modelo NK02-B	37
Figura 3.13 - Distribuição de tensões de von Mises para o modelo NK03-B	37
Figura 3.14 - Ponto de controle dos deslocamentos na direção 2 (eixo <i>Y</i> global).....	40
Figura 3.15 - Diagrama tensão <i>versus</i> deformação do aço estrutural.....	42
Figura 3.16 - Condições de contorno	43
Figura 3.17 - Malha de elementos finitos S8R gerada para o modelo K-01	44

Figura 3.18 - Aplicação da força unitária das diagonais	45
Figura 4.1 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-01	47
Figura 4.2 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-08.....	47
Figura 4.3 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para os modelos K-01 a K-06..	49
Figura 4.4 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para os modelos K-07 a K-12..	50
Figura 4.5 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-13.....	51
Figura 4.6 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-20.....	51
Figura 4.7 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para os modelos K-13 a K-18..	53
Figura 4.8 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para os modelos K-19 a K-24..	54
Figura 4.9 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-27.....	55
Figura 4.10 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-35.....	55
Figura 4.11 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para os modelos K-25 a K-30	57
Figura 4.12 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para os modelos K-31 a K-36	58
Figura 4.13 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo A	59
Figura 4.14 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para os modelos A a F	60
Figura 4.15 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-01 a K-06	63
Figura 4.16 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-13 a K-18	63
Figura 4.17 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-25 a K-30	64
Figura 4.18 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-07 a K-12	64
Figura 4.19 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-19 a K-24	65
Figura 4.20 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-31 a K-36	65
Figura A.1 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-01	75
Figura A.2 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-01	75
Figura A.3 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-02.....	76
Figura A.4 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-02.....	76
Figura A.5 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-03.....	77
Figura A.6 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-03.....	77
Figura A.7 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-04.....	78
Figura A.8 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-04.....	78
Figura A.9 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-05.....	79
Figura A.10 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-05.....	79
Figura A.11 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-06.....	80
Figura A.12 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-06.....	80

Figura A.13 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-07.....	81
Figura A.14 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-07.....	81
Figura A.15 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-08.....	82
Figura A.16 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-08.....	82
Figura A.17 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-09.....	83
Figura A.18 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-09.....	83
Figura A.19 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-10.....	84
Figura A.20 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-10.....	84
Figura A.21 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-11.....	85
Figura A.22 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-11.....	85
Figura A.23 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-12.....	86
Figura A.24 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-12.....	86
Figura A.25 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-13.....	87
Figura A.26 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-13.....	87
Figura A.27 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-14.....	88
Figura A.28 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-14.....	88
Figura A.29 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-15.....	89
Figura A.30 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-15.....	89
Figura A.31 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-16.....	90
Figura A.32 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-16.....	90
Figura A.33 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-17.....	91
Figura A.34 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-17.....	91
Figura A.35 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-18.....	92
Figura A.36 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-18.....	92
Figura A.37 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-19.....	93
Figura A.38 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-19.....	93
Figura A.39 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-20.....	94
Figura A.40 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-20.....	94
Figura A.41 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-21.....	95
Figura A.42 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-21.....	95
Figura A.43 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-22.....	96
Figura A.44 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-22.....	96
Figura A.45 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-23.....	97

Figura A.46 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-23	97
Figura A.47 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-24	98
Figura A.48 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-24	98
Figura A.49 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-25	99
Figura A.50 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-25	99
Figura A.51 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-26	100
Figura A.52 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-26	100
Figura A.53 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-27	101
Figura A.54 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-27	101
Figura A.55 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-28	102
Figura A.56 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-28	102
Figura A.57 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-29	103
Figura A.58 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-29	103
Figura A.59 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-30	104
Figura A.60 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-30	104
Figura A.61 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-31	105
Figura A.62 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-31	105
Figura A.63 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-32	106
Figura A.64 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-32	106
Figura A.65 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-33	107
Figura A.66 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-33	107
Figura A.67 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-34	108
Figura A.68 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-34	108
Figura A.69 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-35	109
Figura A.70 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-35	109
Figura A.71 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-36	110
Figura A.72 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo K-36	110
Figura A.73 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo A	111
Figura A.74 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo A	111
Figura A.75 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo B	112
Figura A.76 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo B	112
Figura A.77 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo C	113
Figura A.78 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo C	113

Figura A.79 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo D	114
Figura A.80 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo D	114
Figura A.81 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo E.....	115
Figura A.82 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo E.....	115
Figura A.83 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo F	116
Figura A.84 - Força <i>versus</i> deslocamento na região de ligação para o modelo F	116

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Propriedades geométricas e mecânicas das ligações tipo "K" ensaiadas por Mayor (2010).....	27
Tabela 3.2 - Forças em que ocorre o início do escoamento no ensaio experimental (P_y) e as forças últimas experimentais ($P_{últ.}$) para cada protótipo	300
Tabela 3.3 - Comparação entre os resultados experimentais de Mayor e a análise numérica das ligações.....	36
Tabela 3.4 - Parâmetros geométricos dos modelos com d_1/t_1 entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$	39
Tabela 3.5 - Parâmetros geométricos dos modelos com d_1/t_1 entre $0,01 E/f_y$ e $0,05 E/f_y$	40
Tabela 3.6 - Correção dos valores tensão real e deformação real	42
Tabela 3.7 - Estudo de refinamento de malha, modelo K-01	44
Tabela 4.1 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos K-01 a K-12.....	48
Tabela 4.2 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos K-13 a K-24.....	52
Tabela 4.3 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos K-25 a K-36.....	56
Tabela 4.4 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos A a F	59
Tabela A.1 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para todos os modelos	73

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras romanas maiúsculas

A_0 - área da seção transversal do banzo

A_v - área de cisalhamento

E - módulo de elasticidade do aço

F - força

I - momento de inércia

K_n - fator de seção

L - comprimento da barra

M - momento fletor

$M_{0,Sd}$ - momento fletor solicitante de cálculo na ligação

N - força axial

$N_{1,Rd}$ - força axial resistente de cálculo de diagonal na ligação

$N_{0,Sd}$ - força axial solicitante de cálculo no banzo

V_{Sd} - força cortante solicitante de cálculo

$V_{pl,Rd}$ - força cortante de plastificação

W_0 - módulo de resistência elástico

Letras romanas minúsculas

b_0 - largura da seção transversal do banzo

$b_{1,ef}$ - parâmetro da largura

$b_{1,ep}$ - parâmetro da largura

d_1 - diâmetro das diagonais

e - excentricidade do nó

f_u - resistência à ruptura do aço

f_y - resistência ao escoamento do aço

g - comprimento do afastamento entre diagonais ao banzo

h_0 - altura da seção transversal do banzo

t_0 - espessura da parede do banzo

t_1 - espessura das diagonais

Letras gregas minúsculas

θ_1 - ângulo entre as diagonais e o banzo

β - relação entre o diâmetro das diagonais e a largura do banzo

γ - relação entre a largura e o dobro da espessura do banzo

γ_{a1} - coeficiente de ponderação da resistência, igual a 1,10

γ_{m5} - coeficiente de ponderação da resistência, igual da 1,00

$\sigma_{0,sd}$ - máxima tensão de compressão de cálculo no banzo na superfície de contato com diagonais

σ_{Real} - tensão real, aplicada ao corpo deformado

σ_{Nom} - tensão nominal

ε_{Nom} - deformação nominal

ε - deformação logarítmica real

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISC - *American Institute of steel Construction*

CIDECT - *International Committee for the Development and Study of Tubular Structures*

DECIV - Departamento de Engenharia Civil

ELS - Estado Limite de Serviço

ELU - Estado Limite Último

EM - Escola de Minas

EUROCODE - Comitê Europeu de Normatização

LRFD - Load Resistance Factor Design

LVDT - Linear Variable Displacement Transducers

MEF - Método dos Elementos Finitos

NBR - Norma Brasileira

PROPEC - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

PROPEEs - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas

UFMG - Universidade Federal de Minas Gerais

UFOP - Universidade Federal de Ouro Preto

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Considerações Iniciais	1
1.2	Processos de Fabricação	2
1.3	Treliças Uniplanares e Multiplanares	5
1.4	Tipos de Ligações	6
1.5	Revisão Bibliográfica	8
1.6	Objetivos.....	13
1.7	Justificativa	14
1.8	Metodologia.....	15
1.9	Descrição do Trabalho.....	15
2.	FUNDAMENTOS E ANÁLISE TEÓRICA	17
2.1	Considerações Gerais.....	17
2.2	Prescrições da ABNT NBR 16239:2013	18
2.2.1	Condições de Validade.....	20
2.2.2	Modos de Falha	21
2.3	Programa ABAQUS	25
3.	DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS.....	26
3.1	Considerações Gerais.....	26
3.2	Aferição dos Modelos Numéricos	26
3.2.1	Descrição do Trabalho de Mayor (2010)	27
3.2.1.1	Esquema de montagem dos ensaios.....	28
3.2.1.2	Apresentação a análise dos resultados experimentais	30
3.2.2	Modelagem numérica no programa ABAQUS e comparação com os resultados experimentais de Mayor (2010)	34
3.3	Análise Paramétrica	37
3.4	Construção dos Modelos Numéricos no ABAQUS.....	40
3.4.1	Propriedades Mecânicas dos Materiais Utilizados.....	41
3.4.2	Condições de Contorno	43
3.4.3	Malha em Elementos Finitos.....	43

3.4.4	Carregamento	45
4.	RESULTADO DAS ANÁLISES NUMÉRICAS	46
4.1	Considerações Gerais.....	46
4.2	Modelos com d_1/t_1 entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$	46
4.2.1	Modelos com $b_0 = 105,00$ mm	46
4.2.2	Modelos com $b_0 = 142,90$ mm	50
4.2.3	Modelos com $b_0 = 190,50$ mm	54
4.3	Modelos com d_1/t_1 entre $0,01 E/f_y$ e $0,05 E/f_y$	58
4.4	Comparação dos Resultados com o EUROCODE 3:2005	61
4.5	Análise Geral	62
5.	CONCLUSÕES	66
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	68
	APÊNDICE A	73

1.

INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

A construção metálica sempre esteve ligada à ideia de modernidade, seja pela arquitetura em si, seja pela tecnologia envolvida, mas vai muito além de um aspecto visual moderno e atrativo e de procedimentos de projeto avançados. Ela possibilita uma maior velocidade de execução, é compatível com qualquer tipo de material de fechamento, é leve e possibilita a execução de grandes vãos livres com estruturas esbeltas (Medanha, 2006), entre outras vantagens.

A arquitetura contemporânea é caracterizada por uma preocupação maior em mostrar as estruturas das edificações. Outrora, escondê-las era um recurso utilizado pelos arquitetos que, em lugar de tirar partido da beleza do “esqueleto” de um edifício, faziam-no desaparecer por detrás dos elementos de concreto, da alvenaria e de outros materiais de revestimento. O aço pode garantir um efeito arquitetônico equilibrado e esteticamente condizente com os parâmetros atuais, desde que os detalhes das ligações sejam projetados e executados cuidadosamente (Gerken, 2003).

Dentro desse contexto, a utilização de perfis tubulares na construção civil encontra-se em crescimento devido à eficiência estrutural relacionada à geometria da seção transversal, que proporciona alta capacidade resistente a torção e a forças axiais. Assim, sob atuação desses esforços, os perfis tubulares apresentam melhor desempenho quando comparados aos perfis de seção aberta. Adicionalmente, também por causa da forma da seção transversal, os perfis tubulares proporcionam redução de custos com pintura, menor suscetibilidade ao fogo devido à pequena área exposta, condições de transporte mais econômicas e custo reduzido de manutenção (Requena e Santos, 2007). Como ilustração, a Figura 1.1 mostra o edifício do Centro Administrativo da Vallourec, onde a estrutura principal foi constituída por perfis tubulares (pilares em perfis circulares e vigas treliçadas formadas por perfis retangulares nos banzos e circulares nas diagonais e nos montantes).



Figura 1.1 - Centro Administrativo da Vallourec em Belo Horizonte (fonte: Vallourec)

1.2 Processos de Fabricação

Os perfis tubulares podem ser classificados conforme seu processo de fabricação.

Os tubos circulares com costura são produzidos a partir de chapas de aço conformadas e soldadas longitudinalmente ou helicoidalmente (Figura 1.2). Devido ao processo de soldagem, a região afetada termicamente possui nível de tensões residuais diferente das demais regiões

da seção transversal do tubo, também tensionadas devido ao processo de calandragem e expansão.

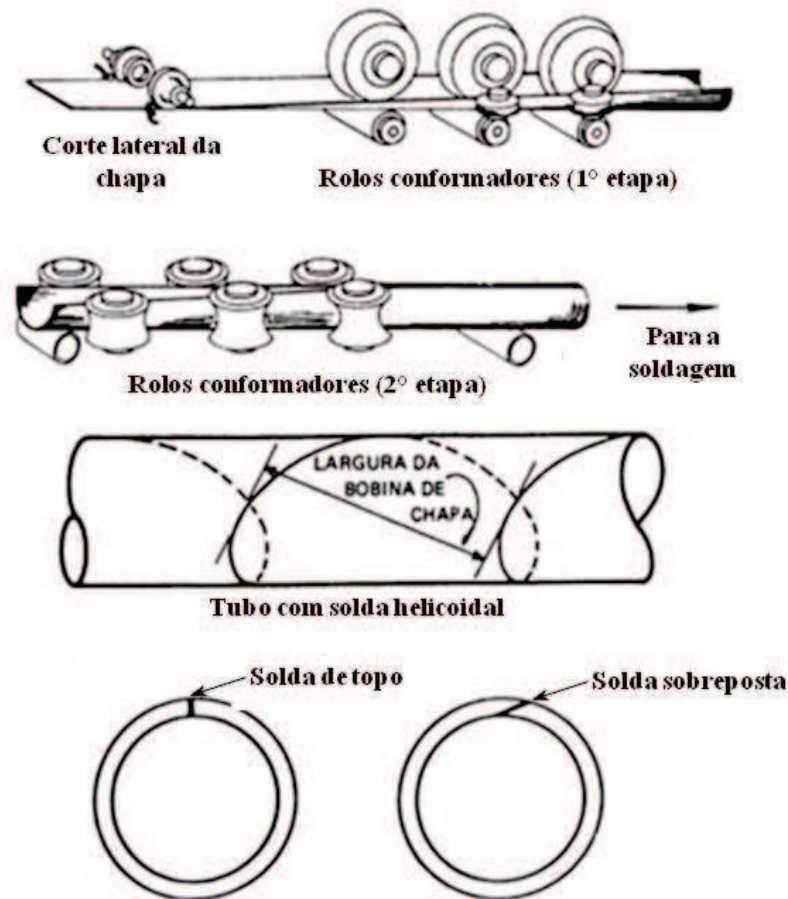
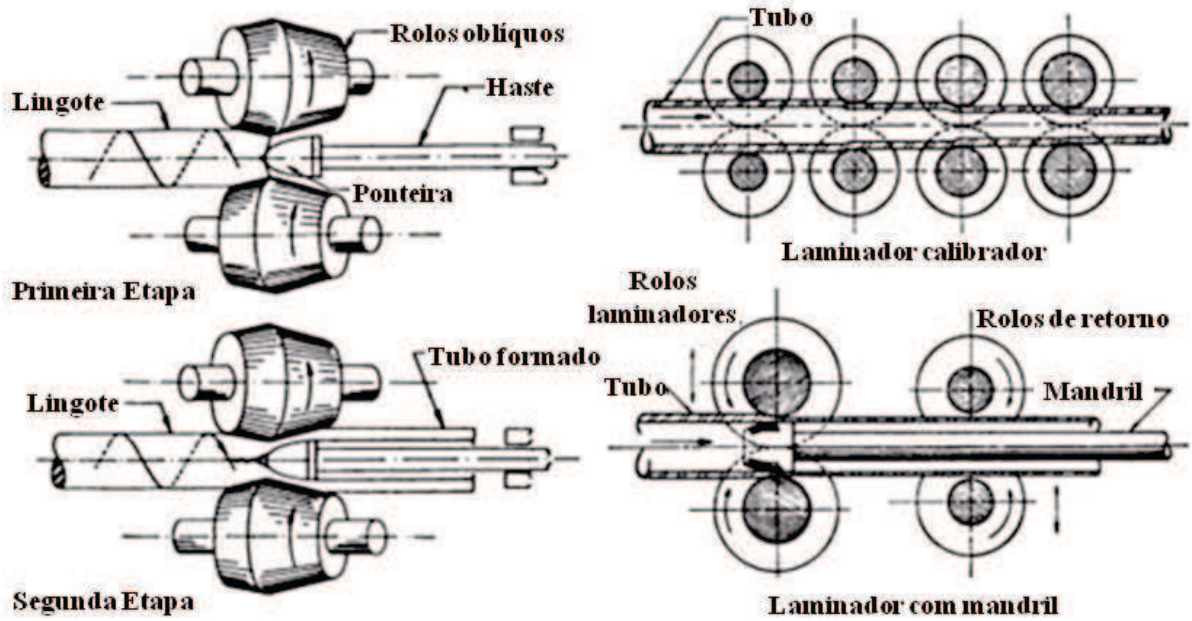


Figura 1.2 - Processo de Fabricação de tubos circulares com costura (adaptado de www.metallica.com.br)

Já os tubos circulares sem costura são produzidos por processo de laminação a quente, que foi desenvolvido pelos irmãos Mannesmann em 1886 (Figura 1.3). Nesse processo, um bloco maciço circular é laminado e perfurado, transformando-se em um tubo de parede grossa. Para obter as dimensões desejadas, o tubo é passado por uma sequência de laminadores e, depois, é resfriado até a temperatura ambiente. Como possui distribuição de massa uniforme em torno de seu centro geométrico, durante o resfriamento a temperatura se mantém uniforme ao longo do comprimento e em qualquer ponto de sua seção transversal. Isso faz com que esse perfil tenha baixas tensões residuais, variando basicamente apenas ao longo da espessura, quando comparadas às dos tubos com costura, conferindo-lhe um melhor desempenho estrutural.



Laminador Oblíquo

Laminadores de Acabamento

Figura 1.3 - Processo de fabricação de tubos circulares sem costura (www.metlica.com.br)

A Figura 1.4 mostra perfis tubulares circulares sem e com costura.



Figura 1.4 - Tubos estruturais circulares: (a) tubo sem costura; (b) tubo com costura, solda longitudinal; (c) tubo com costura, solda helicoidal (Araújo, 2011)

Os perfis tubulares retangulares também podem ser fabricados com e sem costura, similarmente aos tubos circulares. Os tubos retangulares sem costura são muitas vezes obtidos a partir de laminados circulares por processo de conformação a frio.

1.3 Treliças Uniplanares e Multiplanares

Os perfis tubulares são amplamente utilizados na construção de pontes, aeroportos, estádios esportivos, edifícios comerciais e em elementos estruturais, como pilares, sistemas treliçados, etc. O sistema treliçado pode ser multiplanar ou uniplanar, e tem como característica principal a solicitação de suas barras predominantemente por forças axiais. No caso de treliças compostas por perfis tubulares, estas ainda apresentam a capacidade de vencer vãos maiores com um menor número de nós, refletindo numa redução do custo de fabricação (Wardenier, 2000).

As treliças multiplanares são constituídas por elementos em diferentes planos e possuem elevada estabilidade lateral em relação às treliças uniplanares. Em geral, possuem dois ou mais banzos conectados por meio de diagonais ou montantes e os carregamentos são aplicados nos nós. Sua principal vantagem é o comportamento tridimensional, que permite uma melhor distribuição dos esforços e redução do peso próprio da estrutura, sendo sua utilização mais viável para vencer grandes vãos. Já as treliças uniplanares são constituídas por elementos dispostos em forma triangular, pertencentes a um mesmo plano. A escolha do tipo de treliça a ser utilizada baseia-se na necessidade estrutural, na arquitetura e no custo.

As Figuras 1.5 e 1.6 mostram, respectivamente, treliças multiplanares e uniplanares.



Figura 1.5 - Treliça multiplanar - Aeroporto de Hamburgo, Alemanha (V&M do Brasil, 2008)



Figura 1.6 - Ligação do tipo "K" com afastamento (Vallourec)

1.4 Tipos de Ligações

De acordo com as necessidades construtivas, diferentes tipos de ligações podem ser utilizados, resultando no tipo de treliça a ser usado. A escolha depende de aspectos arquitetônicos, facilidade de fabricação, vão livre a ser vencido, entre outros fatores.

Usualmente, as ligações entre tubos são classificadas de acordo com a geometria e o tipo de carregamento. Com relação à geometria, as ligações podem ser classificadas como “K”, “KT”, “N”, “T”, “X”, “DK”, “KK”, “Y”, “TT”, “DY”, “XX”. A Figura 1.7 apresenta os tipos de ligação segundo a geometria do nó e o tipo de carregamento.

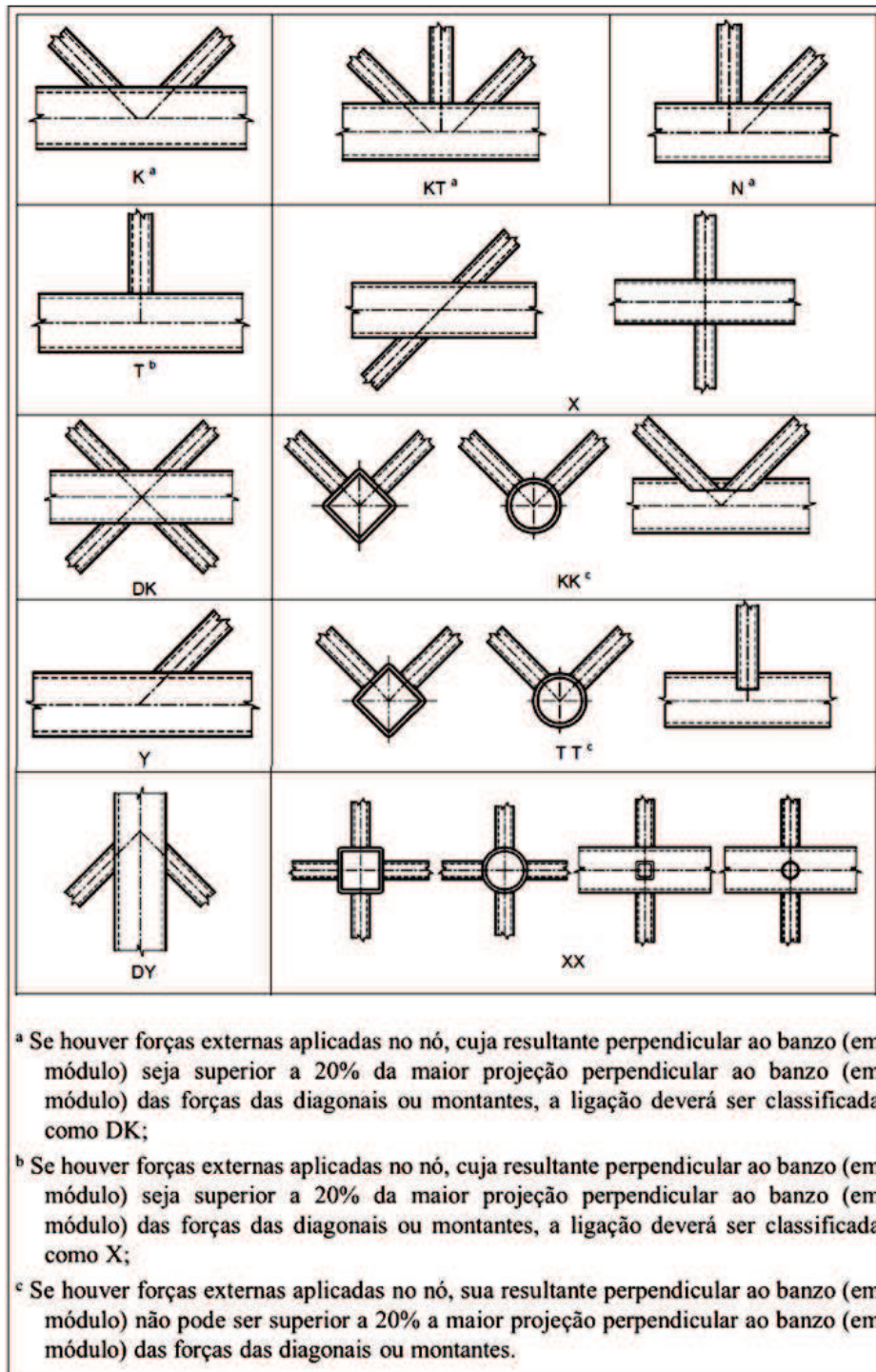


Figura 1.7 - Tipos de ligações com perfis tubulares (ABNT NBR 16239:2013)

Adicionalmente, as ligações também são distinguidas como com afastamento ou com sobreposição, conforme mostra a Figura 1.8, em função da posição das diagonais em relação ao banzo.

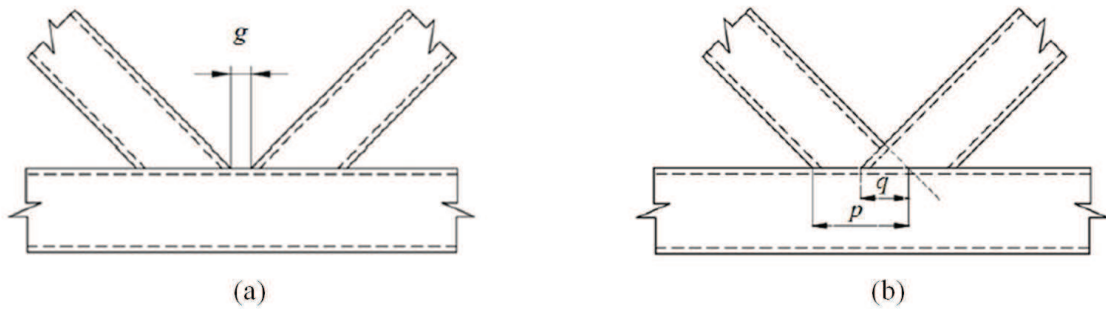


Figura 1.8 - Ligação: (a) com afastamento; (b) com sobreposição (ABNT NBR 16239:2013)

Nas ligações com afastamento, a distância entre as diagonais é simbolizada pela letra " g " e, nas ligações com sobreposição, a letra " q " representa o comprimento da sobreposição entre as diagonais, medido na face do banzo, e a letra " p " representa o comprimento da área de contato projetada da diagonal sobreposta na face do banzo.

1.5 Revisão Bibliográfica

Nos últimos anos, vêm sendo desenvolvidas pesquisas de caráter experimental, numérico e analítico sobre os vários tipos de ligações com perfis tubulares. A seguir, tem-se um resumo dos principais trabalhos desenvolvidos que são referências para este estudo.

Saidani (1998) analisou numericamente os efeitos de excentricidades em ligações com perfis tubulares do tipo "K" em três modelos: o primeiro com a ligação totalmente enrijecida, o segundo com as diagonais rotuladas entre si e enrijecidas em relação ao banzo e o terceiro com as diagonais enrijecidas entre si e rotuladas em relação ao banzo. Concluiu-se que os esforços axiais gerados no banzo são pequenos ao serem comparados com os efeitos gerados nas diagonais, as quais apresentaram um acréscimo de carga considerável.

Caixeta *et al.* (2003) analisaram a influência de cinco condições de contorno diferentes do banzo e das diagonais em ligações tipo "K" compostas por perfis tubulares quadrados e com variação de parâmetros adimensionais (ângulo θ entre as diagonais e o banzo, relação β entre a altura da seção transversal das diagonais e do banzo; relação γ entre a altura da seção transversal do banzo e sua espessura e relação τ entre as espessuras das diagonais e do banzo). Foram consideradas as não linearidades física e geométrica, o aço foi suposto como elastoplástico bilinear e os modelos numéricos foram processados no programa ANSYS. Foi usado como critério de falha o critério de Lu *et al.* (1994) para determinação da força última nas diagonais, ou seja, a força última adotada é aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura do banzo. Todos os modelos apresentaram como modo de falha a plastificação da parede horizontal superior do banzo.

Gerken (2003) apresentou uma visão geral da evolução e utilização das estruturas tubulares, abordando tanto o ponto de vista da arquitetura quando da engenharia e destacando aspectos ligados ao comportamento das estruturas.

Mashiri e Zhao (2003) analisaram experimentalmente ligações do tipo "T" com perfis tubulares circulares no montante e tubulares quadrados no banzo. Aplicou-se momento fletor na ligação até a plastificação da face superior do banzo, tendo como valor proposto para o estado-limite de serviço (ELS) a deformação 1% da largura do banzo e para o estado-limite último (ELU) 3% da largura do banzo. Os pesquisadores concluíram que para várias ligações são conservadas suas características de trabalhabilidade até o ELS. Os limites de deformação para plastificação da face do banzo obtiveram uma boa correlação com os valores teóricos obtidos no CIDECT e EUROCODE 3:1993.

Santos (2003) analisou o comportamento das ligações entre perfis de seção tubular por meio da análise das metodologias de cálculo utilizadas pelas normas ABNT NBR 8800:2008, AISC-Hollow Structural Sections, AISC-LRFD e EUROCODE 3. Para o dimensionamento das ligações, utilizou-se o método dos estados-limites, no qual são determinados os esforços resistentes de cálculo das barras, chapas de ligação e parafusos. As barras envolvidas nas ligações também sofreram a influência de esforços adicionais provocados por excentricidades. Na análise teórica é apresentado o comportamento da distribuição de tensões nas ligações.

Como resultado, foi desenvolvido um programa computacional para automatizar o dimensionamento e a verificação das ligações estudadas.

Choo, Qian e Wardenier (2006) analisaram numericamente a influência das condições de contorno em ligações com perfis tubulares circulares de parede espessa do tipo "K", submetidas a carregamentos estáticos com condições de contorno variadas e tensões axiais no banzo. Foi utilizado o programa ABAQUS, com elementos sólidos de vinte nós com integração reduzida e consideradas as não linearidade física e geométrica com curva de tensão *versus* deformação do aço conforme estudos de Van der Vegte, 2004 *apud* Choo *et al.*, 2006. Os autores observaram que as condições de contorno com força no banzo tem um efeito menor na força resistente no nó se a tração no banzo for considerada de maneira apropriada. Para o efeito do momento fletor no banzo e na terminação das diagonais, a diferença na força resistente do nó não é significativa. No estudo comparativo com um nó "K" de uma treliça, o nó "K" isolado apresentou uma estimativa razoável e conservadora dos efeitos da treliça. Para a tração no banzo, a função de tensão dada por Wardenier *et al.* (1991), em termos de relação de força adicional, apresentou-se não conservadora quando comparada aos resultados encontrados pelos pesquisadores e a função de tensão no banzo de Van der Vegte, 2004 *apud* Choo *et al.*, 2006. Em termos da relação de tensão máxima, mostrou predições conservadoras também comparativamente ao estudo apresentado. A tensão de compressão exerceu um efeito crítico sobre a deformação do nó, especialmente para valores elevados de relação de tensão. O efeito da tensão de tração pareceu ser menos importante na maioria dos nós "K" investigados. Os pesquisadores propuseram uma nova equação para a função de tensão no banzo que apresentou melhor aproximação e de onde podem partir novas investigações.

Mendanha (2006) apresentou um estudo numérico com o uso do programa ANSYS sobre ligações soldadas do tipo "K" e "KT" com afastamento, compostas por perfis de seção tubular sem costura, com banzo retangular e diagonais e montante circulares. Foram utilizados elementos de casca, e avaliada a influência do raio de dobramento dos perfis retangulares que compõem o banzo e algumas alternativas de modelagem da solda das ligações, com o intuito de obter um modelo que representasse bem as ligações ensaiadas experimentalmente.

Sopha, Chiew e Wardenier (2006) analisaram através de ensaios experimentais três ligações tipo “K” com sobreposição (ver Fig. 1.8-b), formadas com perfis tubulares retangulares. Os resultados experimentais mostraram que o modo de falha foi a plastificação da face do banzo, sendo que em um dos casos específicos esse modo foi combinado com uma falha por cisalhamento na diagonal sobreposta.

Bittencourt (2008) apresentou um estudo sobre ligações tipo “T” compostas por perfis tubulares retangulares e ligação tipo “K” compostas por perfis tubulares circulares. Os modelos foram caracterizados por meio de elementos de casca com seis graus de liberdade por nó, considerando-se adicionalmente o efeito de membrana. A análise não linear considerou a não linearidade do material por meio do critério de plastificação de von Mises através de uma lei constitutiva tensão *versus* deformação bilinear. A não linearidade geométrica foi considerada com a formulação de Lagrange. Concluiu que os resultados para as ligações tipo “T”, o EUROCODE 3:1993 fornece resultados que precisam ser observados com cautela. Para as ligações do tipo “K”, os resultados numéricos mostraram-se sempre inferiores aos valores obtidos com o EUROCODE 3:1993, indicando um dimensionamento conservador.

Lameiras (2008) apresentou um estudo numérico sobre ligações soldadas do tipo “K” com afastamento, compostas por perfis de seção tubular circular. Foi utilizado o programa ABAQUS, avaliando o comportamento até o colapso e identificando os estados-limites últimos, considerando as não linearidades geométrica e de material e grandes deslocamentos. Para avaliação da sua influência nos resultados, foi adicionalmente simulado o cordão de solda entre cada diagonal e o banzo. Foram criados modelos com dois diâmetros diferentes para os diagonais e, para cada diâmetro, dois valores para a espessura da parede, além de três ângulos distintos entre banzo e diagonais.

Mendes (2008) apresentou um estudo teórico acompanhado de ensaios e análises numéricas com o programa ANSYS sobre ligações soldadas dos tipos “T”, “K” e “KT” com afastamento, compostas por perfis de seção tubular sem costura, sendo as diagonais e os montantes circulares e o banzo retangular conformado a frio a partir de perfil circular laminado. Os ensaios foram realizados para determinação da distribuição de tensões residuais

no banzo, avaliando sua influência no comportamento das ligações. A análise teórica foi feita a partir das prescrições normativas e a análise numérica em elementos finitos envolveu a calibração a partir dos resultados obtidos nos ensaios experimentais. Tanto os resultados experimentais quanto os resultados numéricos indicaram que as forças experimentais e as de projeto para a ligação “T” possuem boa correlação. Entretanto, observou-se que o mesmo não ocorre para as ligações tipo “K” e “KT”.

Mayor (2010) apresentou um estudo teórico, numérico e experimental sobre ligações soldadas do tipo “K” e “KT” com afastamento, compostas por perfis de seção tubular sem costura, sendo o banzo retangular e as diagonais e montante circulares. Os ensaios dos protótipos das ligações visaram à obtenção do comportamento, carga última, modo de colapso e a comparação dessas informações com modelos teóricos e numéricos. A análise teórica foi realizada a partir das prescrições normativas e a análise numérica em elementos finitos utilizou o programa ANSYS e envolveu a calibração a partir dos resultados obtidos nos ensaios experimentais. Foi avaliada também a influência da altura do perfil do banzo na resistência da ligação. As ligações ensaiadas apresentaram plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto com as diagonais ou montantes (Modo de Falha A). Comparou-se os resultados dos ensaios com os obtidos pelas prescrições do EUROCODE 3:2005, concluindo-se pela ocorrência de uma boa correlação entre ambos. Ficou evidenciado que quanto maior a carga no montante na ligação "KT", menor a resistência da ligação à plastificação da face do banzo.

Nunes (2012) apresentou um estudo numérico sobre ligações soldadas dos tipos “T”, “K” com afastamento e “KT” com afastamento, compostas por perfis de seção tubular sem costura, sendo o banzo retangular e diagonais e montante circulares. Na análise paramétrica, variou-se a relação entre o diâmetro do montante e das diagonais e a largura da face do banzo e a relação entre a largura e a espessura da face do banzo. Na análise numérica foi utilizado o programa ANSYS e avaliada a influência das condições de contorno nos resultados do modelo. O modo de falha dominante para todos os modelos foi a plastificação da face do banzo. Os resultados dos modelos numéricos, obtidos pelo método da deformação limite, foram comparados com as prescrições do CIDECT e com o projeto da norma brasileira de

estruturas tubulares ABNT PN:2011. Pode-se constatar que houve boa correlação e o mesmo comportamento entre os modelos numéricos e as prescrições dos regulamentos.

1.6 Objetivos

A norma brasileira que trata especificamente do projeto de estruturas tubulares, a ABNT NBR 16239:2013, apresenta prescrições para o dimensionamento das ligações do tipo "K" com afastamento, formada por perfis tubulares retangulares no banzo e perfis tubulares circulares nas diagonais. No entanto, as prescrições da norma se aplicam apenas às situações em que a relação entre o diâmetro e a espessura da diagonal circular comprimida seja no máximo igual a $0,05 E/f_y$, onde E é o módulo de elasticidade e f_y a resistência ao escoamento do aço utilizado, e da diagonal circular tracionada não ultrapasse 50. No caso da diagonal comprimida, isso significa relação máxima entre diâmetro e espessura de 40, 33,33 e 28,57 para aços com resistência ao escoamento de 250 MPa, 300 MPa e 350 MPa, respectivamente, usuais no Brasil, valores sempre mais rigorosos que o da diagonal tracionada.

Este trabalho tem por objetivo avaliar se as prescrições da ABNT NBR 16239:2013 podem ser aplicadas com segurança em situações em que a relação entre o diâmetro e a espessura das diagonais comprimida e tracionada situa-se entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$, considerando as duas diagonais da ligação "K" com a mesma seção transversal e o mesmo ângulo de inclinação com o banzo. O limite superior foi tomado apenas como uma referência e representa o valor máximo permitido pela ABNT NBR 8800:2008, a norma brasileira que trata das estruturas de aço em geral, para que não haja redução da capacidade resistente das barras comprimidas em função da flambagem local. Nota-se que o limite de $0,11 E/f_y$ produz relação entre o diâmetro e espessura de 88, 73,33, 62,86, valores também superiores ao limite de 50 da diagonal tracionada.

1.7 Justificativa

A crescente utilização de perfis tubulares na construção civil motiva novas pesquisas sobre o comportamento das ligações, uma vez que os esforços atuantes nelas provocam tensões nos tubos que devem ser conhecidas para que seja possível obter estruturas otimizadas (Santos, 2003).

Para que as equações de cálculo da capacidade resistente das ligações “K” com diagonais circulares tenham validade, a ABNT NBR 16239:2013 estabelece que essas diagonais, quando comprimidas, devem possuir:

$$\frac{d_1}{t_1} \leq 0,05 \frac{E}{f_y} \quad (1.1)$$

onde d_1 é o diâmetro e t_1 a espessura da diagonal de seção circular e E e f_y são o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento do aço estrutural utilizado.

Já a ABNT NBR 8800:2008, que não contempla de forma mais precisa as estruturas tubulares, estabelece o seguinte limite para que não ocorra a flambagem local:

$$\frac{d_1}{t_1} \leq 0,11 \frac{E}{f_y} \quad (1.2)$$

Com base no exposto, considerou-se relevante estudar se as equações da capacidade resistente das ligações da ABNT NBR 16239:2013 permanecem válidas para os casos em que a relação entre diâmetro e espessura das diagonais comprimida e tracionada, que terão a mesma seção transversal e mesmo ângulo em relação ao banzo, como é usual na prática, variem entre $0,05 E/f_y$ a $0,11 E/f_y$.

1.8 Metodologia

Para alcance do objetivo estabelecido no Subitem 1.6, foi feita análise numérica pelo Método dos Elementos Finitos usando o programa comercial ABAQUS versão 6.13, considerando as não linearidades geométricas e de material e grandes deslocamentos, com diversos modelos em que se variaram as seções transversais das diagonais e dos banzos escolhidos por meio de estudo paramétrico, e os resultados obtidos foram comparados com os da ABNT NBR 16239:2013.

Foram modeladas ligações do tipo “K” com afastamento, formadas por perfis tubulares com seções transversais retangulares no banzo e circulares nas diagonais, com elementos tipo casca, buscando simular o comportamento da ligação até o colapso e identificando os modos de falha.

A modelagem numérica envolveu um estudo de refinamento de malha, procurando gerar modelos com número adequado de elementos e baixo tempo de processamento.

Os parâmetros adotados para a modelagem foram os já utilizados por pesquisadores mencionados no Subitem 1.5. Com o intuito de já se ter algumas referências de resultados e de se aferir os modelos criados no ABAQUS versão 6.13, inicialmente foi desenvolvido um modelo com as mesmas características físicas e geométricas tomadas por Mayor (2010) em seus estudos experimentais e numéricos conforme apresentado no Capítulo 3.

1.9 Descrição do Trabalho

No Capítulo 2 é apresentada uma descrição das prescrições da ABNT NBR 16239:2013 para a ligação estudada, considerando os modos de falha possíveis e as condições de validade das equações de cálculo da capacidade resistente.

No Capítulo 3 é descrito o elemento finito utilizado, estudo de refinamento da malha, condições de contorno, propriedades mecânicas e geométricas dos materiais e a análise paramétrica. Também é apresentada a aferição dos modelos numéricos baseada no trabalho de Mayor (2010).

No Capítulo 4 são apresentados os resultados numéricos dos modelos no programa ABAQUS e sua análise através das prescrições norma brasileira ABNT NBR 16239:2013.

No Capítulo 5 são apresentadas as conclusões desta pesquisa.

2.

FUNDAMENTOS E ANÁLISE TEÓRICA

2.1 Considerações Gerais

As treliças com perfis tubulares apresentam frequentemente ligações soldadas do tipo "K" com afastamento, em que os banzos são constituídos por perfis retangulares e as diagonais, comprimida e tracionada, por perfis circulares, com essas diagonais possuindo a mesma seção transversal e o mesmo aço estrutural e, ainda, formando com o banzo ângulos iguais. A norma brasileira ABNT NBR 16239:2013, que trata do projeto de estruturas tubulares, apresenta uma formulação para o dimensionamento dessas ligações, mas para sua validade, além de uma série de restrições, exige que a relação entre o diâmetro e a espessura das diagonais comprimida e tracionada não ultrapassem $0,05 E/f_y$ e 50, respectivamente.

Neste capítulo é apresentada uma descrição das prescrições da ABNT NBR 16239:2013 para a ligação estudada, considerando os modos de falha possíveis e as condições de validade das equações de cálculo da capacidade resistente. É também feita uma breve descrição do programa ABAQUS, que foi utilizado na modelagem numérica.

2.2 Prescrições da ABNT NBR 16239:2013

Os estudos realizados neste trabalho utilizam como referência a ABNT NBR 16239:2013, a qual apresenta formulações e restrições para o dimensionamento de ligações formadas por perfis tubulares.

Na Figura 2.1 tem-se a indicação da nomenclatura empregada para as ligações do tipo "K" com afastamento tratadas neste trabalho. Uma diagonal é comprimida e a outra tracionada, sendo ambas representadas pelo subscrito "1" (d_1 é o diâmetro e t_1 a espessura dessas diagonais). O subscrito "0" refere-se ao banzo (h_0 é sua altura, b_0 sua largura e t_0 sua espessura) e o afastamento entre as diagonais junto ao banzo é simbolizado por g .

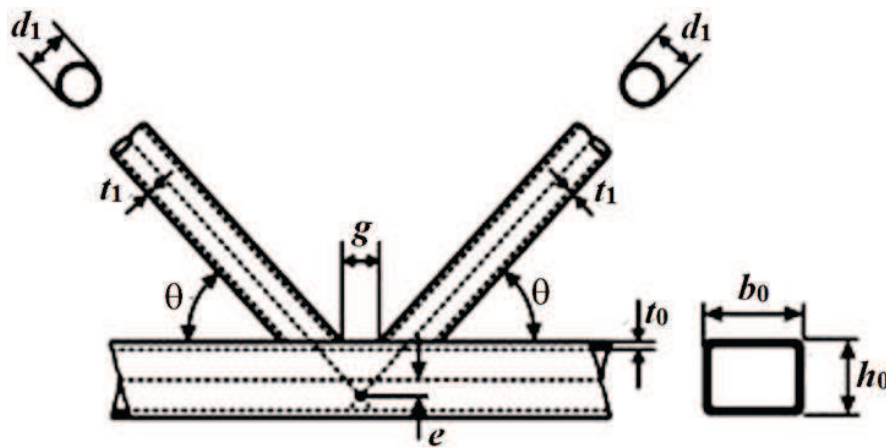


Figura 2.1 - Nomenclatura da ligação do tipo "K" com afastamento (adaptado de Mayor, 2010)

O afastamento das diagonais g pode levar a uma excentricidade, e dependendo do ponto onde ocorrerá a intersecção do eixo longitudinal das diagonais em relação ao eixo longitudinal do banzo, essa excentricidade pode ser classificada como nula, negativa (quando a intersecção se dá acima do eixo longitudinal do banzo) ou positiva (quando a intersecção se dá abaixo do eixo longitudinal do banzo - ver também Figura 2.1), conforme é ilustrado na Figura 2.2.

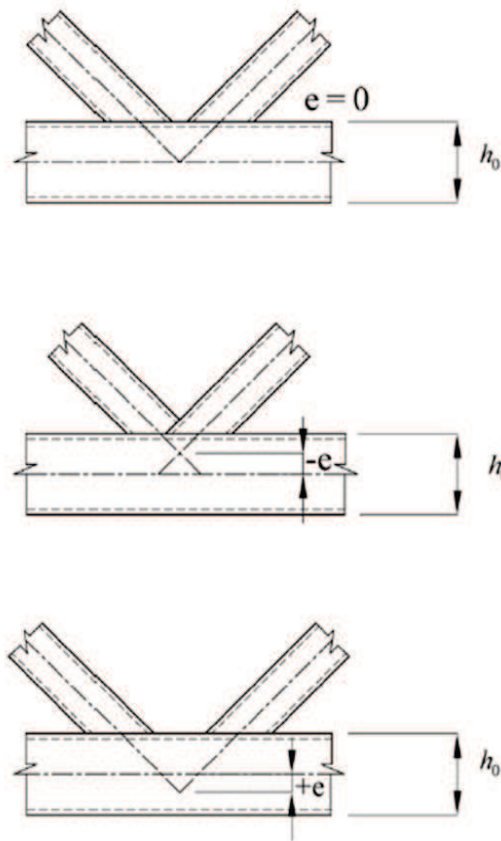


Figura 2.2 - Excentricidade das ligações (ABNT NBR 16239:2013)

O valor da excentricidade se relaciona diretamente com o afastamento e é dado por:

$$e = \left(\frac{d_1}{\text{sen } \theta} + g \right) \frac{\text{sen}^2 \theta}{\text{sen}(2\theta)} - \frac{h_0}{2} \quad (2.1)$$

Segundo a ABNT NBR 16239:2013, o momento fletor resultante da excentricidade pode ser desprezado no dimensionamento das diagonais. No entanto, deve ser considerado no dimensionamento dos banzos e deve ser distribuído entre as diagonais, com base em seus coeficientes de rigidez relativa, I/L , onde I é o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo perpendicular ao plano da treliça, e L o comprimento da barra medido entre os nós. Contudo, o momento fletor resultante de excentricidades pode ser desprezado no dimensionamento de ligações se a excentricidade estiver dentro dos limites estabelecidos pela expressão seguinte:

$$-0,55 h_0 \leq e \leq 0,25 h_0 \quad (2.2)$$

Os limites para o afastamento das diagonais são dados pelas seguintes expressões:

$$0,5 \left(1 - \frac{d_1}{b_0}\right) b_0 \leq g \leq 1,5 \left(1 - \frac{d_1}{b_0}\right) b_0 \quad (2.3)$$

$$g \geq 2t_1 \quad (2.4)$$

2.2.1 Condições de Validade

Conforme a ABNT NBR 16239:2013, a força resistente de cálculo das ligações deve ser tomada como o menor valor encontrado entre os modos de falha "A" até "F" (ver Subitem seguinte), desde que sejam atendidas as condições de validade a seguir:

- a) relação entre o diâmetro das diagonais e a largura do banzo

$$0,4 \leq \frac{d_1}{b_0} \leq 0,8 \quad (2.5)$$

- b) relação entre o diâmetro e a espessura da diagonal comprimida

$$\frac{d_{1,comp}}{t_{1,comp}} \leq 0,05 \frac{E}{f_y} \quad (2.6)$$

- c) relação entre o diâmetro e a espessura da diagonal tracionada

$$\frac{d_{1,trac}}{t_{1,trac}} \leq 50 \quad (2.7)$$

d) ângulo entre as diagonais e o banzo

$$\theta \geq 30^\circ \quad (2.8)$$

e) relação entre a altura e a largura do banzo

$$0,5 \leq \frac{h_0}{b_0} \leq 2,0 \quad (2.9)$$

f) relação entre a largura e a espessura do banzo

$$\frac{b_0}{t_0} \leq 36 \quad \text{ou} \quad \frac{b_0}{t_0} \leq 1,45 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.10)$$

g) relação entre a altura e a espessura do banzo

$$\frac{h_0}{t_0} \leq 36 \quad \text{ou} \quad \frac{h_0}{t_0} \leq 1,45 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.11)$$

2.2.2 Modos de Falha

Os modos de falha que podem ocorrer nas ligações com perfis tubulares dependem da geometria da ligação e das condições de carregamento. Segundo a ABNT NBR 16239:2013, as capacidades resistentes de cálculo das ligações entre perfis tubulares são baseadas nos seguintes modos de falha:

- A: plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes;

- B: plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral da seção transversal do banzo junto a diagonais ou montantes sob compressão;
- C: plastificação por instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes;
- D: ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes;
- E: ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão;
- F: flambagem localizada de diagonais ou montantes comprimidos ou do banzo, na região da ligação.

Esses modos de falha são ilustrados na Figura 2.3:

Modo	Força Axial	Momento Fletor
A		
B		
C		
D		
E		
F		

Figura 2.3 - Modos de falha em ligações entre perfis tubulares (ABNT NBR 16239:2013)

De acordo com a ABNT NBR 16239:2013, para a ligação em estudo neste trabalho, e atendidas as suas condições de validade, os modos de falha que devem ser verificados são os modos A, C, D e E. A seguir, tem-se a força axial resistente de cálculo para esses modos de falha (para os modos A, D e E, verificam-se apenas as diagonais e, para o Modo de Falha C, as diagonais e o banzo):

- a) Plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto às diagonais (Modo de Falha A)

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{9,79 k_n f_y t_0^2 \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} d_1}{\text{sen } \theta} / \gamma_{a1} \quad (2.12)$$

onde f_y é a resistência ao escoamento do aço, γ_{a1} o coeficiente de ponderação da resistência, igual a 1,10, e

$$n = \frac{\sigma_{0,sd}}{f_y}$$

$$\sigma_{0,sd} = \frac{N_{0,sd}}{A_0} + \frac{M_{0,sd}}{W_0} \quad (\text{considerando sinal negativo para compressão})$$

$$\text{Para } n < 0 \rightarrow k_n = 1,3 + \frac{0,4n}{\frac{d_1}{b_0}} \leq 1,0$$

$$\text{Para } n \geq 0 \rightarrow k_n = 1,0$$

- b) Plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto às diagonais (Modo de Falha C)

$$N_{1,Rd} = \frac{0,66 f_y A_v}{\text{sen } \theta} / \gamma_{a1} \quad (2.13)$$

$$N_{0,Rd} = 1,1 \left[(A_0 - A_v) f_y + A_v f_y \sqrt{1 - (V_{Sd} / V_{pl,Rd})^2} \right] / \gamma_{a1} \quad (2.14)$$

onde

A_v é a área de cisalhamento do banzo, igual a $2h_0t_0$

A_0 é a área da seção transversal do banzo

V_{Sd} é a força cortante solicitante de cálculo no banzo

$V_{pl,Rd}$ é a força cortante resistente de cálculo correspondente à plastificação do banzo

- c) Ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com as diagonais (Modo de Falha D), apenas se $\frac{d_1}{b_0} \leq \left(1 - 1/\frac{b_0}{2t_0}\right)$

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{0,66 f_y t_0}{\text{sen } \theta} \left(\frac{2d_1}{\text{sen } \theta} + d_1 + b_{1,ep} \right) / \gamma_{a1} \quad (2.15)$$

onde

$$b_{1,ep} = \frac{10}{b_0/t_0} d_1 \leq d_1$$

- d) Ruptura ou plastificação das diagonais na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão (Modo de Falha E)

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} [1,1 f_y t_1 (3d_1 - 4t_1 + b_{1,ef}) / \gamma_{a1}] \quad (2.16)$$

onde

$$b_{1,ef} = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{t_0}{t_1} d_1 \leq d_1$$

2.3 Programa ABAQUS

Em uma análise não linear, o ABAQUS utiliza um processo incremental e iterativo, o Método de Newton-Raphson, para se obter a solução dos sistemas. A solução é obtida por um processo gradual de aplicação de carga, com a interrupção da simulação em um certo número de incrementos de carga e a busca da configuração de equilíbrio através de sucessivas iterações em cada um deles. Uma iteração é uma tentativa de se encontrar uma solução de equilíbrio em um incremento. Algumas vezes o processo iterativo pode divergir e, nesses casos ele é encerrado e tenta-se encontrar a solução com um tamanho de incremento menor. São necessárias diversas iterações até se determinar uma solução aceitável para um dado incremento e o conjunto de todas as respostas dos incrementos é a solução aproximada da análise não linear (Castro e Silva, 2006).

