

**ANÁLISE NUMÉRICA DAS TENSÕES DE CANTONEIRAS DE AÇO
FORMADAS A FRIO, SOB TRAÇÃO E CONECTADAS POR PARAFUSOS**

BRENDA VIEIRA COSTA FONTES

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

FACULDADE DE TECNOLOGIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

ANÁLISE NUMÉRICA DAS TENSÕES DE CANTONEIRAS DE AÇO
FORMADAS A FRIO, SOB TRAÇÃO E CONECTADAS POR PARAFUSOS

BRENDA VIEIRA COSTA FONTES

ORIENTADOR: LUCIANO MENDES BEZERRA (UnB)

COORIENTADOR: JORGE DOUGLAS BONILLA ROCHA (ÚNICA)

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL

BRASÍLIA/DF: MARÇO - 2020

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**ANÁLISE NUMÉRICA DAS TENSÕES DE CANTONEIRAS DE AÇO
FORMADAS A FRIO, SOB TRAÇÃO E CONECTADAS POR PARAFUSOS**

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL.

APROVADO POR:

Prof. Luciano Mendes Bezerra, PhD. (UnB)
(Orientador)

Prof. William Taylor Matias Silva, Dr. Ing. (UnB)
(Examinador Interno)

Dr. Ramon Saleno Yure Rubim Costa Silva
(Examinador Externo)

Brasília/DF – março/2020

FICHA CATALOGRÁFICA

FONTES, BRENDA VIEIRA COSTA

Análise numérica das tensões de cantoneiras de aço formadas a frio, sob tração e conectadas por parafusos [Distrito Federal] 2020.

xxi, 164p., 210 x 297 mm (ENC/FT/UnB, Estruturas e Construção Civil, 2020).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Estruturas Metálicas

2. Cantoneiras

3. Shear Lag

4. ABAQUS

I. ENC/FT/UNB

II. Título (Mestre)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

FONTES, B. V. C. (2020). Análise numérica das tensões de cantoneiras de aço formadas a frio, sob tração e conectadas por parafusos. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil, Publicação M20-03A, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental de Brasília, DF, 164 p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Brenda Vieira Costa Fontes.

TÍTULO: Análise numérica das tensões de cantoneiras de aço formadas a frio, sob tração e conectadas por parafusos.

GRAU: Mestre

ANO:2020

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador, Professor Doutor Luciano Mendes Bezerra, pela paciência e dedicação comigo e com meu projeto.

Ao meu coorientador Professor Jorge Bonilla pela excelente ajuda com o modelo numérico.

Aos meus pais, Ana Maria Vieira Costa Fontes e João Batista Costa Fontes, pelo contínuo apoio e incentivo a minha educação desde pequena.

Aos meus amigos e amigas, que mesmo distantes sei que posso contar quando precisar.

Aos meus colegas de curso por terem sido bons companheiros de caminhada, em especial Iana, Guilherme, Larissa, Mario, Renan, Thiago (meu irmão mais velho), Gabriel, Jerfson (meu segundo orientador), Luciano, e toda a família PECC.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais, que me ensinaram que educação e caráter são as coisas que realmente importam.

RESUMO

ANÁLISE NUMÉRICA DAS TENSÕES DE CANTONEIRAS DE AÇO FORMADAS A FRIO, SOB TRAÇÃO E CONECTADAS POR PARAFUSOS

Autor: Brenda Vieira Costa Fontes

Orientador: Luciano Mendes Bezerra

Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil

Brasília, março de 2020

Este trabalho é um estudo numérico das tensões de cantoneiras de aço formadas a frio, conectadas por parafusos e sob carga de tração. Devido à conexão parafusada, a cantoneira não se deforma uniformemente, surgindo então um fenômeno conhecido como *shear lag*, o qual reduz a capacidade resistente da cantoneira. Este fenômeno é também investigado neste trabalho. Para o cálculo da capacidade última da peça tracionada, a hipótese de ruptura da seção líquida é examinada e o fenômeno de *shear lag* levado em conta através do fator C_t . Com o intuito de verificar o comportamento de cantoneiras formadas a frio com conexões parafusadas, submetidas a tração, foram modeladas diversas cantoneiras com a ajuda do pacote comercial de análise por elementos finitos ABAQUS, considerando a não-linearidade geométrica e de material. Os resultados obtidos na análise numérica foram comparados com resultados de ensaios experimentais, chegando-se a uma boa concordância entre os mesmos. Contudo, constatou-se a viabilidade da modelagem numérica no apoio e complementação das pesquisas experimentais envolvendo perfis de chapas finas.

Palavras-chave: Estruturas Metálicas, Cantoneiras, Conexões Parafusadas, Coeficiente de redução da seção líquida, ABAQUS.

ABSTRACT

STRESS NUMERICAL ANALYSIS OF COLD-FORMED STEEL ANGLES UNDER TENSION AND CONNECTED WITH BOLTS

Author: Brenda Vieira Costa Fontes

Advisor: Luciano Mendes Bezerra

Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil

Brasília, March of 2020

This work is a stress numerical study of cold-formed tensile-loaded steel angles with bolt-connections. Due to the bolted connection, the angle does not deform evenly, resulting in a phenomenon known as shear lag, which reduces the resistant capacity of the angle under tension. This phenomenon is also investigated in this work. For the calculation of the piece final capacity, the hypothesis of rupture of the net section is examined and the phenomenon of shear lag considered through the factor C_t . In order to verify the behavior of cold-formed angles with bolted connections subjected to traction, several angles were modeled using the ABAQUS commercial finite element analysis package, considering geometric and material non-linearity. The results obtained in the numerical analysis were compared with results of experimental tests, reaching a good agreement between them. However, it was verified the feasibility of numerical modeling in the support and complementation of experimental research involving thin sheet profiles.

Keywords: Metallic Structures, Angles, Bolted Connections, Net section reduction coefficient, ABAQUS.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO	1
1.2. JUSTIFICATIVA	3
1.3. OBJETIVOS	4
1.3.1. Objetivo Geral	4
1.3.2. Objetivos Específicos	4
1.4. METODOLOGIA	5
1.5. ESTRUTURA DO TRABALHO	6
2. REVISÃO TEÓRICA E BIBLIOGRÁFICA	8
2.1. REVISÃO TEÓRICA	8
2.1.1. A norma brasileira NBR 14.762:2010	9
2.1.2. A norma brasileira NBR 8800:2008	12
2.1.3. A norma brasileira NBR 6355:2012	14
2.1.4. A norma norte americana de perfis formados a frio AISI S100-16	15
2.1.5. A norma norte americana de perfis laminados AISC 2016	16
2.1.6. A norma europeia EUROCODE 3 EN 1993-1-1	18
2.2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.3. PESQUISA BASE	37
3. ANÁLISE TEÓRICA DE TENSÃO EM ORIFÍCIO CIRCULAR	44
4. ASPECTOS GERIAS DA MODELAGEM NUMÉRICA	55
4.1. PEÇAS MODELADAS	56
4.1.1. Cantoneira	56
4.1.2. Chapa de fixação	59
4.1.3. Parafuso	60

4.1.4. Modelo constitutivo	60
4.2. ABAQUS/ <i>Standard</i>	63
4.2.1. Método de Riks.....	64
5. DESENVOLVIMENTO DO MODELO EM ELEMENTOS FINITOS	71
5.1. MALHA E TIPOS DE ELEMENTOS FINITOS.....	72
5.2. INTERAÇÕES DE CONTATO E RESTRIÇÕES.....	73
5.3. CONDIÇÕES DE CONTORNO E APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO	76
5.4. MÉTODO DE ANÁLISE	77
6. VALIDAÇÃO DO MODELO PROPOSTO	78
7. ANÁLISE DE TENSÕES NO FURO.....	87
7.1. CANTONEIRAS COM UMA LINHA DE PARAFUSOS	87
7.1.1. Caso 1.....	88
7.1.2. Caso 2.....	96
7.1.3. Caso 3.....	107
7.2. CANTONEIRAS COM DUAS LINHAS DE PARAFUSOS.....	119
7.2.1. Caso 4.....	120
7.2.2. Caso 5.....	130
7.2.3. Caso 6.....	141
7.3. INFLUÊNCIA DO NÚMERO DE PARAFUSOS NA TENSÃO	154
8. CONSIDERAÇÕES FINAIS	157
8.1. PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS.....	158
REFERÊNCIAS	160

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - Propriedades geométricas da cantoneira de abas iguais utilizada (ABNT, 2012).	56
Tabela 4.2 – Descrição dos casos modelados.....	57
Tabela 4.3 - Propriedades mecânicas do Aço COR 420.	58
Tabela 4.4 - Propriedades mecânicas do Aço SAE 1040.....	59
Tabela 4.5 - Propriedades mecânicas do Aço ASTM A325.	60
Tabela 5.1 - Resumo das peças modeladas.	72
Tabela 6.1 - Comparação entre as cargas últimas das cantoneiras obtidas pelos ensaios experimentais e modelo numérico proposto.....	82
Tabela 6.2 - Comparação entre as deformações das cantoneiras obtidas pelos ensaios experimentais e modelo numérico proposto.....	83
Tabela 7.1 - Tensão máxima por furo no Caso 1 (cantoneira B221).....	89
Tabela 7.2 - Tensão máxima por furo no Caso 2 (cantoneira B231).....	98
Tabela 7.3 - Tensão máxima por furo no Caso 3 (cantoneira B241).....	109
Tabela 7.4 - Tensão máxima por furo no Caso 4 (cantoneira B222).....	121
Tabela 7.5 - Tensão máxima por furo no Caso 5 (cantoneira B232).....	131
Tabela 7.6 - Tensão máxima por furo no Caso 6 (cantoneira B242).....	143
Tabela 7.7 - Tensão máxima de Von Misses (em MPa) por furo nos casos 1, 2 e 3.....	155
Tabela 7.8 - Tensão máxima de Von Misses (em MPa) por furo nos casos 4, 5 e 6.....	155
Tabela 7.9 - Tensão máxima longitudinal (em MPa) por furo nos casos 1, 2 e 3.	155
Tabela 7.10 - Tensão máxima longitudinal (em MPa) por furo nos casos 4, 5 e 6.	156
Tabela 7.11 - Tensão (em MPa) para as formulações com uma linha de parafuso.	156
Tabela 7.12 - Tensão (em MPa) para as formulações com duas linhas de parafusos.....	156

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Número de publicações nos últimos anos sobre as premissas utilizadas como pesquisa, dados retirados das bases Scopus e Web of Science.	3
Figura 1.2 - Fluxograma da metodologia de pesquisa realizada.	6
Figura 2.1 - Possíveis modos de falha em conexões parafusadas.....	8
Figura 2.2 - Linhas de ruptura e grandezas para cálculo do coeficiente C_t (ABNT, 2010). ...	12
Figura 2.3 - Espaçamentos s e g entre os furos 1 e 2 (ABNT, 2008).	14
Figura 2.4 - Propriedades geométricas da cantoneira de abas iguais (ABNT, 2012).	14
Figura 2.5 - Grandezas de cantoneiras para 1, 2 e 3 parafusos (EUROCODE, 2005).	19
Figura 2.6 - Modos de falha em ligações parafusadas em chapas finas de aço (WINTER, 1956).	21
Figura 2.7 - Modelo de elementos finitos da conexão parafusada entre tiras de aço formadas a frio e chapas de aço laminadas a quente no ANSYS (CHUNG E IP, 2001).	26
Figura 2.8 - Diagramas carga-deslocamento numérico no ABAQUS e experimental	27
Figura 2.9 - Definição dos valores de W_c e W_u (PAN, 2004).	28
Figura 2.10 - Diagrama força-deslocamento numérico no ANSYS e experimental para modelo cantoneira (MAIOLA, 2004).	30
Figura 2.11 - Curvas de isotensões e deformada para modelo de cantoneira no ANSYS (MAIOLA, 2004).	30
Figura 2.12 - Diagrama carga-deslocamento para a cantoneira no ANSYS (REZENDE, MALITE E NETO, 2004).	31
Figura 2.13 - Distribuição das tensões em (a) cantoneiras de abas iguais 80x80 (mm ²) e em duplas cantoneiras 100x50 (mm ²) ligadas ao mesmo lado da placa de reforço no ANSYS....	33
Figura 2.14 - Visão geral de (A) a configuração do ensaio de tração, (B) modelo do ABAQUS FEM, e (C) comparação de curvas de flambagem experimentais e numéricas para a seção transversal L45 (FASOULAKIS, RAFTOYIANNIS E AVRAAM, 2017).	36
Figura 2.15 - Instalação típica de cantoneiras com uma e duas linhas de parafusos na prensa eletromecânica empregada nos ensaios (PAULA, 2006).	39
Figura 2.16 - Cargas de ruptura dos ensaios em relação à carga de norma, em função do número de seções de parafusos (PAULA, 2006).	40
Figura 2.17 - Valores absolutos ordenados das diferenças produzidas pela equação da norma NBR 14.762:2001 e a proposta por Paula (2006) (PAULA, 2006).	41
Figura 2.18 - Detalhe da região dos furos do modelo de casca da cantoneira (PAULA, 2006).	42
Figura 2.19 - Curva carga-deslocamento do ensaio e do modelo numérico da cantoneira C141 no ABAQUS (PAULA, 2006).	43

Figura 3.1 - Distribuição de tensão em chapa com furo centrado	44
Figura 3.2 - Furo próximo do bordo de uma chapa semi-infinita.....	48
Figura 3.3 - Ilustração da distribuição de cargas em torno de furos pino-carregados	50
Figura 3.4 - Representação de uma carga em torno de um furo, provocada por um pino, por meio de uma função senoidal (ECHAVARIA et. al, 2007).	51
Figura 3.5 - a) Distribuição de força normal no contorno do furo; b) Esquema para consideração da força, que atua no contorno do furo, provocada pelo pino (GRÜBER et. al, 2006).....	52
Figura 3.6 - Ilustração do furo circular central em uma peça retangular com tensão axial	52
Figura 3.7 - Ilustração do furo circular fora do centro em uma peça retangular com tensão axial (ROARK; YOUNG; BUDYNAS, 2002).	53
Figura 3.8 - Ilustração do furo circular fora do centro em uma peça retangular com tensão axial (ROARK; YOUNG; BUDYNAS, 2002).	53
Figura 4.1 - Representação dos casos 1, 2 e 3 (valores em mm).....	57
Figura 4.2 - Representação dos casos 4, 5 e 6 (valores em mm).....	58
Figura 4.3 - Representação da chapa de fixação (valores em mm).	59
Figura 4.4 - Representação do parafuso (valores em mm).....	60
Figura 4.5 - Comportamento uniaxial do aço (Adaptado de NGUYEN E KIM, 2009).	62
Figura 4.6 - Típica resposta estática instável (Adaptado ABAQUS, 2014).....	65
Figura 4.7 - Algoritmo de Riks modificado (Adaptado ABAQUS, 2014).	66
Figura 4.8 - Exemplo de escolha incorreta de sinal para $\Delta\lambda$ (Adaptado ABAQUS, 2014).	68
Figura 5.1 - Instalação típica da cantoneira com uma linha de parafuso na máquina universal de ensaios (PAULA, 2006).	71
Figura 5.2 - Ilustração tridimensional do modelo da cantoneira parafusada.....	72
Figura 5.3 - Malhas e tipos de elementos finitos.	73
Figura 5.4 - Interação de contato entre a chapa de fixação e a cantoneira.....	74
Figura 5.5 - Interação de contato entre a parte superior da cantoneira e a parte inferior da cabeça dos parafusos.	74
Figura 5.6 - Restrição <i>tie</i> entre a chapa de fixação e o fuste do parafuso.....	75
Figura 5.7 - Restrição <i>tie</i> entre o lado esquerdo do fuste do parafuso e a cantoneira na extremidade da aplicação da carga.	75
Figura 5.8 - Restrição <i>tie</i> entre o lado direito do fuste dos parafusos e a cantoneira na extremidade fixada.....	76
Figura 5.9 - Chapa de fixação com movimento restringido.	77
Figura 5.10 - Aplicação de carga na chapa de fixação livre.....	77
Figura 6.1 - Curva carga-deslocamento do Caso 1 (cantoneira B221) modelada.	78
Figura 6.2 - Curva carga-deslocamento do Caso 2 (cantoneira B231) modelada.	79

Figura 6.3 - Curva carga-deslocamento do Caso 3 (cantoneira B241) modelada.	79
Figura 6.4 - Curva carga-deslocamento do Caso 4 (cantoneira B222) modelada.	80
Figura 6.5 - Curva carga-deslocamento do Caso 5 (cantoneira B232) modelada.	80
Figura 6.6 - Curva carga-deslocamento do Caso 6 (cantoneira B242) modelada.	81
Figura 6.7 - Distribuição das tensões de Von Misses (em MPa) no momento do início da ruptura da seção líquida dos casos 1, 2 e 3.....	84
Figura 6.8 - Distribuição das tensões de Von Misses (em MPa) no momento do início da ruptura da seção líquida dos casos 4, 5 e 6.....	84
Figura 6.9 - Deformação numérica das cantoneiras no momento de carga última dos casos 1, 2 e 3.....	85
Figura 6.10 - Deformação numérica das cantoneiras no momento de carga última dos casos 4, 5 e 6.....	85
Figura 6.11 - Deformação das cantoneiras no final do ensaio experimental dos casos 1, 2 e 3.	86
Figura 6.12 - Deformação das cantoneiras no final do ensaio experimental dos casos 4, 5 e 6.	86
Figura 7.1 - Numeração dos furos na cantoneira.....	87
Figura 7.2 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 1 (cantoneira B221).....	88
Figura 7.3 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 1 (cantoneira B221).....	88
Figura 7.4 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 1 (cantoneira B221).....	89
Figura 7.5 - Cortes verticais do Caso 1 (cantoneira B221).	90
Figura 7.6 - Cortes horizontais do Caso 1 (cantoneira B221).	90
Figura 7.7 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 1 (cantoneira B221).....	90
Figura 7.8 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 1 (cantoneira B221).....	91
Figura 7.9 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 1 (cantoneira B221).....	91
Figura 7.10 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 1 (cantoneira B221).....	92
Figura 7.11 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 1 (cantoneira B221).....	92
Figura 7.12 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 1 (cantoneira B221).....	93
Figura 7.13 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 1 (cantoneira B221).....	93
Figura 7.14 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 1 (cantoneira B221).....	94
Figura 7.15 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 1 (cantoneira B221).....	94
Figura 7.16 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 1 (cantoneira B221).....	95
Figura 7.17 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 1 (cantoneira B221).....	95
Figura 7.18 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 1 (cantoneira B221).....	96
Figura 7.19 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 2 (cantoneira B231).....	97

Figura 7.20 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 2 (cantoneira B231).....	97
Figura 7.21 - Tensões de Von Misses na seção 3 do Caso 2 (cantoneira B231).....	98
Figura 7.22 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 2 (cantoneira B231).	99
Figura 7.23 - Cortes verticais do Caso 2 (cantoneira B231).	99
Figura 7.24 - Cortes horizontais do Caso 2 (cantoneira B231).	99
Figura 7.25 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 2 (cantoneira B231).....	100
Figura 7.26 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 2 (cantoneira B231).....	100
Figura 7.27 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 2 (cantoneira B231).....	101
Figura 7.28 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 2 (cantoneira B231).....	101
Figura 7.29 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 2 (cantoneira B231).....	102
Figura 7.30 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 2 (cantoneira B231).....	102
Figura 7.31 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 2 (cantoneira B231).....	103
Figura 7.32 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 2 (cantoneira B231).....	103
Figura 7.33 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 2 (cantoneira B231).....	104
Figura 7.34 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 2 (cantoneira B231).....	104
Figura 7.35 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 2 (cantoneira B231).....	105
Figura 7.36 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 2 (cantoneira B231).....	105
Figura 7.37 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 2 (cantoneira B231).....	106
Figura 7.38 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 2 (cantoneira B231).....	106
Figura 7.39 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 3 (cantoneira B241).....	107
Figura 7.40 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 3 (cantoneira B241).....	108
Figura 7.41 - Tensões de Von Misses na seção 3 do Caso 3 (cantoneira B241).....	108
Figura 7.42 - Tensões de Von Misses na seção 4 do Caso 3 (cantoneira B241).....	109
Figura 7.43 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 3 (cantoneira B241).	110
Figura 7.44 - Cortes verticais do Caso 3 (cantoneira B241).	110
Figura 7.45 - Cortes horizontais do Caso 3 (cantoneira B241).	110
Figura 7.46 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 3 (cantoneira B241).....	111
Figura 7.47 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 3 (cantoneira B241).	111
Figura 7.48 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 3 (cantoneira B241).....	112
Figura 7.49 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 3 (cantoneira B241).....	112
Figura 7.50 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 3 (cantoneira B241).....	113
Figura 7.51 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 3 (cantoneira B241).....	113
Figura 7.52 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 3 (cantoneira B241).....	114
Figura 7.53 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 3 (cantoneira B241).....	114

Figura 7.54 - Tensões no corte vertical 9 no Caso 3 (cantoneira B241).....	115
Figura 7.55 - Tensões no corte vertical 10 no Caso 3 (cantoneira B241).....	115
Figura 7.56 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 3 (cantoneira B241).....	116
Figura 7.57 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 3 (cantoneira B241).....	116
Figura 7.58 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 3 (cantoneira B241).....	117
Figura 7.59 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 3 (cantoneira B241).....	117
Figura 7.60 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 3 (cantoneira B241).....	118
Figura 7.61 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 3 (cantoneira B241).....	118
Figura 7.62 - Numeração dos furos na cantoneira.....	119
Figura 7.63 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 4 (cantoneira B222).....	120
Figura 7.64 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 4 (cantoneira B222).....	120
Figura 7.65 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 4 (cantoneira B222).	121
Figura 7.66 - Cortes verticais do Caso 4 (cantoneira B222).	122
Figura 7.67 - Cortes horizontais do Caso 4 (cantoneira B222).	122
Figura 7.68 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 4 (cantoneira B222).....	122
Figura 7.69 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 4 (cantoneira B222).....	123
Figura 7.70 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 4 (cantoneira B222).....	123
Figura 7.71 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 4 (cantoneira B222).....	124
Figura 7.72 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 4 (cantoneira B222).....	124
Figura 7.73 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 4 (cantoneira B222).....	125
Figura 7.74 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 4 (cantoneira B222).....	125
Figura 7.75 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 4 (cantoneira B222).....	126
Figura 7.76 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 4 (cantoneira B222).....	126
Figura 7.77 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 4 (cantoneira B222).....	127
Figura 7.78 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 4 (cantoneira B222).....	127
Figura 7.79 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 4 (cantoneira B222).....	128
Figura 7.80 - Tensões no corte horizontal 7 no Caso 4 (cantoneira B222).....	128
Figura 7.81 - Tensões no corte horizontal 8 no Caso 4 (cantoneira B222).....	129
Figura 7.82 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 5 (cantoneira B232).....	130
Figura 7.83 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 5 (cantoneira B232).....	130
Figura 7.84 - Tensões de Von Misses na seção 3 do Caso 5 (cantoneira B232).....	131
Figura 7.85 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 5 (cantoneira B232).	132
Figura 7.86 - Cortes verticais do Caso 5 (cantoneira B232).	132
Figura 7.87 - Cortes horizontais do Caso 5 (cantoneira B232).	132

Figura 7.88 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 5 (cantoneira B232).....	133
Figura 7.89 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 5 (cantoneira B232).....	133
Figura 7.90 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 5 (cantoneira B232).....	134
Figura 7.91 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 5 (cantoneira B232).....	134
Figura 7.92 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 5 (cantoneira B232).....	135
Figura 7.93 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 5 (cantoneira B232).....	135
Figura 7.94 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 5 (cantoneira B232).....	136
Figura 7.95 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 5 (cantoneira B232).....	136
Figura 7.96 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 5 (cantoneira B232).....	137
Figura 7.97 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 5 (cantoneira B232).....	137
Figura 7.98 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 5 (cantoneira B232).....	138
Figura 7.99 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 5 (cantoneira B232).....	138
Figura 7.100 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 5 (cantoneira B232).....	139
Figura 7.101 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 5 (cantoneira B232).....	139
Figura 7.102 - Tensões no corte horizontal 7 no Caso 5 (cantoneira B232).....	140
Figura 7.103 - Tensões no corte horizontal 8 no Caso 5 (cantoneira B232).....	140
Figura 7.104 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 6 (cantoneira B242).....	141
Figura 7.105 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 6 (cantoneira B242).....	142
Figura 7.106 - Tensões de Von Misses na seção 3 do Caso 6 (cantoneira B242).....	142
Figura 7.107 - Tensões de Von Misses na seção 4 do Caso 6 (cantoneira B242).....	143
Figura 7.108 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 6 (cantoneira B242).	144
Figura 7.109 - Cortes verticais do Caso 6 (cantoneira B242).	144
Figura 7.110 - Cortes horizontais do Caso 6 (cantoneira B242).	144
Figura 7.111 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 6 (cantoneira B242).....	145
Figura 7.112 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 6 (cantoneira B242).....	145
Figura 7.113 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 6 (cantoneira B242).....	146
Figura 7.114 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 6 (cantoneira B242).....	146
Figura 7.115 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 6 (cantoneira B242).....	147
Figura 7.116 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 6 (cantoneira B242).....	147
Figura 7.117 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 6 (cantoneira B242).....	148
Figura 7.118 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 6 (cantoneira B242).....	148
Figura 7.119 - Tensões no corte vertical 9 no Caso 6 (cantoneira B242).....	149
Figura 7.120 - Tensões no corte vertical 10 no Caso 6 (cantoneira B242).....	149
Figura 7.121 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 6 (cantoneira B242).....	150

Figura 7.122 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 6 (cantoneira B242).....	150
Figura 7.123 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 6 (cantoneira B242).....	151
Figura 7.124 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 6 (cantoneira B242).....	151
Figura 7.125 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 6 (cantoneira B242).....	152
Figura 7.126 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 6 (cantoneira B242).....	152
Figura 7.127 - Tensões no corte horizontal 7 no Caso 6 (cantoneira B242).....	153
Figura 7.128 - Tensões no corte horizontal 8 no Caso 6 (cantoneira B242).....	153

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Significado
A	Domínio de área
A_s	Área da seção transversal
b_n	Vetor forças de corpo
c_d	Velocidade de propagação da onda de tensão
c_n	Parâmetro de amortecimento
C	Matriz de amortecimento
d	Diâmetro do parafuso
d_c	Variável de dano na compressão
d_q	Variável de dano
d_t	Variável de dano na tração
D_0^{el}	Tensor de rigidez elástica
D_V	Deslizamento longitudinal
E_0	Módulo de elasticidade secante
E_c	Módulo de elasticidade do concreto
E_{ci}	Módulo de elasticidade inicial
f_{b0}	Tensão de início de não linearidade na compressão biaxial
f'_c	Resistência à compressão do concreto
f_{c0}	Tensão de início de não linearidade na compressão uniaxial
f_{cm}	Resistência à compressão média
f_{ck}	Resistência à compressão característica
f_{ext}	Vetor de força externa
f_{int}	Vetor de força interna
f_{sk}	Tensão de escoamento característica do aço
f_{r0}	Tensão de tração na falha
f_{tm}	Resistência à tração média
f_u	Resistência última especificada para o material do conector
f_{ut}	Resistência última do material do conector obtida por ensaio
F	Critério de escoamento
G	Fluxo potencial plástico
G_{ch}	Energia de esmagamento do concreto por unidade de área
G_f	Energia de fratura por unidade de área
h	Altura do conector treliçado
J_2	Segundo invariante do tensor desviador
\bar{K}	Módulo de massa
\bar{K}	Matriz de rigidez do elemento finito
K_c	Razão entre as tensões desviadoras na tração e compressão uniaxial
l_{ab}	Distância horizontal de abertura entre a base das hastes
l_c	Dimensão característica do elemento
l_{eq}	Comprimento equivalente do elemento finito
l_t	Soma da distância horizontal de abertura entre a base das hastes e comprimento das pernas horizontais de fixação
M	Matriz de massa
p	Pressão hidrostática
P_{exp}	Carga última ensaio experimental
P_{MEF}	Carga última pelo Método dos Elementos Finitos

P_{Rk}	Resistência característica
P_u	Carga última
$Pu_{méd}$	Carga última média
q	Tensão efetiva equivalente de Von Mises
Q_{MEF}	Resultados de resistência da cantoneira da simulação numérica
R^2	Coefficiente de determinação
t	Tempo
t_n	Vetor forças de superfície
T	Período de tempo da análise
u	Vetor de deslocamento
\dot{u}	Vetor de velocidade
\ddot{u}	Vetor de aceleração
V	Domínio de volume
w_c	Abertura de fissura crítica

LETRAS GREGAS

Símbolo	Significado
α	Ângulo de abertura entre hastes do conector treliçado
β	Inclinação das hastes do conector treliçado
γ_V	Fator parcial de segurança
δ_u	Capacidade de deslizamento
δ_{uk}	Capacidade de deslizamento característica
δ_{en}	Vetor associado a deformação virtual
δu_n	Vetor de deslocamento virtual
$\Delta \epsilon_{vol}$	Incremento de deformação volumétrica
Δe	Incremento de deformação desviadora
Δp	Incremento de tensão hidrostática
ΔS	Incremento de tensões desviadora
Δt	Incremento de tempo
$\dot{\epsilon}$	Taxa do tensor deformação
$\dot{\epsilon}^{el}$	Taxa de deformação elástica
$\dot{\epsilon}^{pl}$	Taxa de deformação plástica
$\bar{\epsilon}^{pl}$	Taxa de deformação plástica equi. ou parâmetro de consistência plástica
ϵ_t	Deformação de tração
ϵ_{0t}^{el}	Deformação de tração elástica não danificada
ϵ_t^{ck}	Deformação de fissuração
ϵ_t^{el}	Deformação de tração elástica danificada
ϵ_t^{pl}	Deformação de tração plástica
ϵ_{tm}	Deformação de tração média
ϵ_u	Deformação última
ϵ_y	Deformação de escoamento
ξ_{max}	Fração de amortecimento crítico
$\hat{\lambda}$	Constante de Lamé
$\hat{\mu}$	Constante de Lamé
ρ	Densidade do material
ρ_n	Densidade de massa
ρ_{c0}	Tensão desviadora na compressão
ρ_{t0}	Tensão desviadora na tração
σ	Tensor tensão
$\dot{\sigma}$	Taxa do tensor tensão
σ_c	Tensão de compressão
$\bar{\sigma}_c$	Tensão de coesão efetiva de compressão
σ_{max}	Tensão principal efetiva máxima
σ_n	Vetor de tensões
σ_t	Tensão de tração
$\bar{\sigma}_t$	Tensão de coesão efetiva de tração
σ_u	Tensão última
σ_y	Tensão de escoamento
φ	Ângulo de dilatância
ϕ	Ângulo de atrito interno
ω_{max}	Maior frequência natural

ABREVIATURAS

Símbolo	Significado
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	American Institute of Steel Construction
AISI	American Iron and Steel Institute
ASTM	American Society For Testing and Materials
AS/NZS	Standards Australia
BSI	British Standard Institute
COR	Aço anticorrosivo ou aço patinável
CAN/CSA	Canadian Standards Association
CSN	Companhia Siderúrgica Nacional
Eurocode	European Committee for Standardization
NBR	Norma Brasileira
MEF	Método dos Elementos Finitos

1. INTRODUÇÃO

1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO

Com o início da utilização das estruturas metálicas na construção civil no século XVIII até os dias atuais, o aço possibilitou aos engenheiros e arquitetos de todo o mundo construções mais eficientes, arrojadas, ousadas e com alta qualidade. Nos últimos anos, o uso do aço no Brasil tem sido bastante estimulado, principalmente devido as diversas vantagens que as estruturas metálicas apresentam no campo da construção civil.

Como vantagens das estruturas de aço podemos citar a liberdade nos projetos arquitetônicos, maior área útil proporcionando maiores vãos e maior aproveitamento do espaço construído, flexibilidade para adaptações e reformas, compatibilidade com outros materiais, menor prazo de execução da obra, canteiro de obras reduzido e organizado e garantia de qualidade e precisão construtiva do aço. Tornando, assim, o aço uma grande alternativa de material construtivo para o país.

Além disso, estruturas metálicas possibilitam uma grande variedade de perfis com dimensões, formas e aplicações distintas, podendo variar entre perfis soldados, perfis laminados ou perfis formados a frio, dependendo da necessidade do projeto.

Hancock (2003) concluiu em sua pesquisa de revisão que desenvolvimentos significativos continuam a ocorrer no projeto de membros e conexões estruturais de aço formados a frio. Isto é de se esperar, uma vez que o crescimento no uso de aço moldado a frio superou significativamente os componentes estruturais de aço laminado a quente, particularmente com o aumento do uso em construções residenciais em todo o mundo.

Os perfis de aço formados a frio começam como chapas planas de diversas espessuras, frequentemente com valores de até 6,35 mm, segundo Yu (2000), que são enroladas e prensadas até que ganhem o tamanho e a forma desejados. Os cilindros de rolamento afinam o metal para que possa ser facilmente dobrado e as prensas adicionam curvas e linhas de modo que o aço fique na forma pretendida, podendo ter tamanhos e formas diversas. Os perfis formados a frio são obtidos a partir da extrusão e dobra de chapas planas.

Por serem peças mais leves e um pouco mais elásticas, são utilizadas em várias obras com carregamentos de baixa ou média magnitude, como coberturas, passarelas e obras de pequeno e médio porte.

Atualmente, no Brasil, está em grande uso as construções leves estruturadas em aço, também chamados de *light steel frames* (ou pórticos leves de aço), onde se pode utilizar os perfis de aço formados a frio para construção de habitações populares, a preços acessíveis e em curto espaço de tempo, obras com grande demanda nacional.

Outra grande vantagem dos perfis metálicos formados a frio, é que são peças estruturais pré-fabricadas conectadas entre si por parafusos e/ou soldas no próprio local da construção, facilitando assim a montagem e execução da estrutura, além de garantir a estabilidade do conjunto.

Dentre os tipos de conexões, a parafusada apresenta algumas vantagens sobre a soldada, como por exemplo a praticidade de execução, permite montagem e desmontagem da estrutura in loco, não necessita de fonte energética, podendo assim ser usada em qualquer lugar, e é mais resistente sob carregamento alternado. Sendo assim, a conexão um fator de extrema importância para o bom funcionamento e segurança da estrutura, pois conecta vigas, pilares e contraventamentos.

Um dos perfis mais utilizados para realizar a conexão de peças metálicas são os perfis L, também conhecidos como cantoneiras, formados a frio, que apresentam extrema importância na estabilidade das estruturas. As cantoneiras são perfis compostos por duas abas, simétricas ou não, formando um ângulo de 90 graus.

O efeito *shear lag* é um dos fenômenos que influencia na resistência da conexão em perfis formados a frio por ligações parafusadas, e ocorre quando o perfil não é conectado através de todos os elementos componentes da seção transversal, ocasionando a redução na resistência à tração da peça quando ela é determinada pela ruptura da seção líquida (Paula, 2006). Segundo Salmon e Johnson (2009), o fenômeno *shear lag* é uma condição de distribuição de tensões não-uniforme na vizinhança da ligação.

Além disso, a presença de excentricidade nas ligações ocorre em diversas situações práticas de projeto onde a conexão parafusada está mais perto ou mais distante da borda, gerando uma

mudança de distribuição das tensões nos elementos da seção transversal, e conseqüentemente, alterando o valor do coeficiente de redução da eficiência da seção (Paula, 2006).

1.2. JUSTIFICATIVA

No que diz respeito à uma visão global, vê-se necessário investigar o andamento do tema do presente trabalho quanto à sua literatura internacional. Logo, foi realizado uma pesquisa conforme a metodologia proposta por Mariano e Rocha (2017), por meio da Teoria do Enfoque Meta Analítico Consolidado (TEMAC), tendo como principais termos de pesquisa “*cold-formed steel*” e “*shear lag*” nas bases de dados Scopus e Web of Science, onde foi possível perceber o interesse pelo tema nos últimos anos, com o aumento do número de artigos publicados até o momento (Figura 1.1).

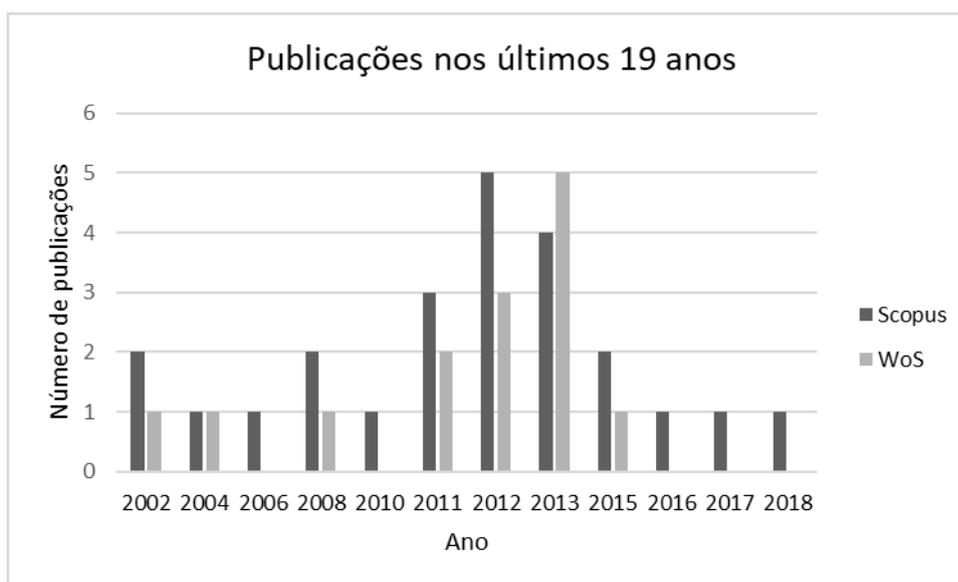


Figura 1.1 - Número de publicações nos últimos anos sobre as premissas utilizadas como pesquisa, dados retirados das bases Scopus e Web of Science.

Apesar do crescente número de pesquisas avaliando a cantoneiras formadas a frio sob tração, poucas são as pesquisas direcionadas para o efeito *shear lag* nessas peças, as quais foram direcionadas principalmente para a definição das equações utilizadas nas normas técnicas – a norma americana para perfis formados a frio (AISI, 1999), foram realizadas já na década de 1990 por LaBoube e Yu (1995), abrangendo a ruptura de 27 cantoneiras. Atualmente Teh e Gilbert (2013) realizaram 61 e Teh e Gilbert (2014) realizaram 8 ensaios em cantoneiras onde

contribuíram para a atualização da equação na tabela J6.2-1 da (AISI, 2016) relacionada ao fenômeno *shear lag*.

Ainda, as últimas normas, brasileira NBR 14.762 e norte americana de perfis formados a frio AISI S100-16, foram publicadas, respectivamente, em 2010 e 2016, havendo poucas pesquisas numéricas que validem as equações propostas para o efeito *shear lag* em cantoneiras formadas a frio. Isso representa uma lacuna importante para a comunidade científica, mostrando a grande motivação deste estudo.

Além disso, este presente trabalho segue a linha de pesquisa do Professor Luciano Mendes Bezerra, sobre o estudo de conectores metálicos, como os alunos Valdeir e Ronivon.

1.3. OBJETIVOS

1.3.1. Objetivo Geral

O objetivo principal desse trabalho é analisar numericamente, com base nos resultados experimentais de Paula (2006), através da modelagem pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) utilizando o programa ABAQUS/CAE, o comportamento estrutural de ligações parafusadas em cantoneiras de aço formado a frio, a fim de quantificar a resistência à ruptura da seção líquida de conexões sujeitas ao efeito *shear lag* e analisar as tensões ao longo das cantoneiras.

1.3.2. Objetivos Específicos

- Simular numericamente os ensaios experimentais de Paula (2006) a fim de calibrar de forma mais real possível o modelo numérico;
- Analisar diversos casos modelados alterando a quantidade e a posição dos parafusos;
- Compreender a influência da ligação para a resistência à ruptura da seção líquida;
- Analisar as tensões nas proximidades dos furos.

1.4. METODOLOGIA

Com o intuito de alcançar os objetivos desse estudo, cantoneiras de aço formadas a frio, sob tração e conectadas por parafusos foram modelados via Métodos dos Elementos Finitos. O software ABAQUS/CAE foi utilizado para a realização das simulações numéricas não-lineares.

Inicialmente, o modelo numérico desenvolvido foi calibrado e validado a partir dos dados experimentais obtidos por Paula (2006), nos quais fornecem informações fundamentais para utilização do modelo, pois levam em consideração as situações reais de execução das estruturas e as características especificadas dos materiais utilizados no país. A validação foi realizada com a comparação das curvas carga-deslocamento e modos de ruptura obtidos experimentalmente e numericamente.

Em seguida, um estudo paramétrico foi realizado, englobando parâmetros geométricos e mecânicos inerentes a cantoneiras formadas a frio conectadas por parafusos. Este estudo buscou avaliar como a variação de determinados parâmetros (quantidade de seções de parafusos e número de parafusos por seção) influenciam no comportamento do efeito shear lag na ruptura da seção líquida, constatando as alterações em sua capacidade resistente e deformações. A Figura 1.2 ilustra o fluxograma da metodologia científica utilizada nesse trabalho.

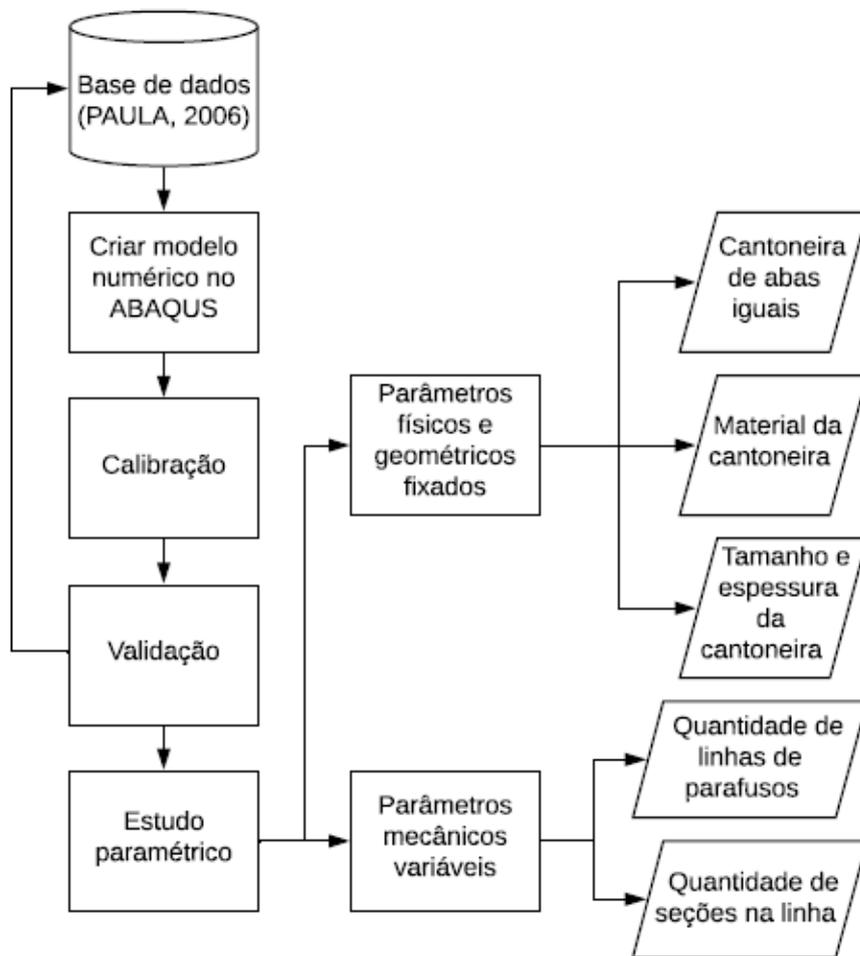


Figura 1.2 - Fluxograma da metodologia de pesquisa realizada.

1.5. ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta dissertação de mestrado é composta por oito capítulos, e o trabalho foi desenvolvido e estruturado na forma descrita abaixo.

No primeiro capítulo é apresentado a introdução ao tema, com sua contextualização, a justificativa do trabalho, os objetivos (geral e específicos), a metodologia científica utilizada e a organização desta dissertação.

No segundo capítulo é apresentado a revisão teórica e bibliográfica desta dissertação, abordando os fundamentos teóricos do dimensionamento de conexões parafusadas, com ênfase em perfis formados a frio. Além das definições e equações básicas normatizadas, é realizada uma seleção de trabalhos nacionais e internacionais que mais contribuíram para o

desenvolvimento do estudo. É um tópico específico para explicar a pesquisa base deste trabalho, a tese de doutorado de Paula (2006).

No terceiro capítulo é realizada uma fundamentação teórica do trabalho de Timoshenko e Goodier (1970) sobre a distribuição de tensões no orifício de uma chapa, abordando os principais fatores que influenciam nessa distribuição.

No quarto capítulo é apresentado os aspectos gerais da modelagem numérica, abordando as peças que foram modeladas, explicando seus materiais, geometrias e modelo constitutivo dos materiais. Ainda, é apresentado o *software* ABAQUS e o método de análise *Standard* escolhido para o desenvolvimento do modelo numérico de elementos finitos, explanando o método Riks de carregamento.

O desenvolvimento do modelo em elementos finitos é abordado no quinto capítulo. Explicando a escolha da malha e dos tipos de elementos utilizados; as interações de contato e restrições que simulam satisfatoriamente as condições reais; as condições de contorno e aplicação de carregamento, simulando o ensaio experimental de tração na prensa mecânica; e o método de análise utilizado.

O sexto capítulo mostra a validação do modelo numérico desenvolvido por elementos finitos, comparando os resultados numéricos com os dados dos ensaios experimentais de Paula (2006), comprovando a capacidade do modelo de simular numericamente o comportamento das cantoneiras de aço formado a frio conectadas por parafusos e submetidas a tração.

No sétimo capítulo é feita uma análise da distribuição das tensões nos furos das cantoneiras, e focando na influência do número de parafusos na tensão máxima atingida em cada orifício.

No oitavo capítulo são realizadas as considerações finais deste trabalho. Aqui são abordados também propostas para trabalhos futuros.

No final dessa dissertação encontram-se as referências utilizadas para o desenvolvimento da pesquisa.

2. REVISÃO TEÓRICA E BIBLIOGRÁFICA

2.1. REVISÃO TEÓRICA

Os possíveis estados limites últimos ou modos de falha que podem controlar a resistência de uma conexão parafusada são mostrados na Figura 2.1.

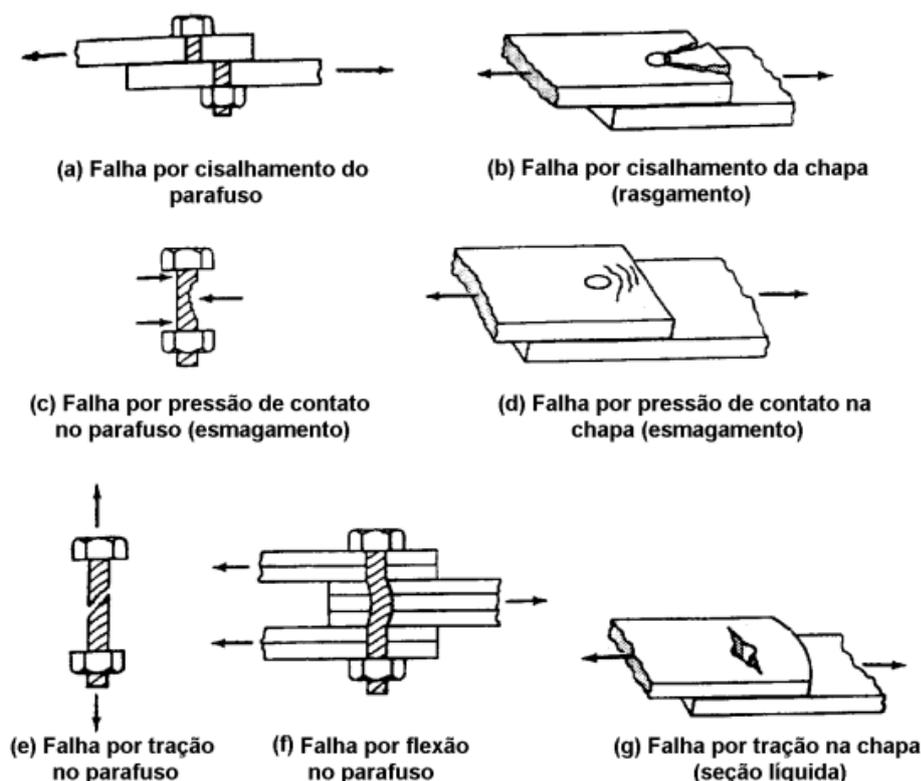


Figura 2.1 - Possíveis modos de falha em conexões parafusadas
(Adaptada de SALMON E JOHNSON, 2009).

A falha pode ocorrer no parafuso ou no metal base, dependendo das dimensões destes elementos (diâmetro e comprimento do parafuso, largura e espessura do metal base), assim como da distância entre parafusos e da localização destes em relação às bordas do metal base.

Levando em consideração esforços agindo perpendicularmente ao eixo do parafuso (parafusos sob força cortante), tem-se as seguintes considerações referentes aos modos de falha:

- quando o diâmetro do parafuso é pequeno em relação às dimensões do metal base, a falha provável é o cisalhamento do parafuso (Figura 2.1-a). Já a falha por esmagamento do parafuso (Figura 2.1-c) raramente ocorre;

- quando a relação comprimento/diâmetro do parafuso é grande, a flexão pode ser determinante (Figura 2.1-f);
- quando o diâmetro do parafuso é grande frente às dimensões do metal base, a falha deverá ocorrer junto ao metal base, por esmagamento (Figura 2.1-d) ou por rasgamento (Figura 2.1-b). Nos casos em que a seção do metal base é severamente reduzida pela presença dos furos, poderá ocorrer a ruptura por tração na seção líquida (Figura 2.1-g).

O estudo realizado para este trabalho foca na forma de ruptura por tração na seção líquida, e a influência do efeito *shear lag* na resistência da conexão.

A seguir serão apresentadas as normas técnicas nacionais e internacionais, mais recentes e relevantes, que abordam estruturas metálicas e com foco nas prescrições para o dimensionamento de perfis formados a frio do tipo cantoneira.

2.1.1. A norma brasileira NBR 14.762:2010

A norma brasileira sobre dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio NBR 14762 (ABNT, 2010) estabelece, em seu item 9.6, os critérios de dimensionamento para barras submetidas à tração.

Esses critérios são relativos ao escoamento da seção bruta (2.1), à ruptura da seção líquida fora da região da ligação (2.2) e à ruptura da seção líquida na região da ligação (2.3), dados, respectivamente, nas expressões a seguir:

$$N_{t,Rd} = Af_y/\gamma \quad (\gamma = 1,10) \quad (2.1)$$

$$N_{t,Rd} = A_{n0}f_u/\gamma \quad (\gamma = 1,35) \quad (2.2)$$

$$N_{t,Rd} = C_tA_n f_u/\gamma \quad (\gamma = 1,65) \quad (2.3)$$

Onde:

$N_{t,Rd}$ é a força axial de tração resistente de cálculo,

A é a área bruta da seção transversal do perfil,

A_{n0} é a área líquida da seção transversal do perfil fora da região da ligação,

A_n é a área líquida da seção transversal do perfil na região da ligação,

C_t é o coeficiente de redução da área líquida,

f_y é a resistência ao escoamento do aço,

f_u é a resistência à ruptura do aço à tração, e

γ é o coeficiente de ponderação das resistências.

A norma NBR 14.762:2010 define área líquida da seção transversal do perfil para ligações parafusadas em zig-zag, considerando as prováveis linhas de ruptura, sendo a seção crítica aquela correspondente ao menor valor da área líquida, como:

$$A_n = 0,9(A - n_f d_f t + \Sigma t s^2 / 4g) \quad (2.4)$$

Onde:

d_f é a dimensão do furo na direção perpendicular à solicitação,

n_f é a quantidade de furos contidos na linha de ruptura analisada,

s é o espaçamento dos furos na direção da solicitação,

g é o espaçamento dos furos na direção perpendicular à solicitação, e

t é a espessura da parte conectada analisada.

O coeficiente C_t presente na equação (2.3) é obtido em função do tipo de peça (chapa ou perfil) e do tipo de ligação (soldada ou parafusada). Para perfis com ligações parafusadas, este coeficiente é calculado de acordo com os seguintes critérios:

– Todos os elementos conectados, com dois ou mais parafusos na direção da solicitação:

$$C_t = 1,0 \quad (2.5)$$

– Todos os parafusos contidos em uma única seção transversal (incluindo o caso particular de um único parafuso na ligação):

$$C_t = 2,5(d/g) \leq 1,0 \quad (2.6)$$

– Cantoneiras e perfis U com dois ou mais parafusos na direção da solicitação, sendo que nem todos os elementos estão conectados:

$$C_t = 1,0 - 1,2(x/L) \text{ (porém não superior a } 0,9 \text{ e não inferior a } 0,4) \quad (2.7)$$

Onde:

L é o comprimento da ligação parafusada, medida entre o centro do primeiro furo e o centro do último furo, na direção da solicitação,

x é a excentricidade da ligação, tomada como a distância entre o centroide da seção da barra e o plano de cisalhamento da ligação,

d é o diâmetro nominal do parafuso, e

g é o espaçamento dos furos na direção perpendicular à solicitação.

Sendo os itens descritos ilustrados na Figura 2.2.

Para verificação da ligação parafusada ao esmagamento (pressão de contato), a norma estabelece que a força resistente de cálculo deve ser calculada por:

$$F_{Rd} = \alpha_e dt f_u / \gamma \quad (\gamma = 1,55) \quad (2.8)$$

Onde:

f_u é a resistência à ruptura do aço (metal-base),

d é o diâmetro nominal do parafuso,

t é a espessura do elemento conectado analisado, e

α_e é um fator igual a $(0,183t + 1,53)$, com t em milímetros ($t \leq 4,75mm$).

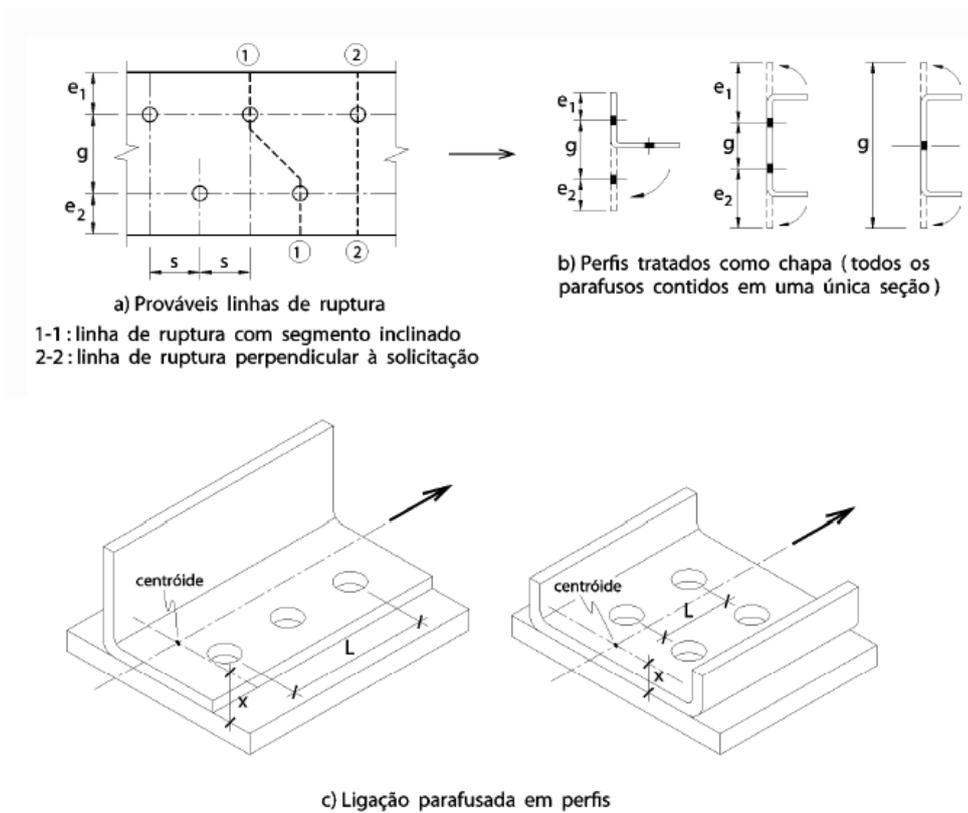


Figura 2.2 - Linhas de ruptura e grandezas para cálculo do coeficiente C_t (ABNT, 2010).

2.1.2. A norma brasileira NBR 8800:2008

A norma brasileira para projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios NBR 8800 (ABNT, 2008) estabelece, em seu item 5.2.3, que a área efetiva de uma barra é dada por:

$$A_e = C_t A_n \quad (2.9)$$

Onde:

- Para o cálculo da área líquida (A_n), o diâmetro dos furos será tomado 2 mm a mais do que a dimensão nominal dos mesmos;
- No caso de uma série de furos distribuídos transversalmente ao eixo da barra, em diagonal a esse eixo ou em zig-zag, a largura líquida dessa parte da barra deve ser calculada deduzindo-se da largura bruta a soma das larguras de todos os furos em cadeia, e somando-se para cada linha ligando dois furos a quantidade $s^2/(4g)$, sendo s e g , respectivamente, os espaçamentos longitudinal e transversal (gabarito) entre dois furos (Figura 2.3);
- O valor de U , que é o coeficiente de redução da eficiência da área líquida, será dado por:

$$C_t = 1 - \frac{\bar{x}}{L} \quad 0,6 \leq C_t \leq 0,9 \quad (2.10)$$

Onde:

x é a excentricidade da ligação, e

L é o comprimento da ligação na direção do carregamento.

- Quando a força de tração for transmitida diretamente para cada um dos elementos da seção transversal da barra, por soldas ou parafusos:

$$C_t = 1,0 \quad (2.11)$$

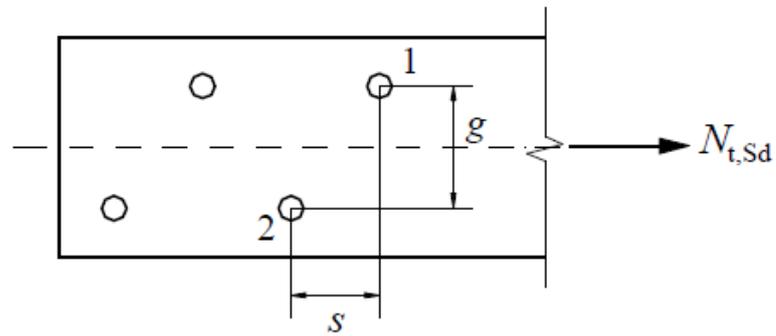


Figura 2.3 - Espaçamentos s e g entre os furos 1 e 2 (ABNT, 2008).

2.1.3. A norma brasileira NBR 6355:2012

É a norma brasileira de padronização dos perfis estruturais de aço formados a frio, estabelecendo os requisitos exigíveis para elaboração, identificação e fiscalização das peças.

As cantoneiras de aço formadas a frio seguem as seguintes especificações de tamanho (Figura 2.4).

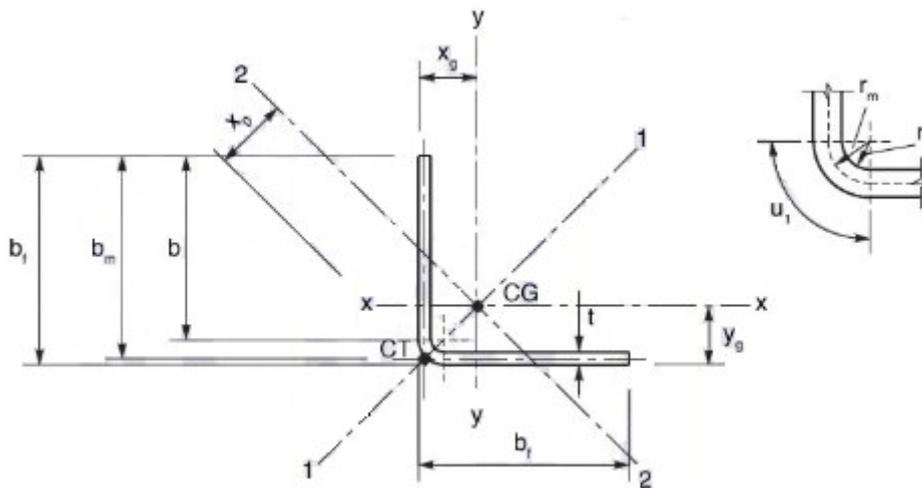


Figura 2.4 - Propriedades geométricas da cantoneira de abas iguais (ABNT, 2012).

Onde:

$$b = b_f - (r_m + 0,5t);$$

$$b_m = b_f - 0,5t ;$$

$$r_m = r_i + 0,5t;$$

$$u_1 = 1,571 r_m;$$

$$A = t(2b + u_1);$$

$$x_g = y_g = \frac{t}{A} [b(0,5b + r_m) + u_1(0,36r_m)] + 0,5t;$$

$$x_0 = 1,414 (x_g - 0,5t);$$

$$I_x = I_y = t[b(0,5b + r_m)^2 + 0,083b^3 + u_1(0,363r_m)^2 + 0,149r_m^3] - A(x_g - 0,5t)^2;$$

$$I_{xy} = t[u_1(0,363r_m)^2 - 0,137r_m^3] - A(x_g - 0,5t)^2;$$

$$I_1 = I_x + |I_{xy}|;$$

$$I_2 = I_x - |I_{xy}|;$$

$$I_t = 0,333t^3(2b + u_1).$$

A norma ainda mostra as especificações para cantoneiras de abas iguais, formadas com aço sem revestimento, suas dimensões, massas e propriedades geométricas.

2.1.4. A norma norte americana de perfis formados a frio AISI S100-16

A norma norte americana de perfis formados a frio (AISI, 2016, 2001) é a fonte das relações apresentadas na norma brasileira NBR 14.762:2010, exceto pelo fato de a norma brasileira considerar, também, a possibilidade de ligações com parafusos em uma única seção transversal do perfil. Esta relação é prescrita no item 3) da seção 9.6.2. da NBR 14.762:2010, e representada anteriormente na equação (2.6), onde é adotado o conceito de chapa equivalente para os perfis. Além disso, a norma AISI 2016 apresenta a seguinte relação para o dimensionamento ao esmagamento, quando a deformação do furo não é uma consideração de projeto:

$$P_{nb} = C m_f d t F_u \quad (2.12)$$

Onde:

m_f é um fator que depende do tipo de conexão e será igual a 0,75 para ligação com cisalhamento simples sem uso de arruelas ou com apenas uma arruela, e

C é um fator que depende da relação d/t e será igual a 3,0 para valores de $d/t < 10$.

Para os casos tratados neste trabalho ($m_f = 0,75$ e $C = 3,0$), a equação (2.12) assumirá a seguinte forma:

$$P_{nb} = 2,25 d t f_u \quad (2.13)$$

Ressalte-se que esta norma unificou, a partir do ano de 2001, a normatização referente ao assunto para os Estados Unidos, o Canadá e o México.

2.1.5. A norma norte americana de perfis laminados AISC 2016

A norma norte americana de perfis laminados e soldados (AISC, 2016) adota, para o cálculo da área efetiva (A_e) de membros submetidos à tração, critérios sugeridos por Munse & Chesson (1963), que são os seguintes:

- Para o cálculo da área líquida (A_n), o diâmetro dos furos será tomado 2 mm a mais do que a dimensão nominal dos mesmos;
- Quando a carga for transmitida por parafusos, presentes em alguns elementos da seção transversal, a área efetiva deverá ser obtida pela seguinte relação:

$$A_e = A_n U \quad (2.14)$$

- O valor de U , que é o coeficiente de redução da eficiência da área líquida, será dado por:

$$U = 1 - \frac{\bar{x}}{L} \leq 0,8 \quad (2.15)$$

onde x é a excentricidade da ligação e L é o comprimento da ligação na direção do carregamento.

- Quando a carga for transmitida por todos os elementos da seção transversal, através de soldas ou parafusos, a área efetiva da seção será igual à área líquida da mesma, ou seja:

$$U = 1,0 \quad (2.16)$$

Esta norma também permite, para conveniência dos projetistas, sejam utilizados os seguintes valores pré-determinados para o coeficiente U :

- $U = 0,90$ para perfis W, M ou S, os flanges com largura não inferior a $2/3$ da altura da peça, e perfis T obtidos daqueles perfis, com conexão pelos flanges, que não tenha menos do que 3 parafusos por linha na direção da solicitação;
- $U = 0,85$ para perfis W, M ou S, que não atendam às exigências do item anterior, perfis T obtidos daqueles perfis, e todos os outros perfis, com conexão que não tenha menos do que 3 parafusos por linha na direção da solicitação;
- $U = 0,60$ para todos os perfis, que tenha menos de 3 parafusos por linha na direção da solicitação.

A equação adotada pela AISC-2016 para a determinação da força resistente ao esmagamento (P_n) em ligações parafusadas é dada pela equação:

$$P_n = 2 d t f_u \quad (2.17)$$

2.1.6. A norma europeia EUROCODE 3 EN 1993-1-1

A norma adotada pelos países europeus para o projeto de estruturas de aço especifica no item 6.2.2.5 de seu suplemento destinado ao efeito *shear lag* nas propriedades das seções (Eurocode, 2005) que o dimensionamento de cantoneiras de chapas finas conectadas por apenas uma aba deverá obedecer ao estabelecido na norma de perfis laminados e soldados (Eurocode, 2006). No item 3.10.3 esta norma específica para dimensionamento de conectores (Eurocode, 2005b), apresenta as seguintes equações para a determinação da resistência última na seção líquida de ligações com uma linha de parafusos em apenas uma aba da cantoneira:

$$\text{Com 1 parafuso: } N_{u,Rd} = 2,0(e_2 - 0,5d_0)t f_u / \gamma_{M2} \quad (2.18)$$

$$\text{Com 2 parafusos: } N_{u,Rd} = \beta_2 A_{net} f_u / \gamma_{M2} \quad (2.19)$$

$$\text{Com 3 ou mais parafusos: } N_{u,Rd} = \beta_3 A_{net} f_u / \gamma_{M2} \quad (2.20)$$

Sendo:

As grandezas d_0 , p_1 , e_1 e e_2 nas equações são dimensões e estão apresentadas na Figura 2.5.

$$\beta_2 = 0,4 \text{ e } \beta_3 = 0,5 \text{ quando } p_1 \leq 2,5d_0 \text{ e,}$$

$$\beta_2 = \beta_3 = 0,7 \text{ quando } p_1 \geq 5,0d_0 \text{ e,}$$

A_{net} é a área líquida

f_u é a resistência à ruptura do aço

γ_{M2} é o fator de resistência do parafuso, sendo o valor recomendado 1,25.

Para valores intermediários de p_1 , os valores de β serão interpolados linearmente.

Para cantoneiras de abas iguais conectadas pela menor aba, a área líquida será tomada como sendo a área líquida de uma cantoneira de abas iguais, cuja dimensão da aba é a mesma da menor aba conectada.

Segundo a norma europeia de perfis finos, a resistência ao esmagamento deverá atender a seguinte equação:

$$F_{b,Rd} = 2,5 \alpha_b k_t f_u d t / \gamma_{M2} \quad (2.21)$$

Onde:

α_b é o menor entre 1,0 e $e_1/(3d)$,

$k_t = (0,8t + 1,5)/2,5$ para $0,75mm \leq t \leq 1,25mm$, ou

$k_t = 1,0$ para $t > 1,25m$.

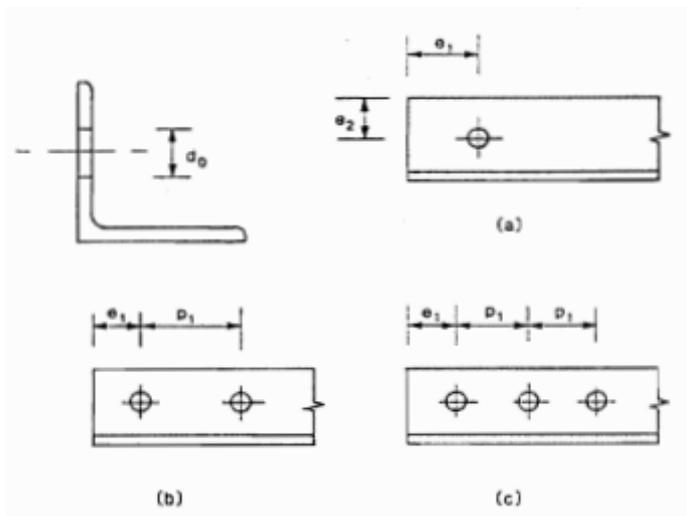


Figura 2.5 - Grandezas de cantoneiras para 1, 2 e 3 parafusos (EUROCODE, 2005).

2.2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Serão apresentados a seguir diversos trabalhos que consideraram o problema da quantificação da perda de eficiência da seção de uma cantoneira com conexão parafusada em razão do efeito

shear lag, seja ela em perfil laminado ou formado a frio, através de pesquisas experimentais e/ou numéricas.

Winter (1956) realizou um total de 564 ensaios em corpos de prova de ligações parafusadas em chapas finas de aço, com solicitação perpendicular ao eixo dos parafusos, e identificou quatro modos de falha (Figura 2.6), sendo esses:

- I. Rasgamento longitudinal da chapa ou rasgamento entre o furo e a borda ao longo dos dois planos de ruptura;
- II. Rasgamento oblíquo ao longo de dois planos inclinados distintos com considerável arrancamento do material frente ao parafuso (rasgamento entre furos);
- III. Rasgamento transversal da chapa ou ruptura da seção líquida;
- IV. Cisalhamento do parafuso, com um pequeno alongamento da parede do furo.

Todos os quatro tipos de falhas mostrados na Figura 2.6 ocorreram nos ensaios de ligações submetidas à corte simples e duplo. No entanto, em alguns casos ocorreram falhas de maneira combinada (item I-III da Figura 2.6).

A magnitude da força de ruptura no modo de ruína I e III, rasgamento longitudinal e rasgamento transversal da chapa respectivamente, foi pouco afetada pela ondulação apresentada em muitos corpos de prova submetidos à corte simples, porém o tipo de ruína IV, cisalhamento do parafuso, produziu flexão e realinhamento na ligação de forma que o parafuso não foi sujeito não só ao cisalhamento, mas também à tração.

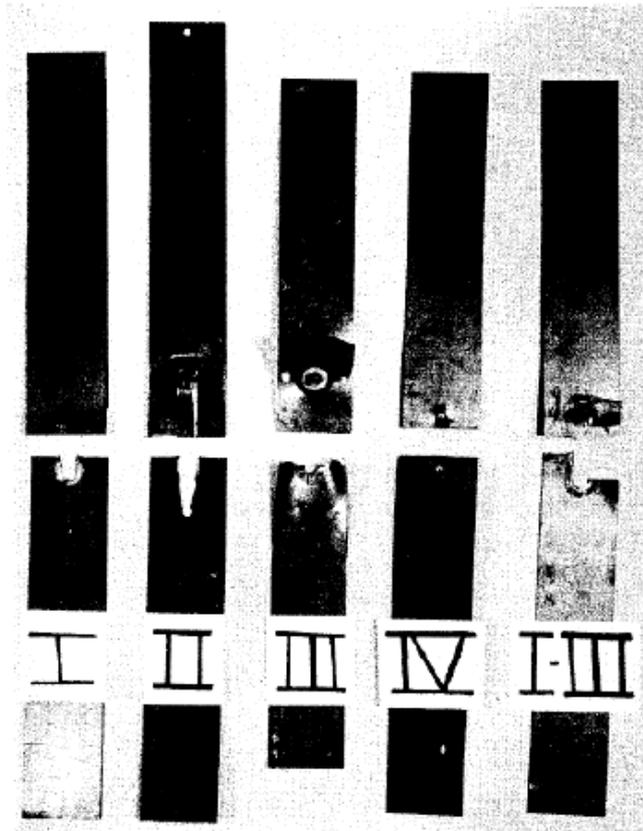


Figura 2.6 - Modos de falha em ligações parafusadas em chapas finas de aço (WINTER, 1956).

Chong e Maltock (1975) realizaram 80 ensaios em corpos de prova com ligações, explorando a influência de parâmetros como espessura das chapas, quantidades de parafusos em uma mesma seção e quantidade de seções de parafusos perpendicular à força aplicada. Foi constatado que a não utilização de arruelas em ligações parafusadas em chapas finas de aço, leva a uma redução de 45% da capacidade resistente da ligação, também que a tensão de contato nas paredes dos furos na ruptura é independente do arranjo dos parafusos, dependendo apenas da relação e/d , sendo e a distância longitudinal do centro do furo mais próximo da borda da chapa até a extremidade da mesma e d é o diâmetro do parafuso.

Gilchrist e Chong (1979) realizaram 30 ensaios de ligações parafusadas em chapas finas usando quatro tipos diferentes de aço e três tamanhos de parafusos comerciais com porcas sextavadas, onde todas as ligações possuíam apenas uma seção de parafusos perpendicular à força aplicada. Os resultados mostraram que o modo de ruína predominante foi o de esmagamento da parede do furo, sendo este frequentemente acompanhado por rasgos a 45° a partir do furo e às vezes por uma perfuração da chapa causada pela rotação do parafuso. Concluíram que seria necessária a utilização de fatores de ponderação adequados quando não forem utilizadas arruelas e

apresentaram duas expressões para o cálculo da força resistente de tração para verificação do estado limite de ruptura da seção líquida, uma para ligações com arruelas junto à cabeça do parafuso e a porca, e outra para a utilização de apenas uma ou nenhuma arruela.

Holcomb et al. (1995) realizaram 24 ensaios em chapas finas variando entre dois tipos de configurações. O primeiro tipo foi realizado com apenas um furo, comparando diretamente o uso ou não de arruelas (situação prevista pela AISI de 1980).

- Com a utilização de arruelas junto à cabeça do parafuso e à porca:

$$N_{t,R} = \left[1 - 0,9r + 3r \frac{d}{g} \right] f_u A_n \leq f_u A_n \quad (2.22)$$

- Sem a utilização de arruelas ou apenas uma:

$$N_{t,R} = \left[1 - r + 2,5r \frac{d}{g} \right] f_u A_n \leq f_u A_n \quad (2.23)$$

Onde:

r é a razão entre a força transmitida pelo parafuso ou parafusos contidos na seção em análise pela força de tração no elemento,

d é o diâmetro do parafuso, e

g é o espaçamento dos parafusos perpendicular à linha da força ou, no caso de um único parafuso na seção, é a largura da própria chapa.

O segundo tipo de corpo de prova ensaiado apresentava cinco furos em zig-zag, no intuito de checar se a seção $s^2/4g$ usada pelo AISC era apropriada para chapas finas. Concluiu-se que quando a relação f_u/f_y é menor que 1,35 a resistência ao esmagamento do elemento na tração é menor do que para o caso da relação sendo maior que 1,35 (efeito ductilidade do aço).

Kulak e Wu (1997) realizaram 24 ensaios em cantoneiras simples e duplas, analisando os diversos parâmetros que afetam a redução da eficiência de ligações parafusadas em cantoneiras

laminadas de aço. Além do experimental, os autores utilizam o programa ANSYS para obter uma avaliação da carga última, realizando uma análise não-linear, incluindo os efeitos da plasticidade e da não-linearidade geométrica.

Verificou-se que cantoneiras conectadas através da aba maior conduzem a uma maior eficiência da ligação quando comparadas com cantoneiras conectadas através da menor aba. Observaram também que esta eficiência é afetada pela extensão da ligação parafusada, em determinados intervalos: ligações de até 4 parafusos possuem diferenças de eficiência consideráveis entre si (até 25%); comparando ligações de 4 parafusos com outras com 6 parafusos levaram a uma pequena diferença entre a eficiência das mesmas (cerca de 3%). Os autores, ao final, propõem para o cálculo da eficiência da seção líquida (fator U) a seguinte relação:

$$U = A_{cn} + \beta \frac{F_y}{F_u} A_0 / A_n \quad (2.24)$$

Onde:

A_{cn} é a área da aba conectada,

A_0 é a área da aba desconectada,

A_n é a área líquida da seção do perfil, e

β é igual a 1,0 para perfis com 4 ou mais parafusos por linha ou igual a 0,5 para perfis com 2 ou 3 parafusos por linha.

Avaliando o desempenho da relação proposta na equação (2.24), os autores indicam que esta equação fornece resultados a favor da segurança, levando a valores preditos iguais a 96% dos valores obtidos nos ensaios, com desvio padrão de 8%. Além desta relação, os autores sugerem que os seguintes valores para a eficiência da seção líquida sejam utilizados pelos projetistas, de modo a facilitar a obtenção direta (sem iteração) do projeto de conexões parafusadas de cantoneiras:

$U = 0,80$ – para cantoneiras com 4 ou mais parafusos por linha e

$U = 0,60$ – para cantoneiras com 2 ou 3 parafusos por linha.

Yip e Cheng (2000) analisaram o efeito *shear lag* em perfis U e cantoneiras de abas iguais formadas a frio com conexões parafusadas, abrangendo ensaio de 23 corpos de prova, analisando principalmente o comprimento da conexão e geometria da seção transversal. Um modelo de elementos finitos com a consideração das não linearidades física e geométrica (grandes deformações) empregando o programa ABAQUS foi utilizado para modelar e analisar os ensaios, possibilitando também a investigação dos fatores que afetam a eficiência da seção líquida dos perfis ensaiados. Concluiu-se que a eficiência da seção líquida depende do comprimento da conexão (L) e da excentricidade (\bar{x}), mas também das relações entre a largura plana da seção e sua espessura (w/t) e entre a largura plana da seção e o diâmetro do parafuso (w/d), além do comprimento dos elementos desconectados em relação ao elemento conectado.

Troup, Xiao e Moy (1998) desenvolveram uma modelagem numérica de conexões parafusadas utilizando o método dos elementos finitos pelo programa ANSYS, estabelecendo a relação entre momento e rotação dessas ligações. Considerando a não-linearidade material dos perfis e dos elementos da conexão, utilizaram elementos de contato e compararam com os resultados experimentais. Concluíram que é necessário cuidado na definição das condições de contato e indicaram que os elementos sólidos podem ser utilizados em conexões simples, mas que elementos de cascas (*shells*) são preferíveis em conexões mais complexas.

Chung e Ip (2000) estabelecem um modelo de elementos finitos, com elementos sólidos tridimensionais, para investigar a performance estrutural de conexões parafusadas entre peças de aço formadas a frio e peças de aço laminado, especialmente o esmagamento do aço de chapas formadas a frio em torno dos furos dos parafusos. Uma análise envolvendo não-linearidades material, geométrica e de contato é realizada para prever a curva carga-deslocamento de conexões parafusadas típicas,

A análise numérica é realizada através do uso do programa ANSYS, modelando-se todos os componentes (chapas, parafusos e arruelas) através de um elemento tridimensional isoparamétrico de 8 nós (SOLID45). O contato entre as interfaces das chapas, do parafuso e da arruela é modelado através de elementos específicos do programa (CONTAC49) e da consideração de um coeficiente de fricção, sendo que ocorre também uma simulação do aperto do parafuso através da inclusão de uma força atuante no mesmo.

Os autores concluíram que o modelo é satisfatório e que a curva tensão-deformação do material, a rigidez ao contato, o coeficiente de fricção entre as peças e a força de aperto desenvolvida no fuste do parafuso são parâmetros importantes para a obtenção precisa da curva carga-deslocamento de ligações parafusadas.

Chung e Ip (2001) apresentaram uma investigação do comportamento de conexões parafusadas em aços formados a frio, especialmente enfatizando a modelagem de três modos de rupturas: esmagamento da chapa, corte do parafuso e ruptura da seção líquida. Os autores realizaram um estudo paramétrico envolvendo diferentes configurações das ligações parafusadas de modo a fornecer valores de resistências ao amassamento para fins de projeto, comparando os resultados as prescrições de quatro normas técnicas, cujas equações, segundo os autores, não se aplicam a aços de alta resistência, devido a sua reduzida ductilidade. Os autores utilizaram, tal como no trabalho anterior (CHUNG e IP, 2000), o programa ANSYS e os mesmos tipos de elementos para modelar o problema, chegando à solução com o método de Newton-Raphson (*full*), pois o modelo empregado considera também a não linearidade material, geométrica e de contato. A Figura 2.7 mostra um modelo de elementos finitos típico, relativo a metade do espécime ensaiado (simétrico em relação ao seu eixo longitudinal), que possui cerca de 2000 nós, 1200 elementos sólidos (SOLID45) e 1000 elementos de contato (CONTAC49).

Após comparação com resultados numéricos de elementos finitos, os autores propuseram uma equação que relaciona a resistência ao esmagamento com as resistências de escoamento e ruptura do material através de um coeficiente de resistência, permitindo sua aplicação a conexões parafusadas de aços com baixa ou com alta resistência e com diferentes valores de ductilidade. Ao final, eles concluíram que o método dos elementos finitos consegue prever corretamente os três modos de falhas típicos em conexões parafusadas de aços formados a frio: esmagamento, rasgamento e ruptura da seção líquida.

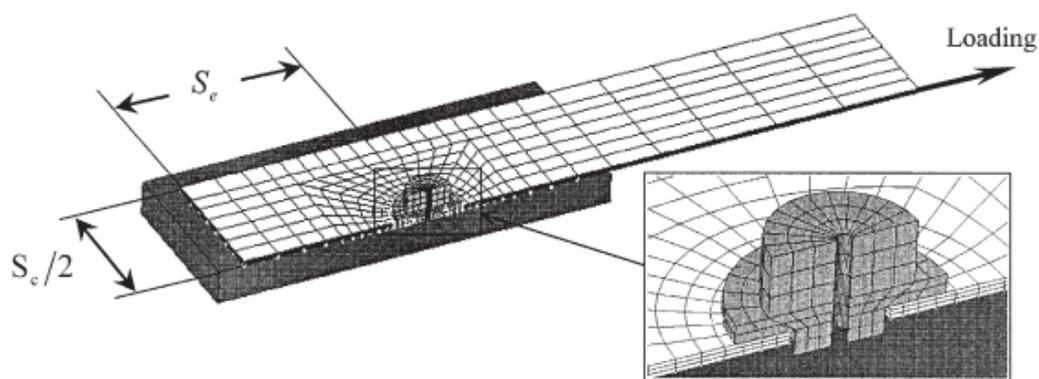


Figura 2.7 - Modelo de elementos finitos da conexão parafusada entre tiras de aço formadas a frio e chapas de aço laminadas a quente no ANSYS (CHUNG E IP, 2001).

Orbison, Barth e Bartels (2002) realizaram 22 ensaios envolvendo perfis laminados tipo T sujeito a cargas axiais, analisando a influência da variação da excentricidade e do comprimento da conexão, além do método de obtenção dos furos dos parafusos, podendo ser por punção ou por broca, na capacidade da ligação. Concluíram que a capacidade de resistência à ruptura da seção líquida é significativamente reduzida com excentricidades moderadas e que o efeito *shear lag* só é adequado para pequenas excentricidades.

Barth, Orbison e Nukala (2002) propuseram uma modelagem por elementos finitos, considerando não-linearidades física e geométrica, para uma estimativa adequada da carga de ruptura e do diagrama carga-deslocamento, baseados nos experimentos de Orbison, Barth e Bartels (2002), especialmente focando os efeitos da excentricidade e do comprimento da conexão na redução da capacidade de resistência à ruptura da seção líquida. No modelo adotado, elementos tridimensionais capazes de representar as não-linearidades material e geométrica (grandes deslocamentos) disponíveis no programa ABAQUS são utilizados. Os parafusos são considerados rígidos e o contato entre as superfícies também é modelado, sendo utilizado para transferir a carga das chapas gusset para a alma do perfil. A não-linearidade material é representada por uma combinação do critério de plastificação de *Von Mises* com um modelo constitutivo tri-linear. Os autores concluem que os resultados do modelo utilizado no método dos elementos finitos coincidem com resultados experimentais disponíveis (Figura 2.8), tanto com relação à carga e modo de ruptura, quanto com relação ao diagrama carga-deslocamento, mesmo com grandes excentricidades da conexão.

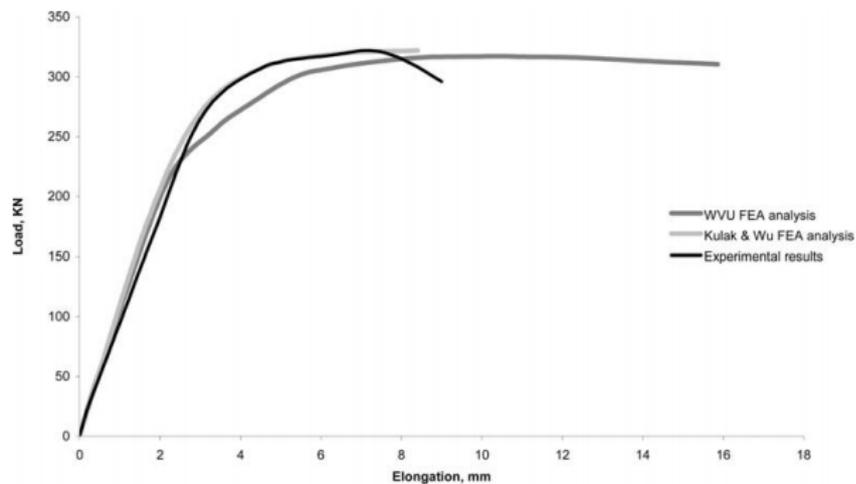


Figura 2.8 - Diagramas carga-deslocamento numérico no ABAQUS e experimental (BARTH, ORBISON E NUKALA, 2002).

Pan e Chiang (2002) realizaram ensaios em 24 peças, formadas por dois perfis U conectados pelas almas por 4 parafusos de alta resistência, sendo metade das peças conectadas por duas linhas com dois parafusos e a outra metade com os quatro parafusos em uma única linha na direção da carga aplicada. Eles compararam os dados experimentais com as especificações das normas AISI, BS, AS/NSZ, AISC, as especificações de Holcomb e com uma análise numérica por elementos finitos no programa ANSYS. Concluíram que a tensão no elemento conectado (alma) é maior que nos elementos livres (abas), logo apresentou o efeito do *shear lag* e notou-se a influência da excentricidade, além disso, a norma AISC (1999) apresenta a melhor das tensões previstas entre as demais normas, as quais superestimam as tensões quando comparadas com os experimentos.

Pan (2004) realizou 54 ensaios em perfis com diferentes configurações, utilizando chapa de 2,4 mm de espessura e tensão nominal de ruptura de 400 MPa, com o intuito de analisar do efeito *shear lag* em perfis U formados a frio com ligações parafusadas. O autor conclui que a norma AISC (1999) provê uma boa correlação com os resultados experimentais e que a norma AISI (2001) parece superestimar os valores da resistência de perfis U com 2 ou 3 parafusos por linha, confirmando os resultados obtidos por Pan e Chiang (2002).

Além do experimental, o autor realizou uma modelagem empregando o programa ANSYS, de modo a estudar a distribuição de tensão na seção do perfil. Ao final, baseado nos próprios ensaios e em outras pesquisas, o autor sugere a seguinte equação empírica para calcular a eficiência da seção:

$$U = 1,15 - 0,86 \left(\frac{\bar{x}}{L} \right) - 0,14 \left(\frac{W_u}{W_c} \right) \quad (2.25)$$

Onde:

W_u é o comprimento dos elementos desconectados, e

W_c é o comprimento dos elementos conectados.

Elementos ilustrados na

Figura 2.9.

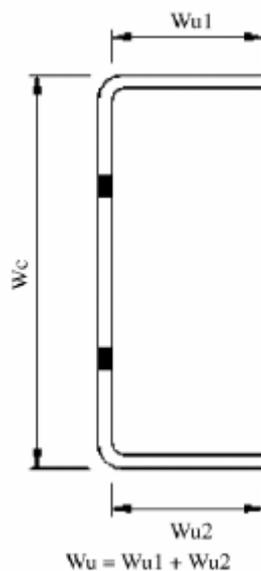


Figura 2.9 - Definição dos valores de W_c e W_u (PAN, 2004).

Maiola (2004) realizou ensaios experimentais abrangendo ligações parafusadas em chapas finas e perfis U e L formados a frio, perfazendo um total 116 corpos de prova de chapas e 82 de perfis, de modo a estudar o fenômeno do *shear lag* e investigar as prescrições da NBR 14.762 (ABNT, 2010) relativas a este tema. Após a obtenção das cargas últimas de ruptura da seção líquida, foi realizada uma regressão linear com os valores e propõe as seguintes relações para o cálculo do coeficiente C_t de redução da área líquida:

- Para cantoneiras com duas ou mais seções de parafusos na direção perpendicular à solicitação:

$$C_t = 0,85 - 1,2 \left(\frac{\bar{x}}{L} \right) < 0,8 \quad (2.26)$$

- Para perfis U com duas ou mais seções de parafusos na direção perpendicular à solicitação:

$$C_t = 1,0 - 1,2 \left(\frac{\bar{x}}{L} \right) < 0,9 \quad (2.27)$$

- Para cantoneiras e perfis U com duas ou mais seções de parafusos na direção perpendicular à solicitação, quando todos os elementos estão conectados:

$$C_t = 0,95 \quad (2.28)$$

O autor também realizou uma modelagem numérica para comparação com os resultados experimentais obtidos através do programa ANSYS, considerando a não linearidade geométrica através de uma formulação Lagrangeana atualizada e empregando o processo incremental-iterativo de Newton-Raphson. As malhas foram geradas automaticamente pelo programa e o elemento utilizado nas modelagens foi o de casca de 4 nós (SHELL43 – *Plastic Large Strain Shell*). Na Figura 2.10 é apresentada uma comparação entre os diagramas carga deslocamento numérico e experimental, enquanto na Figura 2.11 são apresentadas as curvas de isotensões e a deformada relativas ao ensaio de ruptura da seção líquida de uma cantoneira.

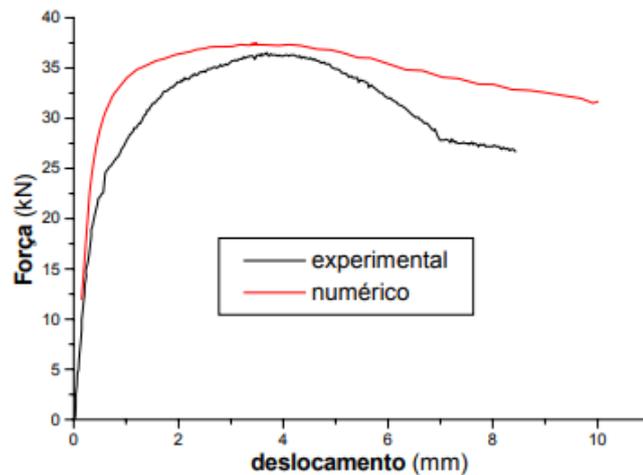


Figura 2.10 - Diagrama força-deslocamento numérico no ANSYS e experimental para modelo cantoneira (MAIOLA, 2004).

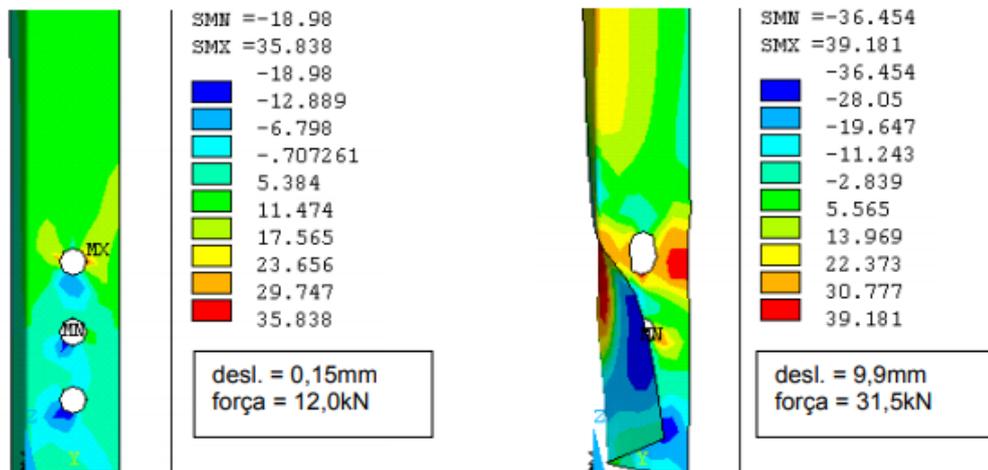


Figura 2.11 - Curvas de isotensões e deformada para modelo de cantoneira no ANSYS (MAIOLA, 2004).

Rezende, Malite e Neto (2004) desenvolvem um modelo numérico para a representação do comportamento e resistência de ligações parafusadas em perfis formados a frio, comparando seus resultados com valores experimentais obtidos por Maiola (2004). O programa ANSYS é utilizado para a modelagem de uma chapa fina e de uma cantoneira cujas cargas de ruptura e diagramas carga-deslocamento experimentais são conhecidos, sendo utilizados elementos finitos tridimensionais de oito nós (SOLID185) para a discretização dos perfis, chapas, parafusos e porcas (sem arruelas) e também elementos de contato (CONTACT174 e TARGET170) para a representação do contato entre os diversos componentes da conexão. O modelo constitutivo adotado é o tri-linear, compatível com os resultados dos ensaios do material.

A seguir são obtidos, então, os diagramas carga-deslocamento numérico e experimental para a chapa e para a cantoneira modelada (Figura 2.12), e observam a pequena diferença entre os valores das cargas de ruptura dos modelos e dos ensaios, sendo inferior a 2% para as duas peças. Os autores concluem que, por ter sido utilizado um modelo numérico com poucos refinamentos (como a não consideração do atrito entre as superfícies conectadas), os diagramas carga-deslocamento numérico e experimental não são bastante compatíveis, apesar de os resultados da carga de ruptura e dos níveis de tensões próximas aos parafusos terem sido adequados.

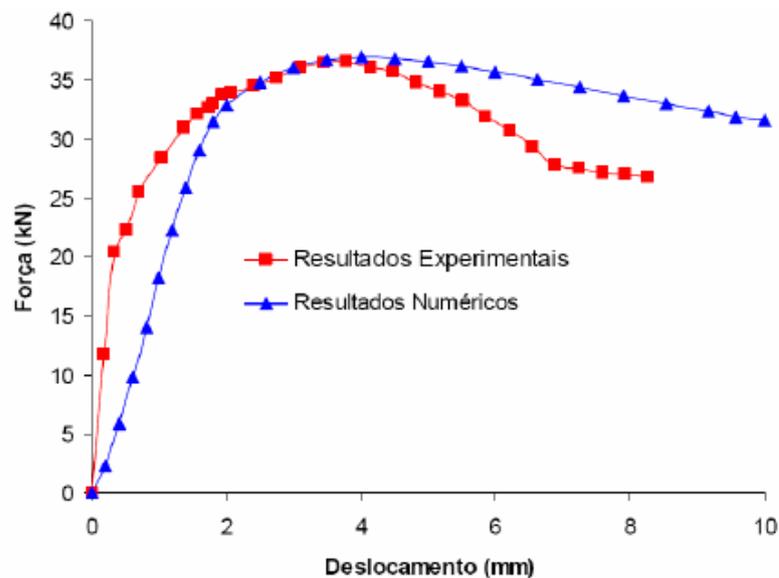


Figura 2.12 - Diagrama carga-deslocamento para a cantoneira no ANSYS (REZENDE, MALITE E NETO, 2004).

Rezende (2005) realizou, com base no trabalho de Maiola (2004), a análise numérica do comportamento estrutural de ligações parafusadas em chapas finas e perfis formados a frio, estabelecendo uma abordagem numérica por meio do programa ANSYS, utilizando o método dos elementos finitos. O autor desenvolveu três modelos numéricos para cantoneiras de abas iguais variando de um a três parafusos alinhados na direção da força aplicada, localizados no centro da aba conectada. Concluiu-se que o elemento finito SOLID 45 é o elemento com melhores resultados quando comparado com os elementos SOLID 95 e SOLID 185, apresentando menor esforço computacional e maior aproximação de resultado, respectivamente.

Pan (2006) realizou 12 ensaios em cantoneiras formadas a frio conectadas pela alma com o intuito de analisar o efeito *shear lag* nas peças e verificou-se que as resistências à tração dos

corpos de prova previstos pelo código AISC (1999) fornecem uma correlação ruim com os resultados experimentais, já as previsões de acordo com a especificação AISI (1996) parecem ser superestimadas em comparação com os resultados do teste. No entanto, os valores previstos calculados de acordo com a especificação AISI (2001) fornecem um melhor resultado para os membros de tensão em cantoneiras. A dispersão entre os valores testados e previstos da resistência à tração deve-se provavelmente à falta de consideração do comprimento e tipo de conexão.

Paula (2006) fez um estudo experimental e numérico de cantoneiras de aço formadas a frio, conectadas por parafusos e sob carga de tração, focando no efeito do fenômeno *shear lag*. A partir de uma análise estatística sobre os dados experimentais, propôs uma nova equação que quantifica a redução da eficiência da seção transversal das cantoneiras (expressão mais bem explicada no item 2.3. desse mesmo trabalho). Nas análises realizadas pelo autor, concluiu-se que: a equação prescrita pela norma brasileira destinada ao dimensionamento de perfis formados a frio, a NBR 14.762-2001, baseada na norma norte-americana AISI-2001, resulta, em um grande número de situações, em valores de cargas de ruptura da seção líquida de cantoneiras superiores àqueles efetivamente encontrados nos ensaios realizados; e os modos de falha de esmagamento e de ruptura da seção líquida indicados pela norma NBR 14.762-2001 para cantoneiras, não foram comprovados na maioria dos ensaios, devido, principalmente, à estimativa inadequada da carga de ruptura da seção líquida, tanto para mais como para menos.

PadmaPriya e Kandasamy (2010) realizaram ensaios experimentais em cantoneiras de abas iguais e cantoneiras duplas conectadas. Através dos resultados de dados experimentais os autores puderam fazer a investigação numérica utilizando o programa ANSYS e relatando o comportamento carga x deslocamento e modos de falhas. A carga atingida pelos modelos ensaiados foi comparada com a capacidade de carga teórica prevista pelas normas internacionais e com a capacidade de carga prevista pela investigação numérica. A Figura 2.13 apresentam resultados relatados pelo programa ANSYS em cantoneiras de abas iguais 80x80 (mm²) com 3 mm de espessura e duplas cantoneiras de 100x50 (mm²) com 4 mm de espessura.

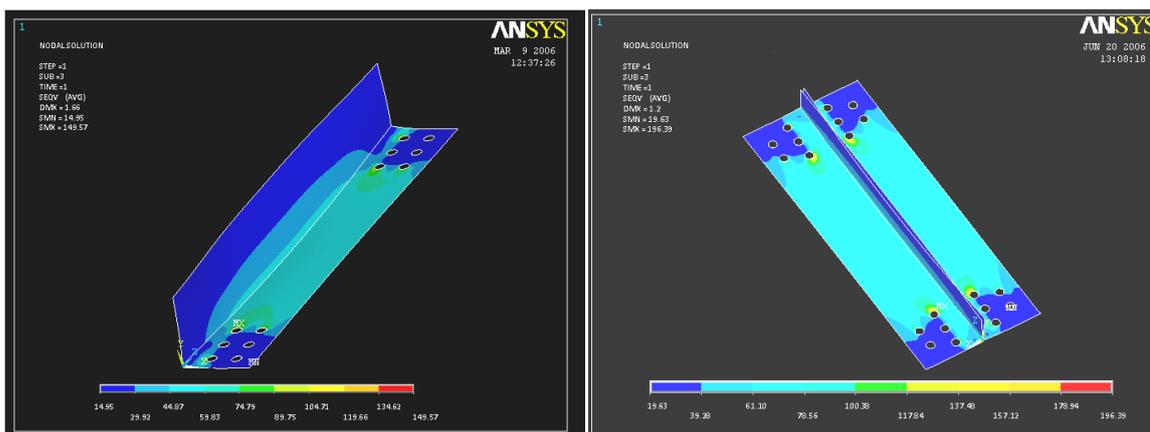


Figura 2.13 - Distribuição das tensões em (a) cantoneiras de abas iguais 80x80 (mm²) e em duplas cantoneiras 100x50 (mm²) ligadas ao mesmo lado da placa de reforço no ANSYS (PADMAPRIYA E KANDASAMY, 2010).

Prabha et al (2011) analisaram em seus testes experimentais, de cantoneiras formadas a frio conectadas por parafusos submetidas a tração, os parâmetros como sendo o número de parafusos, tamanho das cantoneiras, distâncias dos parafusos ao fim da aba conectada e relação entre o comprimento da aba conectada e o comprimento da aba não conectada. Observaram que o coeficiente de redução da seção líquida aumenta com o aumento do número de parafusos. Além disso, desenvolveram uma fórmula para calcular o efeito do *shear lag* no coeficiente de redução da seção líquida (β), demonstrado na equação abaixo, e perceberam que essa expressão apresenta valores mais próximos aos valores experimentais, representando uma validação com relação à variação dos parâmetros analisados.

$$\beta = 0.697 - 0.0045(b/t)(f_y/f_u)(b_s/L_c) \leq (f_u\gamma_{m0}/f_y\gamma_{m1}) \geq 0.4 \quad (2.29)$$

Onde:

b é o comprimento da aba desconectada,

t é a espessura da cantoneira,

b_s é a distância entre os parafusos até o fim da aba desconectada,

L_c é o comprimento da ligação no sentido do carregamento,

f_y é a resistência ao escoamento da cantoneira,

f_u é a resistência à ruptura da cantoneira,

γ_{m0} é o fator parcial de segurança para falha por escoamento, adotando o valor de 1.1,

γ_{m1} é o fator parcial de segurança para falha por ruptura, adotando o valor de 1.25.

Em outra análise, Prabha et al. (2011b) submeteram 12 cantoneiras, conectadas por parafusos em apenas uma das abas, à tração e obtiveram suas tensões de capacidade resistiva. Todas as peças romperam por escoamento da seção líquida e obtiveram tensão diferentes entre as abas conectada e desconectada, provando o efeito *shear lag*. A partir dos estudos, observaram que o aumento na distância entre o parafuso e a extremidade da aba desconectada e o tamanho da cantoneira têm efeito considerável sobre a resistência final da peça. Além disso, com o aumento da relação entre a distância entre os parafusos e a extremidade da aba desconectada e o comprimento da conexão, a capacidade da seção líquida diminui para os mesmos valores da razão b/t e da relação f_y/f_u . Com base nos resultados do teste, conclui-se que a capacidade de seção líquida do membro de tensão é afetada pelo comprimento da conexão, comprimento da perna desconectada e número de parafusos.

Rokade et al. (2012) realizaram ensaios com 13 cantoneiras e perfis U formados a frio e analisaram os resultados obtidos com valores previstos por diversas normas internacionais e da literatura. Concluíram que as previsões de capacidade da seção líquida, de acordo com o IS: 801-1975 e AISI-1996, são quase iguais aos resultados do teste para as cantoneiras e a previsão usando as equações de Chi-Ling Pan (2006) e Holcomb e et. al. (1995) são comparáveis com os resultados do teste para ambas cantoneiras e perfis U.

Teh e Yazici (2013) estudaram o efeito shear lag e excentricidade nos perfis U de aço formado a frio conectados por parafusos, onde os resultados afirmam que as equações de projeto em que a eficiência da seção líquida das peças analisadas é reduzido por três fatores distintos: o efeito shear lag associado com a concentração de tensão em torno do buraco de parafuso que também está presente em chapas planas e cantoneiras, o efeito shear lag que também está presente em uma seção I bissimétrica parafusado apenas nas flanges e o momento fletor proveniente da excentricidade de ligação em relação ao eixo neutro. Mesmo que a excentricidade da conexão de um suporte de canal duplo parafusado simetricamente em relação ao verso seja zero, a flexão local pode reduzir significativamente a eficiência da seção líquida.

PadmaPriya (2015) realizou uma pesquisa experimental e numérica em cantoneiras de abas iguais e duplas cantoneiras com espessuras de 2 e 3 mm. O autor desenvolveu a investigação numérica no programa ANSYS, e utilizou o elemento SHELL 63 para realizar os modelos numéricos. Nos modelos de elementos finitos, a deformação de cisalhamento dos parafusos foi ignorada, julgando que a carga se transferia da placa de ligação através dos parafusos para as cantoneiras. Desta forma, o autor concluiu que as tensões de contorno obtidas através da análise de elementos finitos indicam que ocorrem tensões máximas nos orifícios mais internos dos parafusos a partir dos quais as falhas experimentais foram iniciadas. A distribuição das tensões obtida na investigação numérica relata uma boa concordância com os resultados experimentais.

Além disso, PadmaPriya (2015b) concluiu, baseado em seus resultados, que a capacidade de resistência da seção líquida da cantoneira é afetada pela excentricidade da conexão, pela área da seção transversal e pela espessura da peça.

Pereira et al. (2017) avaliaram o comportamento das cantoneiras de aço formadas a frio submetidas a tração por meio da análise experimental e numérica, pelo método dos elementos finitos através do software ANSYS. Concluíram que o emprego da equação de Ramberg e Osgood (1943) para a descrição da não linearidade existente entre a tensão e a deformação obtidas nos ensaios uniaxiais de tração, com resultados expressos em termos de tensão e deformação real, apresentou-se como um procedimento para a modelagem por elementos finitos tipo casca que possibilitou a obtenção de resultados de carga de ruptura equivalentes àqueles determinados por ensaios experimentais. Além disso, as deformadas dos perfis ensaiados são bem representadas pelos modelos numéricos de elementos finitos que incorporam análises de grandes deformações e grandes deslocamentos, simulando adequadamente as deformações e tensões surgidas nas abas e nos furos das cantoneiras. Demonstrando, assim, viabilidade da modelagem numérica por elementos finitos.

Fasoulakis, Raftoyiannis e Avraam (2017) realizaram análises experimental e numérica em cantoneiras de aço formadas a frio conectadas por parafusos e submetidas à tração e à compressão. A análise numérica foi feita pelo Método dos Elementos Finitos utilizando o *software* ABAQUS/CAE (2015), utilizaram um modelo simplificado multilinear com base nos resultados dos experimentos para os parâmetros do material e não consideraram o efeito de forma fria (tensão / tensão residual).

As condições de contorno são consideradas fixas para as bordas externas das placas finais, perpendiculares ao eixo longitudinal da viga. Além disso, 14 interações de contato são consideradas usando contatos superfície-superfície entre as peças: parafuso-porca-arruela-cantoneira-placa. Os elementos sólidos C3D8R são selecionados para a simulação das placas finais, porcas, parafusos e arruelas, enquanto os elementos C3D8I (com modos de deformação incompatíveis) são preferidos para os elementos angulares.

A Figura 2.14 mostra a configuração do ensaio experimental utilizado, um modelo de elementos finitos onde é possível observar a geometria da malha, e a comparação dos resultados obtidos comparando os dados experimentais e numéricos, provando uma boa aproximação entre os resultados.

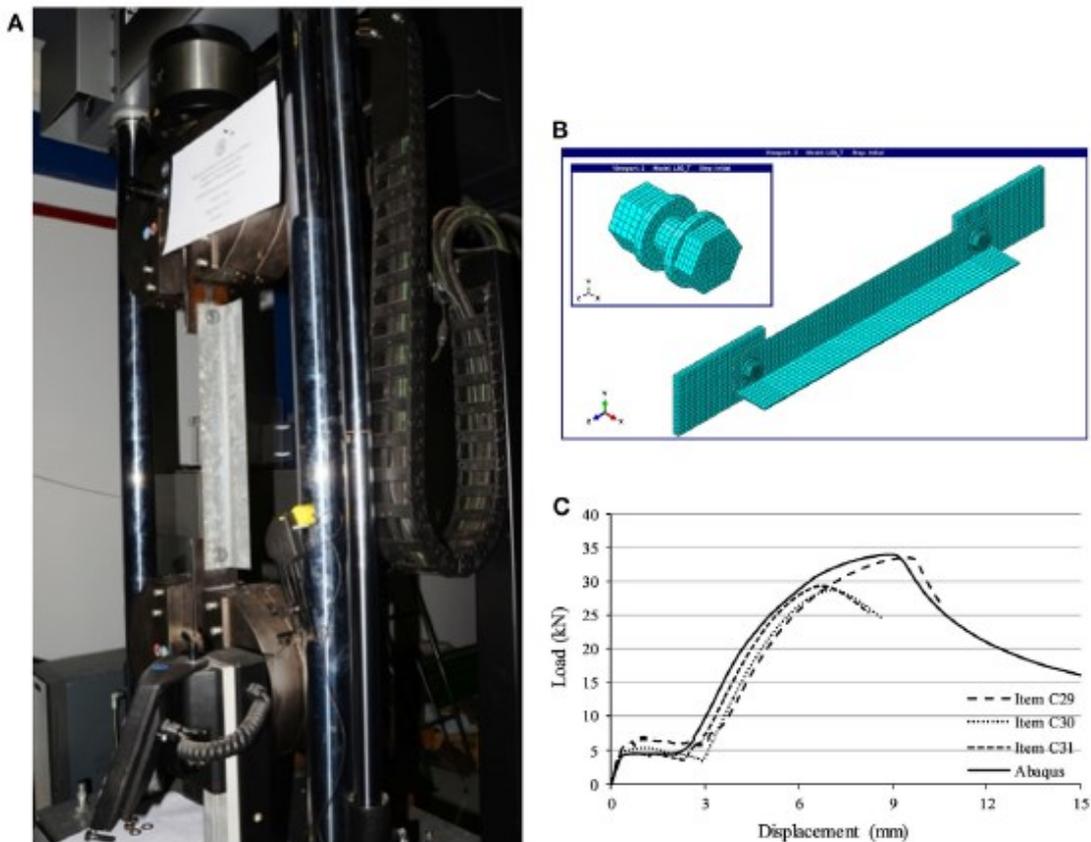


Figura 2.14 - Visão geral de (A) a configuração do ensaio de tração, (B) modelo do ABAQUS FEM, e (C) comparação de curvas de flambagem experimentais e numéricas para a seção transversal L45 (FASOULAKIS, RAFTOYIANNIS E AVRAAM, 2017).