Para os problemas onde se pretende considerar uma análise não linear completa com a obtenção da curva força *versus* deslocamento da estrutura, como é o caso deste estudo, é necessária a utilização de um processo incremental e iterativo. Assim, ABAQUS utiliza o Método Riks modificado, que permite obter estados de equilíbrio estático durante a fase instável de resposta da estrutura, e é usado para casos em que o carregamento é proporcional, ou seja, onde os valores das cargas são governados por um parâmetro escalar único (Castro e Silva, 2006).

3.

DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

3.1 Considerações Gerais

Neste capítulo são apresentados os modelos numéricos desenvolvidos no programa ABAQUS, assim como a descrição do elemento utilizado, o estudo de refinamento da malha, as condições de contorno, as propriedades mecânicas e geométricas dos materiais e a análise paramétrica. Também é apresentado o desenvolvimento da aferição dos modelos numéricos baseada no trabalho de Mayor (2010).

3.2 Aferição dos Modelos Numéricos

Para a aferição do modelo numérico, escolheu-se, dentro da bibliografia, um modelo que fora testado experimentalmente, em escala real, para reproduzi-lo numericamente. Os resultados foram similares e coerentes com aqueles apresentados na pesquisa original, garantindo ao presente trabalho a confiabilidade necessária.

3.2.1 Descrição do Trabalho de Mayor (2010)

Mayor (2010) realizou ensaios em protótipos em escala real de ligações soldadas do tipo "K" com afastamento e "KT" formadas por perfis tubulares sem costura com seção transversal retangular no banzo e circular nas diagonais e montante. Os testes foram realizados no Laboratório de Estruturas "Professor Altamiro Tibiriçá Dias" do DECIV/PROPEC/EM/UFOP. Foram realizados um total de cinco ensaios, sendo dois do tipo "KT" e três do tipo "K". Os ensaios tiveram como objetivo a avaliação do comportamento das ligações, considerando os deslocamentos e as deformações ocorridas durante a aplicação do carregamento.

Para a aferição do modelo numérico desenvolvido neste trabalho, utilizou-se apenas os resultados experimentais das ligações do tipo "K".

Os protótipos foram identificados como K01-B, K-02-B e K03-B. Para todos ocorreu o Modo de Falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes). A comparação dos resultados indicou que a relação entre as forças experimentais e as de projeto, obtidas pelas prescrições do EUROCODE 3:2005, possuem boa correlação. Já os resultados obtidos pelos modelos numéricos apresentaram boa convergência quando comparados com os resultados experimentais.

A seguir tem-se uma breve descrição da metodologia de ensaio, esquema de instrumentação e os resultados obtidos nos experimentos de Mayor (2010). Na Tabela 3.1 tem-se as dimensões e as propriedades mecânicas dos perfis utilizados.

Tabela 3.1 - Propriedades geométricas e mecânicas das ligações tipo "K" ensaiadas por Mayor (2010)

Membro	h_0 (mm)	b_0 (mm)	t_0 (mm)	$d_{1,2}$ (mm)	$t_{1,2}$ (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Banzo	110	60	4,8	-	-	456	555
Diagonais	-	-	-	48,3	3,7	442	570

3.2.1.1 Esquema de montagem dos ensaios

Foi elaborado um esquema de ensaio na horizontal, utilizando peças acessórias e peças de fixação das extremidades do banzo, peças de apoio para os atuadores hidráulicos para a compressão e para a tração, sendo estas devidamente dimensionadas para resistirem às forças aplicadas. Nas Figuras 3.1 e 3.2 têm-se as dimensões em milímetros dos protótipos e o esquema de montagem, respectivamente.

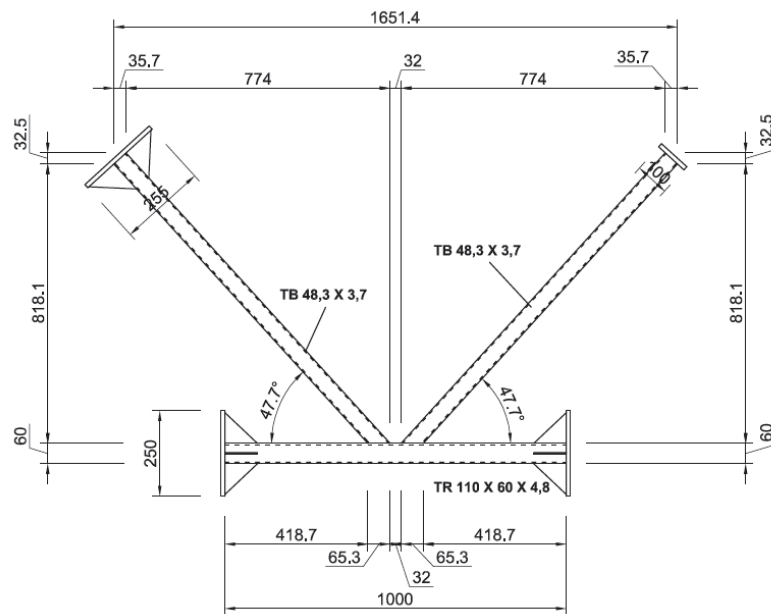


Figura 3.1 - Dimensões dos protótipos em milímetros (Mayor, 2010)

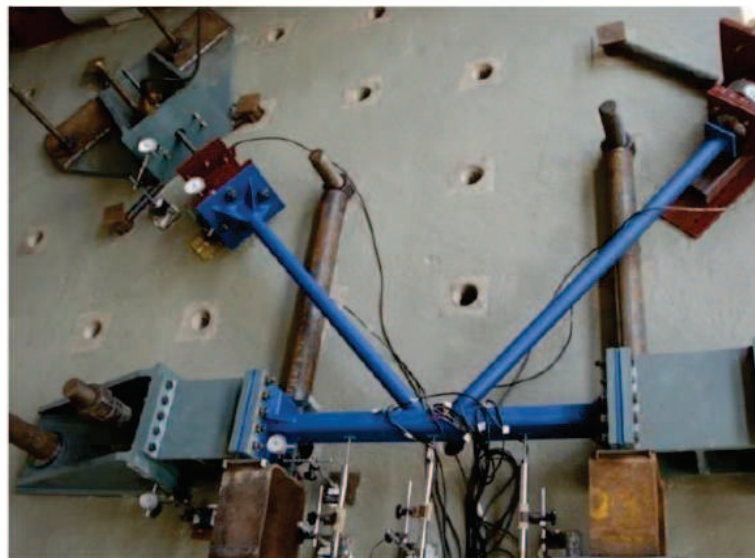


Figura 3.2 - Esquema montado para os ensaios (Mayor, 2010)

O nível de carregamento aplicado nas diagonais foi determinado a partir da máxima força resistente obtida teoricamente, com base nos limites e cálculos do EUROCODE 3:2005. Os carregamentos, realizados através de atuadores hidráulicos, foram divididos em vários passos de força, onde cada passo foi registrado por um sistema de aquisição de dados. O monitoramento das forças aplicadas foi feito por células de carga previamente calibradas.

Para o registro dos deslocamentos foram utilizados LVDT's (*Linear Variable Displacement Transducers*) com os deslocamentos coletados por meio de um sistema de aquisição de dados automático. O registro das deformações também foi realizado por meio de sistema de aquisição de dados automático, através de rosetas e extensômetros elétricos de resistência uniaxiais.

A Figura 3.3 mostra a geometria e posição dos extensômetros e rosetas nos protótipos.

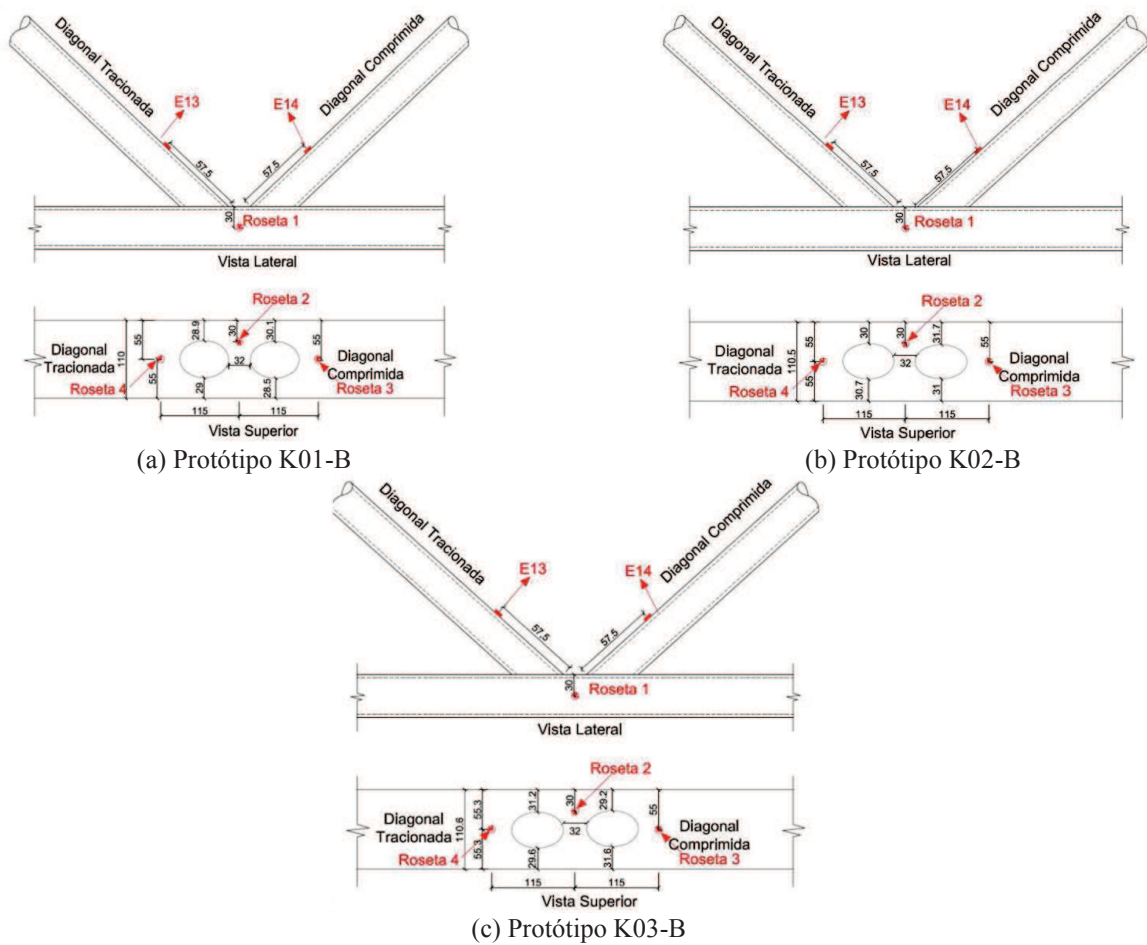


Figura 3.3 - Geometria e posição dos extensômetros e rosetas

O critério de parada do ensaio ocorreu quando foi verificada a formação de um mecanismo de colapso, no caso a plastificação da face do banzo, correspondente ao Modo de Falha A.

3.2.1.2 Apresentação da análise dos resultados experimentais

Para os três protótipos, o início do escoamento do material ocorreu primeiro na roseta 2:

- K01-B com uma força de 115,35 kN aplicada na diagonal tracionada e 115,33 kN na diagonal comprimida. Ao se chegar à força de 136,34 kN aplicada na diagonal tracionada e 136,93 kN na diagonal comprimida, o ensaio foi finalizado, ocorrendo o modo de falha da plastificação da face do banzo;
- K02-B com uma força de 98,56 kN aplicada na diagonal tracionada e 97,39 kN na diagonal comprimida. Ao se chegar à força de 142,93 kN aplicada na diagonal tracionada e 142,83 kN na diagonal comprimida, o ensaio foi finalizado, ocorrendo o modo de falha da plastificação da face do banzo;
- K03-B com uma força de 111,33 kN aplicada na diagonal tracionada e 111,48 kN na diagonal comprimida. O ensaio foi finalizado ao se chegar à força de 144,13 kN aplicada na diagonal tracionada e 143,80 kN na diagonal comprimida, também tendo-se a plastificação do banzo como modo de falha.

Na Tabela 3.2 estão apresentadas as forças em que ocorre o início do escoamento no ensaio experimental (P_y) e as forças últimas experimentais ($P_{últ.}$) para cada protótipo.

Tabela 3.2 - Forças em que ocorre o início do escoamento no ensaio experimental (P_y) e as forças últimas experimentais ($P_{últ.}$) para cada protótipo

Protótipo	Diagonal	$N_{i,Rd}$ (kN)	Forças Experimentais (kN)		$\frac{P_y}{N_{i,Rd}}$	Modo de Falha	
			P_y	$P_{últ.}$		Exp.	Eurocode
K01-B	Tracionada	87,70	115,35	136,34	1,32	A	A
	Comprimida	-87,70	-115,33	-136,93	1,32	A	A
K02-B	Tracionada	87,70	98,56	142,93	1,12	A	A
	Comprimida	-87,70	-97,39	-142,83	1,11	A	A
K03-B	Tracionada	87,70	111,33	144,13	1,27	A	A
	Comprimida	-87,70	-111,48	-143,80	1,27	A	A

A partir dos resultados obtidos nos ensaios, verificou-se que o modo de falha dos protótipos ensaiados foi a “plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes (Modo A)”, obtido tanto teoricamente quanto numericamente.

Nas Figuras 3.4 a 3.8 estão apresentados os resultados das tensões de von Mises das quatro rosetas coladas no banzo, até o escoamento do material, obtidas no ensaios de caracterização. Nesses gráficos, pode-se observar também as posições das rosetas e o valor do escoamento do banzo obtido pelo ensaio de caracterização do material, indicado pela linha vertical.

Os deslocamentos obtidos através dos LVDT's foram muito pequenos, sendo considerados desprezíveis.

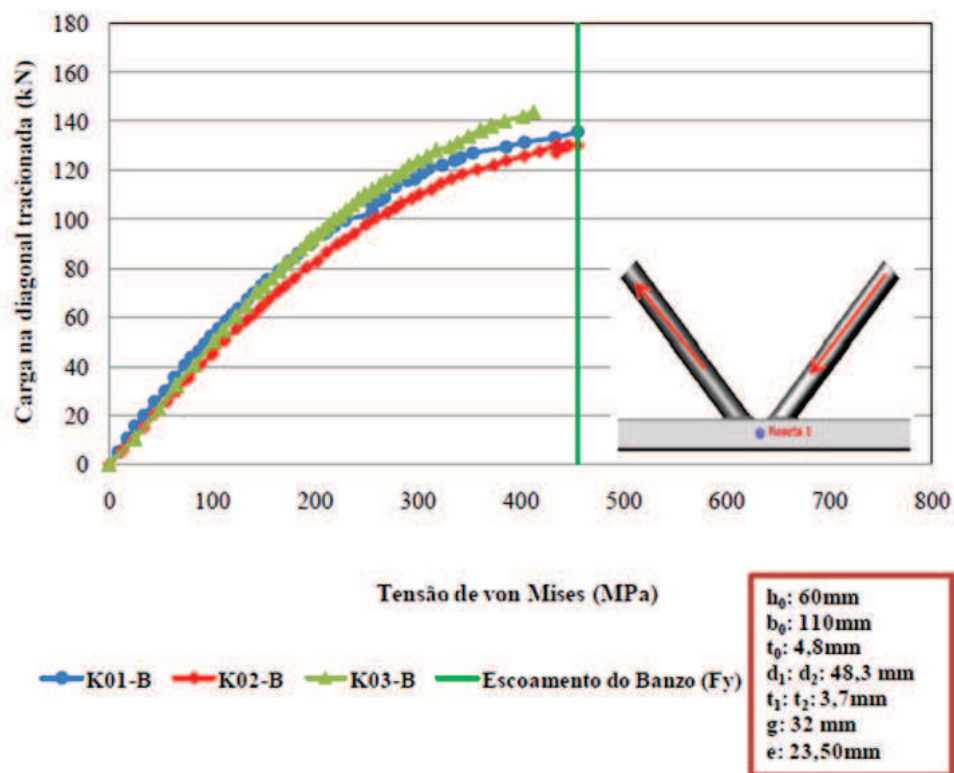


Figura 3.4 - Força *versus* tensão de von Mises na Roseta 1

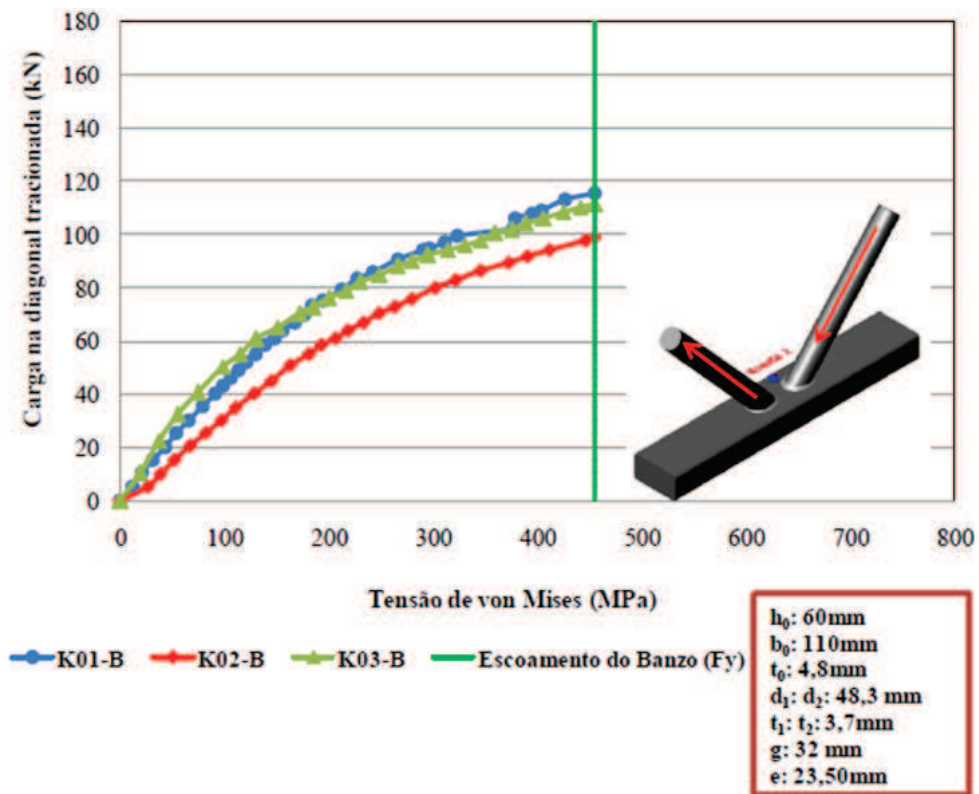


Figura 3.5 - Força *versus* tensão de von Mises na Roseta 2

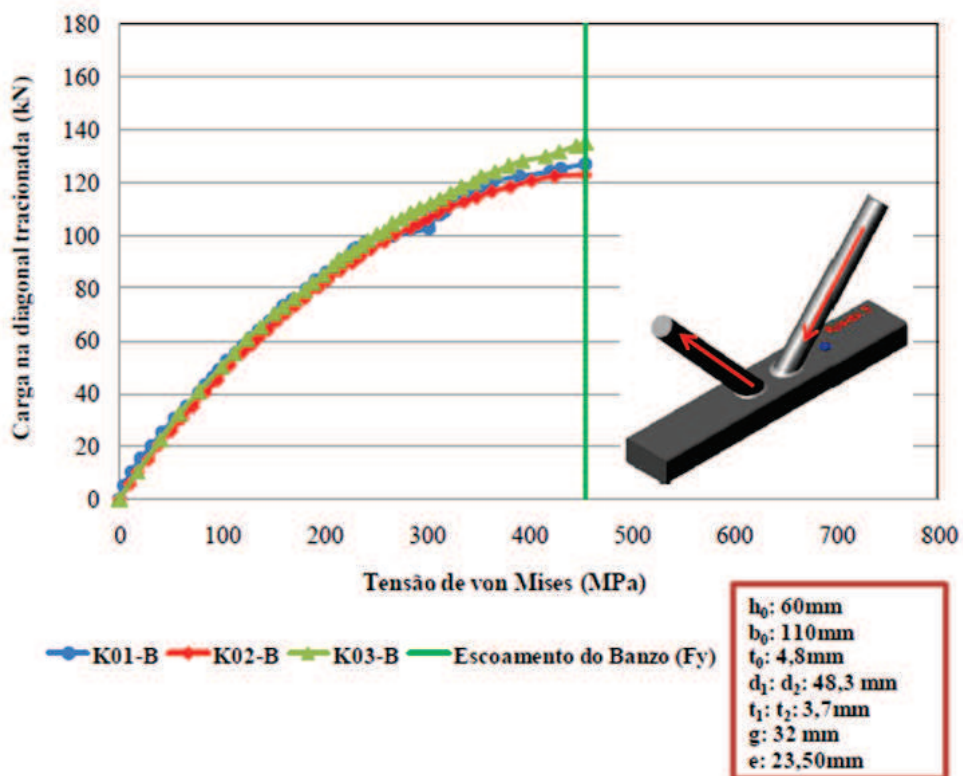


Figura 3.6 - Força *versus* tensão de von Mises na Roseta 3

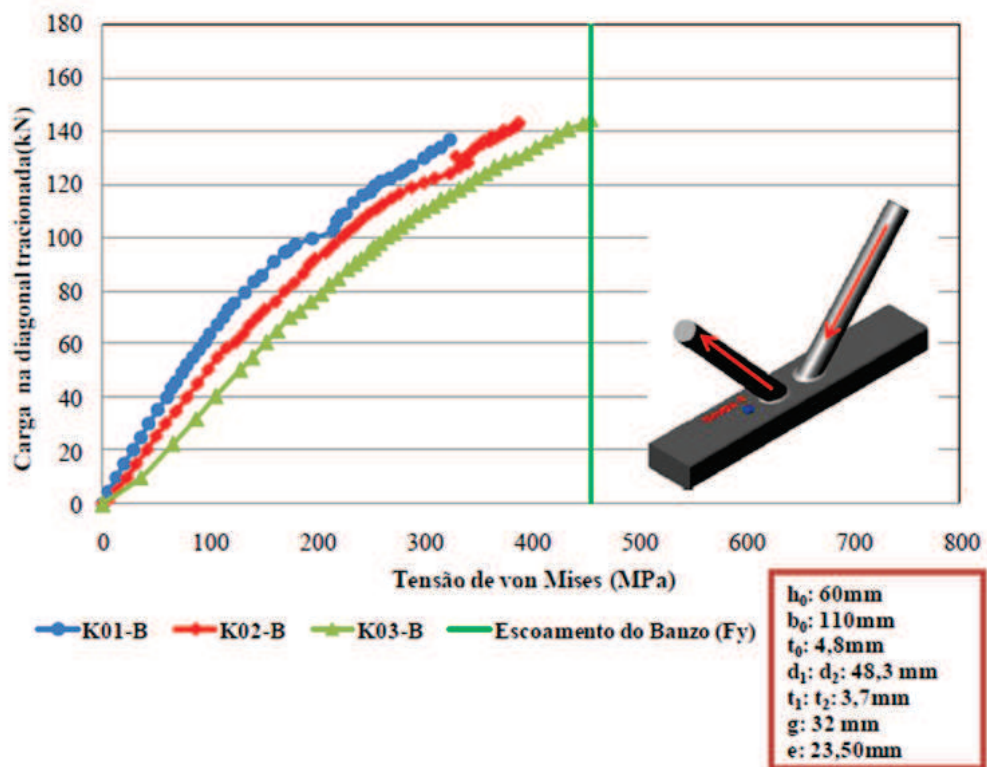


Figura 3.7 - Força *versus* tensão de von Mises na Roseta 4

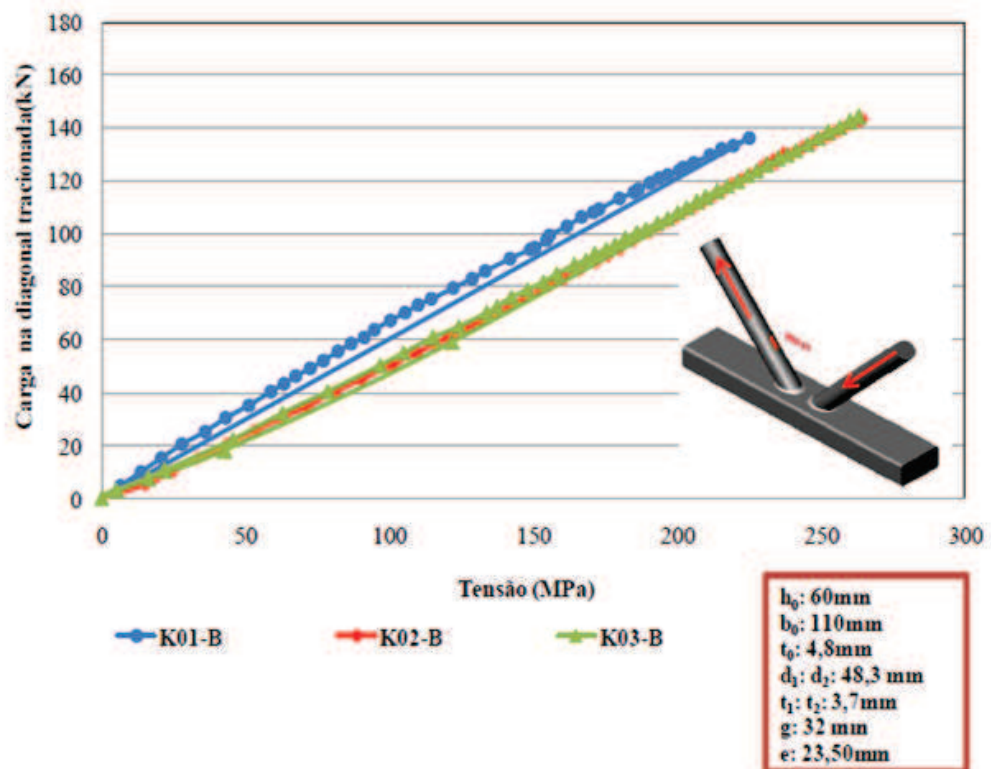


Figura 3.8 - Força *versus* tensão normal no extensômetro 13

A seguir, os resultados experimentais apresentados são utilizados na calibração dos modelos numéricos.

3.2.2 Modelagem numérica no programa ABAQUS e comparação com os resultados experimentais de Mayor (2010)

Para a reprodução do protótipo através do programa ABAQUS, a geometria e as propriedades mecânicas foram reproduzidas de acordo com os dados utilizados por Mayor (2010). Foram gerados três modelos numéricos com elemento de casca S8R e denominados NK01-B, NK02-B, NK03-B.

Para a modelagem do raio de curvatura do vértice do perfil retangular do banzo, foi considerado uma vez e meia a espessura da parede do mesmo ($1,5t_0$), conforme ilustra a Figura 3.9.

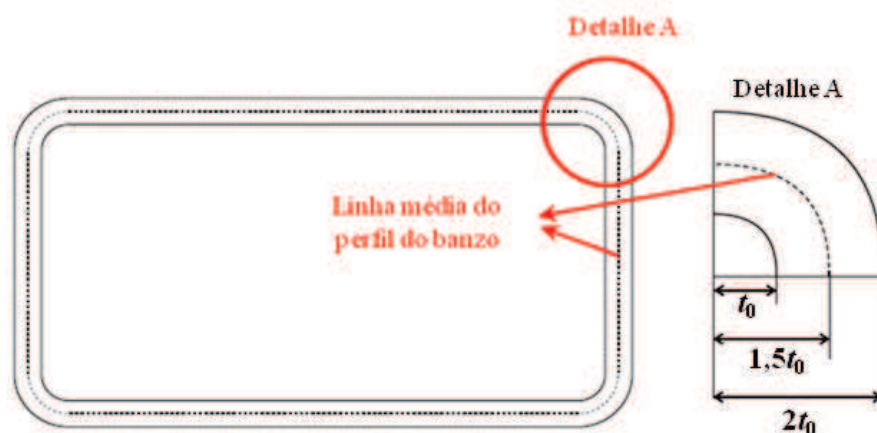


Figura 3.9 - Detalhe do raio de dobramento do perfil retangular do banzo (Nunes, 2012)

O cordão de solda foi modelado com base no trabalho de Lee e Wilmschurts (1995). Esses autores estudaram diversas modelagens de solda utilizando elementos de casca em perfis tubulares. Três ligações com diferentes dimensões da solda foram analisadas (Figura 3.10). Entretanto, Lee e Wilmschurts (1995) utilizaram a perna da solda perpendicular à face dos elementos da ligação igual a $1,0t$, sendo t a espessura da diagonal ou do banzo.

Devido às imperfeições do protótipo real, foi considerado na modelagem numérica $1,25t_{1,2}$ como medida para a perna da solda, para se obter uma melhor aproximação com o protótipo real. Esse modelo para a perna da solda também foi utilizado na simulação em elementos finitos para as ligações ensaiadas por Mayor (2010).

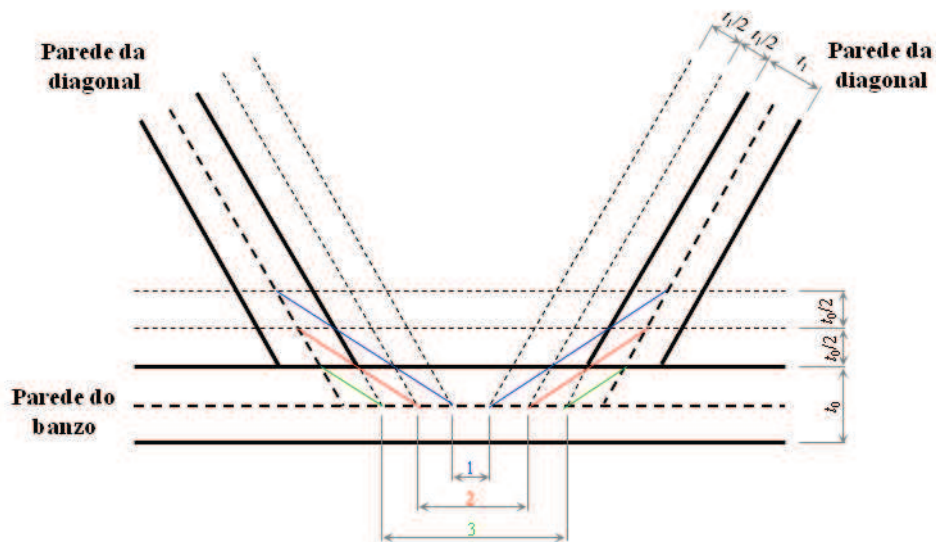


Figura 3.10 - Modelagem da solda, adaptado de Lee e Wilmshurts (1995)

Para as condições de contorno, os nós localizados nas extremidades do banzo foram restringidos em todos os graus de liberdade, representando o comportamento da peça de fixação. Os nós localizados nas extremidades das diagonais foram restringidos nas direções de Y e Z em relação às coordenadas locais, simulando as condições de contorno das peças de apoio dos atuadores hidráulicos.

Em cada modelo numérico foi aplicada uma força de forma incremental até 115 kN simultaneamente nas diagonais comprimida e tracionada. Nos três modelos o escoamento do material do banzo ocorreu primeiro na roseta 2 com uma força aproximadamente de 108 kN aplicada nas diagonais comprimida e tracionada, ocorrendo o modo de falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes).

Na Tabela 3.3 tem-se a comparação entre os resultados experimentais de Mayor (2010) e a análise numérica das ligações no programa ABAQUS. Pode-se observar que houve uma boa

aproximação entre as resultados experimentais e numéricos com relação à força de escoamento. O modo de falha foi o mesmo para os resultados experimentais e numéricos, qual seja, o modo A.

Tabela 3.3 - Comparação entre os resultados experimentais de Mayor e a análise numérica das ligações

Protótipo	Diagonal	$N_{i,Rd}$ (kN)	Forças Experimentais (kN)		Forças de Escoamento Numérica (kN)	$\frac{P_y}{P_{yNum}}$	Modo de Falha	
			P_y	$P_{últ.}$	P_{yNum}		Exp.	Num.
K01-B	Tracionada	87,70	115,35	136,34	108,66	1,06	A	A
	Comprimida	-87,70	-115,33	-136,93	-108,65	1,06	A	A
K02-B	Tracionada	87,70	98,56	142,93	107,31	0,92	A	A
	Comprimida	-87,70	-97,39	-142,83	-107,23	0,91	A	A
K03-B	Tracionada	87,70	111,33	144,13	107,99	1,03	A	A
	Comprimida	-87,70	-111,48	-143,80	-107,98	1,03	A	A

Nas Figuras 3.11, 3.12 e 3.13, onde a diagonal da direita é a comprimida e a da esquerda tracionada, tem-se a distribuição de tensões de von Mises para os modelos NK01-B, NK02-B e NK03-B, respectivamente.

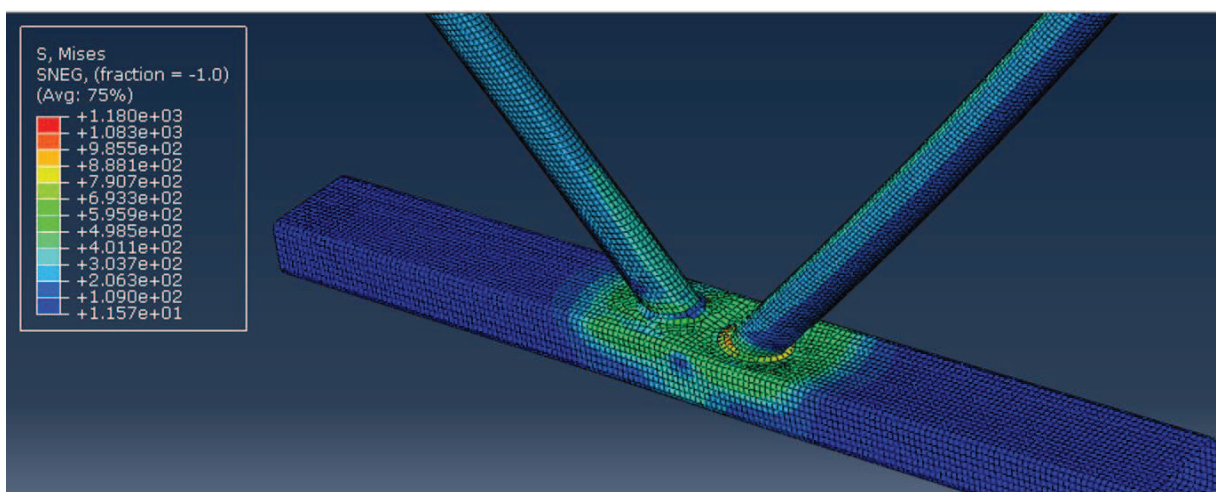


Figura 3.11 - Distribuição de tensões de von Mises para o modelo NK01-B

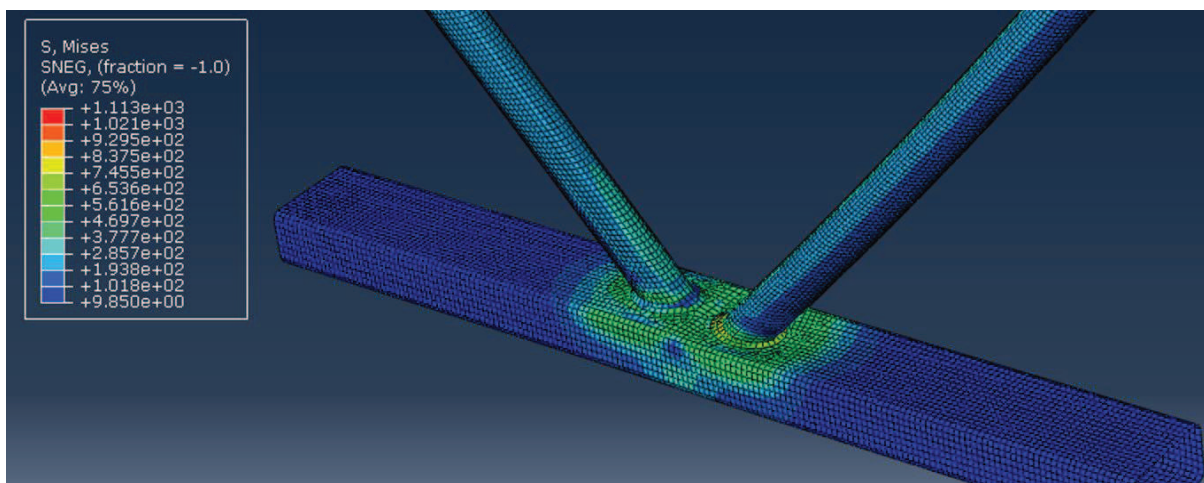


Figura 3.12 - Distribuição de tensões de von Mises para o modelo NK02-B

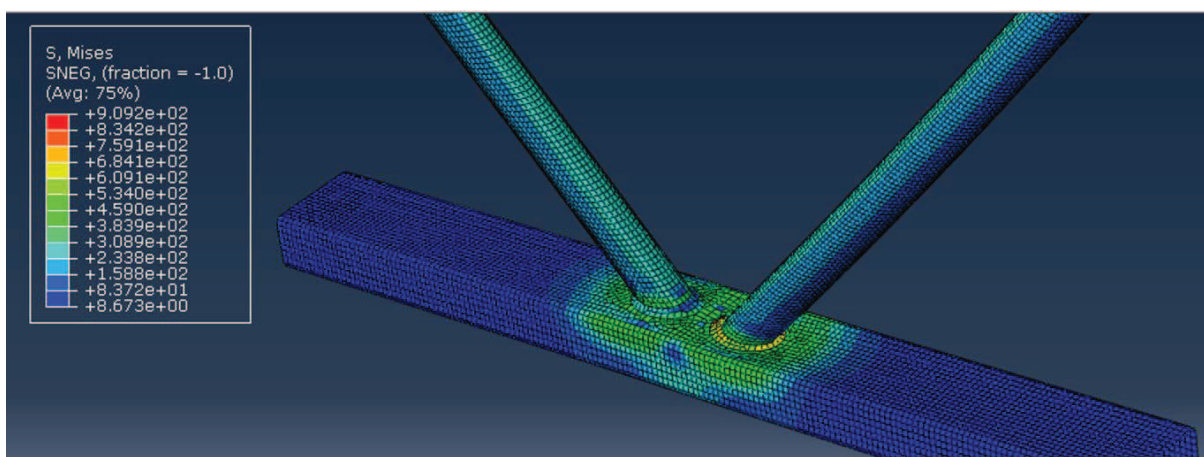


Figura 3.13 - Distribuição de tensões de von Mises para o modelo NK03-B

3.3 Análise Paramétrica

Os modelos, para este estudo, foram projetados com aço estrutural de resistência ao escoamento f_y de 300 MPa e resistência à ruptura f_u de 415 MPa, com módulo de elasticidade E de 200.000 MPa e coeficiente de Poisson ν de 0,3.

Sua geometria foi definida com base nas condições estabelecidas pela ABNT NBR 16239:2013 para validade das equações da capacidade resistente, exceto a relação entre o diâmetro e a espessura das seções tubulares circulares das diagonais, que se situou entre 0,05

E/f_y e $0,11 E/f_y$. Assim, manteve-se o diâmetro das diagonais d_1 em 76,20 mm e o ângulo θ entre as diagonais e o banzo em 45° para todos os modelos.

Partindo-se do diâmetro das diagonais, foram estabelecidas seis espessuras t_1 hipotéticas de 1,04 mm, 1,29 mm, 1,53 mm, 1,79 mm, 2,04 mm e 2,28 mm, gerando relações d_1/t_1 iguais a 73,27, 59,07, 49,80, 42,57, 37,35 e 33,42, respectivamente. Obviamente, essas relações encontram-se entre $0,05 E/f_y$, que é igual a 33,33, e $0,11 E/f_y$, que é igual a 73,33.

A largura do banzo b_0 foi determinada a partir da condição $0,4 \leq d_1/b_0 \leq 0,8$, obtendo os valores:

- $b_0 = 105,00$ mm com espaçamento $g = 20$ mm e $d_1/b_0 = 0,72$;
- $b_0 = 142,90$ mm com espaçamento $g = 40$ mm e $d_1/b_0 = 0,53$;
- $b_0 = 190,50$ mm com espaçamento $g = 60$ mm e $d_1/b_0 = 0,40$.

Para cada valor da largura do banzo, foram estabelecidos dois valores para a altura h_0 e dois valores para a espessura t_0 , sendo um atingindo o limite máximo da condição $b_0/t_0 \leq 36$ e o limite mínimo da condição $0,5 \leq h_0/b_0 \leq 2,0$, e outro atingindo o limite máximo da condição $h_0/t_0 \leq 36$ e o limite máximo da condição $0,5 \leq h_0/b_0 \leq 2,0$:

- $h_0 = 58,00$ mm com $t_0 = 2,95$ mm;
- $h_0 = 190,50$ mm com $t_0 = 5,30$ mm;
- $h_0 = 71,40$ mm com $t_0 = 3,97$ mm;
- $h_0 = 285,60$ mm com $t_0 = 7,94$ mm;
- $h_0 = 95,50$ mm com $t_0 = 5,30$ mm;
- $h_0 = 381,00$ mm com $t_0 = 10,59$ mm.

No total, foram gerados 36 modelos, apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Parâmetros geométricos dos modelos com d_1/t_1 entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$

Modelo	Diagonais			Banzo				
	d_1 (mm)	t_1 (mm)	d_1/t_1	b_0 (mm)	h_0 (mm)	t_0 (mm)	b_0/t_0	h_0/t_0
K-01	76,20	1,04	73,27	105,00	58,00	2,95	35,59	19,66
K-02		1,29	59,07					
K-03		1,53	49,80					
K-04		1,79	42,57					
K-05		2,04	37,35					
K-06		2,28	33,33					
K-07		1,04	73,27	105,00	190,50	5,30	19,81	35,94
K-08		1,29	59,07					
K-09		1,53	49,80					
K-10		1,79	42,57					
K-11		2,04	37,35					
K-12		2,28	33,33					
K-13		1,04	73,27	142,90	71,40	3,97	35,99	17,98
K-14		1,29	59,07					
K-15		1,53	49,80					
K-16		1,79	42,57					
K-17		2,04	37,35					
K-18		2,28	33,33					
K-19		1,04	73,27	142,90	285,60	7,94	18,00	35,97
K-20		1,29	59,07					
K-21		1,53	49,80					
K-22		1,79	42,57					
K-23		2,04	37,35					
K-24		2,28	33,33					
K-25		1,04	73,27	190,50	95,50	5,30	35,94	18,02
K-26		1,29	59,07					
K-27		1,53	49,80					
K-28		1,79	42,57					
K-29		2,04	37,35					
K-30		2,28	33,33					
K-31		1,04	73,27	190,50	381,00	10,59	17,99	35,98
K-32		1,29	59,07					
K-33		1,53	49,80					
K-34		1,79	42,57					
K-35		2,04	37,35					
K-36		2,28	33,33					

Adicionalmente, apenas com a finalidade de investigar melhor os limites estabelecidos pela ABNT NBR 16239:2013, foram analisados outros seis modelos (ver Tabela 3.5) com a relação entre diâmetro e espessura entre $0,01 E/f_y$ e $0,05 E/f_y$.

Tabela 3.5 - Parâmetros geométricos dos modelos com d_1/t_1 entre $0,01 E/f_y$ e $0,05 E/f_y$

Modelo	Diagonais			Banzo				
	d_1 (mm)	t_1 (mm)	d_1/t_1	b_0 (mm)	h_0 (mm)	t_0 (mm)	b_0/t_0	h_0/t_0
A	76,20	3,81	20,00	105,00	190,50	5,30	19,81	35,94
B		10,00	7,62					
C		3,81	20,00	142,90	285,60	7,94	18,00	35,97
D		10,00	7,62					
E		3,81	20,00	190,50	381,00	10,59	17,99	35,98
F		10,00	7,62					

3.4 Construção dos Modelos Numéricos no ABAQUS

Com os parâmetros iniciais verificados, foram desenvolvidos os modelos no programa computacional comercial ABAQUS 6.13.

Todas as análises numéricas foram realizadas considerando as não linearidades geométricas (quando são consideradas as mudanças na geometria dos modelos durante a análise) e de material (quando as leis constitutivas do material são não lineares), e a teoria de grandes deslocamentos, por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF).

Para todos os modelos, foi definido o ponto de controle, em que o deslocamento se situa no encontro entre a diagonal comprimida e o plano de simetria vertical do banzo, conforme mostrado na Figura 3.14.

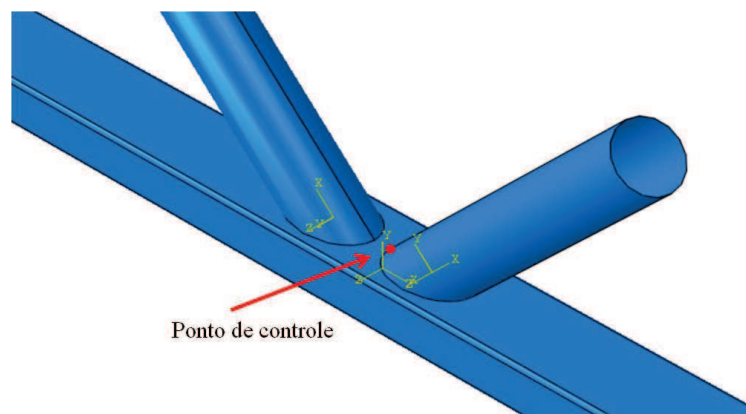


Figura 3.14 - Ponto de controle dos deslocamentos na direção 2 (eixo Y global)

Para representar adequadamente a região da ligação, o banzo foi projetado com 2 m de comprimento e as diagonais com 0,40 m. No banzo, a modelagem do raio de curvatura foi baseada na de Mayor (2010), que considerou a curvatura do vértice do perfil retangular do banzo igual a uma vez e meia a espessura da sua parede.

Em todos os modelos analisados conservadoramente não foi considerando o cordão de solda.

3.4.1 Propriedades Mecânicas dos Materiais Utilizados

A consideração das não linearidades do material é feita pela adoção de um diagrama tensão *versus* deformação que represente adequadamente o comportamento do aço na região plástica. Caso estejam sendo consideradas também as não linearidades físicas, com a utilização de deformações finitas, devem ser usadas tensões reais e deformações reais para que os resultados obtidos representem exatamente esse comportamento (ABAQUS).

Para os ajustes das tensões e deformações aos seus valores reais, foram calculadas as tensões reais e as deformações logarítmicas, através das Equações 3.1 e 3.2 respectivamente:

$$\sigma_{Real} = \sigma_{Nom} (1 + \varepsilon_{Nom}) \quad (3.1)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_{Nom}) - \frac{\sigma_{Real}}{E} \quad (3.2)$$

onde

σ_{Real} é a tensão real, aplicada ao corpo deformado;

σ_{Nom} é a tensão nominal;

ε_{Nom} é a deformação nominal;

ε é a deformação logarítmica real.

As deformações foram definidas com base nas curvas reais de tensão *versus* deformação de Salmon e Johnson (1990). A Tabela 3.6 apresenta a correção dos valores da tensão real e da deformação logarítmica e a Figura 3.15 apresenta a relação constitutiva tensão *versus* deformação do aço estrutural adotado neste trabalho, na qual a tensão σ_{Real} representa o valor verdadeiro da tensão, ou seja, o valor em que se considera a variação da seção transversal em função das deformações.

Tabela 3.6 - Correção dos valores tensão real e deformação real

	σ_{Nom}	ϵ_{Nom}	σ_{Real}	ϵ	ϵ_{equi} (%)
f_y	300,00	0,00125	300,45	0,0015	-
$\sigma_{st,1} = 1,01f_y$	303,00	0,01400	308,09	0,0151	0,013
$\sigma_{st,2} = (f_y + f_u)/2$	357,50	0,07700	387,78	0,0794	0,077
f_u	415,00	0,19000	496,80	0,1774	0,175

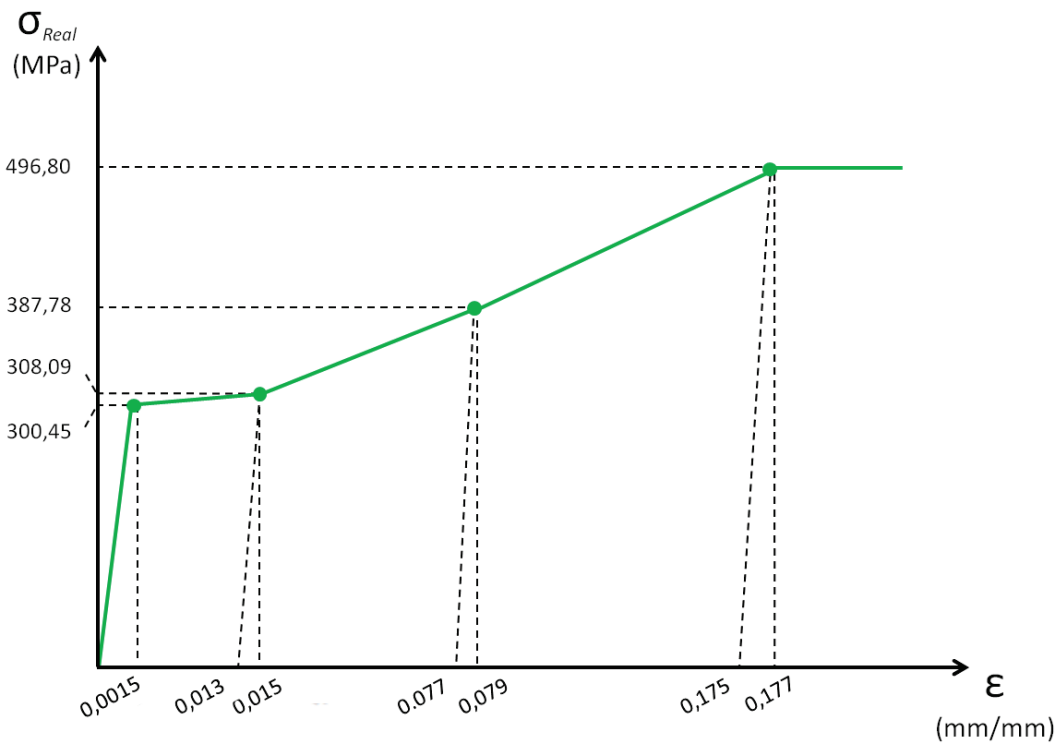


Figura 3.15 - Diagrama tensão *versus* deformação do aço estrutural

3.4.2 Condições de Contorno

Para as condições de contorno, os nós localizados nas duas extremidades do banzo tiveram todos os seus graus de liberdade restringidos. Nas diagonais, os nós localizados nas extremidades foram restringidos nas direções Y e Z em relação às coordenadas locais, conforme ilustra a Figura 3.16:

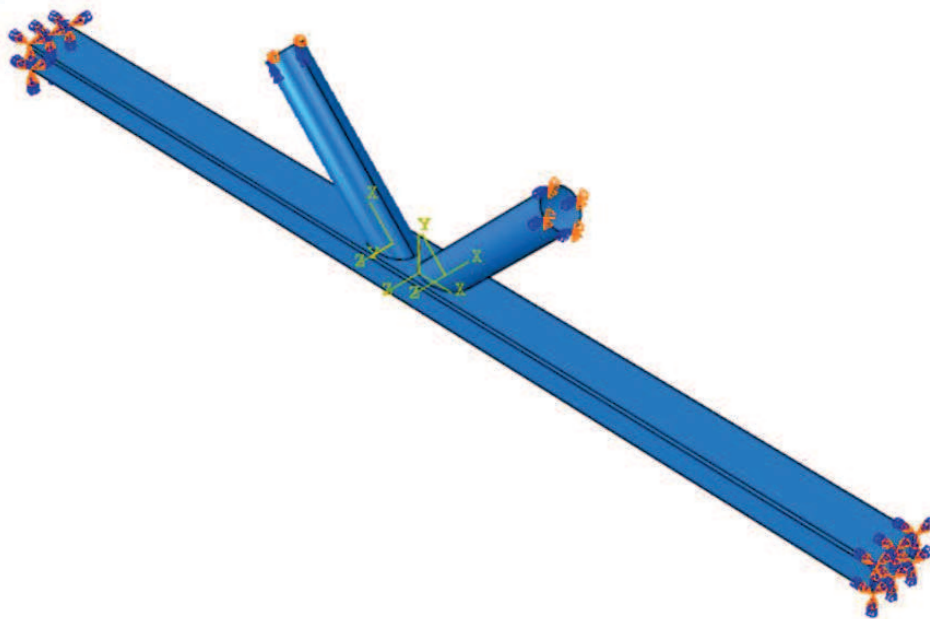


Figura 3.16 - Condições de contorno

3.4.3 Malha em Elementos Finitos

Visando a definir uma malha de elementos finitos que possuísse um número de elementos adequado e com capacidade de adaptação aos contornos dos perfis, foi realizada uma avaliação da influência do refinamento da malha na precisão dos resultados, levando em consideração ainda o tempo de processamento. Para esse estudo, foi utilizado o modelo K-01, com 8 configurações de malha compostas por elementos em tamanhos diferentes (Tabela 3.7). O elemento de casca S4R apresenta quatro nós por elemento, aproximação linear e integração reduzida com um ponto de integração. Já o elemento S8R apresenta oito nós por elemento, aproximação quadrática, lados curvos e integração reduzida. O computador utilizado foi um com processador Core i5 e memória RAM de 8,0GB.

Tabela 3.7 - Estudo de refinamento de malha, modelo K-01

Casca tipo	Tamanho do elemento (mm)	Número de elementos	Tempo de Processamento	Força Última
S4R	3	92.945	1h02min	55,73
S4R	6	24.910	11min	55,06
S4R	12	6.835	07min	58,05
S4R	18	3.453	03min	59,61
S8R	3	92.945	2h56min	52,52
S8R	6	24.910	1h15min	53,37
S8R	12	6.835	32min	55,02
S8R	18	3.453	09min	56,52

Optou-se por utilizar o elemento de casca "S8R", que apresenta seis graus de liberdade por nó (translação nas direções X, Y e Z e rotações em torno de X, Y, e Z), tendo em vista sua capacidade de adaptação aos contornos dos perfis, como por exemplo, o raio de curvatura do banzo, o tempo de processamento e o refinamento de malha.

O tamanho do elemento foi definido como 6 mm, pois o resultado foi bastante similar ao modelo "S8R" com tamanhos 3 mm e a redução no tempo de processamento foi significativa. A Figura 3.17 ilustra a malha S8R tamanho 6 mm, gerada para o modelo K-01.



Figura 3.17 - Malha de elementos finitos S8R gerada para o modelo K-01

3.4.4 Carregamento

Em cada modelo, o processamento computacional teve início com a aplicação de uma força unitária nas diagonais, uma de compressão e outra de tração, conforme a Figura 3.18.

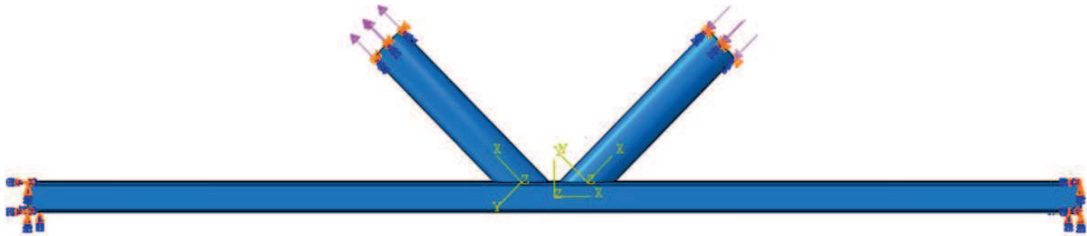


Figura 3.18 - Aplicação da força unitária das diagonais

A força foi aumentada gradativamente de forma automática, de acordo com o Método de Riks, até que o prosseguimento da sua elevação tornou-se impossível. Considerou-se que força atuante nessa situação era a força máxima que podia atuar na ligação, ou seja, a força correspondente ao colapso, independentemente do nível de deformação. Evidentemente, se uma deformação acima de algum parâmetro previamente estabelecido fosse considerada como colapso, a força máxima poderia ser menor que os valores obtidos.

4.

RESULTADO DAS ANÁLISES NUMÉRICAS

4.1 Considerações Gerais

Neste capítulo, são apresentados os resultados numéricos dos modelos no programa ABAQUS e sua análise através das prescrições norma brasileira ABNT NBR 16239:2013.

4.2 Modelos com d_1/t_1 entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$

4.2.1 Modelos com $b_0 = 105,00$ mm

As Figuras 4.1 e 4.2 mostram o estado de deformação e as tensões de von Mises na região de ligação dos modelos K-01 e K-08, respectivamente, no instante em que foi atingida a força máxima. Os demais modelos apresentaram estados de deformação semelhantes e podem ser vistos no Apêndice A, com os respectivos gráficos de força *versus* deslocamento. Uma avaliação desses estados e das tensões atuantes indica claramente a ocorrência sempre do Modo de Falha A (plastificação da face do banzo junto às diagonais).

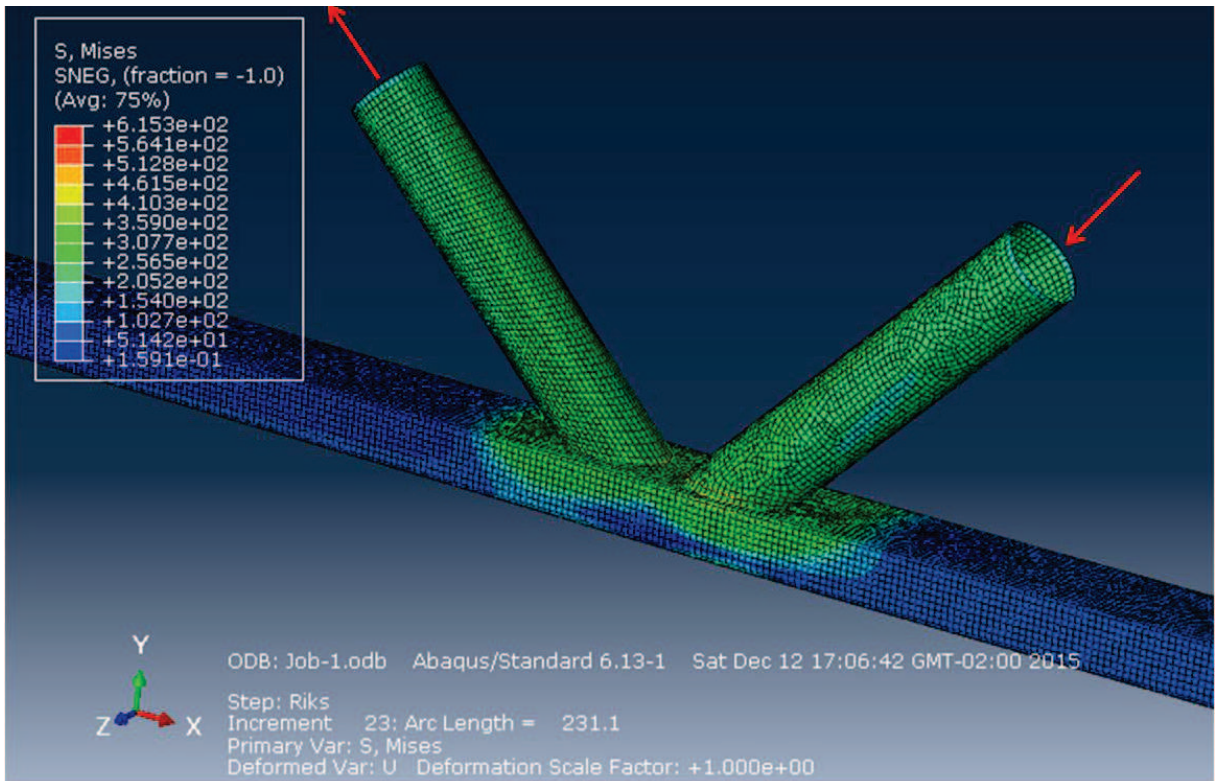


Figura 4.1 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-01

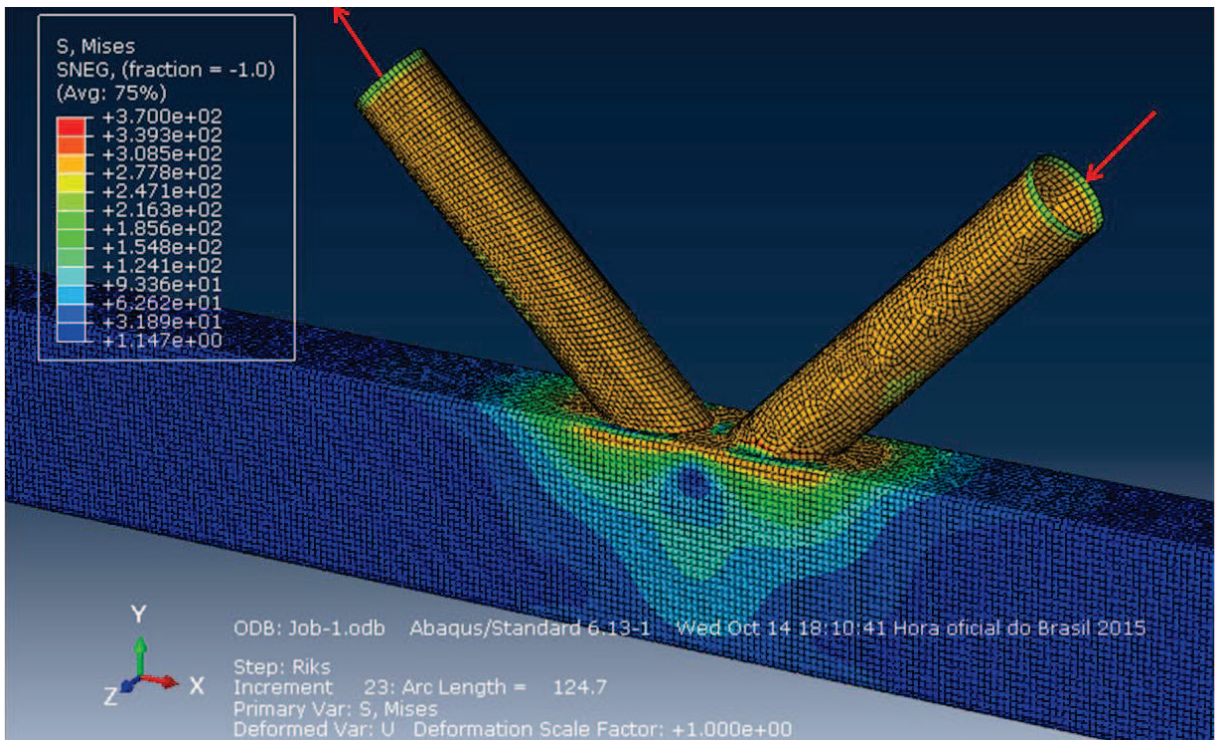


Figura 4.1 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-08

Na formulação da ABNT NBR 16239:2013 prevaleceu para os modelos K-01, K-07 a K-12 o Modo de Falha E (ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão). Para os modelos K-02 a K-06 prevaleceu o Modo de Falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes).

Na Tabela 4.1 têm-se os valores das forças resistentes de cálculo obtidas pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 ($F_{NBR,Rd}$) e pela análise numérica ($F_{MEF,Rd}$), nos modelos K-01 a K-12, com os modos de falha que prevaleceram e a relação entre essas forças resistentes. Ainda nessa tabela, são apresentados os valores da análise numérica considerando a força última como aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura do banzo ($F_{MEF,\epsilon}$), segundo estudos de Lu, 1994 *apud* Caixeta *et al.*, 2003. No Apêndice A são apresentados os gráficos comparativos dos valores obtidos na análise numérica $F_{MEF,Rd}$ e $F_{MEF,\epsilon}$.

Tabela 4.1 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos K-01 a K-12

Modelo	Força resistente (kN) e modo de falha			$\frac{F_{MEF,Rd}}{F_{NBR,Rd}}$	$\frac{F_{MEF,\epsilon}}{F_{NBR,Rd}}$
	NBR 16239 $F_{NBR,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,\epsilon}$		
K-01	69,88 (E)	53,37 (A)	42,43	0,76	0,61
K-02	79,01 (A)	66,50 (A)	43,05	0,84	0,54
K-03	79,01 (A)	76,57 (A)	40,20	0,97	0,51
K-04	79,01 (A)	85,06 (A)	44,11	1,08	0,56
K-05	79,01 (A)	96,39 (A)	44,43	1,22	0,56
K-06	79,01 (A)	107,30 (A)	44,63	1,36	0,56
K-07	73,67 (E)	65,06 (A)	-	0,88	-
K-08	91,08 (E)	79,67 (A)	-	0,87	-
K-09	107,67 (E)	94,85 (A)	-	0,88	-
K-10	125,53 (E)	109,77 (A)	-	0,87	-
K-11	142,58 (E)	123,94 (A)	-	0,87	-
K-12	158,84 (E)	137,47 (A)	131,84	0,87	0,83

Pode-se observar, de modo geral, que os resultados numéricos $F_{MEF,Rd}$ ficaram entre 12% e 24% inferiores aos resultados normativos para o caso dos modelos em que prevaleceu o Modo de Falha E na formulação da ABNT NBR 16239:2013 (K-01, K-07 a K-12). Para os modelos K-02 a K-06, em que prevaleceu o Modo de Falha A na formulação da ABNT NBR 16239:2013, os resultados numéricos ficaram entre 16% inferiores a 36% superiores aos resultados normativos. Salienta-se que os resultados apresentados da análise numérica são aqueles gerados pelo processamento computacional divididos pelo coeficiente de ponderação da resistência γ_{d1} , igual a 1,10.

Já os resultados numéricos $F_{MEF,\varepsilon}$ ficaram entre 12% e 49% inferiores aos resultados normativos $F_{NBR,Rd}$, destacando-se que para os modelos K-07 a K-11, a força última $F_{MEF,Rd}$ obtida corresponde a um deslocamento inferior a 3% de b_0 . Logo, para esses modelos, $F_{MEF,Rd}$ é igual a $F_{MEF,\varepsilon}$, como mostra a Tabela 4.1.

Nas figuras 4.3 e 4.4 tem-se o gráfico comparativo da força *versus* deslocamento na região da ligação dos modelos K-01 a K-06 e K-07 a K-12, respectivamente. É bastante interessante notar que o deslocamento na força de colapso é muito superior quando o banzo possui a maior dimensão em contato com as diagonais. O modo de falha foi definido com base em observação visual do nível de distribuição de tensões e das deformações na região de ligação.

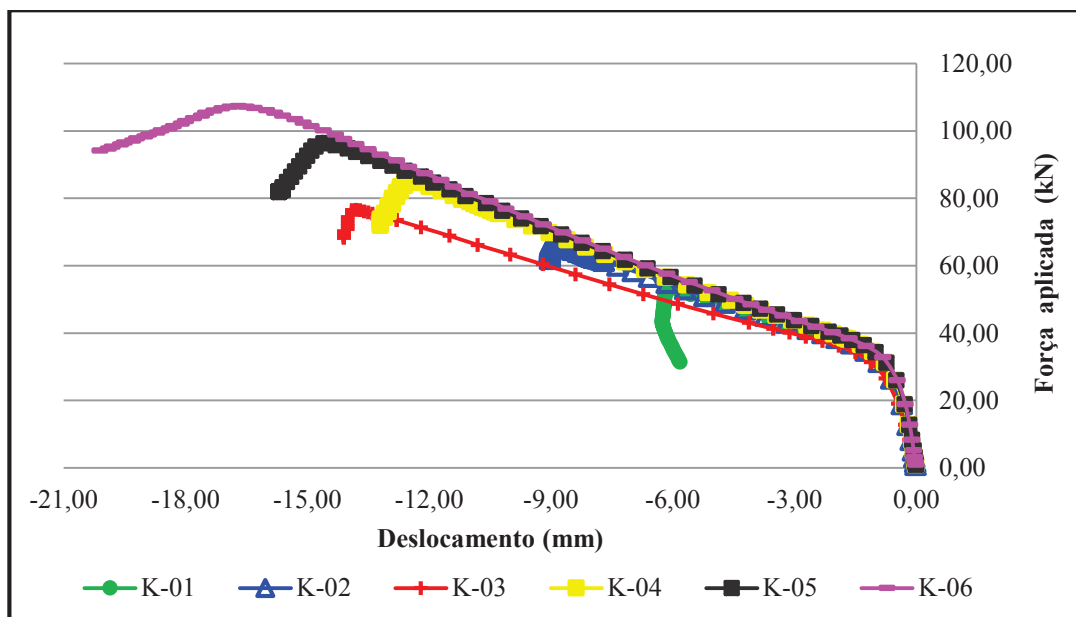


Figura 4.3 - Força *versus* deslocamento na região de ligação para os modelos K-01 a K-06

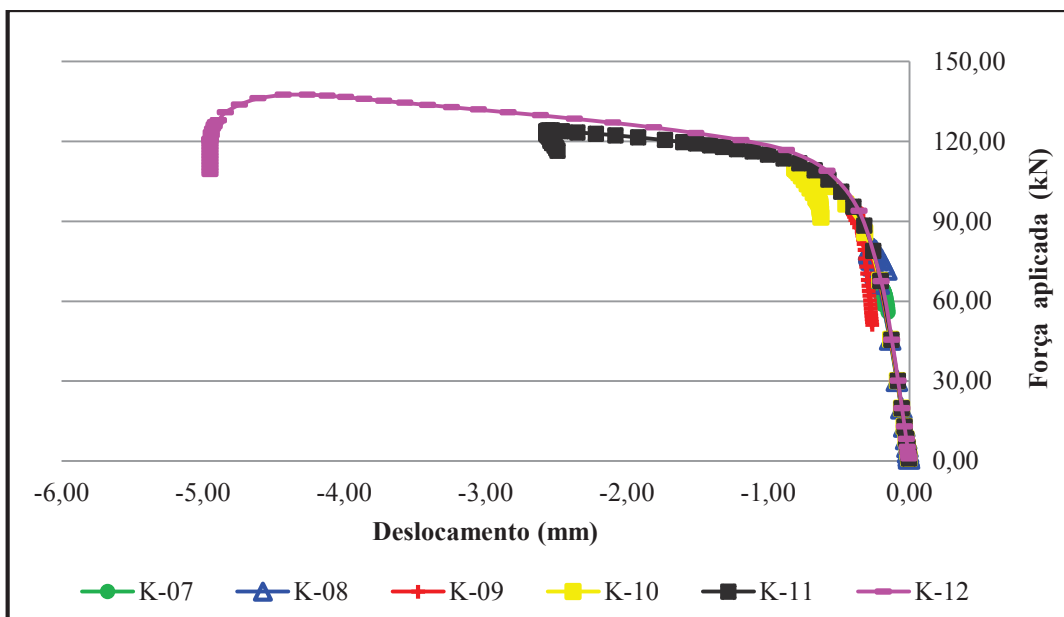


Figura 4.4 - Força *versus* deslocamento na região de ligação para os modelos K-07 a K-12

4.2.2 Modelos com $b_0 = 142,90$ mm

As Figuras 4.5 e 4.6 mostram o estado de deformação e as tensões de von Mises na região de ligação dos modelos K-13 e K-20, respectivamente, no instante em que foi atingida a força máxima.

Os demais modelos também apresentaram estados de deformação semelhantes (ver Apêndice A) e, através de uma avaliação dos estados e das tensões atuantes, também indica-se a ocorrência do Modo de Falha A (plastificação da face do banzo junto às diagonais) para todos os modelos.

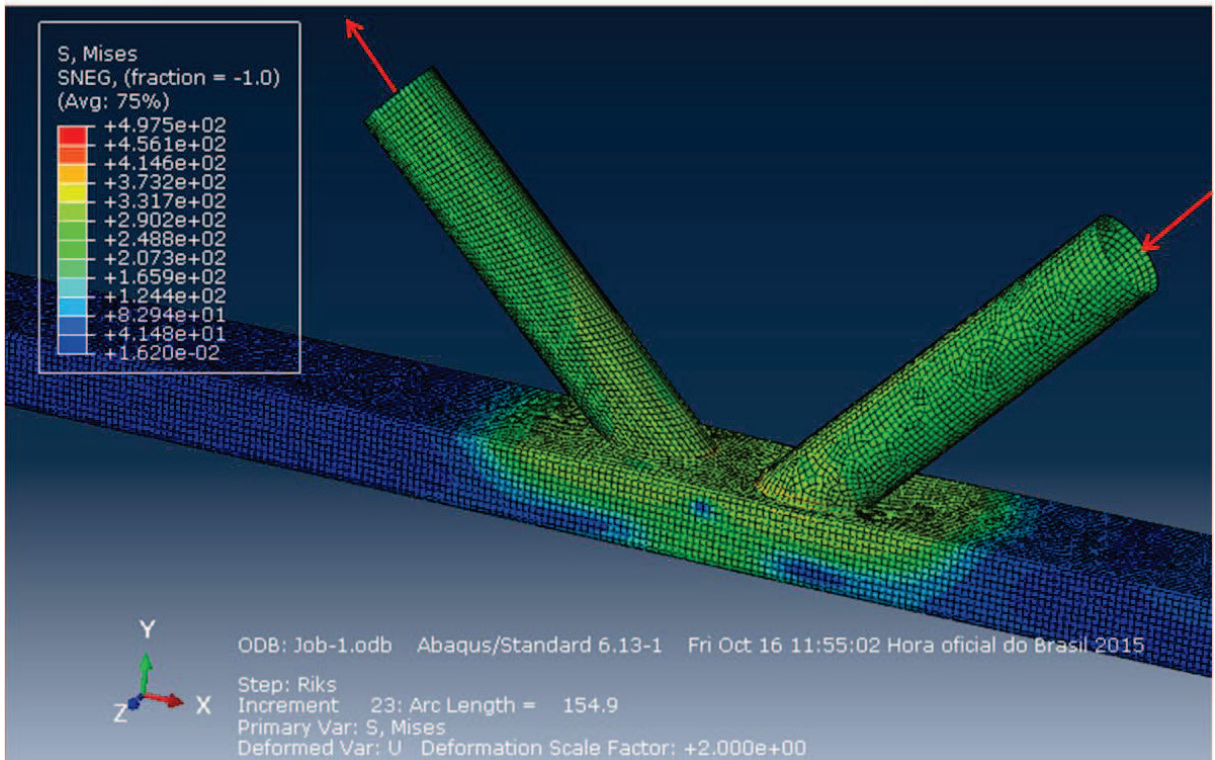


Figura 4.5 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-13

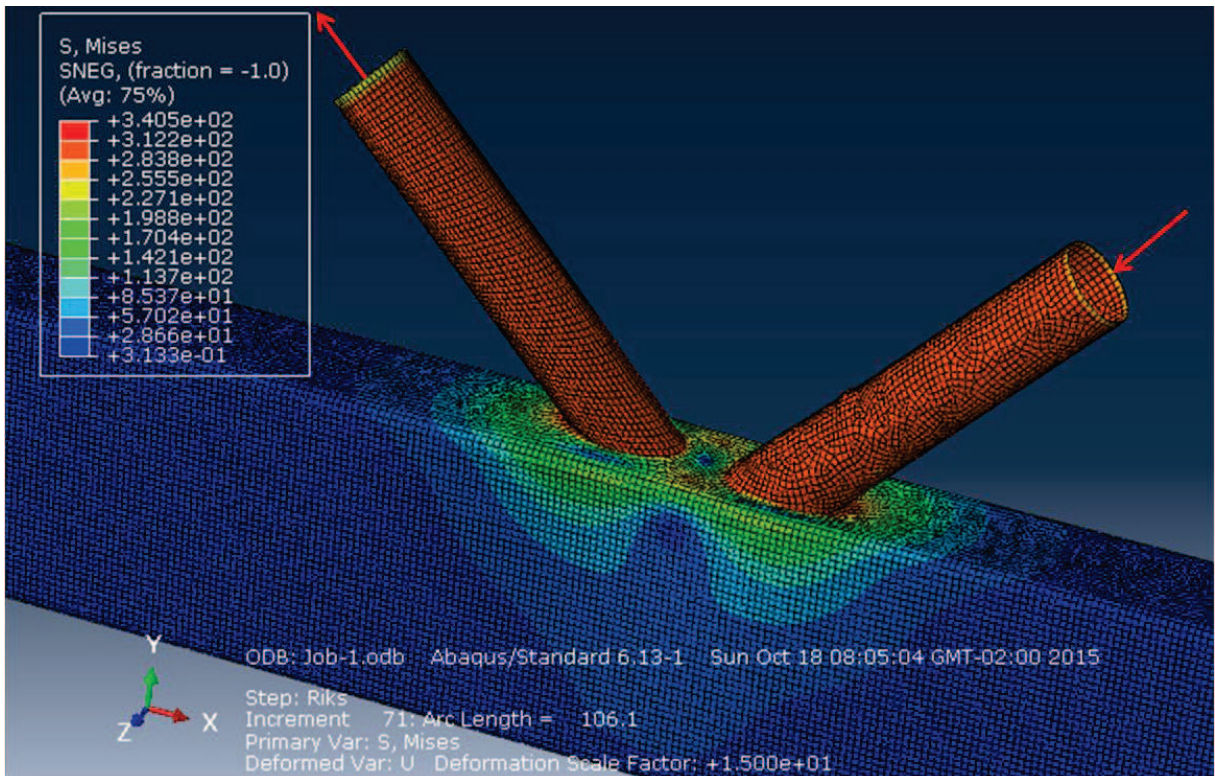


Figura 4.6 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-20

Na formulação da ABNT NBR 16239:2013 prevaleceu para os modelos K-13 a K-15 e K-19 a K-24 o Modo de Falha E (ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão). Para os modelos K-16 a K-18 prevaleceu o Modo de Falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes).

Na Tabela 4.2 têm-se os valores das forças resistentes de cálculo obtidas pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 ($F_{NBR,Rd}$) e pela análise numérica ($F_{MEF,Rd}$) nos modelos K-13 a K-24, com os modos de falha que prevaleceram e a relação entre essas forças resistentes. Ainda nessa tabela, são apresentados os valores da análise numérica considerando a força última como aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura do banzo ($F_{MEF,\epsilon}$), segundo estudos de Lu, 1994 *apud* Caixeta *et al.*, 2003. No Apêndice A são apresentados os gráficos comparativos dos valores obtidos na análise numérica $F_{MEF,Rd}$ e $F_{MEF,\epsilon}$.

Tabela 4.2 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos K-13 a K-24

Modelo	Força resistente (kN) e modo de falha			$\frac{F_{MEF,Rd}}{F_{NBR,Rd}}$	$\frac{F_{MEF,\epsilon}}{F_{NBR,Rd}}$
	NBR 16239 $F_{NBR,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,\epsilon}$		
K-13	73,67 (E)	55,28 (A)	48,75	0,75	0,66
K-14	87,72 (E)	66,53 (A)	49,09	0,76	0,56
K-15	100,01 (E)	76,26 (A)	49,21	0,76	0,49
K-16	105,74 (A)	88,16 (A)	49,51	0,83	0,47
K-17	105,74 (A)	102,02 (A)	49,87	0,96	0,47
K-18	105,74 (A)	116,62 (A)	50,13	1,10	0,47
K-19	73,67 (E)	65,88 (A)	-	0,89	-
K-20	91,08 (E)	82,08 (A)	-	0,90	-
K-21	107,67 (E)	96,95 (A)	-	0,90	-
K-22	125,53 (E)	113,51 (A)	-	0,90	-
K-23	142,58 (E)	129,03 (A)	-	0,90	-
K-24	158,84 (E)	143,70 (A)	-	0,90	-

Os resultados numéricos $F_{MEF,Rd}$ ficaram entre 10% e 25% inferiores aos resultados normativos para o caso dos modelos em que prevaleceu o Modo de Falha E na formulação da ABNT NBR 16239:2013 (K-13 a K-15 e K-19 a K-24). Nos modelos K-16 a K-18, em que prevaleceu o Modo de Falha A na formulação da ABNT NBR 16239:2013, os resultados numéricos $F_{MEF,Rd}$ ficaram entre 17% inferiores a 10% superiores aos resultados normativos.

Já os resultados numéricos $F_{MEF,\varepsilon}$ ficaram entre 10% e 53% inferiores aos resultados normativos $F_{NBR,Rd}$, destacando-se que para os modelos K-19 a K-24, a força última $F_{MEF,Rd}$ obtida corresponde a um deslocamento inferior a 3% de b_0 . Logo, para esses modelos, $F_{MEF,Rd}$ é igual a $F_{MEF,\varepsilon}$, como mostra a Tabela 4.2.

Nas figuras 4.7 e 4.8 tem-se o gráfico comparativo da força *versus* deslocamento na região da ligação dos modelos K-13 a K-18 e K-19 a K-24, respectivamente. Para esses modelos, o deslocamento na força de colapso também é muito superior quando o banzo possui a maior dimensão em contato com as diagonais, e o modo de falha foi definido com base em observação visual do nível de distribuição de tensões e das deformações na região de ligação.

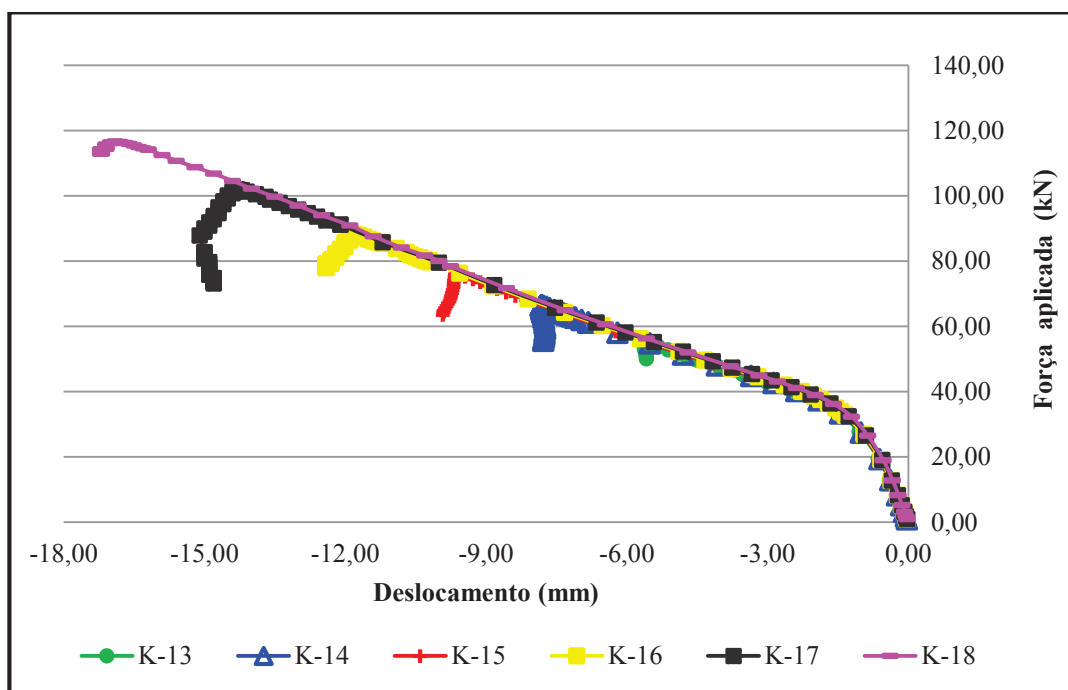


Figura 4.7 - Força *versus* deslocamento na região de ligação para os modelos K-13 a K-18

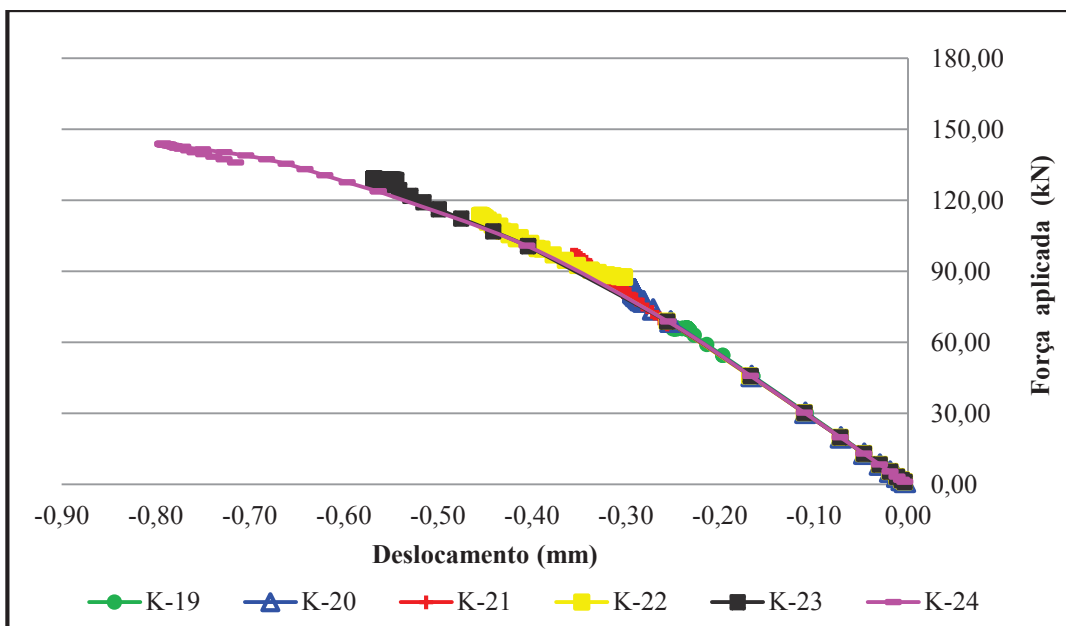


Figura 4.8 - Força *versus* deslocamento na região de ligação para os modelos K-19 a K-24

4.2.3 Modelos com $b_0 = 190,50$ mm

As Figuras 4.9 e 4.10 mostram o estado de deformação e as tensões de von Mises na região de ligação dos modelos K-27 e K-35, respectivamente, no instante em que foi atingida a força máxima.

Os demais modelos podem ser vistos no Apêndice A e também apresentaram estados de deformação semelhantes.

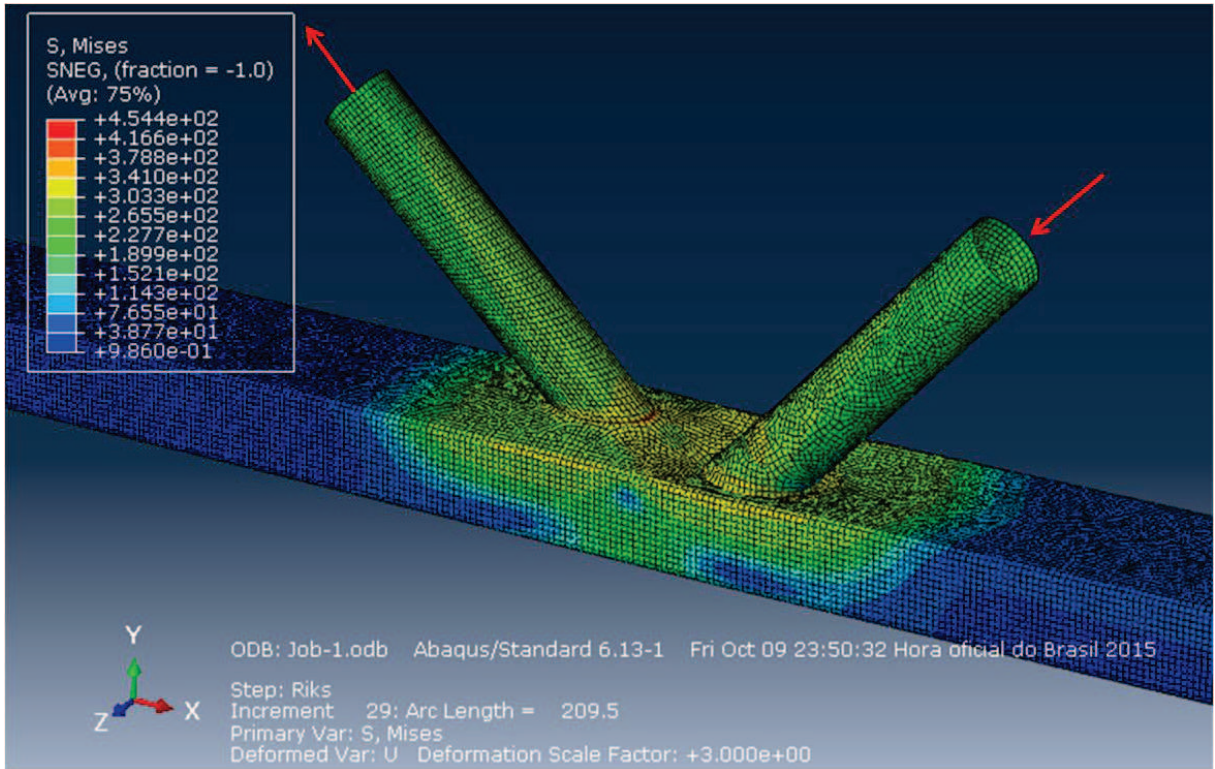


Figura 4.9 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-27

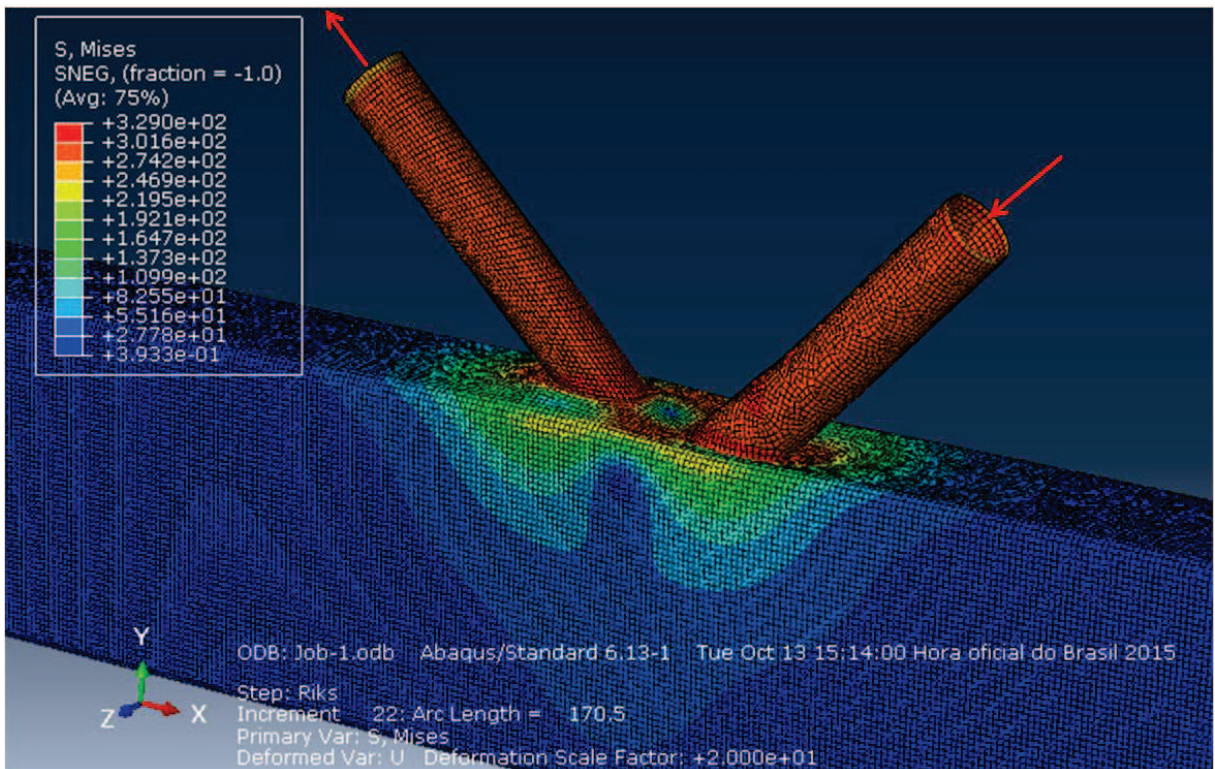


Figura 4.10 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-35

Na formulação da ABNT NBR 16239:2013 prevaleceu para todos os modelos o Modo de Falha E (ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão), exceto para o modelo K-30, em que prevaleceu o Modo de Falha A.

Na Tabela 4.3 têm-se os valores das forças resistentes de cálculo obtidas pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 ($F_{NBR,Rd}$) e pela análise numérica ($F_{MEF,Rd}$) nos modelos K-25 a K-36, com os modos de falha que prevaleceram e a relação entre essas forças resistentes. Ainda nessa tabela, são apresentados os valores da análise numérica considerando a força última como aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura do banzo ($F_{MEF,\epsilon}$), segundo estudos de Lu, 1994 *apud* Caixeta *et al.*, 2003. Os gráficos comparativos dos valores obtidos na análise numérica $F_{MEF,Rd}$ e $F_{MEF,\epsilon}$ podem ser vistos no Apêndice A

Tabela 4.3 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos K-25 a K-36

Modelo	Força resistente (kN) e modo de falha			$\frac{F_{MEF,Rd}}{F_{NBR,Rd}}$	$\frac{F_{MEF,\epsilon}}{F_{NBR,Rd}}$
	NBR 16239 $F_{NBR,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,\epsilon}$		
K-25	73,67 (E)	58,69 (A)	58,69	0,80	0,80
K-26	91,08 (E)	70,67 (A)	70,37	0,78	0,77
K-27	106,68 (E)	80,27 (A)	69,39	0,75	0,65
K-28	119,87 (E)	92,66 (A)	69,40	0,77	0,58
K-29	132,43 (E)	106,09 (A)	69,55	0,80	0,53
K-30	141,26 (A)	120,33 (A)	69,82	0,85	0,49
K-31	73,67 (E)	66,13 (A)	-	0,90	-
K-32	91,08 (E)	82,06 (A)	-	0,90	-
K-33	107,67 (E)	97,22 (A)	-	0,90	-
K-34	125,53 (E)	112,35 (A)	-	0,89	-
K-35	142,58 (E)	129,05 (A)	-	0,91	-
K-36	158,84 (E)	143,88 (A)	-	0,91	-

Os resultados numéricos $F_{MEF,Rd}$ ficaram entre 9% e 25% inferiores aos resultados normativos para o caso dos modelos em que prevaleceu o Modo de Falha E na formulação da ABNT NBR 16239:2013.

Já no modelo K-30, único caso que prevaleceu o Modo de Falha A na formulação da ABNT NBR 16239:2013, o resultados numérico $F_{MEF,Rd}$ ficou 15% inferior ao resultado normativo.

Os resultados numéricos $F_{MEF,\varepsilon}$ ficaram entre 9% e 51% inferiores aos resultados normativos $F_{NBR,Rd}$, destacando-se que para os modelos K-25 e K-31 a K-36, a força última $F_{MEF,Rd}$ obtida corresponde a um deslocamento inferior a 3% de b_0 . Logo, para esses modelos, $F_{MEF,Rd}$ igual a $F_{MEF,\varepsilon}$, como mostra a Tabela 4.3.

Nas figuras 4.11 e 4.12 tem-se o gráfico comparativo da força *versus* deslocamento na região da ligação dos modelos K-25 a K-30 e K-31 a K-36, respectivamente. Para esses modelos, o deslocamento na força de colapso também é muito superior quando o banzo possui a maior dimensão em contato com as diagonais, e o modo de falha foi definido com base em observação visual do nível de distribuição de tensões e das deformações na região de ligação.

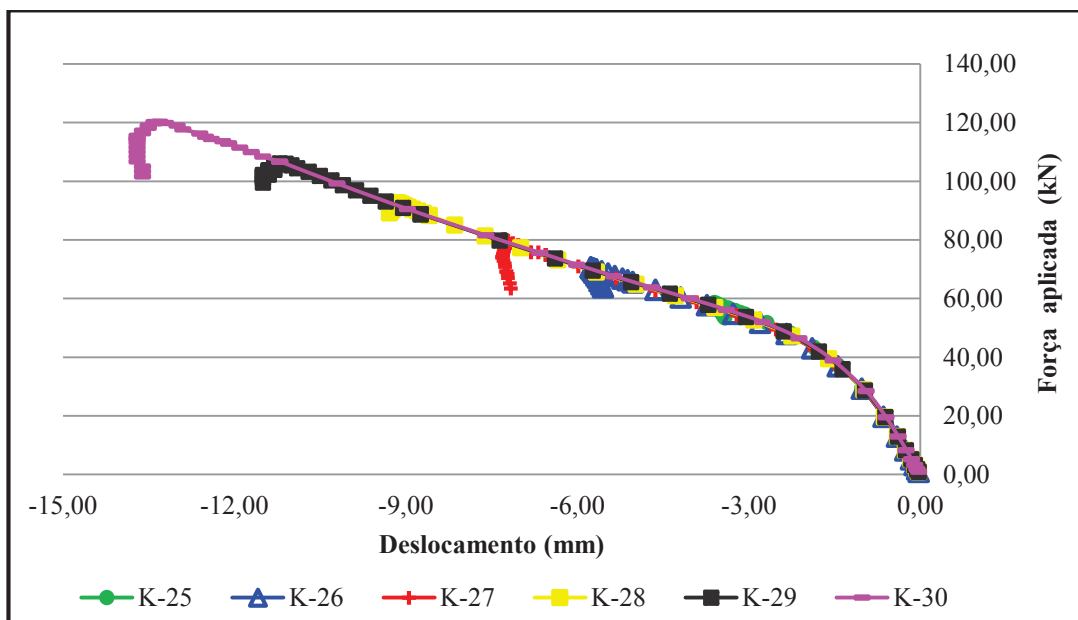


Figura 4.11 - Força *versus* deslocamento na região de ligação para os modelos K-25 a K-30

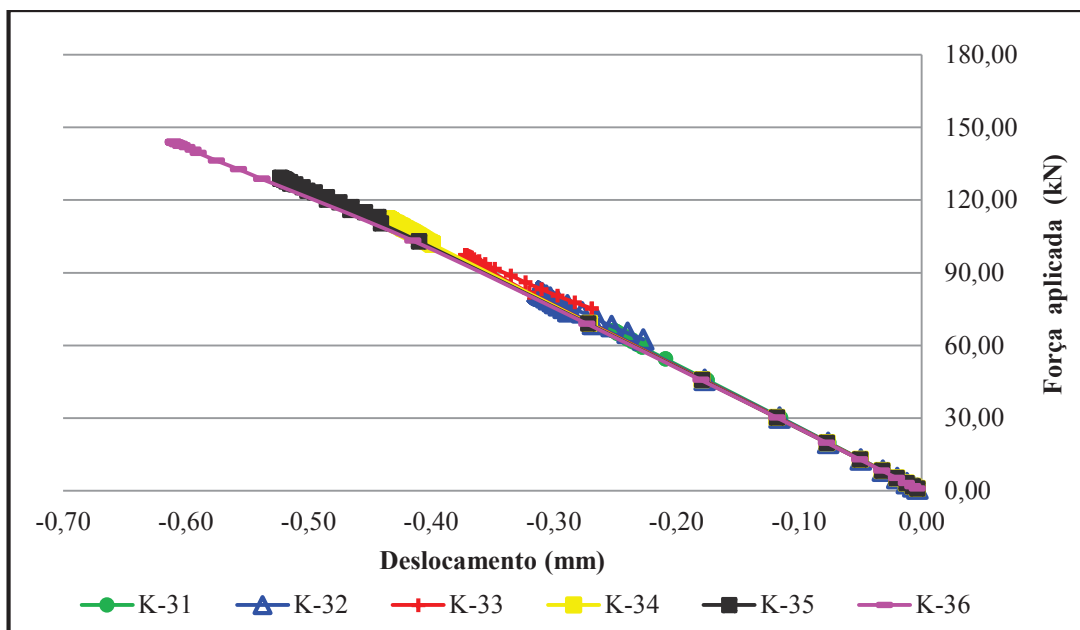


Figura 4.12 - Força *versus* deslocamento na região de ligação para os modelos K-31 a K-36

4.3 Modelos com d_1/t_1 entre $0,01 E/f_y$ e $0,05 E/f_y$

Nos casos dos modelos com diagonais com relação entre diâmetro e espessura entre $0,01 E/f_y$ e $0,05 E/f_y$, a Figura 4.13 mostra o estado de deformação e as tensões de von Mises na região de ligação do modelo A, no instante em que foi atingida a força máxima, indicando a ocorrência do Modo de Falha A (plastificação da face do banzo junto às diagonais). Os demais modelos apresentaram estados de deformação semelhantes e podem ser vistos no Apêndice A.

Na formulação da ABNT NBR 16239:2013 prevaleceu para os modelos C e E o Modo de Falha E (ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão). Para os modelos A, B, D e F prevaleceu o Modo de Falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes).

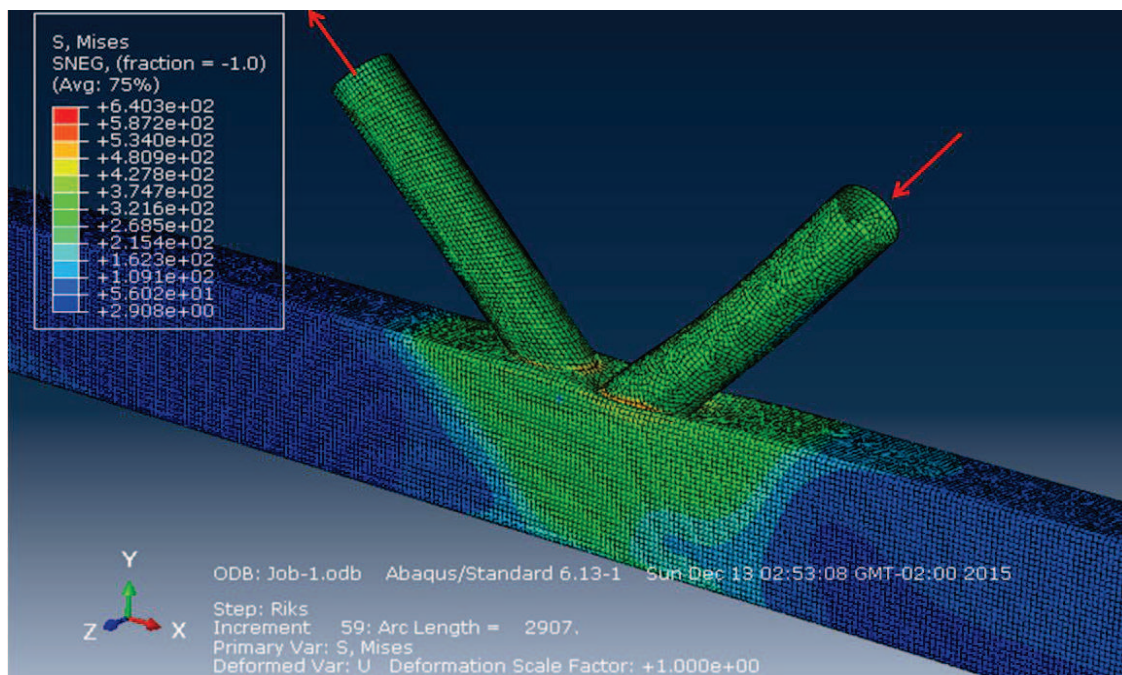


Figura 4.13 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo A

Na Tabela 4.4 têm-se os valores das forças resistentes de cálculo obtidas pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 ($F_{NBR,Rd}$), pela análise numérica ($F_{MEF,Rd}$) e os valores da análise numérica considerando a força última como aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura do banzo ($F_{MEF,\epsilon}$) para os modelos A a F. Os gráficos comparativos dos valores obtidos na análise numérica $F_{MEF,Rd}$ e $F_{MEF,\epsilon}$ são apresentados no Apêndice A.

Tabela 4.4 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para os modelos A a F

Modelo	Força resistente (kN) e modo de falha			$\frac{F_{MEF,Rd}}{F_{NBR,Rd}}$	$\frac{F_{MEF,\epsilon}}{F_{NBR,Rd}}$
	NBR 16239 $F_{NBR,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,Rd}$	Análise numérica $F_{MEF,\epsilon}$		
A	190,27 (A)	215,12 (A)	146,59	1,13	0,77
B	190,27 (A)	299,17 (A)	136,93	1,57	0,72
C	259,94 (E)	227,07 (A)	188,85	0,87	0,73
D	299,07 (A)	492,73 (A)	191,41	1,65	0,64
E	259,94 (E)	233,45 (A)	-	0,90	-
F	398,98 (A)	512,61 (A)	258,41	1,28	0,65

Para os modelos em que prevaleceu o Modo de Falha E na formulação da ABNT NBR 16239:2013 (C e E), os resultados numéricos $F_{MEF,Rd}$ ficaram entre 10% e 13% inferiores aos resultados normativos. Para os modelos A, B, D e F, em que prevaleceu o Modo de Falha A na formulação da ABNT NBR 16239:2013, os resultados numéricos ficaram entre 13% e 65% superiores aos resultados normativos.

É importante ressaltar que os resultados apresentados da análise numérica são aqueles gerados pelo processamento computacional divididos pelo coeficiente de ponderação da resistência γ_{a1} , igual a 1,10.