Makesh e Arivalagan (2017) realizaram 36 ensaios de tração em cantoneiras parafusadas de aço formado a frio variando o tamanho da cantoneira, o número de parafusos, a distância entre os parafusos e a presença ou não de abas nas cantoneiras, podendo ser dupla ou simples, além

disso, todas as amostras foram projetadas para sofrer uma falha de ruptura da seção líquida. Os autores observaram que a capacidade de carga máxima aumenta à medida que a área da seção transversal e o número de parafusos na conexão aumentam, e que, quando a rigidez da conexão aumenta, a rigidez do membro também aumenta. Concluíram que a presença da aba na cantoneira aumenta sua capacidade de carga em 21% e 24 % para cantoneiras duplas, quando comparadas com as cantoneiras sem aba.

Makesh e Arivalagan (2018) realizaram um estudo numérico pelo método dos elementos finitos utilizando o software ANSYS para simular o comportamento de cantoneiras de aço formado a frio e sob tração com uma ou duas abas de 2mm de espessura, comparando com resultados experimentais e com normas internacionais. Eles concluíram que as cargas últimas das cantoneiras são entre 10% e 12% menores que todas as prescrições das normas internacionais BIS, AISI, AS/NZS e BS. Além de que as tensões obtidas na análise de elementos finitos indicam que ocorrem tensões máximas nos orifícios dos parafusos mais internos a partir dos quais as falhas experimentais foram iniciadas.

Toda essa revisão bibliográfica desde 1956 até os dias atuais, mostra a escassez de pesquisas mais aprofundadas sobre o tema, e a quase inexistência de estudos focando na análise de tensões nas linhas dos parafusos de cantoneiras de aço formado a frio. Logo, este presente trabalho vem para tentar preencher uma parte dessa imensa lacuna no mundo acadêmico.

2.3. PESQUISA BASE

A presente dissertação foi feita com base nos dados experimentais obtidos por Valdeir Francisco de Paula em sua tese de doutorado, com o título *Análise Experimental e Numérica de Cantoneiras de Aço Formadas a Frio, sob Tração e Conectadas por Parafusos*, publicação n.º E.TD 005A/06, pelo Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da Universidade de Brasília no ano de 2006.

Paula (2006) realizou um estudo experimental, envolvendo a ruptura de 158 espécimes, e numérico de cantoneiras de aço formadas a frio, conectadas por parafusos e sob carga de tração, com foco na ruptura da seção líquida, que é afetada, principalmente, pelo efeito *shear lag*. Foram preparados perfis com dimensões e configurações reais, submetidos à tração em prensa

eletromagnética, buscando o entendimento do comportamento estrutural da ligação e a proposição de equações para o seu dimensionamento.

Dos 158 perfis metálicos ensaiados, foram:

- 36 perfis de abas iguais, conectados por uma aba, com uma linha de parafusos;
- 20 perfis de abas iguais, conectados por uma aba, com duas linhas de parafusos;
- 12 perfis de abas desiguais, conectados pela menor aba, com uma linha de parafusos;
- 4 perfis de abas desiguais, conectados pela menor aba, com duas linhas de parafusos;
- 8 perfis de abas desiguais, conectados pela maior aba, com uma linha de parafusos;
- 8 perfis de abas desiguais, conectados pela maior aba, com duas linhas de parafusos;
- 8 perfis de abas iguais, conectados por todas as abas;
- 16 perfis de abas iguais, conectados por uma aba, com uma linha de parafusos, com excentricidade em relação ao eixo da aba conectada;
- 12 perfis com abas iguais, conectados por uma aba, com uma linha de parafusos, para avaliação do efeito do punctionamento;
- 8 perfis de abas iguais, conectados por uma aba, com uma linha de parafusos, para avaliação do efeito das arruelas na ligação;
- 6 perfis de abas iguais, conectados por uma aba, com uma linha de parafusos, para avaliação do efeito da não aplicação de torque mínimo nos parafusos;
- 20 perfis de abas iguais, conectados por uma aba com uma linha de parafusos, para avaliação do efeito da variação da distância dos parafusos à borda das cantoneiras, na direção da solicitação.

Os ensaios foram realizados em uma prensa eletromecânica, instalando o conjunto (cantoneira parafusada às chapas de fixação) nas garras da prensa. A Figura 2.15 mostra a visão geral do equipamento com a instalação típica das cantoneiras na máquina de ensaios.

Além das cargas aplicadas, obtidas diretamente da célula de carga da máquina de ensaios, a deformação axial relativa do perfil foi obtida através da instalação de um transdutor de

deslocamento (LVDT) fixado em parafusos de extremidades opostas da cantoneira.



Figura 2.15 - Instalação típica de cantoneiras com uma e duas linhas de parafusos na prensa eletromecânica empregada nos ensaios (PAULA, 2006).

O autor identificou nos ensaios falha por ruptura da seção líquida, falha por esmagamento e falha por esmagamento combinado com rasgamento e ruptura da seção líquida. Utilizando a equação (2.30) para o cálculo de P_{NBR} , os valores da resistência última dos aços (f_u) de acordo com a espessura nominal utilizada (variando entre 2,25mm, 3,35mm e 3,75mm) e os valores das áreas líquidas das seções dos perfis como especificada no trabalho de Paula (2006), pode-se concluir, para cada cantoneira, os valores de carga de ruptura calculados segundo a norma NBR 14.762 (ABNT, 2001) (P_{NBR}) e a carga de ruptura dos perfis obtida nos ensaios do trabalho (P_{ULT}).

$$P_{NBR} = C_t A_n f_u \quad (2.30)$$

Dos 158 ensaios realizados, 75 deles (47,5% do total) apresentaram carga de ruptura (P_{ULT}) inferior à especificada pela NBR 14.762 (ABNT, 2001) (P_{NBR}) e em 78 casos (48,4% das vezes) o modo de falha foi distinto do prescrito pela mesma norma. O gráfico da Figura 2.16 mostra a distribuição dos resultados da carga de ruptura, de acordo com o número de seções de parafusos, para os casos onde ocorrem ruptura da seção líquida com duas ou mais seções de parafusos.

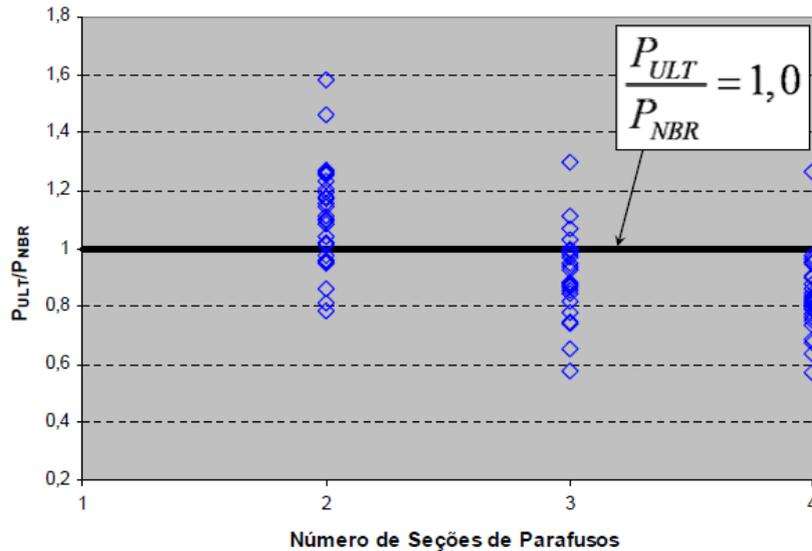


Figura 2.16 - Cargas de ruptura dos ensaios em relação à carga de norma, em função do número de seções de parafusos (PAULA, 2006).

Tanto nos casos em que a carga obtida nos ensaios foi inferior à prescrita pela norma, quanto nos casos em que o modo de falha esperado não foi encontrado, notou-se que o valor prescrito para a ocorrência da ruptura da seção líquida não está compatível com os obtidos experimentalmente.

Foi realizada, também, uma análise estatística por regressão linear múltipla para elaboração de uma equação com o intuito de identificar um modelo matemático que melhor quantifique a carga de ocorrência do efeito da ruptura da seção líquida em cantoneiras parafusadas formadas a frio, onde foi desenvolvida a equação abaixo.

$$C_t = 1,12 - 0,29 \frac{\bar{x}}{L} - (0,55b_{cn} + 0,13b_d - 2,51t)/b_c \quad (2.31)$$

Onde:

\bar{x} é a distância do plano da aba conectada até o centro de gravidade,

L é o comprimento total da ligação parafusada,

b_c é a largura total da aba conectada,

b_d é a largura da aba desconectada,

b_{cn} é a largura líquida da aba conectada, e

t é a espessura da aba do perfil.

Dos 85 casos utilizados para desenvolvimento da equação (2.31), em todos os valores máximos e mínimos das diferenças obtidas com a aplicação da equação são inferiores àqueles dados pela equação da norma brasileira. Como mostra a Figura 2.17.

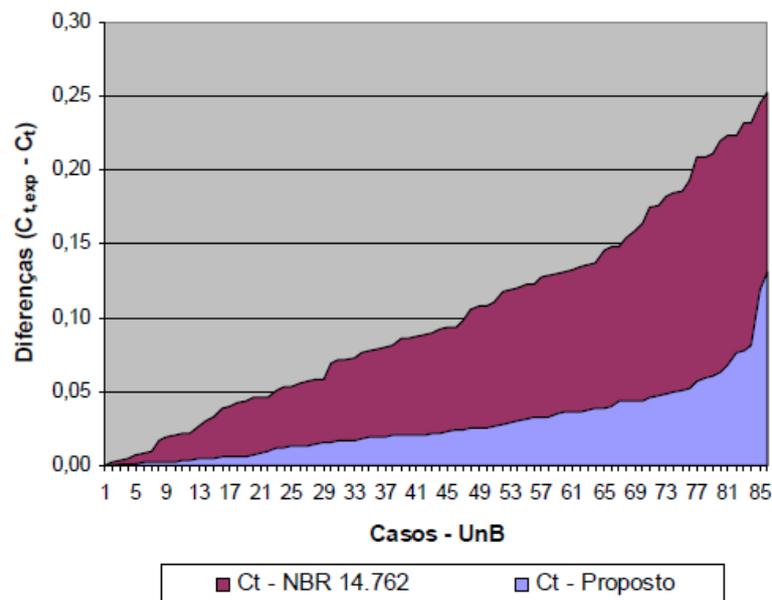


Figura 2.17 - Valores absolutos ordenados das diferenças produzidas pela equação da norma NBR 14.762:2001 e a proposta por Paula (2006) (PAULA, 2006).

A realização desses ensaios forneceu informações fundamentais para a calibração de modelos numéricos de elementos finitos, pois levam em consideração as situações reais de execução das estruturas e as características específicas dos materiais utilizados no país. Logo, Paula (2006)

realizou uma modelagem numérica utilizando o método dos elementos finitos pelo programa ANSYS, com base nas cargas e deslocamentos obtidos experimentalmente.

O autor concluiu que visando a obtenção de um modelo que permita avaliar diversos casos ensaiados de forma dinâmica, e considerando que os perfis formados a frio modelados possuem pequenas espessuras, optou por utilizar o modelo de cascas (Figura 2.18), além da facilidade de modelagem de cantos curvos, também incorporou a não-linearidade geométrica e do material, utilizando o elemento SHELL43 e ativando o processamento NLGEOM do programa.

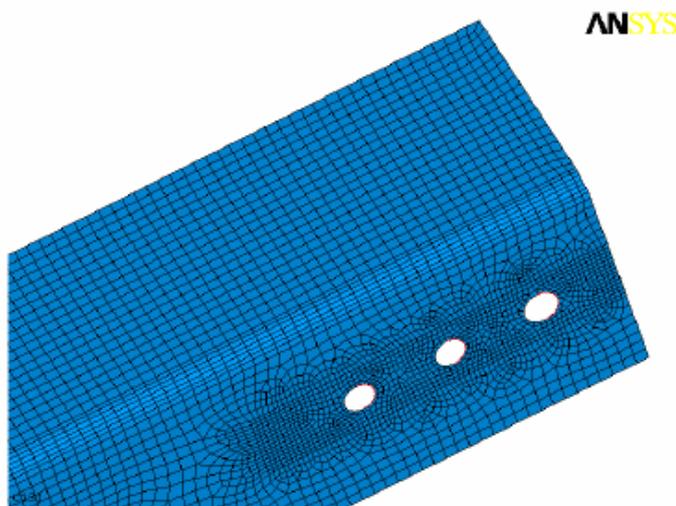


Figura 2.18 - Detalhe da região dos furos do modelo de casca da cantoneira (PAULA, 2006).

Os modelos numéricos desenvolvidos por Paula (2006) apresentaram maior rigidez do que aquele obtido experimentalmente (Figura 2.19). Isso se deve, principalmente, à acomodação inicial dos perfis aos parafusos durante os ensaios e à sensibilidade do transdutor de deslocamento a outras deformações além da deformação estritamente longitudinal (ao longo do eixo Y).

Outra causa dessa diferença pode ser devido à excentricidade das chapas de fixação em relação à aba conectada, pois elas transmitem uma carga excêntrica aos furos, o que acaba gerando um momento nas abas da cantoneira.

De qualquer maneira, é de se esperar que o modelo numérico por elementos finitos leve a menores deslocamentos, uma vez que os deslocamentos dos ensaios incorporam os deslocamentos ocorridos após a ruptura da seção líquida (abertura da seção no parafuso) ou enrugamento da parede do furo, no caso de ocorrência do esmagamento.

A consideração desses fenômenos em um modelo numérico não conduz a resultados mais precisos do ponto de vista de carregamentos e produzem dificuldades maiores na modelagem dos perfis como, por exemplo, a inclusão de elementos de contato ou a ativação e desativação de elementos da malha. Problema significativamente reduzido com a utilização do programa ABAQUS e seus elementos de malha.

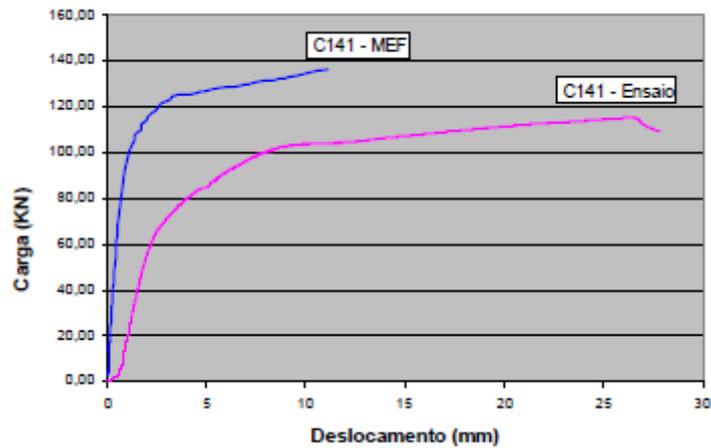


Figura 2.19 - Curva carga-deslocamento do ensaio e do modelo numérico da cantoneira C141 no ABAQUS (PAULA, 2006).

3. ANÁLISE TEÓRICA DE TENSÃO EM ORIFÍCIO CIRCULAR

Pouquíssimos são os estudos envolvendo a análise do comportamento das tensões nos orifícios circulares de peças planas. Segue abaixo um breve estudo da arte sobre distribuição de tensão ao redor de orifícios circulares.

Segundo Timoshenko e Goodier (1970), se um pequeno orifício circular é feito no centro de uma chapa, submetida a uma tração uniforme de valor S na direção x , como mostra a Figura 3.1, a distribuição de tensões na vizinhança do orifício será alterada, mas podemos concluir, pelo princípio de Saint-Venant, que a variação é desprezível a distâncias grandes em comparação com o raio a do orifício.

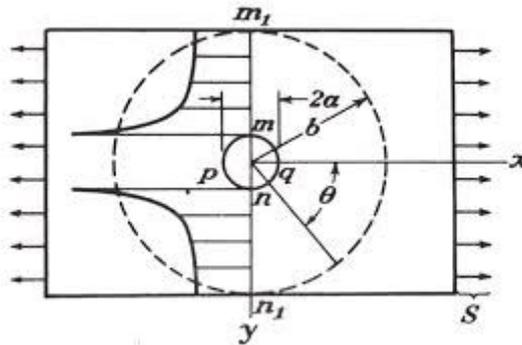


Figura 3.1 - Distribuição de tensão em chapa com furo centrado (TIMOSHENKO E GOODIER, 1970).

Consideremos a porção da chapa no interior de um círculo de raio b , grande em comparação com a , concêntrico com o orifício. As tensões à distância b do centro são efetivamente as mesmas que na chapa sem orifício, e são, portanto, dadas por

$$(\sigma_r)_{r=b} = S \cos^2 \theta = \frac{1}{2} S (1 + \cos 2\theta) \quad (3.1)$$

$$(\tau_{r\theta})_{r=b} = -\frac{1}{2} S \sin 2\theta \quad (3.2)$$

Estas forças, atuando na periferia do anel de raios interno e externo $r = a$ e $r = b$, produzem uma distribuição de tensões no interior do anel que podemos considerar como constituída de duas partes. A primeira é devida à componente constante $\frac{1}{2} S$ das forças normais. As tensões que ela produz podem ser calculadas por meio das Equações (3.3) e (3.4).

$$\sigma_r = \frac{a^2 b^2 (p_0 - p_i)}{b^2 - a^2} \frac{1}{r^2} + \frac{p_i a^2 - p_0 b^2}{b^2 - a^2} \quad (3.3)$$

$$\sigma_\theta = -\frac{a^2 b^2 (p_0 - p_i)}{b^2 - a^2} \frac{1}{r^2} + \frac{p_i a^2 - p_0 b^2}{b^2 - a^2} \quad (3.4)$$

A parte restante, consistindo nas forças normais $\frac{1}{2} S \cos 2\theta$, juntamente com as forças cisalhantes $-\frac{1}{2} S \sin 2\theta$, produz tensões que podem ser determinadas com uma função de tensão na forma

$$\Phi = f(r) \cos 2\theta \quad (3.5)$$

Substituindo esta expressão na equação de compatibilidade

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \left(\frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial \theta^2} \right) = 0 \quad (3.6)$$

Obtemos a seguinte equação diferencial ordinária para determinar $f(r)$:

$$\left(\frac{d^2}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} - \frac{4}{r^2} \right) \left(\frac{d^2 f}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{df}{dr} - \frac{4f}{r^2} \right) = 0 \quad (3.7)$$

A solução geral é

$$f(r) = Ar^2 + Br^4 + C \frac{1}{r^2} + D \quad (3.8)$$

A função de tensão é, portanto,

$$\Phi = \left(Ar^2 + Br^4 + C \frac{1}{r^2} + D \right) \cos 2\theta \quad (3.9)$$

E as correspondentes componentes de tensão, pelas equações

$$\sigma_r = \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} = - \left(2A + \frac{6C}{r^4} + \frac{4D}{r^2} \right) \cos 2\theta \quad (3.10)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} = \left(2A + 12Br^2 + \frac{6C}{r^4} \right) \cos 2\theta \quad (3.11)$$

$$\tau_{r\theta} = - \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial \theta} \right) = \left(2A + 6Br^2 - \frac{6C}{r^4} - \frac{2D}{r^2} \right) \sin 2\theta \quad (3.12)$$

As constantes de integração devem agora ser determinadas pelas condições (3.1) e (3.2), para o bordo externo, e pela condição de que o bordo do orifício esteja livre de forças externas. Essas condições conduzem a:

$$2A + \frac{6C}{b^4} + \frac{4D}{b^2} = -\frac{1}{2}S \quad (3.13)$$

$$2A + \frac{6C}{a^4} + \frac{4D}{a^2} = 0 \quad (3.14)$$

$$2A + 6Bb^2 - \frac{6C}{b^4} - \frac{2D}{b^2} = -\frac{1}{2}S \quad (3.15)$$

$$2A + 6Ba^2 - \frac{6C}{a^4} - \frac{2D}{a^2} = 0 \quad (3.16)$$

Resolvendo estas equações e pondo $a/b = 0$, ou seja, admitindo uma chapa infinitamente longa, obtemos:

$$A = -\frac{S}{4}; \quad B = 0; \quad C = -\frac{a^4}{4}S; \quad D = \frac{a^2}{2}S \quad (3.17)$$

Substituindo estes valores das constantes nas Equações (3.10), (3.11) e (3.12) e somando as tensões produzidas pela tração uniforme $1/2 S$ no contorno externo, calculadas pelas Equações (3.3) e (3.4), encontramos:

$$\sigma_r = \frac{S}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + \frac{S}{2} \left(1 + \frac{3a^4}{r^4} - \frac{4a^2}{r^2} \right) \cos 2\theta \quad (3.18)$$

$$\sigma_\theta = \frac{S}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{S}{2} \left(1 + \frac{3a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \quad (3.19)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{S}{2} \left(1 - \frac{3a^4}{r^4} + \frac{2a^2}{r^2} \right) \sin 2\theta \quad (3.20)$$

Se r é muito grande, σ_r e $\tau_{r\theta}$ tendem para os valores dados nas Equações (3.1) e (3.2). No bordo do orifício, $r = a$, e encontramos:

$$\sigma_r = \tau_{r\theta} = 0; \quad \sigma_\theta = S - 2S \cos 2\theta \quad (3.21)$$

Pode-se ver que σ_θ é o máximo quando $\theta = \pi/2$ ou $\theta = 3\pi/2$, isto é, nas extremidades m e n do diâmetro perpendicular à direção da tração (Figura 3.1). Nestes pontos $(\tau_{r\theta})_{\text{máx}} = 3S$. Esta é a máxima tensão de tração, 3 vezes a tensão uniforme S aplicada nas extremidades da chapa.

Nos pontos p e q , onde θ é igual a π e 0 , encontramos $\sigma_\theta = -S$, de modo que há uma tensão de compressão na direção tangencial nestes pontos.

Para a seção transversal da chapa, passando pelo centro do orifício e perpendicular ao eixo x , $\theta = \pi/2$, e pelas Equações (3.18), (3.19) e (3.20).

$$\tau_{r\theta} = 0; \quad \sigma_{\theta} = \frac{S}{2} \left(2 + \frac{a^2}{r^2} + 3 \frac{a^4}{r^4} \right) \quad (3.22)$$

É evidente que o efeito do orifício é de caráter localizado. Quando r cresce, a tensão σ_{θ} rapidamente se aproxima do valor S . A distribuição desta tensão é mostrada na Figura 3.1 pela área hachurada. O caráter localizado das tensões ao redor do orifício justifica a aplicação da solução, instituída para uma chapa de dimensões infinitas, a uma chapa de largura finita. Se a largura da chapa não for menor que quatro vezes o diâmetro do orifício, o erro da solução (3.18), (3.19) e (3.20) no cálculo de $(\sigma_{\theta})_{m\acute{a}x}$ não excede 6%.

O caso de um orifício circular próximo do bordo reto de uma chapa semi-infinita submetida a tração paralela a este bordo (Figura 3.2), foi analisado por Jeffery (1921). A tensão no orifício, no ponto n mais próximo do bordo, se torna muitas vezes maior do que a tensão não perturbada, quando mn é muito pequeno comparado com np .

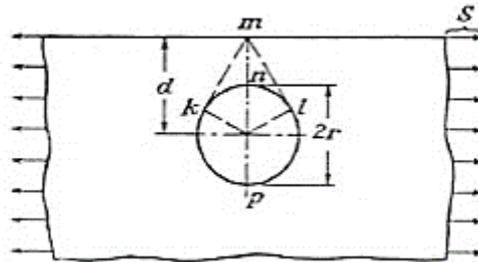


Figura 3.2 - Furo próximo do bordo de uma chapa semi-infinita (TIMOSHENKO E GOODIER, 1970).

Jeffery (1921) também investigou o caso de uma pressão normal uniforme p_i atuando no bordo do orifício. Se o orifício estiver muito afastado do bordo reto, as tensões em seu contorno são:

$$\sigma_{\theta} = p_i; \quad \sigma_r = -p_i \quad (3.23)$$

Se o orifício estiver próximo do bordo reto, as tensões circunferenciais não serão mais constantes ao longo do seu contorno. A máxima tensão circunferencial ocorre nos pontos k e l , e é dada pela fórmula

$$(\sigma_{\theta})_{\text{máx}} = p_i \frac{d^2 + r^2}{d^2 - r^2} \quad (3.24)$$

Esta tensão pode ser comparada com a tensão de tração no ponto m do bordo reto da chapa, dada pela fórmula

$$\sigma_{\theta} = \frac{4p_i r^2}{d^2 - r^2} \quad (3.25)$$

Para $d = r\sqrt{3}$, as duas expressões têm o mesmo valor. Se d for maior que $r\sqrt{3}$, a máxima tensão ocorre no bordo circular, e se for menor, a máxima tensão ocorre no ponto m .

As tensões dadas pelas Equações (3.18), (3.19) e (3.20), para o problema indicado pela Figura 3.1, são as mesmas para estado plano de tensão e estado plano de deformação. Neste último caso, entretanto, a tensão axial

$$\sigma_z = \gamma(\sigma_r + \sigma_{\theta}) \quad (3.26)$$

Deve atuar nas extremidades planas, as quais são paralelas ao plano xy , a fim de fazer σ_z igual a zero. A supressão destas tensões das extremidades, para chegar à condição de extremidades livres, produzirá outras tensões que não serão de caráter bidimensional (estado plano de tensão ou deformação). Se o furo tem diâmetro pequeno comparado com a espessura entre as extremidades, a perturbação estará limitada à vizinhança das extremidades. Porém, se o diâmetro e a espessura forem da mesma ordem de grandeza, o problema deve ser tratado como essencialmente tridimensional em toda a sua extensão. Investigações desta espécie mostram que σ_{θ} permanece a máxima componente de tensão, e seu valor é muito próximo do fornecido pela teoria bidimensional (TIMOSHENKO E GOODIER, 1970).

Fazendo uma análise teórica sobre a distribuição de pressão na face interna do furo (Da SILVA, 2008), percebe-se que as principais considerações para a construção dos modelos analíticos são o plano de contato e o ângulo de contato entre o parafuso e o furo, conforme a Figura 3.3 abaixo.

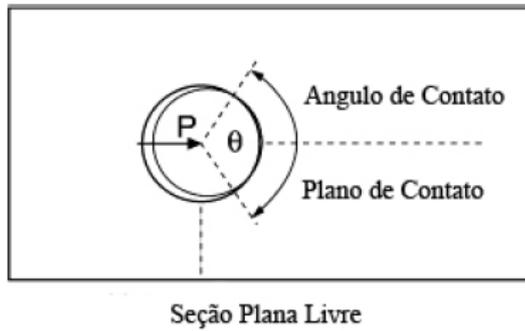


Figura 3.3 - Ilustração da distribuição de cargas em torno de furos pino-carregados (KELLY E HALLSTRÖM, 2004).

Segundo Echavarría et. al (2007), a distribuição de carga em torno do furo pode ser expressa pela função senoidal, como a função $4p[\text{sen}(\theta/\pi)]$, expressa na Figura 3.4, em que a força de carregamento F resulta da distribuição simétrica de carga relacionada ao eixo y , que possui magnitude $2pRt$, onde

p é a tensão de referência situada nas regiões mais afastadas do furo;

θ é o ângulo de aplicação da força no furo;

R é o raio; e

t é a espessura da placa.

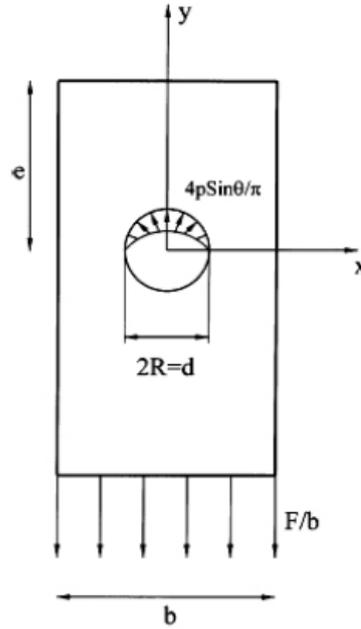


Figura 3.4 - Representação de uma carga em torno de um furo, provocada por um pino, por meio de uma função senoidal (ECHAVARIA et. al, 2007).

Grübber et. al (2006) apresental uma outra função senoidal (3.27) que também representa, de forma aproximada, a distribuição de forças normais na borda de um furo. A borda do furo é dividida em duas regiões, a região Γ_{OB} e a região Γ_{SB} , Figura 3.5.a. A condição limite para a carga aplicana na borda pode ser escrita com amplitude resultante p_0 , da força. No estudo, os autores supõem que a transmissão da carga, do pino para o furo, acontece de forma simétrica ao eixo x. Para o desenvolvimento analítico e numérico do problema, a carga F, que age no pino, é suposta ser constante, conforme Figura 3.5.b.

$$\tilde{N}_n(s) = \begin{cases} -p_0 \text{sen} \left(\pi \frac{s - \vartheta_0^B}{\vartheta_1^B - \vartheta_0^B} \right) & \text{para } s \in [\vartheta_0^B, \vartheta_1^B [\\ 0 & \text{para } s \in \Gamma_{OB} \end{cases} \quad (3.27)$$

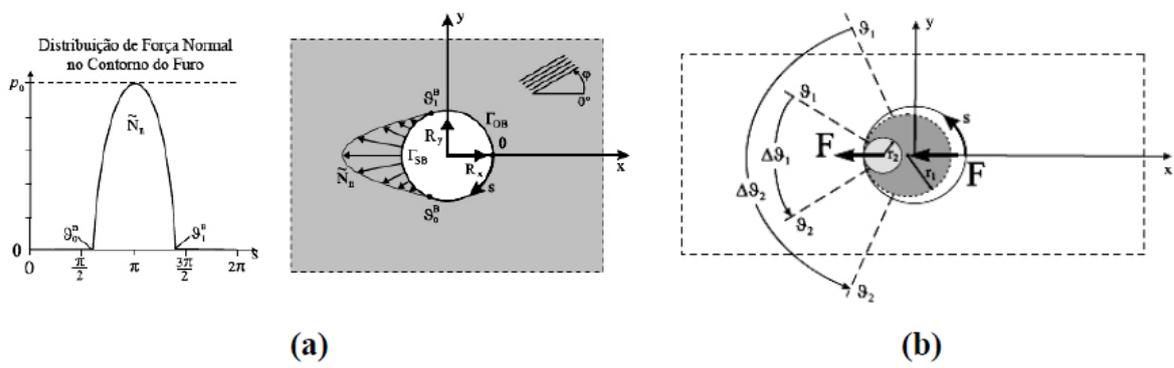


Figura 3.5 - a) Distribuição de força normal no contorno do furo; b) Esquema para consideração da força, que atua no contorno do furo, provocada pelo pino (GRÜBER et. al, 2006).

Roark, Young e Budynas (2002) elaboraram um livro prático com a junção das principais equações que quantificam as tensões em diversos casos analíticos, dentre eles foram selecionados 3 estudos que mais se encaixam com o trabalho em questão.

1ª. Teoria Furo circular central em uma peça retangular com tensão axial (FLYNN, 1969; HEYWOOD, 1952):

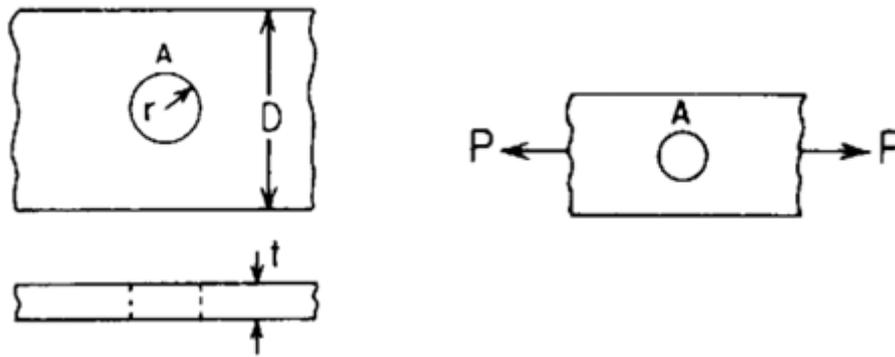


Figura 3.6 - Ilustração do furo circular central em uma peça retangular com tensão axial (ROARK; YOUNG; BUDYNAS, 2002).

$$\sigma_{max} = \sigma_A = K_t \sigma_{nom} \quad (3.28)$$

$$\sigma_{nom} = \frac{P}{t(D - 2r)} \quad (3.29)$$

$$K_t = 3,00 - 3,13 \left(\frac{2r}{D}\right) + 3,66 \left(\frac{2r}{D}\right)^2 - 1,53 \left(\frac{2r}{D}\right)^3 \quad (3.30)$$

2ª. Teoria Furo circular fora do centro em uma peça retangular com tensão axial (PETERSON, 1974; SJÖSTRÖM, 1950):

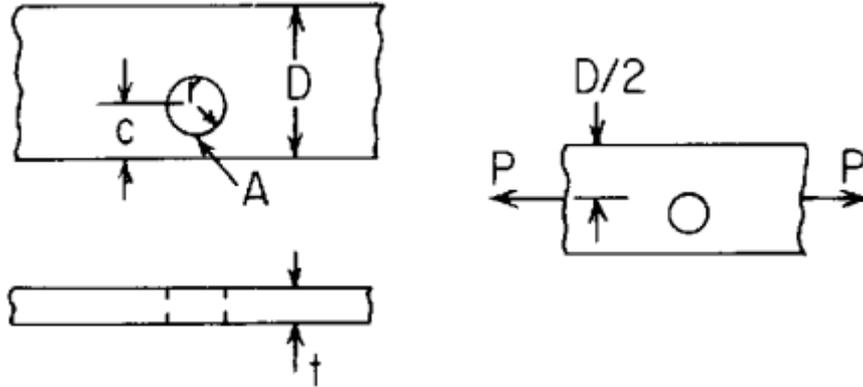


Figura 3.7 - Ilustração do furo circular fora do centro em uma peça retangular com tensão axial (ROARK; YOUNG; BUDYNAS, 2002).

$$\sigma_{max} = \sigma_A = K_t \sigma_{nom} \quad (3.31)$$

$$\sigma_{nom} = \frac{P}{D t} \frac{\sqrt{1 - (r/c)^2}}{1 - (r/c)} \frac{1 - (c/D)}{1 - (c/D)[2 - \sqrt{1 - (r/c)^2}]} \quad (3.32)$$

$$K_t = 3,00 - 3,13 \left(\frac{2r}{D}\right) + 3,66 \left(\frac{2r}{D}\right)^2 - 1,53 \left(\frac{2r}{D}\right)^3 \quad (3.33)$$

3ª. Teoria Linha infinita de furos circulares em uma placa infinita com tensão axial paralela a linha de furos (PETERSON, 1974; SCHULZ, 1945):

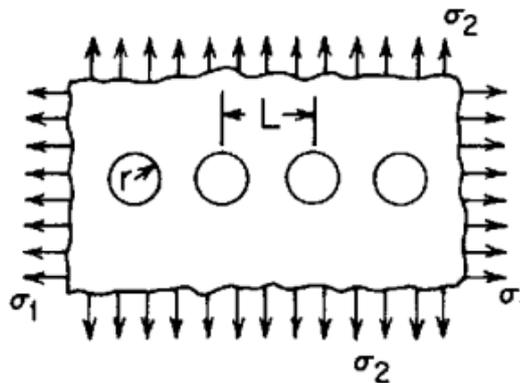


Figura 3.8 - Ilustração do furo circular fora do centro em uma peça retangular com tensão axial (ROARK; YOUNG; BUDYNAS, 2002).

$$\sigma_{max} = K_t \sigma_1; \quad \sigma_2 = 0 \quad (3.34)$$

$$K_t = 3,00 - 1,061 \left(\frac{2r}{L} \right) - 2,136 \left(\frac{2r}{L} \right)^2 + 1,877 \left(\frac{2r}{L} \right)^3 \quad (3.35)$$

Levando em conta a fundamentação teórica aqui realizada, podemos ter uma previsão de como as tensões se comportam em orifícios de chapas planas, podendo ser comparada com as tensões nos orifícios das cantoneiras, e que serão analisadas mais a frente neste presente trabalho.

4. ASPECTOS GERAIS DA MODELAGEM NUMÉRICA

Como visto na revisão bibliográfica, as pesquisas mais recentes utilizando a modelagem numérica por elementos finitos têm apresentado bons resultados na descrição do comportamento das ligações parafusadas, comparando os valores obtidos no modelo computacional e validando os resultados, podendo assim obter dados internos impossíveis de se obter em ensaios experimentais, como as regiões de concentrações de tensões e seus valores específicos em cada ponto, podendo assim traçar o comportamento e distribuição das tensões internas.

Apesar dos métodos experimentais serem fundamentais para a resolução precisa de alguns problemas, não há um método experimental que consiga ser abrangente o suficiente para revelar, num só experimento, todo um mapa de tensões (deformações) presente numa estrutura em estudo. Os métodos experimentais são muito eficientes na descrição de valores pontuais, mas não conseguem descrever um objeto de forma completa (BARISHPOLSKY, 1980). Mesmo em regiões muito limitadas de um objeto em estudo, certos procedimentos experimentais requerem testes complementares. É, portanto, comum se exigir testes complementares a fim de se conhecer com mais detalhes o andamento das tensões. Tais testes terminam por aumentar os custos financeiros e exigir mais tempo para o uso intensivo de técnicas experimentais.

Em contraste com os métodos experimentais, os programas computacionais mais modernos, baseados nos diversos métodos numéricos existentes, fornecem, com uma só análise, o conhecimento completo do estado das tensões e deformações dentro de um objeto. Segundo Barishpolsky (1980), a maior dificuldade dos modelos numéricos é a utilização adequada e mais semelhante do real das relações constitutivas e das condições de contorno.

Conforme Barishpolsky (1980), os métodos experimentais são bons para a definições simples e pontuais na superfície do corpo, o que define bem as condições de contorno em regiões remotas a gradientes, mas, há dificuldade em determinar campos complexos de tensões. Já a dificuldade básica dos métodos numéricos são as definições apropriadas das condições de contorno, entretanto, estes métodos são precisos na definição de estados de tensões. Logo, em muitos casos da engenharia, o mais indicado para se conhecer com precisão e com detalhes as tensões de um objeto é o uso de métodos de análise híbridos, compostos por ferramentas

numéricas e ensaios experimentais. O modelo híbrido reduz as incertezas quando prescreve as condições de contorno determinadas experimentalmente e fornece resultados satisfatórios em análise de tensões.

Portanto, alguns aspectos gerais da modelagem numérica devem ser levados em conta e a seguir está descrito os modelos constitutivos de cada material utilizado, o método de análise não-linear, que serão aplicados na simulação numérica.

4.1. PEÇAS MODELADAS

4.1.1. Cantoneira

Foram escolhidas 6 peças para serem modeladas, as peças B221, B231, B241, B222, B232 e B242, todas as cantoneiras de abas iguais, 80 mm x 80 mm, espessura de 3,35 mm, alterando a quantidade de linhas de parafusos e de seções de parafusos na linha, como mostra a Tabela 4.1 e Tabela 4.2, demonstradas nas Figura 4.1 e Figura 4.2 abaixo.

Tabela 4.1 - Propriedades geométricas da cantoneira de abas iguais utilizada (ABNT, 2012).

Perfil	L	(cm x cm)	80 x 3,35
Dimensões	m	kg/m	4,06
	A	cm ²	5,18
	b_f	mm	80,00
	$t = t_n$	mm	3,35
	r_i	mm	3,35
Eixo x/ Eixo y	$I_x = I_y$	cm ⁴	33,18
	$W_x = W_y$	cm	5,68
	$r_x = r_y$	cm	2,53
	$x_g = y_g$	cm	2,15
	I_{xy}	cm ⁴	-20,42
Eixos Principais	I_1	cm ⁴	53,60
	I_2	cm ⁴	12,76
	r_2	cm	1,57
	I_t	cm ⁴	0,19
	C_w	cm ⁶	0,00
	x_{0a}	cm	2,81
	r_0	cm	4,55

Tabela 4.2 – Descrição dos casos modelados.

Caso	Cantoneira	Comprimento (mm)	Nº de linhas de parafusos	Nº de seções de parafusos
1	B221	542	1	2
2	B231	542	1	3
3	B241	598	1	4
4	B222	542	2	2
5	B232	542	2	3
6	B242	598	2	4

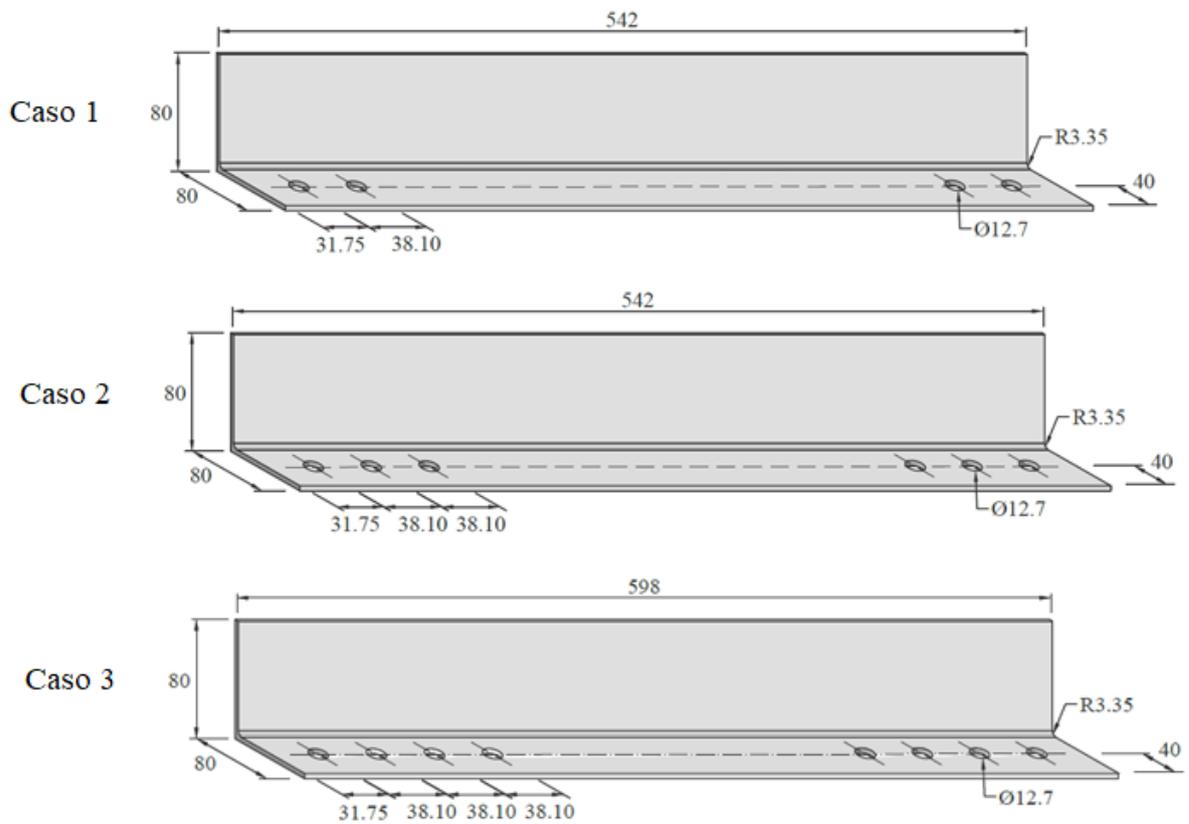


Figura 4.1 - Representação dos casos 1, 2 e 3 (valores em mm).

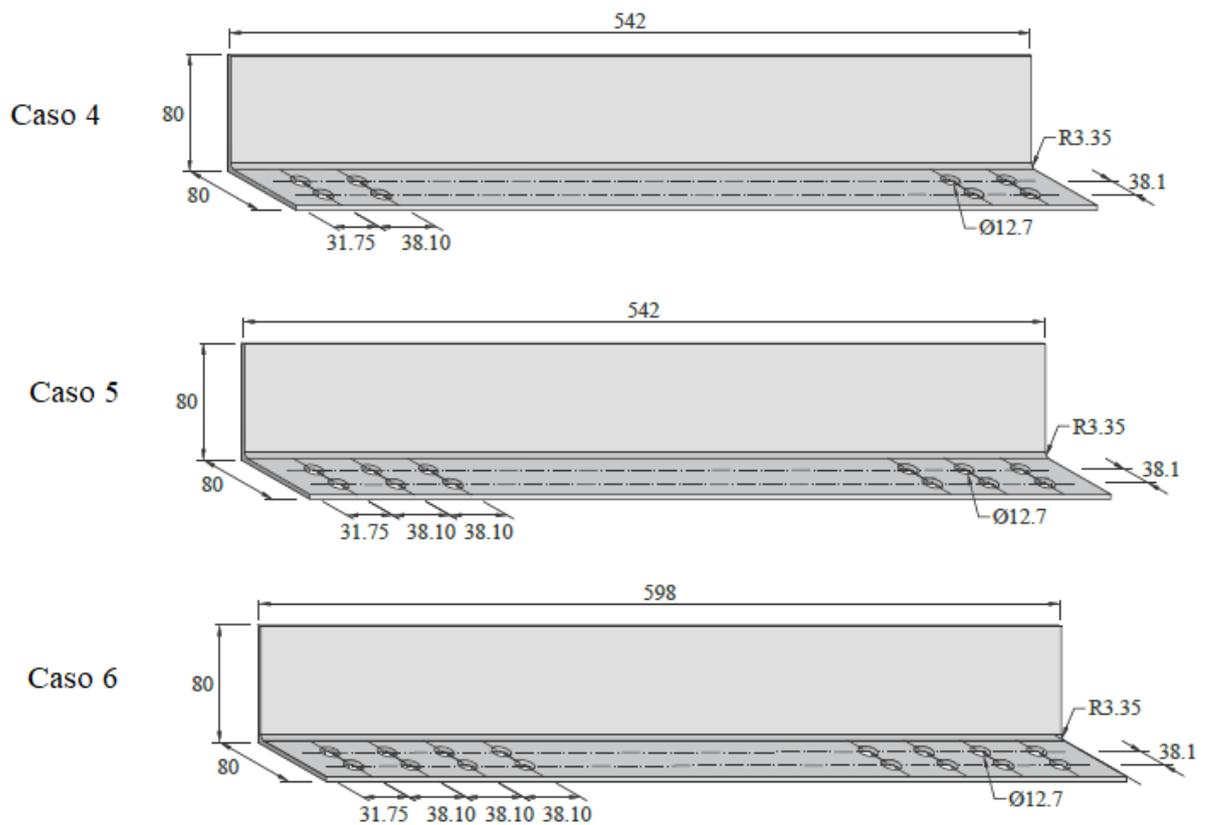


Figura 4.2 - Representação dos casos 4, 5 e 6 (valores em mm).

As cantoneiras B211 e B212, com apenas uma seção de parafuso, não foram modeladas pois desde o trabalho de Paula (2006) a norma brasileira ABNT NBR 14762:2010 foi alterada e não permite mais a utilização de peças conectadas com apenas um parafuso, logo, foi desconsiderada para este estudo.

O material utilizado nas cantoneiras é o Aço COR 420, suas principais propriedades mecânicas são descritas na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Propriedades mecânicas do Aço COR 420.

Aço COR 420	
Densidade (ton/mm³)	7,80E-09
Módulo de Young (MPa)	205000
Coefficiente de Poisson	0,3
Limite de escoamento (MPa)	323
Limite de ruptura (MPa)	463

4.1.2. Chapa de fixação

De modo a possibilitar a instalação dos perfis na máquina de ensaios, foram confeccionadas chapas de fixação, nas quais os perfis foram parafusados (PAULA, 2006). Essas chapas foram fabricadas em aço SAE 1040, com espessura de 12,7 mm, e as suas dimensões e o arranjo dos furos executados para a instalação das cantoneiras são apresentados na Figura 4.3. Suas propriedades mecânicas foram listadas na Tabela 4.4.

Essas chapas foram dimensionadas para sofrerem pequenas deformações quando comparadas com as sofridas pelos perfis e de modo a garantir que a ruptura da seção líquida ocorresse nos perfis e não nas chapas de fixação.

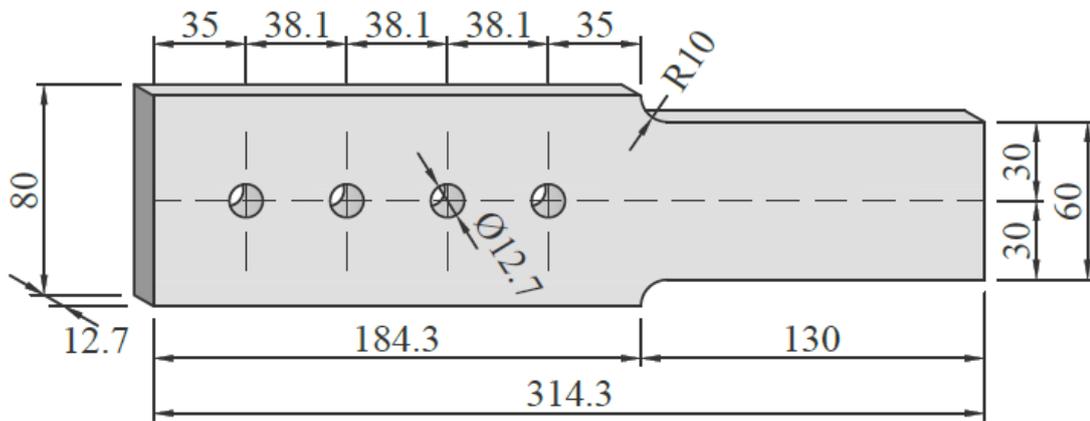


Figura 4.3 - Representação da chapa de fixação (valores em mm).

Tabela 4.4 - Propriedades mecânicas do Aço SAE 1040.

Aço SAE 1040

Densidade (ton/mm³)	7,80E-09
Módulo de Young (MPa)	200000
Coefficiente de Poisson	0,3
Limite de escoamento (MPa)	415
Limite de ruptura (MPa)	620

4.1.3. Parafuso

Todos os parafusos utilizados para a fixação das cantoneiras às chapas de fixação são de alta resistência, do tipo ASTM A325, com 12,7 mm de diâmetro (o equivalente a meia polegada).

O parafuso foi modelado com a sua cabeça cilíndrica, e não sextavada como é na realidade, apenas para simplificação geométrica do modelo numérico, logo, a representação do parafuso modelado (Figura 4.4) e das suas propriedades mecânicas (Tabela 4.5) são descritos abaixo.

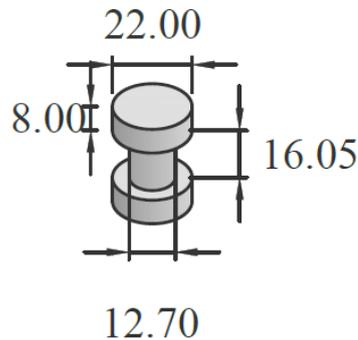


Figura 4.4 - Representação do parafuso (valores em mm).

Tabela 4.5 - Propriedades mecânicas do Aço ASTM A325.

Aço ASTM A325	
Densidade (ton/mm ³)	7,80E-09
Módulo de Young (MPa)	205000
Coefficiente de Poisson	0,3
Limite de escoamento (MPa)	635
Limite de ruptura (MPa)	825

4.1.4. Modelo constitutivo

Todos os materiais utilizados são aços, logo apresentam o mesmo modelo constitutivo.

A modelagem do aço neste trabalho se concretizará com a utilização de um modelo constitutivo elástico-plástico, com escoamento isotrópico. Este modelo está disponível na biblioteca de materiais do ABAQUS, com a denominação PLASTIC. No modelo constitutivo elástico-plástico a resposta obtida é independente da taxa de deformação. Outra característica é que a

taxa de deformação total ($\dot{\epsilon}$) pode ser decomposta em termos de taxas de deformação elástica ($\dot{\epsilon}^{el}$) e plástica ($\dot{\epsilon}^{pl}$) conforme Equação (4.1).

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^{el} + \dot{\epsilon}^{pl} \quad (4.1)$$

Com base na lei de Hook, o comportamento elástico pode ser escrito da seguinte forma:

$$\dot{\sigma} = D_0^{el} : \dot{\epsilon}^e = D_0^{el} : (\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}^{pl}) \quad (4.2)$$

Onde:

D_0^{el} é o tensor de rigidez elástica;

$\dot{\sigma}$ o tensor tensão; e

$\dot{\epsilon}$ o tensor deformação.

O modelo PLASTIC adota o critério de escoamento de Von Mises, dado pela Equação (4.3). Nele σ é o tensor tensão, J_2 é o segundo invariante do tensor desviador e σ_y a tensão de escoamento uniaxial. Observa-se que o critério de escoamento utilizado para o aço é independente da pressão hidrostática (confinamento), ou mais especificamente do primeiro invariante do tensor tensão. Isto se deve as pequenas e desprezíveis deformações volumétricas sofridas pela grande maioria dos metais quando submetidos a ruptura, fato este comprovado experimentalmente.

$$F(\sigma, \alpha) = \sqrt{3J_2} - \sigma_y \quad (4.3)$$

A regra de fluxo adotada é associativa, ou seja, a função do potencial plástico coincide com o critério de escoamento e conseqüentemente a taxa de deformação inelástica possui direção perpendicular à superfície de escoamento. Segundo Bate (1992), a utilização da lei associativa origina resultados concordantes com observações experimentais. A regra de fluxo é definida por:

$$\dot{\varepsilon}^{pl} = \dot{\varepsilon}^{pl} \frac{\partial F}{\partial \sigma} \quad (4.4)$$

Onde $\dot{\varepsilon}^{pl}$ é a taxa de deformação plástica equivalente ou parâmetro de consistência plástica.

O comportamento uniaxial para o aço, exigido pelo modelo constitutivo, pode ser modelado pela curva tensão x deformação bi-linear (Figura 4.5-a) ou tri-linear (Figura 4.5-b) (NGUYEN e KIM, 2009). Na Figura 4.5, E_s é o módulo de elasticidade do material, σ_y e ε_y são a tensão de escoamento e sua respectiva deformação, e σ_u e ε_u são a tensão última e respectiva deformação.

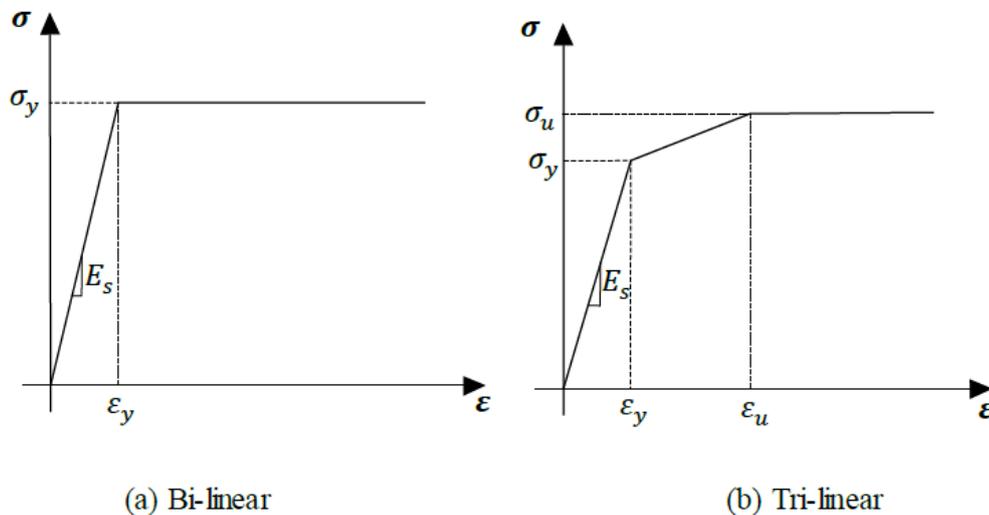


Figura 4.5 - Comportamento uniaxial do aço (Adaptado de NGUYEN E KIM, 2009).

A curva bi-linear é constituída por duas partes, a primeira é linear elástica, que se estende até ser atingida a tensão de escoamento do material. A segunda é uma região plástica, onde a tensão permanece constante com a variação da deformação. O modelo bi-linear estabelece o comportamento perfeitamente elástico-plástico.

Na curva tri-linear, o comportamento é inicialmente elástico, seguido por um endurecimento e logo após situa-se um escoamento perfeitamente plástico.

Devido ao comportamento uniaxial implementado no modelo, consistiu na relação tensão-deformação bi-linear (Figura 4.5-a) para todos os componentes modelados.

4.2. ABAQUS/*Standard*

ABAQUS/CAE é o ambiente gráfico interativo para o ABAQUS. Permite criar modelos com rapidez e facilidade produzindo ou importando a geometria da estrutura a ser analisada e decompondo essa estrutura em regiões discretizáveis. Podem-se associar propriedades físicas e materiais à geometria, juntamente com cargas e condições de contorno. O ABAQUS/CAE possui muitas opções poderosas para geração de malha e visualização dos resultados da análise. Uma vez completo o modelo, o ABAQUS/CAE possibilita acionar, monitorar e controlar os passos da análise. Associando com o ABAQUS/*Standard* que é um produto de análise genérico capaz de resolver uma vasta gama de problemas lineares e não-lineares, envolvendo resposta estática, dinâmica, térmica e elétrica de componentes. O ABAQUS/*Standard* resolve implicitamente um sistema de equações a cada incremento da solução. Em contrapartida, o ABAQUS/*Explicit* processa uma solução em pequenos incrementos de tempo sem resolver um sistema de equações acoplado a cada incremento (ou mesmo atualizando uma matriz de rigidez global).

Os modelos de elementos finitos gerados no ABAQUS/*Standard* geralmente são não-lineares e podem envolver inúmeras variáveis. Em termos dessas variáveis, as equações de equilíbrio obtidas pela discretização da equação de trabalho virtual podem ser escritas simbolicamente como

$$F^N(u^M) = 0 \quad (4.5)$$

Onde F^N é o componente de força conjugado com a N-ésima variável no problema e u^M é o valor da variável. O problema básico é resolver a equação (4.5) durante todo o tempo de análise.

Muitos dos problemas aos quais o ABAQUS será aplicado dependem do histórico, portanto, a solução deve ser desenvolvida por uma série de incrementos “pequenos”. Duas questões surgem: como a equação (4.5) é resolvida em equilíbrio para obter cada incremento e como o tamanho do incremento é escolhido.

ABAQUS/*Standard* geralmente usa o método de Newton como uma técnica numérica para resolver as equações de equilíbrio não lineares, no entanto, foi escolhido o método de Riks, descrito abaixo.

4.2.1. Método de Riks

O método de Riks é normalmente utilizado para acompanhar um colapso com instabilidade e não linearidade geométrica na estrutura, podendo incluir não-linearidade dos materiais e das condições de contato, geralmente segue uma análise por flambagem de autovalor fornecendo informações completas sobre o colapso da estrutura e pode ser usado para acelerar a convergência de problemas mal condicionados ou de *snap-through* que não exibem instabilidade (ABAQUS, 2014).

Em casos simples, a análise linear de autovalores pode ser suficiente para a avaliação do projeto; mas se houver preocupação com a não-linearidade do material, a não-linearidade geométrica anterior à flambagem ou a resposta instável após a flambagem, uma análise de deflexão da carga (Riks) deve ser realizada para investigar o problema mais detalhadamente.

O método Riks usa a magnitude da carga como um adicional desconhecido; resolve simultaneamente para cargas e deslocamentos. Portanto, outra quantidade deve ser usada para medir o progresso da solução; ABAQUS/*Standard* usa o “comprimento do arco”, l , ao longo do caminho de equilíbrio estático no espaço de deslocamento de carga. Essa abordagem fornece soluções, independentemente de a resposta ser estável ou instável. Sendo o “Método de Riks Modificado”, mostrado a seguir, uma descrição detalhada do método.

3.2.1.1. Método de Riks Modificado

Muitas vezes, é necessário obter soluções de equilíbrio estático não-linear para problemas instáveis, em que a resposta de deslocamento de carga pode exibir o tipo de comportamento como o esboçado na Figura 4.6, ou seja, durante os períodos da resposta, a carga e/ou o deslocamento pode diminuir à medida que a solução evolui. O método de Riks modificado é um algoritmo que permite a solução eficaz de tais casos.

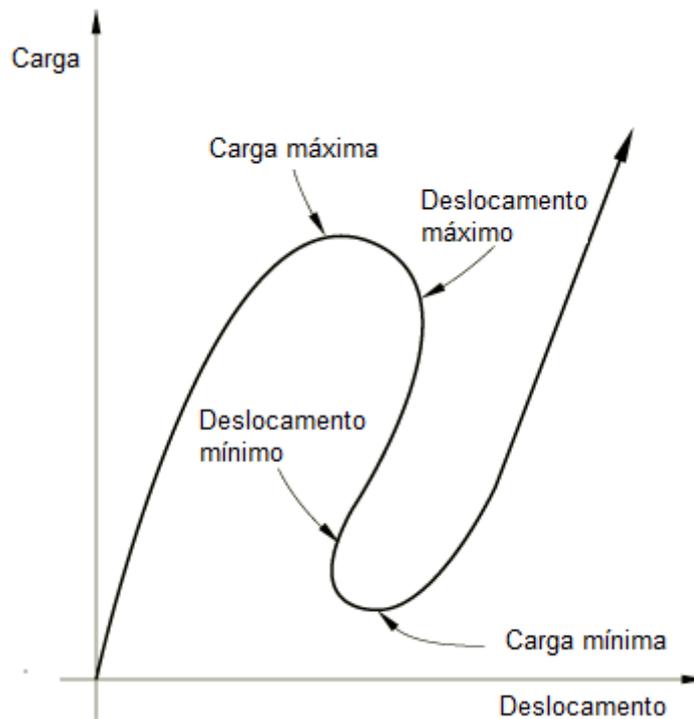


Figura 4.6 - Típica resposta estática instável (Adaptado ABAQUS, 2014).

Supõe-se que o carregamento seja proporcional, isto é, que todas as magnitudes de carga variam com um único parâmetro escalar. Além disso, assumimos que a resposta é razoavelmente suave, que bifurcações repentinas não ocorrem. Vários métodos foram propostos e aplicados a esses problemas. Destes, o mais bem-sucedido parece ser o método de Riks modificado, sendo, por exemplo, Crisfield (1981), Ramm (1981) e Powell e Simons (1981), logo, uma versão desse método foi implementada no ABAQUS.

A essência do método é que a solução é vista como a descoberta de um único caminho de equilíbrio em um espaço definido pelas variáveis nodais e pelo parâmetro de carregamento. O desenvolvimento da solução exige que se percorra esse caminho na medida do necessário. O algoritmo básico permanece o método de Newton; portanto, a qualquer momento, haverá um raio finito de convergência. Além disso, muitos dos materiais (e possivelmente cargas) de interesse terão resposta dependente do caminho. Por esses motivos, é essencial limitar o tamanho do incremento. No algoritmo de Riks modificado, conforme implementado no ABAQUS, o tamanho do incremento é limitado movendo uma determinada distância (determinada pelo algoritmo de incremento automático padrão, dependente da taxa de convergência, para casos estáticos no *ABAQUS/Standard*) ao longo da linha tangente para o ponto de solução atual e, em seguida, procurando o equilíbrio no plano que passa pelo ponto

assim obtido e que é ortogonal à mesma linha tangente. Aqui, a geometria referida é o espaço de deslocamentos, rotações e o parâmetro de carga mencionado acima (ABAQUS, 2014).

3.2.1.2. Definição básica de variáveis

Seja P^N ($N = 1, 2, \dots =$ o grau de liberdade do modelo) o padrão de carregamento, conforme definido com uma ou mais das opções de carregamentos no ABAQUS. Seja λ o parâmetro de magnitude da carga, portanto, a qualquer momento, o estado atual da carga será λP^N e u^N os deslocamentos nesse momento.

O espaço da solução é dimensionado para tornar as dimensões aproximadamente da mesma magnitude em cada eixo. No ABAQUS, isso é feito medindo o valor absoluto máximo de todas as variáveis de deslocamento, \bar{u} , na iteração inicial (linear). Nós também definimos $\bar{P} = (P^N P^N)^{\frac{1}{2}}$. O espaço escalado é então estendido por

- Carga = $\lambda \tilde{P}^N, \tilde{P}^N = P^N / \bar{P}$
- Deslocamentos = $\tilde{u}^N = u^N / \bar{u}$

e o caminho da solução é então o conjunto contínuo de pontos de equilíbrio descritos pelo vetor $(\tilde{u}^N; \lambda)$ nesse espaço escalado. Todos os componentes deste vetor serão de unidade de ordem. O algoritmo é mostrado na Figura 4.7 e é descrito abaixo.

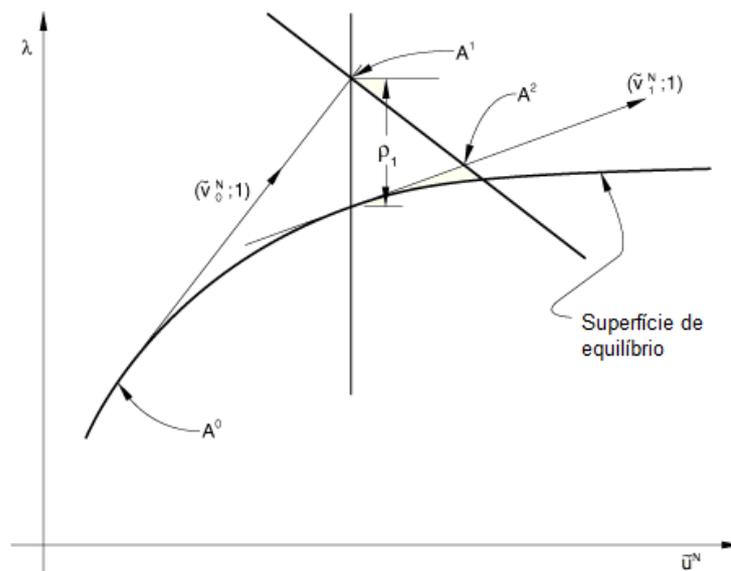


Figura 4.7 - Algoritmo de Riks modificado (Adaptado ABAQUS, 2014).

Supondo que a solução foi desenvolvida no ponto $A^0 = (\tilde{u}_0^N; \lambda_0)$. A rigidez tangente, K_0^{NM} , é formada e resolvemos $K_0^{NM} v_0^M = P^N$.

O tamanho do incremento (A^0 para A^1 na Figura 4.7) é escolhido a partir de um comprimento de caminho específico, Δl , no espaço da solução, para que

$$\Delta \lambda_0^2 (\tilde{v}_0^N; 1) : (\tilde{v}_0^N; 1) = \Delta l^2 \quad (4.6)$$

e, conseqüentemente,

$$\Delta \lambda_0 = \frac{\pm \Delta l}{(\tilde{v}_0^N \tilde{v}_0^N + 1)^{\frac{1}{2}}} \quad (4.7)$$

(aqui \tilde{v}_0^N é v_0^N escalado por \bar{u}). O valor Δl é inicialmente sugerido pelo usuário e é ajustado pelo algoritmo de incremento automático de carga ABAQUS/*Standard* para problemas estáticos, com base na taxa de convergência. O sinal de $\Delta \lambda_0$, a direção da resposta ao longo da linha tangente, é escolhido para que o produto escalar $\Delta \lambda_0 (\tilde{v}_0^N; 1)$ na solução para o incremento anterior, $(\Delta \tilde{u}_{-1}^N; \Delta \lambda_{-1})$, seja positivo:

$$\Delta \lambda_0 (\tilde{v}_0^N; 1) : (\Delta \tilde{u}_{-1}^N; \Delta \lambda_{-1}) > 0 \quad (4.8)$$

isso é,

$$\Delta \lambda_0 (\tilde{v}_0^N \Delta \tilde{u}_{-1}^N + \Delta \lambda_{-1}) > 0 \quad (4.9)$$

É possível que, em alguns casos, onde a resposta mostre uma curvatura muito alta no $(\tilde{u}^N; \lambda)$ espaço, esse critério fará com que o sinal errado seja escolhido, como, por exemplo, a Figura 4.8.

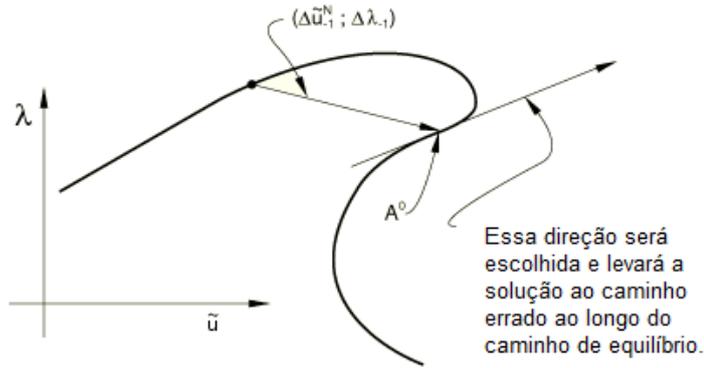


Figura 4.8 - Exemplo de escolha incorreta de sinal para $\Delta\lambda$ (Adaptado ABAQUS, 2014).

O sinal errado raramente é escolhido em casos práticos, a menos que o tamanho do incremento seja muito grande ou a solução bifurque-se acentuadamente. Verificar esses casos é computacionalmente caro: uma abordagem seria encontrar a solução em $\lambda_0 - \varepsilon\Delta\lambda_{-1}$, $0 < \varepsilon \ll 1$, para obtermos um vetor que fornece uma aproximação da tangente direcionada em A^0 . Como o caso é muito raro, essa verificação não é incluída e o produto simples fornecido acima é usado sozinho para determinar o sinal de $\Delta\lambda_0$. Assim, encontramos agora o ponto $A^1(\tilde{u}_0^N + \Delta\tilde{v}_0^N \tilde{v}_0^N; \lambda_0 + \Delta\lambda_0)$ na Figura 4.8. A solução agora é corrigida no caminho de equilíbrio no plano que passa por A^1 e ortogonal a $(\tilde{v}_0^N; 1)$, pelo seguinte algoritmo iterativo.

- Inicializar: $\Delta\lambda_i = \Delta\lambda_0, \Delta u_i^N = \Delta\lambda_0 v_0^N$
- Para 1 = iteração ($i = 1, 2, 3, \text{etc.}$):
 - a. Forma I^N, K^{NM} , as forças internas (tensão) nos nós, $I^N = \int_V \beta^N : \sigma dV$, e $K^{NM} = \frac{\partial I^N}{\partial u^M}$, no estado $(u_0^N + \Delta u_i^N; \lambda_0 + \Delta\lambda_i)$, isto é, A^1 na Figura 4.7.
 - b. Verificação do equilíbrio:

$$R_i^N = (\lambda_0 + \Delta\lambda_i)P^N - I^N \quad (4.10)$$

Se todas as entradas em R_i^N forem suficientemente pequenas, o incremento convergiu. Caso contrário, prosseguimos.

- c. Resolver:

$$K^{NM}\{v_i^M; c_i^M\} = \{P^N; R_i^N\} \quad (4.11)$$

Ou seja, resolvemos simultaneamente com dois vetores de carga, P^N e R^N , e obtemos dois vetores de deslocamento, v_i^N e c_i^N .

- d. Agora dimensiona o vetor $(\tilde{v}_i^N; 1)$ e adicione-o a $(\tilde{c}_i^N; \rho_i)$ onde $\rho_i = R_i^N P^N / \bar{P}^2$ é a projeção dos resíduos dimensionados para \tilde{P}^N , de modo que passemos de A^i para A^{i+1} no plano ortogonal $(\tilde{v}_0^N; 1)$, veja a Figura 4.7. Isso dá a Equação (4.12)

$$\{(0; \rho_i) + (\tilde{c}_i^N; \rho_i) + \mu(\tilde{v}_i^N; 1)\} : (\tilde{v}_0^N; 1) = 0 \quad (4.12)$$

o que simplifica para dar

$$\mu = -\frac{\tilde{c}_i^N v_0^N}{\tilde{v}_i^N \tilde{v}_0^N + 1} \quad (4.13)$$

e o ponto da solução é agora A^i : $(u_0^N + \Delta u_i^N + c_i^N + \mu v_i^N; \lambda_0 + \Delta \lambda_i + \mu)$.

- e. Atualização para a próxima iteração:

$$\Delta u_{i+1}^N = \Delta u_i^N + c_i^N + \mu v_i^N \quad (4.14)$$

$$\Delta \lambda_{i+1} = \Delta \lambda_i + \mu \quad (4.15)$$

$$i = i + 1 \quad (4.16)$$

e retorne para (a) acima para a próxima iteração.

A implementação no ABAQUS/*Standard* inclui a atualização adicional após cada iteração $v_0^N = v_i^N$.

Isso faz com que a busca do equilíbrio seja ortogonal à última tangente, e não à tangente no início do incremento. A principal motivação para essa modificação adicional vem do uso do método em problemas de plasticidade, onde a primeira iteração de cada incremento usa a rigidez elástica do material para estabelecer a direção da deformação e, portanto, fornece uma rigidez que não é representativa da tangente ao caminho de equilíbrio se houver plasticidade ativa.

O comprimento total do caminho percorrido é determinado pelas magnitudes de carga fornecidas pelo usuário nas opções de carga; enquanto o número de incrementos é determinado pelos dados de incremento de tempo especificados pelo usuário, auxiliados pelo esquema de incremento automático do *ABAQUS/Standard*, se isso for escolhido (ABAQUS, 2014).

Após especificar as propriedades físicas e geométricas das peças modeladas, e determinar os métodos de análise numérica, seguimos com o desenvolvimento do modelo em elementos finitos.

5. DESENVOLVIMENTO DO MODELO EM ELEMENTOS FINITOS

Os modelos experimentais ensaiados por Paula (2006) foram utilizados nesse estudo para a calibração e validação do modelo numérico. O experimento modelado foi a simulação de um ensaio de tração em cantoneiras de aço formadas a frio e parafusadas em chapas de fixação, sendo a carga aplicada na extremidade superior da chapa de fixação e a chapa na extremidade inferior foi presa por garras da prensa, como mostra a Figura 5.1.



Figura 5.1 - Instalação típica da cantoneira com uma linha de parafuso na máquina universal de ensaios (PAULA, 2006).

Para o desenvolvimento do modelo numérico de tração em cantoneiras parafusadas, foi utilizado o software ABAQUS. O modelo é composto por uma cantoneira, duas chapas de fixação e parafusos, onde a quantidade de parafusos varia de acordo com o perfil utilizado, como mostra a Figura 5.2, sendo a extremidade superior tracionada e a extremidade inferior fixada. Tanto as interações entre as peças (principalmente entre a cantoneira e os parafusos) e as não-linearidades (materiais e contato) foram levadas em consideração na análise.

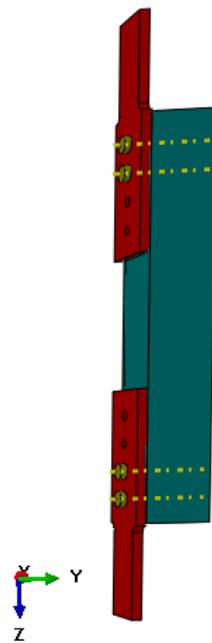


Figura 5.2 - Ilustração tridimensional do modelo da cantoneira parafusada.

As peças modeladas foram possuem as dimensões descritas no capítulo anterior, sendo a Tabela 5.1 abaixo um resumo.

Tabela 5.1 - Resumo das peças modeladas.

Caso	Cantoneira	Tamanho das abas (mm)	Comprimento (mm)	Espessura (mm)	Número de furo por extremidades
1	B221	80x80	542	3,35	2
2	B231	80x80	542	3,35	3
3	B241	80x80	598	3,35	4
4	B222	80x80	542	3,35	4
5	B232	80x80	542	3,35	6
6	B242	80x80	598	3,35	8

5.1. MALHA E TIPOS DE ELEMENTOS FINITOS

Cada componente do modelo foi modelado separadamente, constituindo assim malhas independentes. Manual do usuário ABAQUS (2014) afirma que para a modelagem de partes sólidas, o elemento C3D8R (elemento tridimensional hexaédrico com 8 nós e integração reduzida) contido na biblioteca ABAQUS, oferece resultados mais aproximados a menor custo computacional durante uma análise.

Os parafusos e as chapas de fixação foram modelados utilizando o elemento C3D8R. No entanto, devido à grande concentração de tensões nos furos da cantoneira, não era adequada a utilização desse elemento finito, logo, a cantoneira foi modelada com o elemento SC6R (elemento plano de casca contínua de prisma triangular de 6 nós e integração reduzida) contido na biblioteca ABAQUS, sendo necessário apenas a redução do tamanho dos elementos mais próximo aos furos. A distribuição dos elementos no modelo é mostrada na Figura 5.3.

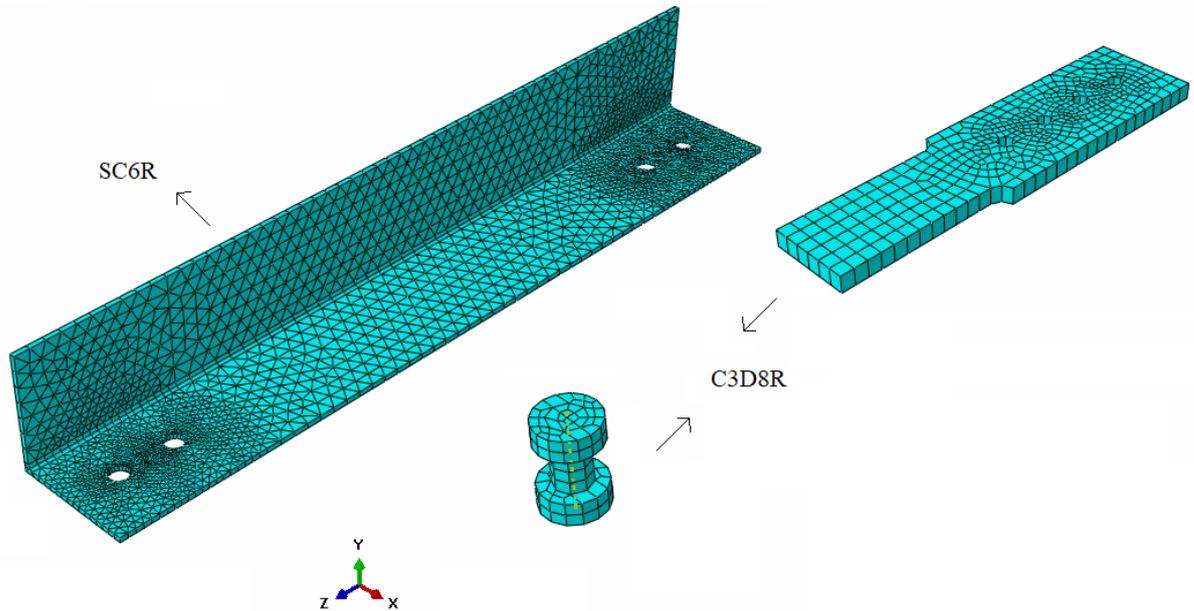


Figura 5.3 - Malhas e tipos de elementos finitos.

5.2. INTERAÇÕES DE CONTATO E RESTRIÇÕES

Diversas restrições e interações de contato foram aplicadas para simular a interação entre os componentes do modelo.

Houve interação de contato com a formulação *small sliding*, com o método de discretização *surface-to-surface*, com a propriedade normal *hard*, que não permite a penetração de uma superfície sobre a outra. O contato foi introduzido entre a chapa de fixação e a cantoneira na extremidade da aplicação da carga, e entre o lado esquerdo da parte inferior da cabeça dos parafusos e a parte superior da cantoneira (Figura 5.4 e Figura 5.5).

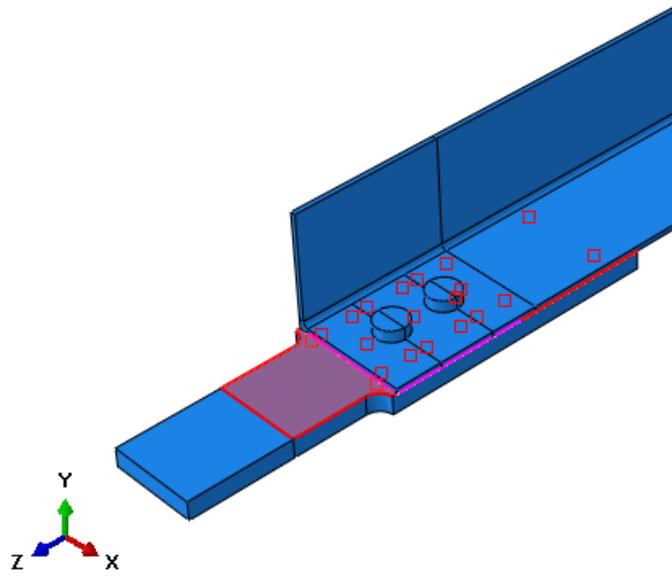


Figura 5.4 - Interação de contato entre a chapa de fixação e a cantoneira.

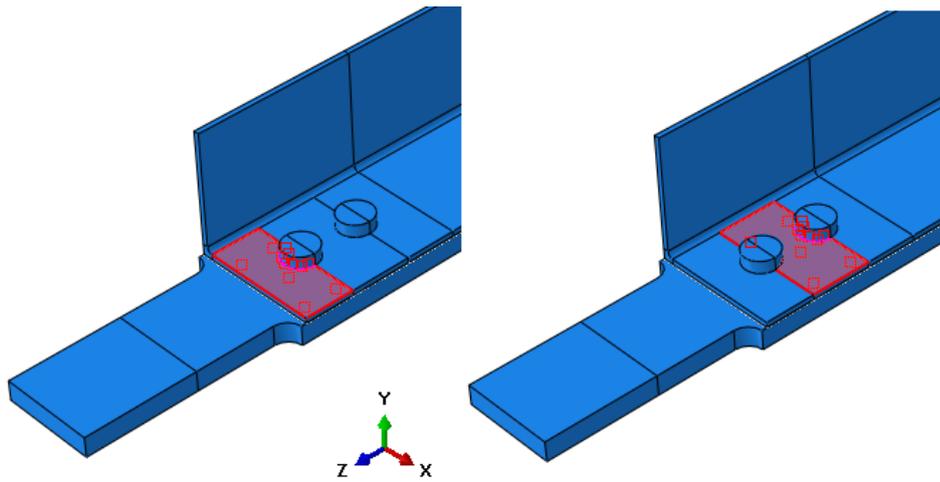


Figura 5.5 - Interação de contato entre a parte superior da cantoneira e a parte inferior da cabeça dos parafusos.

Houve restrição *tie* entre as chapas de fixação e o fuste de todos os parafusos e entre o fuste dos parafusos e a cantoneira (Figura 5.6 a Figura 5.8).

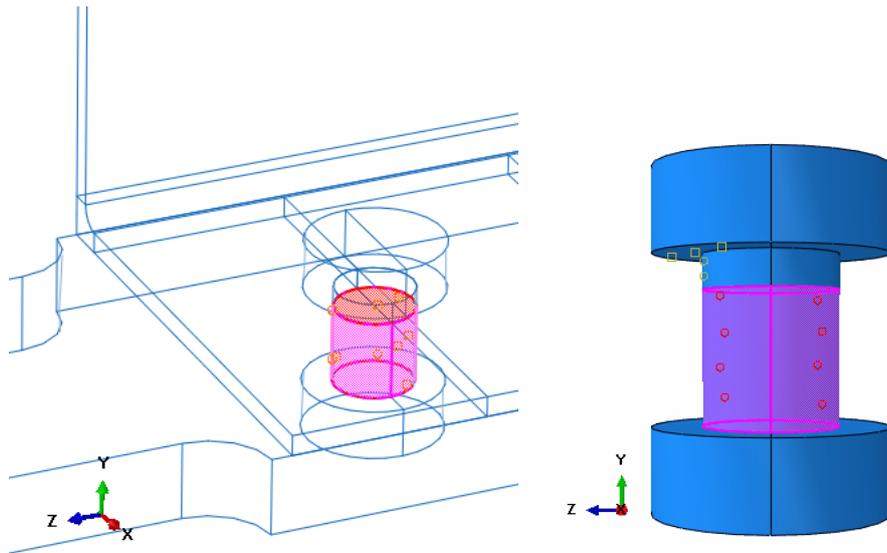


Figura 5.6 - Restrição *tie* entre a chapa de fixação e o fuste do parafuso.

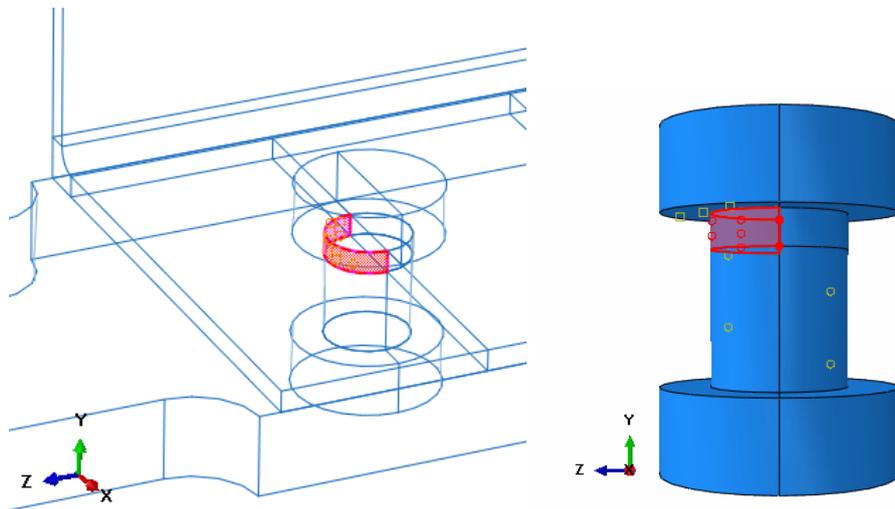


Figura 5.7 - Restrição *tie* entre o lado esquerdo do fuste do parafuso e a cantoneira na extremidade da aplicação da carga.

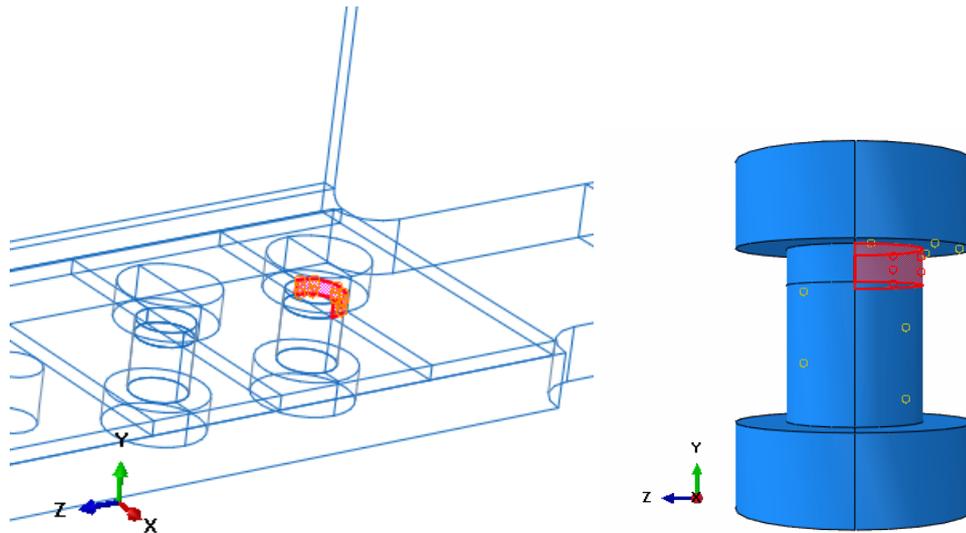


Figura 5.8 - Restrição *tie* entre o lado direito do fuste dos parafusos e a cantoneira na extremidade fixada.

A restrição *tie* unifica os deslocamentos dos nós das superfícies envolvidas, desta maneira, o deslizamento entre as superfícies é eliminado, reduzindo muito a deformação da peça.

Essa restrição simulada não equivale com a realidade proposta por Grüber et. al (2006), no entanto, é uma simplificação válida para o presente estudo.

Para simular a aplicação da carga pontual, foi modelado uma restrição de corpo rígido na extremidade da aplicação da carga, assim a carga aplicada criaria a mesma reação em toda a face da chapa de fixação.

Não foi aplicado nenhum torque mínimo nos parafusos modelados numericamente, pois, conforme estudos, a aplicação de torque inicial no parafuso, geralmente, não afeta a capacidade de resistência (KULAK, FISHER E STRUIK, 2001)

5.3. CONDIÇÕES DE CONTORNO E APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO

Para simular a execução do ensaio de tração nas cantoneiras, as chapas de fixação foram restringidas para deslocamentos, podendo apenas transladar na direção Z de aplicação da carga. A chapa de fixação travada no aparelho do experimento também foi simulada restringindo qualquer tipo de movimento nessa extremidade (Figura 5.9).

A aplicação do carregamento foi modelada como uma carga concentrada aplicada na seção transversal da chapa de fixação da extremidade livre tracionando a cantoneira (Figura 5.10).

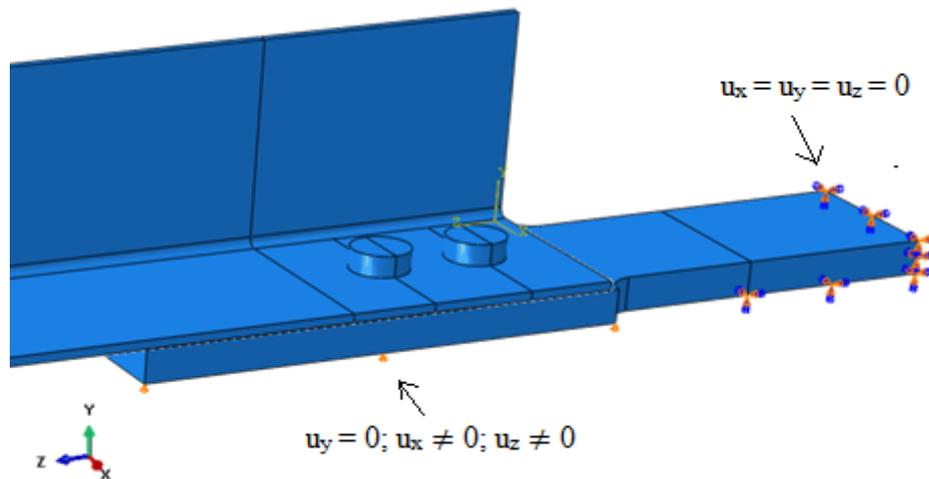


Figura 5.9 - Chapa de fixação com movimento restringido.

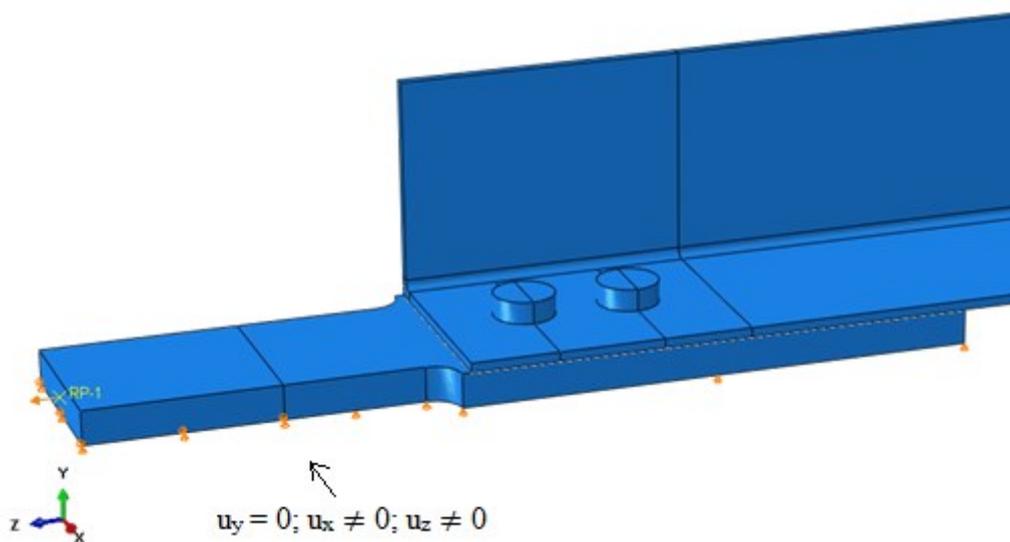


Figura 5.10 - Aplicação de carga na chapa de fixação livre.

5.4. MÉTODO DE ANÁLISE

Neste estudo, foi aplicado o método de análise estática implícita. Esse método foi escolhido por ser uma modelagem simplificada do ensaio experimental, de modo que poucas variáveis fossem aplicadas e se tornar uma fácil utilização. A carga aplicada na simulação por feita por meio do método de Riks, apresentado no tópico 4.2.1. deste trabalho.

6. VALIDAÇÃO DO MODELO PROPOSTO

A validação do modelo em elementos finitos desenvolvido foi realizada com os ensaios de tração de Paula (2006). A capacidade resistente da cantoneira, a curva carga-deslocamento e os modos de falha foram verificados.

As curvas carga-deslocamento obtidas pelos ensaios experimentais foram comparadas com as curvas numéricas obtidas pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), como visto nas Figura 6.1 a Figura 6.6, dos Casos 1 ao 6, respectivamente.

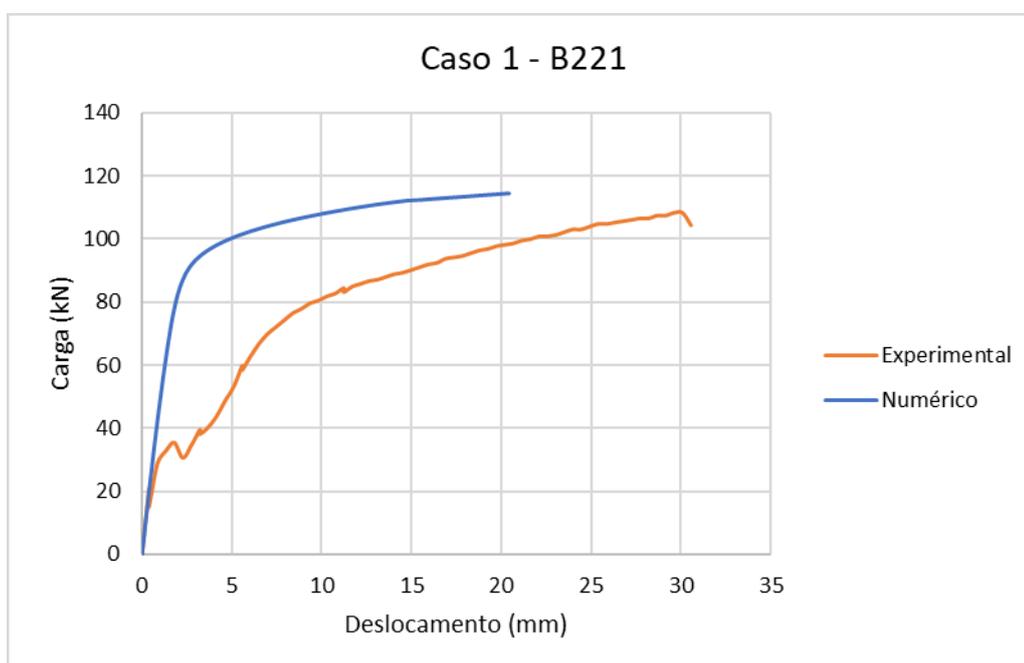


Figura 6.1 - Curva carga-deslocamento do Caso 1 (cantoneira B221) modelada.

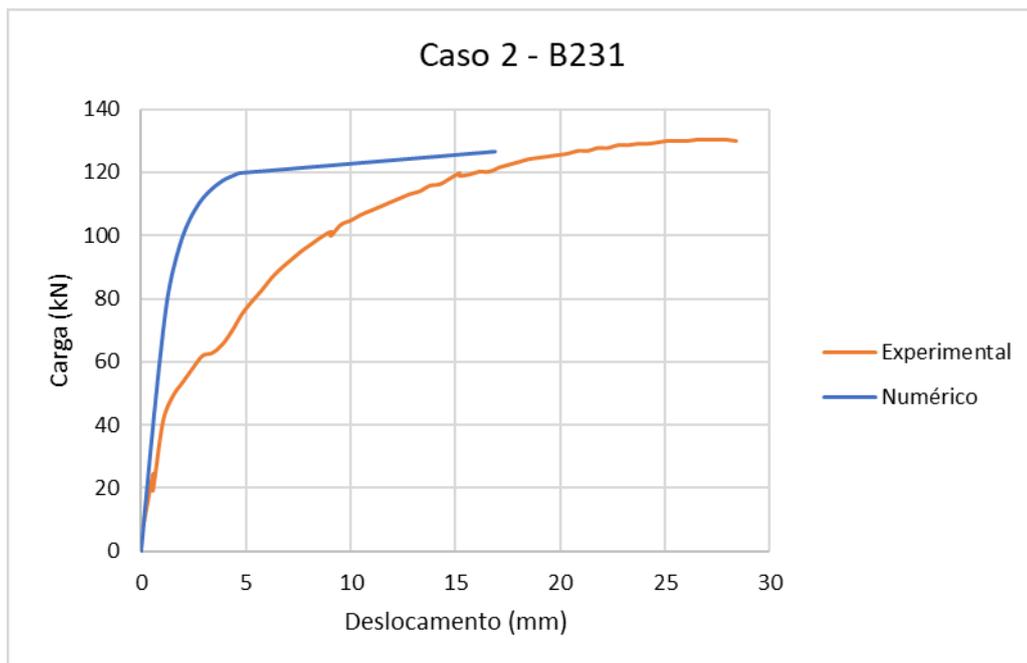


Figura 6.2 - Curva carga-deslocamento do Caso 2 (cantoneira B231) modelada.

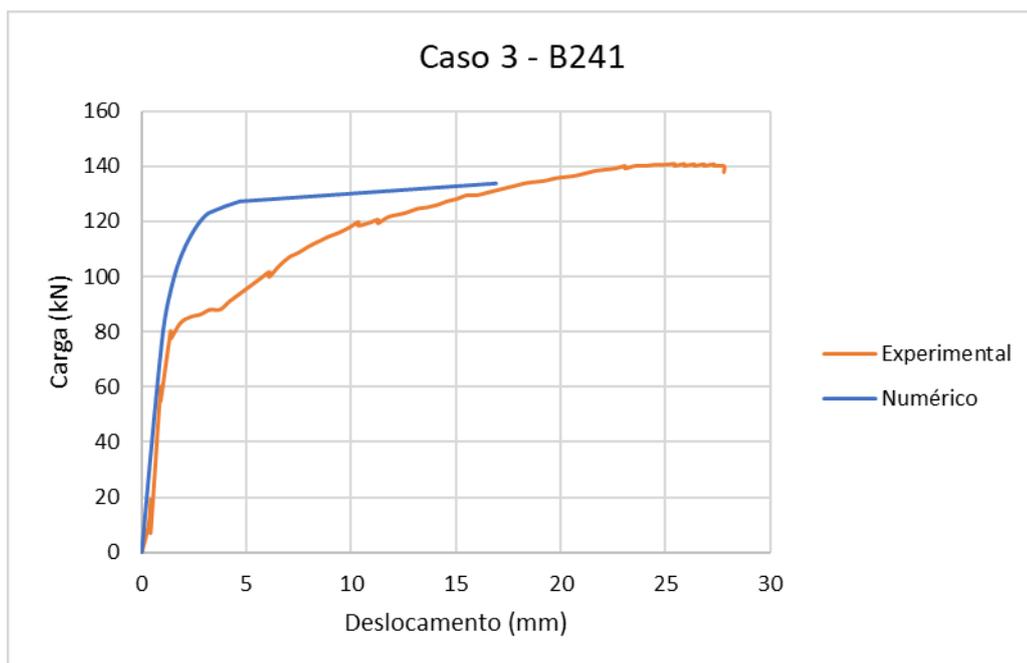


Figura 6.3 - Curva carga-deslocamento do Caso 3 (cantoneira B241) modelada.

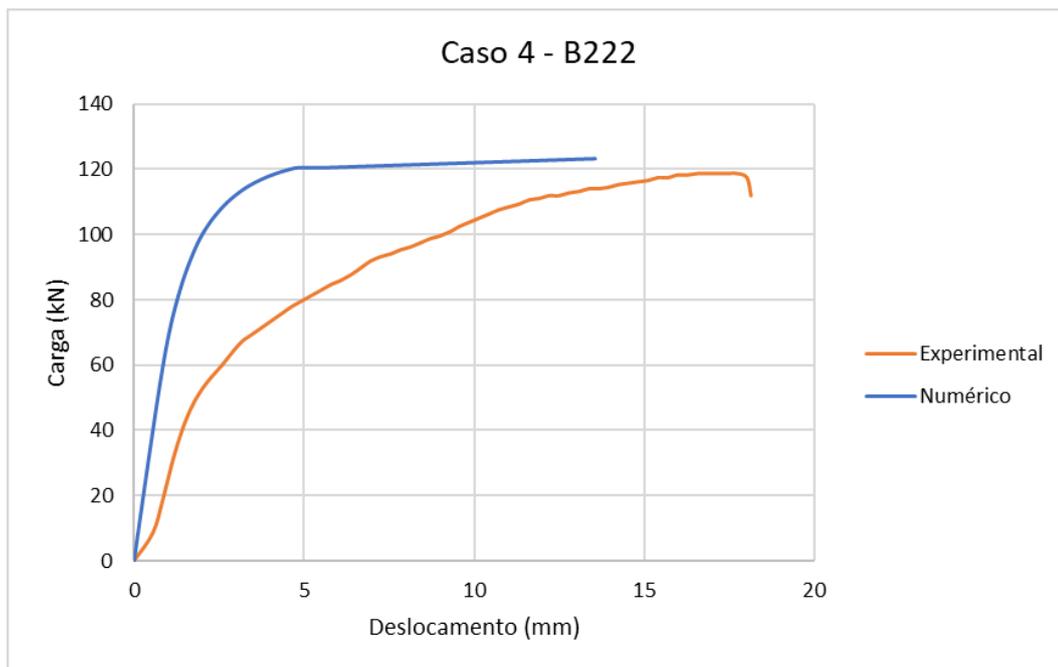


Figura 6.4 - Curva carga-deslocamento do Caso 4 (cantoneira B222) modelada.

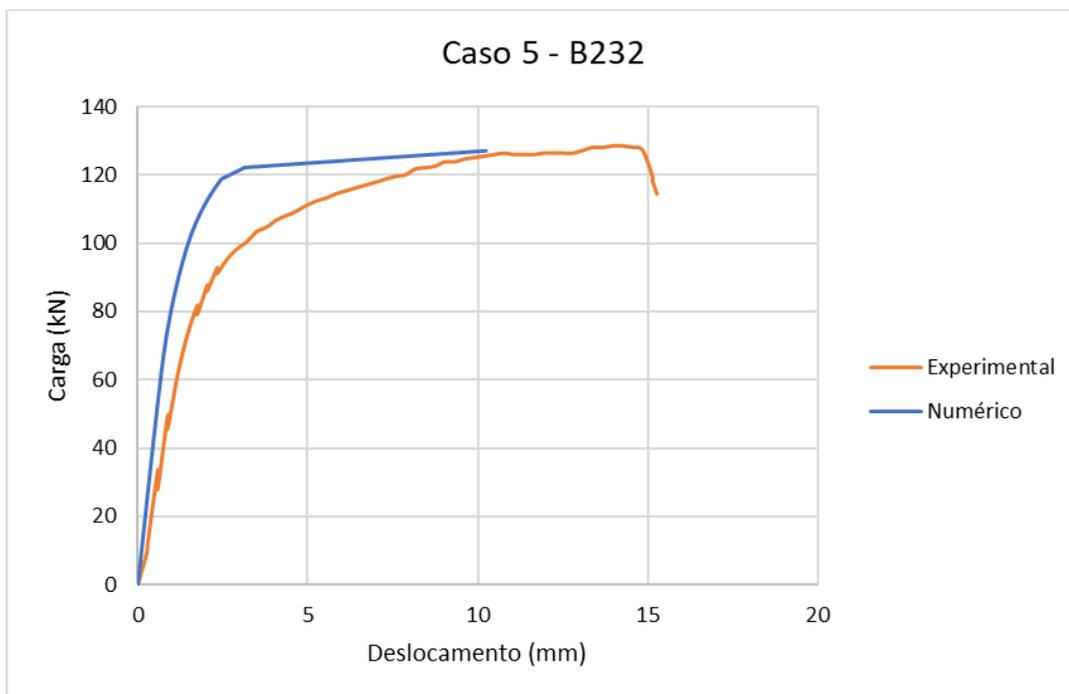


Figura 6.5 - Curva carga-deslocamento do Caso 5 (cantoneira B232) modelada.

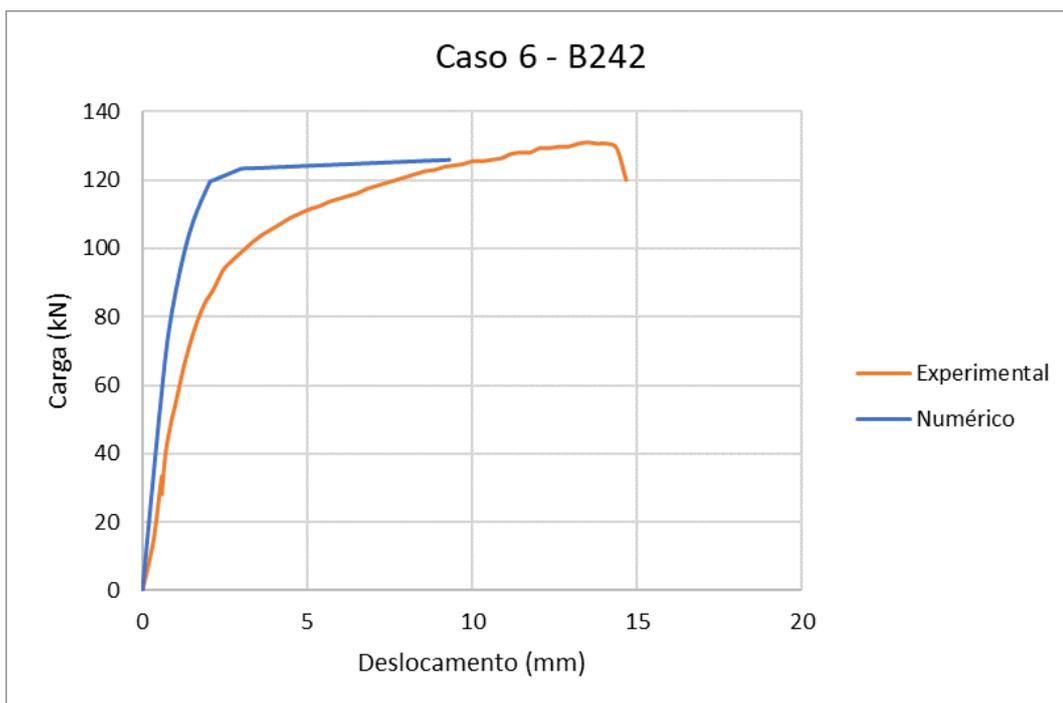


Figura 6.6 - Curva carga-deslocamento do Caso 6 (cantoneira B242) modelada.

A diferença de deslocamento é justificada pela quantidade de restrições *tie* no modelo, esse tipo de restrição impede qualquer tipo de deslocamento, aumentando muito a rigidez do modelo, o que não acontece no ensaio real. Essa escolha de restrição, apesar de não ser uma simulação exata da realidade, foi feita por ser uma simplificação numérica que não afeta os dados de tensão.

Também, existe acomodação inicial dos perfis aos parafusos durante os ensaios e sensibilidade do transdutor de deslocamento a outras deformações além da deformação estritamente longitudinal (ao longo do eixo Y). Além disso, outro fator que causa essa diferença é devido a excentricidade das chapas de fixação em relação à aba conectada, pois elas transmitem uma carga excêntrica aos furos, o que acaba gerando um momento nas abas da cantoneira (PAULA, 2006).

Vale ressaltar, ainda, que os furos dos ensaios experimentais possuem uma folga de 1,5mm em cada orifício, tal folga não foi considerada no modelo numérico para simplificação dos contatos realizados. Logo, esta mudança explica um pouco da diferença das deformações entre os ensaios experimentais e os modelos numéricos.