Já os resultados numéricos $F_{MEF,\varepsilon}$ ficaram 10% a 36% inferiores aos resultados normativos $F_{NBR,Rd}$, destacando-se que para o modelo E, a força última $F_{MEF,Rd}$ obtida corresponde a um deslocamento inferior a 3% de b_0 . Logo, para esse modelo, $F_{MEF,Rd}$ igual a $F_{MEF,\varepsilon}$, como mostra a Tabela 4.4.

Na Figura 4.14 tem-se o gráfico comparativo da força *versus* deslocamento na região da ligação dos modelos A a F.

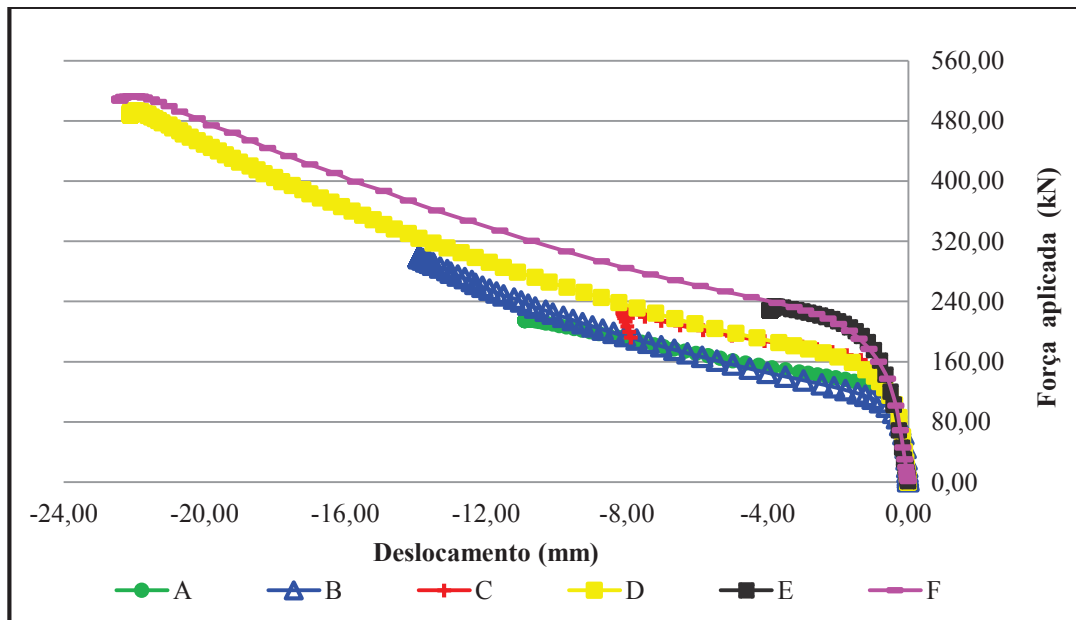


Figura 4.14 - Força *versus* deslocamento na região de ligação para os modelos A a F

4.4 Comparação dos Resultados com as Prescrições do EUROCODE 3:2005

Assim como a norma brasileira ABNT NBR 16239:2013, o EUROCODE 3:2005 também estabelece equações para o cálculo da força axial resistente de cálculo. Para o Modo de Falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto às diagonais), essa equação é dada por:

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{8,9k_n f_y t_0^2 \sqrt{\frac{b_0}{2t_0}} d_1}{\text{sen } \theta} / \gamma_{m5} \quad (4.1)$$

onde γ_{m5} é o coeficiente de ponderação da resistência, igual a 1,0.

Nota-se que na norma brasileira ABNT NBR 16239:2013, a equação da força resistente de cálculo (ver eq. 2.12) é igual à do EUROCODE 3:2005, apenas com o multiplicador 9,79 no lugar de 8,90 e γ_{a1} , igual a 1,10, no lugar de e γ_{m5} , igual a 1,0. Sucintamente, os valores da força resistente nominal fornecido por ambas as normas são iguais, pois 9,79 dividido por 1,10 é igual a 8,90.

Por essa razão, tomou-se a decisão de dividir todos os resultados da análise numérica obtidos com o programa ABAQUS pelo coeficiente de ponderação 1,10 da norma brasileira. Assim, foram comparados os resultados de cálculo do ABAQUS com os da norma brasileira.

Caso se deseje comparar os valores obtidos na análise numérica com os resultados do EUROCODE 3:2005, basta multiplicar tais resultados numéricos por 1,10. Assim, é possível constatar que os valores do EUROCODE 3:2005 aproximam-se mais dos resultados numéricos que os da norma brasileira.

4.5 Análise Geral

A comparação entre os resultados numéricos e da formulação da ABNT NBR 16239:2013 evidenciam que a formulação dessa norma, como ela mesma estabelece, não pode ser aplicada às situações em que as diagonais circulares apresentam relação entre o diâmetro e a espessura na faixa de $0,05 E/f_y$ a $0,11 E/f_y$ (máximo permitido pela ABNT NBR 8800:2008 para que não ocorra flambagem local). A razão disso não é a ocorrência de flambagem local nas paredes da diagonal comprimida, mas, em princípio, o fato de que a expressão da ABNT NBR 16239:2013 relacionada ao Modo de Falha A não leva em conta a espessura das diagonais. Na faixa em que relação entre diâmetro e espessura desses elementos varia entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$, essa espessura influi significativamente nos resultados, fazendo com que o Modo de Falha A seja dominante, pelo menos nos modelos analisados.

Isso fica bastante evidente, por exemplo, nas Figuras 4.15 a 4.17, que mostram os resultados obtidos pelas expressões da ABNT NBR 16239:2013 nos modelos K-01 a K-06, K-13 a K-18, e K-25 a K-30 respectivamente, nos quais apenas a espessura das diagonais vai aumentando, para os modos de falha A e E, e os resultados da análise numérica. Vê-se que, pela norma, o Modo de Falha A apresenta força resistente constante, e o Modo de Falha E força resistente crescente, de modo que, a partir de uma determinada espessura, quando a relação entre o diâmetro e a espessura se avizinha do seu limite de validade, o Modo de Falha A passa a prevalecer, da mesma maneira que na análise numérica.

Nessas figuras, são ainda mostradas as forças resistentes obtidas pela análise numérica, para a condição de força última (desconsiderando o limite de deformação) crescentes com a espessura das diagonais.

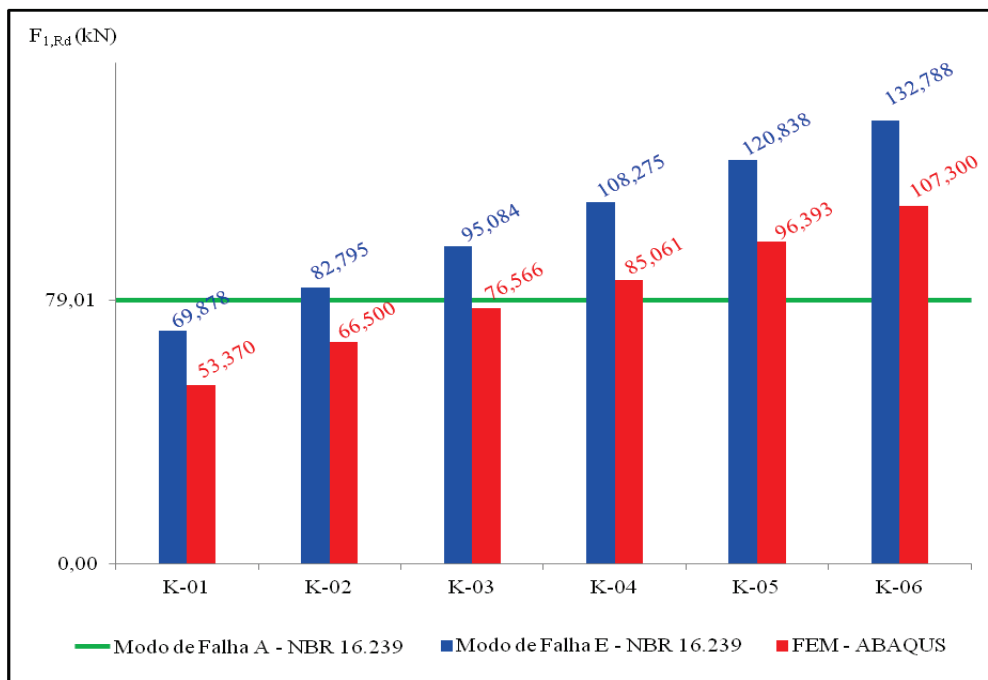


Figura 4.15 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-01 a K-06

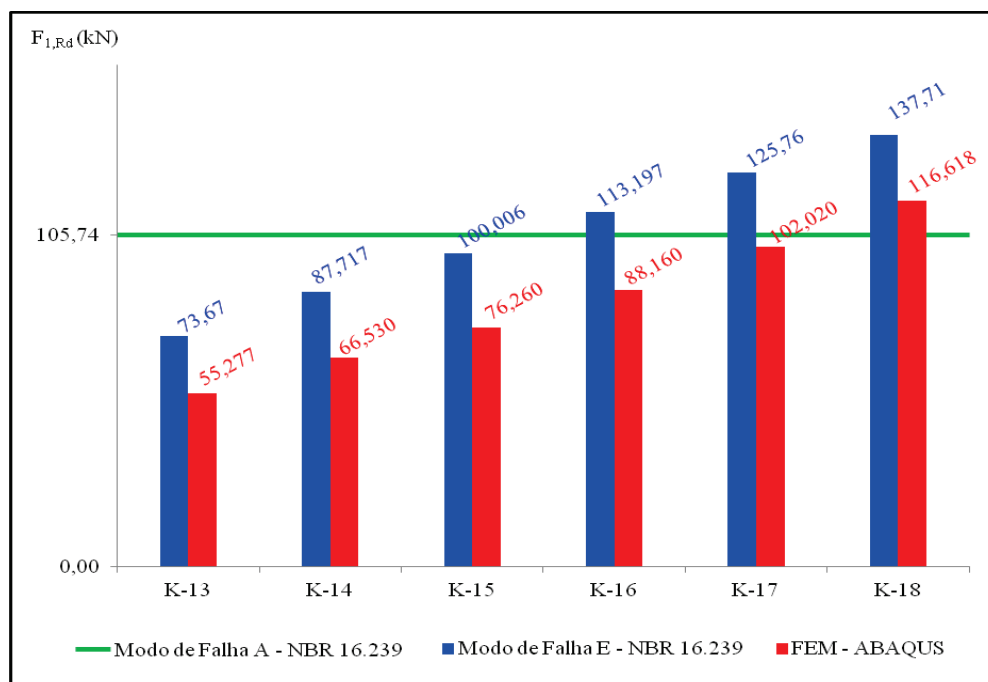


Figura 4.16 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-13 a K-18

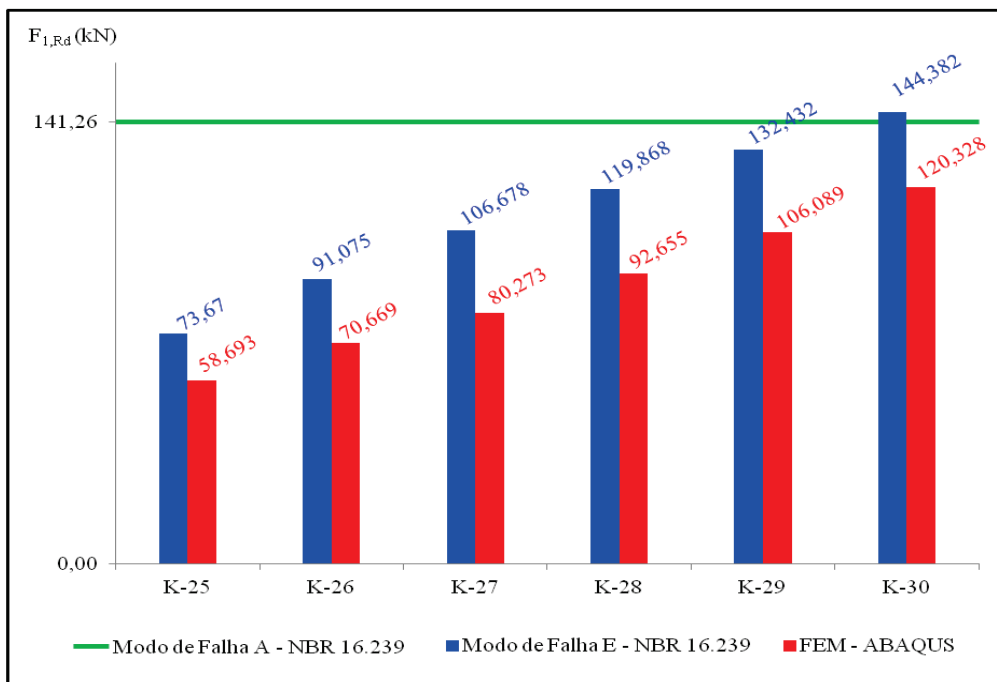


Figura 4.17 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-25 a K-30

As Figuras 4.18 a 4.20 apresentam os mesmos resultados para os modelos K-07 a K-12, K-19 a K-24 e K-31 a K-36, respectivamente. Nesse caso o Modo de Falha A nunca prevalece segundo a ABNT NBR 16239:2013, certamente por causa da maior espessura do banzo.

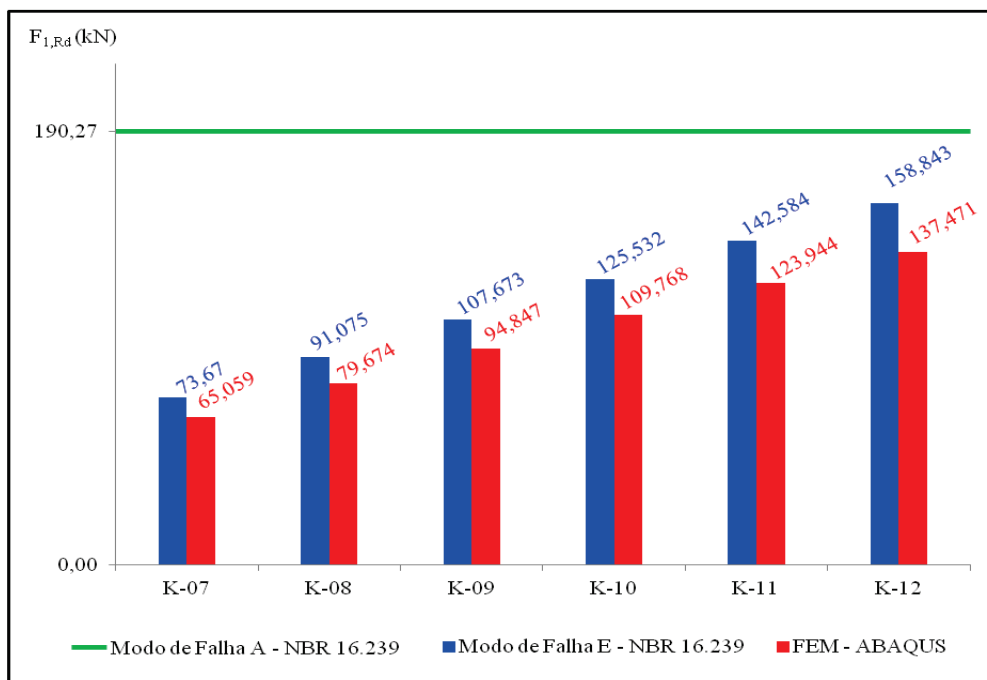


Figura 4.18 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-07 a K-12

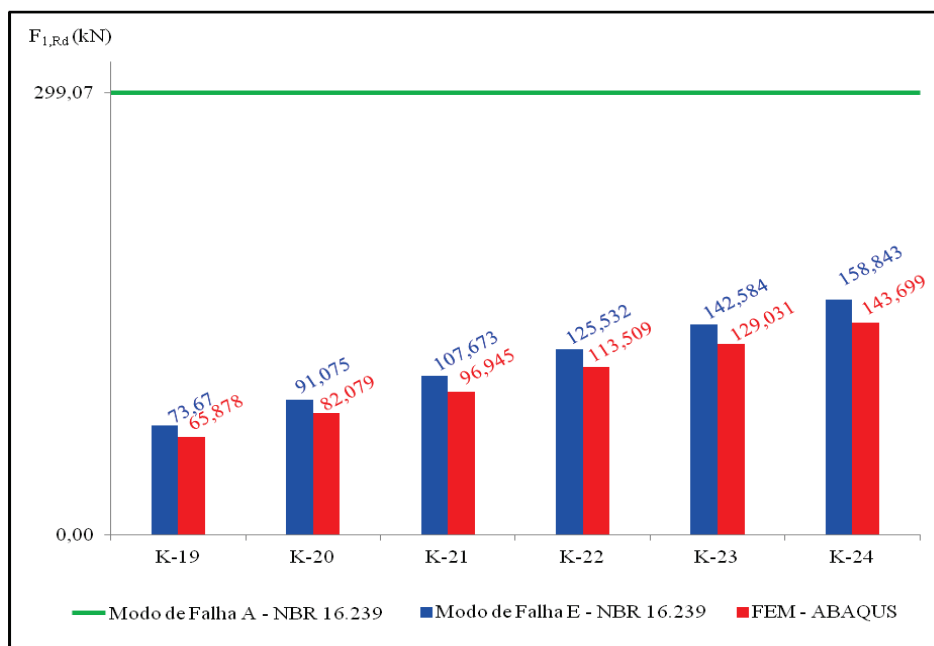


Figura 4.19 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-19 a K-24

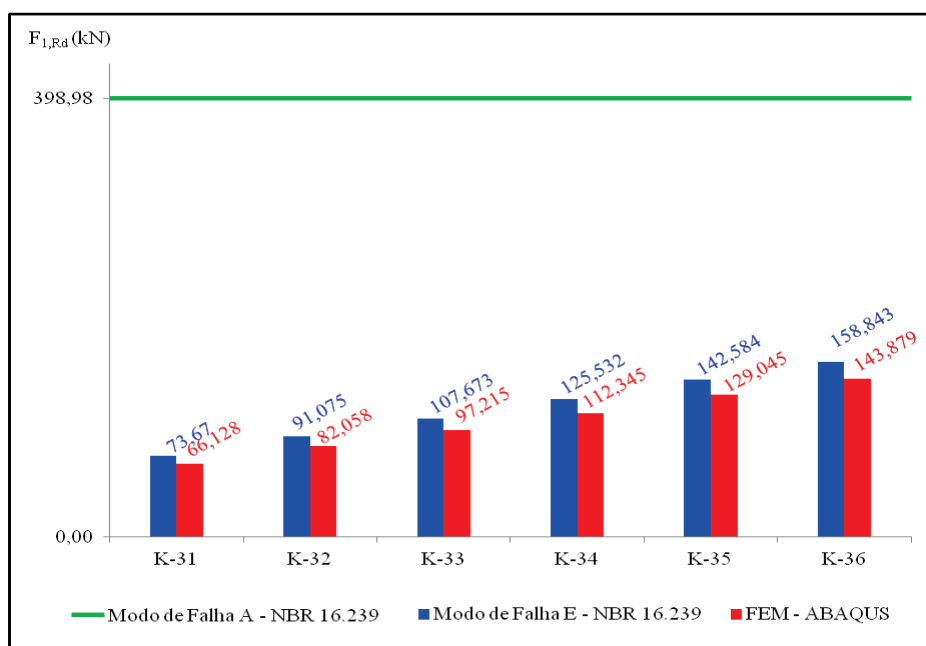


Figura 4.20 - Resultados da ABNT NBR 16239:2013 e numéricos para K-31 a K-36

As análises feitas para os modelo A a F, cuja relação entre o diâmetro e a espessura da diagonal não ultrapassou o limite de $0,05 E/f_y$ recomendado pela ABNT NBR 16239:2013, indicaram que a espessura nesse caso é pouco significativa, ao contrário do que ocorreu quando esse limite foi ultrapassado e foi observada claramente a influência da espessura da diagonal no cálculo das capacidades resistentes.

5.

CONCLUSÕES

As treliças com perfis tubulares apresentam frequentemente ligações soldadas do tipo "K" com afastamento, em que os banzos são constituídos por perfis retangulares e as duas diagonais, a comprimida e a tracionada, por perfis circulares, com essas diagonais possuindo a mesma seção transversal e o mesmo aço estrutural e, ainda, formando com o banzo ângulos iguais. A norma brasileira ABNT NBR 16239:2013, que trata do projeto de estruturas tubulares, apresenta uma formulação para o dimensionamento dessas ligações, mas para sua validade, além de uma série de restrições, exige que a relação entre o diâmetro e a espessura das diagonais comprimida e tracionada não ultrapassem $0,05 E/f_y$ e 50, respectivamente.

Este trabalho, a partir de análise numérica pelo MEF usando o programa ABAQUS (2013), envolvendo 36 modelos, procurou avaliar se as prescrições da ABNT NBR 16239:2013 poderiam ser aplicadas nas situações em que a relação entre o diâmetro e a espessura das diagonais situa-se entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$. O limite superior foi tomado apenas como uma referência e representa o valor máximo permitido pela ABNT NBR 8800:2008 para não reduzir a capacidade resistente das barras comprimidas em função da flambagem local. Em todos os modelos analisados conservadoramente não foi considerando o cordão de solda.

Uma comparação entre os resultados obtidos com a formulação da ABNT NBR 16239:2013 e os resultados numéricos mostrou divergência entre os modos de falhas predominantes nos modelos estudados. Enquanto na norma sempre se atingiu o Modo de Falha E, com exceção dos modelos K-02 a K-06, K-16 a K-18 e K-30, onde foi atingido o Modo de Falha A, na análise numérica foi alcançado o Modo de Falha A em todos os modelos. Complementarmente, em termos de valores finais da força resistente de cálculo, os resultados numéricos $F_{MEF,Rd}$, que foram divididos pelo coeficiente 1,10, se situaram entre 25% inferiores e 36% superiores dos normativos $F_{NBR,Rd}$, e os resultados numéricos considerando a força última como aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura do banzo ($F_{MEF,\epsilon}$), se situaram entre 9% e 55% inferiores aos normativos $F_{NBR,Rd}$.

Com base no exposto, pode-se deduzir que a formulação da ABNT NBR 16239:2013, como ela mesma estabelece, não pode ser aplicada às situações em que as diagonais circulares apresentam relação entre diâmetro e espessura entre $0,05 E/f_y$ e $0,11 E/f_y$. Mostrou-se que isso se deve ao fato de que a expressão da ABNT NBR 16239:2013 relacionada ao Modo de Falha A não leva em conta a espessura das diagonais, que influi significativamente nos resultados na faixa citada, fazendo com que esse modo de falha seja dominante, ao menos nos modelos analisados.

No caso dos modelos A a F, com d_1/t_1 dentro do limite de $0,05 E/f_y$, constatou-se que a espessura das diagonais torna-se realmente desprezável, podendo-se aplicar com segurança a formulação estabelecida pela ABNT NBR 16239:2013.

Finalmente, deve-se salientar que, para conclusões mais definitivas a respeito do assunto abordado neste trabalho, incluindo uma possível formulação para obtenção da capacidade resistente da ligação com diagonais com relação entre diâmetro e espessura superior a $0,05 E/f_y$, é necessário prosseguir o estudo, envolvendo análise experimental e, ainda, o processamento de outros modelos numéricos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ARAÚJO, A. H. M. (2011). *Construção metálica tubular*. Construção metálica. 2011, v104, p32-36.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. NBR 16239:2013, *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto com Perfis Tubulares*. Rio de Janeiro, 85p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. PN:2011, 2011, *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares*. PN 02 125.03-004. Rio de Janeiro, 94p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. NBR 8800:2008. *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios*. Rio de Janeiro, 237p.
- BITTENCOURT, M. C. (2008). *Avaliação de Ligações Soldadas de Perfis Tubulares em Estruturas de Aço através do Método dos Elementos Finitos*. Dissertação de Mestrado - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.
- CAIXETA, D. P.; RADE, R. S. L. E GESUALDO, F. A. R. (2003). *Efeito das Condições de Contorno nos Nós Tubulares tipo K com "gap"*. UFU – XXIV CILAMCE, Ouro Preto.
- CASTRO e SILVA, A. L.R (2006). *Análise Numérica Não linear da Flambagem Local de Perfis de Aço Submetidos à Compressão Uniaxial*. Tese de doutorado – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.
- CHOO, Y. S., QIAN, X. D., LIEW, J. Y. R, WARDENIER, J. (2006). *Effects of boundary and chord stresses on static strength of thick-walled CHS K-joints*. Journal of Constructional Steel Research, vol. 62, p. 316-328.
- EUROCODE, 2005. EN 1993-1-8, 2005 – *Eurocode 3: Design of Steel Structures – Part 1- 8: Design of Joints, 2005* – European Committee for Standardization, Bruxelas, Bélgica.
- GERKEN, F. S. (2003). *Perfis Tubulares: Aspectos arquitetônicos e estruturais*. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto.

- LAMEIRAS, C. R. L. (2008). *Estudo de nós soldados tipo K de treliças planas constituídas por seções tubulares circulares de aço*. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.
- LEE, M. M. K., WILMSHURST, S. R. (1995). *Numerical modeling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration*. Journal of Constructional Steel Research, vol. 32. p. 281-30.
- MASHIRI, F. R., ZHAO, X. L. (2003). *Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Join Made up of Circular Braces and Square Chords under In-Plane Bending*. Australia: Monash University, Department of Civil Engineering.
- MAYOR, I. M. S. (2010). *Análise Teórico-Experimental de ligações tipo K e KT compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular*. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto.
- MENDANHA, F. O. (2006). *Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo K e KT*. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto.
- MENDES, F. C. (2008). *Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo "T", "K" e "KT" com Perfis Metálicos Tubulares*. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto.
- NUNES, G. V. (2012). *Análise Numérica Paramétrica de Ligações tipo "T", "K" e "KT" Compostas por Perfis Tubulares de Seção Retangular e Circular*. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto.
- REQUENA, J. A. V., SANTOS, A. L. E. F. (2007). *Dimensionamento de ligações em barras tubulares de estruturas metálicas planas*. Coleção Técnico-Científica V&M do Brasil, Belo Horizonte, vol. 1, 44p.
- SAIDANI, M. (1998). *The effect of Joint Eccentricity on the Distribution of Forces in RHS Lattice Girders*. Journal of Constructional Steel Research, Warwickshire, UK, Research 47, p. 211-221.
- SALMON, C. G., JOHNSON, J. E. (1990). *Steel structures: Design and behavior: Emphasizing load and resistance factor design*. Harper Collins Publishers Inc., 3^a ed.
- SANTOS, A. L. E. F. (2003). *Ligações de Barras Tubulares para Estruturas Metálicas Planas*. Dissertação de mestrado - Universidade Estadual de Campinas, São Paulo.

- SOPHA, T., CHIEW, S. P., WARDENIER, J. (2006). *Test results for RHS K-Joints with 50% and 100% overlap*. Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures, Québec, Canadá.
- SIMULIA (2013). *Software ABAQUS 6.13*. Dassault Systèmes, USA.
- WARDENIER, J., (2000). *Hollow Sections in Structural Applications*. Delft University Technology of Netherlands.

BIBLIOGRAFIA COMPLEMENTAR

- AFFONSO, G. R., LIMA, L. R. O., FREITAS, A. M. S., VELLASCO, P. C. G. da S., SILVA, J. G. S. (2011). *Comportamento de Ligações Tipo T entre RHS e CHS*. CILAMCE, Ouro Preto, Minas Gerais.
- EARLS, C. J. (1999). *Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 51, pp. 147-175.
- FAKURY, R. H., FREITAS, A. M. S., REQUENA, J. A. V., PIMENTA, R. J., BATISTA, E. de M., ARAÚJO, A. H. M. (2012). *Sobre a recente norma brasileira de projeto de estruturas de aço e mistas com perfis tubulares*. CONSTRUMETAL, São Paulo.
- FREITAS, A. M. S., MUNIZ, C. F. D. G., MORAES, C. S. (2006). *Relatório interno de projeto*. V&M.
- LIMA, N. S. L., LIMA, L. R. O., FREITAS, A. M. S., VELLASCO, P. C. G., SILVA, J. G. S. (2011). *Comportamento de ligações tubulares tipo KT entre perfis RHS e CHS*. XXXII CILAMCE - Congresso Ibero Latino Americano de Métodos Computacionais em Engenharia.
- LU, L. H., WINKEL, G. D. DE, YU, Y., WARDENIER, J. (1994). *Deformation Limit for the Ultimate Strength of Hollow Section Joints*. Tubular Structures VI, 341-347, Rotterdam: Balkema.

- MASHIRI, F. R., ZHAO, X. L. (2002). *Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Join Made up of Circular Braces and Square Chords under in-plane bending*. Thin-Walled structures 42, p. 759 - 783.
- MENDANHA, F. O., FREITAS, A. M. S., FREITAS, M. S. R., MUNIZ, C. F. D. G. (2007). *Análise de ligações em perfis tubulares de aço do tipo K e KT com afastamento entre as diagonais e o montante*. Revista da Escola de Minas. , v.60, p.419 -423.
- MENDES, F. C., FREITAS, M. S. R., FREITAS, A. M. S. (2012). *Estudo teórico experimental de ligações T e KT em perfis tubulares*. v.65, p.175-180.
- PACKER, J. A., HENDERSON, J. E. (2007). *Hollow Structural Section Connections and Trusses: A Design Guide*, 2nd edition. Canadian Institute of Steel Construction.
- PACKER, J. A., WARDENIER, J., ZHAO, X. L., VAN DER VEGTE, G. J., KUROBANE Y. (2009). *Design Guide - For Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading - 2nd Edition*, CIDECT.
- PECKNOLD, D. A., PARK, J. B., KOPPENHOEFER, K. C. (2001). *Ultimate strength of gap K tubular joints with chord preload*. 20° International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Rio de Janeiro.
- RAUTARUUKKI OYJ, H. V. (1998). *Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections*. Hämeenlinna.
- SILVA, R. S. da, LIMA, L. R. O. de, VELLASCO, P. C. G. da S., SILVA, J. G. S. da, FREITAS, A. M. S., NUNES, G. V. (2012). *Overview of Tubular Joints - EC3 x New CIDECT Formulations*. In: Connections VII - 7th International Workshop on Connections in Steel Structures, Timisoara, v.1, p. 1-10.
- VAN DER VEGTE, G. J., MAKINO Y., WARDENIER, J. (2004). *The influence of boundary conditions on the chord load effect for CHS gap K-joints*. In: ECCS-AISC workshop — connections in steel structures V: Innovative steel connections.
- VAN DER VEGTE, G. J., MAKINO, Y., WARDENIER, J. (2002). *The effect of chord preload on the static strength of uniplanar tubular K-joints*. 20° International offshore and engineering conference, Kitakyushu, Japan.
- VAN DER VEGTE, G. J., WARDENIER, J., PACKER PUTHLI, R. S. (2011). *FE analysis for welded hollow-section joints and bolted joints*. Structures and buildings, v.163, p.427-437.
- VIEIRA, R. F., REQUENA, J. V., FREITAS, A. M. S., ARCARO, V. F. (2010). *Behavior*

- analysis of bar gaps in welded YT-joints for rolled-steel circular hollow sections*. Latin American Journal of Solids and Structures, v.7, p.369 - 389.
- VIEIRA, R. F., REQUENA, J. A. V., FREITAS, A. M. S., MINCHILLO, D. G. V. (2006). *Uma Investigação Experimental de Ligações Soldadas de Barras Tubulares de Aço do Tipo K Utilizadas em Treliças Planas* – UNICAMP, UFOP, XXXII Jornadas Sul-Americanas de Engenharia de Estruturas, Campinas.
- WARDENIER, J., KUROBANE, Y., PACKER, J. A., DUTTA, D., YEOMANS, N. (1991). *CIDECT. Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading*.
- WARDENIER, J., PARKER, J. A., ZHAO, X. L., VAN DER VEGTE, G. J. (2010). *Hollow Sections in Structural Applications*. CIDECT. Geneva, Switzerland.
- ZHAO, X. L. (2003). *Yield line mechanism analysis of steel member and connections*. Prog. structural engineering mater. v. 5, p.252 - 262.
- ZHAO, X. L., WARDENIER, J, PACKER, J., VAN DER VEGTE, G. J. (2010). *Current static guidance for hollow-sections joints*. Structures and Buildings. v 163, p. 361 –373.

APÊNDICE A

Neste Apêndice são apresentados, para todos os modelos estudados, os estados de deformação e tensões de von Mises no instante do colapso e os gráficos de força *versus* deslocamento comparando os valores das forças resistentes de cálculo obtidas na análise numérica ($F_{MEF,Rd}$) e os valores da análise numérica considerando a força última como aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura do banzo ($F_{MEF,\varepsilon}$), segundo estudos de Lu, 1994 *apud* Caixeta *et al.*, 2003.

Tabela A.1 - Resultados obtidos pela formulação da ABNT NBR 16239:2013 e pela análise numérica para todos os modelos

Modelo	Força resistente (kN) e modo de falha			$\frac{F_{MEF,Rd}}{F_{NBR,Rd}}$	$\frac{F_{MEF,\varepsilon}}{F_{NBR,Rd}}$
	$F_{NBR,Rd}$	$F_{MEF,Rd}$	$F_{MEF,\varepsilon}$		
K-01	69,88 (E)	53,37 (A)	42,43	0,76	0,61
K-02	79,01 (A)	66,50 (A)	43,05	0,84	0,54
K-03	79,01 (A)	76,57 (A)	40,20	0,97	0,51
K-04	79,01 (A)	85,06 (A)	44,11	1,08	0,56
K-05	79,01 (A)	96,39 (A)	44,43	1,22	0,56
K-06	79,01 (A)	107,30 (A)	44,63	1,36	0,56
K-07	73,67 (E)	65,06 (A)	-	0,88	-
K-08	91,08 (E)	79,67 (A)	-	0,87	-
K-09	107,67 (E)	94,85 (A)	-	0,88	-
K-10	125,53 (E)	109,77 (A)	-	0,87	-
K-11	142,58 (E)	123,94 (A)	-	0,87	-
K-12	158,84 (E)	137,47 (A)	131,84	0,87	0,83
K-13	73,67 (E)	55,28 (A)	48,75	0,75	0,66
K-14	87,72 (E)	66,53 (A)	49,09	0,76	0,56
K-15	100,01 (E)	76,26 (A)	49,21	0,76	0,49
K-16	105,74 (A)	88,16 (A)	49,51	0,83	0,47

K-17	105,74 (A)	102,02 (A)	49,87	0,96	0,47
K-18	105,74 (A)	116,62 (A)	50,13	1,10	0,47
K-19	73,67 (E)	65,88 (A)	-	0,89	-
K-20	91,08 (E)	82,08 (A)	-	0,90	-
K-21	107,67 (E)	96,95 (A)	-	0,90	-
K-22	125,53 (E)	113,51 (A)	-	0,90	-
K-23	142,58 (E)	129,03 (A)	-	0,90	-
K-24	158,84 (E)	143,70 (A)	-	0,90	-
K-25	73,67 (E)	58,69 (A)	58,69	0,80	0,80
K-26	91,08 (E)	70,67 (A)	70,37	0,78	0,77
K-27	106,68 (E)	80,27 (A)	69,39	0,75	0,65
K-28	119,87 (E)	92,66 (A)	69,40	0,77	0,58
K-29	132,43 (E)	106,09 (A)	69,55	0,80	0,53
K-30	141,26 (A)	120,33 (A)	69,82	0,85	0,49
K-31	73,67 (E)	66,13 (A)	-	0,90	-
K-32	91,08 (E)	82,06 (A)	-	0,90	-
K-33	107,67 (E)	97,22 (A)	-	0,90	-
K-34	125,53 (E)	112,35 (A)	-	0,89	-
K-35	142,58 (E)	129,05 (A)	-	0,91	-
K-36	158,84 (E)	143,88 (A)	-	0,91	-
A	190,27 (A)	215,12 (A)	146,59	1,13	0,77
B	190,27 (A)	299,17 (A)	136,93	1,57	0,72
C	259,94 (E)	227,07 (A)	188,85	0,87	0,73
D	299,07 (A)	492,73 (A)	191,41	1,65	0,64
E	259,94 (E)	233,45 (A)	-	0,90	-
F	398,98 (A)	512,61 (A)	258,41	1,28	0,65

A.1 Modelo K-01

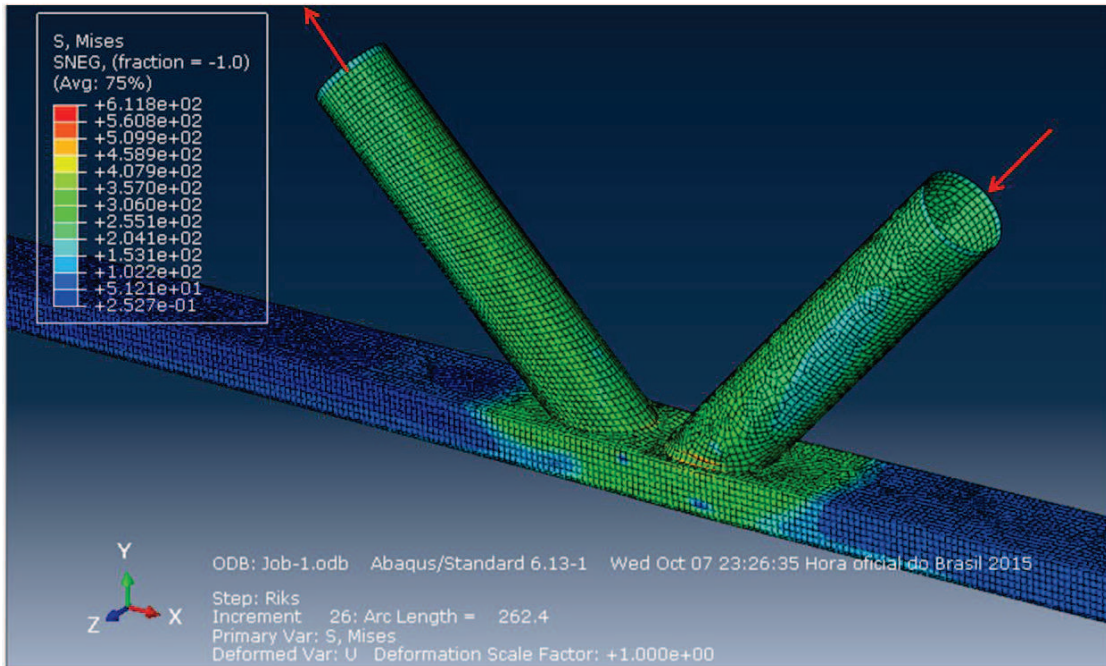


Figura A.1 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-01

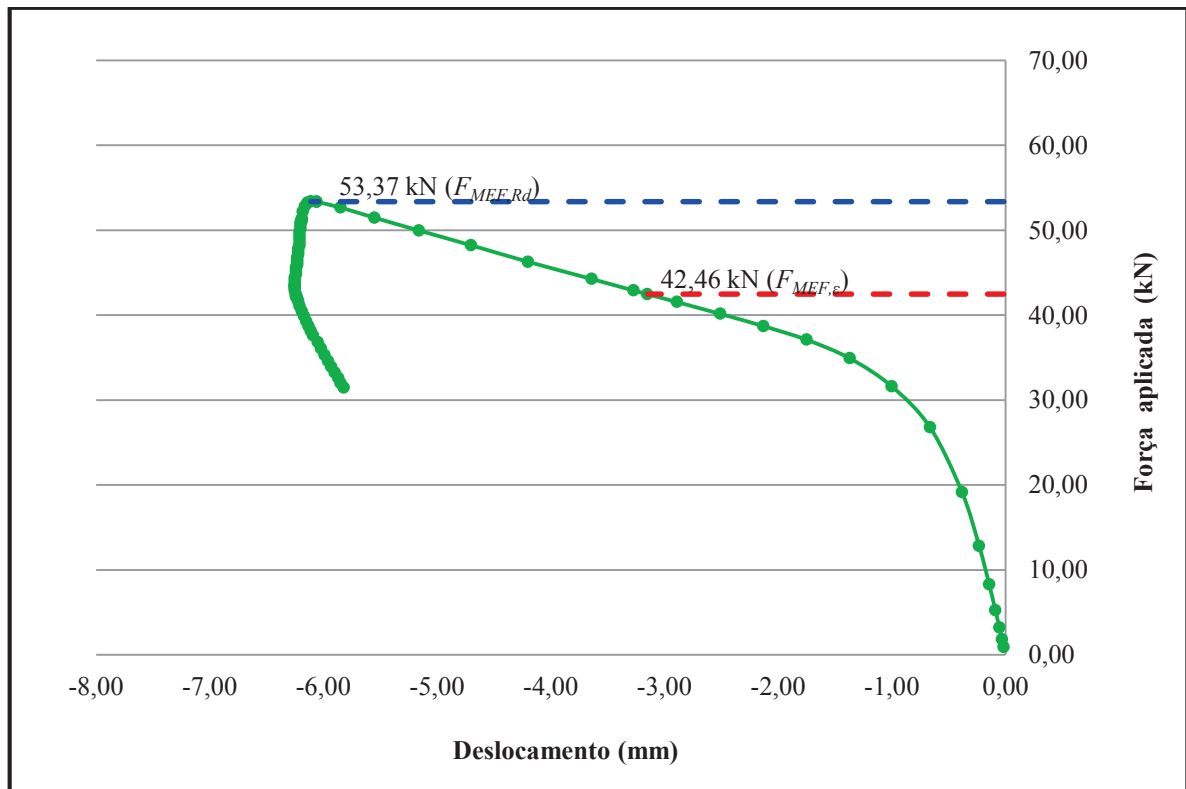


Figura A.2 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-01

A.2 Modelo K-02

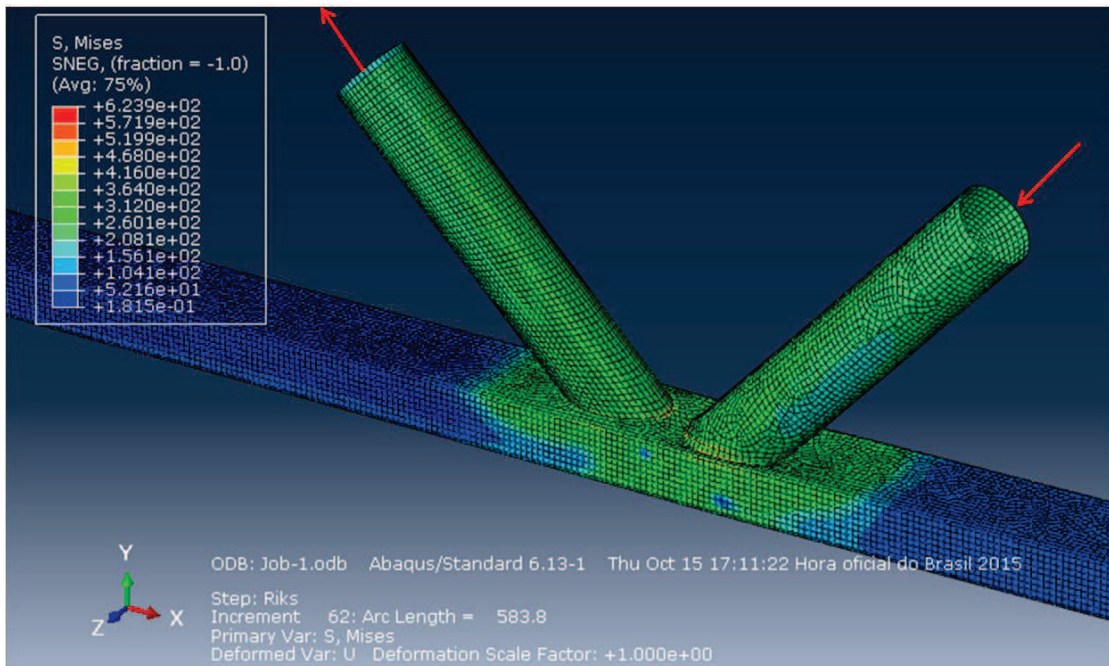


Figura A.3 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-02

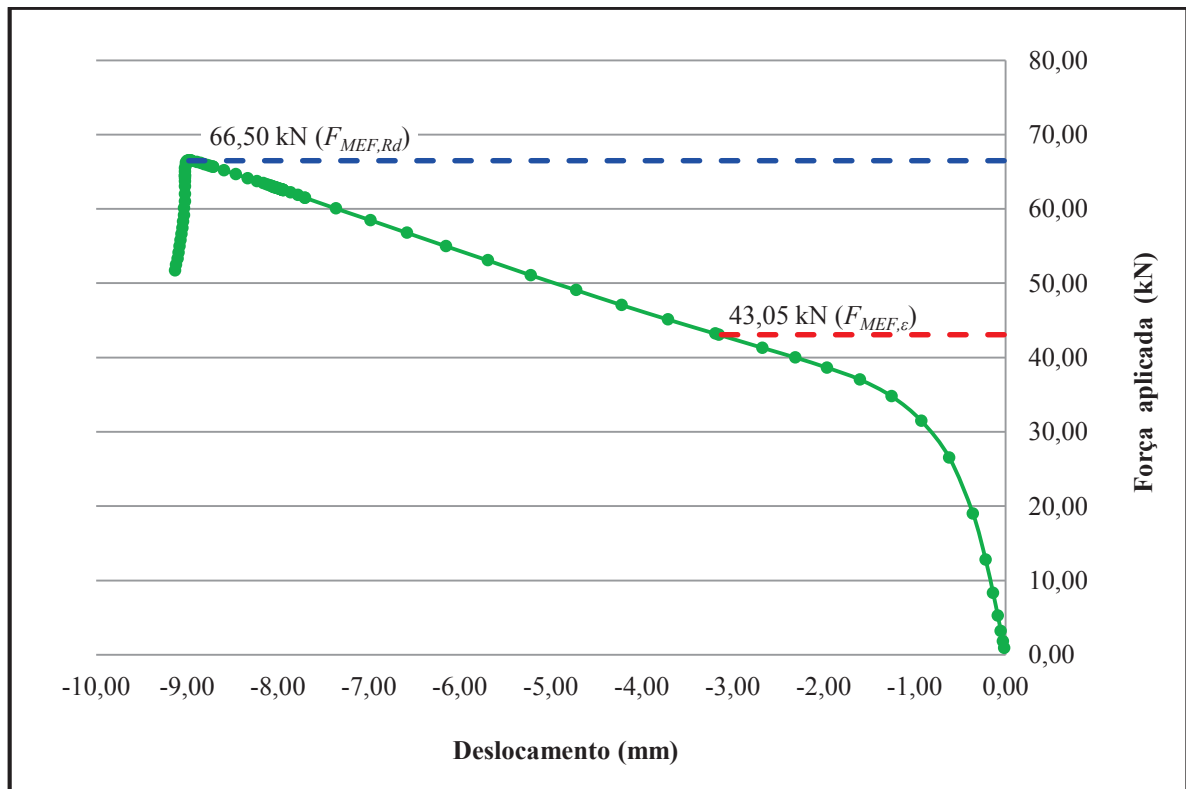


Figura A.4 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-02

A.3 Modelo K-03

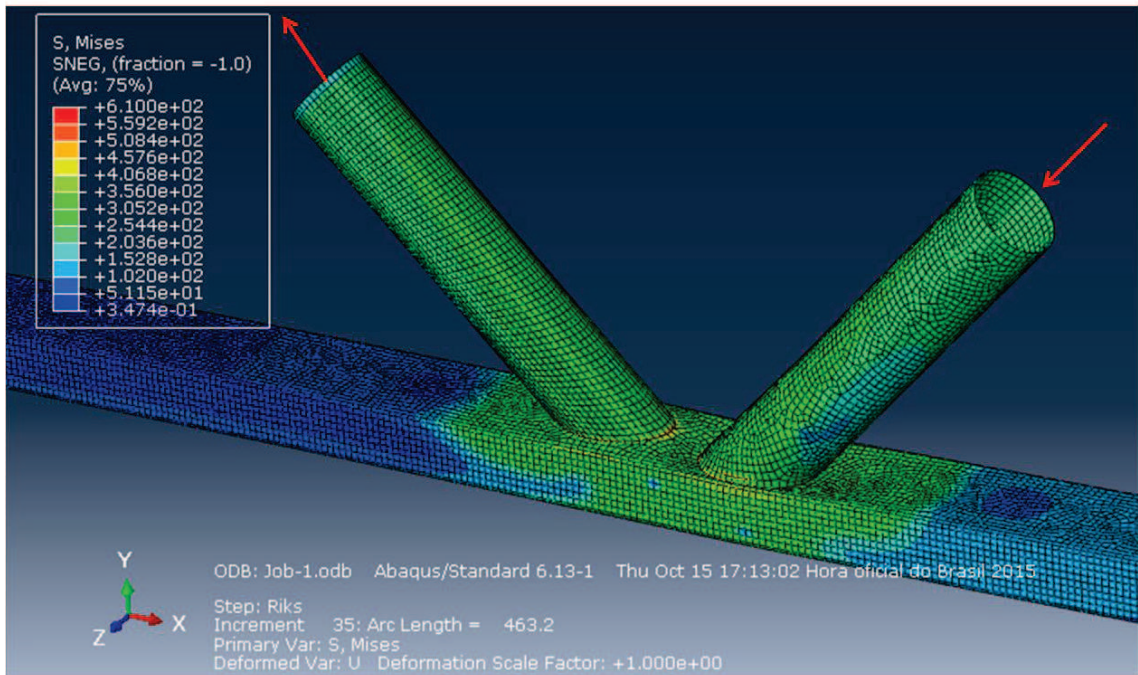


Figura A.5 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-03

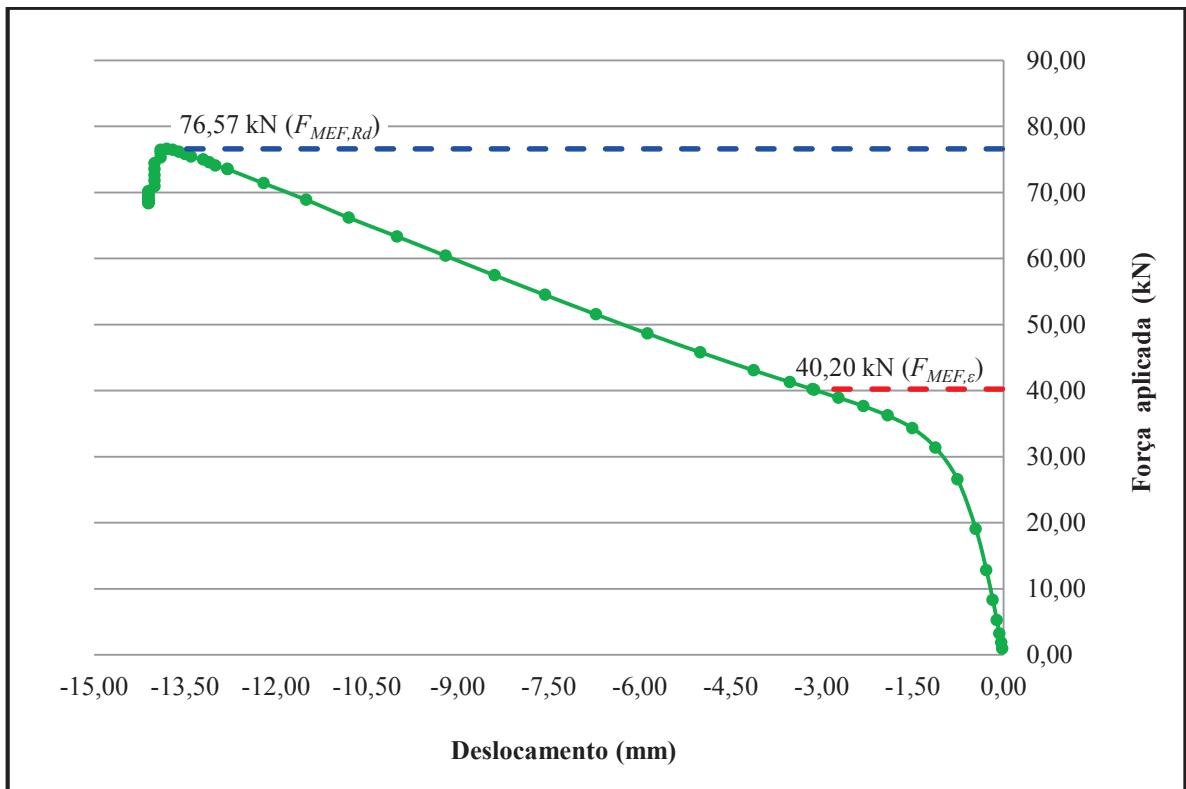


Figura A.6 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-03

A.4 Modelo K-04

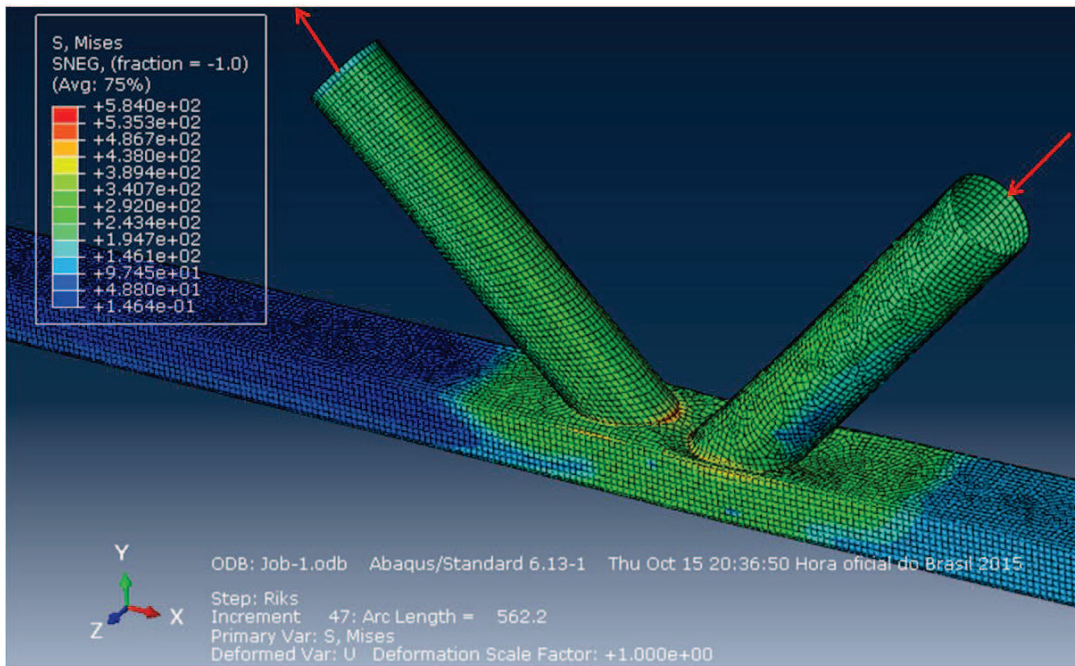


Figura A.7 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-04

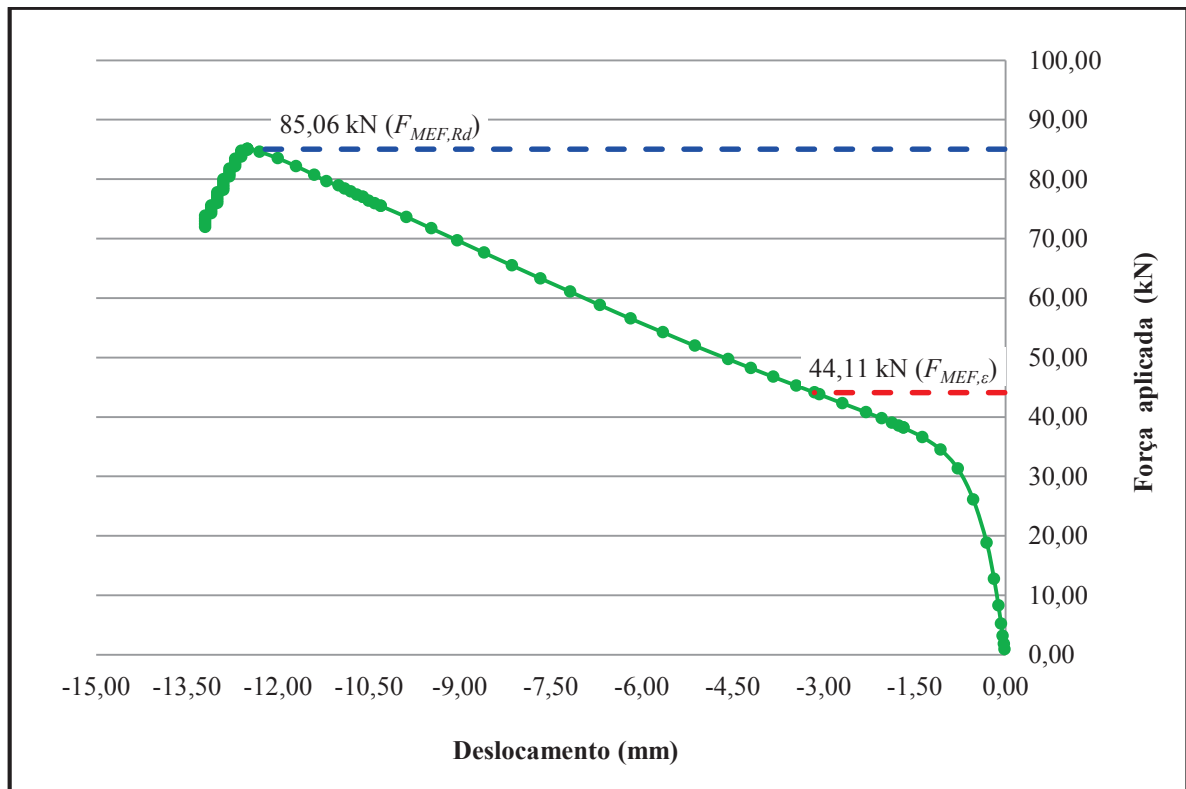


Figura A.8 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-04

A.5 Modelo K-05

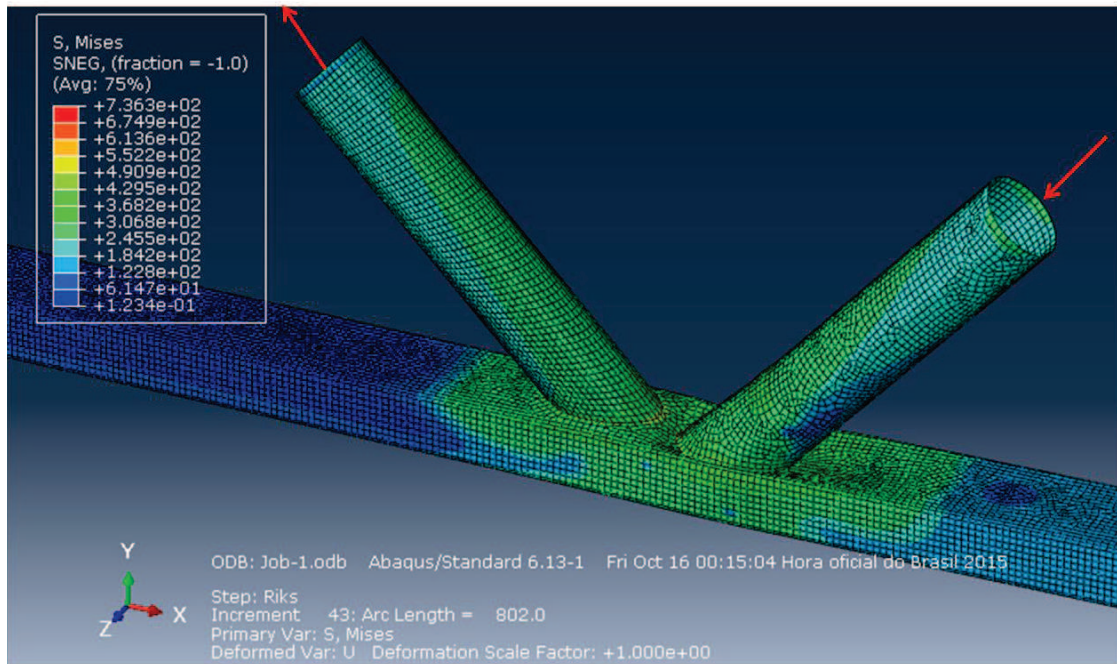


Figura A.9 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-05

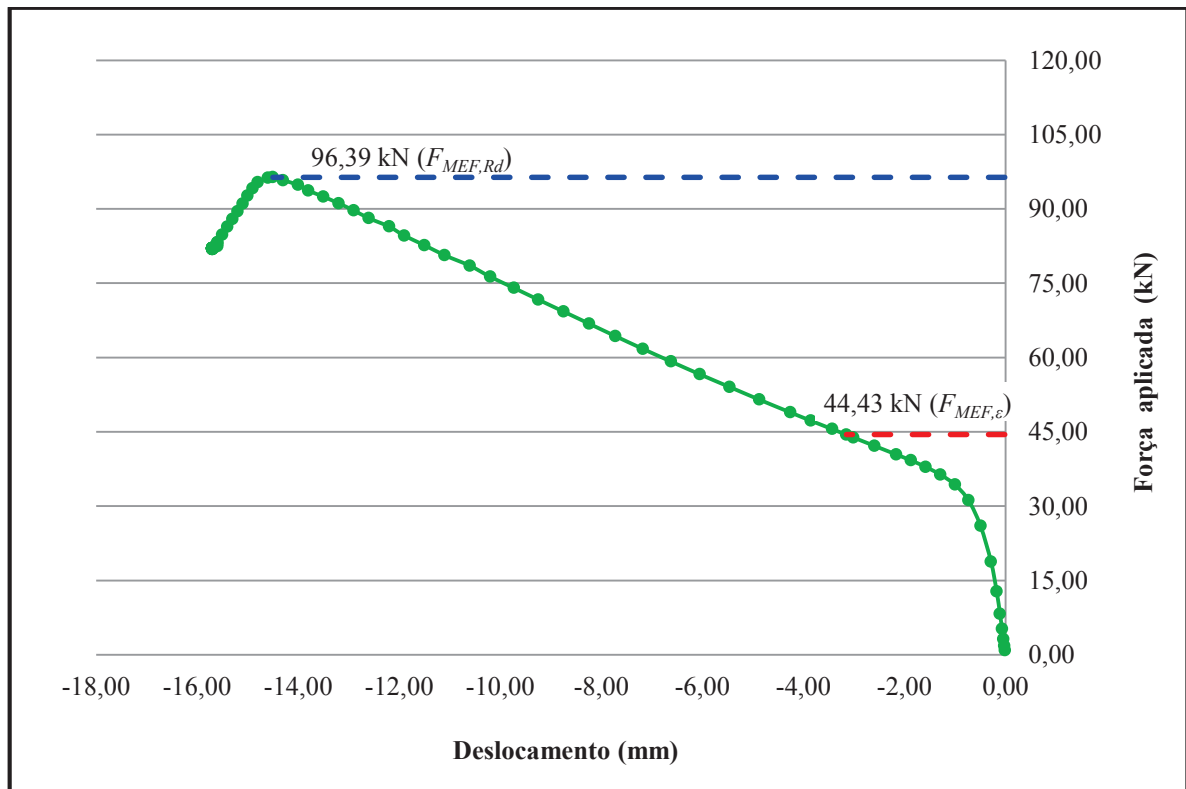


Figura A10 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-05

A.6 Modelo K-06

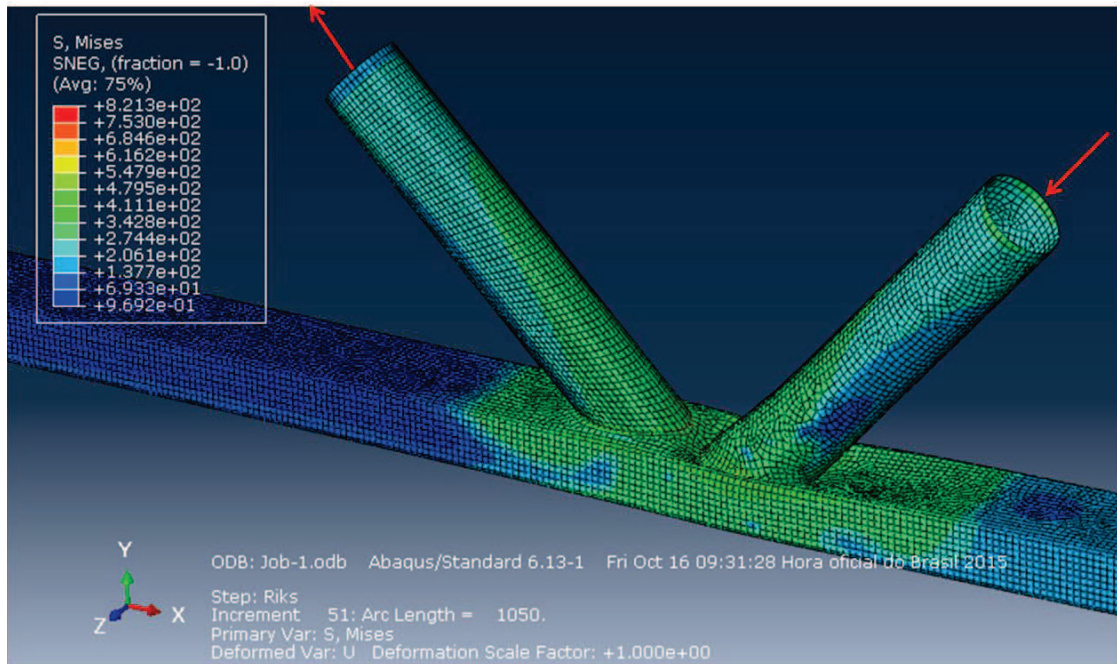


Figura A.11 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-06

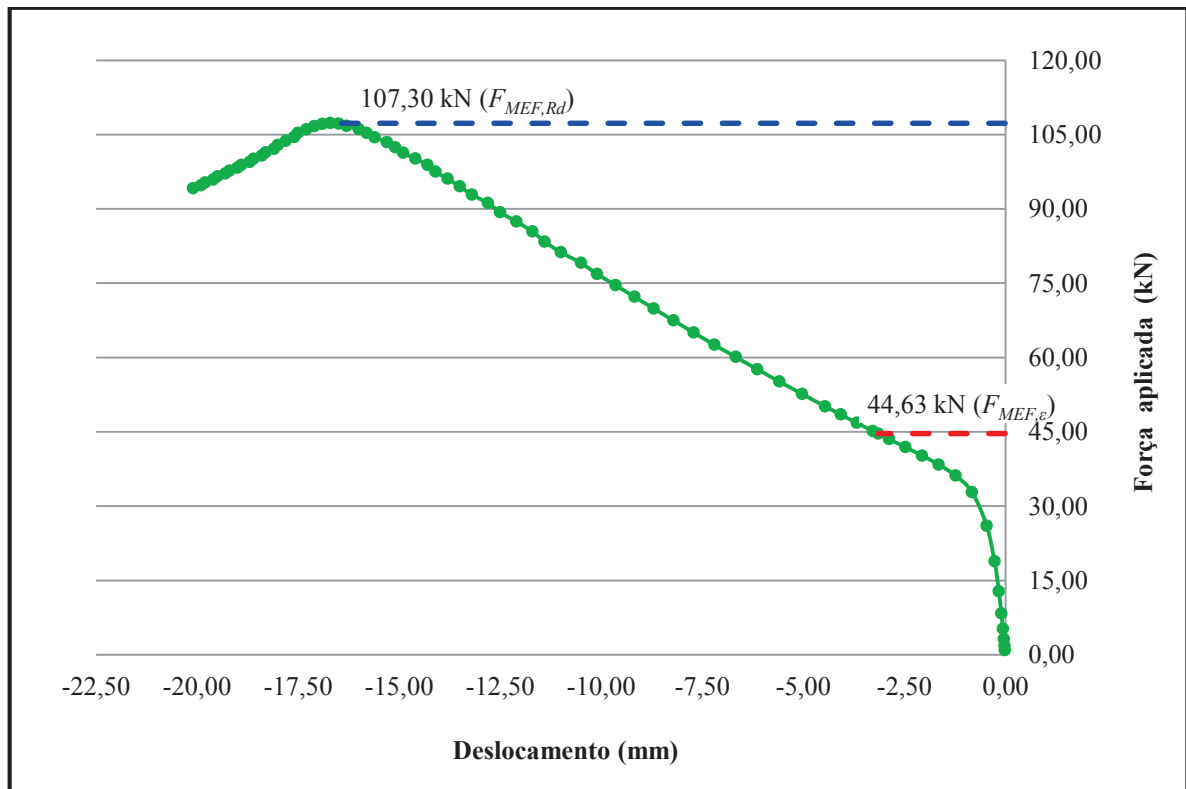


Figura A.12 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-06

A.7 Modelo K-07

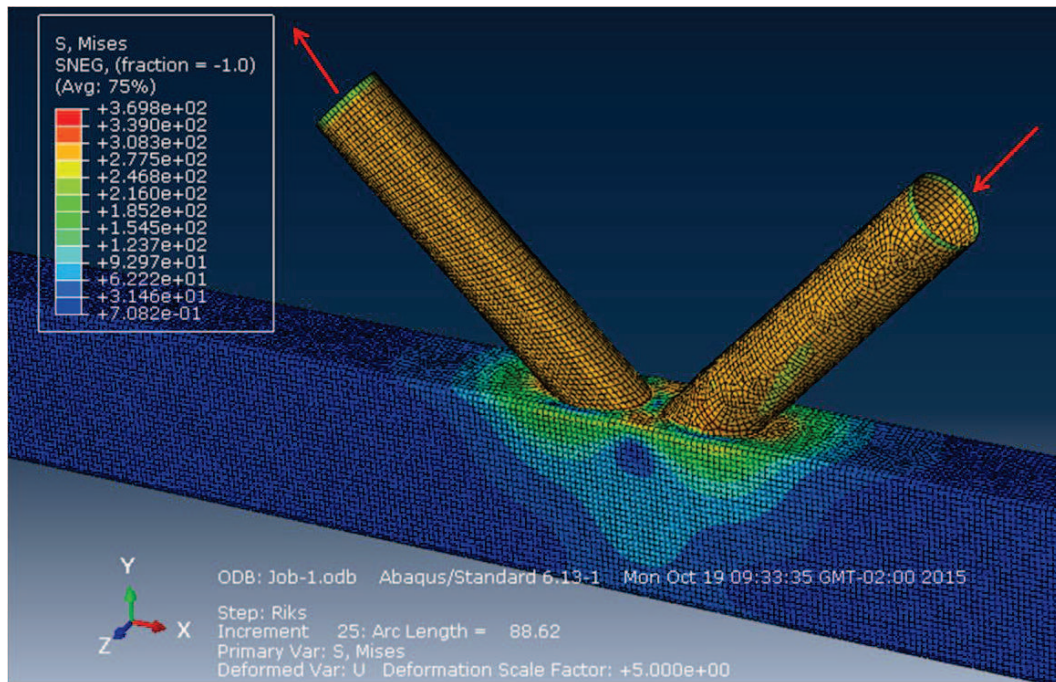


Figura A.13 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-07

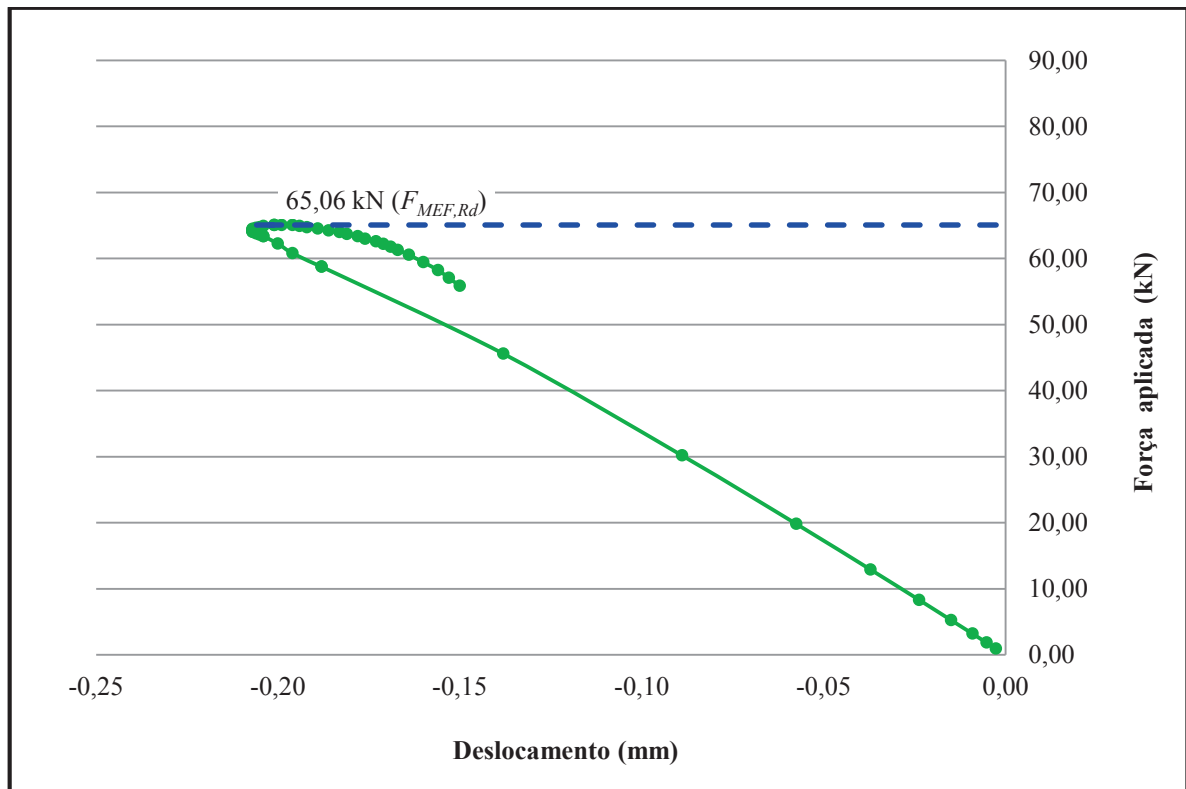


Figura A.14 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-07

A.8 Modelo K-08

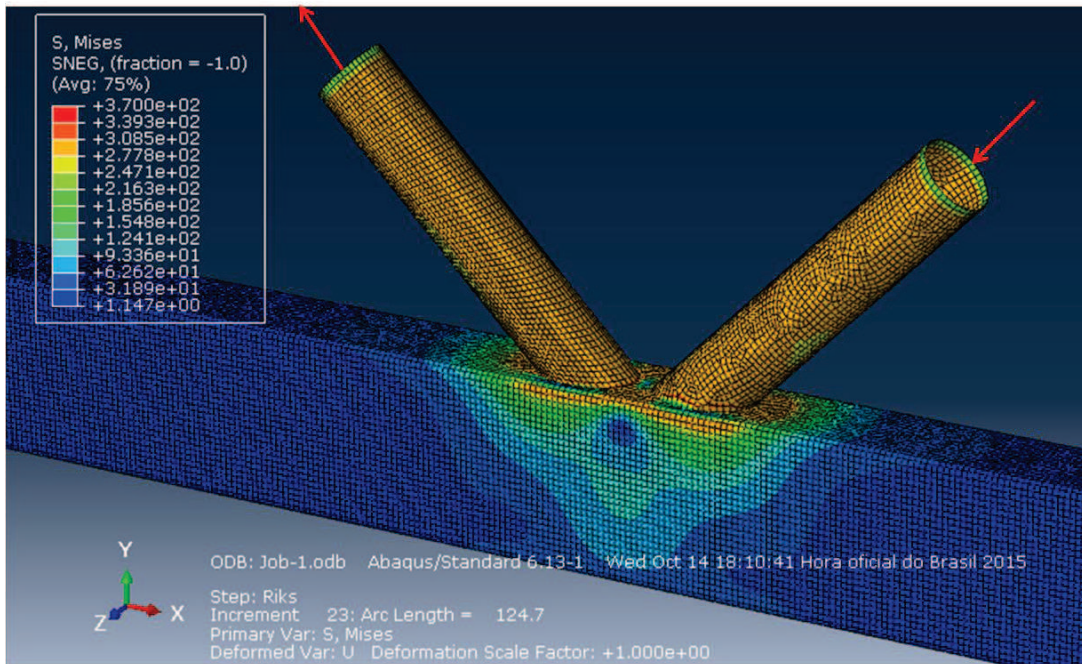


Figura A.15 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-08

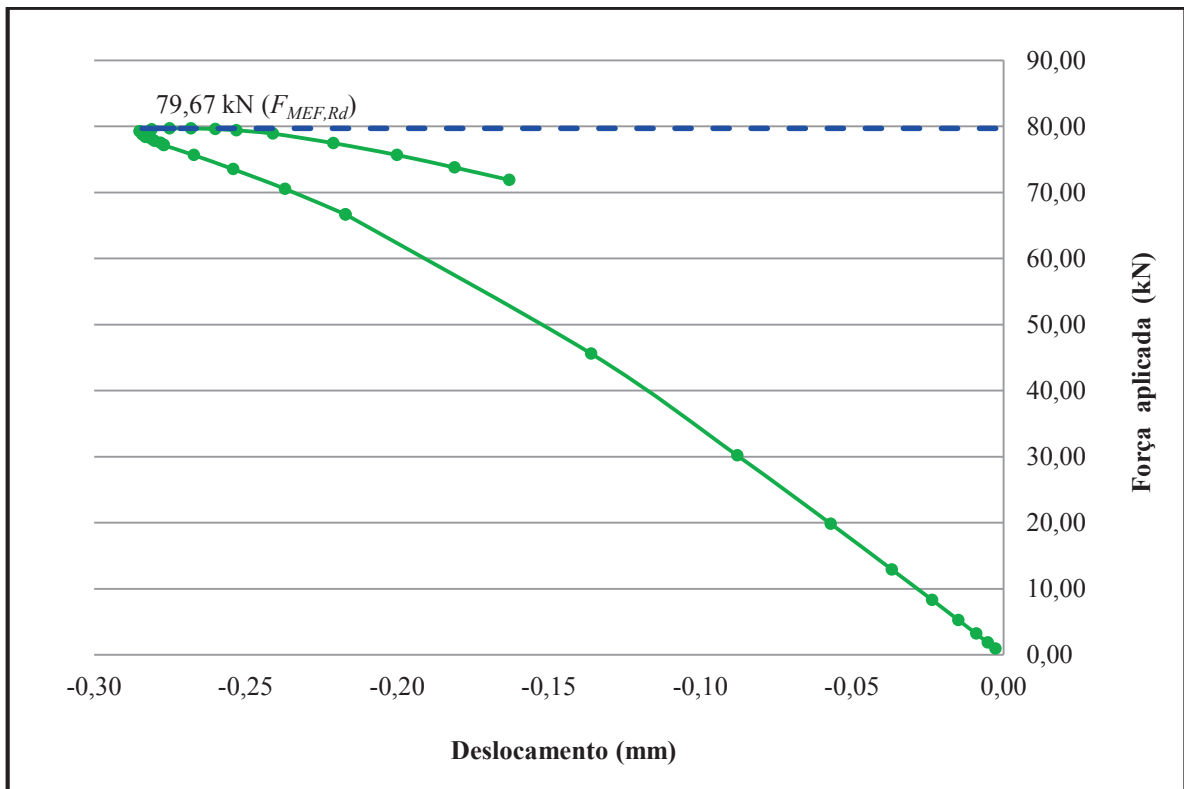


Figura A.16 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-08

A.9 Modelo K-09

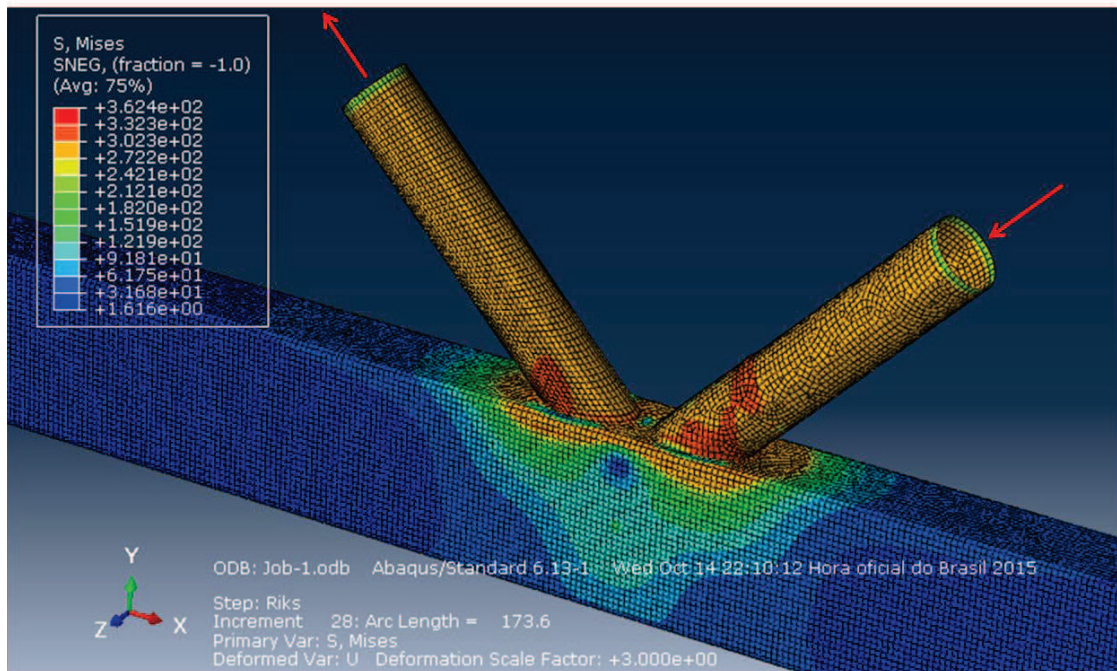


Figura A.17 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-09

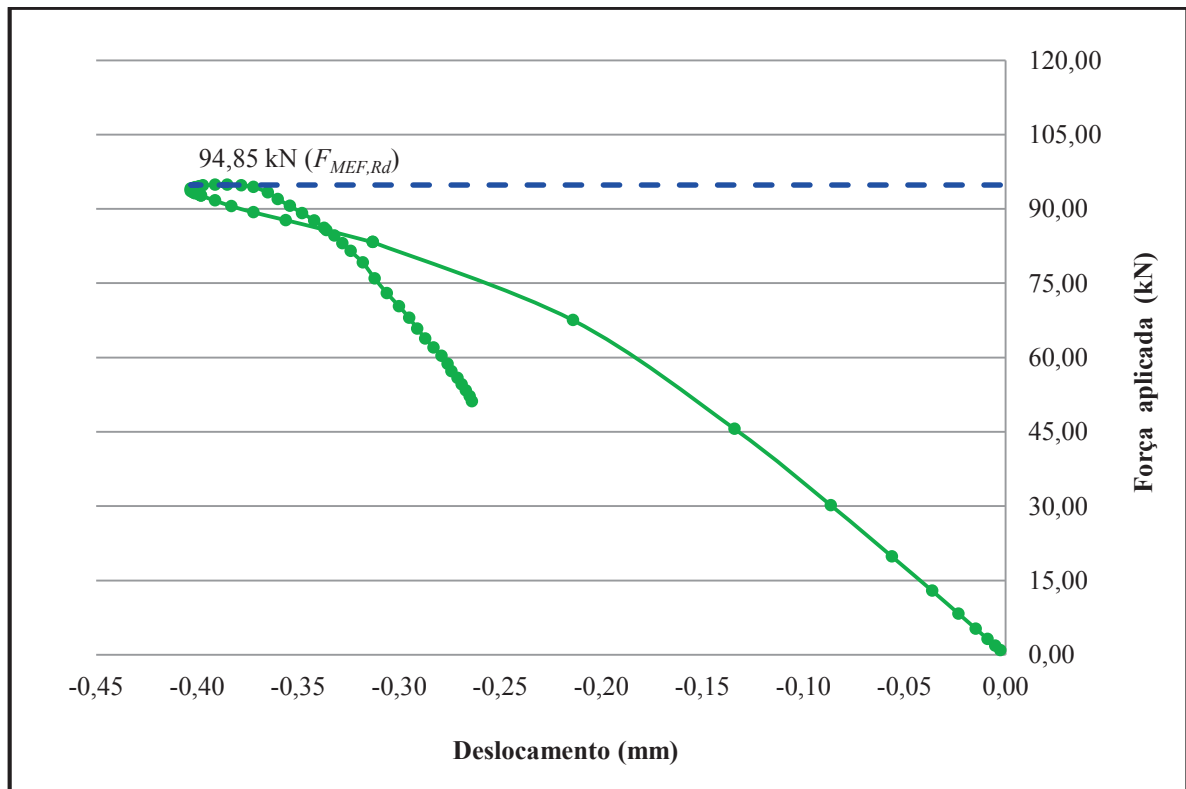


Figura A.18 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-09

A.10 Modelo K-10

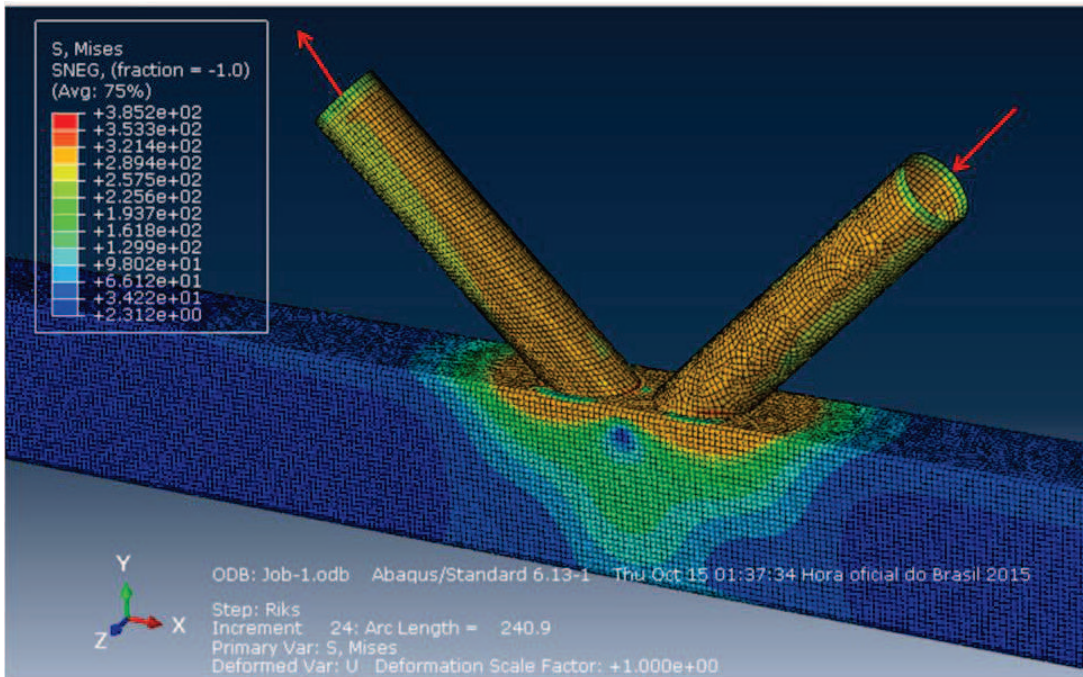


Figura A.19 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-10

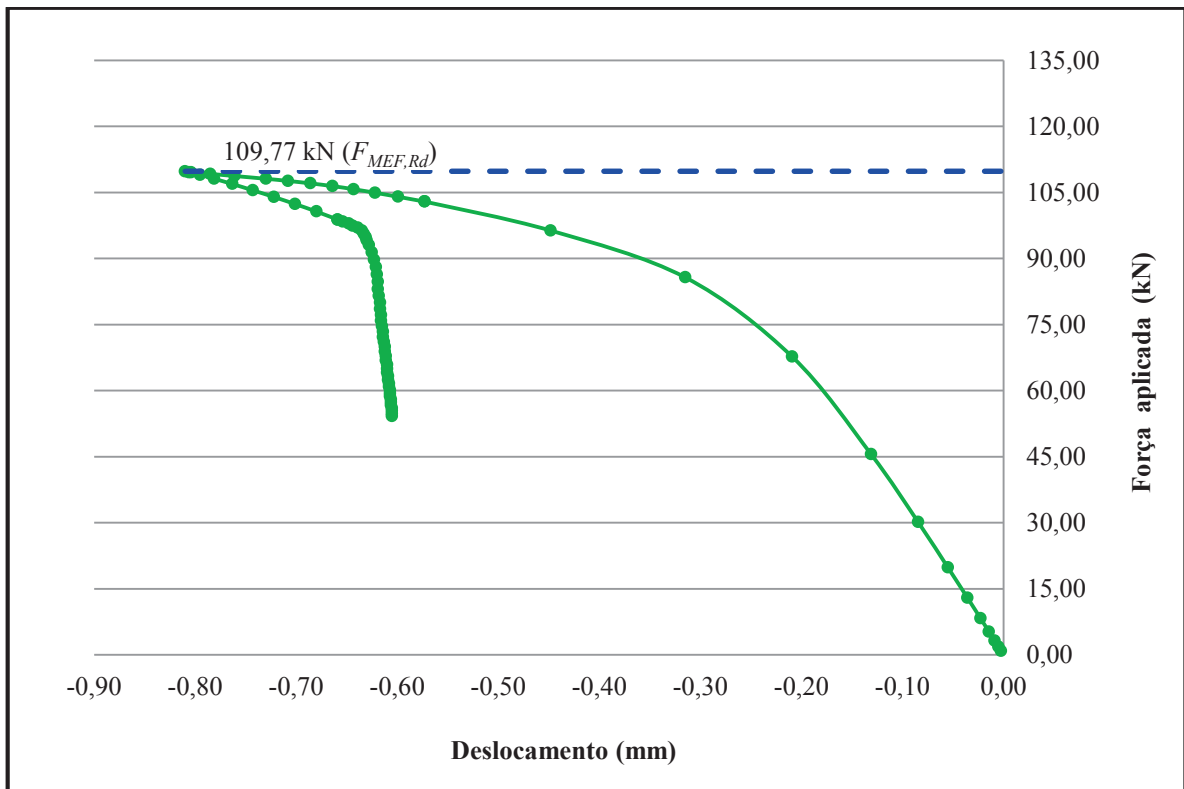


Figura A.20 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-10

A.11 Modelo K-11

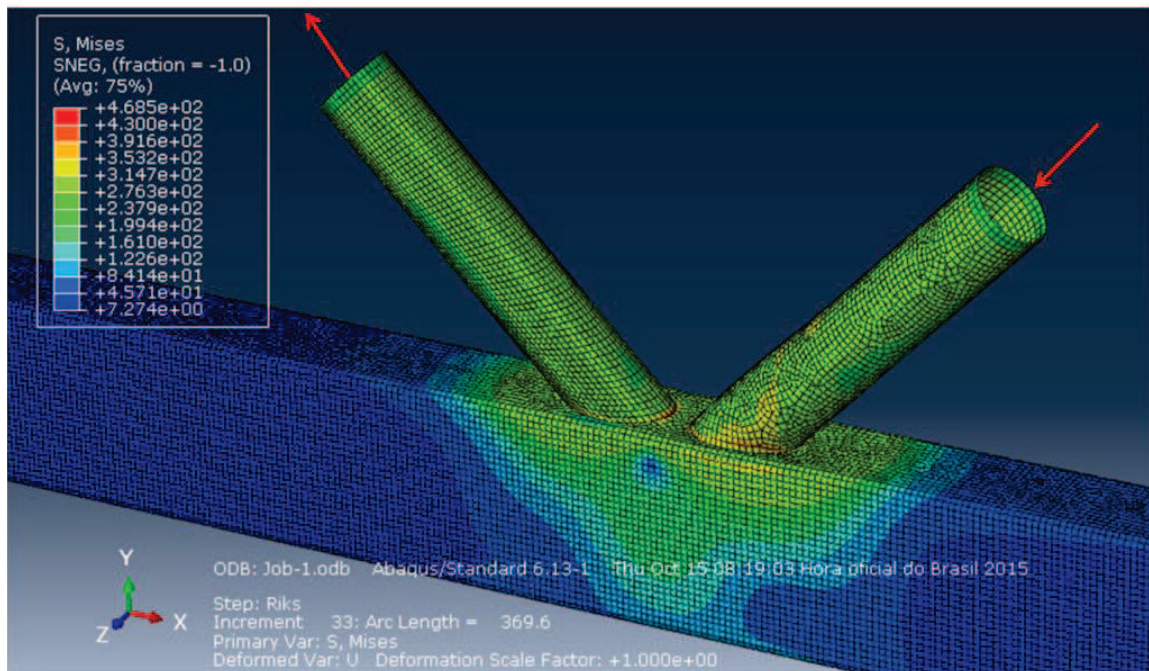


Figura A.21 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-11