De qualquer maneira, é de se esperar que o modelo numérico pelo método dos elementos finitos leve a menores deslocamentos, uma vez que os deslocamentos dos ensaios incorporam os deslocamentos ocorrido após a ruptura da seção líquida (abertura da seção do parafuso). Logo, o ajuste entre as curvas experimentais e numéricas é satisfatório para a análise das tensões na cantoneira, comprovando a eficiência do modelo de elementos finitos proposto neste estudo.

A Tabela 6.1 apresenta as cargas últimas das cantoneiras obtidas pelos ensaios de tração experimentais (P_{exp}) e pela análise de elementos finitos (P_{MEF}). A maior diferença entre os resultados experimentais e numéricos foi de 5%. O valor médio de (P_{exp}/P_{MEF}) foi de 1,01, com coeficiente de variação de 4,20%. Esses resultados evidenciam a eficácia do modelo de elementos finitos proposto em simular a capacidade resistente das cantoneiras, diminuindo sua precisão com o aumento do número de parafusos.

Tabela 6.1 - Comparação entre as cargas últimas das cantoneiras obtidas pelos ensaios experimentais e modelo numérico proposto.

Caso	Cantoneira	P_{exp} (kN)	P_{MEF} (kN)	P_{exp}/P_{MEF}
1	B221	108,31	114,47	0,95
2	B231	130,39	126,59	1,03
3	B241	140,10	133,77	1,05
4	B222	118,72	123,25	0,96
5	B232	128,49	127,05	1,01
6	B242	131,04	125,92	1,04
Média				1,01
Coeficiente de Variação (%)				4,20

A Tabela 6.2 apresenta as deformações das cantoneiras obtidas pelos ensaios de tração experimentais (P_{exp}) e pela análise de elementos finitos (P_{MEF}). A maior diferença entre os resultados experimentais e numéricos foi de 106%. O valor médio de (P_{exp}/P_{MEF}) foi de 1,64, com coeficiente de variação de 16,63%. Esses resultados mostram que o modelo numérico é mais rígido que os ensaios experimentais, como justificado acima, aumentando a diferença de deformações com o aumento do número de parafusos.

Tabela 6.2 - Comparação entre as deformações das cantoneiras obtidas pelos ensaios experimentais e modelo numérico proposto.

Caso	Cantoneira	D_{exp} (mm)	D_{MEF} (mm)	D_{exp}/D_{MEF}
1	B221	30,57	20,44	1,50
2	B231	31,70	16,89	1,88
3	B241	34,86	16,91	2,06
4	B222	18,14	13,55	1,34
5	B232	15,27	10,24	1,49
6	B242	14,67	9,31	1,58
Média				1,64
Coefficiente de Variação (%)				16,63

Com observações experimentais, Paula (2006) constatou que o modo de ruptura das cantoneiras de aço formado a frio parafusadas e submetidas a tração consiste em ruptura da seção líquida, equivalente aos modos de falha ocorrido nas simulações numéricas.

As Figura 6.7 e Figura 6.8 mostram a distribuição das tensões de Von Mises, na direção longitudinal Z, nas cantoneiras no momento do início da carga de ruptura nos bordos dos furos. Os furos centrais são sempre os primeiros a sofrerem o efeito da tração aplicada e são os que mais deformam, observando o início da ruptura por seção líquida devido aos altos valores de tensão concentrados nesse bordo, como mostra as Figura 6.7 a Figura 6.10. Confirmando a equivalência entre os modos de ruptura visualizados nos resultados das simulações numéricas e a constatação de Paula (2006).

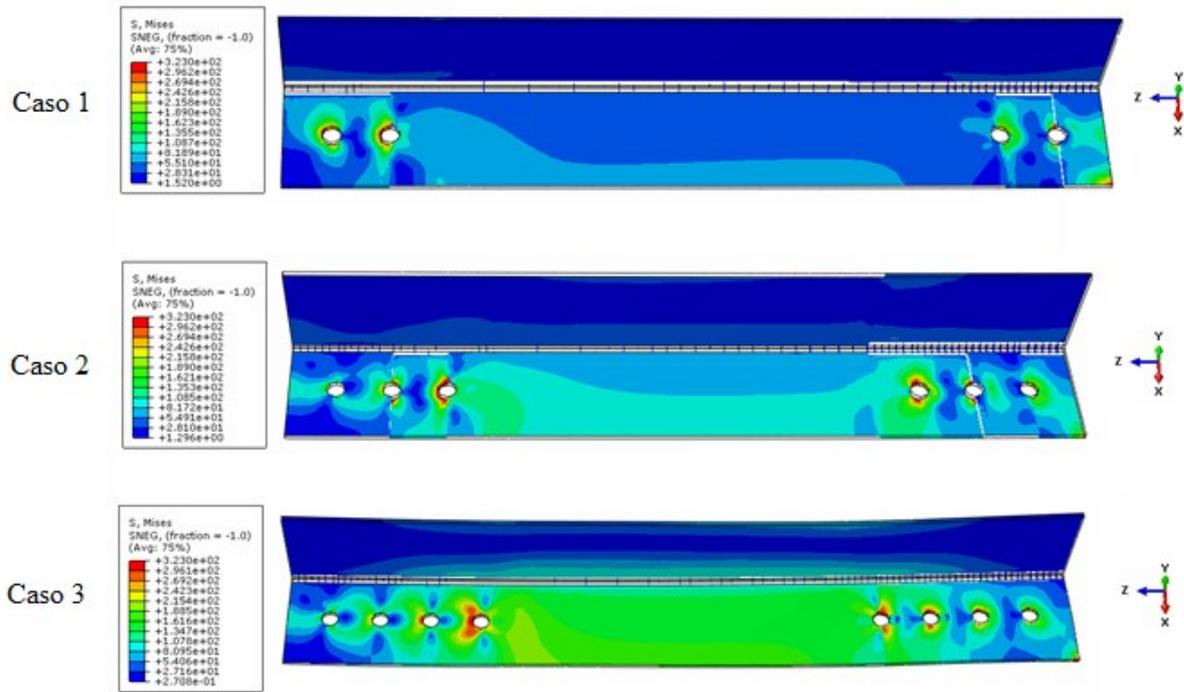


Figura 6.7 - Distribuição das tensões de Von Mises (em MPa) no momento do início da ruptura da seção líquida dos casos 1, 2 e 3.

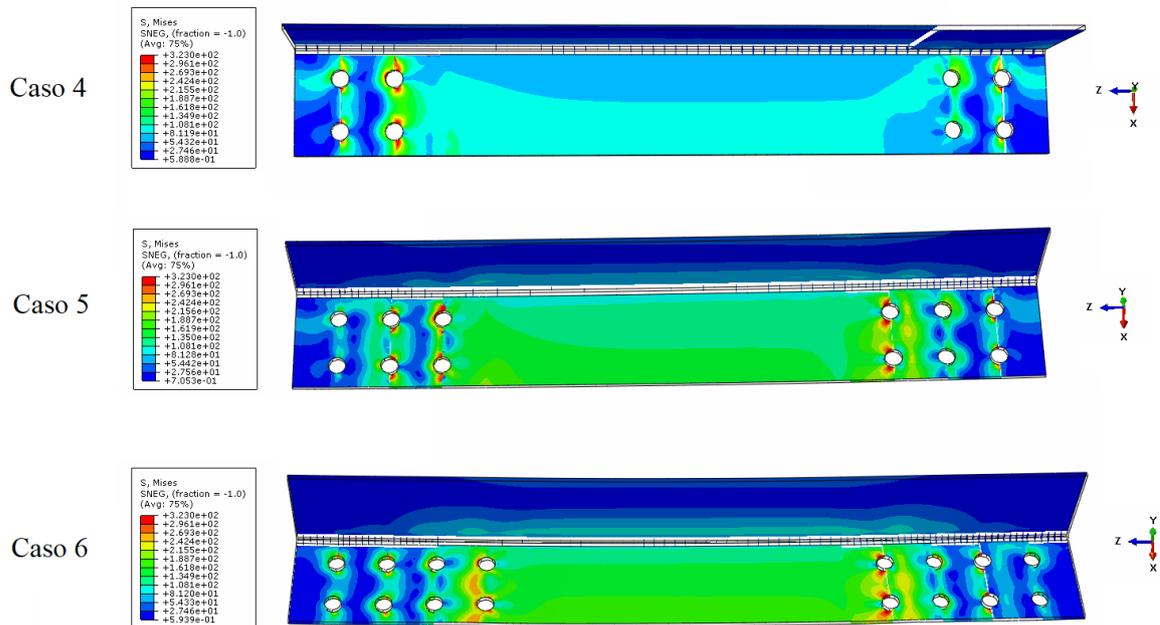


Figura 6.8 - Distribuição das tensões de Von Mises (em MPa) no momento do início da ruptura da seção líquida dos casos 4, 5 e 6.

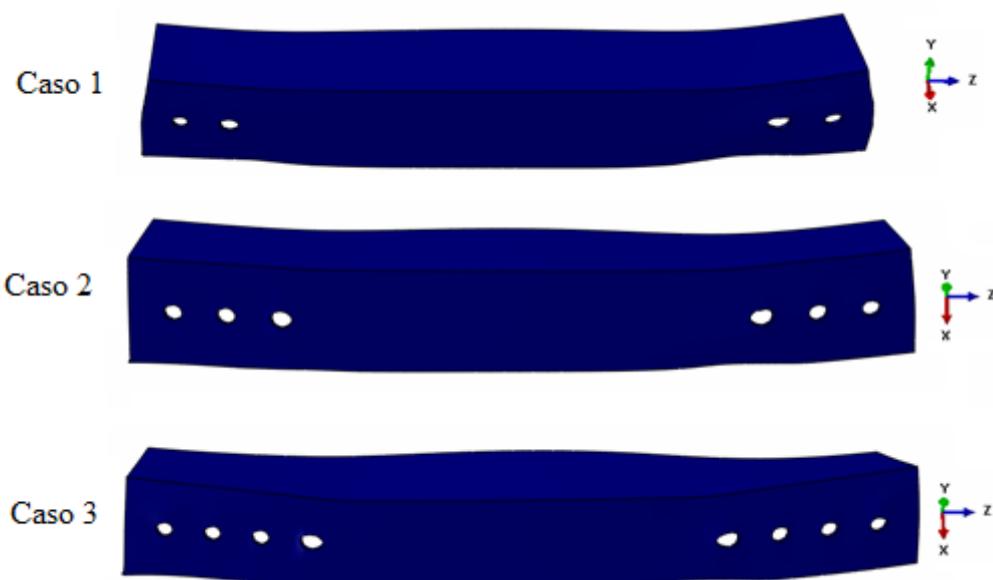


Figura 6.9 - Deformação numérica das cantoneiras no momento de carga última dos casos 1, 2 e 3.

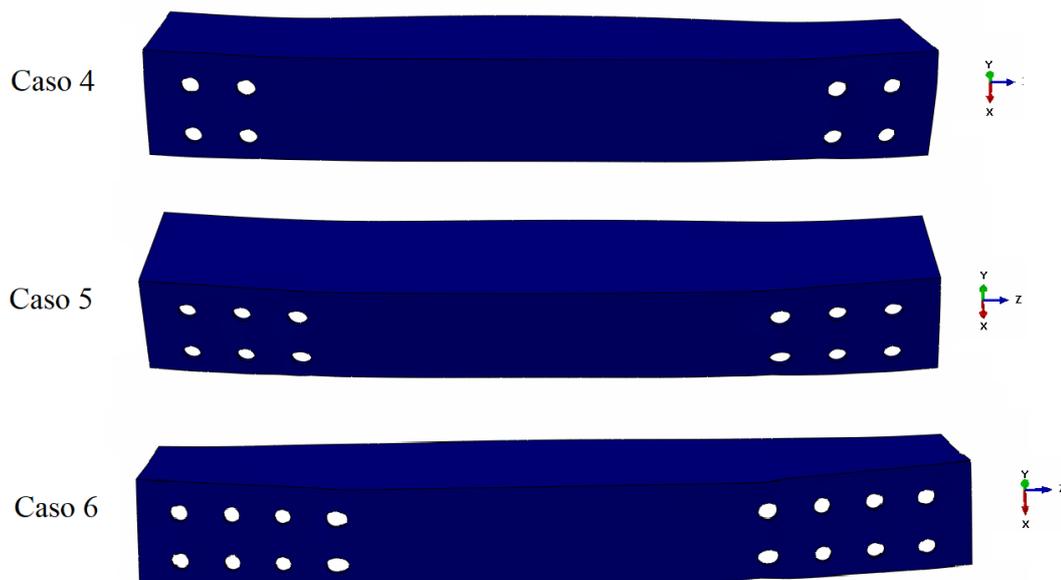


Figura 6.10 - Deformação numérica das cantoneiras no momento de carga última dos casos 4, 5 e 6.

Comparando as Figura 6.9 e Figura 6.10 com as Figura 6.11 e Figura 6.12, evidencia-se a conformidade entre os modos de ruptura nos ensaios experimentais e nas simulações numéricas com o modelo proposto. As Figura 6.11 e Figura 6.12 mostram as cantoneiras no final do ensaio experimental de tração. Observa-se a semelhança na deformação das cantoneiras para resultados numéricos e experimentais. Estes resultados demonstram a capacidade do modelo

em elementos finitos proposto de simular numericamente o comportamento das cantoneiras de aço formado a frio conectadas por parafusos e submetidas a tração.



Figura 6.11 - Deformação das cantoneiras no final do ensaio experimental dos casos 1, 2 e 3.



Figura 6.12 - Deformação das cantoneiras no final do ensaio experimental dos casos 4, 5 e 6.

Após realizada a validação dos modelos numéricos, segue-se para as análises numéricas das tensões obtidas.

7. ANÁLISE DE TENSÕES NO FURO

Foram modeladas 6 cantoneiras (de abas iguais, com uma e duas linhas de parafusos, com variação entre elas no número de seções de parafusos) pelo método dos elementos finitos com o uso do *Software* ABAQUS/CAE, em todas elas foram utilizadas as mesmas características geométricas e dos materiais empregados nos perfis ensaiados por Paula (2006).

Para a análise das tensões na linha dos furos de cada cantoneira, foram pegas as tensões de Von Mises quando inicia a incidência da tensão última nos bordos dos furos da cantoneira, no valor de 323MPa, que é o valor de resistência dos parafusos.

Segue abaixo a análise de tensões em cada cantoneira, separadas por uma ou duas linhas de parafusos.

7.1. CANTONEIRAS COM UMA LINHA DE PARAFUSOS

Os furos foram numerados da extremidade para o centro, sendo analisada apenas a extremidade da cantoneira onde ocorre a aplicação da carga.

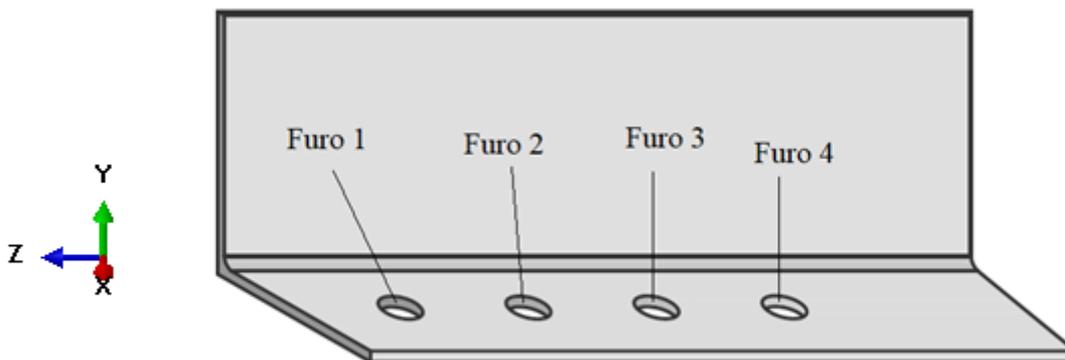


Figura 7.1 - Numeração dos furos na cantoneira.

7.1.1. Caso 1

As Figura 7.2 e Figura 7.3 apresentam as tensões de Von Mises nas seções 1 e 2, respectivamente, da cantoneira B221, mostrando a imagem da distribuição das tensões no modelo numérico e o gráfico com os valores das tensões na linha de cada furo.

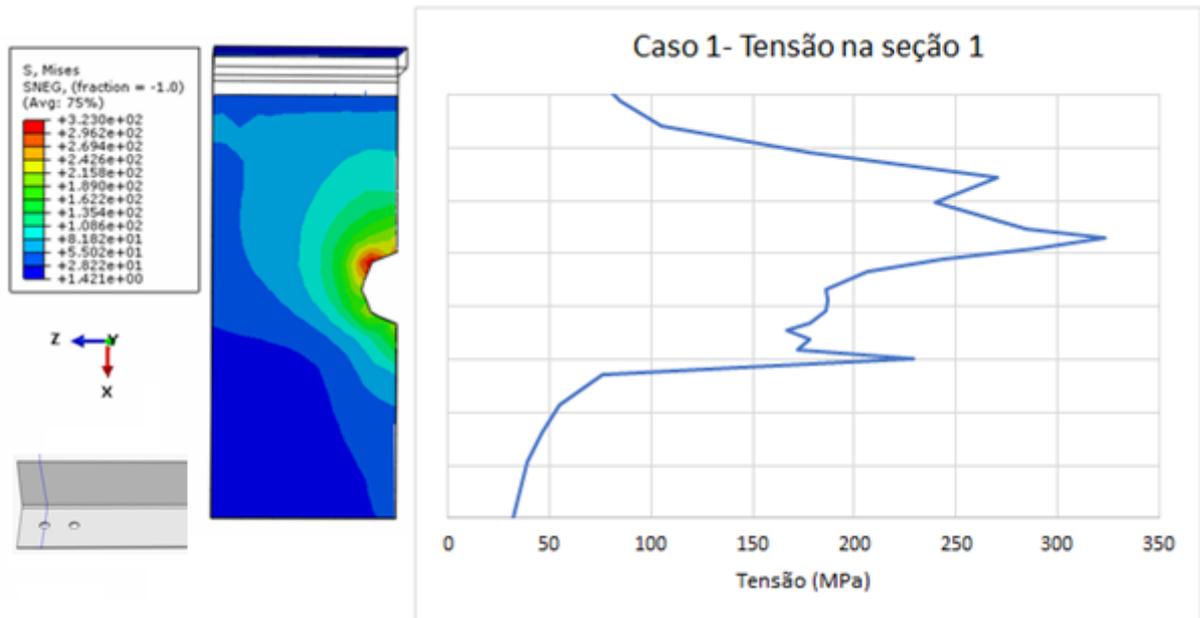


Figura 7.2 - Tensões de Von Mises na seção 1 do Caso 1 (cantoneira B221).

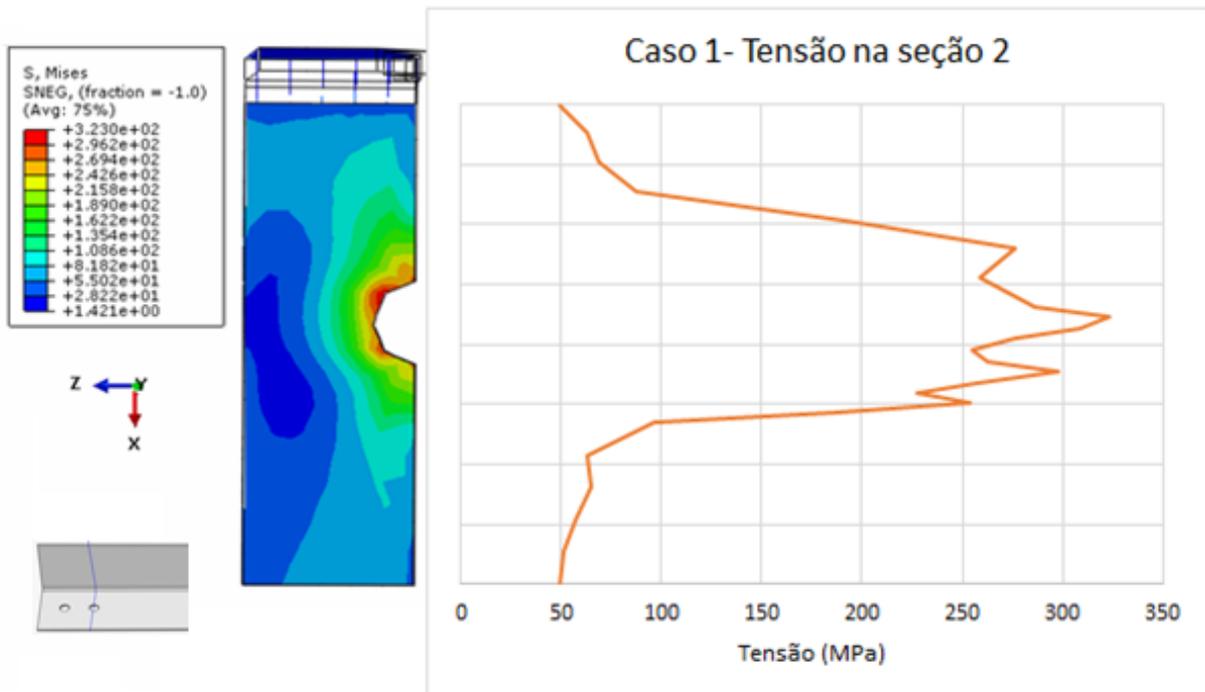


Figura 7.3 - Tensões de Von Mises na seção 2 do Caso 1 (cantoneira B221).

Os dois furos atingem a tensão máxima de 323MPa ao mesmo momento (Tabela 7.1), no entanto, o Furo 2 (mais interno) apresenta tensões maiores em mais pontos do orifício, mostrando que o furo mais interno sofre mais com a aplicação da carga na cantoneira.

Tabela 7.1 - Tensão máxima por furo no Caso 1 (cantoneira B221).

Caso 1	
Furo	Tensão máxima (MPa)
1	323
2	323

Analisando a tensão longitudinal (S12) no momento de deformação elástica, com carga aplicada de 20kN, na cantoneira modelada numericamente no Caso 1 (Figura 7.4), foram feitas as seguintes divisões de cortes verticais (Figura 7.5) e horizontais (Figura 7.6).

A carga aplicada de 20kN foi escolhida por ser uma carga que em todas as cantoneiras irá atuar de forma elástica, podendo assim, comparar o mesmo estado elástico e a mesma carga em todos os casos analisados, e poder observar como cada cantoneira se comportará.

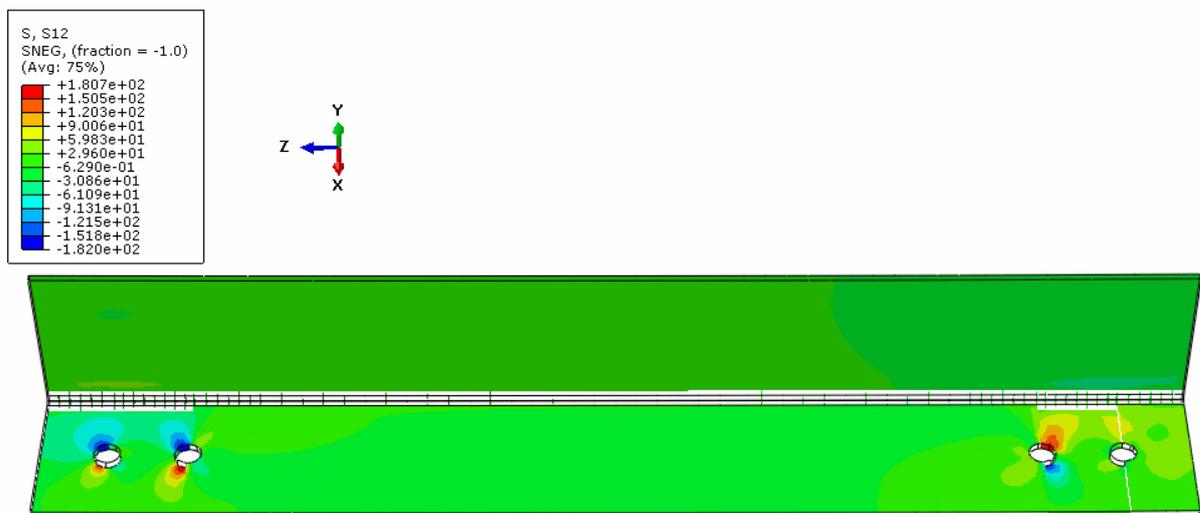


Figura 7.4 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 1 (cantoneira B221).

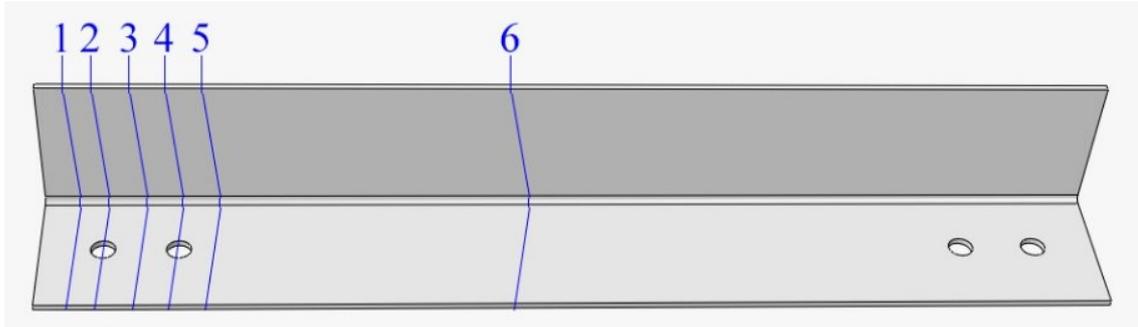


Figura 7.5 - Cortes verticais do Caso 1 (cantoneira B221).

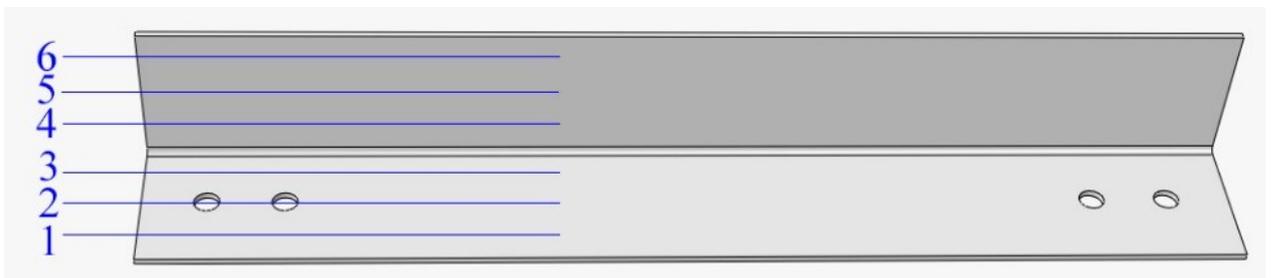


Figura 7.6 - Cortes horizontais do Caso 1 (cantoneira B221).

De acordo com cada corte, foram elaborados os gráficos Figura 7.7 a Figura 7.18 mostrados a baixo.

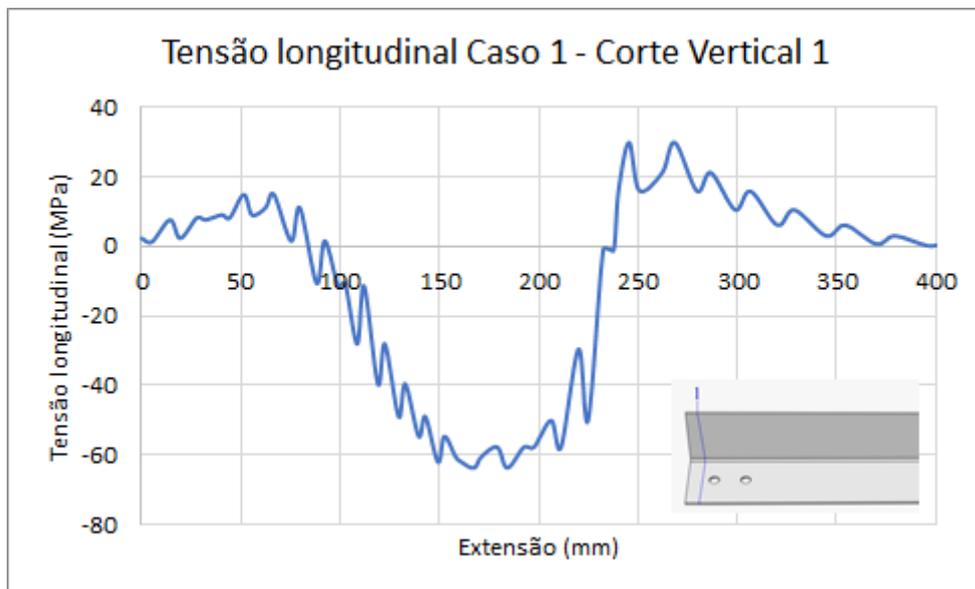


Figura 7.7 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 1 (cantoneira B221).

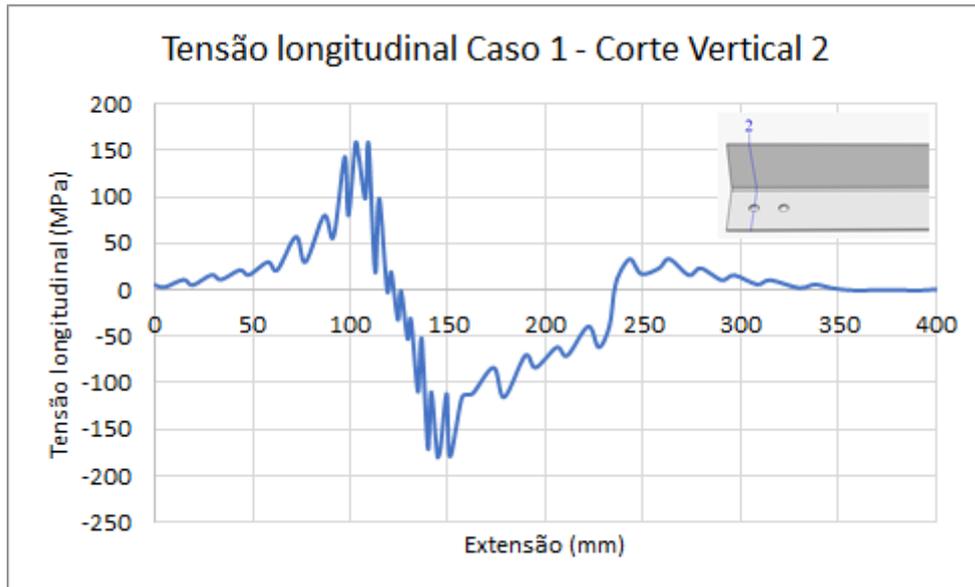


Figura 7.8 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 1 (cantoneira B221).

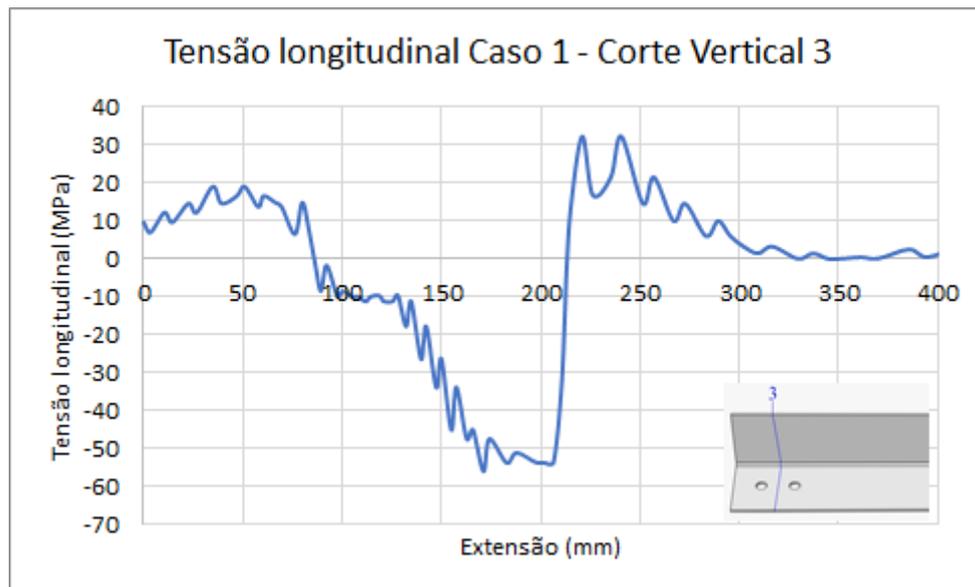


Figura 7.9 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 1 (cantoneira B221).

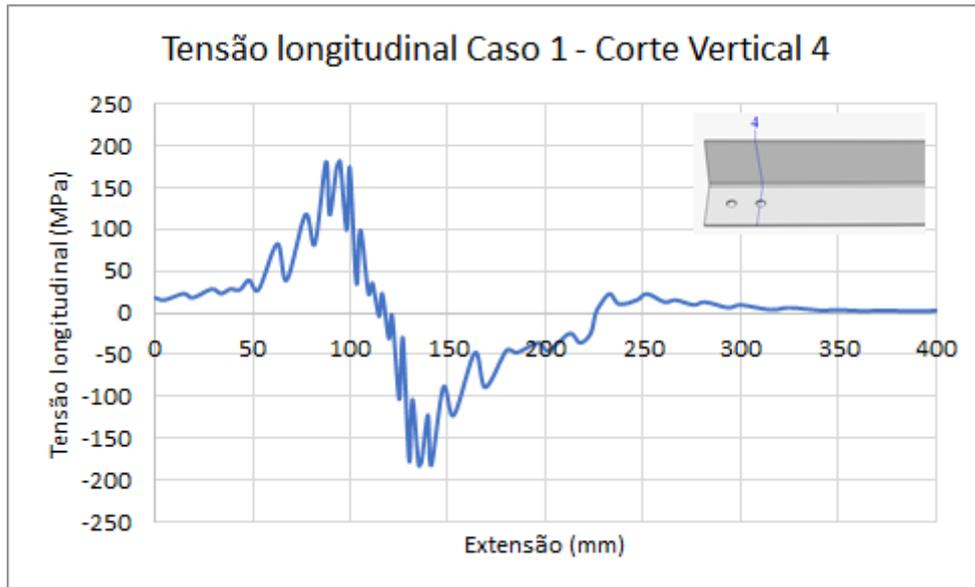


Figura 7.10 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 1 (cantoneira B221).

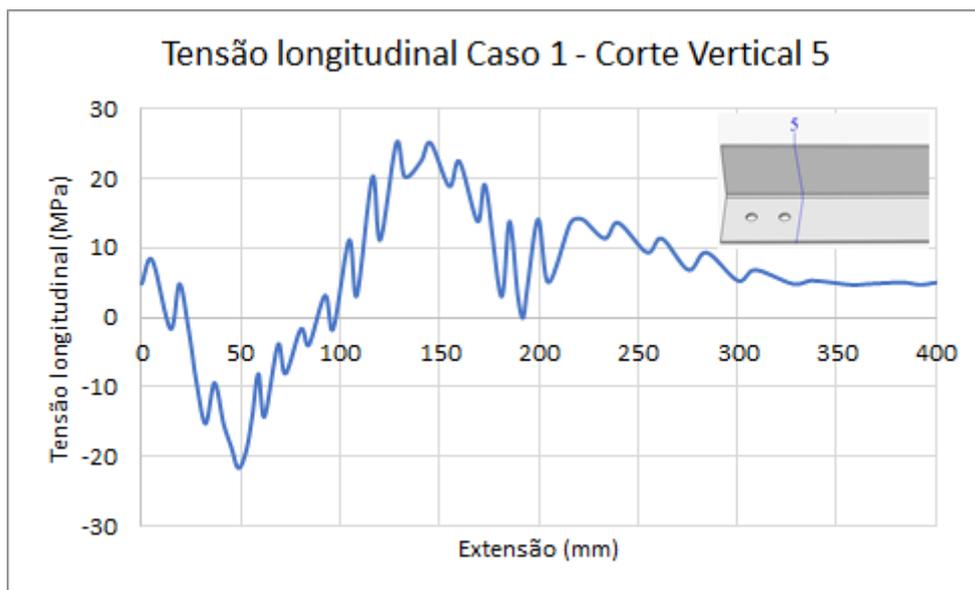


Figura 7.11 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 1 (cantoneira B221).

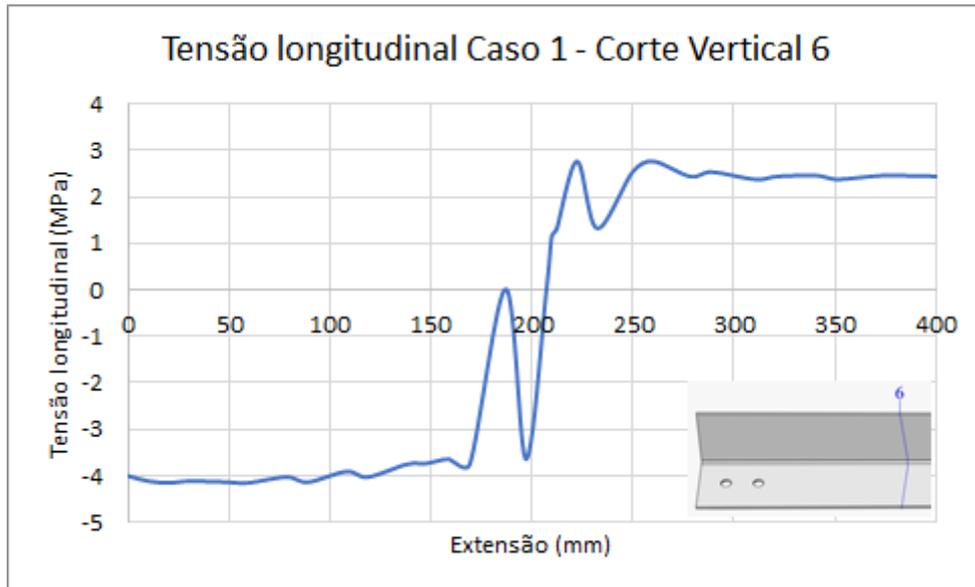


Figura 7.12 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 1 (cantoneira B221).

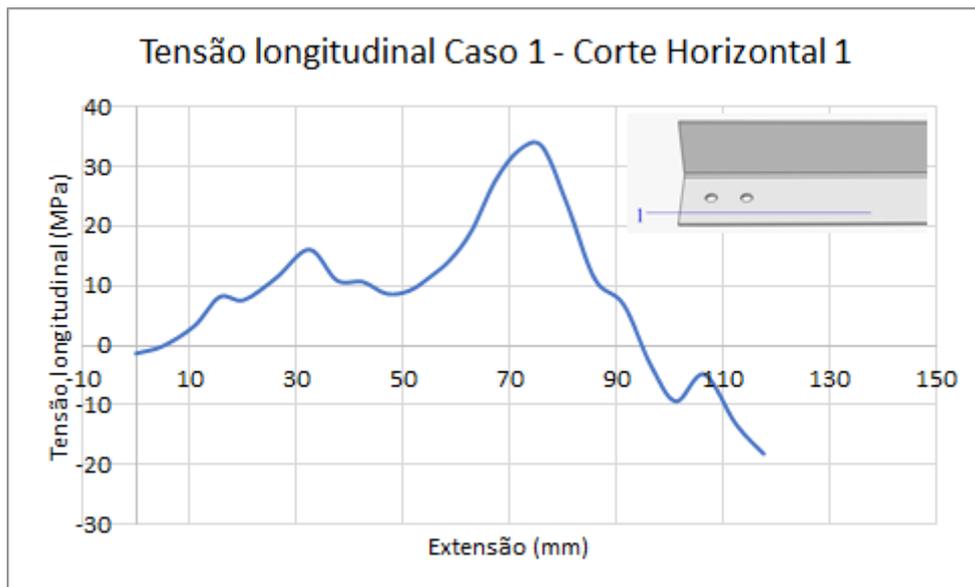


Figura 7.13 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 1 (cantoneira B221).

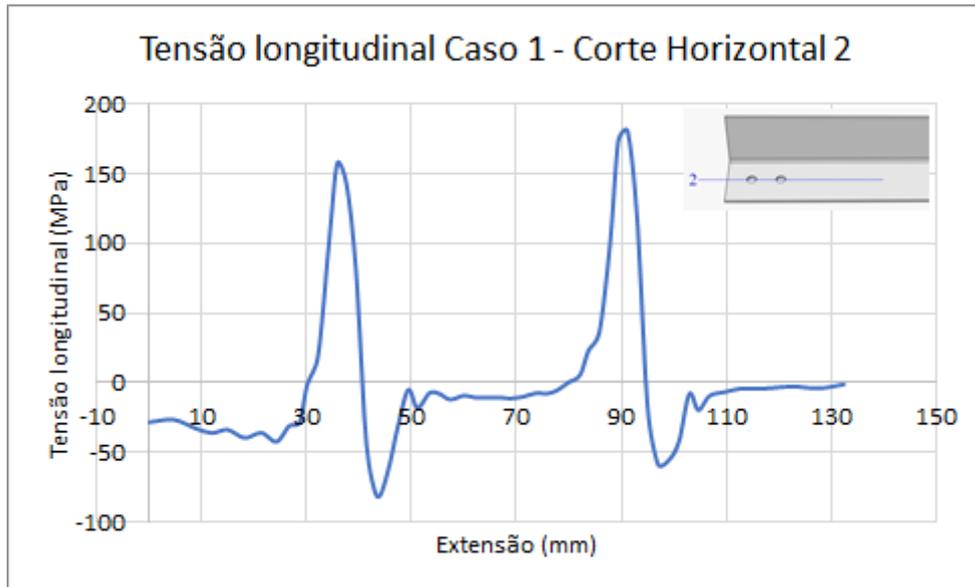


Figura 7.14 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 1 (cantoneira B221).

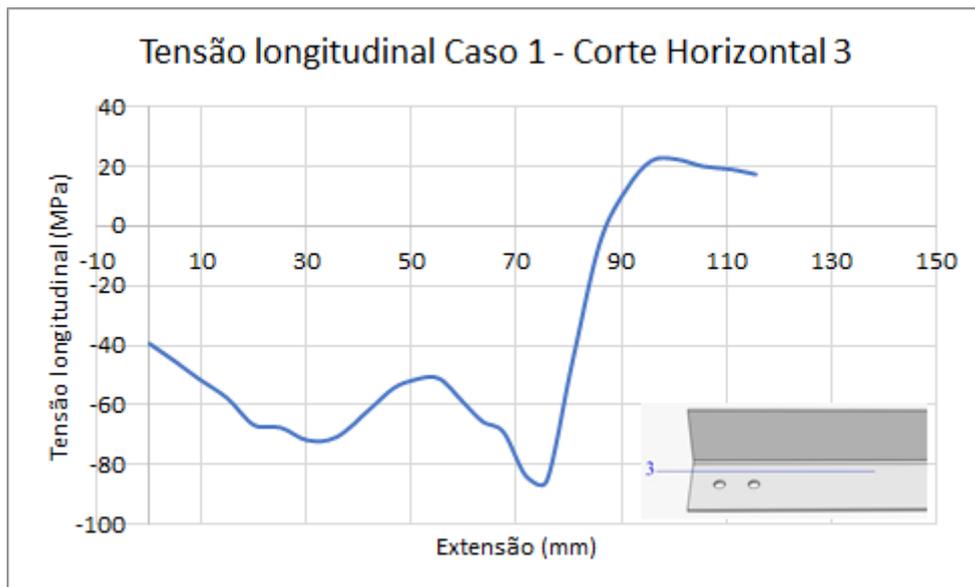


Figura 7.15 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 1 (cantoneira B221).

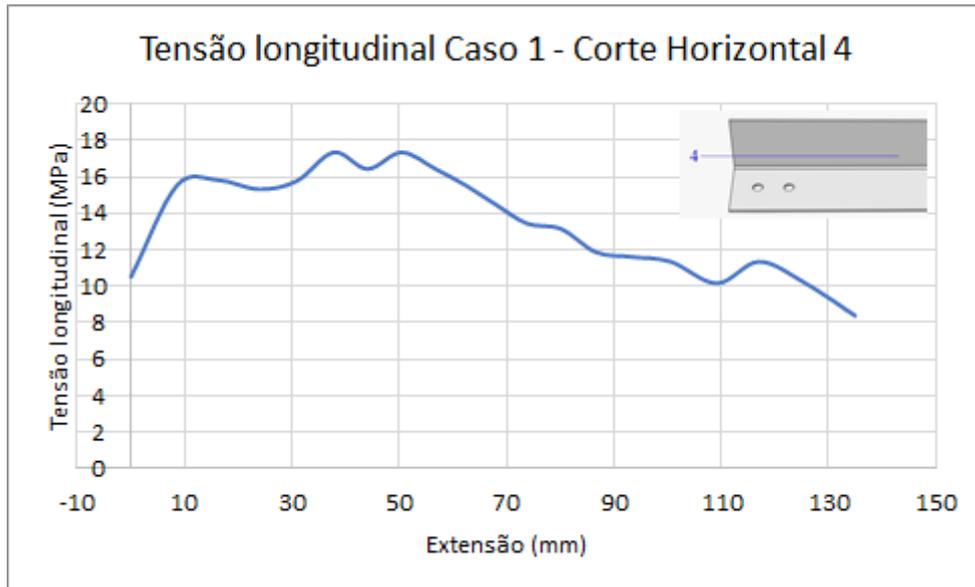


Figura 7.16 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 1 (cantoneira B221).

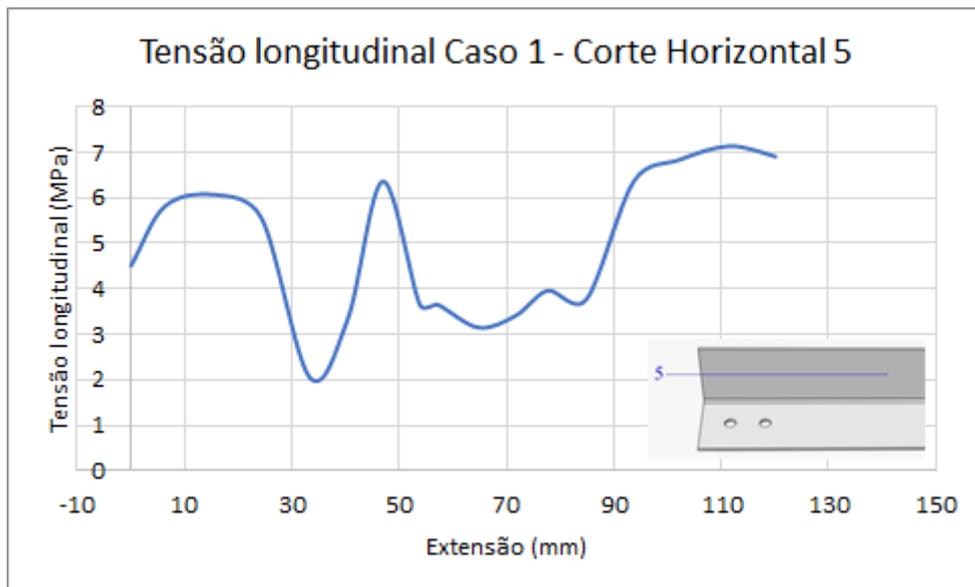


Figura 7.17 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 1 (cantoneira B221).

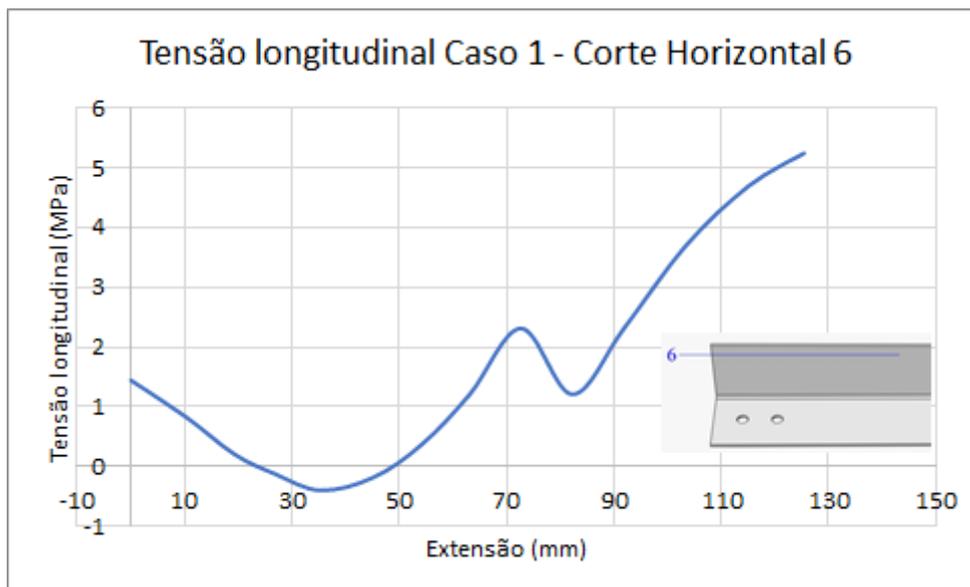


Figura 7.18 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 1 (cantoneira B221).

Comparando o corte vertical 2 com o corte vertical 4 (cada um passando por um furo), notamos que a tensão é maior no furo mais interno, 157MPa e 173MPa, respectivamente, uma diferença de 10,2% a mais.

Os cortes verticais entre furos apresentam comportamento mais irregular, variando de ponto de tração e compressão, sendo a maior tensão atingida no corte vertical 3 (entre os dois furos), com valor de 32MPa. No entanto, o corte vertical 6 (no meio da cantoneira), apresenta um comportamento mais uniforme, por ser o centro do equilíbrio das tensões.

Podemos perceber no corte horizontal 2 que as tensões aumentam no furo mais interno, sendo, respectivamente, 143MPa e 180MPa, uma diferença de 25% a mais no valor da tensão longitudinal.

Os cortes horizontais mostram que as tensões vão diminuindo gradativamente com o distanciamento dos furos na cantoneira.

7.1.2. Caso 2

As Figura 7.19, Figura 7.20 e Figura 7.21 e apresentam as tensões de Von Mises nas seções 1, 2 e 3, respectivamente, da cantoneira B231, mostrando a imagem da distribuição das tensões no modelo numérico e o gráfico com os valores das tensões na linha de cada furo.

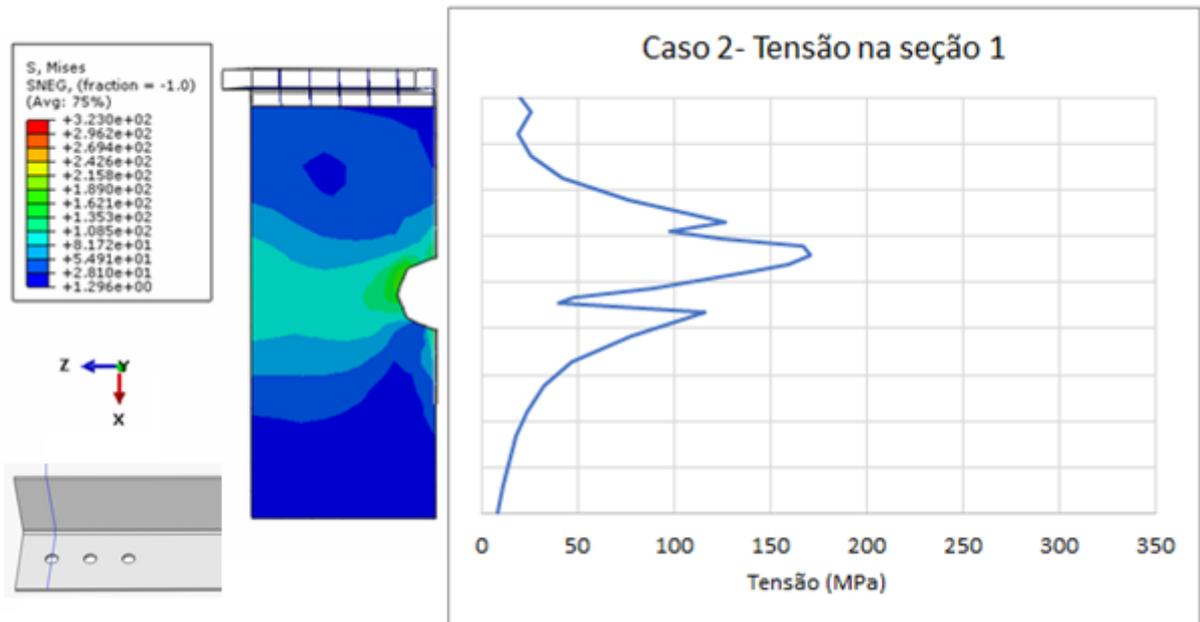


Figura 7.19 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 2 (cantoneira B231).

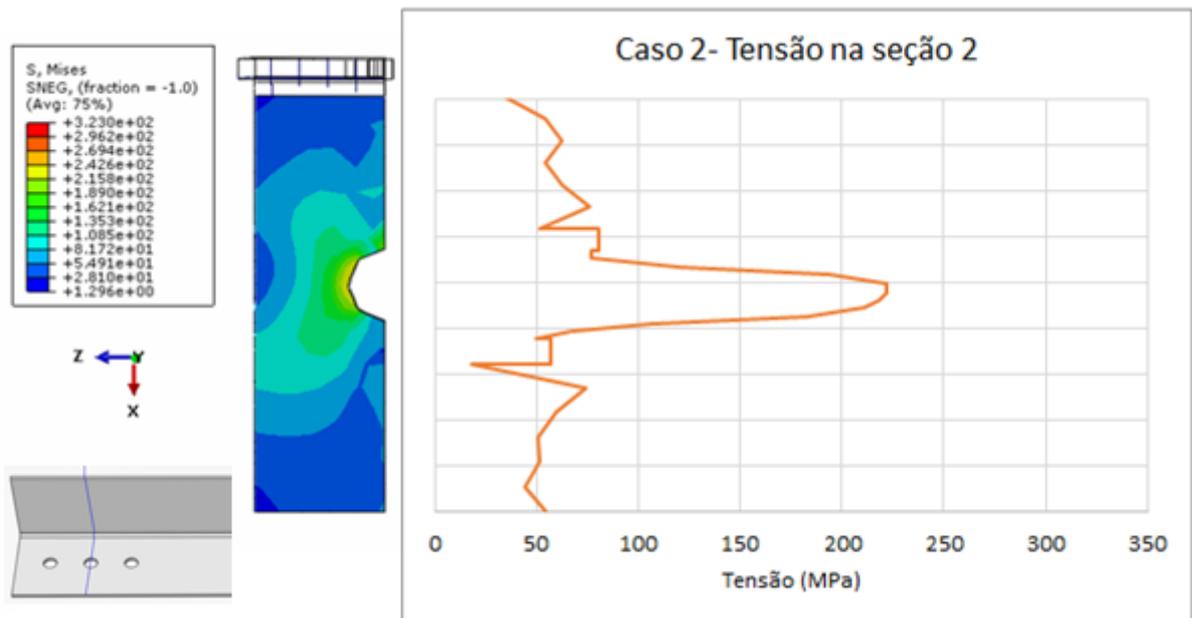


Figura 7.20 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 2 (cantoneira B231).

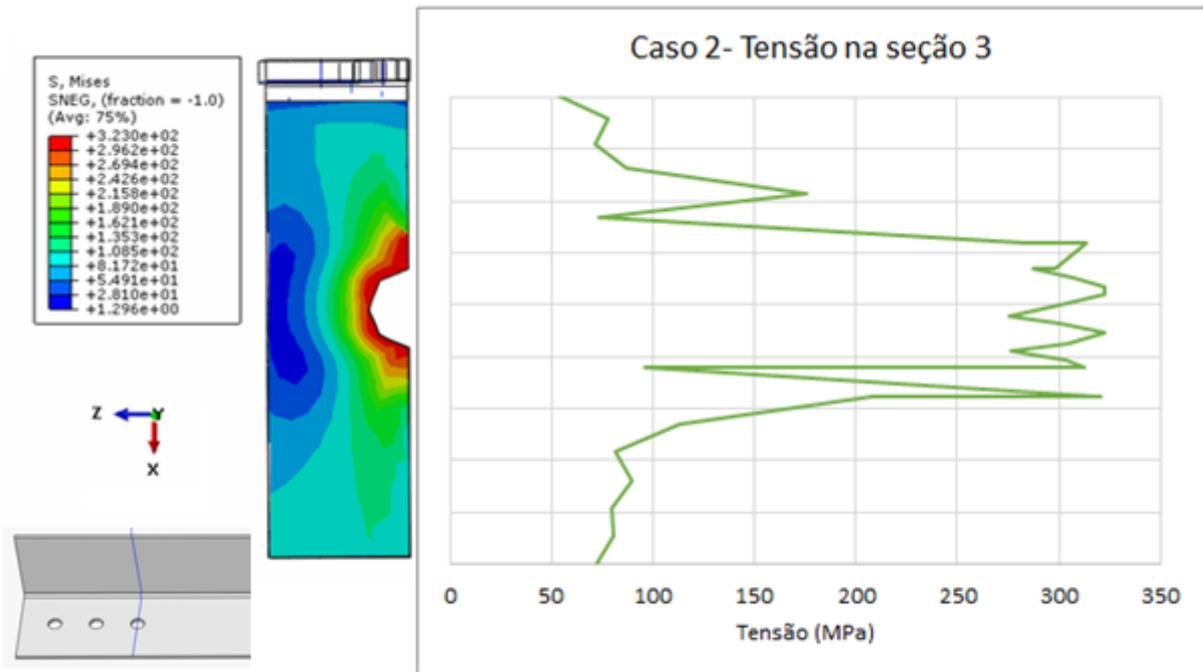


Figura 7.21 - Tensões de Von Misses na seção 3 do Caso 2 (cantoneira B231).

A presença de um furo a mais causa mudanças significativas com relação ao caso anterior. A tensão no furo 1 reduz significativamente, ficando com uma tensão máxima de 323MPa para 170MPa, uma redução de quase 47%, o furo 2 fica com 222MPa, uma redução de 31%, enquanto o Furo 3 fica com a tensão máxima última de 323MPa, como mostra a Tabela 7.2.

Tabela 7.2 - Tensão máxima por furo no Caso 2 (cantoneira B231).

Caso 2

Furo	Tensão máxima (MPa)
1	170
2	222
3	323

Analisando a tensão longitudinal (S12) no momento de deformação elástica, com carga aplicada de 20kN, na cantoneira modelada numericamente no Caso 2 (Figura 7.22), foram feitas as seguintes divisões de cortes verticais (Figura 7.23) e horizontais (Figura 7.24).

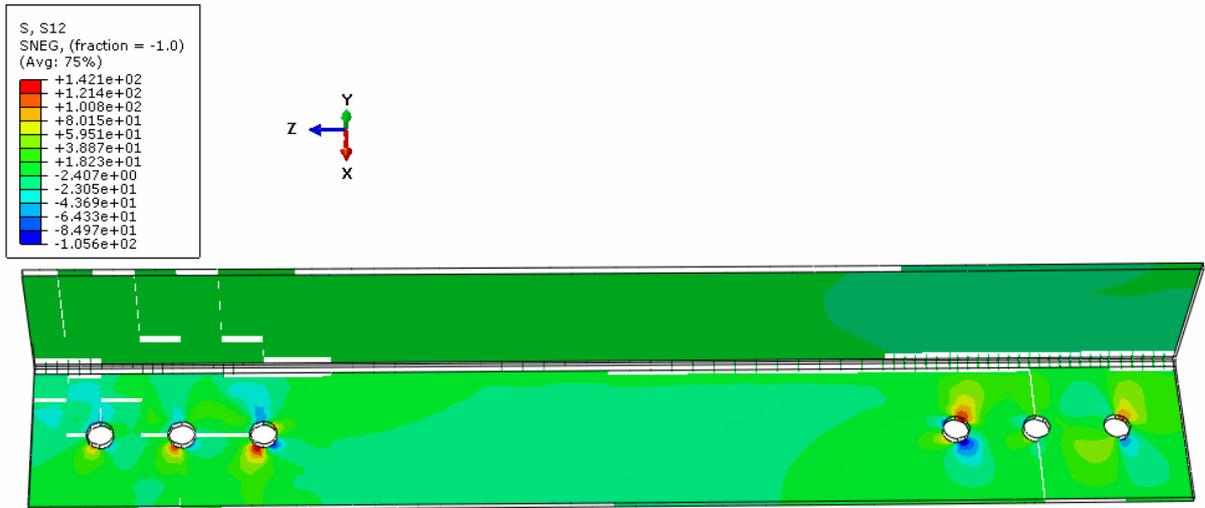


Figura 7.22 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 2 (cantoneira B231).

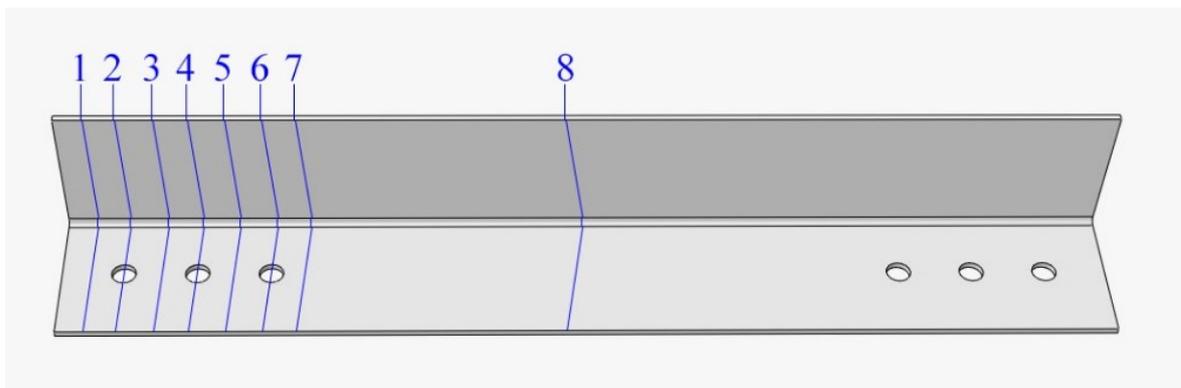


Figura 7.23 - Cortes verticais do Caso 2 (cantoneira B231).

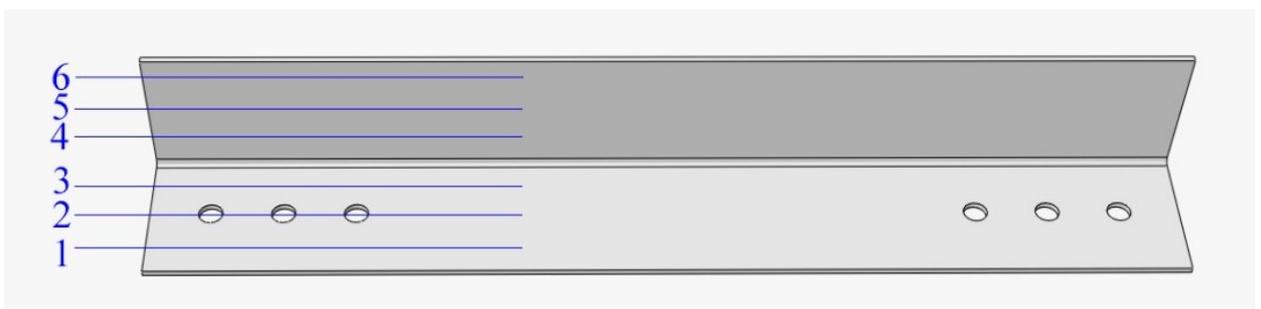


Figura 7.24 - Cortes horizontais do Caso 2 (cantoneira B231).

De acordo com cada corte, foram elaborados os gráficos Figura 7.25 a Figura 7.38, mostrados a baixo.

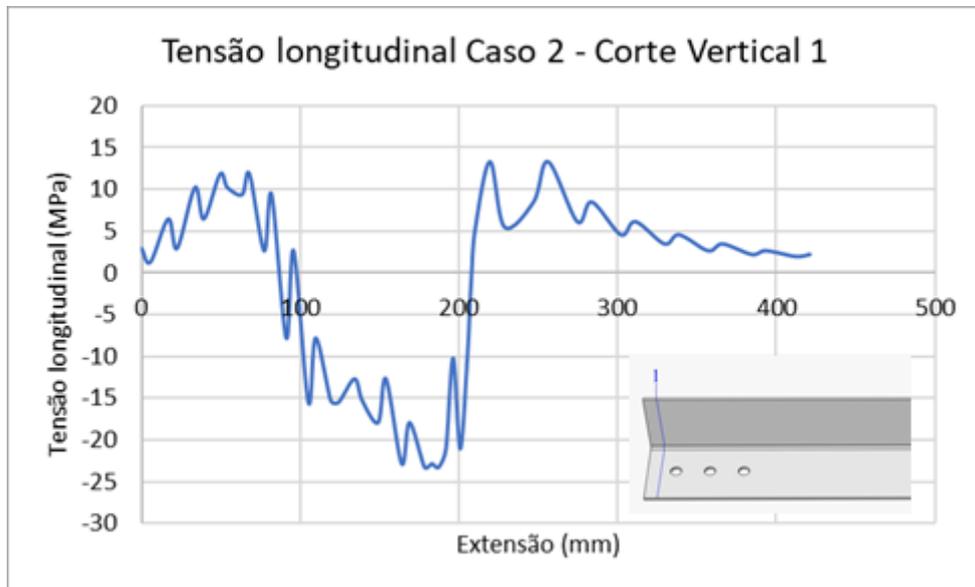


Figura 7.25 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 2 (cantoneira B231).

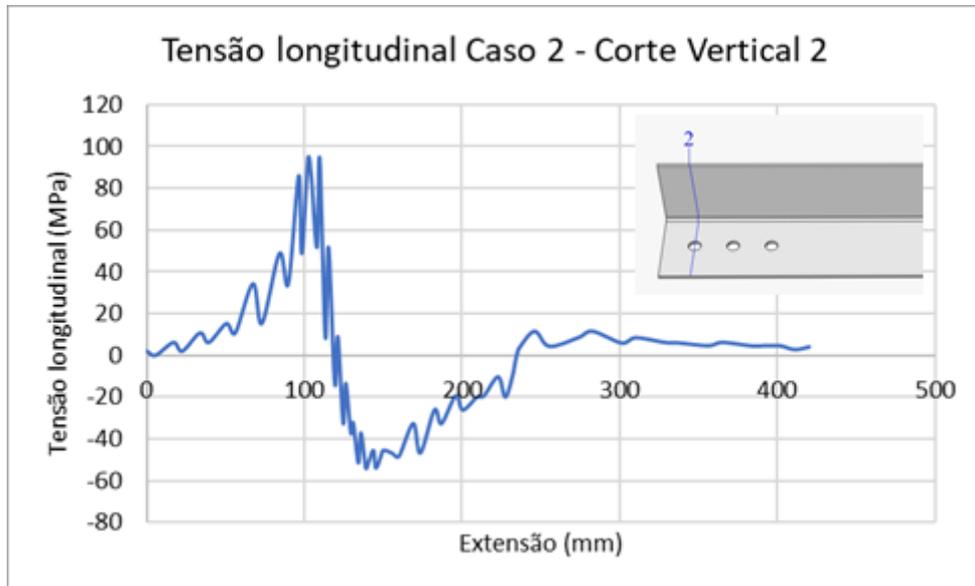


Figura 7.26 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 2 (cantoneira B231).

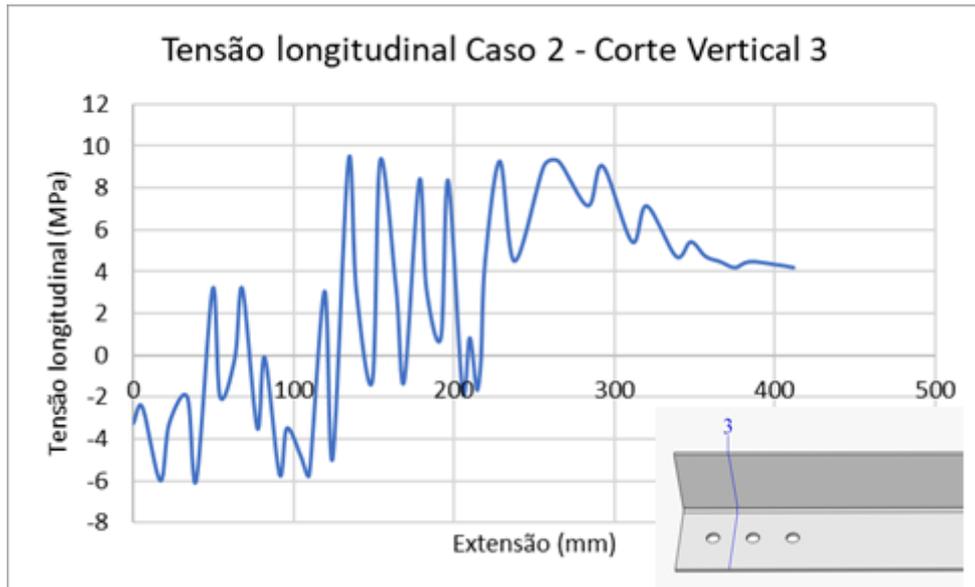


Figura 7.27 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 2 (cantoneira B231).

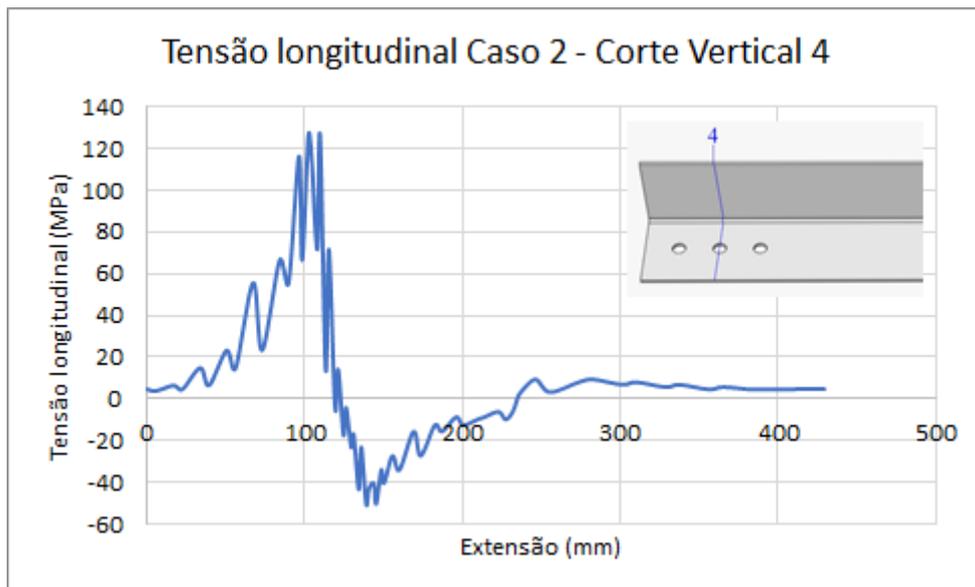


Figura 7.28 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 2 (cantoneira B231).

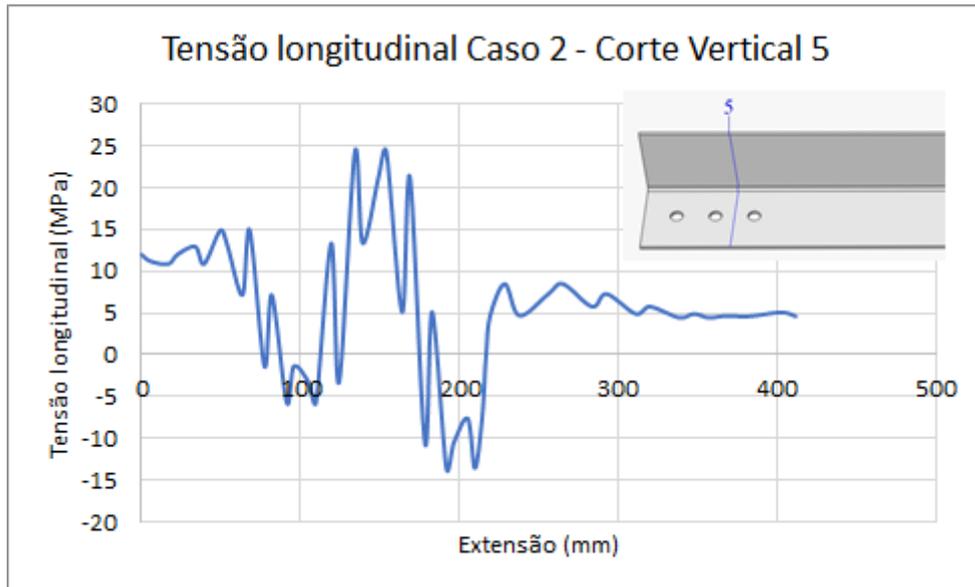


Figura 7.29 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 2 (cantoneira B231).

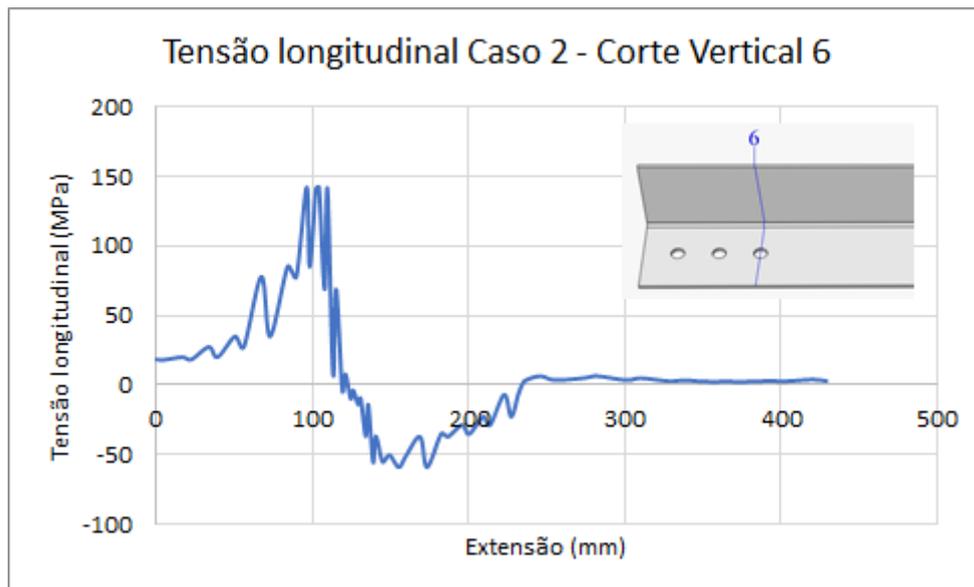


Figura 7.30 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 2 (cantoneira B231).

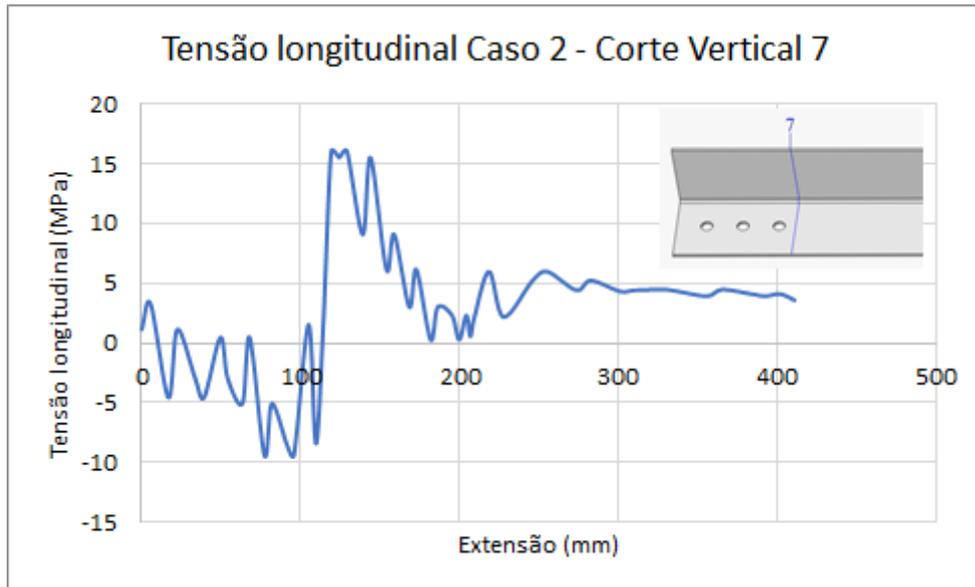


Figura 7.31 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 2 (cantoneira B231).

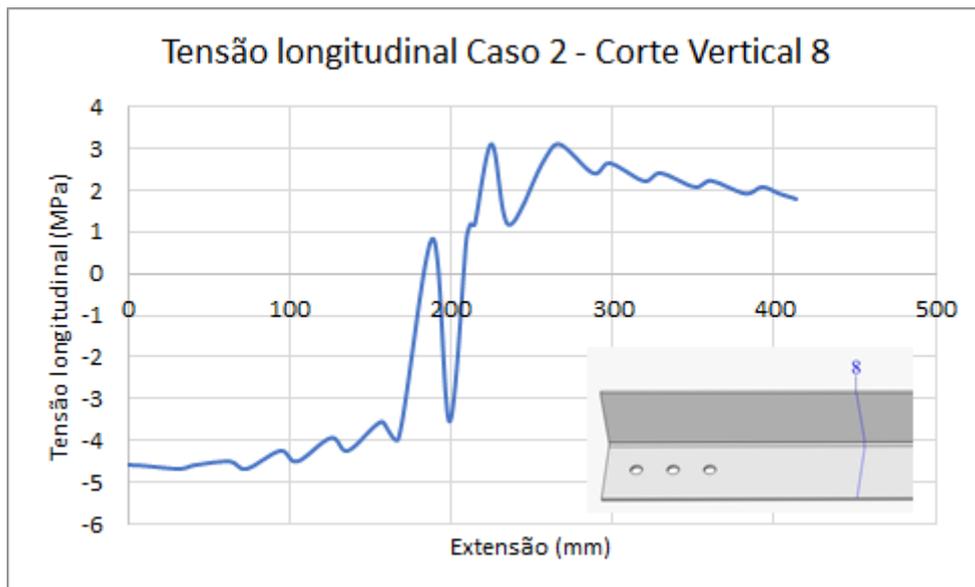


Figura 7.32 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 2 (cantoneira B231).

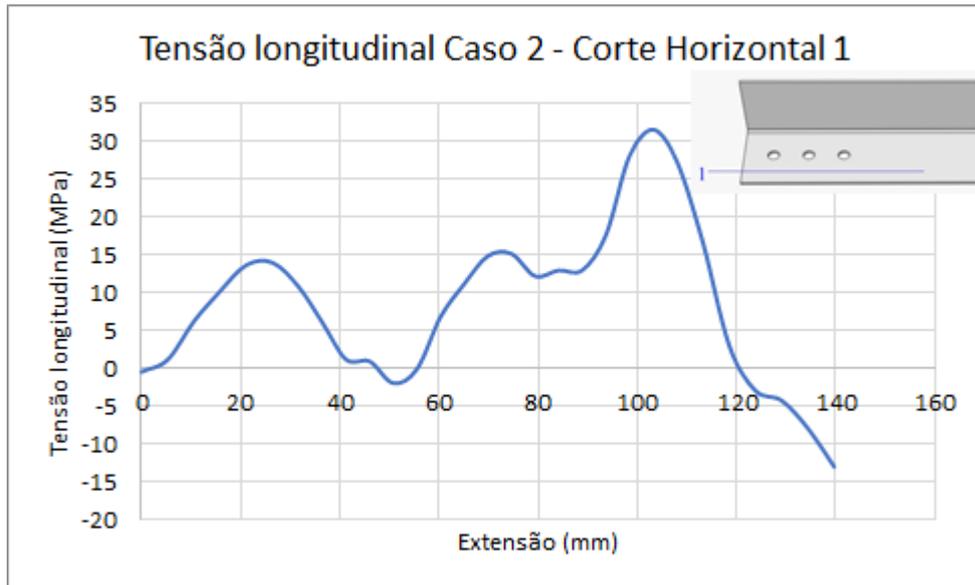


Figura 7.33 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 2 (cantoneira B231).

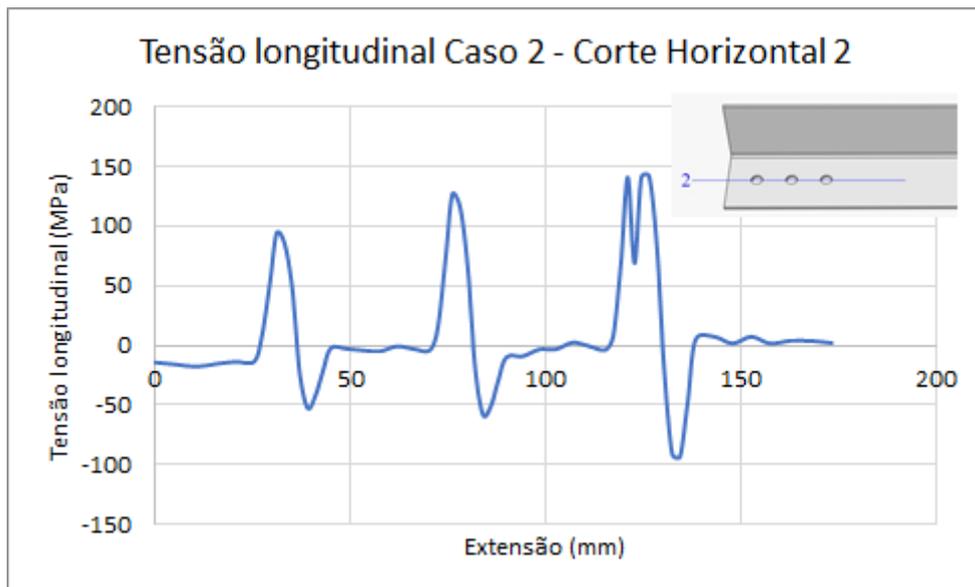


Figura 7.34 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 2 (cantoneira B231).

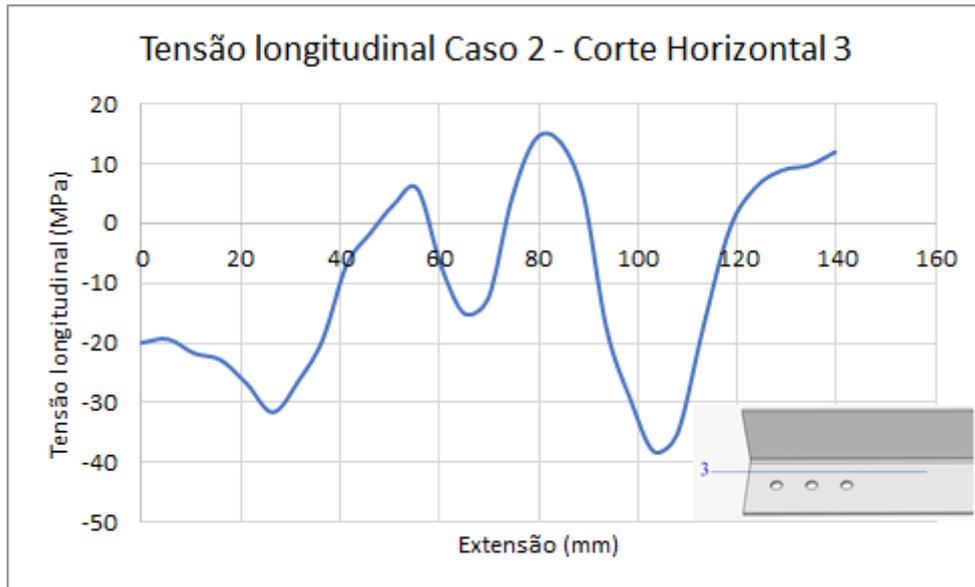


Figura 7.35 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 2 (cantoneira B231).

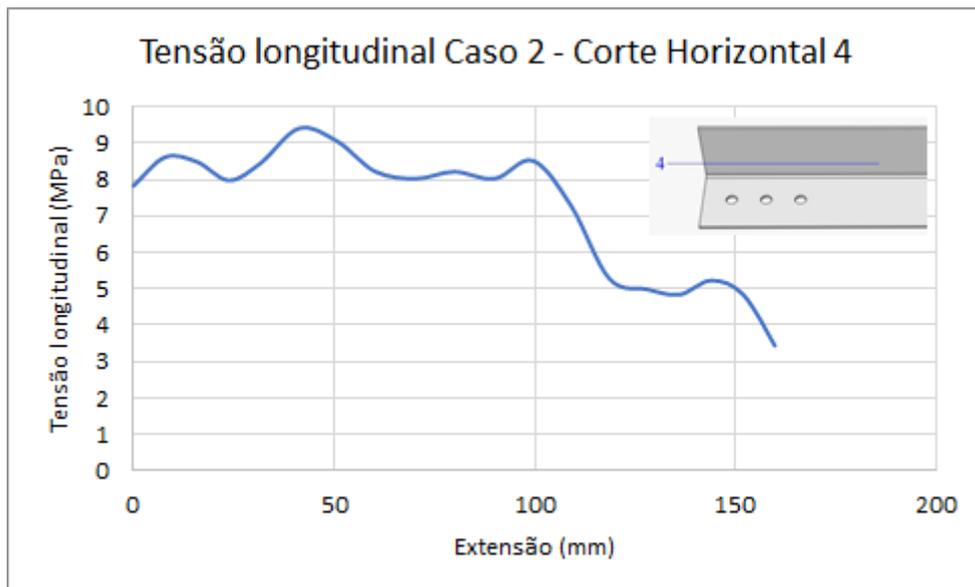


Figura 7.36 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 2 (cantoneira B231).

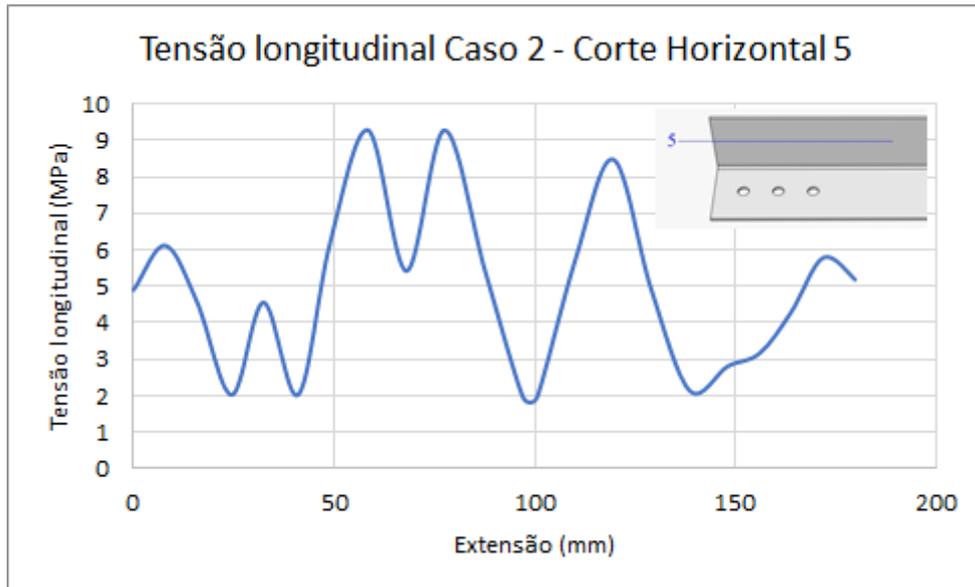


Figura 7.37 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 2 (cantoneira B231).

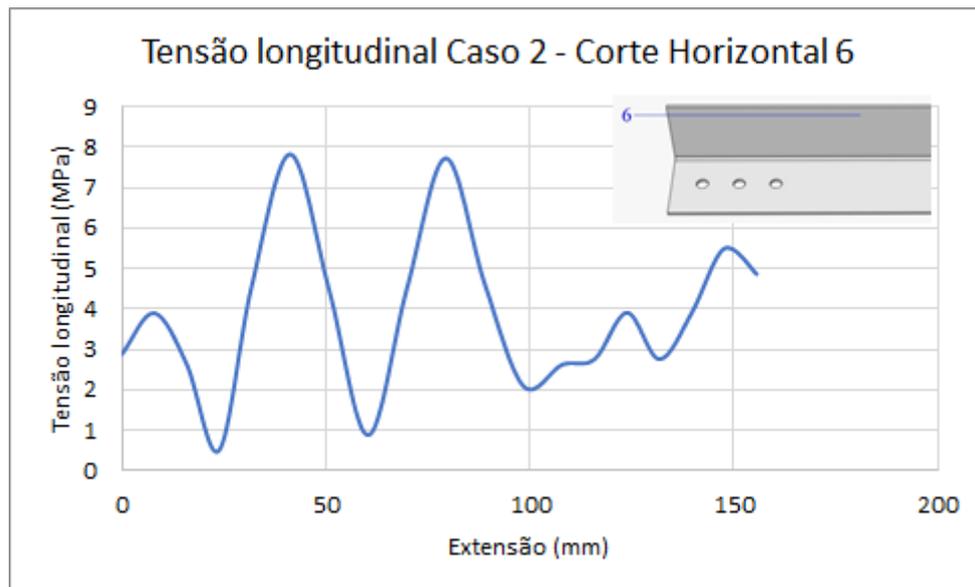


Figura 7.38 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 2 (cantoneira B231).

Comparando o corte vertical 2, com o corte vertical 4 e com o corte vertical 6 (cada um passando por um furo), notamos que a tensão é maior no furo mais interno, 94MPa, 126MPa, 141MPa, respectivamente, uma diferença de 34% a mais do primeiro pro segundo furo e 11% do segundo pro terceiro furo.

Os cortes verticais entre furos apresentam comportamento mais irregular, variando de ponto de tração e compressão, sendo a maior tensão atingida no corte vertical 3 (entre dois furos), com

valor de 24MPa. No entanto, o corte vertical 8 (no meio da cantoneira), apresenta um comportamento mais uniforme, por ser o centro do equilíbrio das tensões.

Podemos perceber no corte horizontal 2 que as tensões aumentam no furo mais interno, sendo, respectivamente, 94MPa, 126 MPa e 142MPa, bem semelhante às tensões encontradas nos cortes verticais.

Os cortes horizontais mostram que as tensões vão diminuindo gradativamente com o distanciamento dos furos na cantoneira.

7.1.3. Caso 3

As Figura 7.39, Figura 7.40, Figura 7.41 e Figura 7.42, e apresentam as tensões de Von Mises nas seções 1, 2, 3 e 4, respectivamente, da cantoneira B241, mostrando a imagem da distribuição das tensões no modelo numérico e o gráfico com os valores das tensões na linha de cada furo.

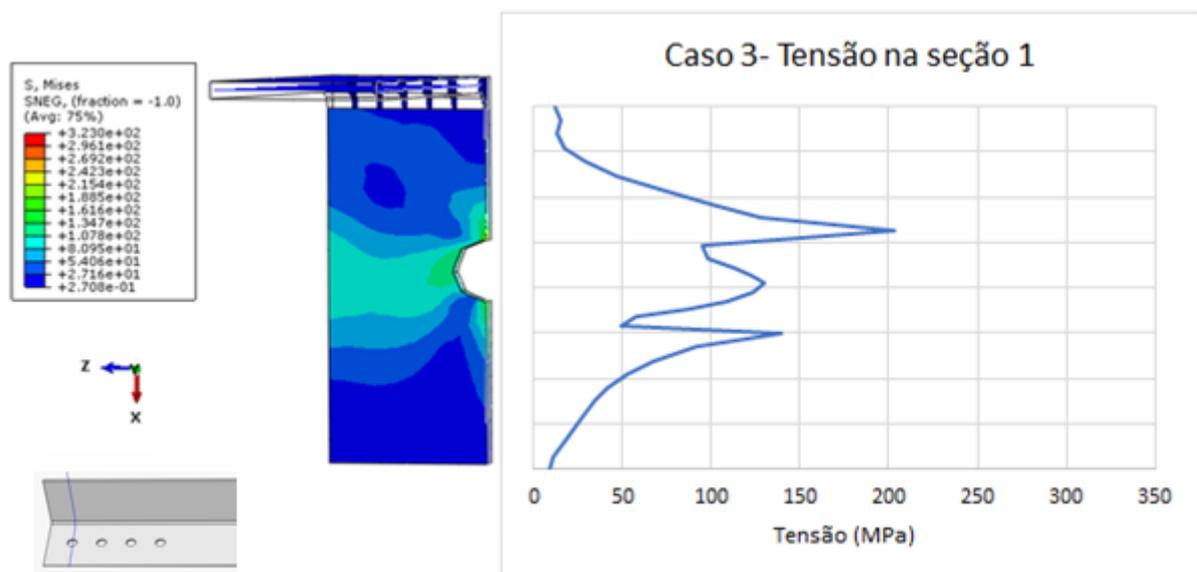


Figura 7.39 - Tensões de Von Mises na seção 1 do Caso 3 (cantoneira B241).

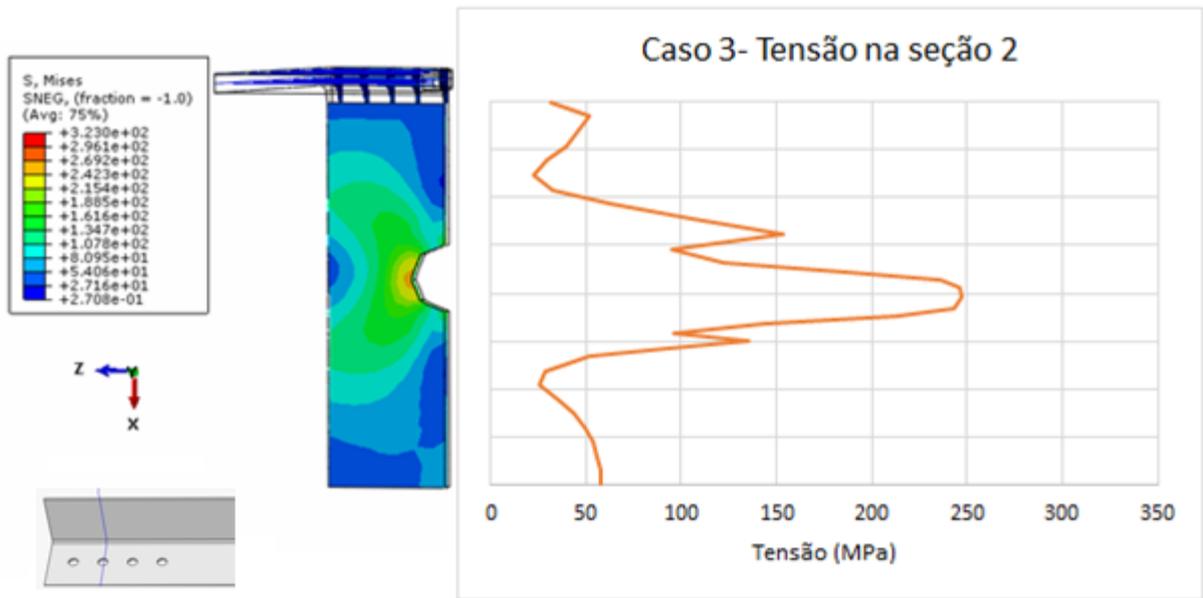


Figura 7.40 - Tensões de Von Misses na seção 2 do Caso 3 (cantoneira B241).

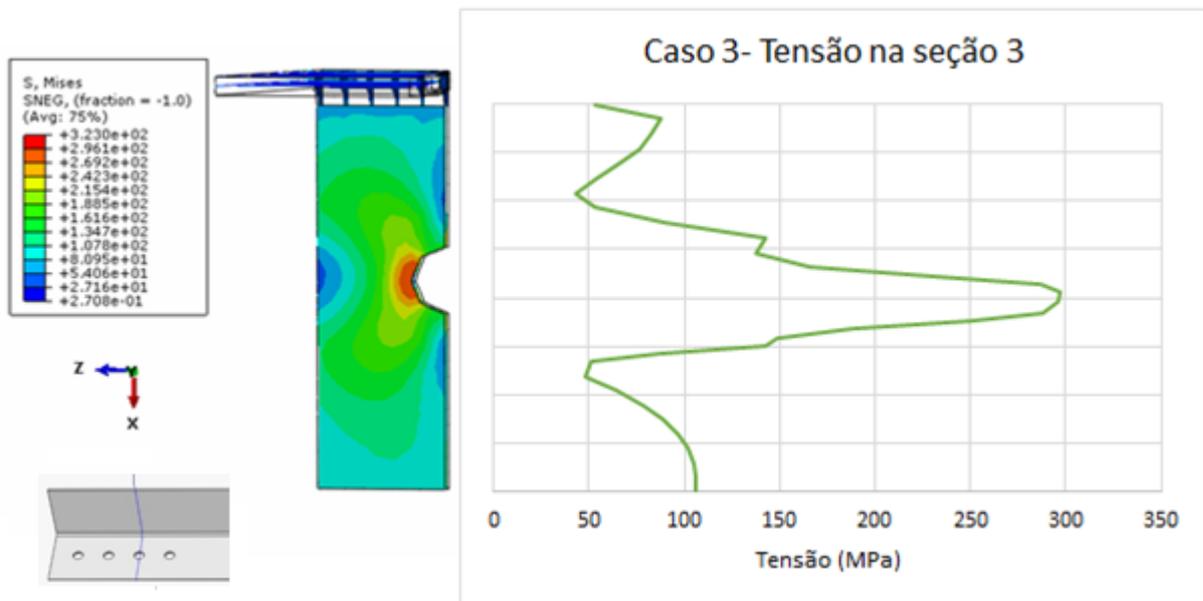


Figura 7.41 - Tensões de Von Misses na seção 3 do Caso 3 (cantoneira B241).

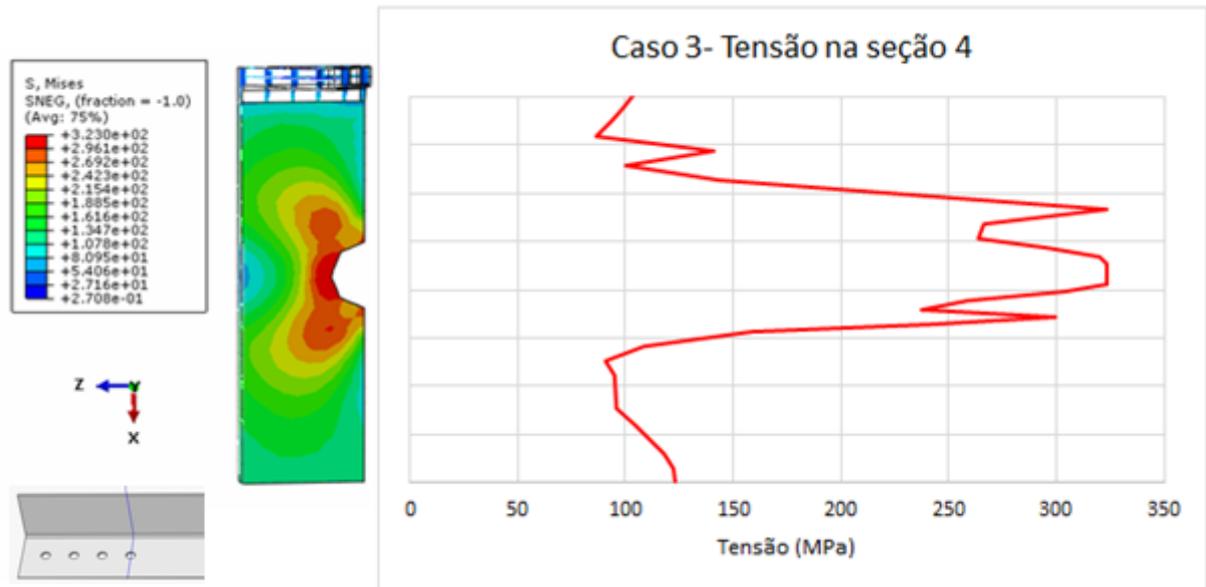


Figura 7.42 - Tensões de Von Misses na seção 4 do Caso 3 (cantoneira B241).

O quarto furo distribui ainda mais as tensões nos demais orifícios quando comparado aos demais casos. O furo 1 fica com tensão máxima de 129MPa, uma redução de 60% e 24% na tensão quando comparada às cantoneiras B221 e B231, respectivamente. O Furo 2 fica com 242MPa de tensão máxima, uma redução de 25% e 9% com relação às cantoneiras B221 e B231, respectivamente. O Furo 3 fica com 296MPa, uma redução de 8% quando comparada como a cantoneira B231. E o Furo 4 fica com a tensão máxima de 323MPa, como mostra a Tabela 7.3.

Tabela 7.3 - Tensão máxima por furo no Caso 3 (cantoneira B241).

Caso 3	
Furo	Tensão máxima (MPa)
1	129
2	242
3	296
4	323

Analisando a tensão longitudinal (S12) no momento de deformação elástica, com carga aplicada de 20kN, na cantoneira modelada numericamente no Caso 3 (Figura 7.43), foram feitas as seguintes divisões de cortes verticais (Figura 7.44) e horizontais (Figura 7.45).

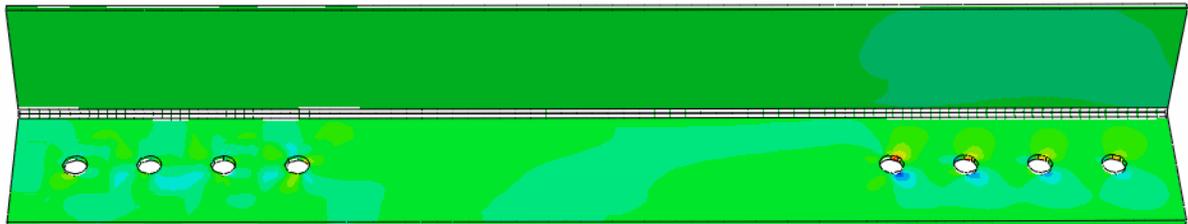
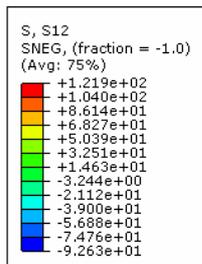


Figura 7.43 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 3 (cantoneira B241).

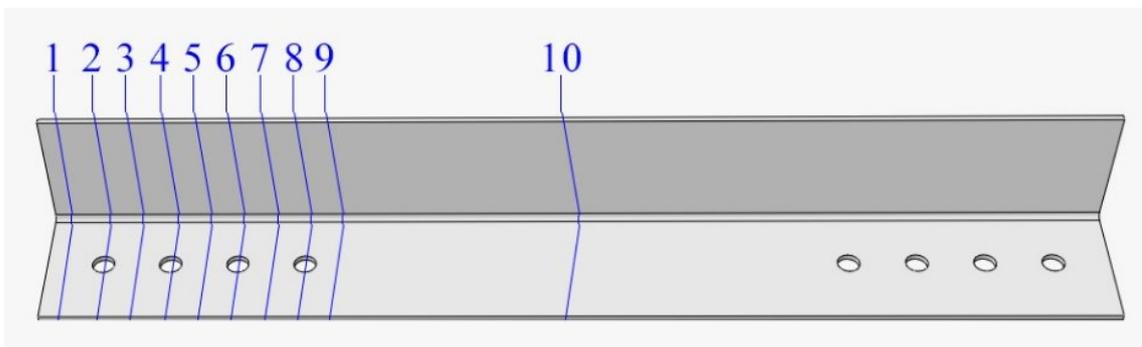


Figura 7.44 - Cortes verticais do Caso 3 (cantoneira B241).

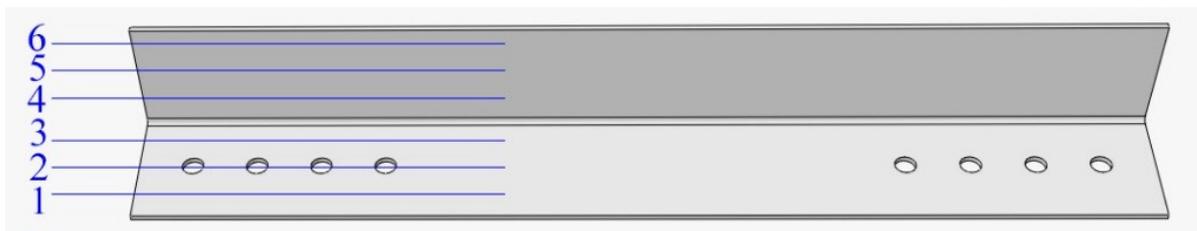


Figura 7.45 - Cortes horizontais do Caso 3 (cantoneira B241).

De acordo com cada corte, foram elaborados os gráficos Figura 7.46 a Figura 7.61, mostrados a baixo.

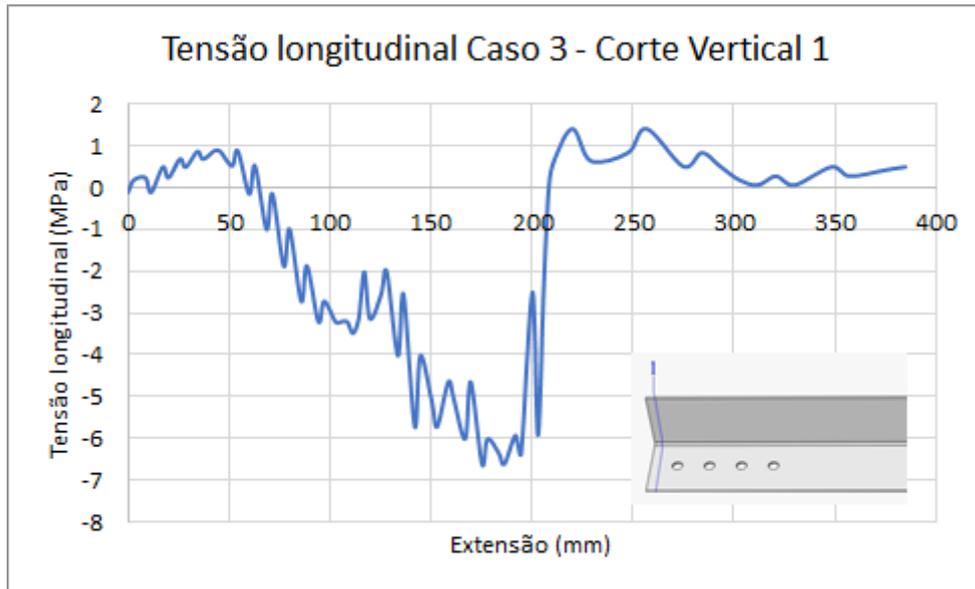


Figura 7.46 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 3 (cantoneira B241).

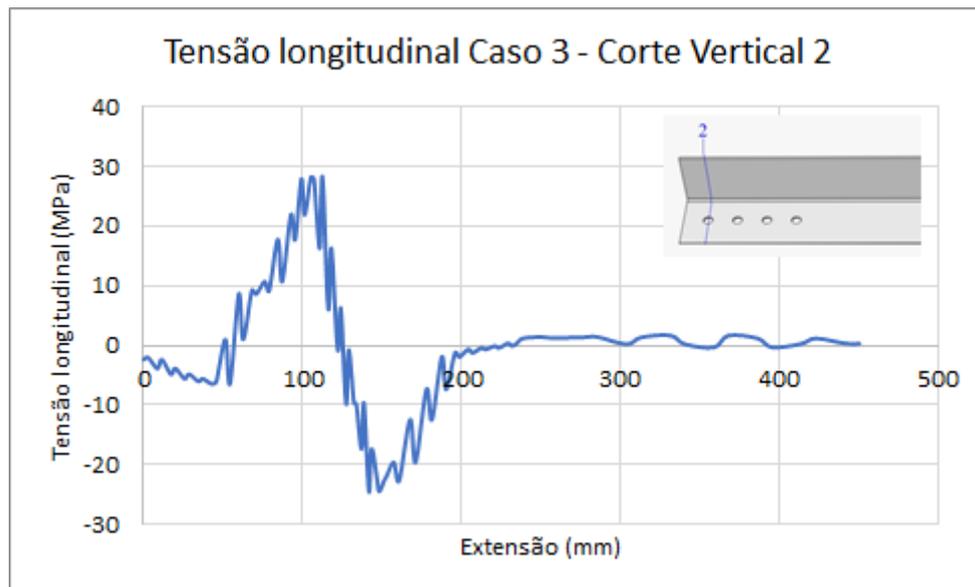


Figura 7.47 – Tensões no corte vertical 2 no Caso 3 (cantoneira B241).