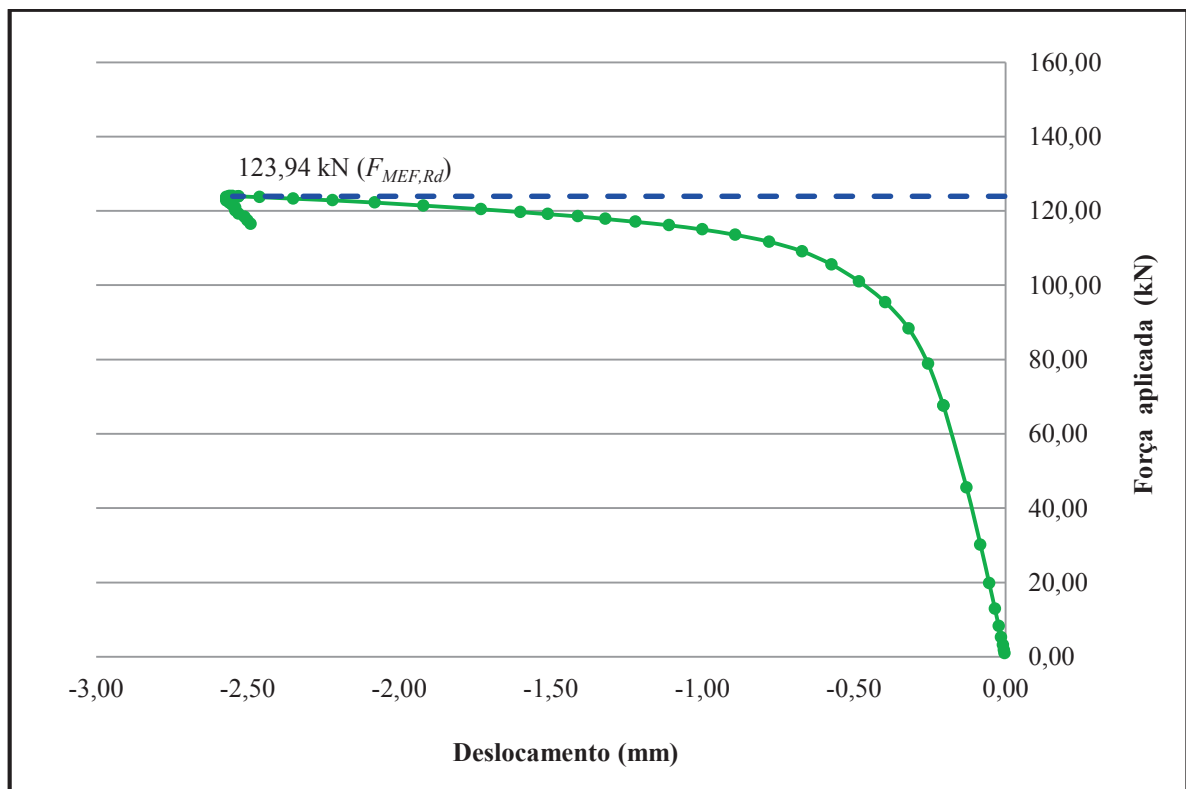


Figura A.22 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-11

A.12 Modelo K-12

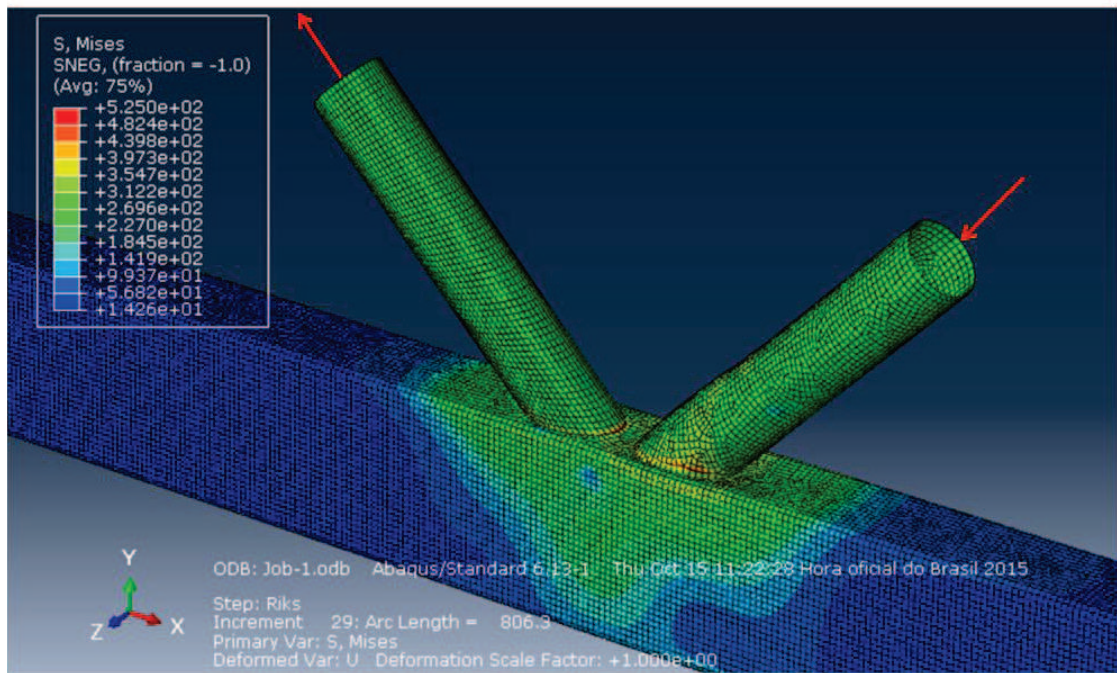


Figura A.23 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-12

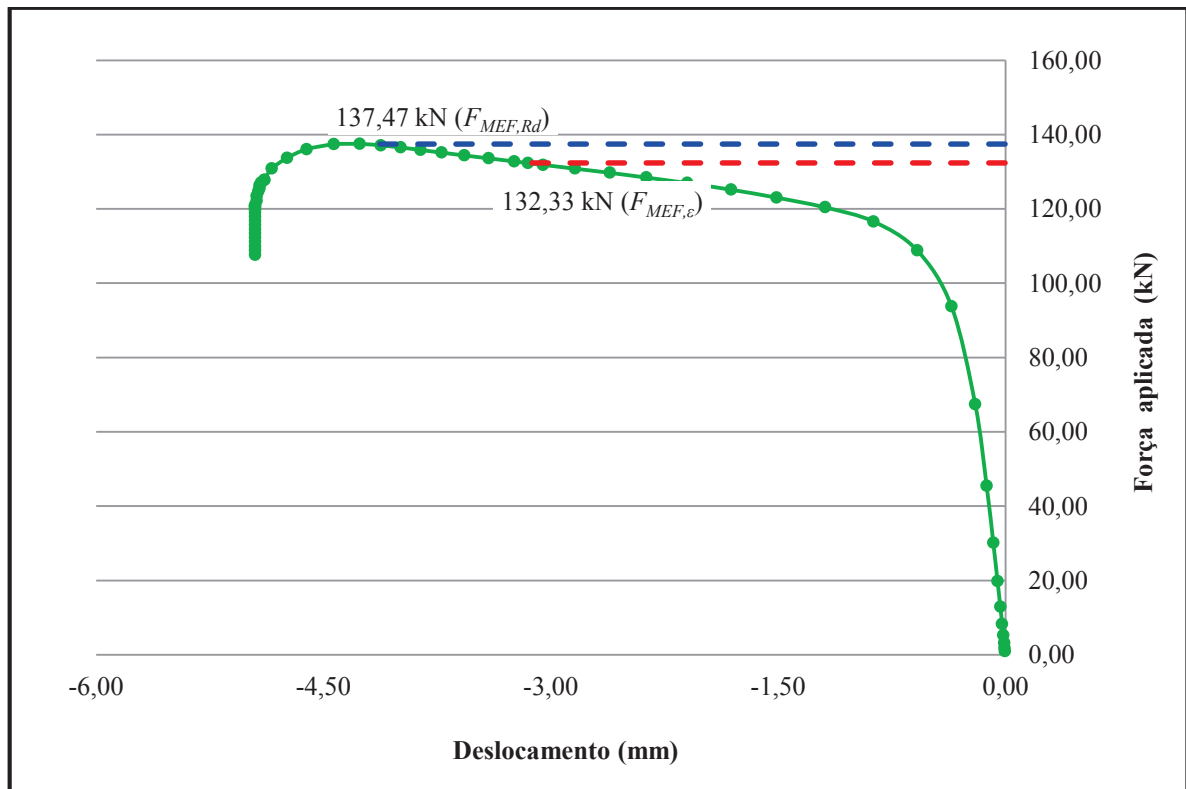


Figura A.24 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-12

A.13 Modelo K-13

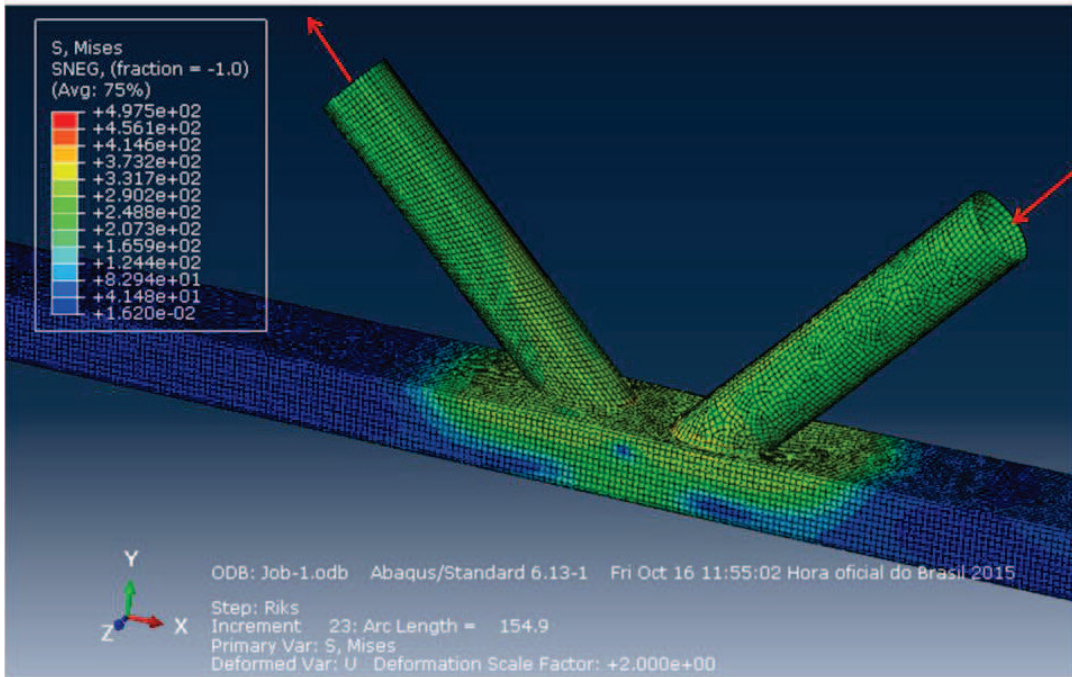


Figura A.25 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-13

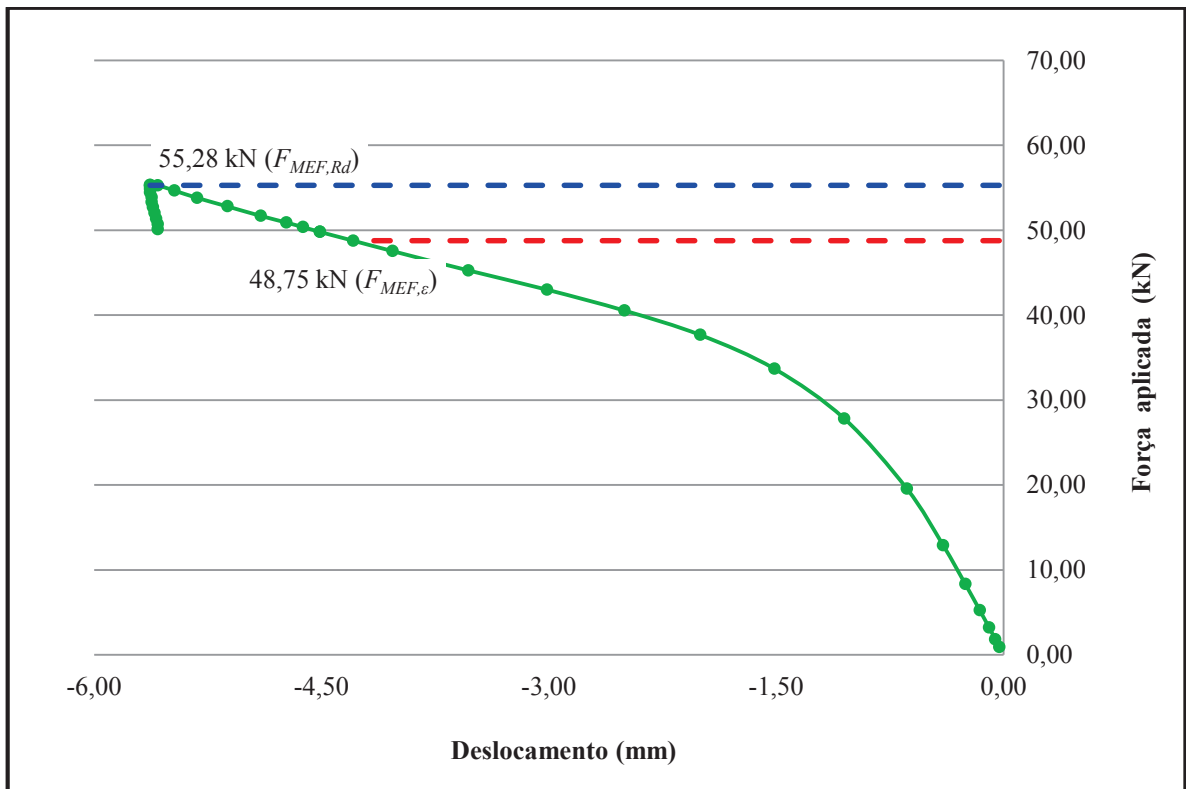


Figura A.26 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-13

A.14 Modelo K-14

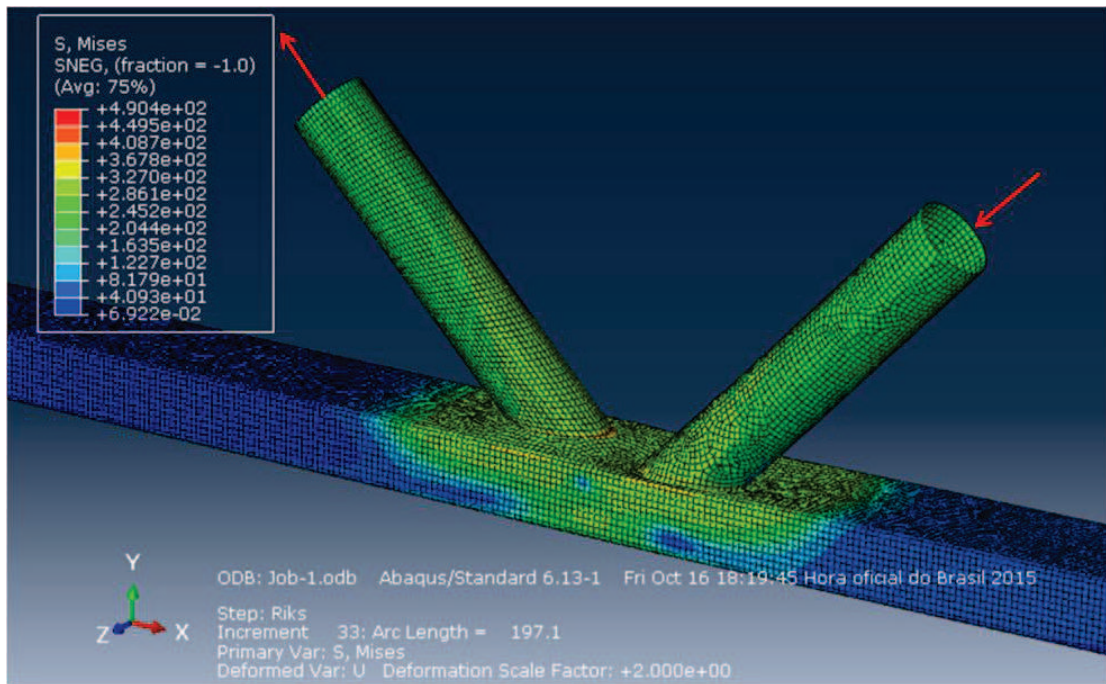


Figura A.27 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-14

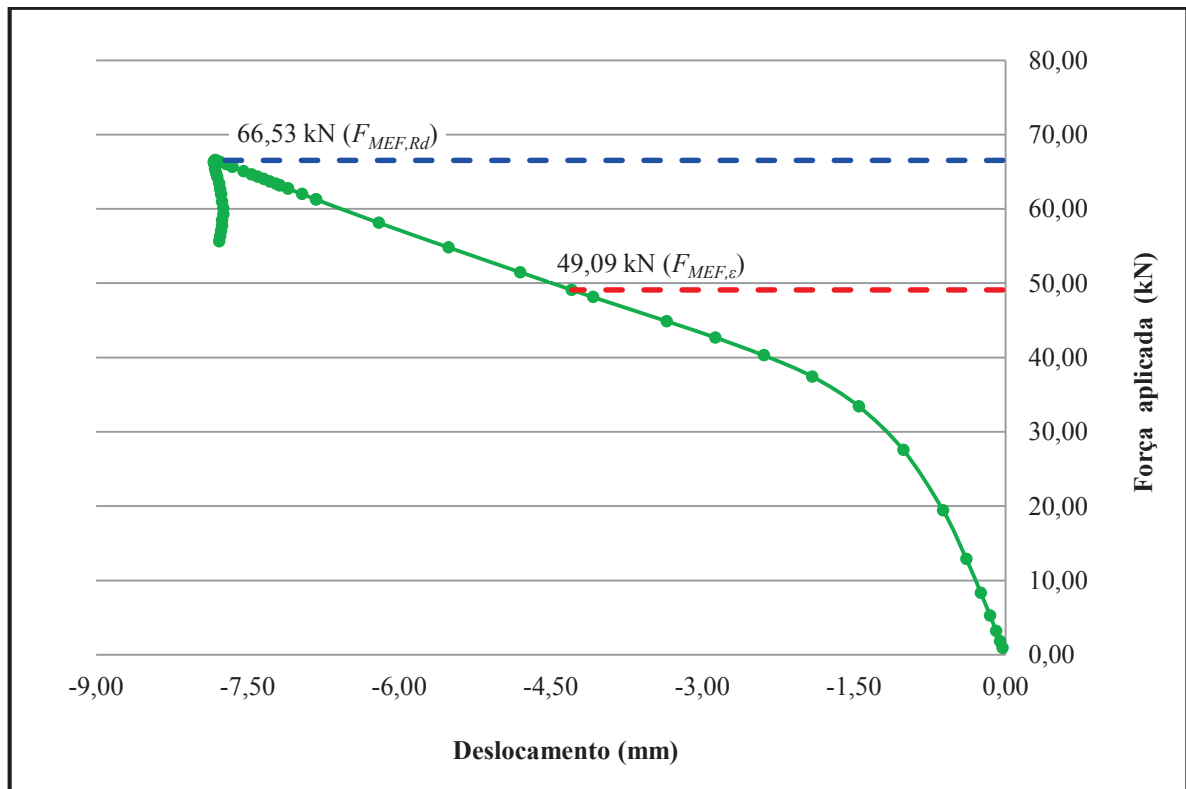


Figura A.28 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-14

A.15 Modelo K-15

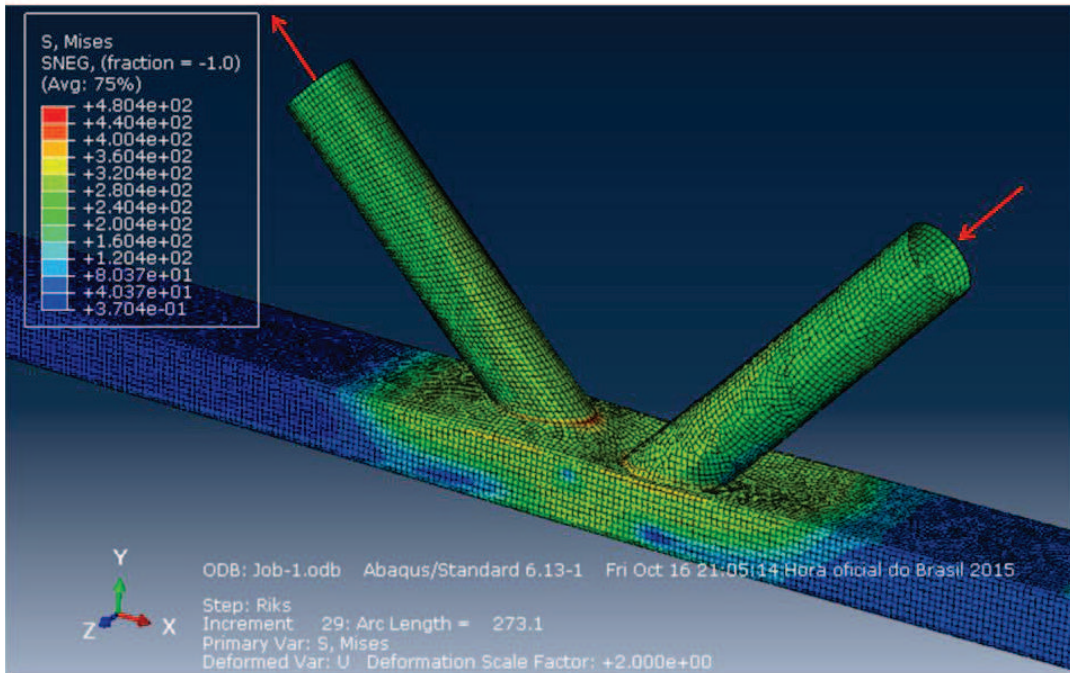


Figura A.29 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-15

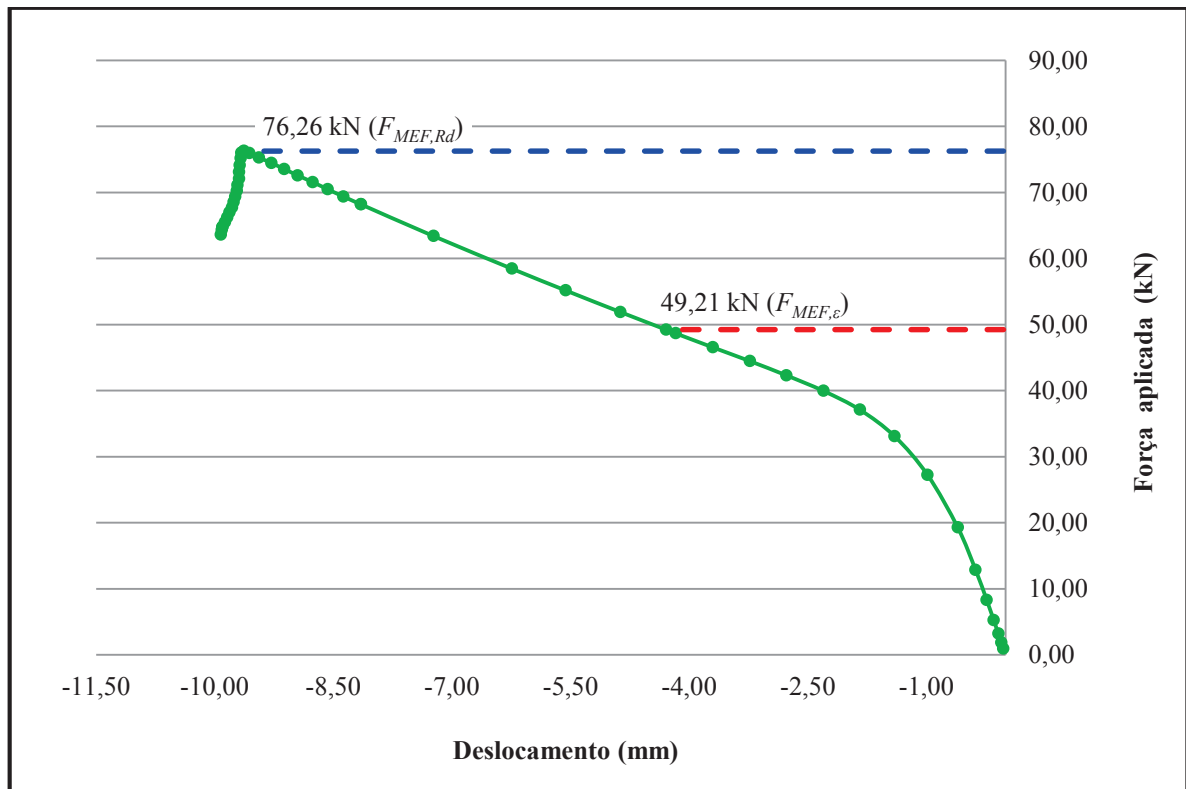


Figura A.30 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-15

A.16 Modelo K-16

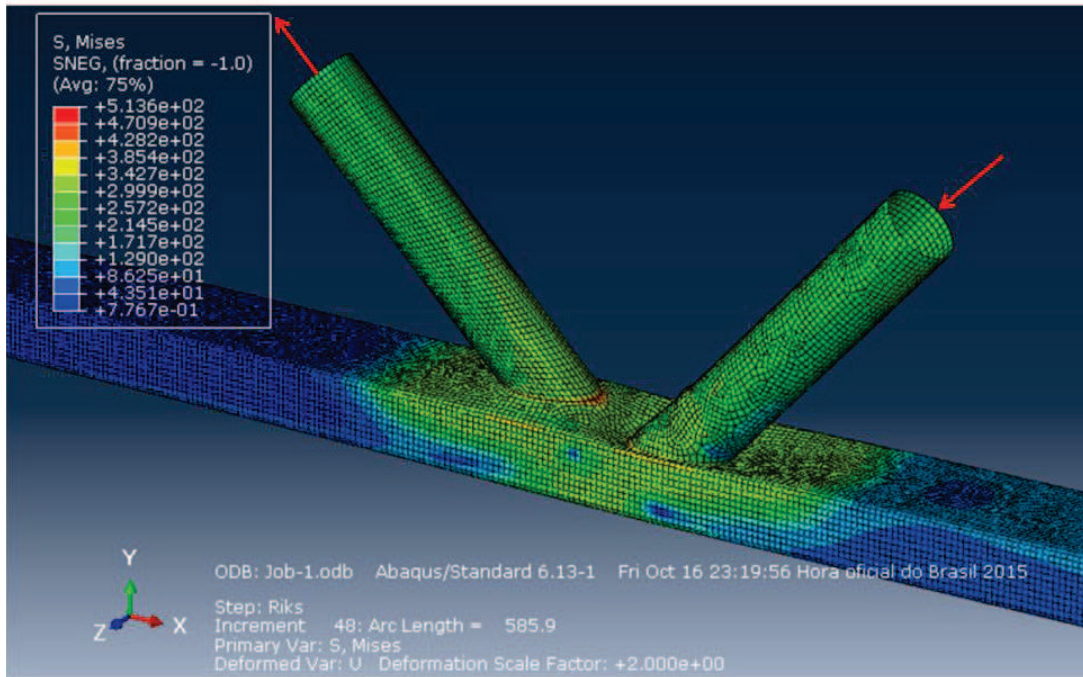


Figura A.31 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-16

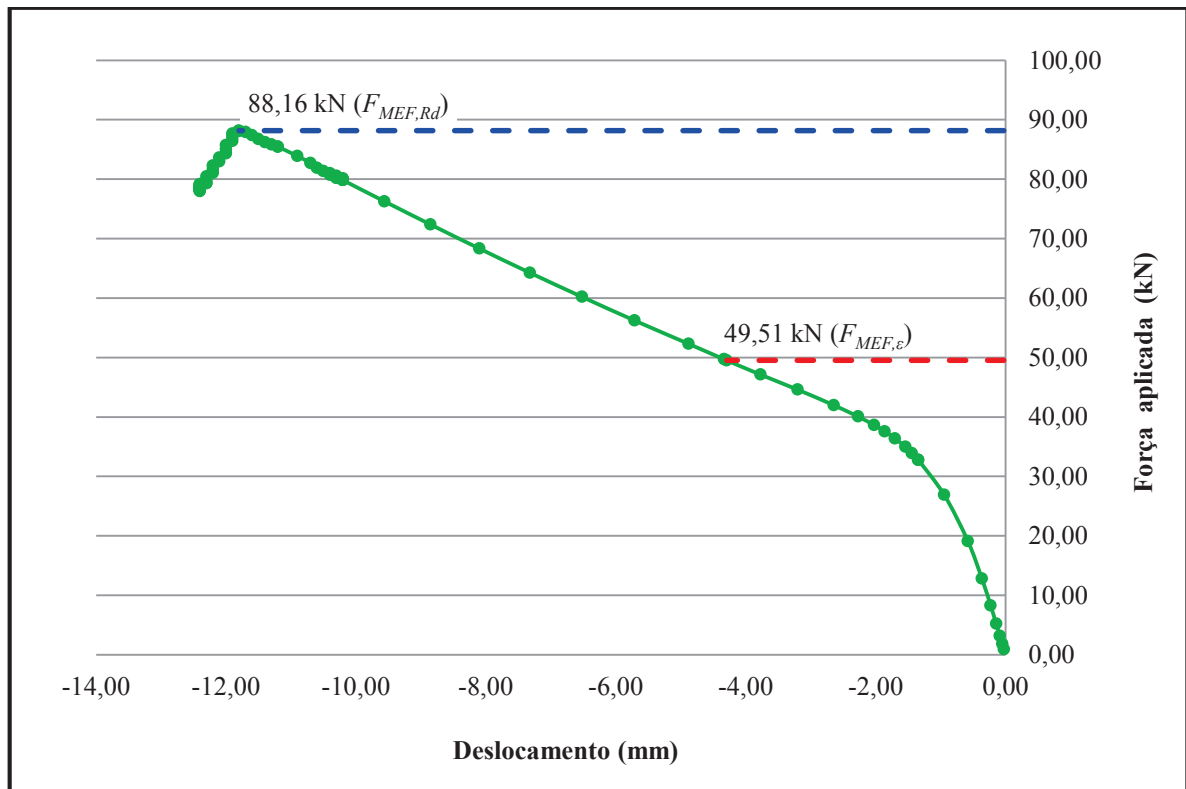


Figura A.32 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-16

A.17 Modelo K-17

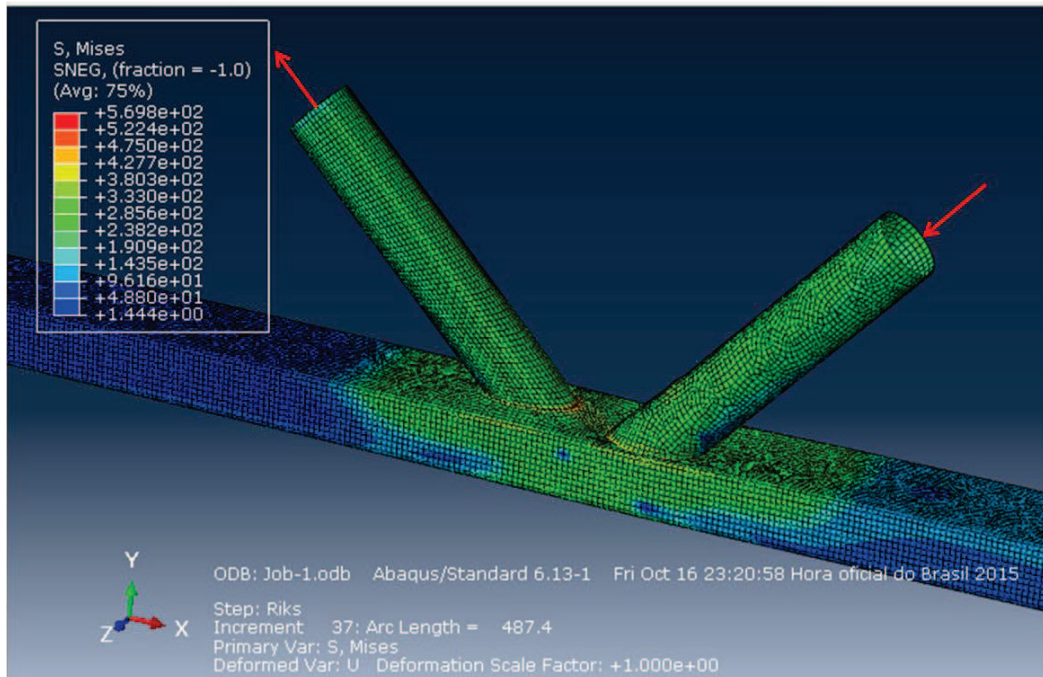


Figura A.33 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-17

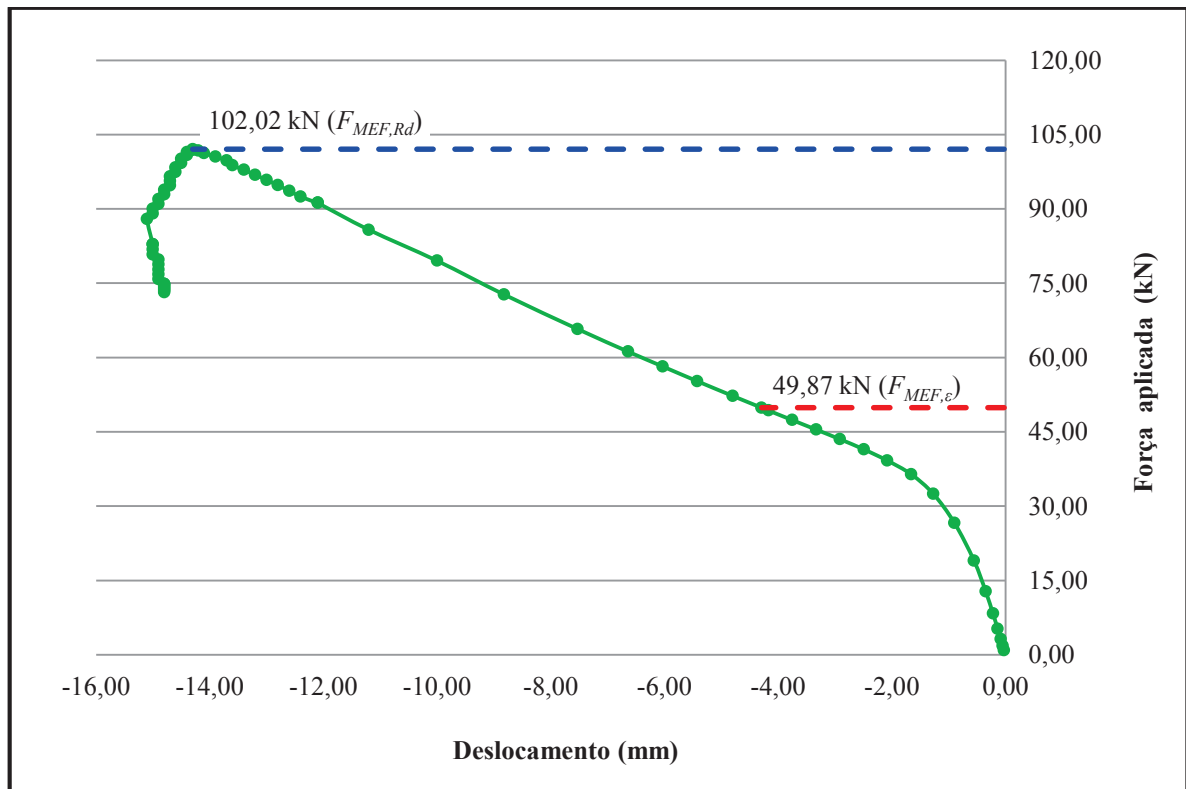


Figura A.34 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-17

A.18 Modelo K-18

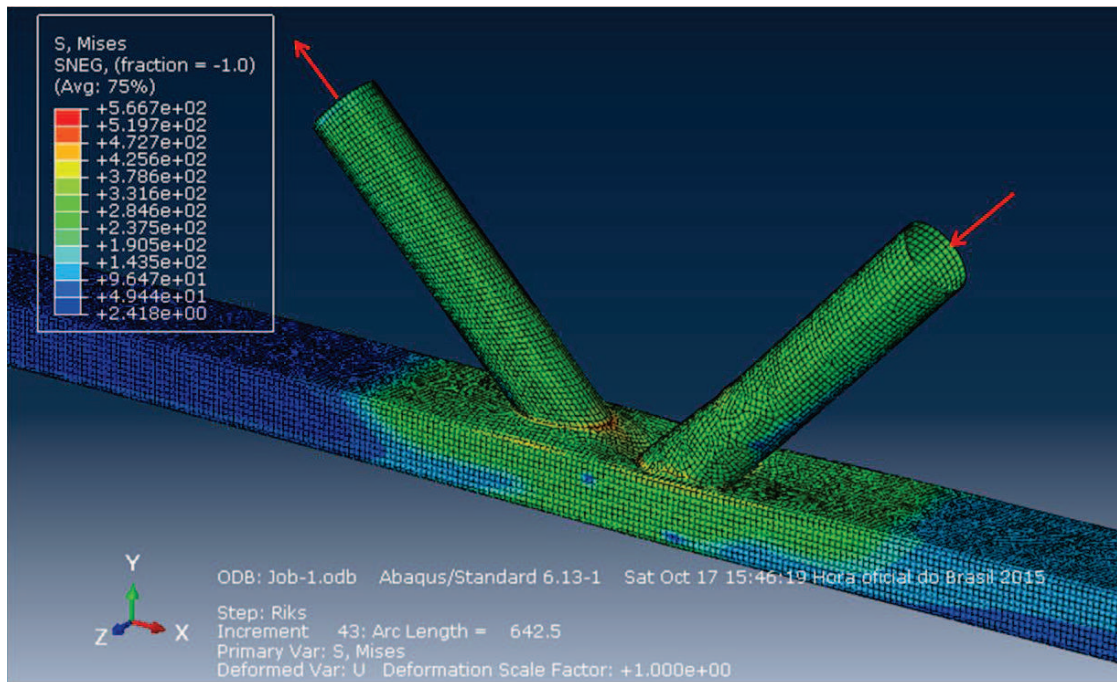


Figura A.35 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-18

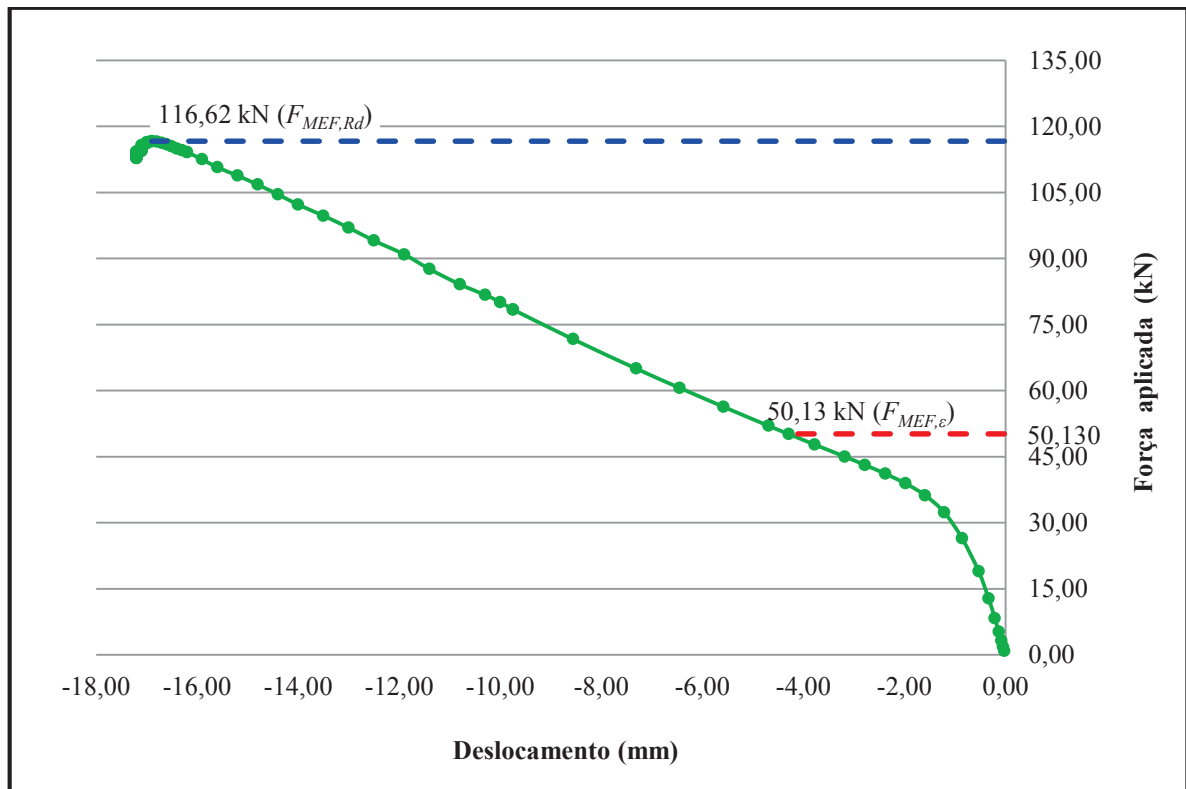


Figura A.36 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-18

A.19 Modelo K-19

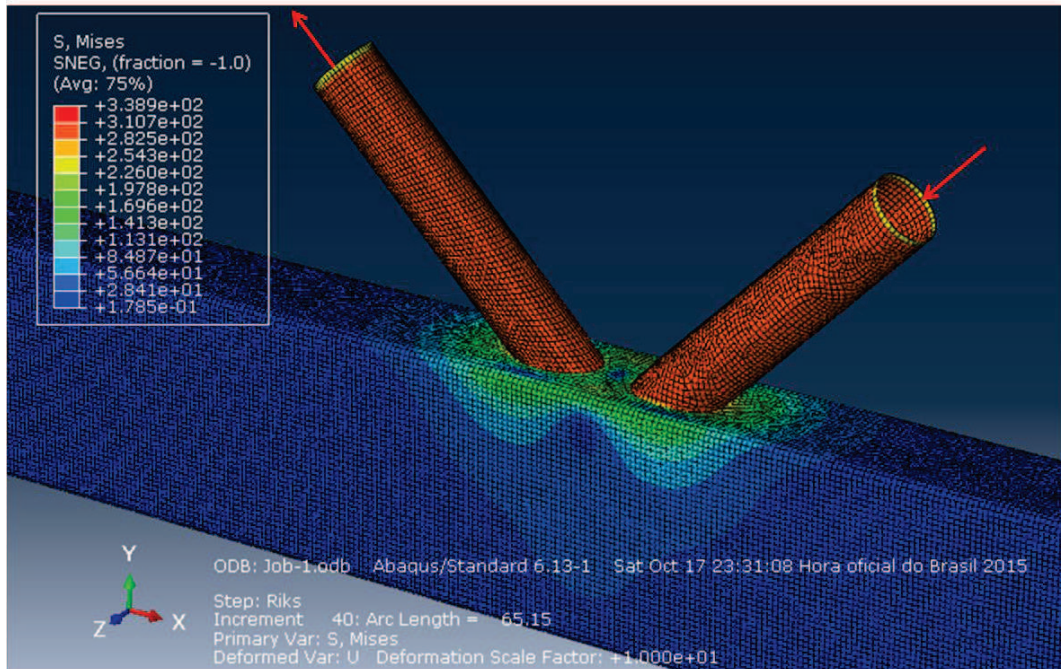


Figura A.37 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-19

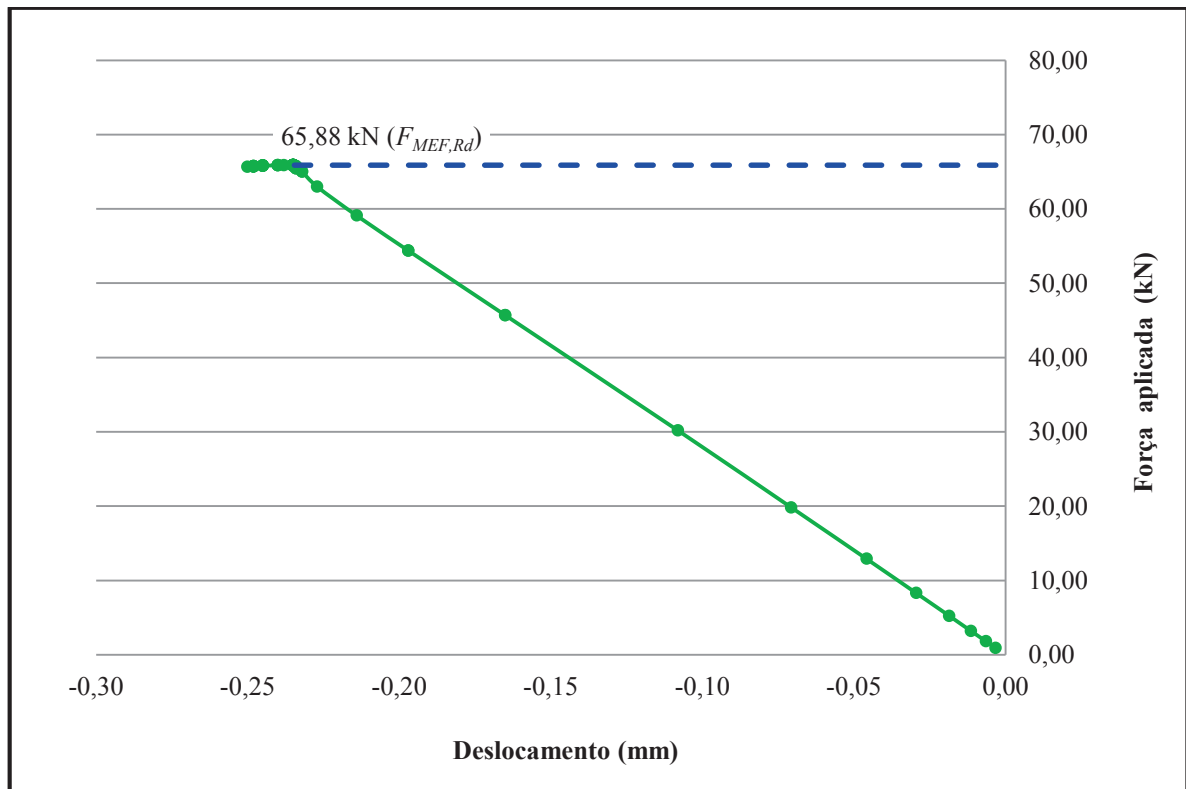


Figura A.38 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-19

A.20 Modelo K-20

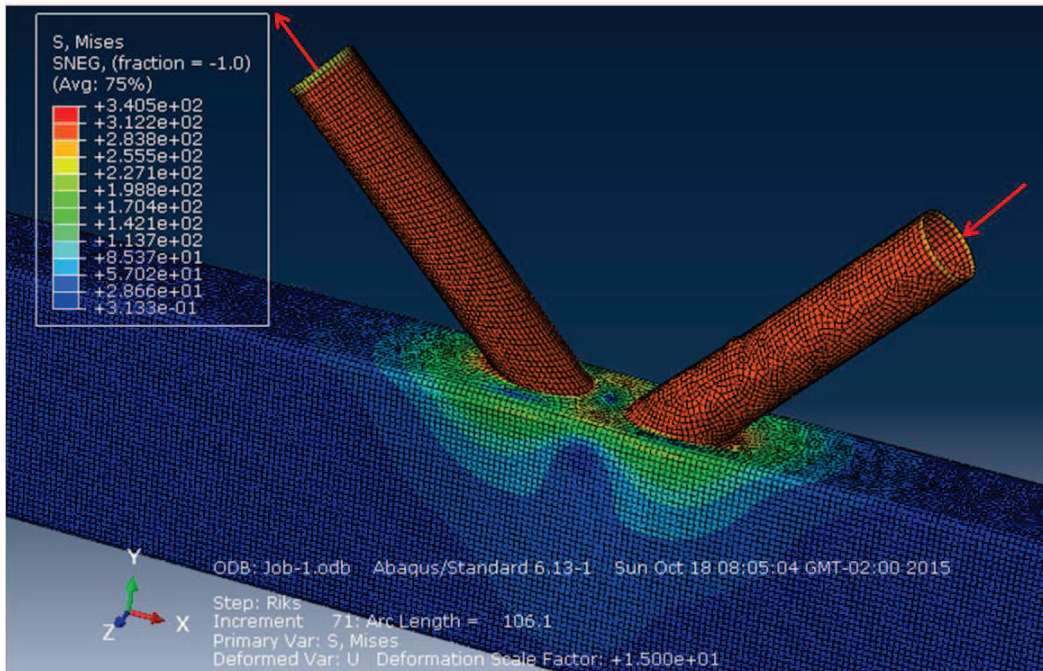


Figura A.39 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-20

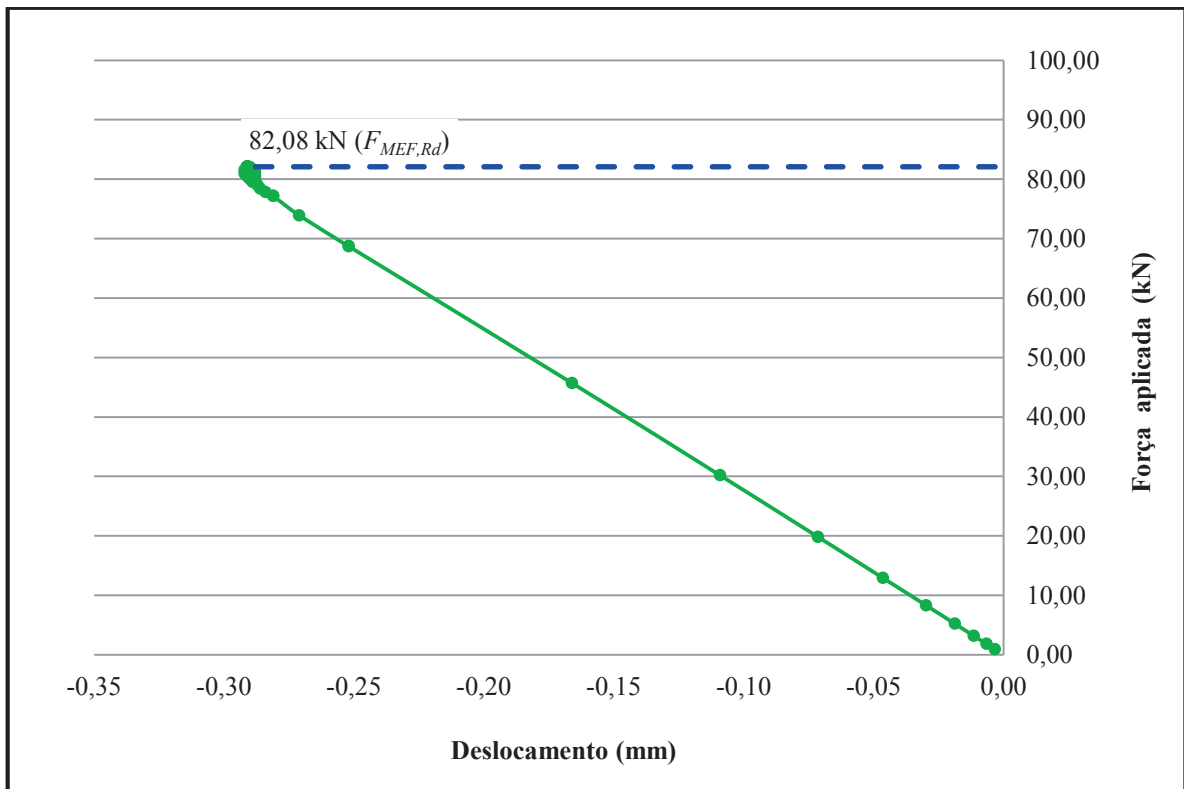


Figura A.40 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-20

A.21 Modelo K-21

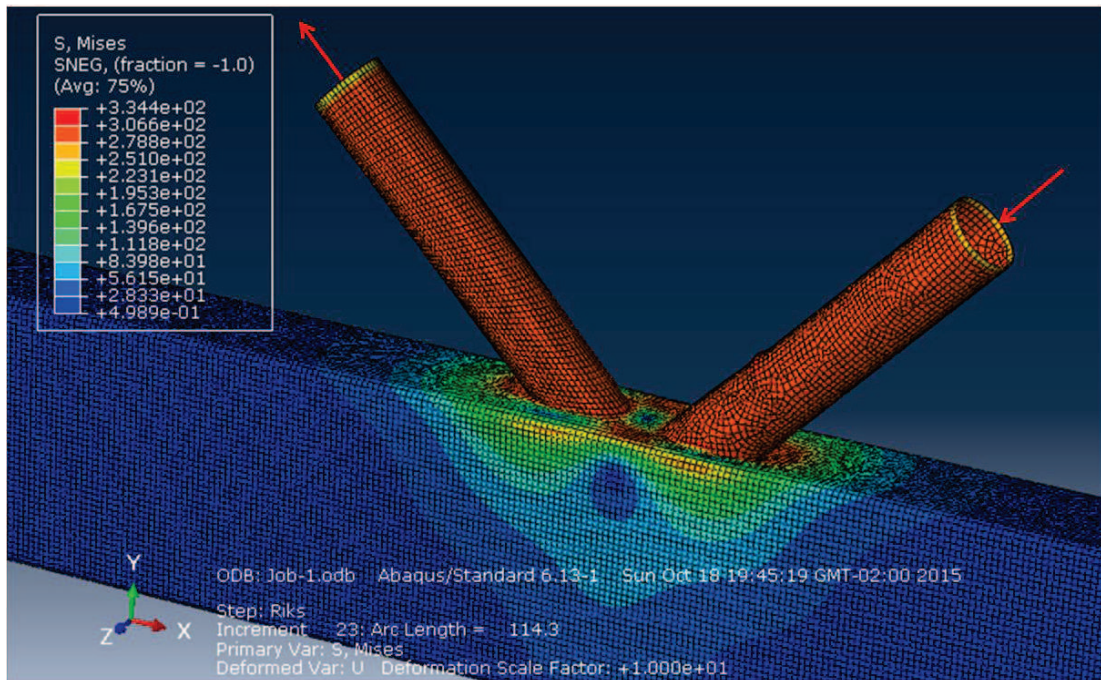


Figura A.41 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-21

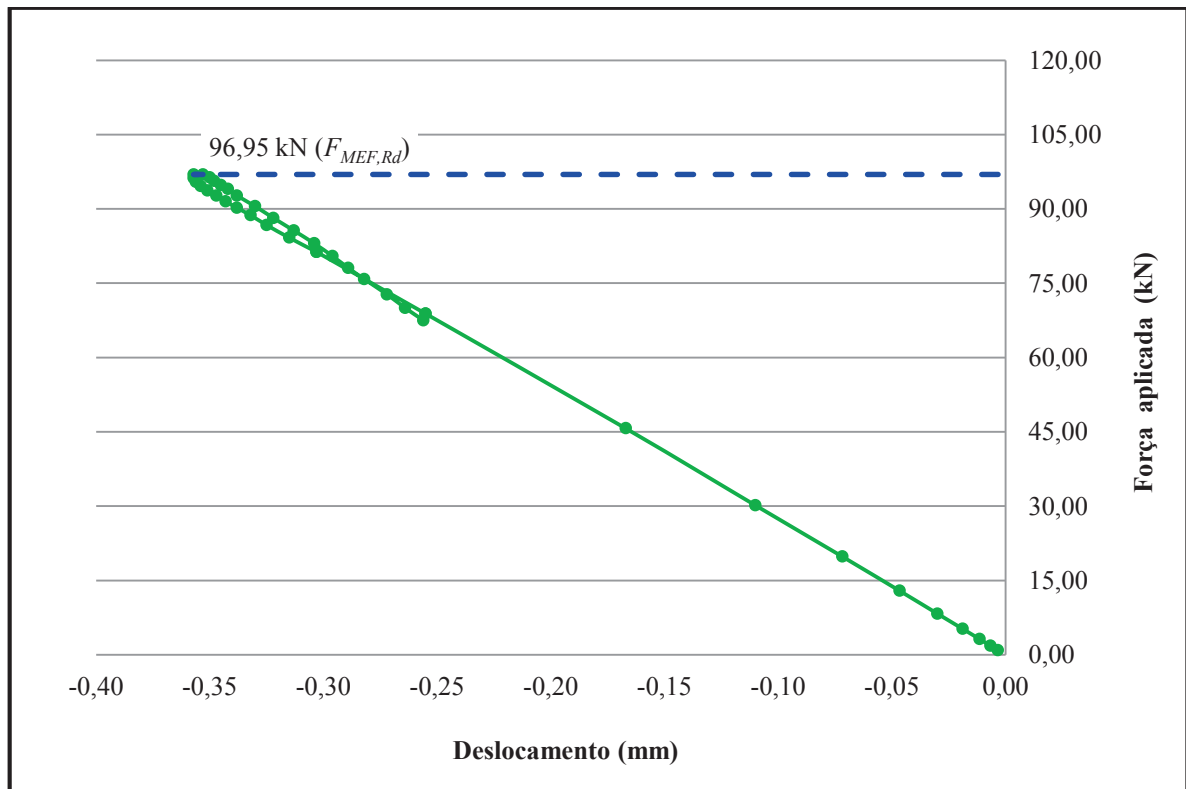


Figura A.42 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-21