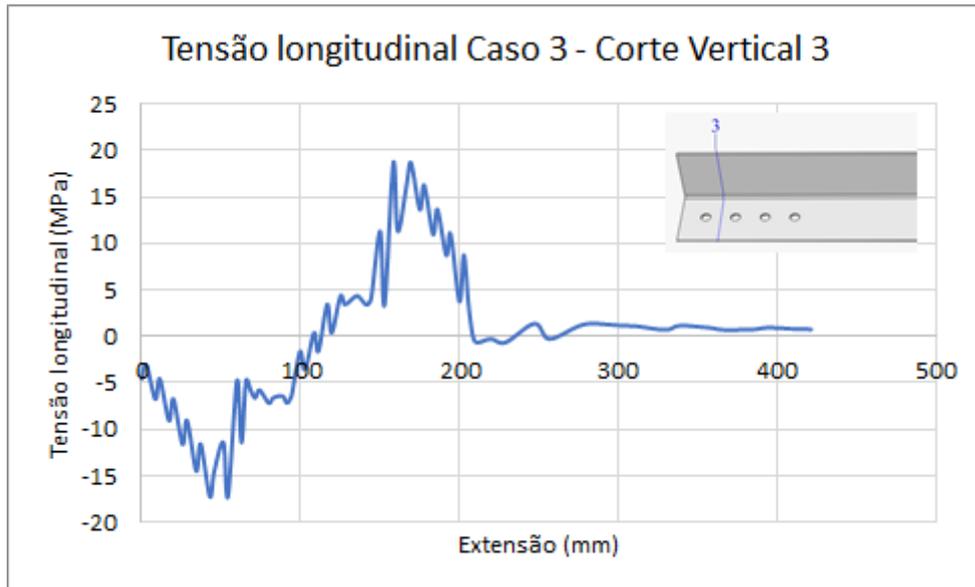


Figura 7.48 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 3 (cantoneira B241).

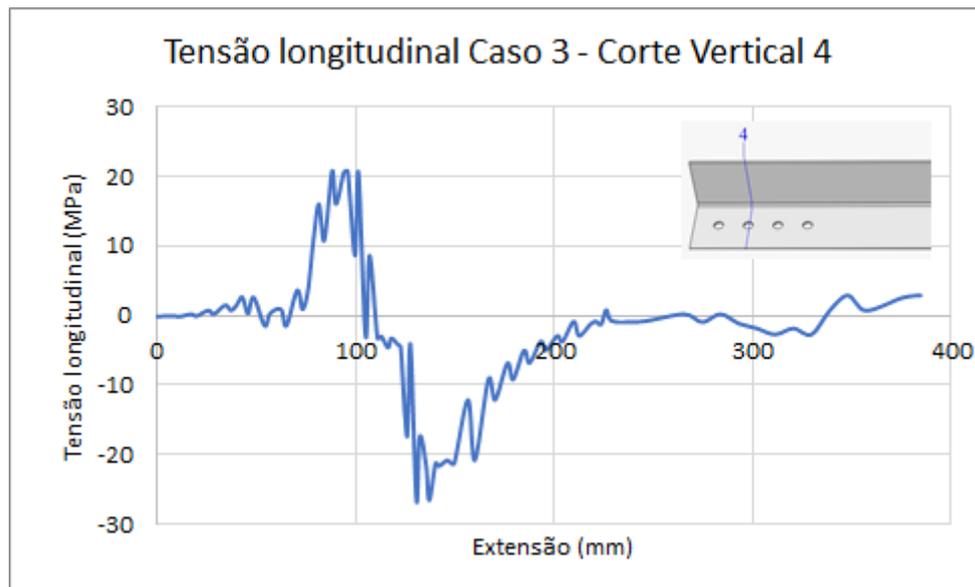


Figura 7.49 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 3 (cantoneira B241).

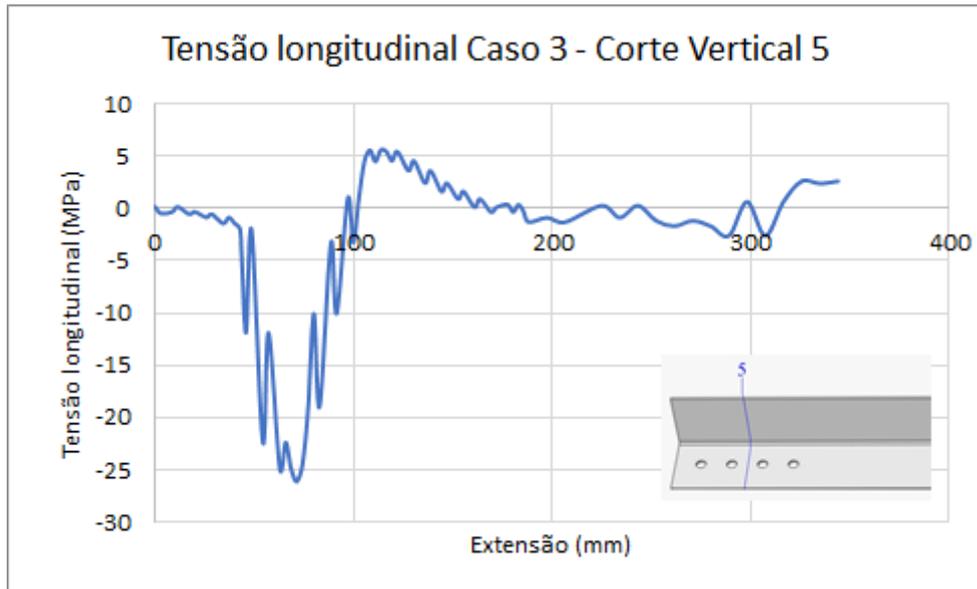


Figura 7.50 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 3 (cantoneira B241).

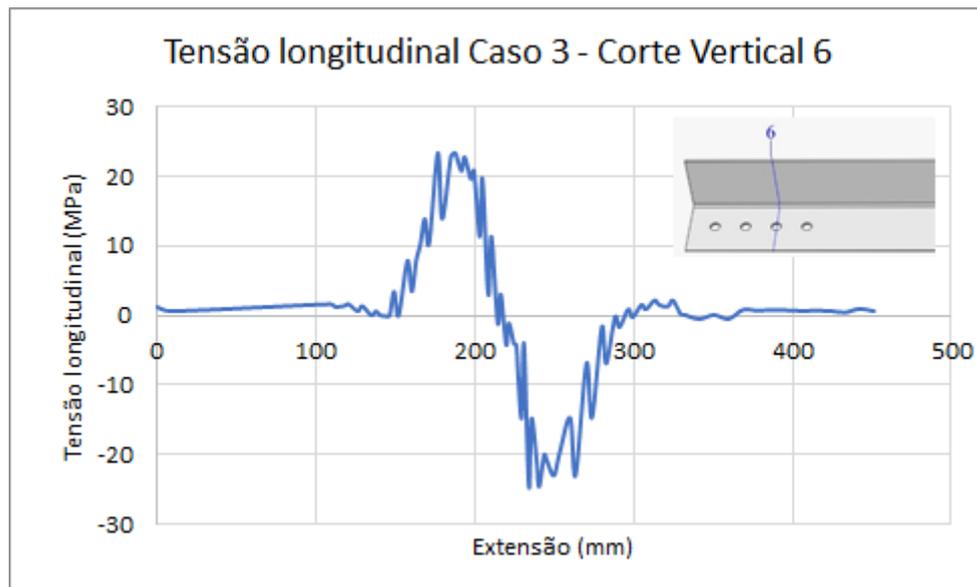


Figura 7.51 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 3 (cantoneira B241).

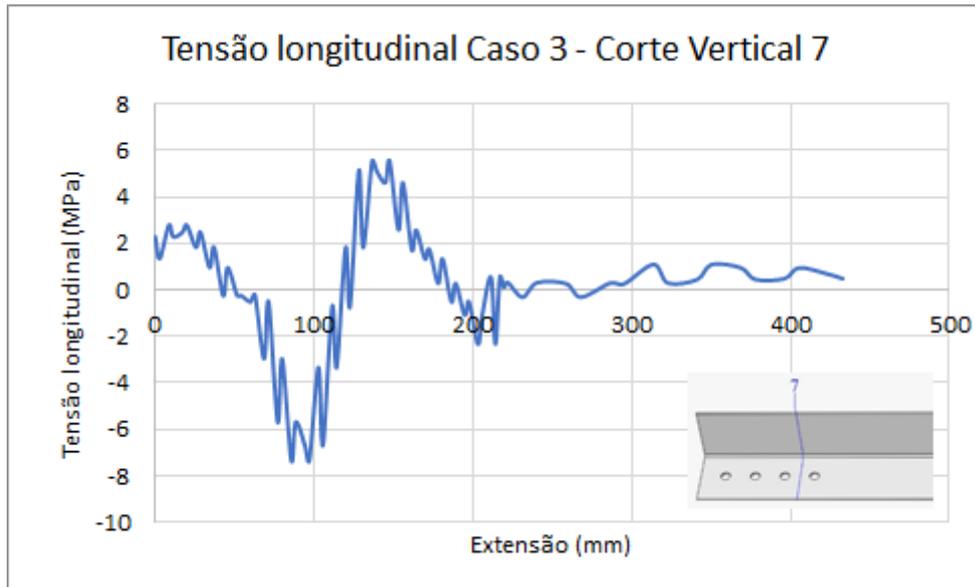


Figura 7.52 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 3 (cantoneira B241).

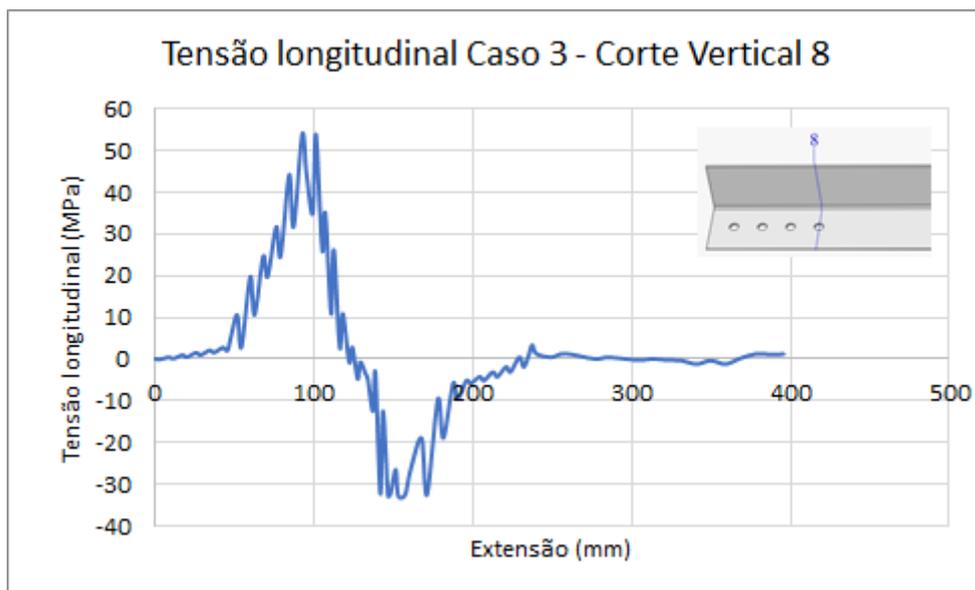


Figura 7.53 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 3 (cantoneira B241).

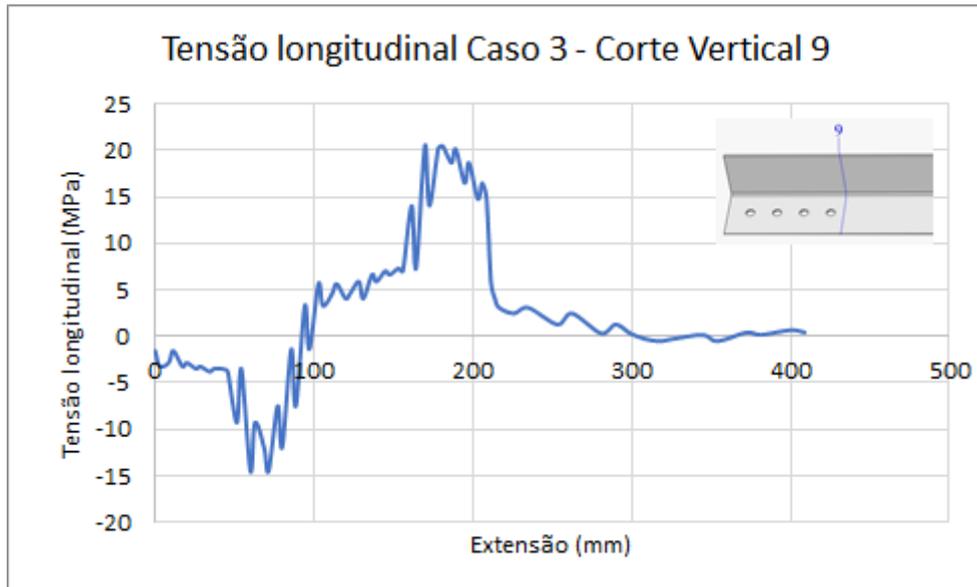


Figura 7.54 - Tensões no corte vertical 9 no Caso 3 (cantoneira B241).

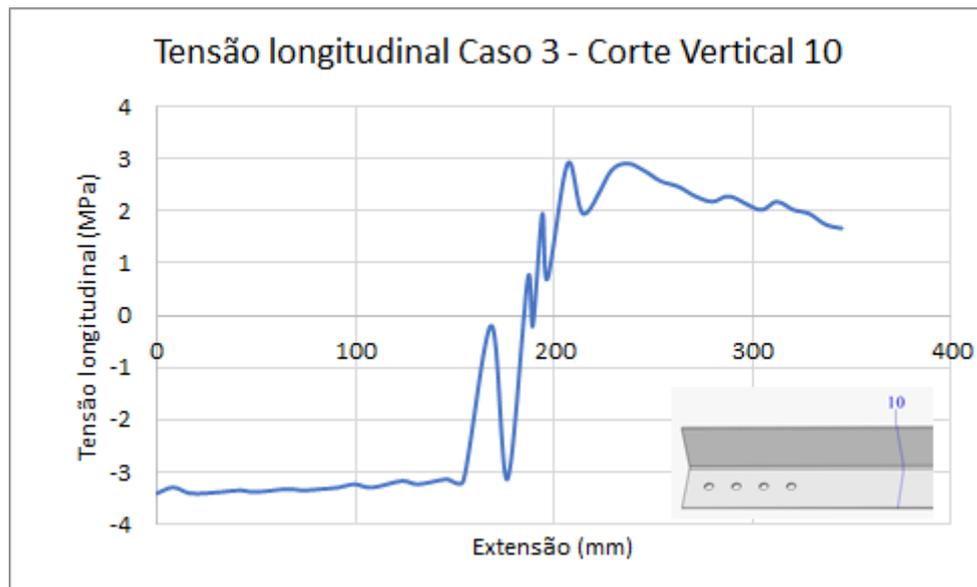


Figura 7.55 - Tensões no corte vertical 10 no Caso 3 (cantoneira B241).

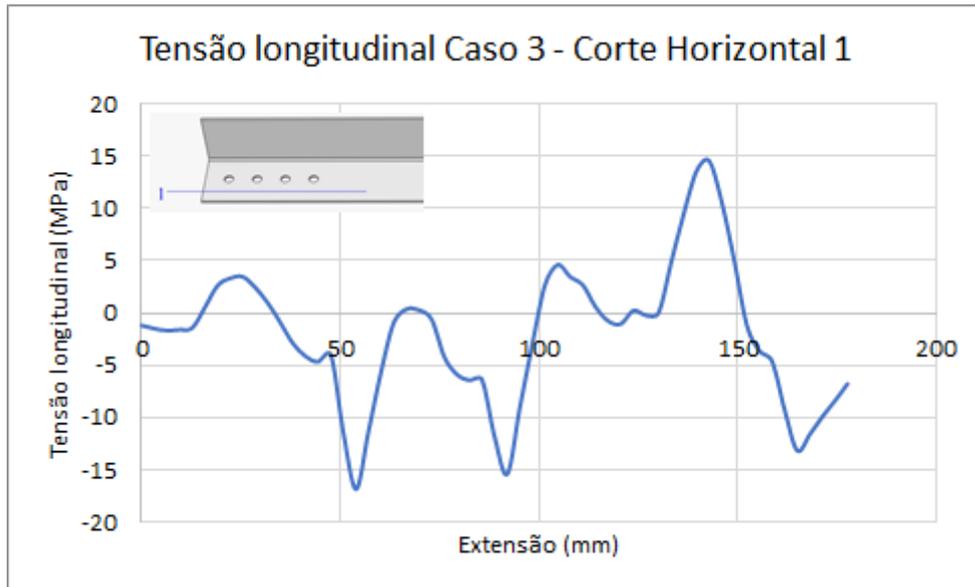


Figura 7.56 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 3 (cantoneira B241).

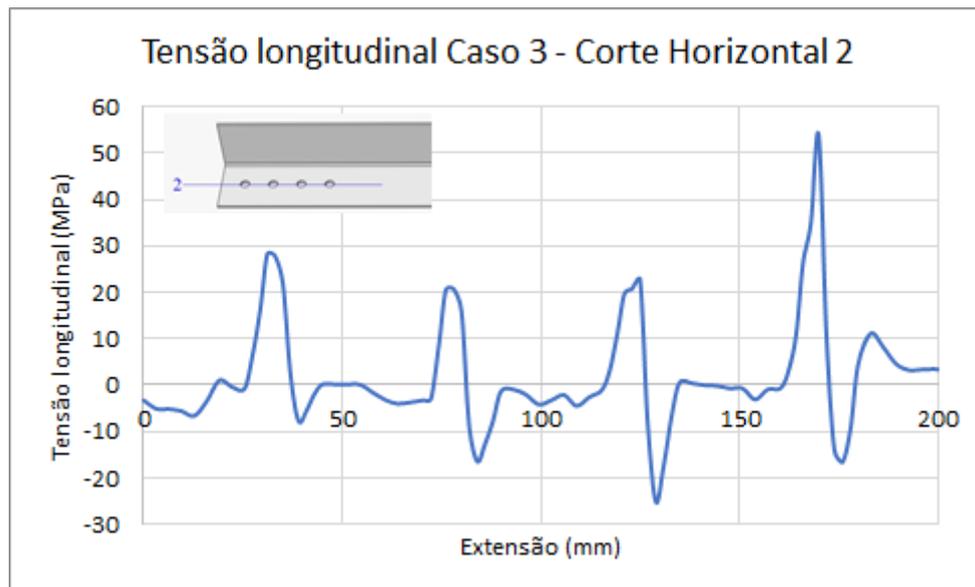


Figura 7.57 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 3 (cantoneira B241).

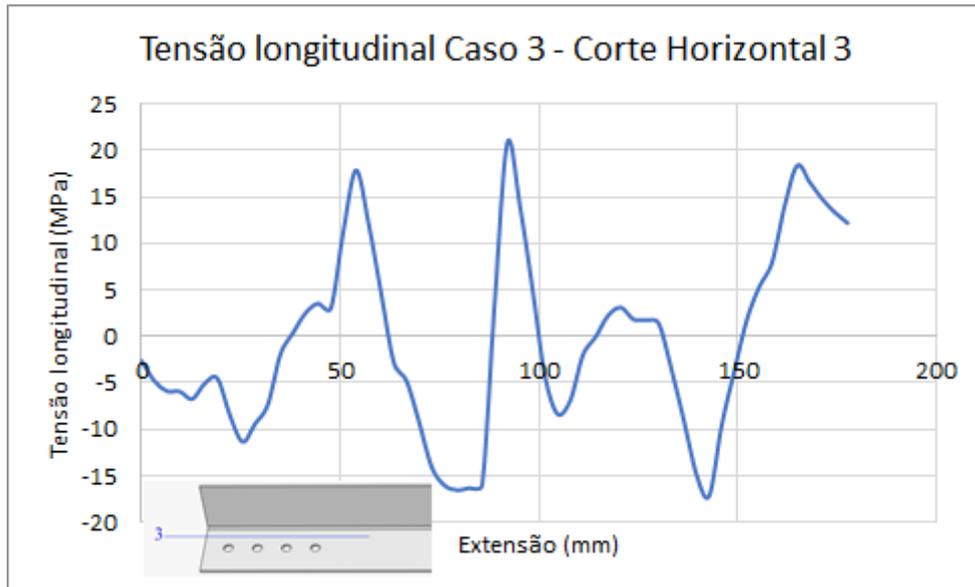


Figura 7.58 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 3 (cantoneira B241).

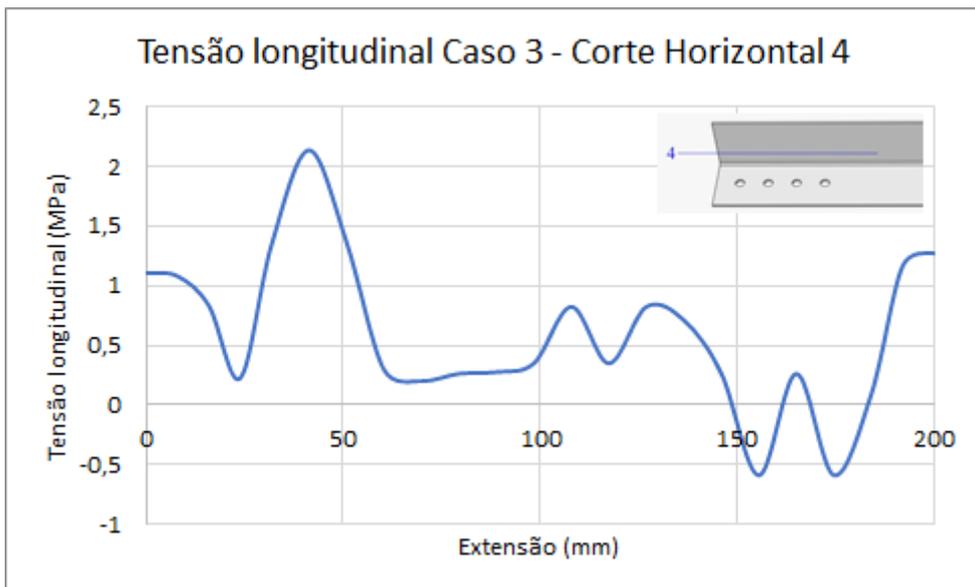


Figura 7.59 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 3 (cantoneira B241).

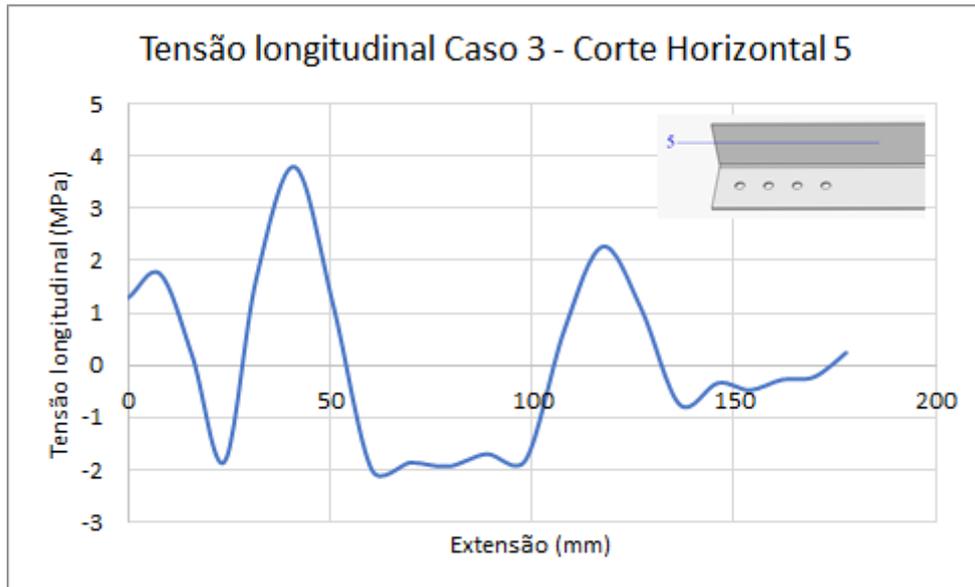


Figura 7.60 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 3 (cantoneira B241).

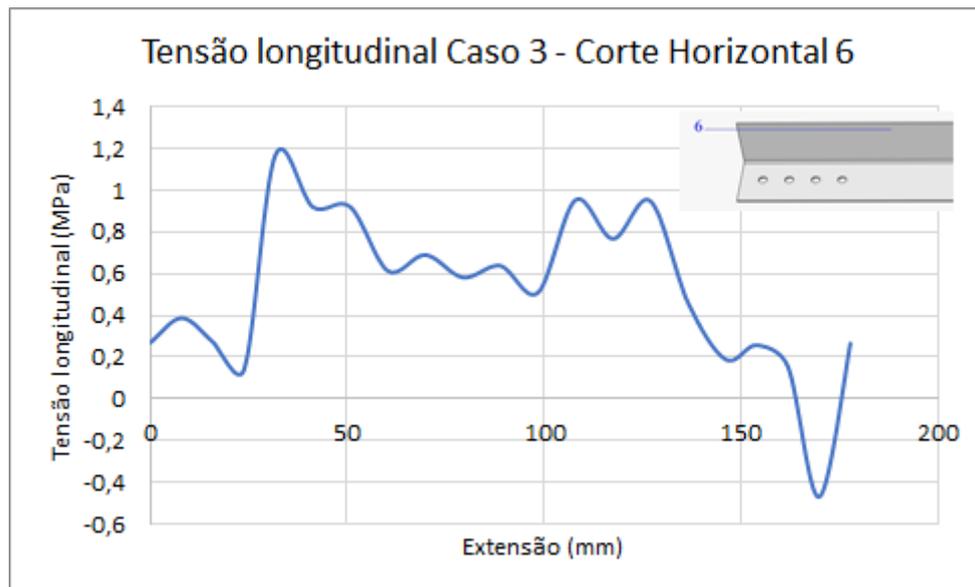


Figura 7.61 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 3 (cantoneira B241).

Comparando os cortes verticais 2, 4, 6 e 8 (cada um passando por um furo), notamos que a tensão é maior no furo mais interno, 28MPa, 20MPa, 23MPa e 54MPa, respectivamente, com uma exceção no primeiro furo, que apresenta tensão maior que o segundo e terceiro furo, a tensão é crescente de dentro para fora, apresentando uma diferença de 92% do primeiro para o quarto furo.

Os cortes verticais entre furos apresentam comportamento mais irregular, variando de ponto de tração e compressão, sendo a maior tensão atingida no corte vertical 3 (entre os dois primeiros furos), com valor de 18MPa. No entanto, o corte vertical 10 (no meio da cantoneira), apresenta um comportamento mais uniforme, por ser o centro do equilíbrio das tensões.

Podemos perceber no corte horizontal 2 que as tensões aumentam no furo mais interno, sendo, respectivamente, 27MPa, 21 MPa, 23 MPa e 54MPa, também apresentando um crescente nas tensões com exceção do primeiro furo.

Os cortes horizontais mostram que as tensões vão diminuindo gradativamente com o distanciamento dos furos na cantoneira.

7.2. CANTONEIRAS COM DUAS LINHAS DE PARAFUSOS

Os furos foram numerados da extremidade para o centro e subdivididos em superior e inferior, sendo analisada apenas a extremidade da cantoneira onde ocorre a aplicação da carga.

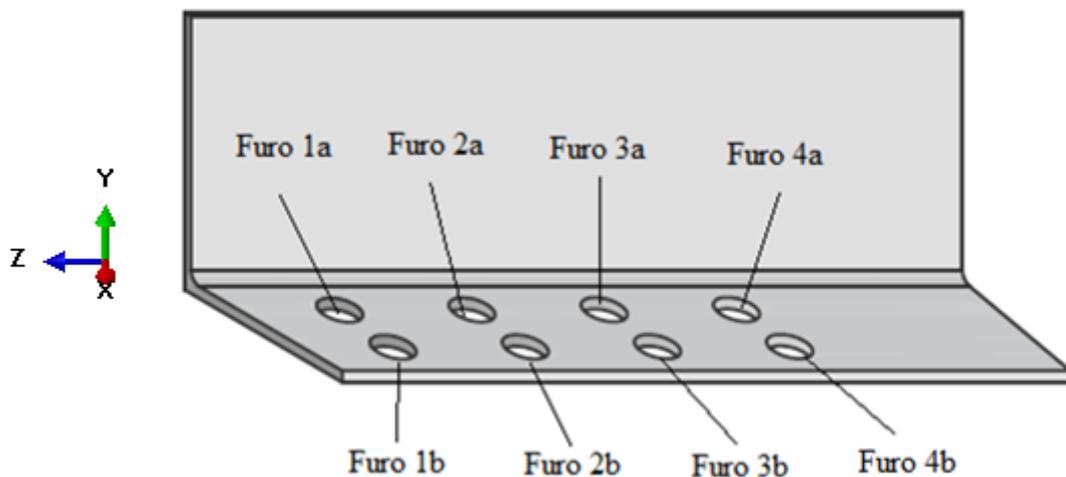


Figura 7.62 - Numeração dos furos na cantoneira.

7.2.1. Caso 4

As Figura 7.63 e Figura 7.64 apresentam as tensões de Von Mises nas seções 1 e 2, respectivamente, da cantoneira B222, mostrando a imagem da distribuição das tensões no modelo numérico e o gráfico com os valores das tensões na linha de cada furo.

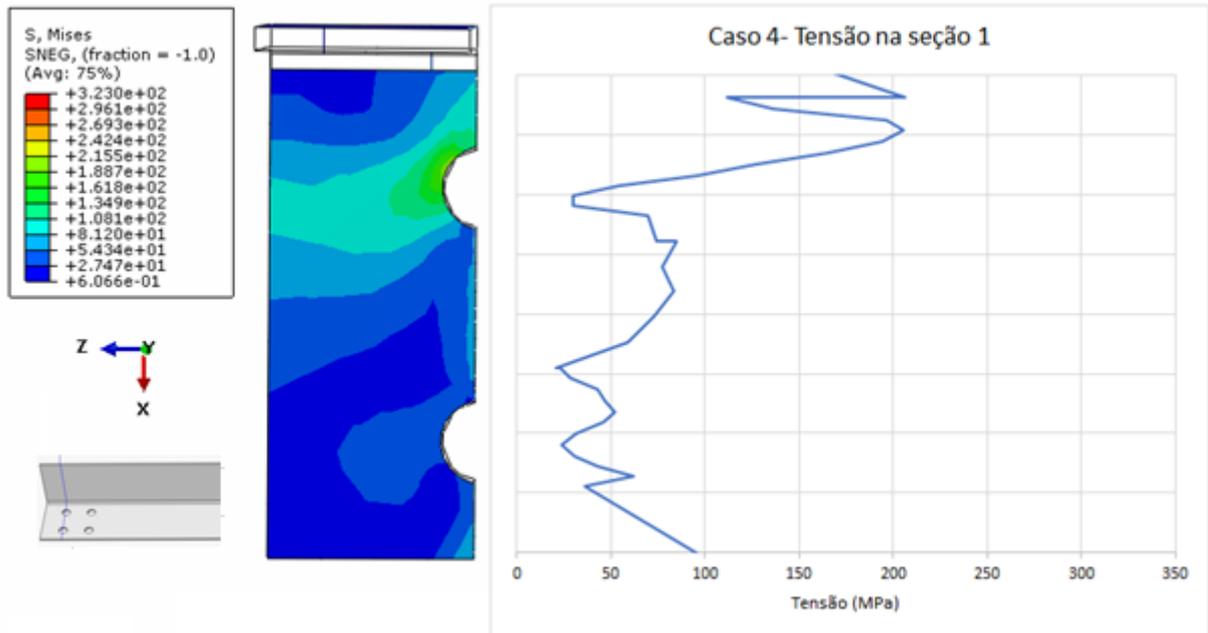


Figura 7.63 - Tensões de Von Mises na seção 1 do Caso 4 (cantoneira B222).

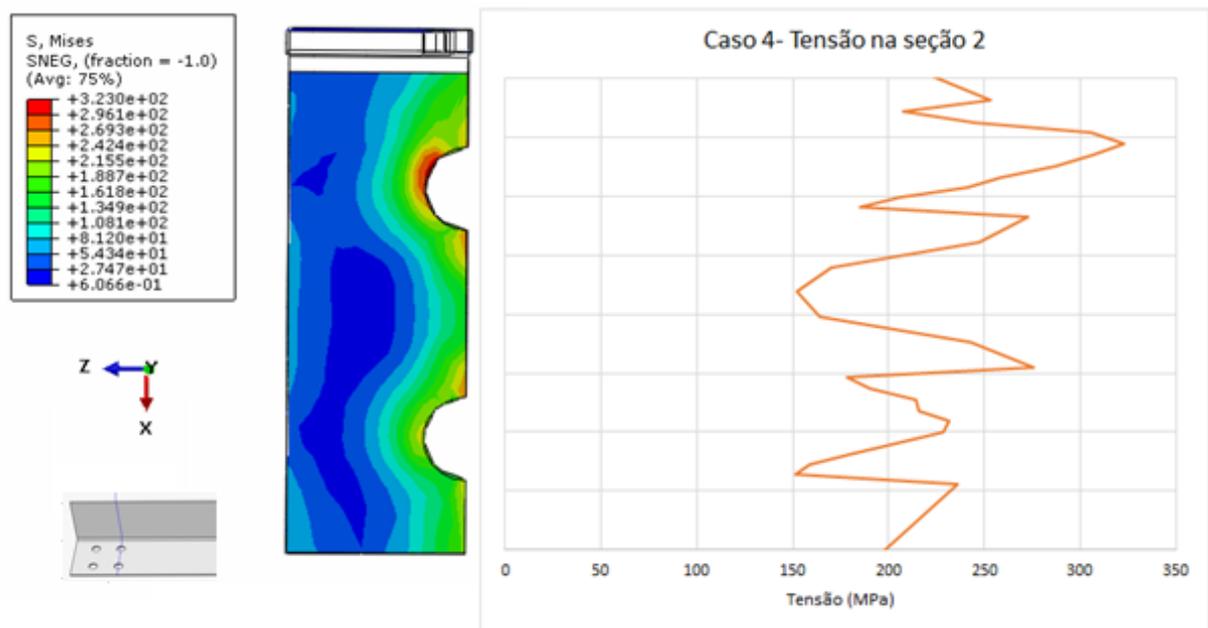


Figura 7.64 - Tensões de Von Mises na seção 2 do Caso 4 (cantoneira B222).

O furo que atinge a tensão máxima de 323MPa primeiro foi o mais interno e mais próximo da borda (furo 2a), como mostra a Tabela 7.4, e o furo 2b, da mesma seção, atinge a segunda maior tensão máxima, mostrando que o furo mais interno sofre mais com a aplicação da carga na cantoneira. Os furos da primeira seção atingem tensões máximas menores, sendo o furo 1a maior que o furo 1b, mostrando que os furos mais próximos da aba sofrem maiores tensões máximas.

Tabela 7.4 - Tensão máxima por furo no Caso 4 (cantoneira B222).

Caso 4	
Furo	Tensão máxima (MPa)
1a	205
1b	52
2a	323
2b	275

Analisando a tensão longitudinal (S12) no momento de deformação elástica, com carga aplicada de 20kN, na cantoneira modelada numericamente no Caso 4 (Figura 7.65), foram feitas as seguintes divisões de cortes verticais (Figura 7.66) e horizontais (Figura 7.67).

A carga aplicada de 20kN foi escolhida por ser uma carga que em todas as cantoneiras irá atuar de forma elástica, podendo assim, comparar o mesmo estado elástico e a mesma carga em todos os casos analisados, e poder observar como cada cantoneira se comportará.

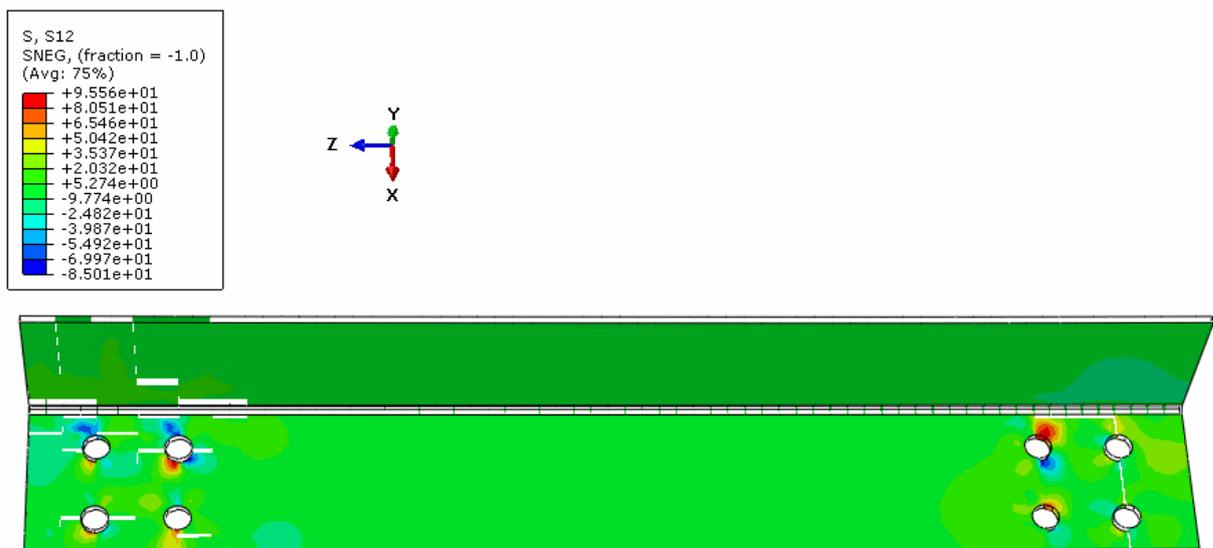


Figura 7.65 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 4 (cantoneira B222).

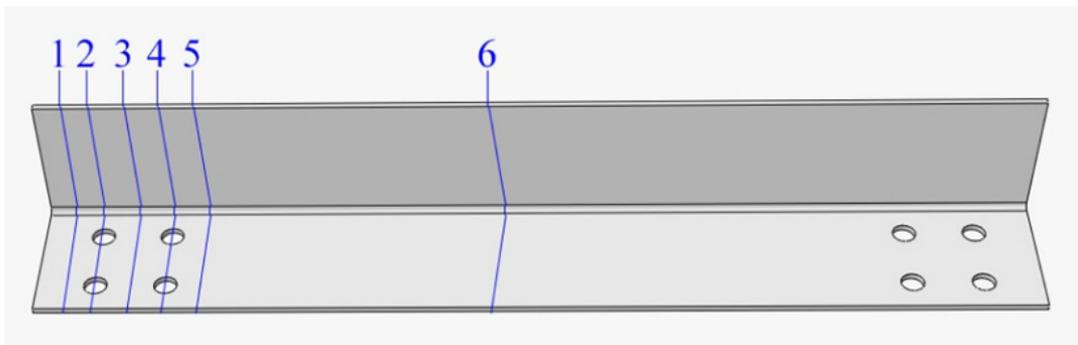


Figura 7.66 - Cortes verticais do Caso 4 (cantoneira B222).



Figura 7.67 - Cortes horizontais do Caso 4 (cantoneira B222).

De acordo com cada corte, foram elaborados os gráficos Figura 7.68 a Figura 7.81, mostrados a baixo.

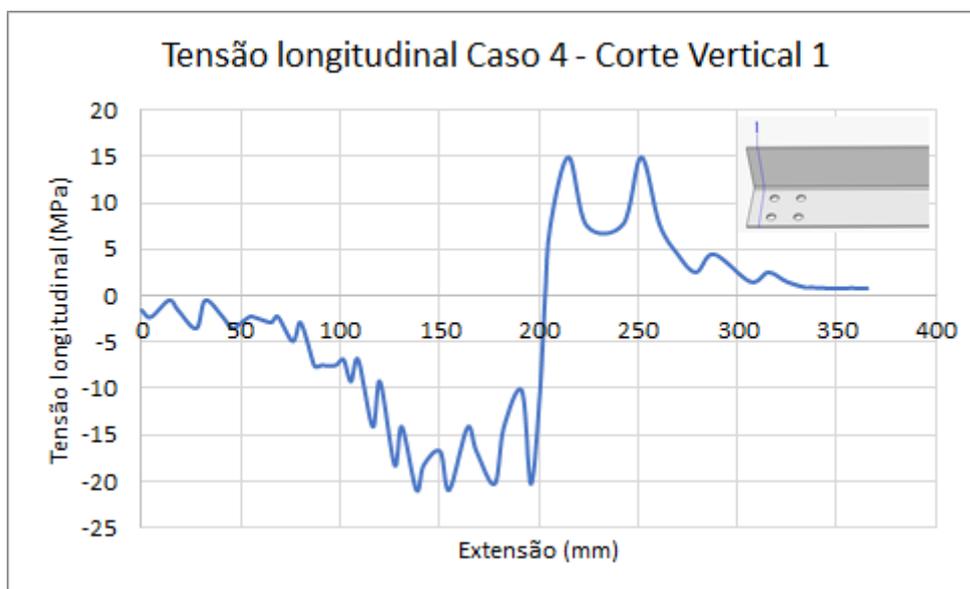


Figura 7.68 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 4 (cantoneira B222).

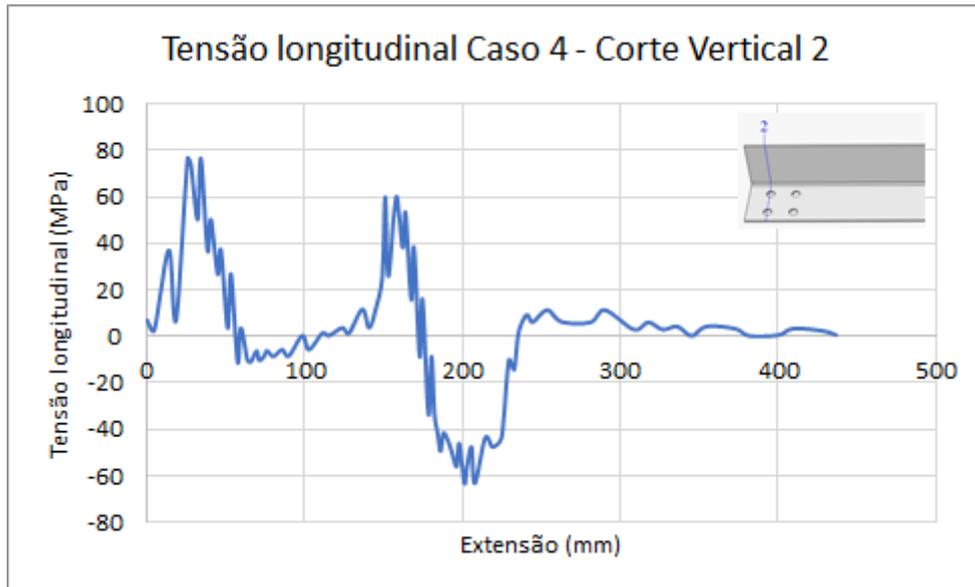


Figura 7.69 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 4 (cantoneira B222).

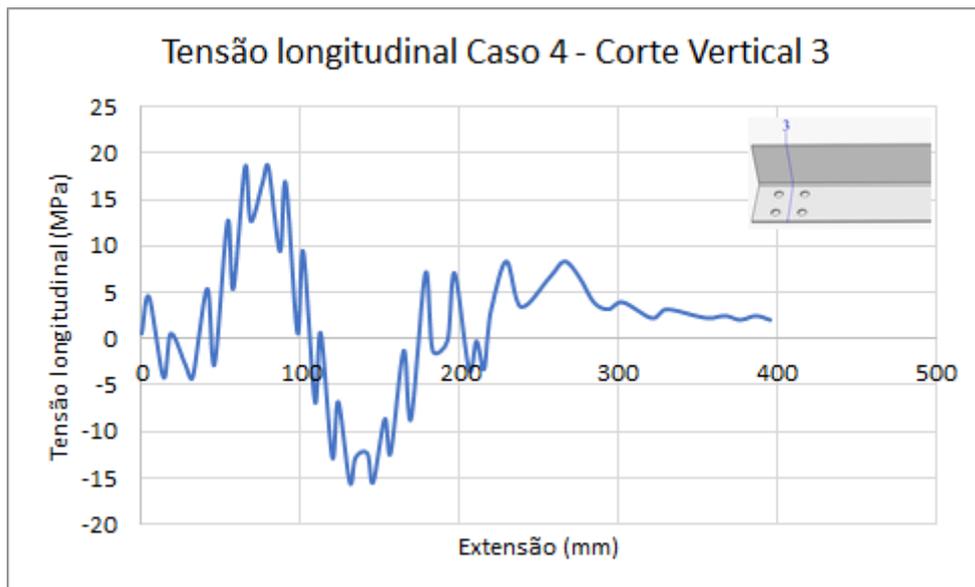


Figura 7.70 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 4 (cantoneira B222).

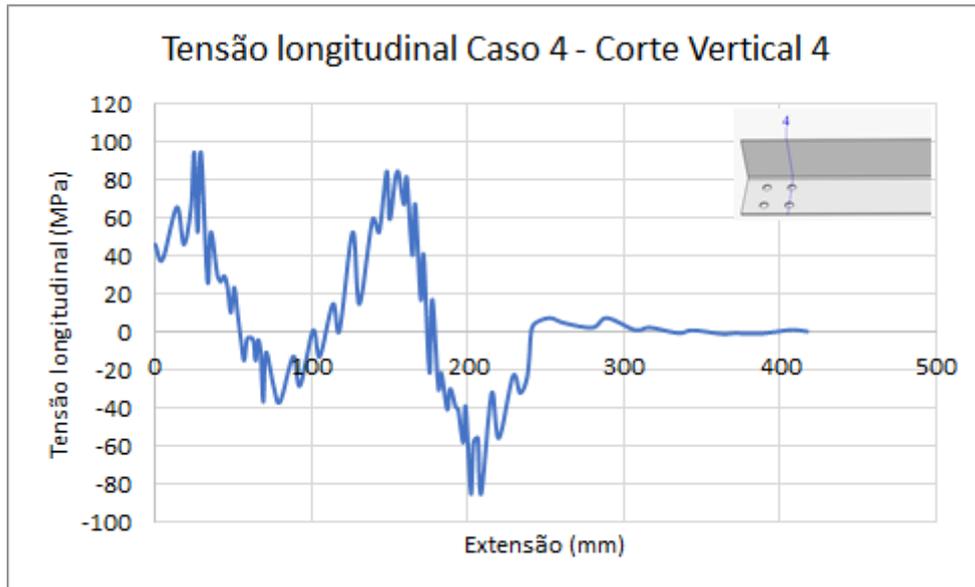


Figura 7.71 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 4 (cantoneira B222).

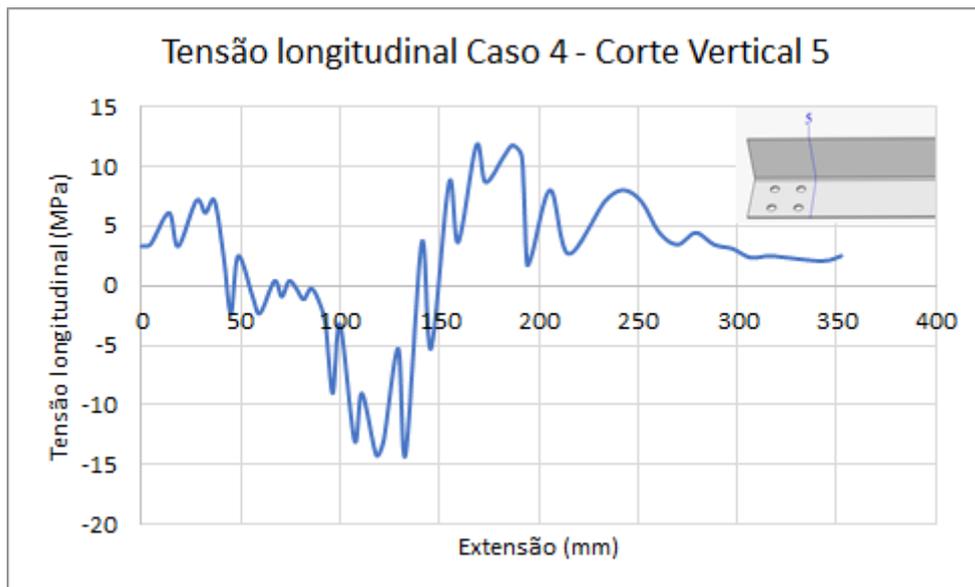


Figura 7.72 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 4 (cantoneira B222).

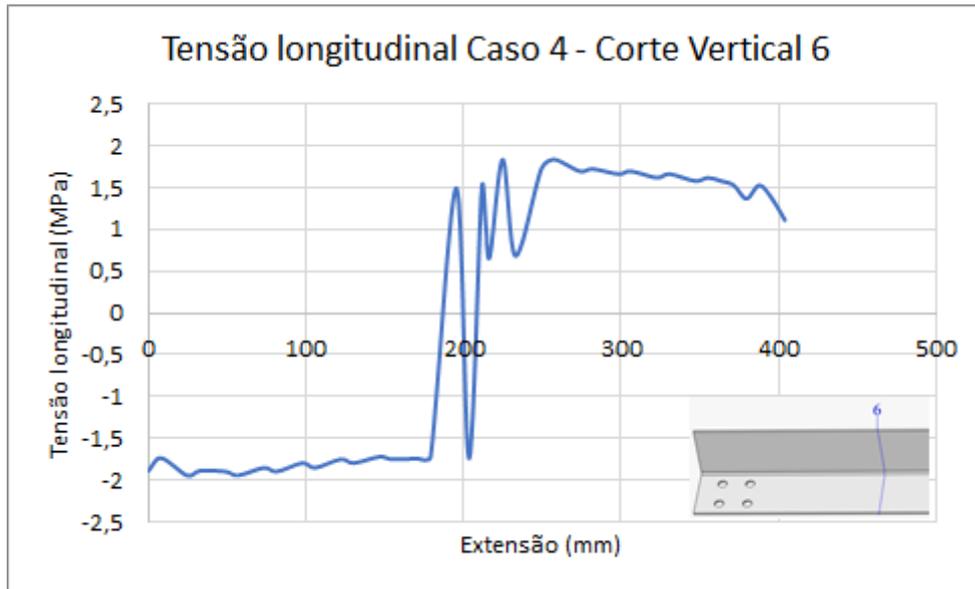


Figura 7.73 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 4 (cantoneira B222).

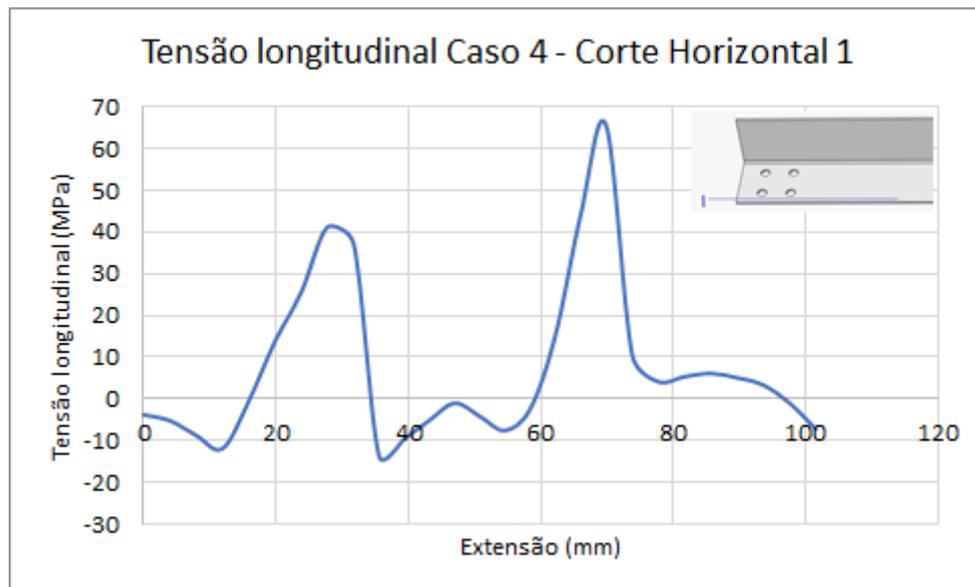


Figura 7.74 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 4 (cantoneira B222).

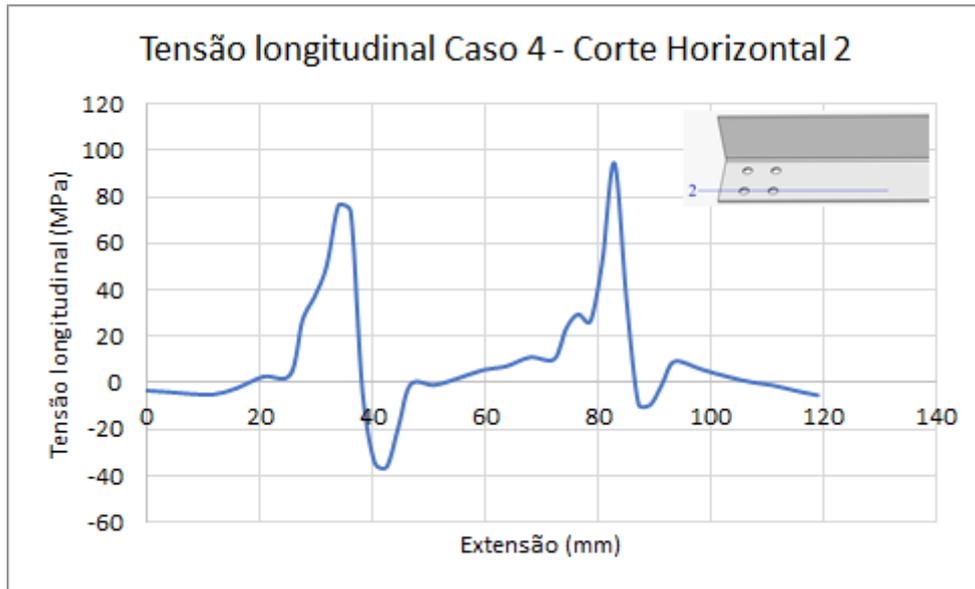


Figura 7.75 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 4 (cantoneira B222).

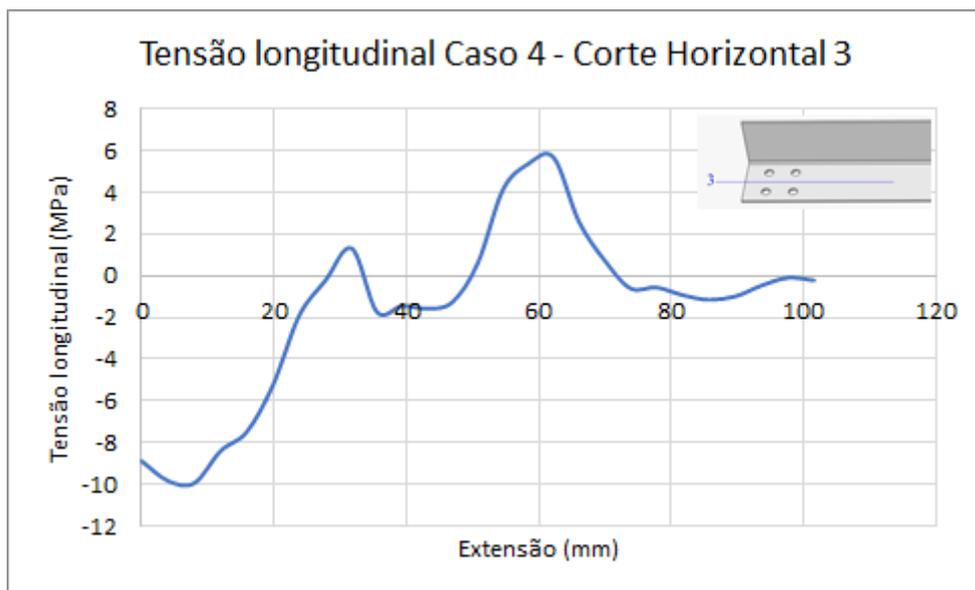


Figura 7.76 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 4 (cantoneira B222).