A.22 Modelo K-22

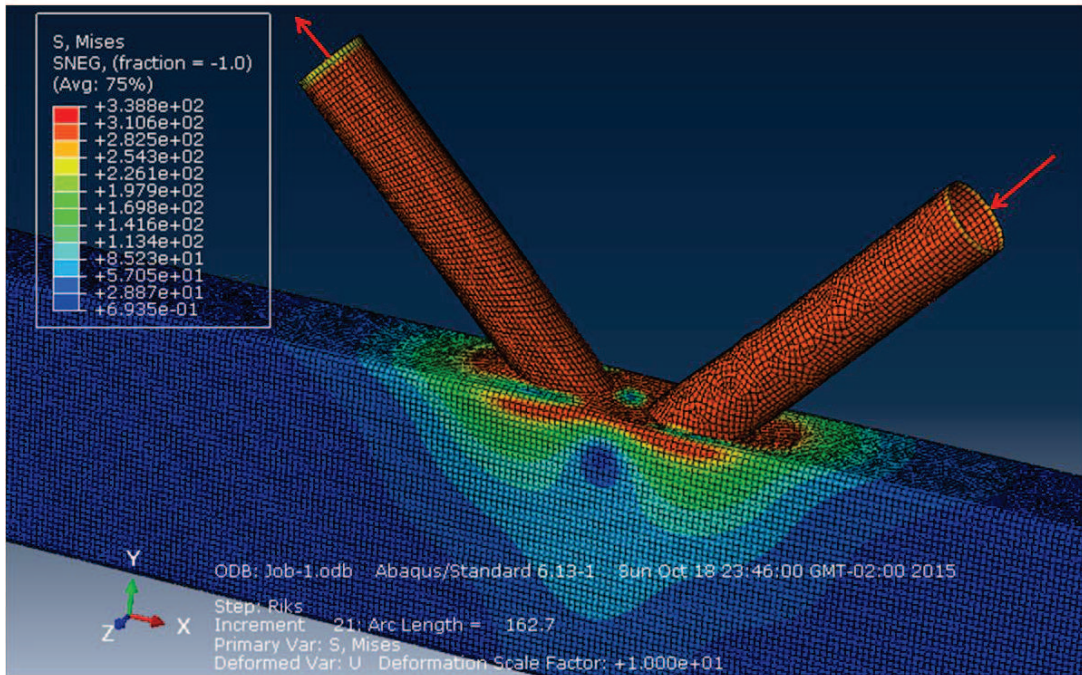


Figura A.43 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-22

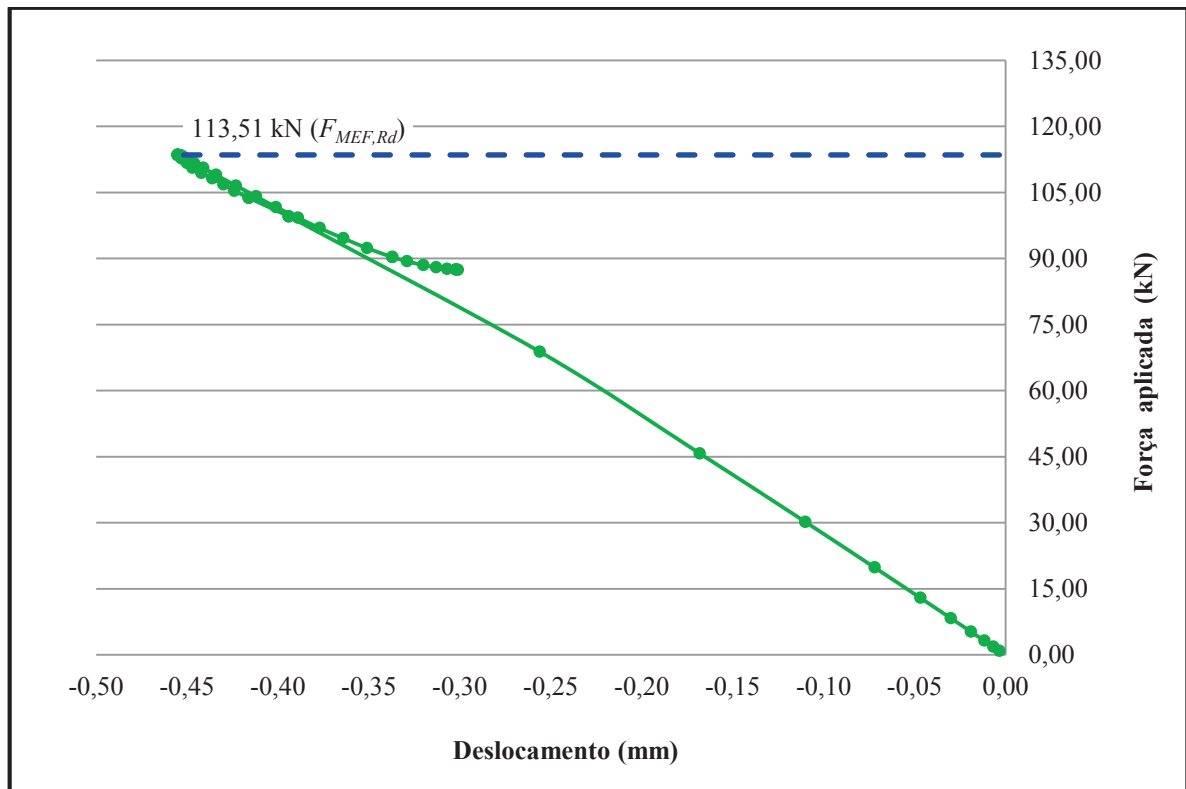


Figura A.44 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-22

A.23 Modelo K-23

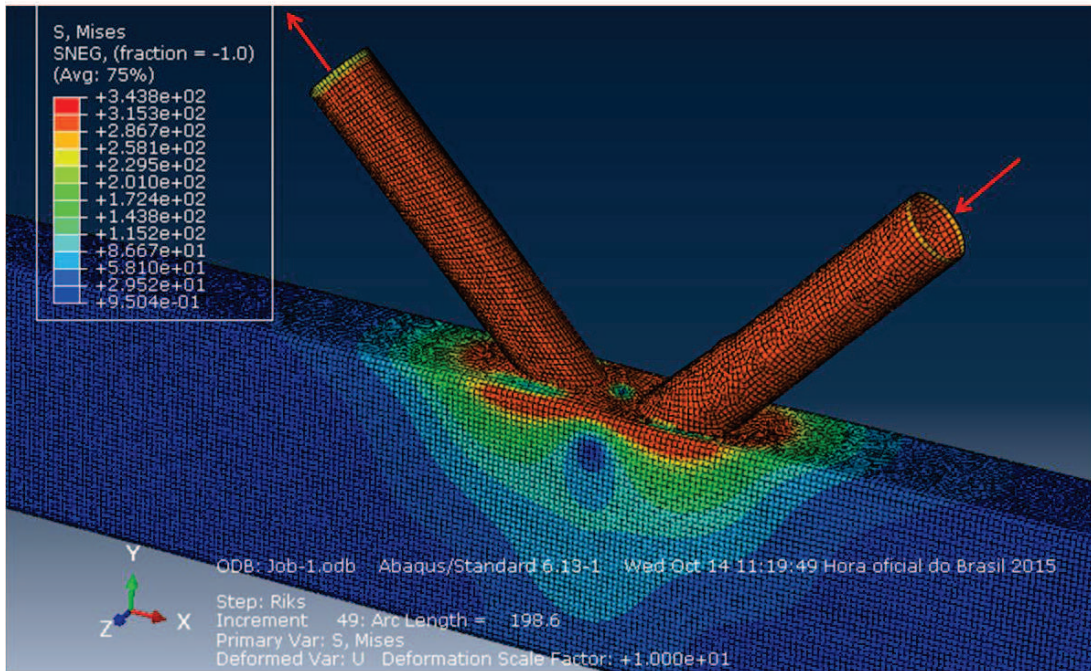


Figura A.45 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-23

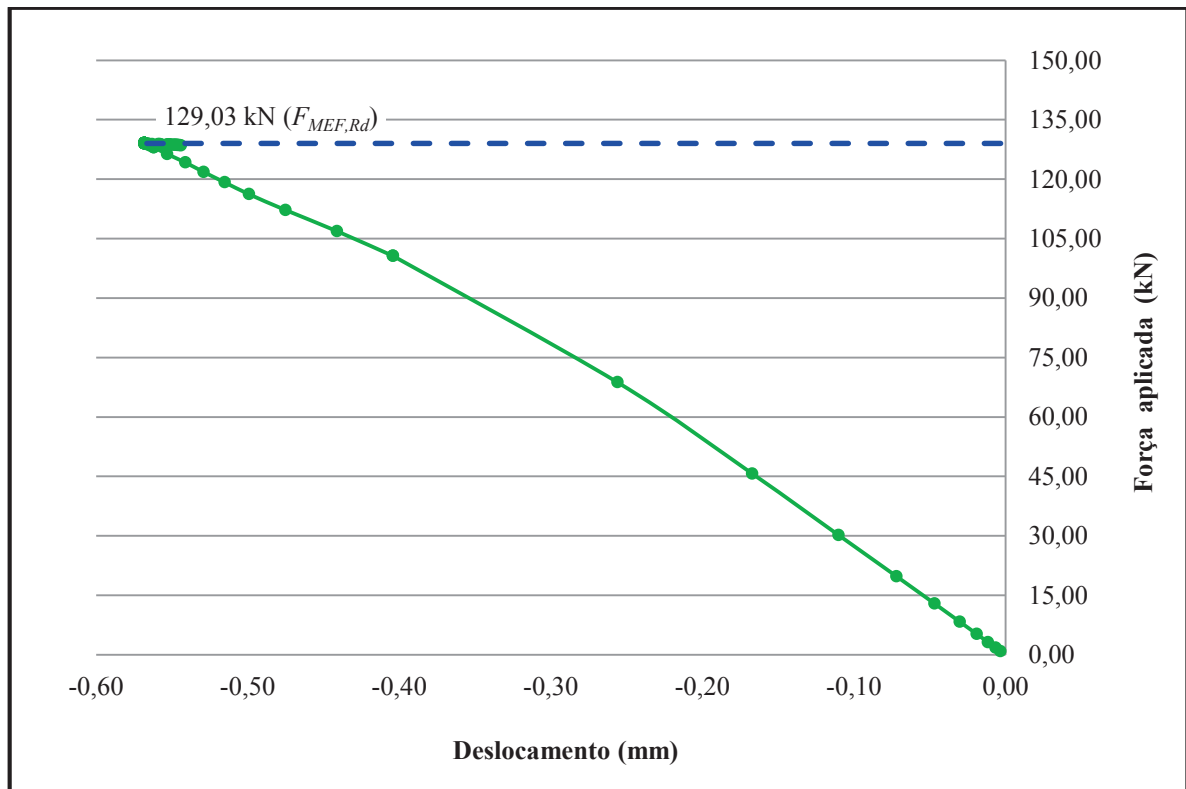


Figura A.46 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-23

A.24 Modelo K-24

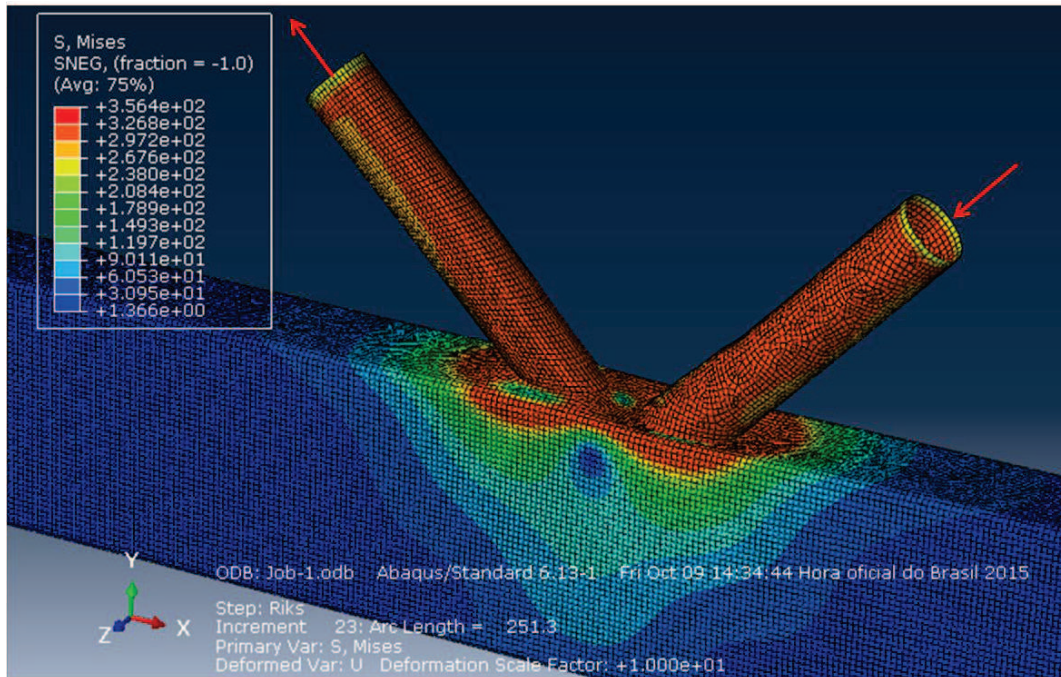


Figura A.47 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-24

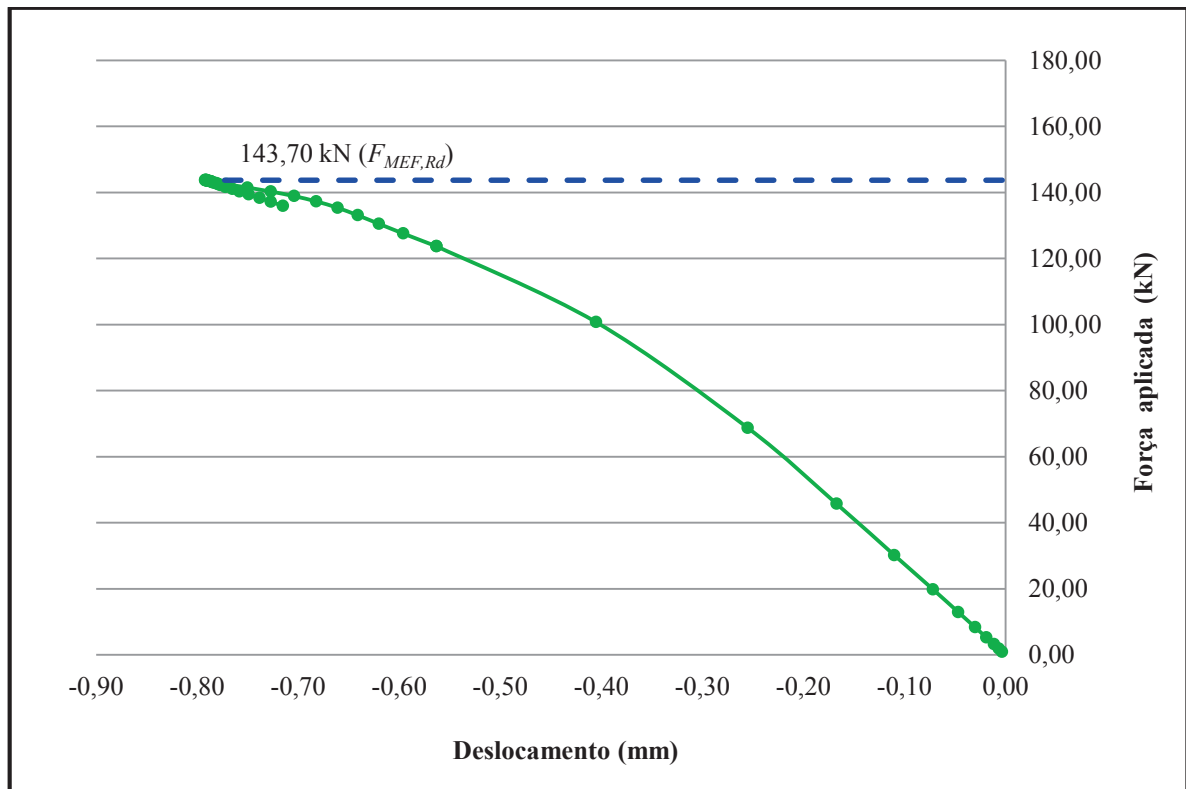


Figura A.48 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-24

A.25 Modelo K-25

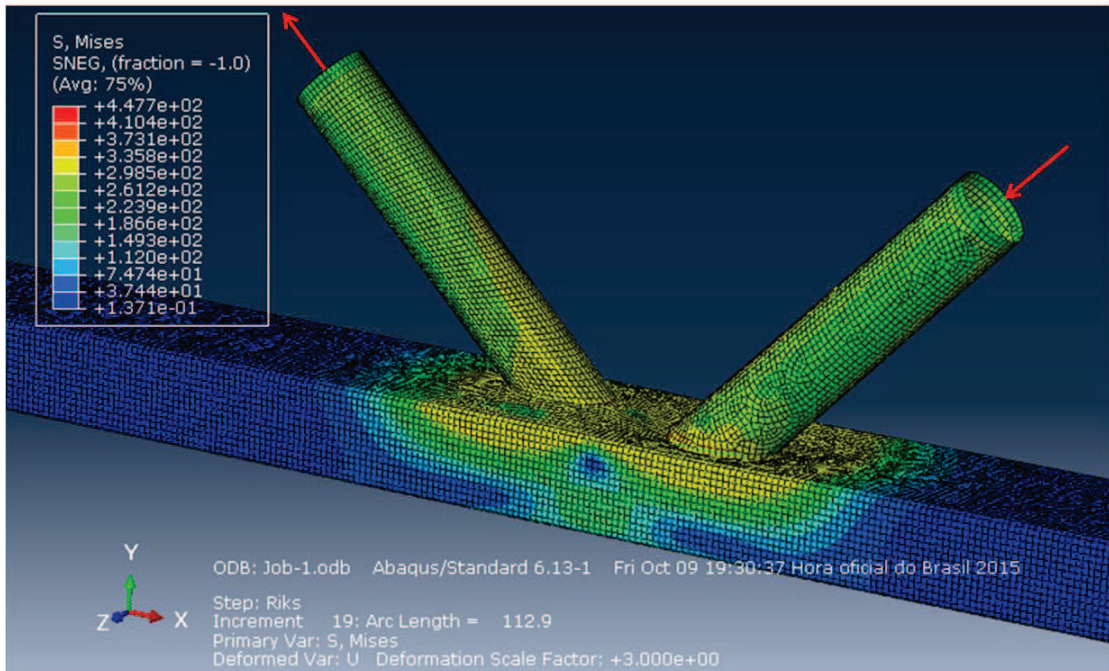


Figura A.49 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-25

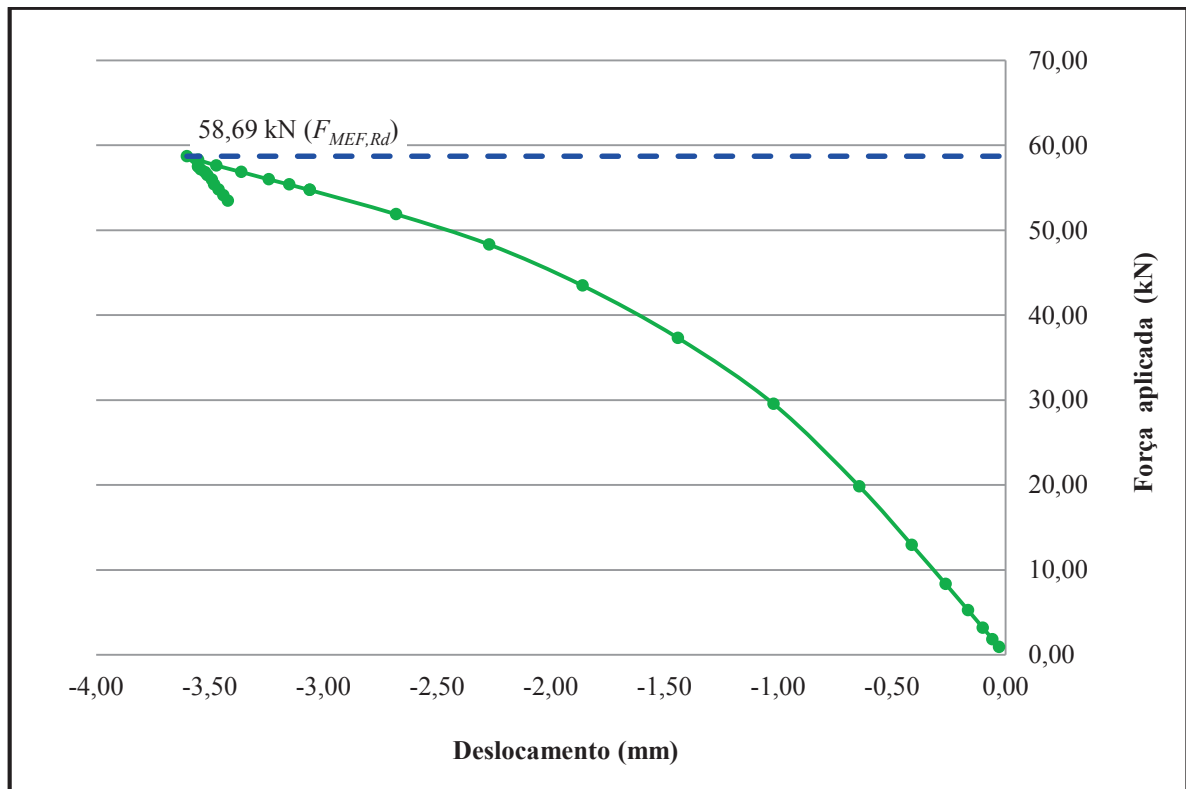


Figura A.50 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-25

A.26 Modelo K-26

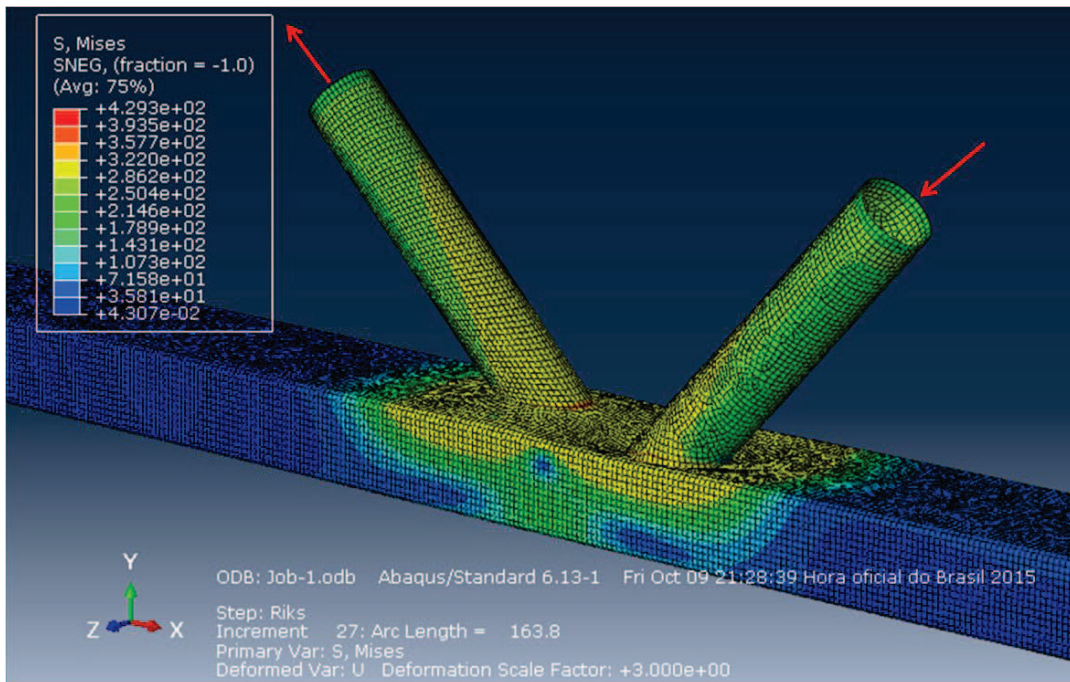


Figura A.51 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-26

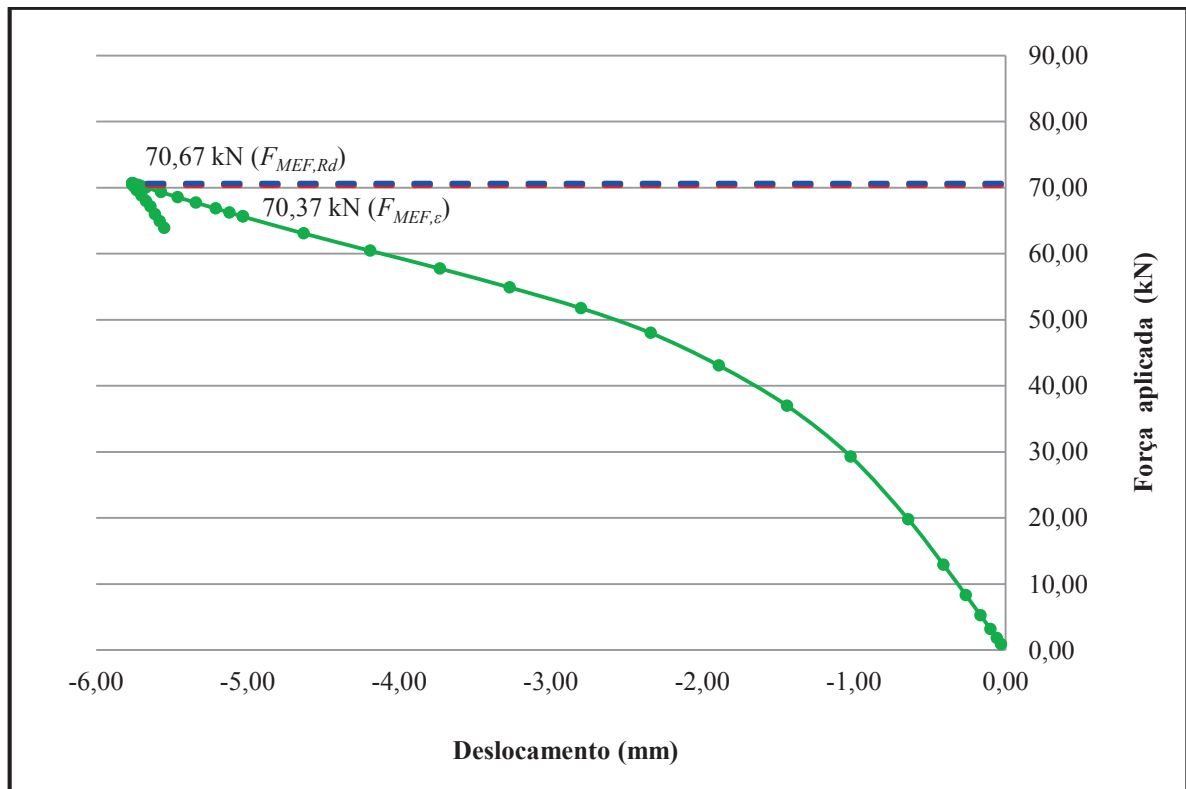


Figura A.52 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-26

A.27 Modelo K-27

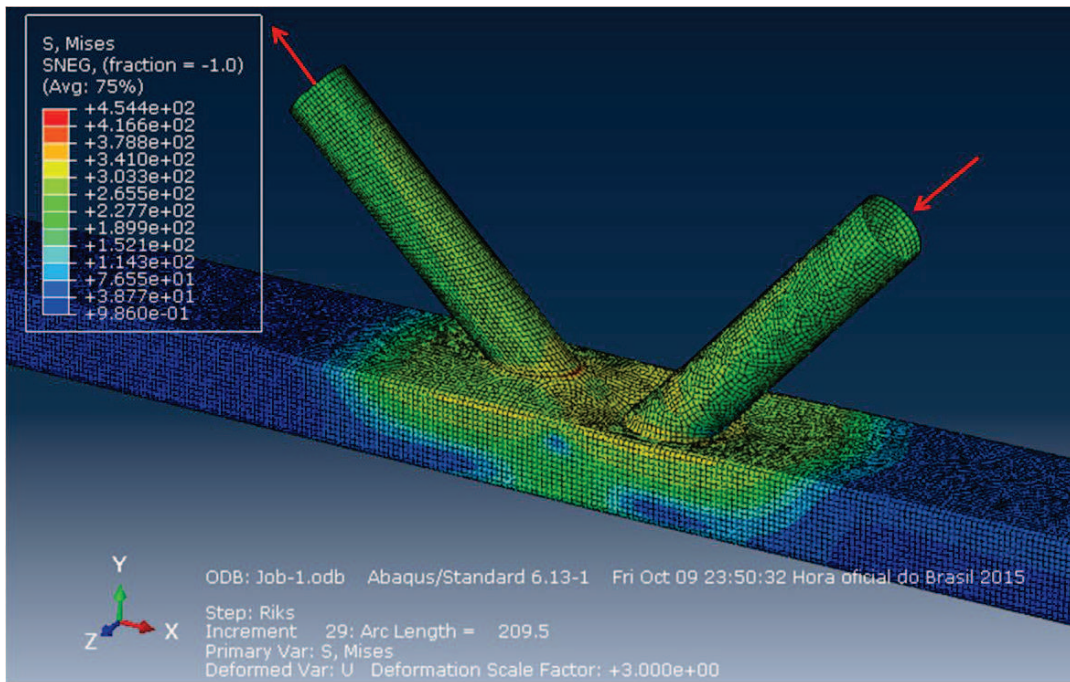


Figura A.53 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-27

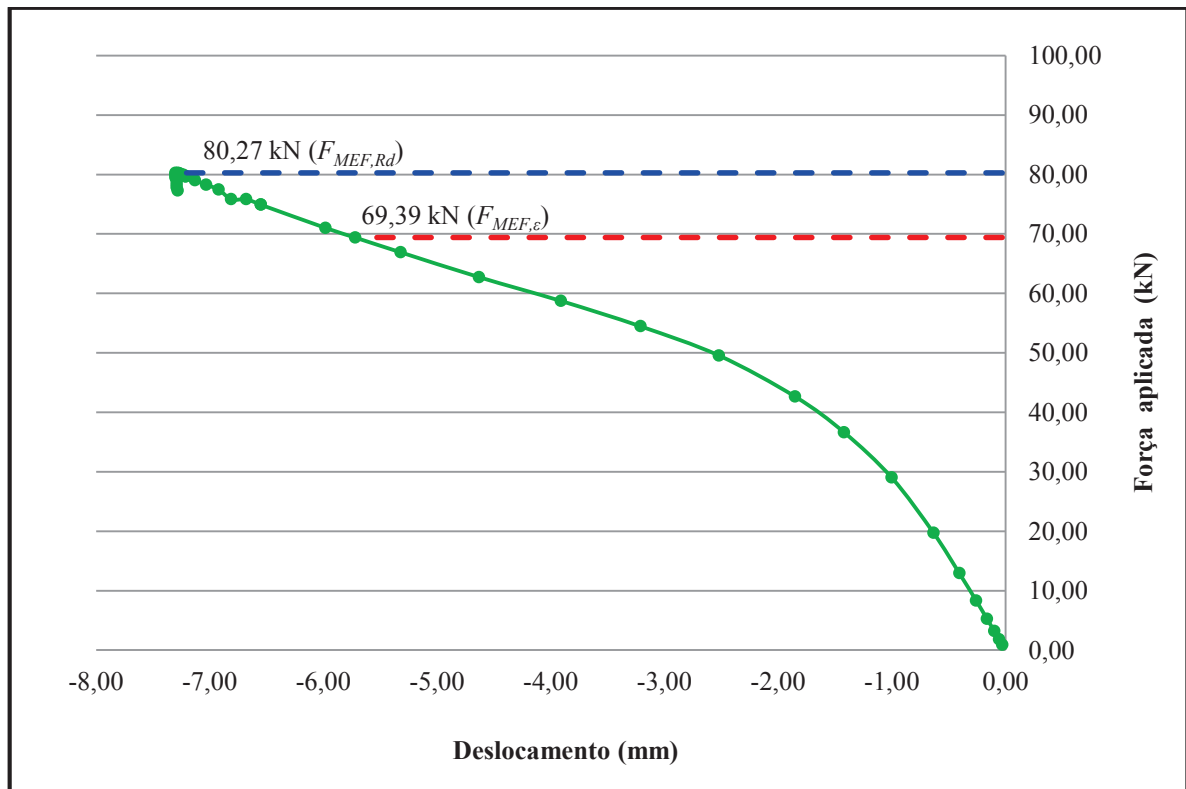


Figura A.54 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-27

A.28 Modelo K-28

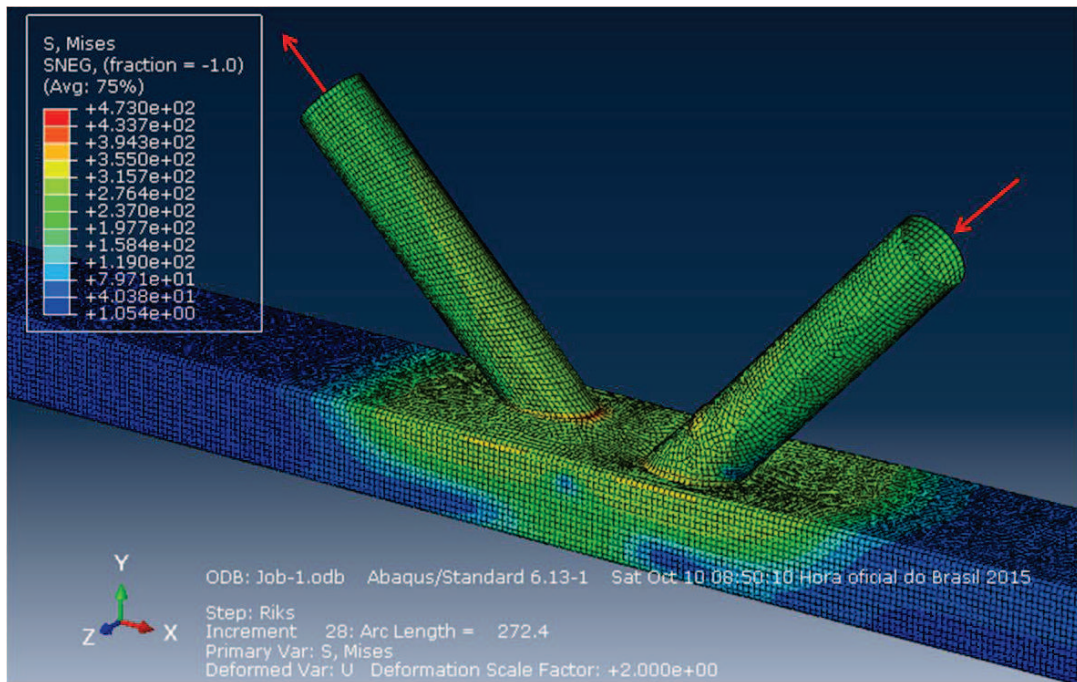


Figura A.55 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-28

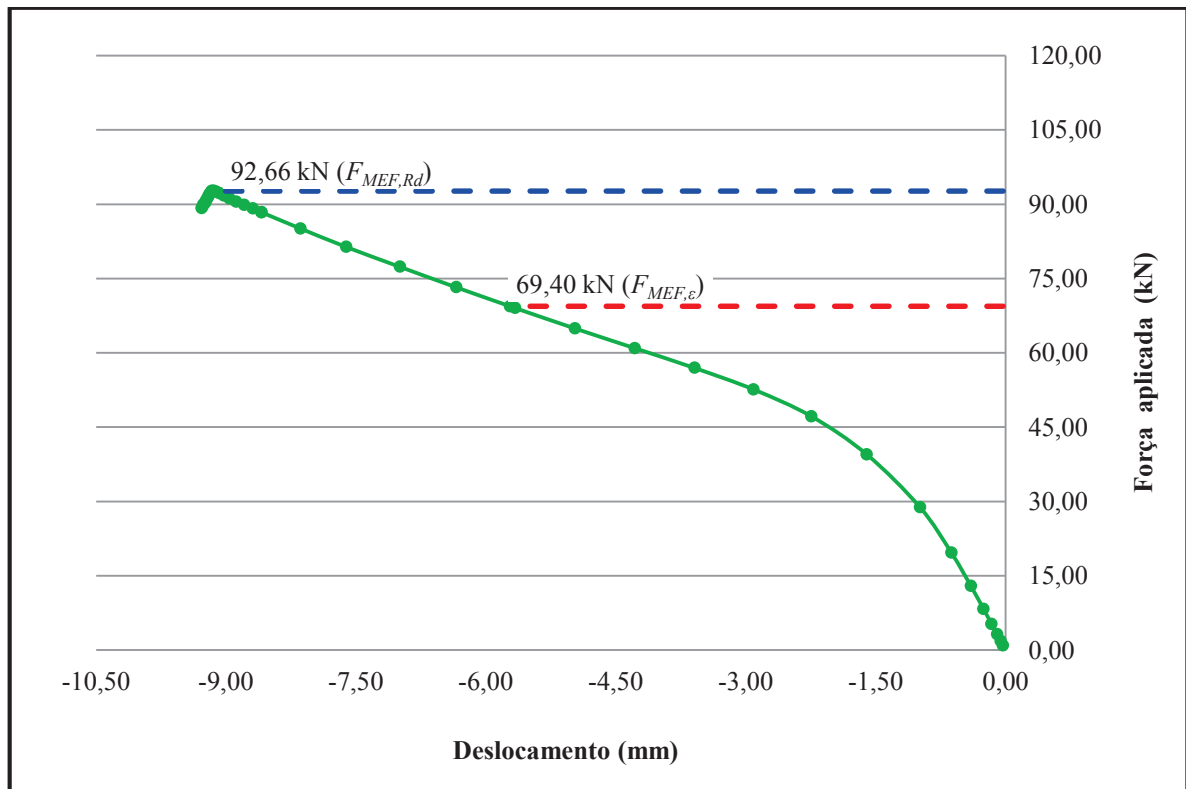


Figura A.56 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-28

A.29 Modelo K-29

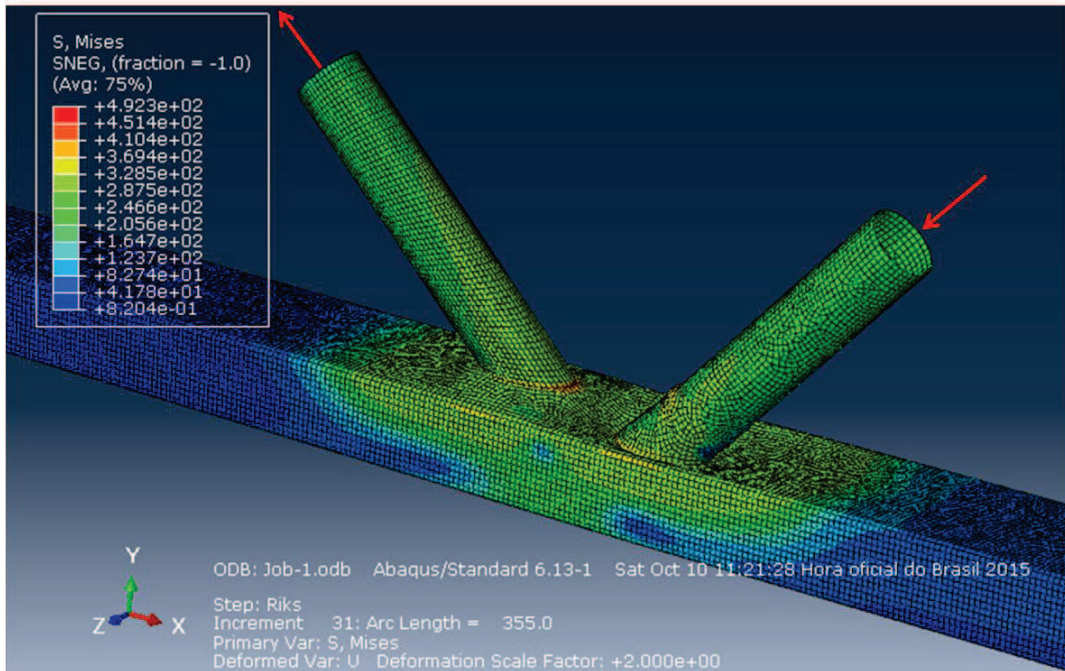


Figura A.57 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-29

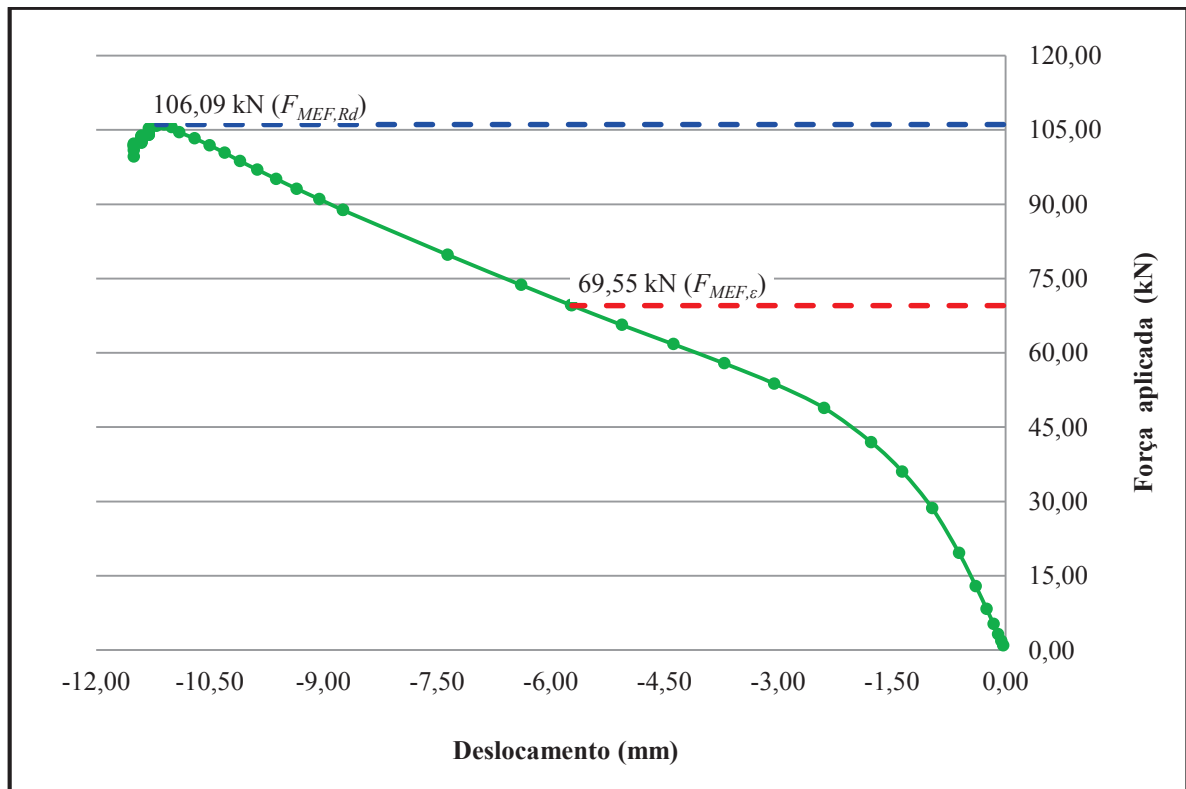


Figura A.58 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-29

A.30 Modelo K-30

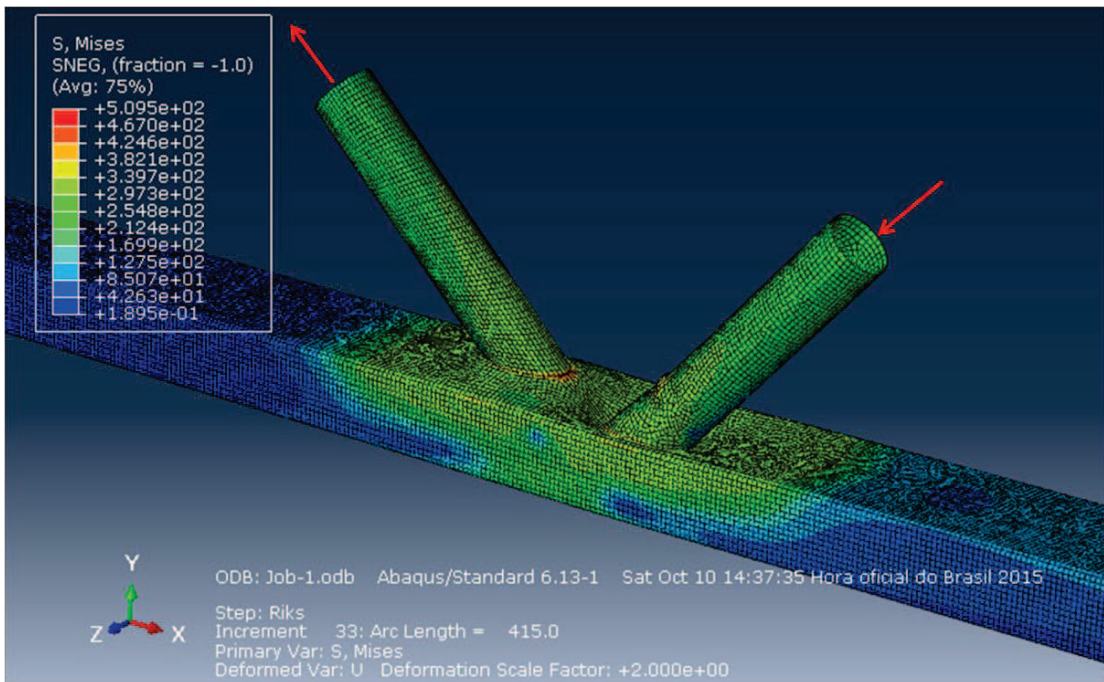


Figura A.59 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-30

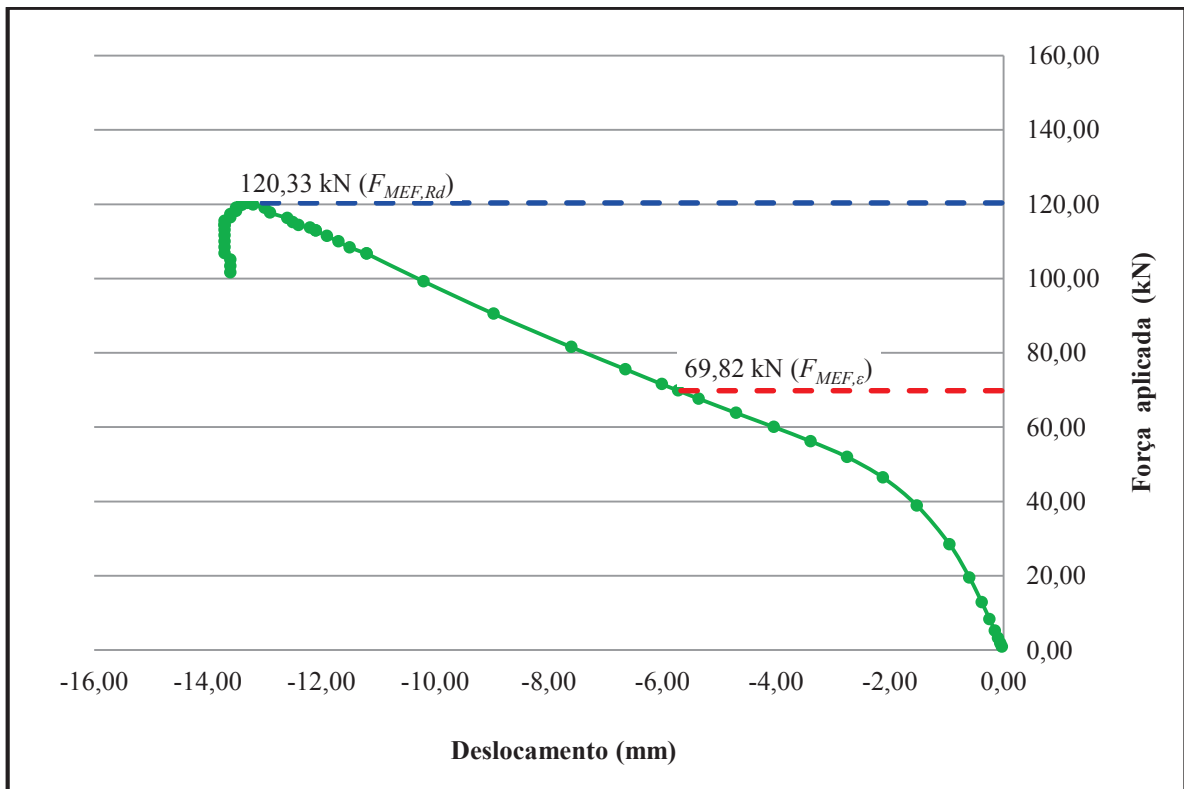


Figura A.60 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-30

A.31 Modelo K-31

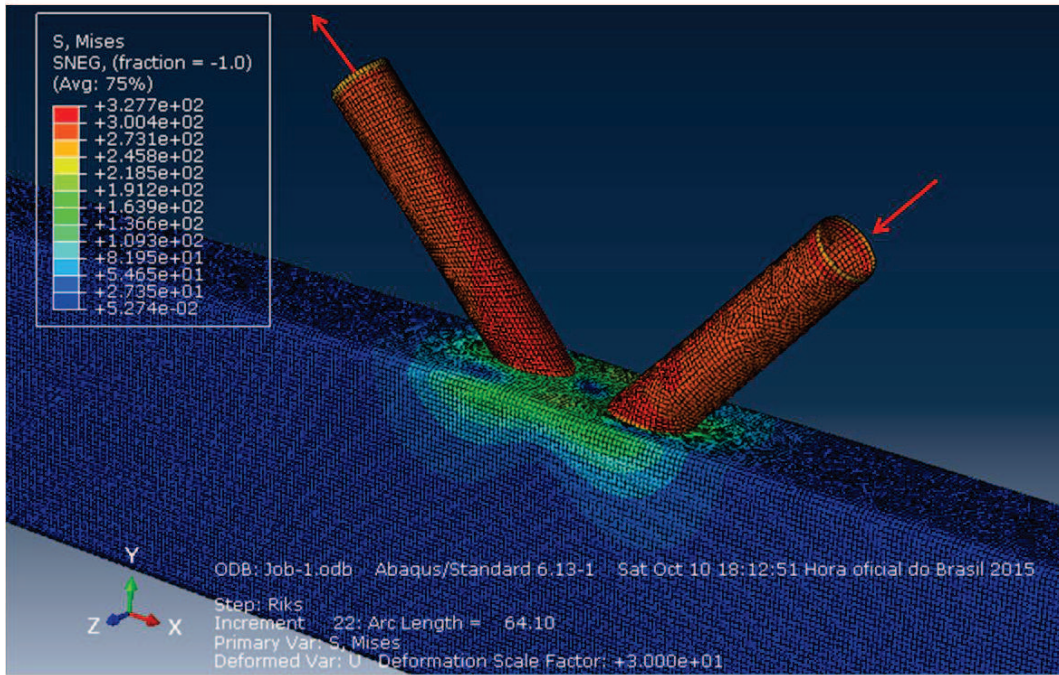


Figura A.61 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-31

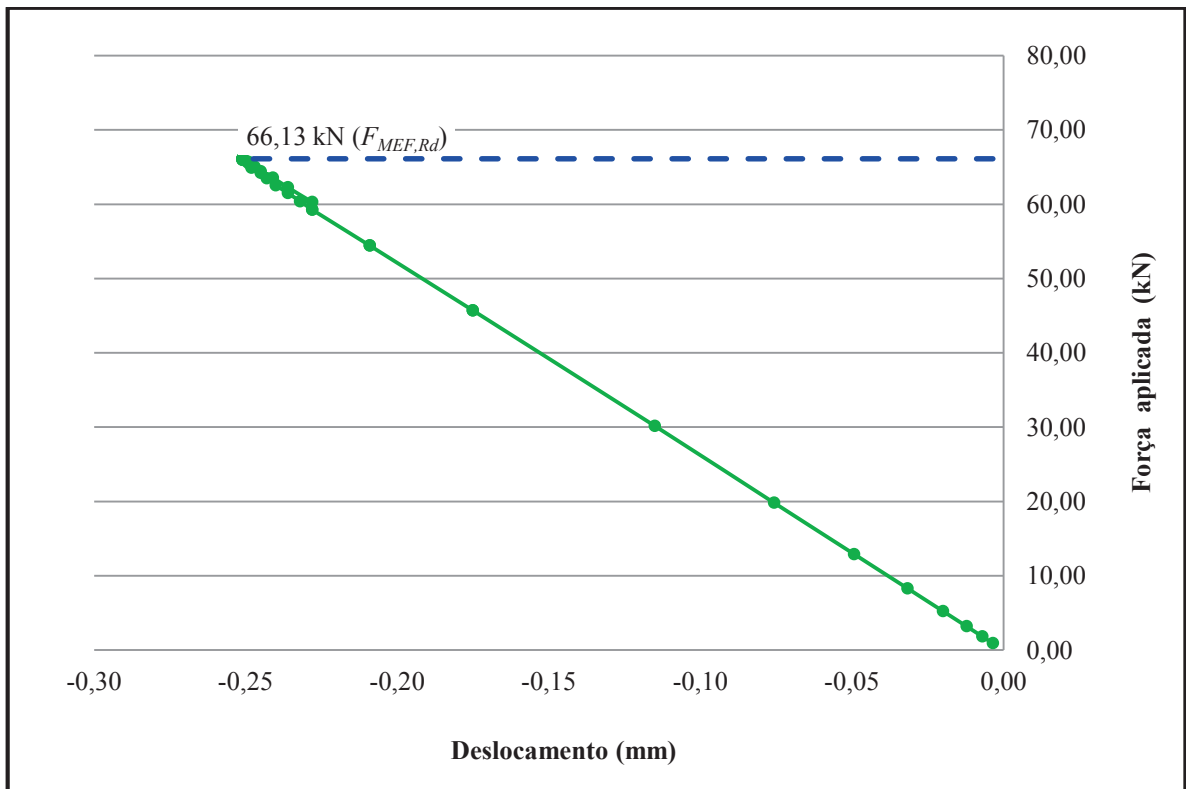


Figura A.62 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-31

A.32 Modelo K-32

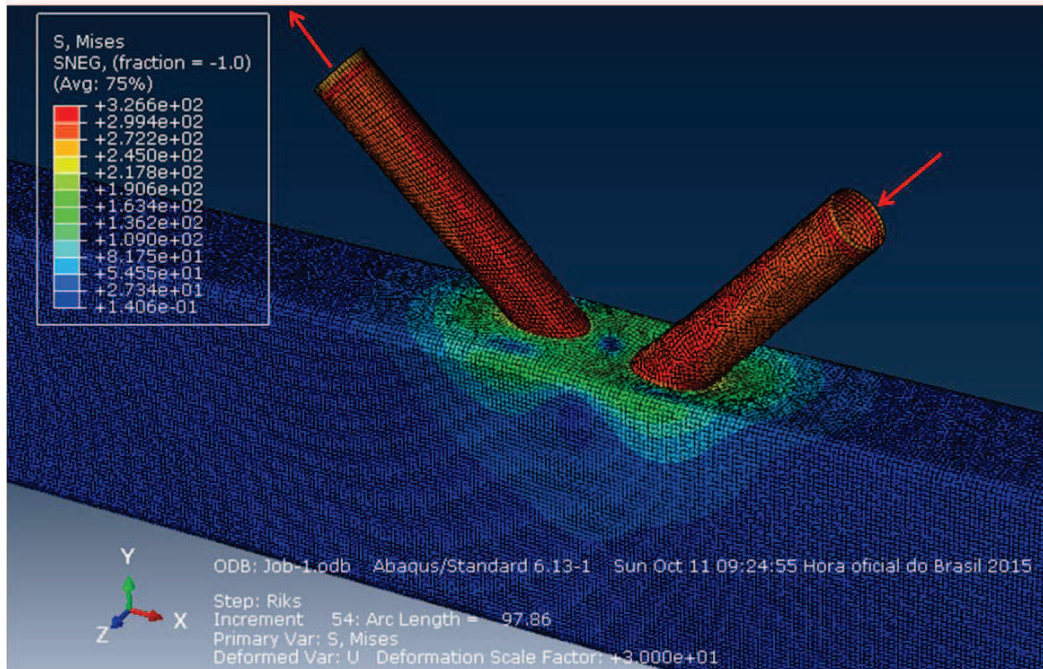


Figura A.63 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-32

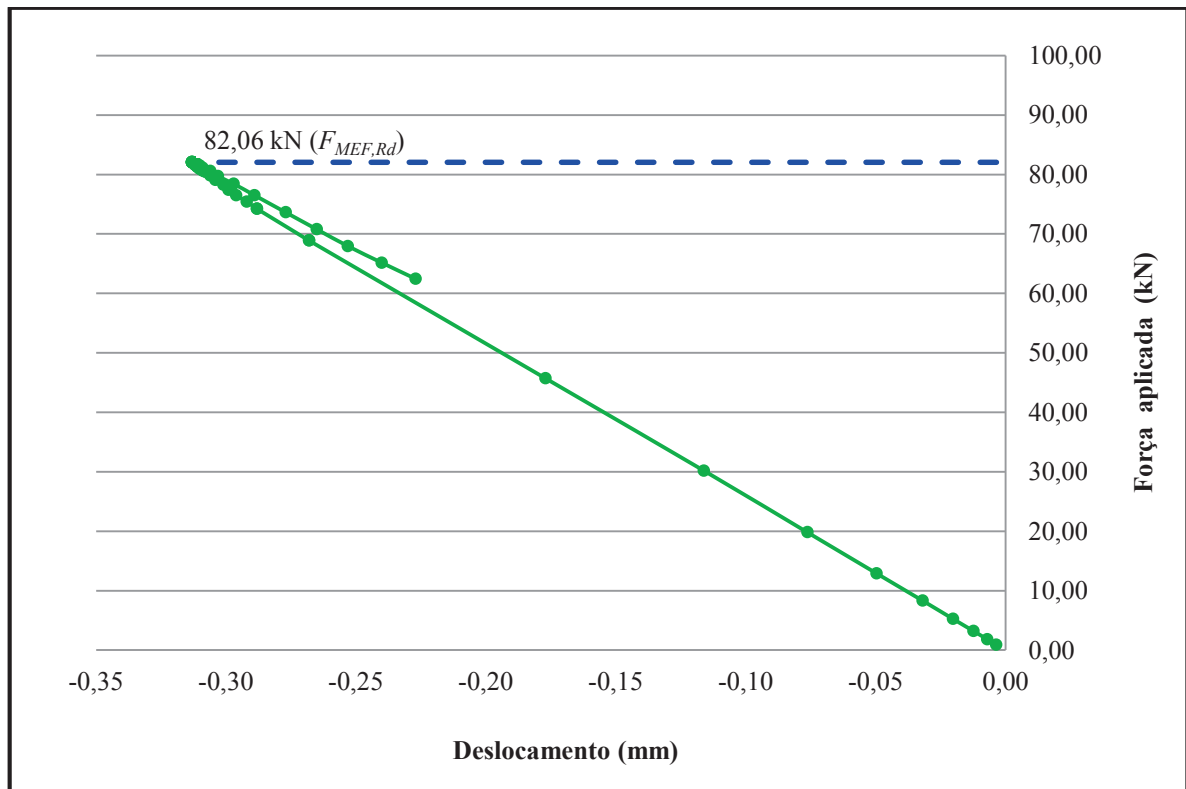


Figura A.64 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-32

A.33 Modelo K-33

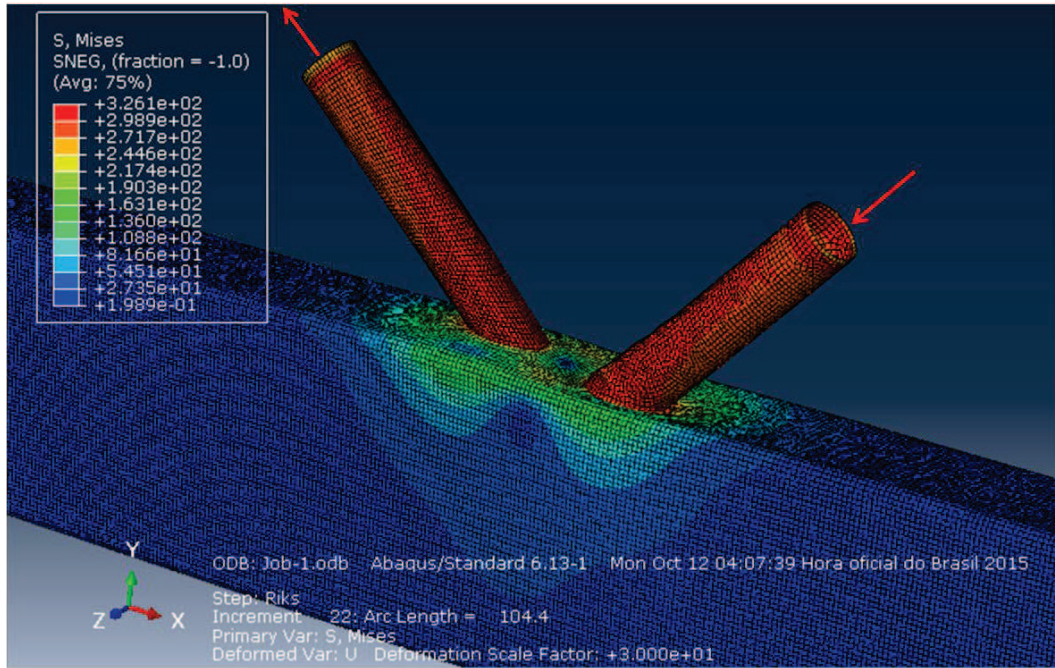


Figura A.65 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-33

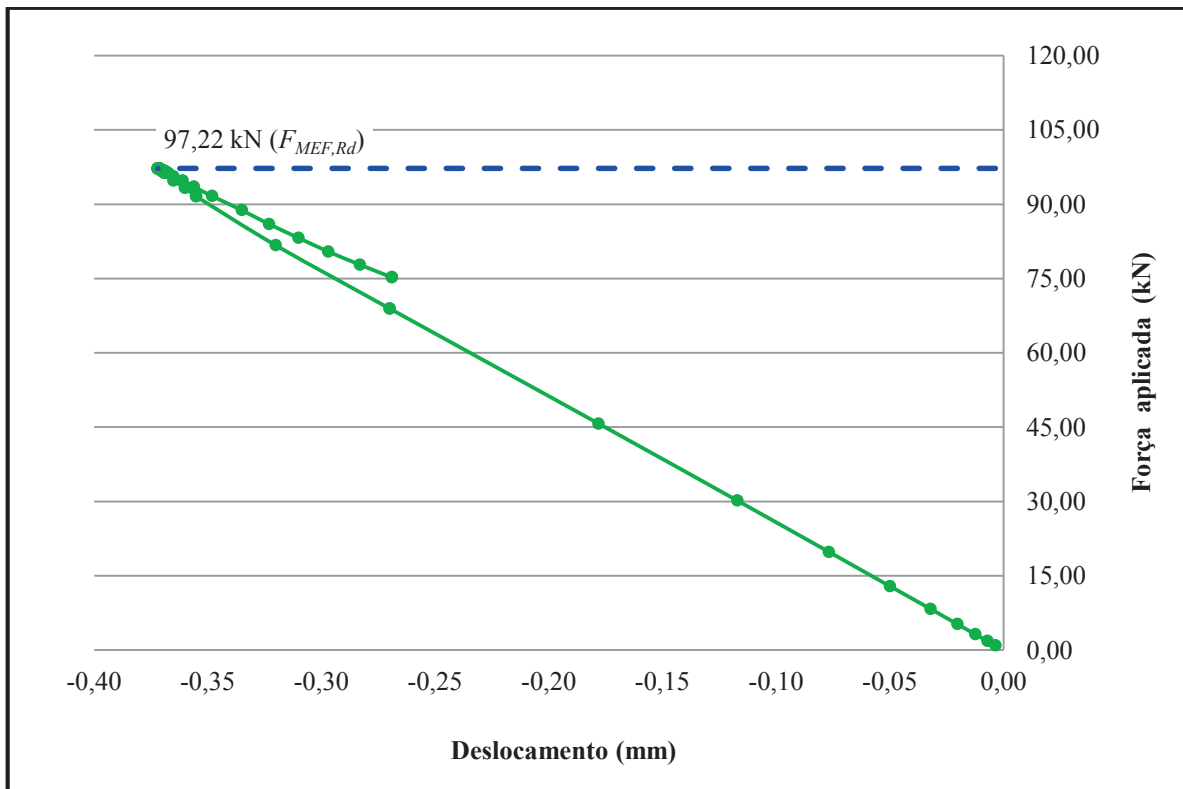


Figura A.66 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-33

A.34 Modelo K-34

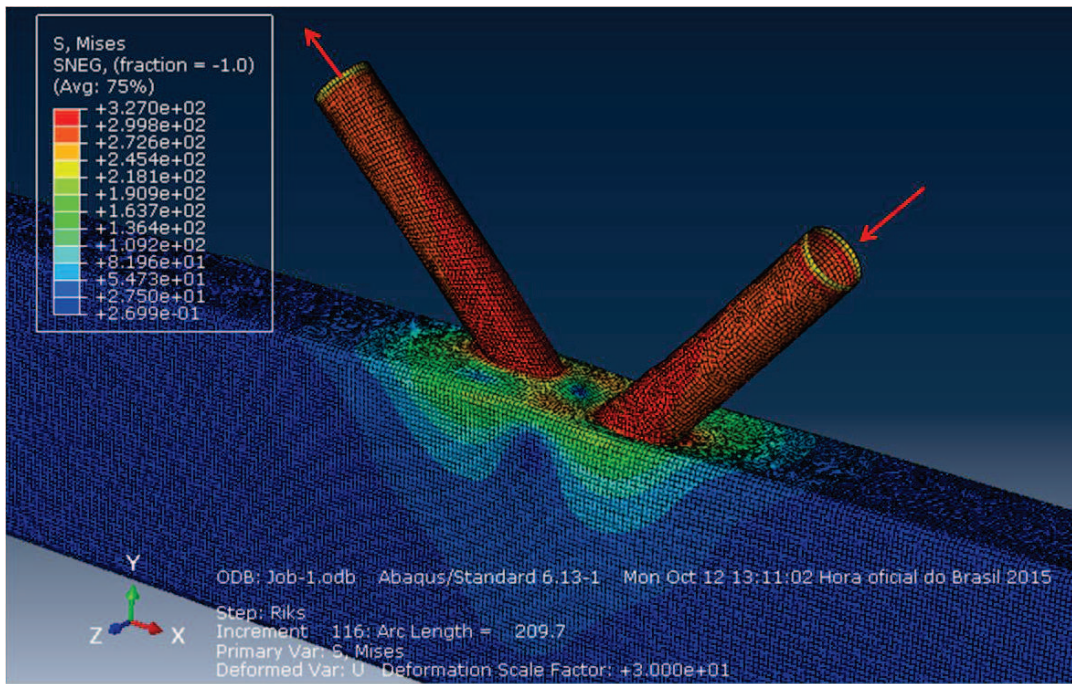


Figura A.67 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-34

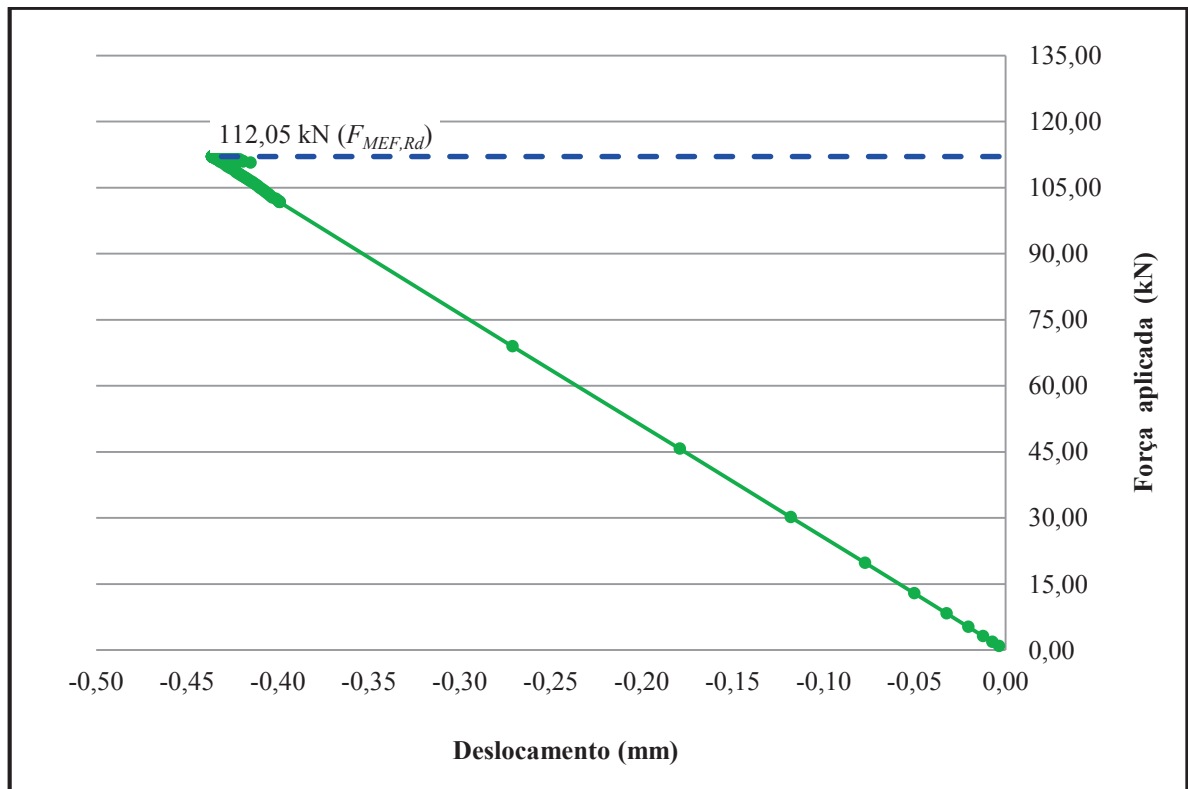


Figura A.68 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-34

A.35 Modelo K-35

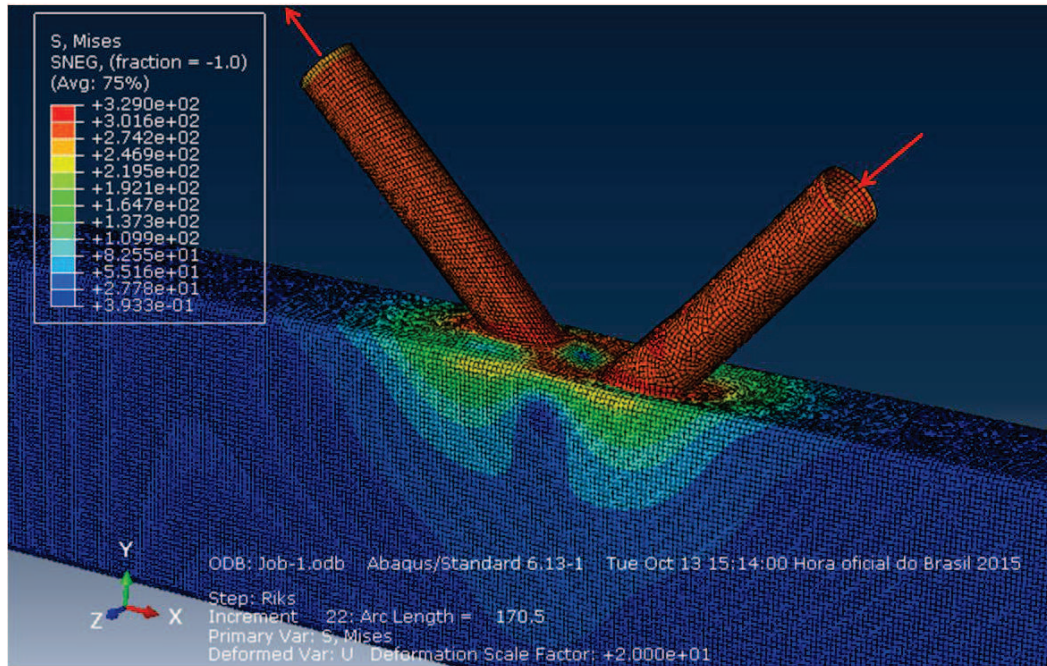


Figura A.69 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-35

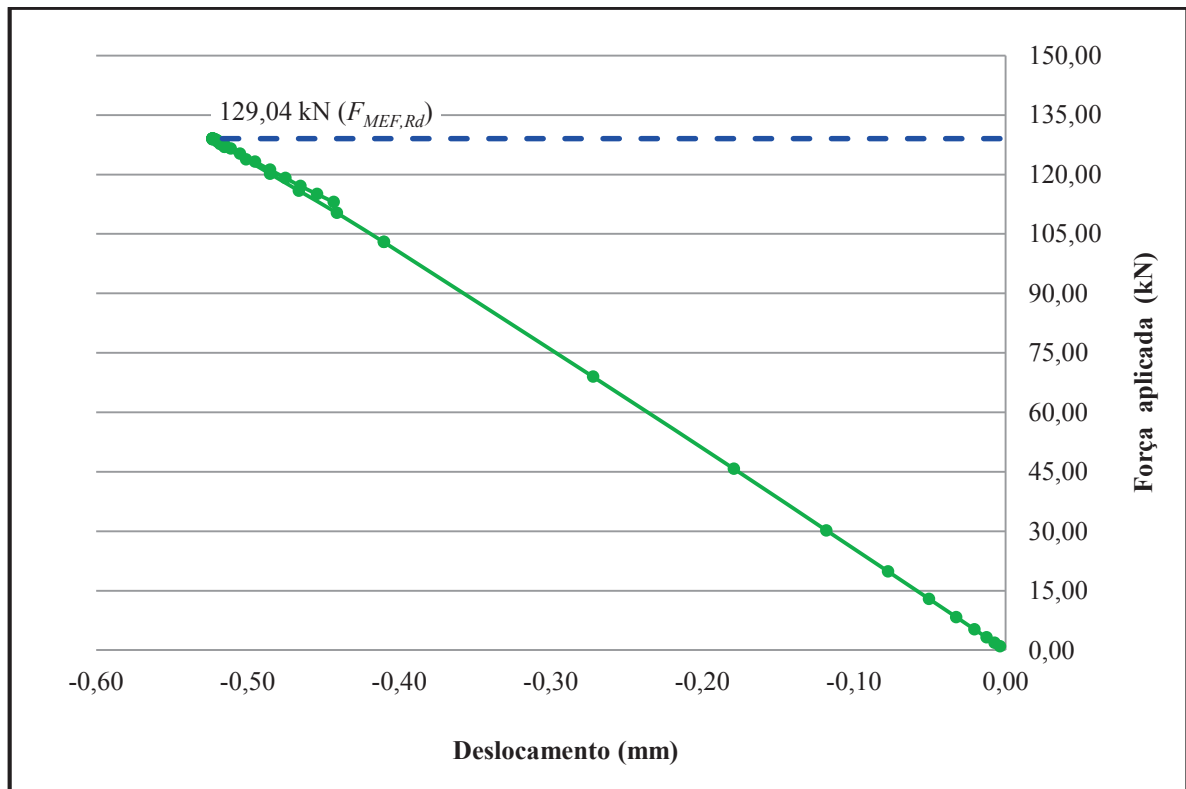


Figura A.70 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-35

A.36 Modelo K-36

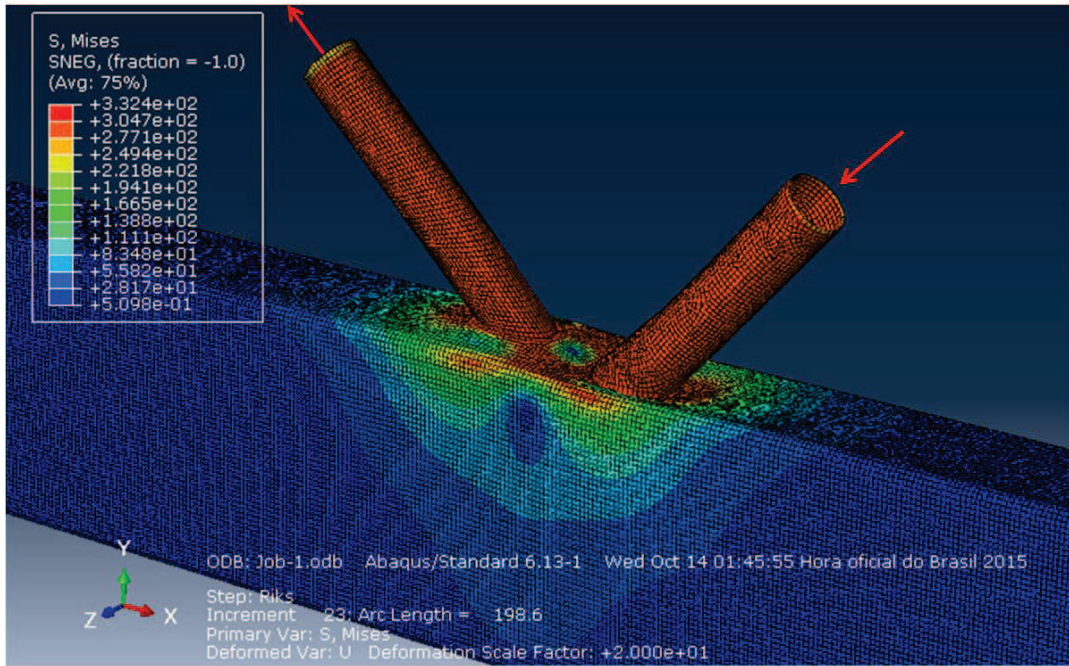


Figura A.71 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo K-36

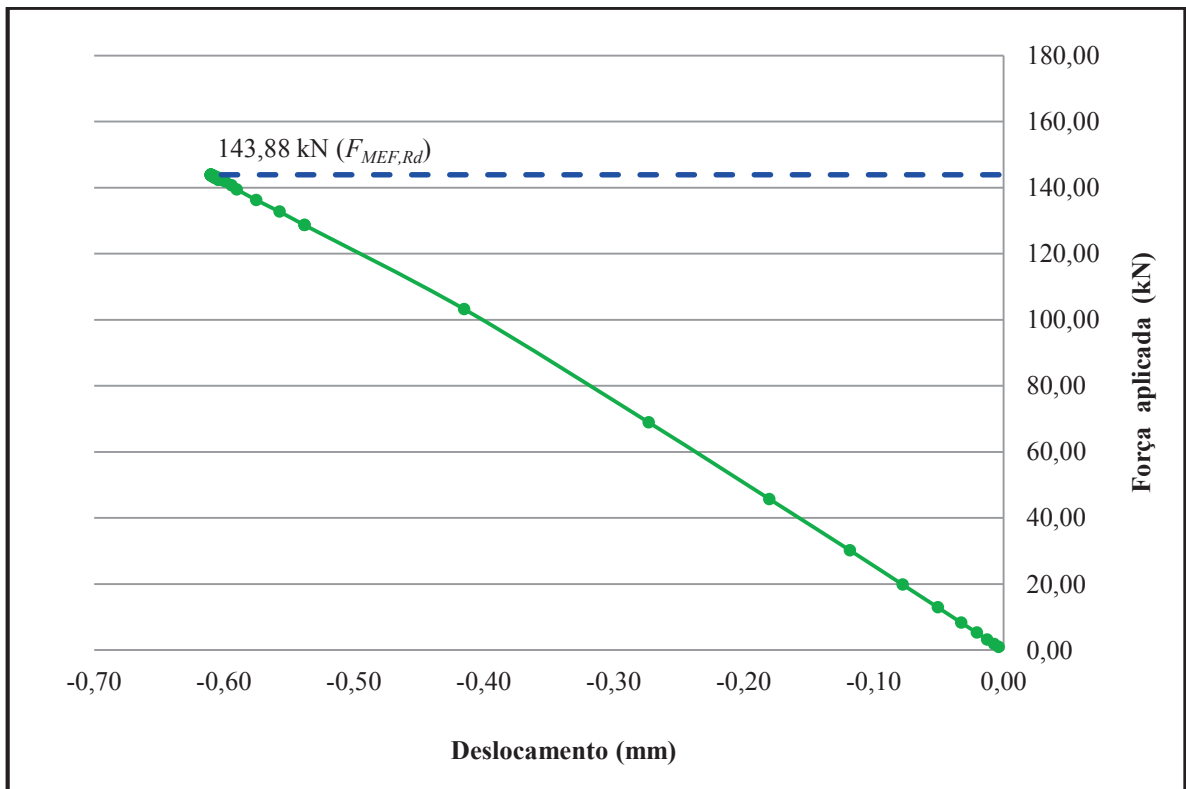


Figura A.72 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo K-36

A.37 Modelo A

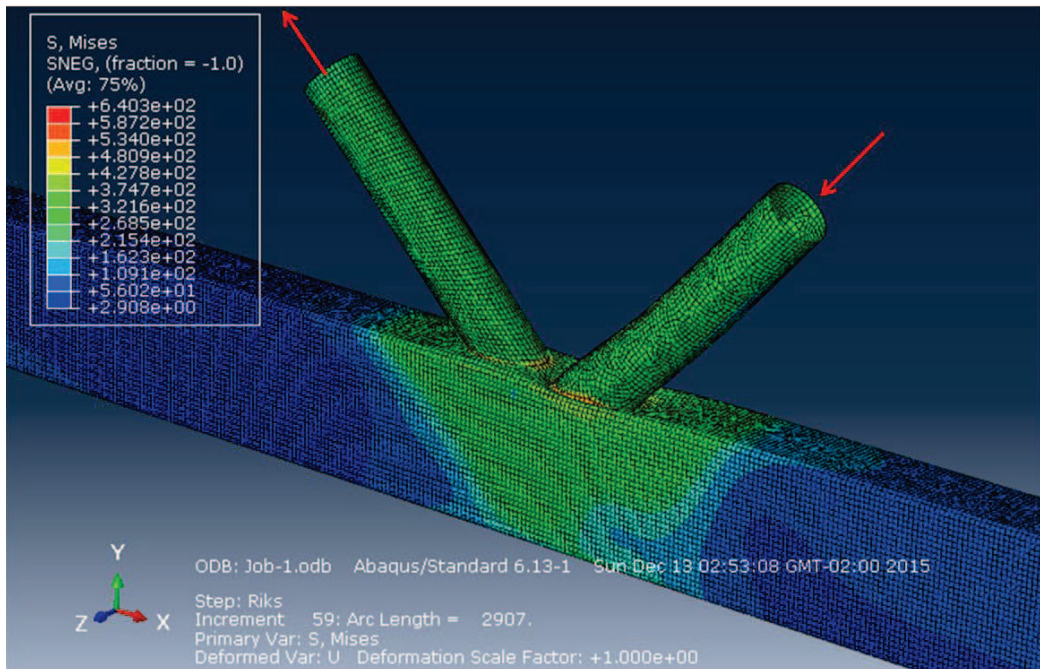


Figura A.73 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo A

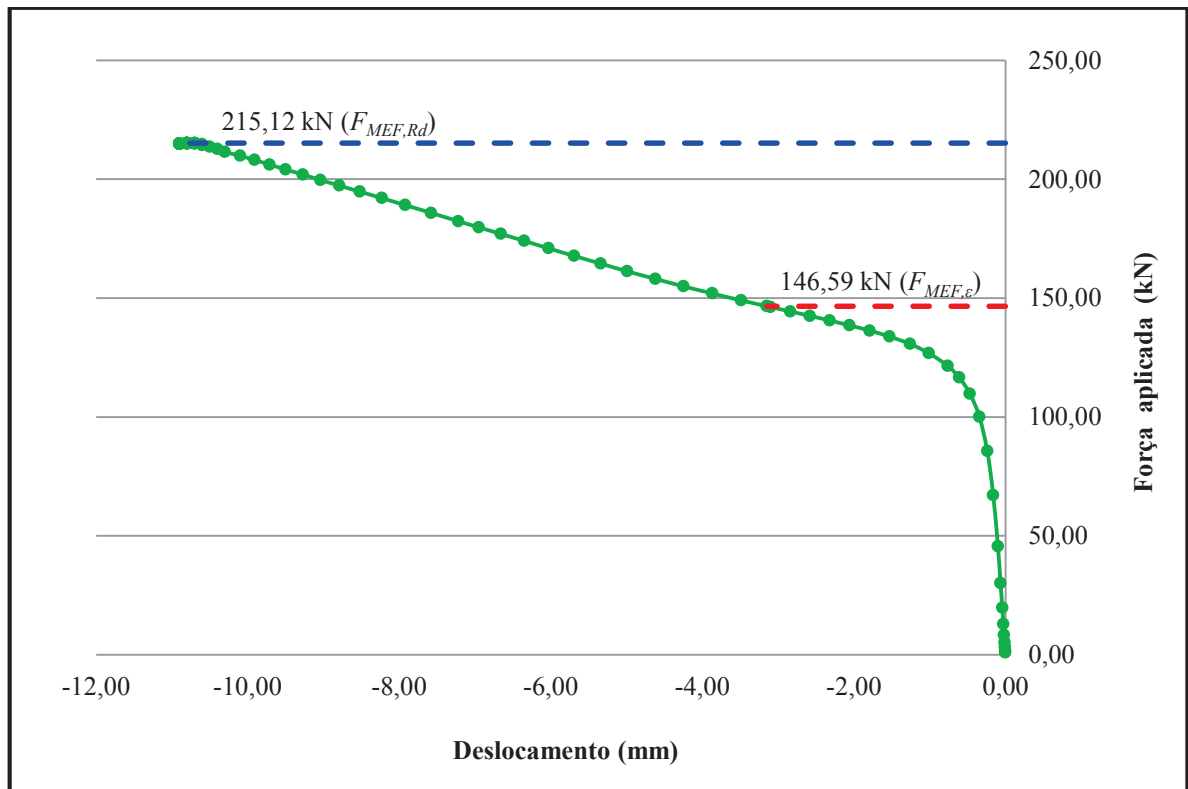


Figura A.74 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo A

A.38 Modelo B

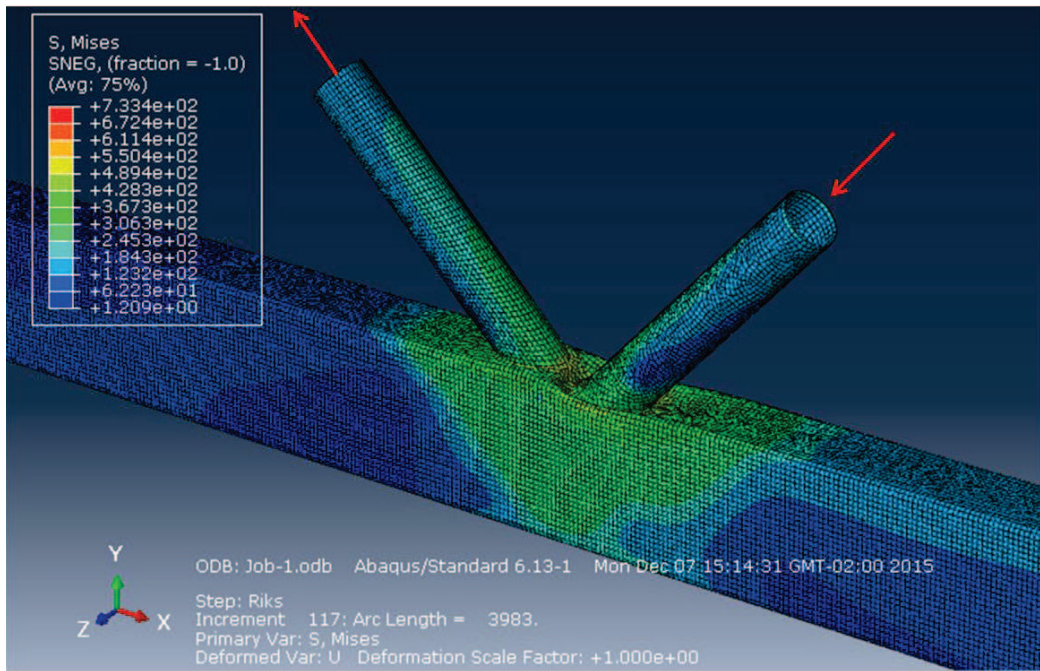


Figura A.75 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo B

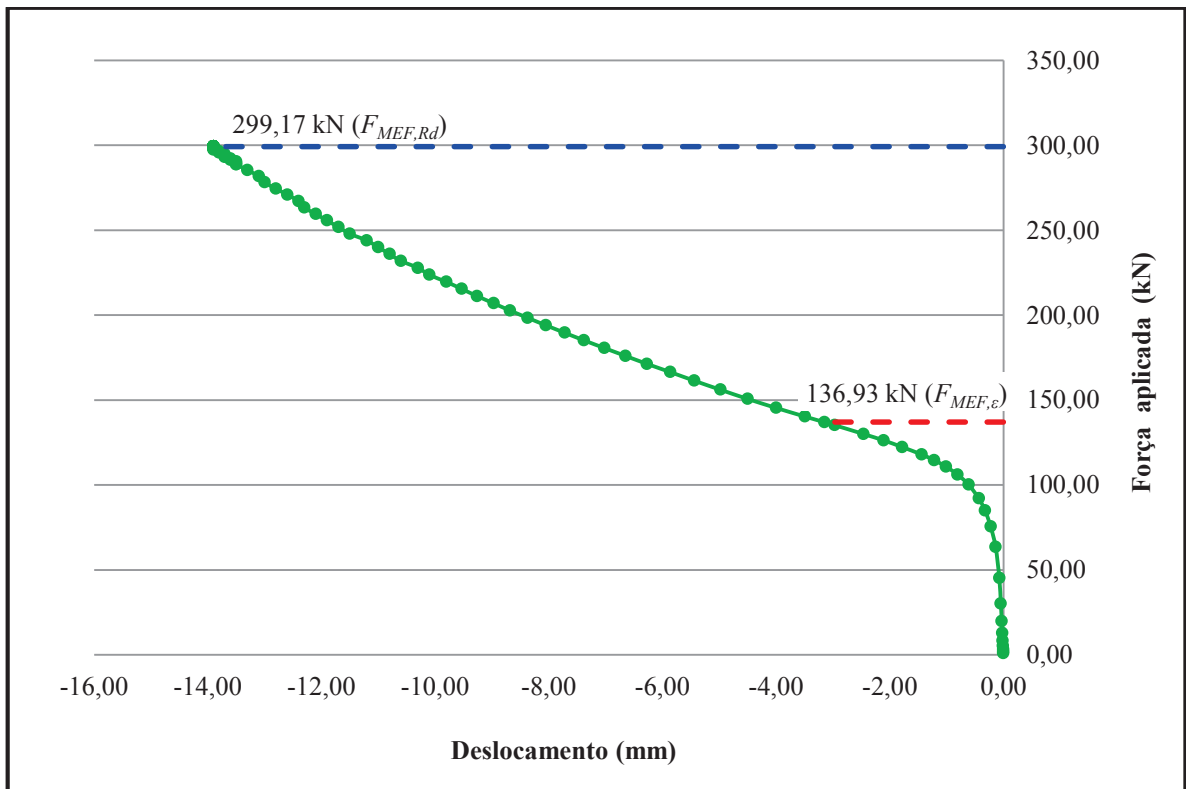


Figura A.76 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo B

A.39 Modelo C

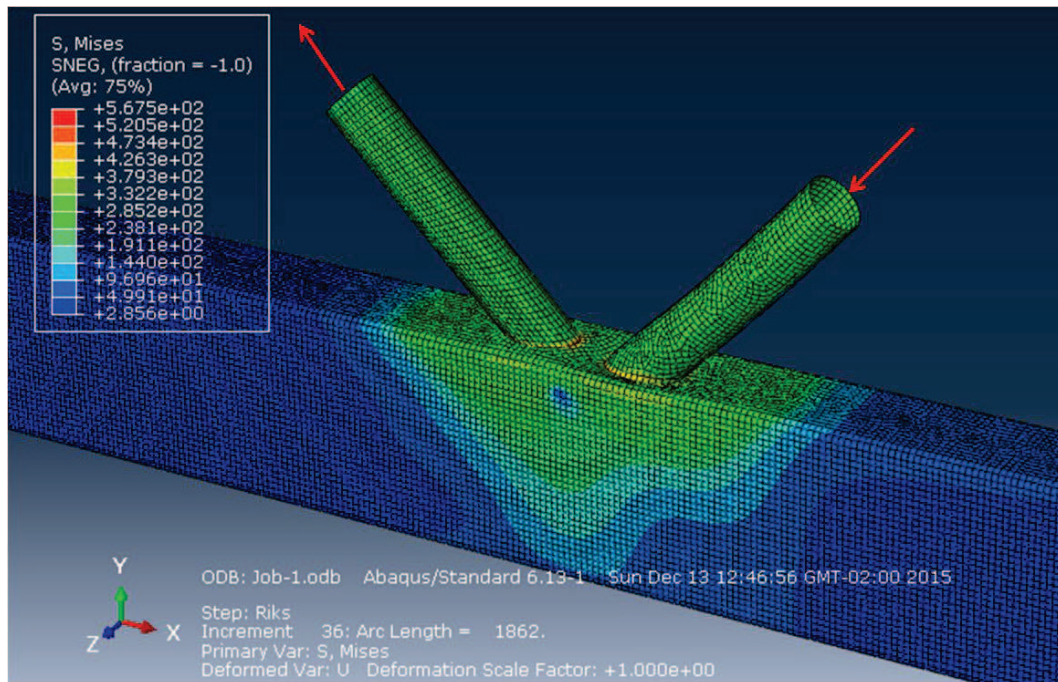


Figura A.77 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo C

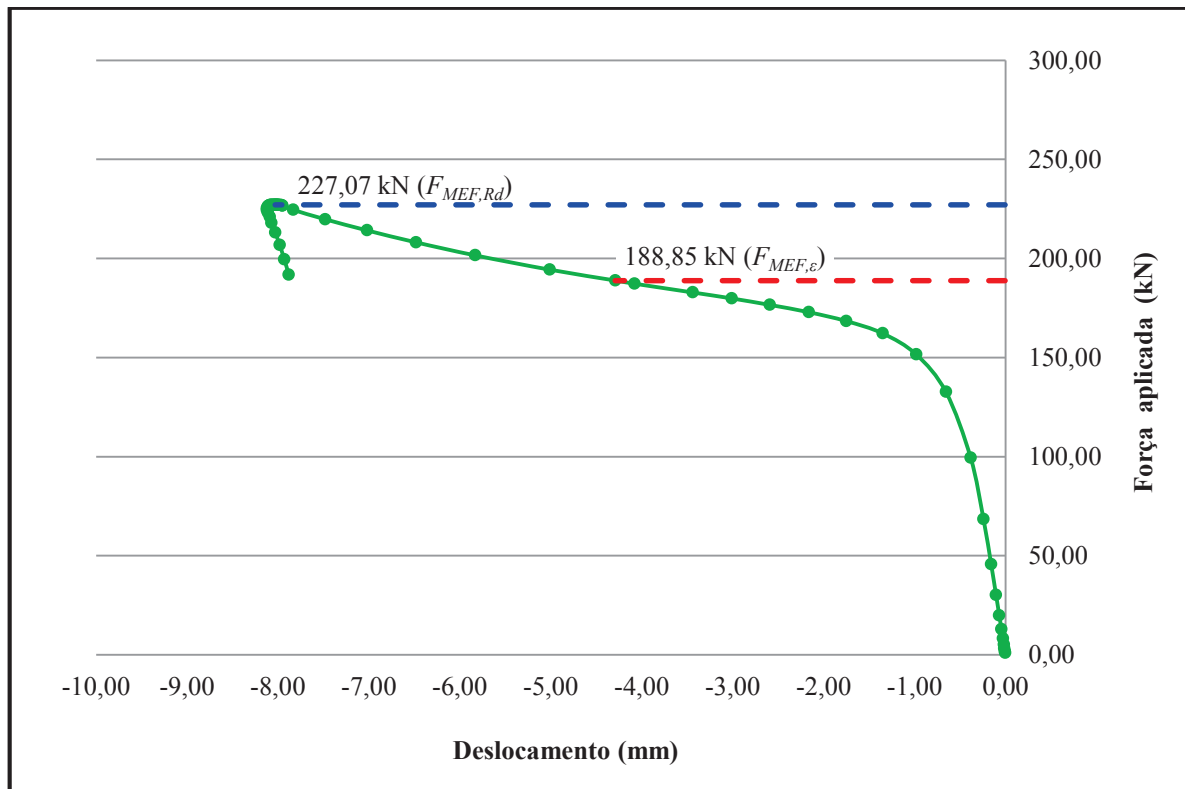


Figura A.78 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo C

A.39 Modelo D

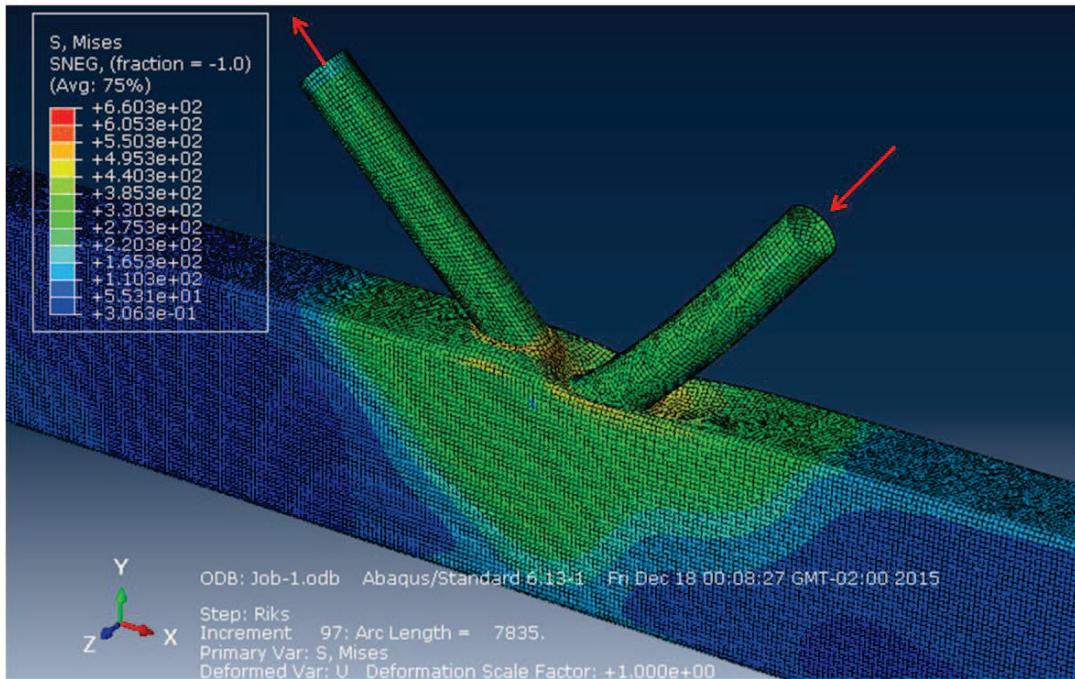


Figura A.79 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo D

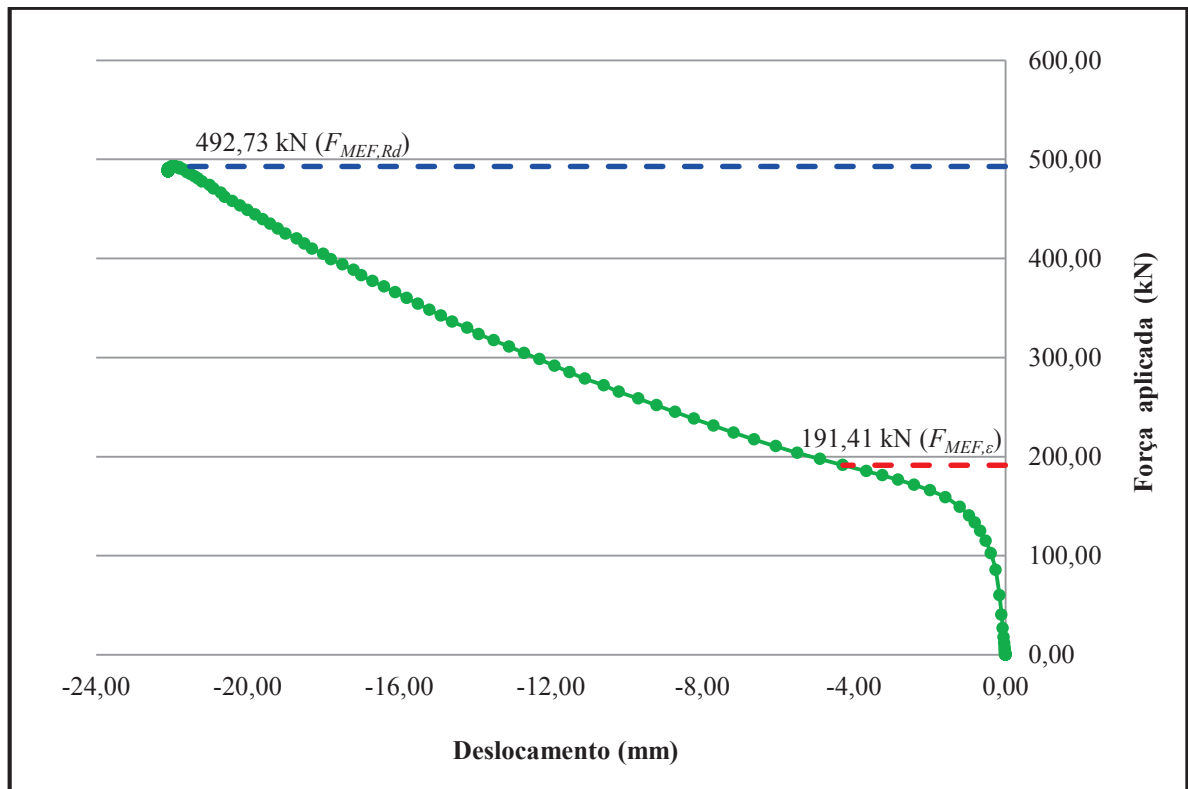


Figura A.80 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo D

A.41 Modelo E

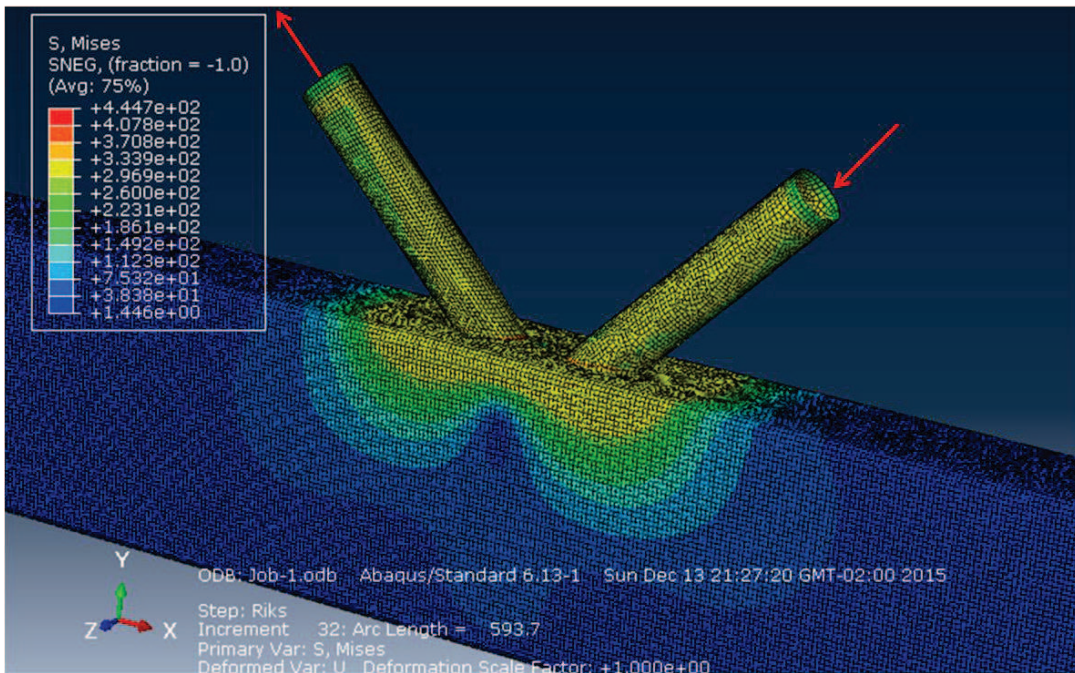


Figura A.81 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo E

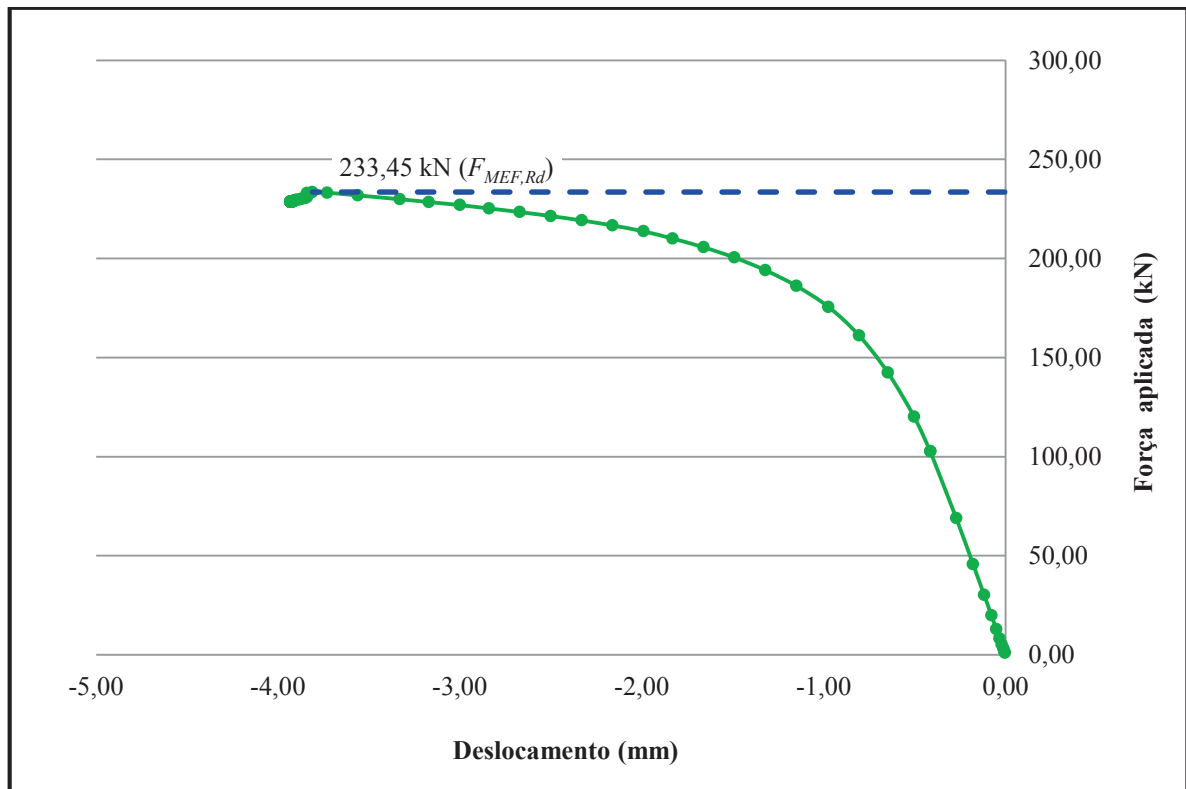


Figura A.82 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo E

A.42 Modelo F

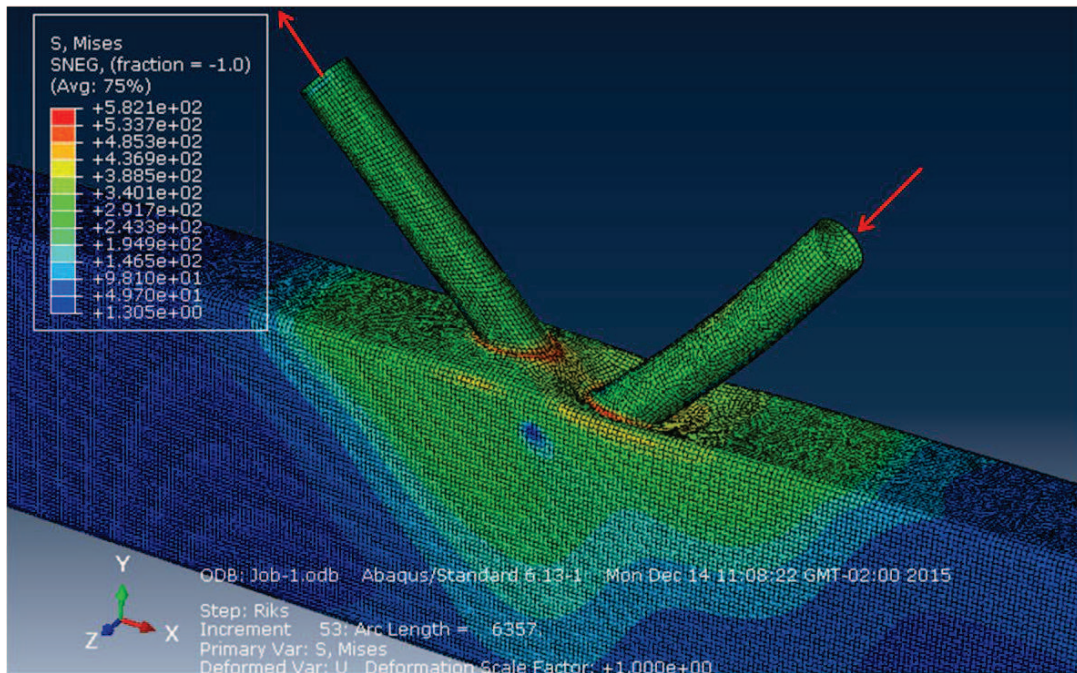


Figura A.83 - Estado de deformação e tensões de von Mises do modelo F

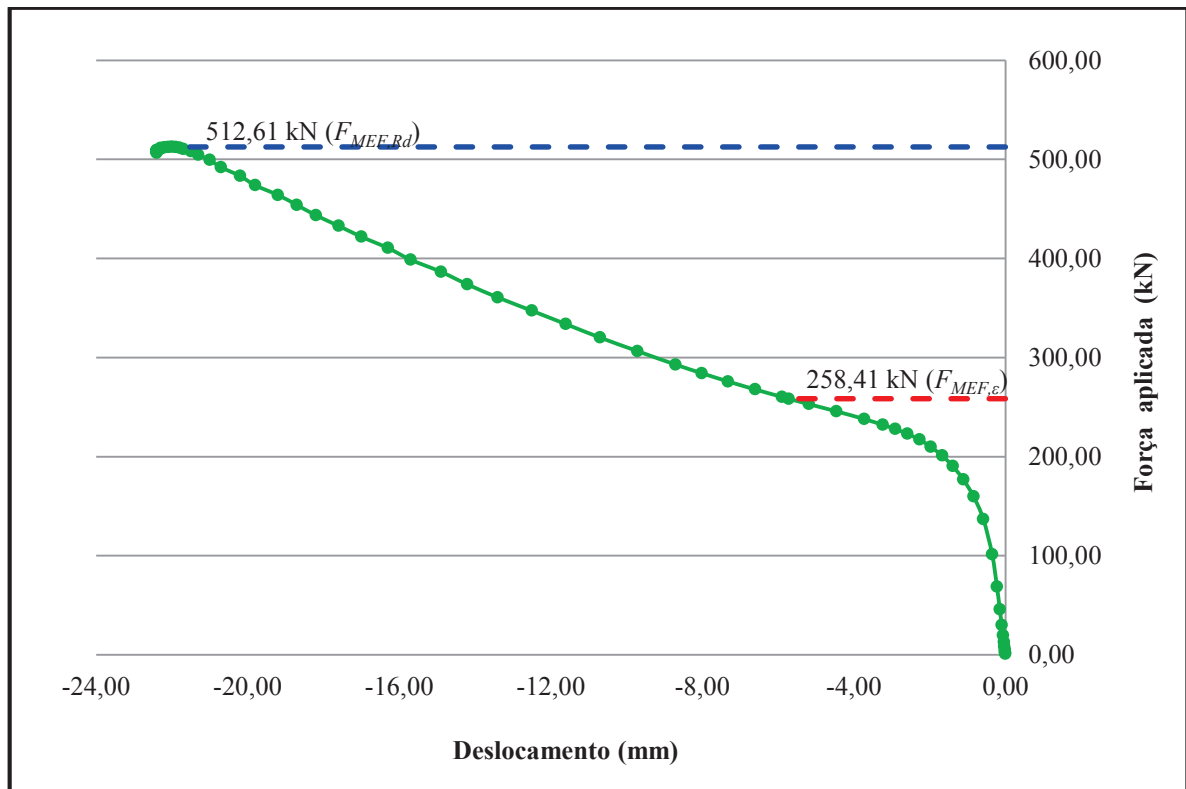


Figura A.84 - Força versus deslocamento na região de ligação para o modelo F