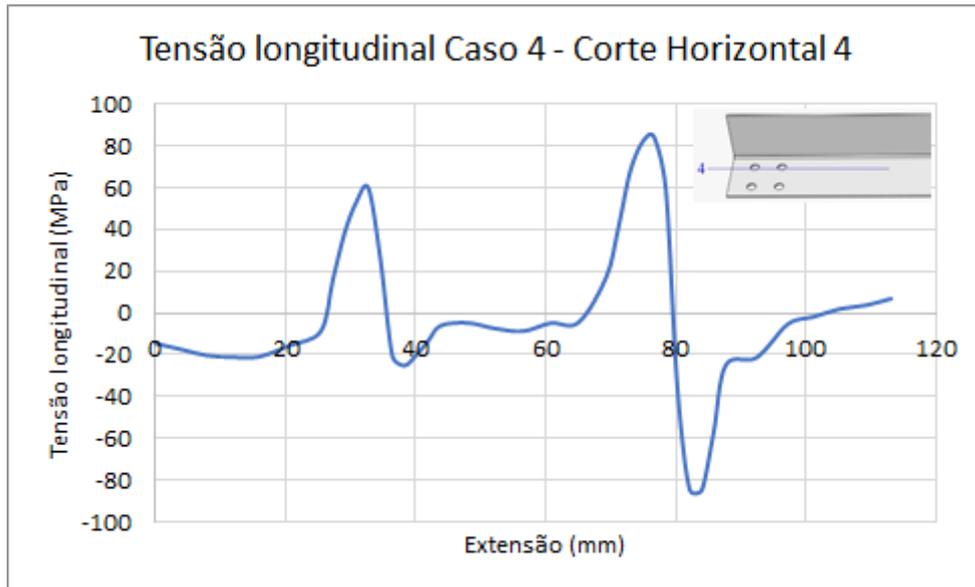


Figura 7.77 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 4 (cantoneira B222).

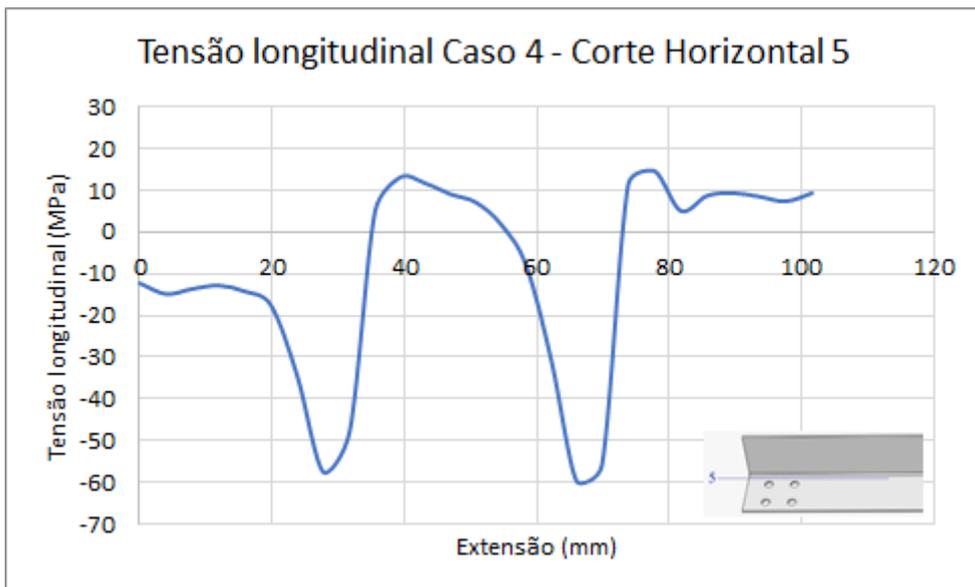


Figura 7.78 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 4 (cantoneira B222).

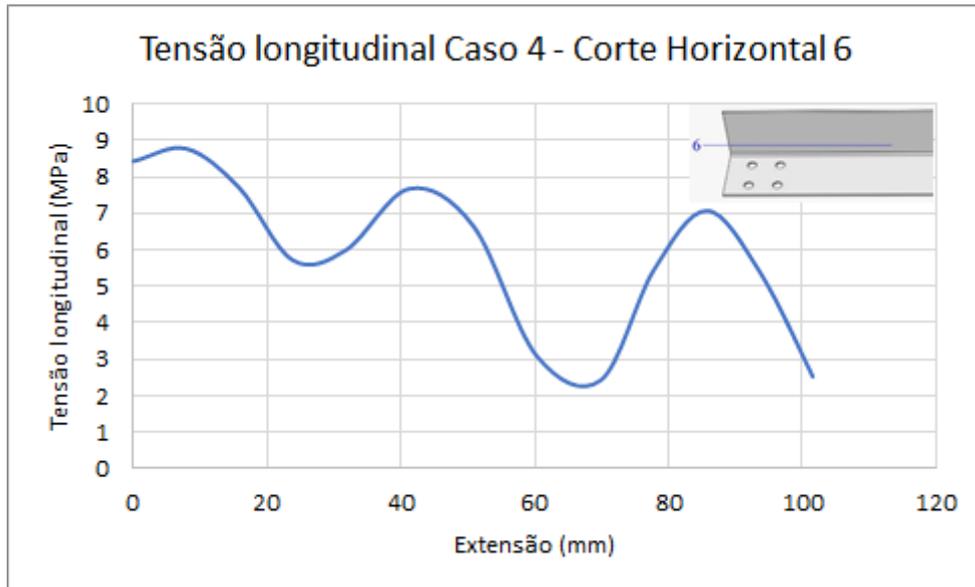


Figura 7.79 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 4 (cantoneira B222).

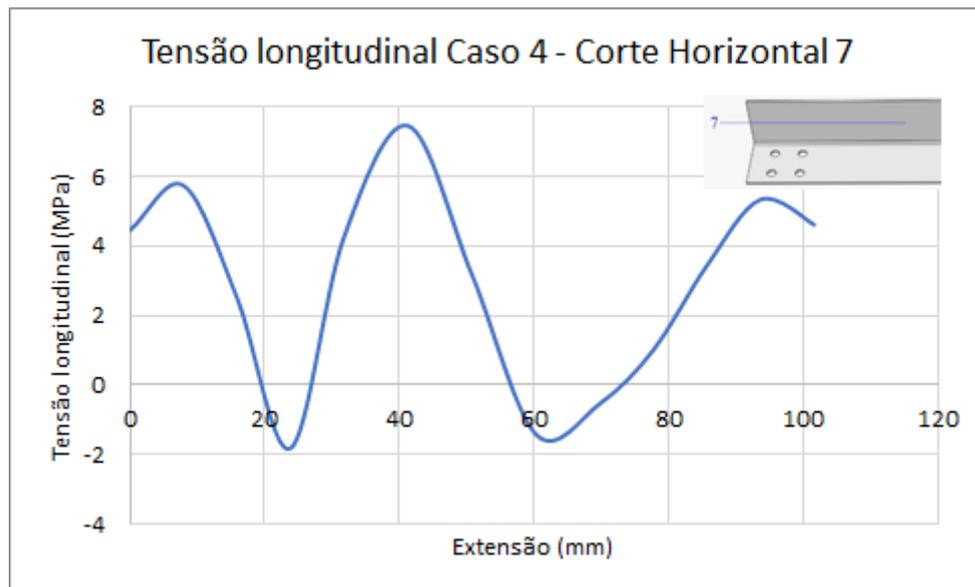


Figura 7.80 - Tensões no corte horizontal 7 no Caso 4 (cantoneira B222).

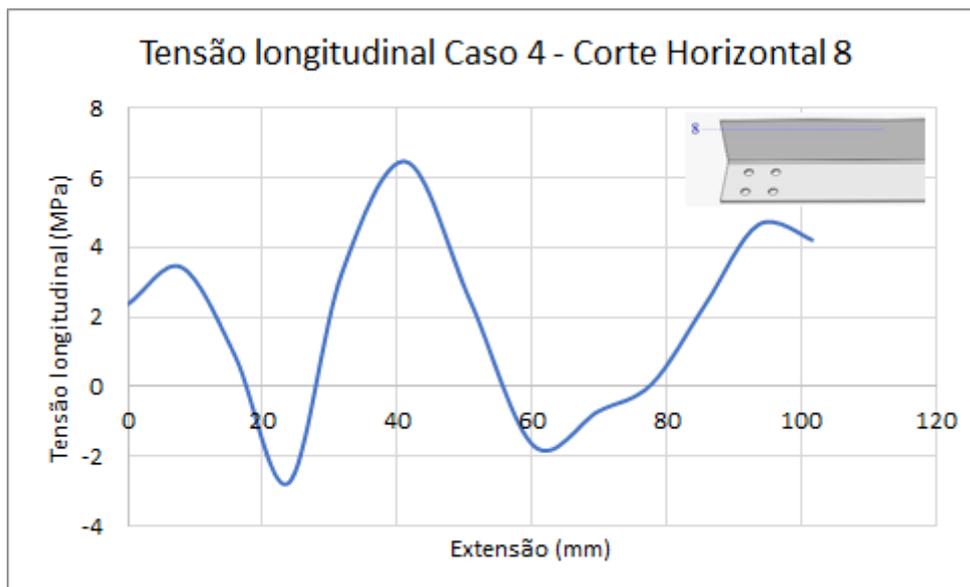


Figura 7.81 - Tensões no corte horizontal 8 no Caso 4 (cantoneira B222).

Comparando o corte vertical 2 com o corte vertical 4 (cada um passando por dois furos), notamos que no corte 2 as tensões são 60MPa e 74MPa para os furos 1a e 1b, respectivamente, e no corte 4 as tensões são 81MPa e 94MPa para os furos 2a e 2b, respectivamente, também com tensão maior no furo mais interno da cantoneira e mais próximo da borda inferior.

Os cortes verticais entre furos apresentam comportamento mais irregular, variando de ponto de tração e compressão, sendo a maior tensão atingida no corte vertical 3 (entre os furos), com valor de 18MPa. No entanto, o corte vertical 6 (no meio da cantoneira), apresenta um comportamento mais uniforme, por ser o centro do equilíbrio das tensões.

Podemos perceber no corte horizontal 2 e 4 que as tensões aumentam no furo mais interno, sendo, respectivamente, 74MPa e 94MPa, uma diferença de 27% a mais no valor da tensão longitudinal no corte 2, e 53MPa e 84MPa, uma diferença de 58% a mais no valor da tensão longitudinal no corte 4.

Os cortes horizontais mostram que as tensões vão diminuindo gradativamente com o distanciamento dos furos na cantoneira.

7.2.2. Caso 5

As Figura 7.82, Figura 7.83 e Figura 7.84 apresentam as tensões de Von Mises nas seções 1, 2 e 3, respectivamente, da cantoneira B232, mostrando a imagem da distribuição das tensões no modelo numérico e o gráfico com os valores das tensões na linha de cada furo.

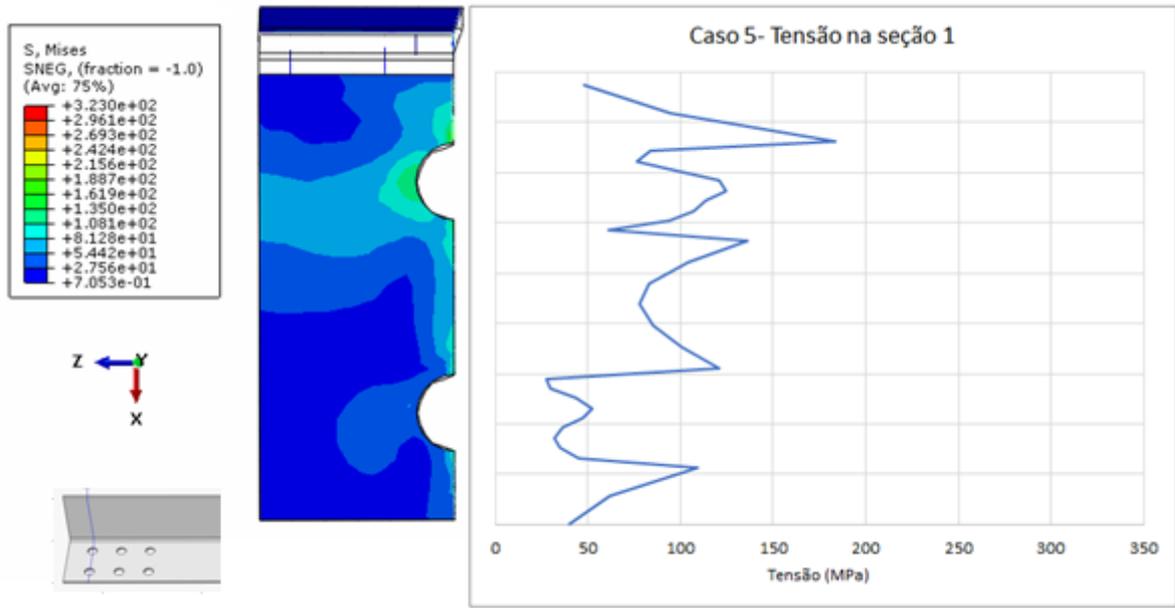


Figura 7.82 - Tensões de Von Mises na seção 1 do Caso 5 (cantoneira B232).

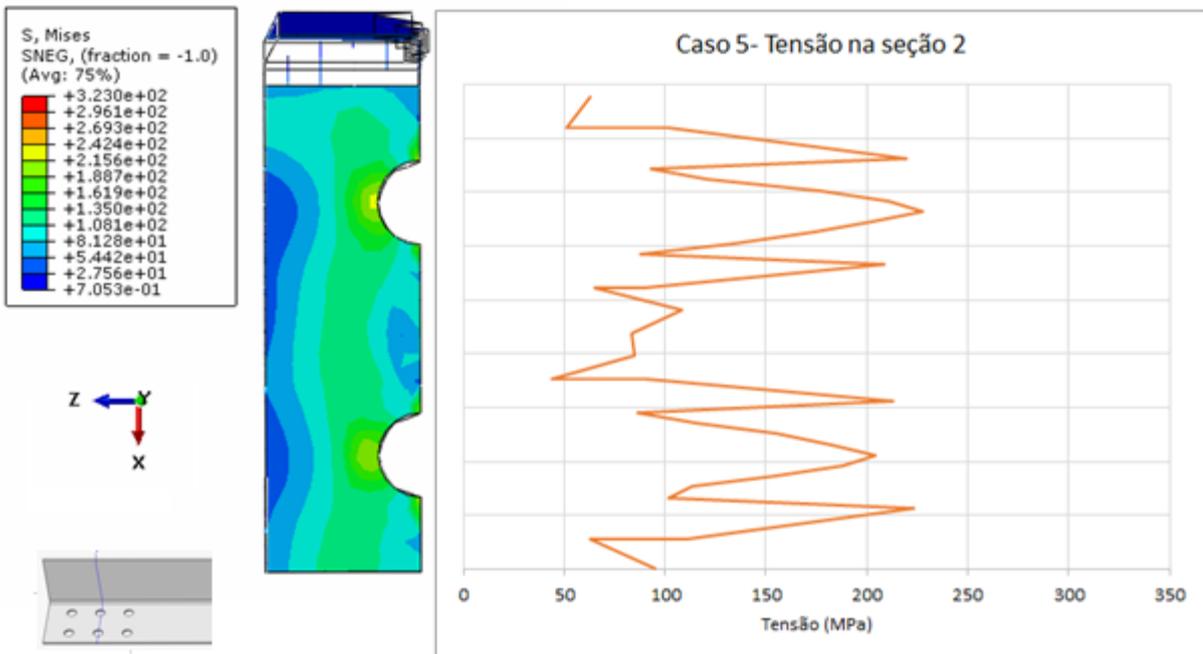


Figura 7.83 - Tensões de Von Mises na seção 2 do Caso 5 (cantoneira B232).

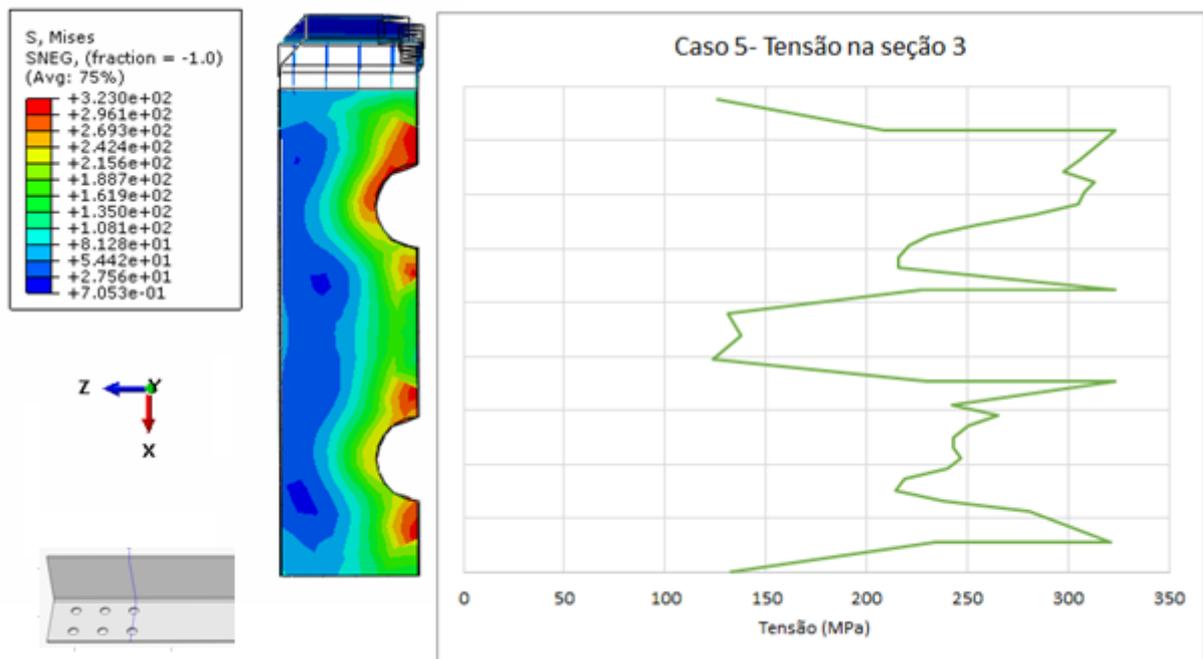


Figura 7.84 - Tensões de Von Misses na seção 3 do Caso 5 (cantoneira B232).

A presença de uma seção a mais causa mudanças significativas com relação ao caso anterior. A tensão máxima na seção 1 reduz 11% no furo 1a e aumenta no furo 1b, ficando com uma tensão máxima de 183MPa e 121MPa, respectivamente. Nesse caso, ambos os furos da seção 3 atingem a tensão máxima de 323MPa no mesmo instante, como mostra a Tabela 7.5.

Tabela 7.5 - Tensão máxima por furo no Caso 5 (cantoneira B232).

Caso 5

Furo	Tensão máxima (MPa)
1a	183
1b	121
2a	227
2b	223
3a	323
3b	323

Analisando a tensão longitudinal (S12) no momento de deformação elástica, com carga aplicada de 20kN, na cantoneira modelada numericamente no Caso 5 (Figura 7.85), foram feitas as seguintes divisões de cortes verticais (Figura 7.86) e horizontais (Figura 7.87).

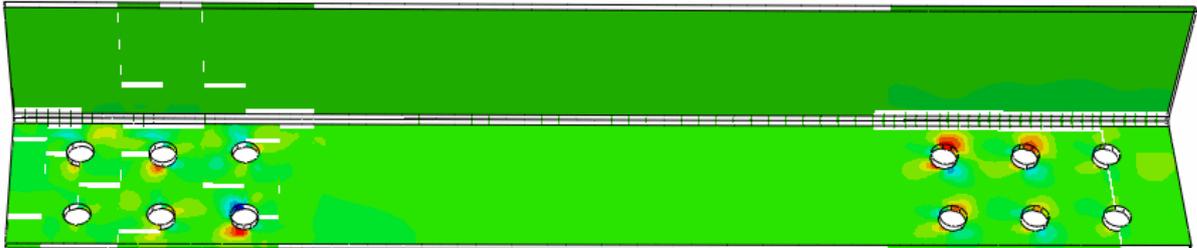
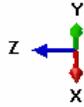
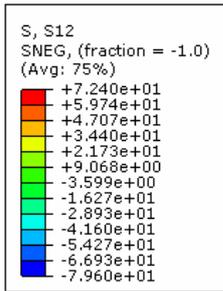


Figura 7.85 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 5 (cantoneira B232).

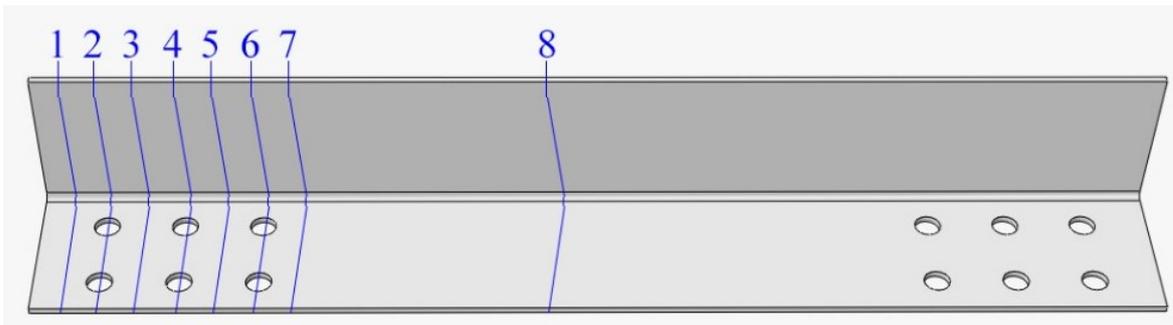


Figura 7.86 - Cortes verticais do Caso 5 (cantoneira B232).

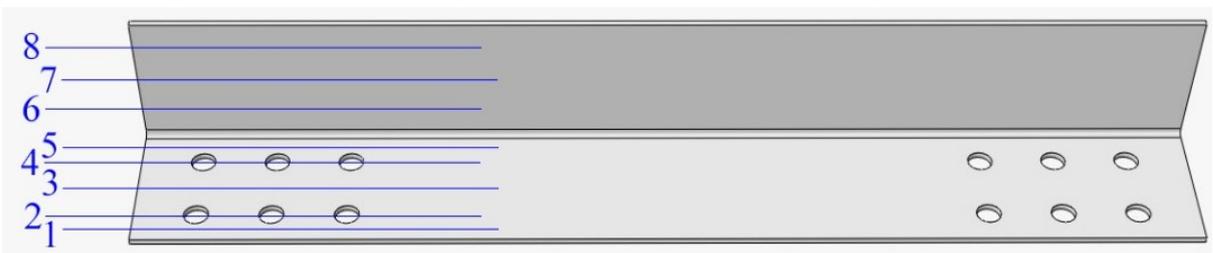


Figura 7.87 - Cortes horizontais do Caso 5 (cantoneira B232).

De acordo com cada corte, foram elaborados os gráficos Figura 7.88 a Figura 7.103, mostrados a baixo.

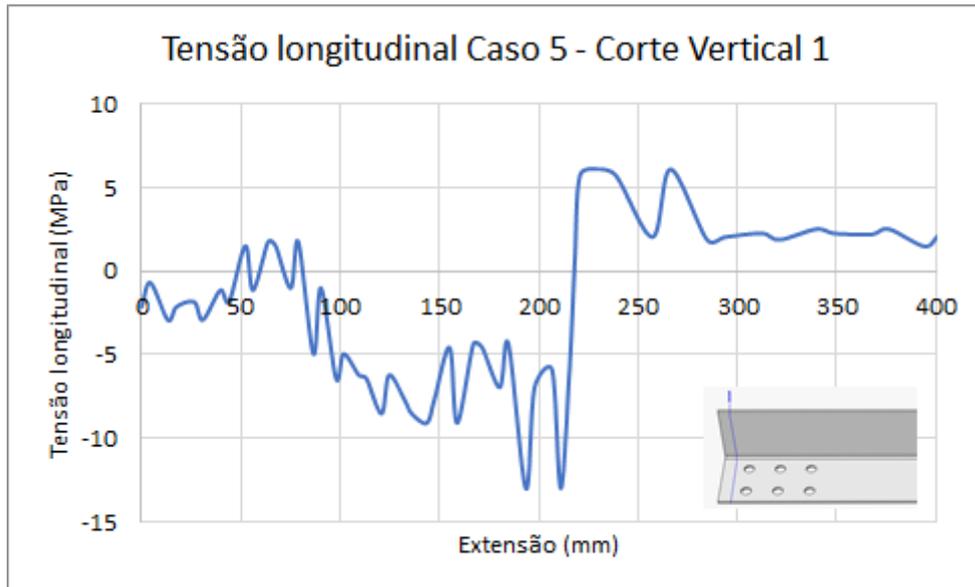


Figura 7.88 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 5 (cantoneira B232).

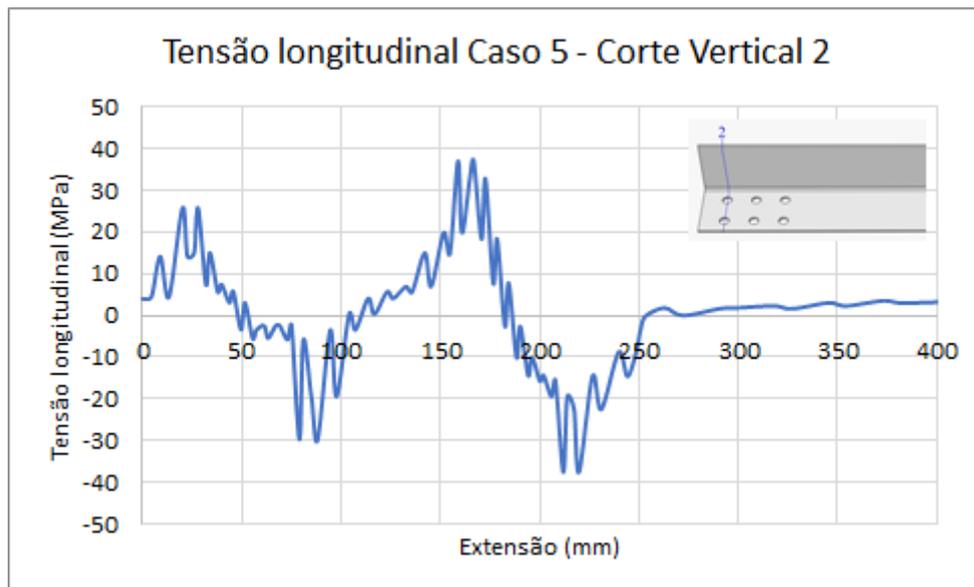


Figura 7.89 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 5 (cantoneira B232).

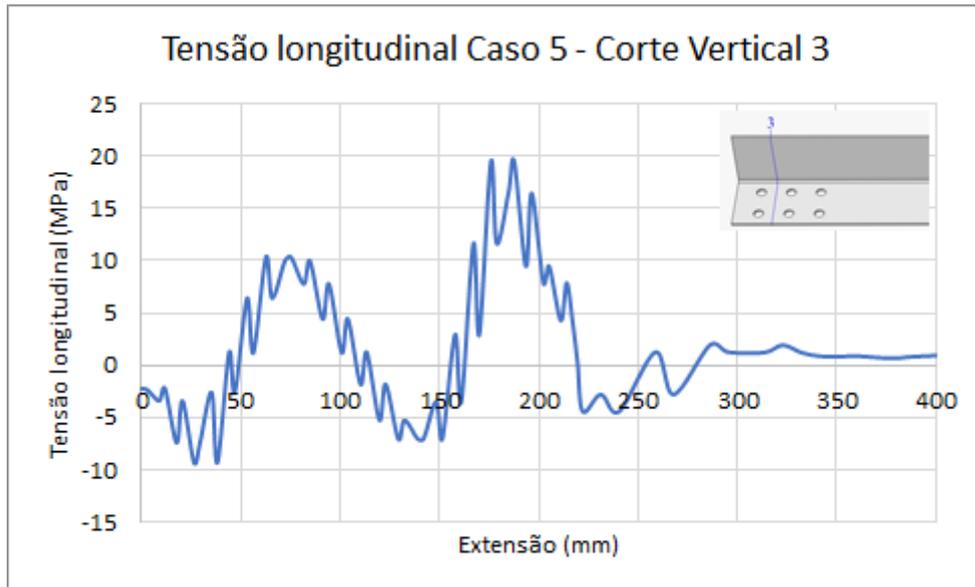


Figura 7.90 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 5 (cantoneira B232).

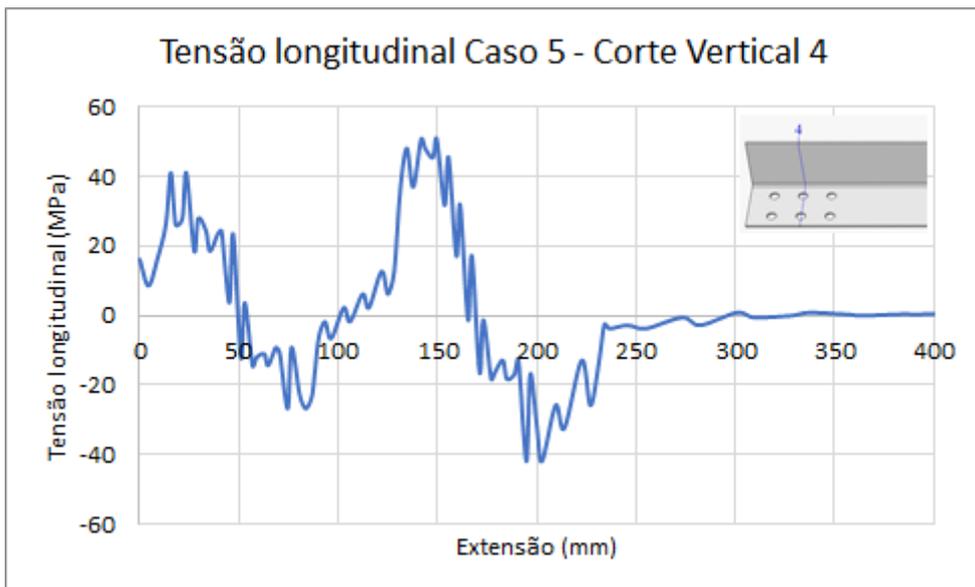


Figura 7.91 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 5 (cantoneira B232).

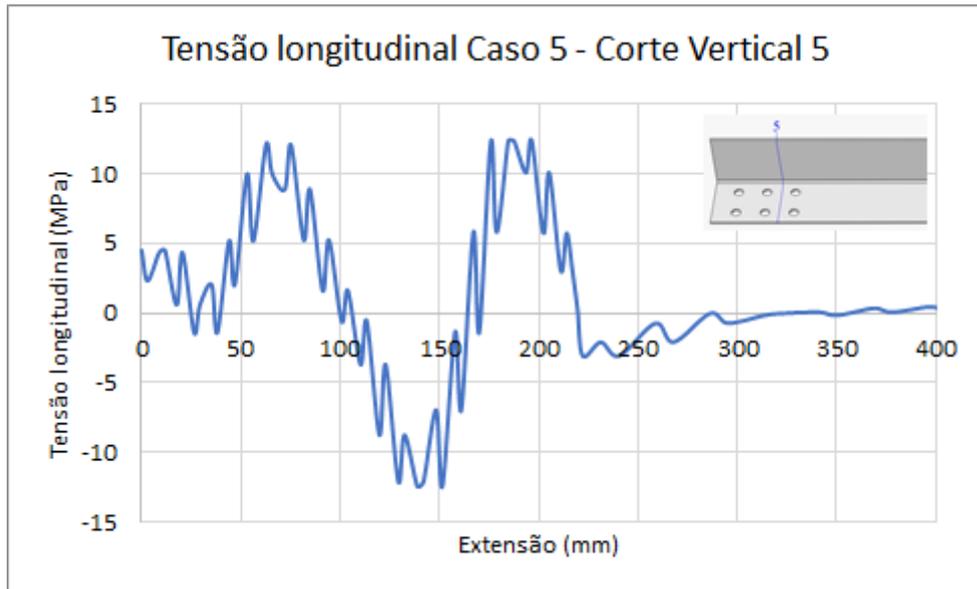


Figura 7.92 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 5 (cantoneira B232).

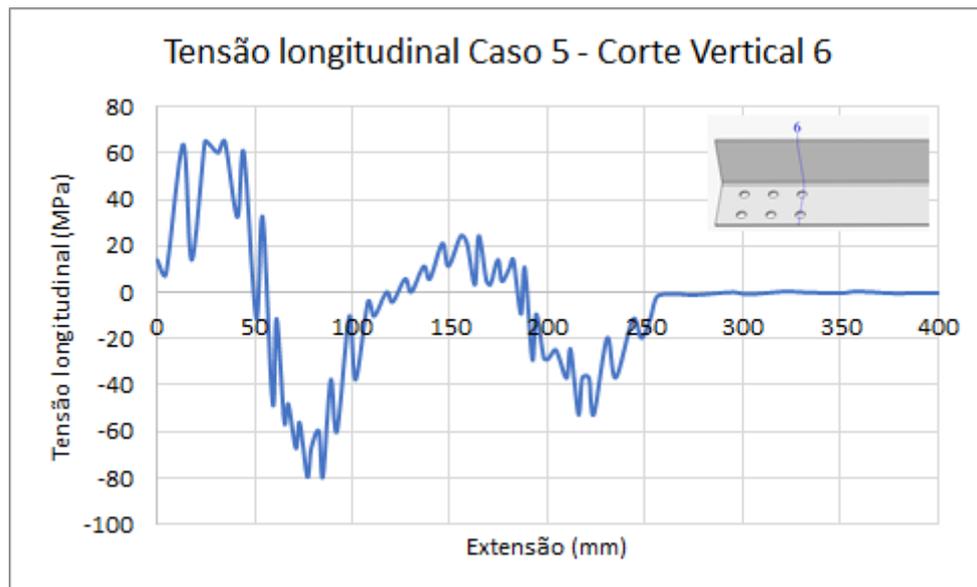


Figura 7.93 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 5 (cantoneira B232).

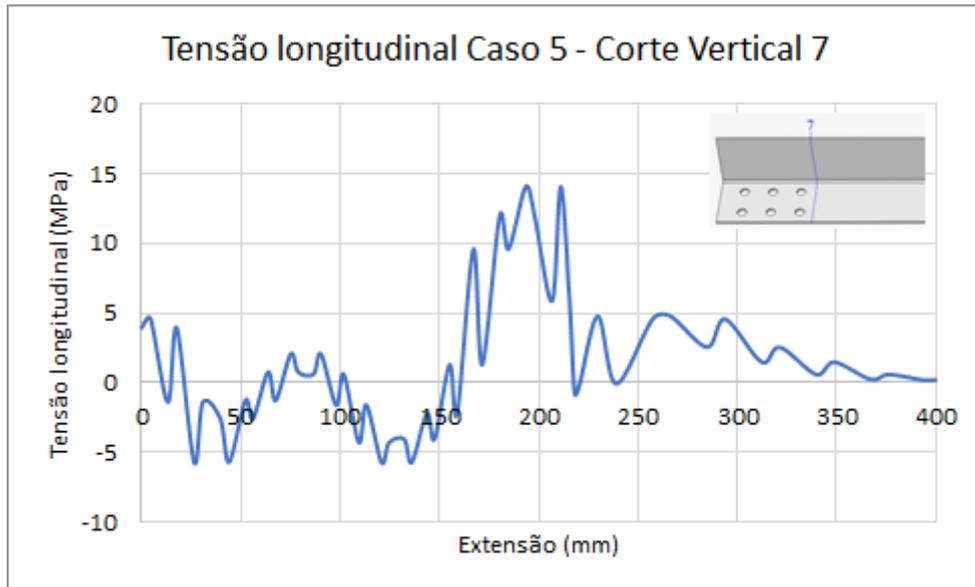


Figura 7.94 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 5 (cantoneira B232).

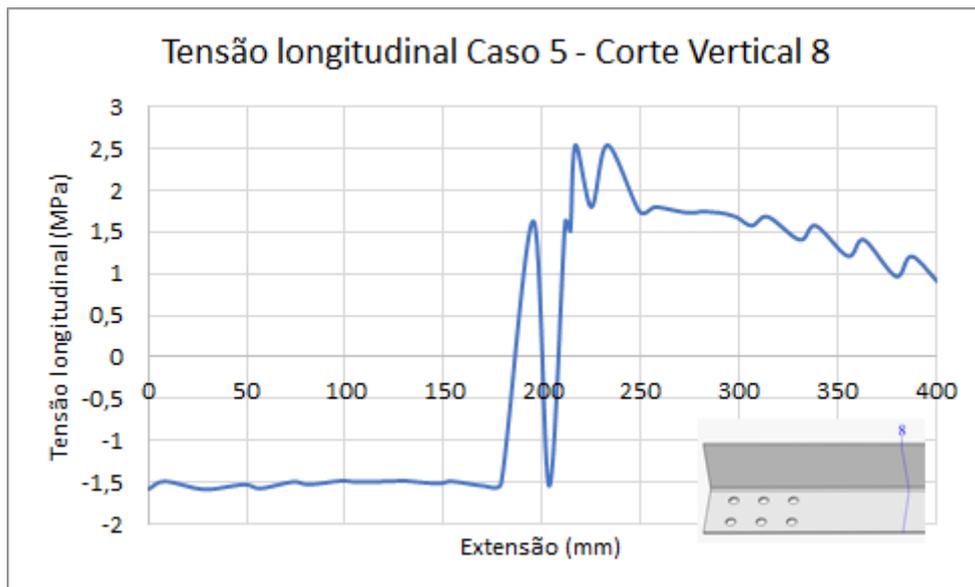


Figura 7.95 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 5 (cantoneira B232).

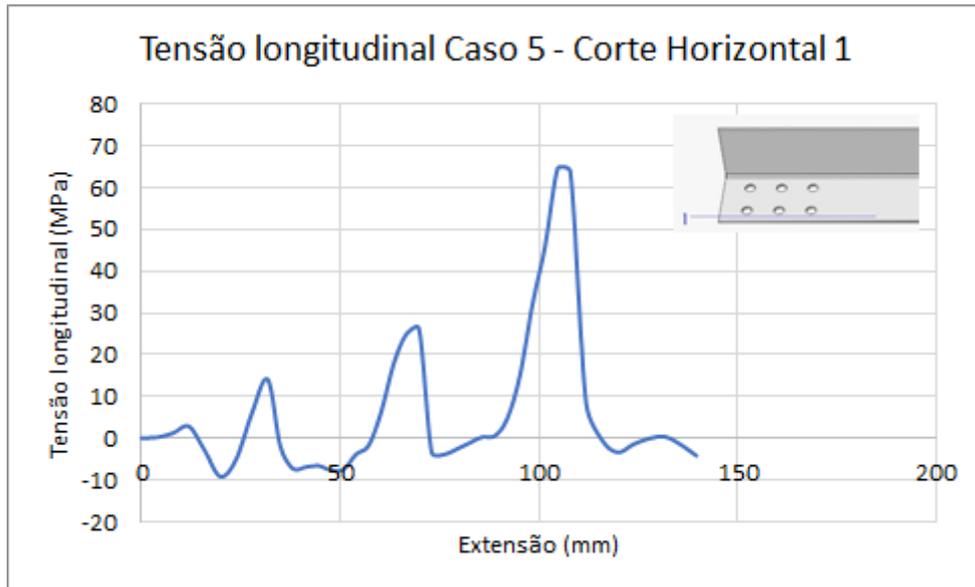


Figura 7.96 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 5 (cantoneira B232).

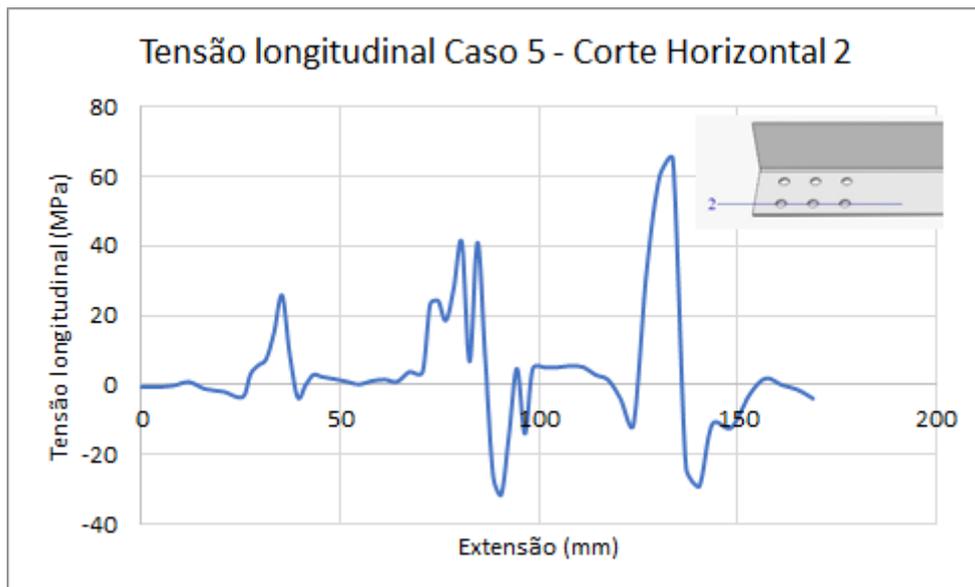


Figura 7.97 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 5 (cantoneira B232).

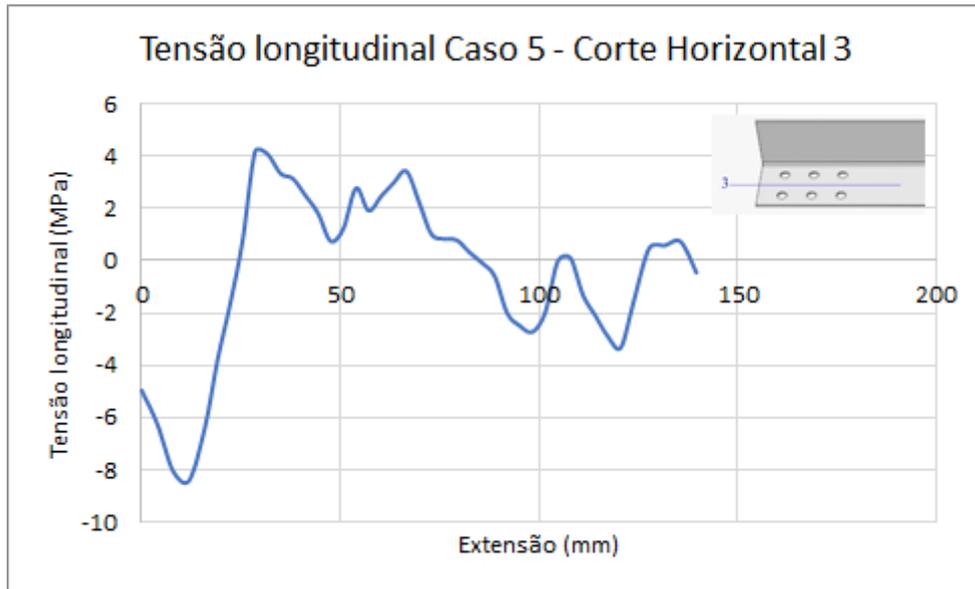


Figura 7.98 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 5 (cantoneira B232).

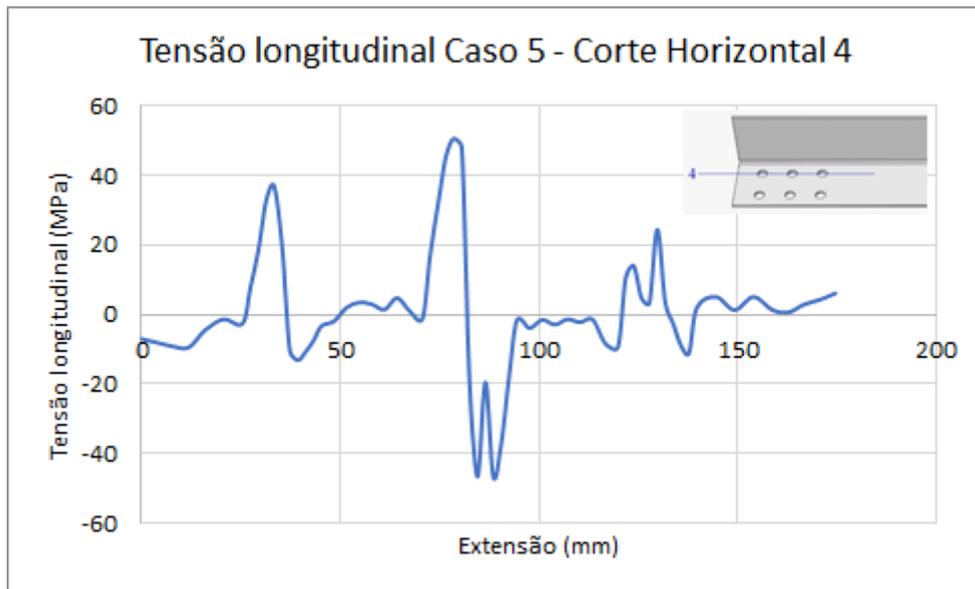


Figura 7.99 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 5 (cantoneira B232).

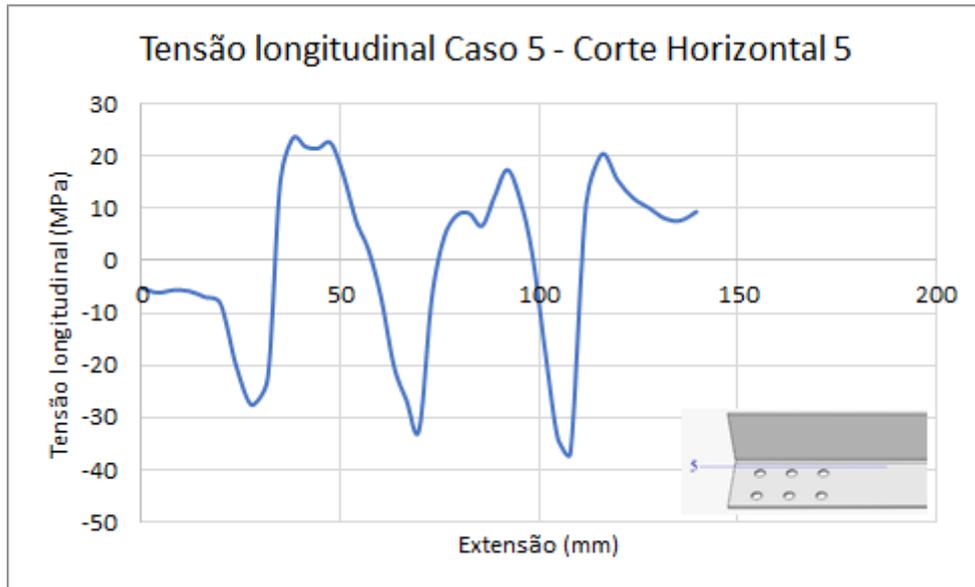


Figura 7.100 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 5 (cantoneira B232).

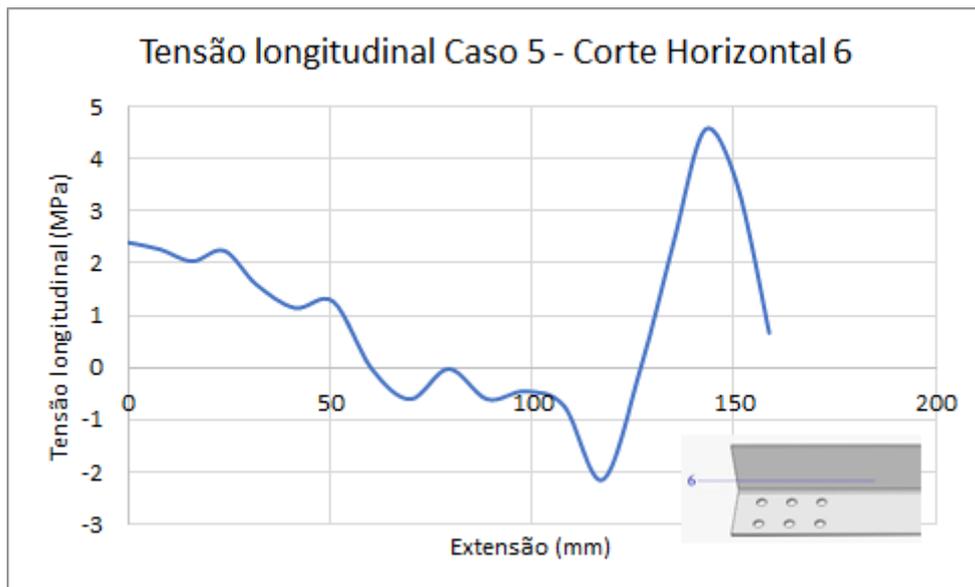


Figura 7.101 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 5 (cantoneira B232).

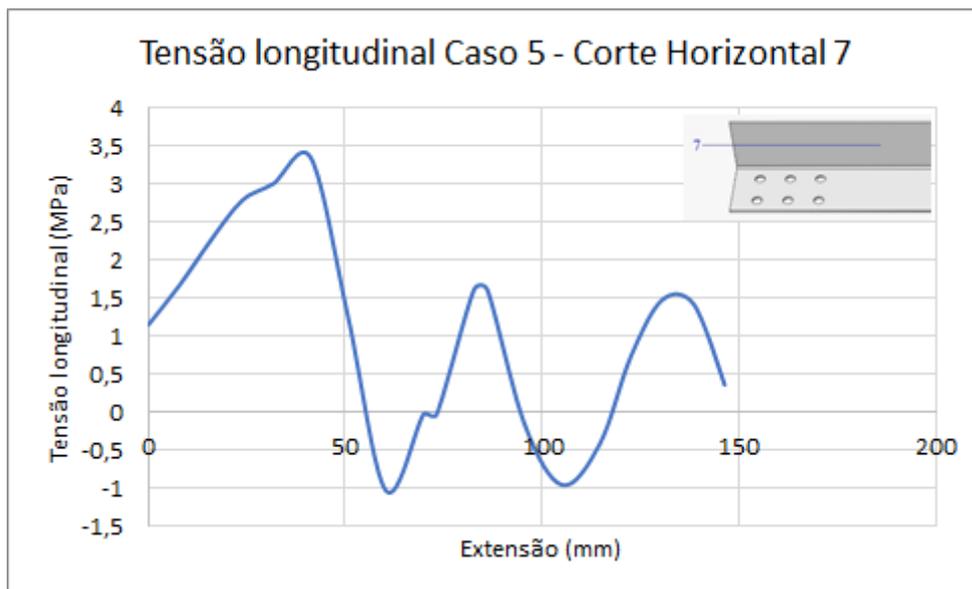


Figura 7.102 - Tensões no corte horizontal 7 no Caso 5 (cantoneira B232).

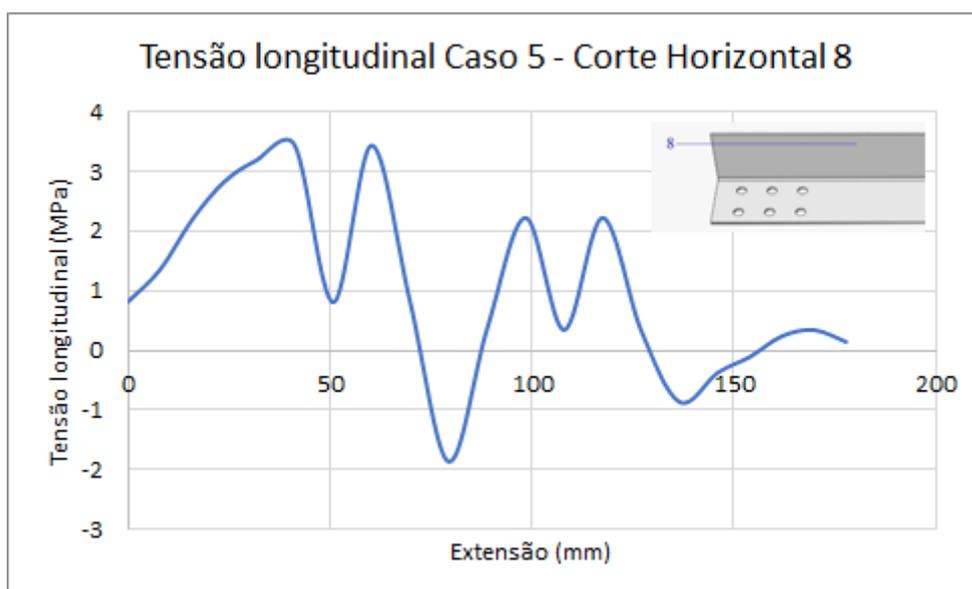


Figura 7.103 - Tensões no corte horizontal 8 no Caso 5 (cantoneira B232).

Comparando o corte vertical 2, com o corte vertical 4 e com o corte vertical 6 (cada um passando por dois furos), notamos que no corte 2 as tensões são 37MPa e 26MPa para os furos 1a e 1b, respectivamente, no corte 4 as tensões são 50MPa e 41MPa para os furos 2a e 2b, respectivamente, e no corte 6 as tensões são 25MPa e 65MPa para os furos 3a e 3b, respectivamente, com tensão maior no furo mais interno da cantoneira e mais próximo da borda da cantoneira.

Os cortes verticais entre furos apresentam comportamento mais irregular, variando de ponto de tração e compressão, sendo a maior tensão atingida no corte vertical 3 (entre os furos), com valor de 19MPa. No entanto, o corte vertical 8 (no meio da cantoneira), apresenta um comportamento mais uniforme, por ser o centro do equilíbrio das tensões.

Podemos perceber no corte horizontal 2 que as tensões aumentam no furo mais interno, sendo, respectivamente, 26 MPa, 41 MPa e 65 MPa, e no corte horizontal 4 as tensões são 37 MPa, 48 MPa e 25 MPa, apresentando uma diferença quando comparados aos outros casos no furo mais interno e próximo da borda.

Os cortes horizontais mostram que as tensões vão diminuindo gradativamente com o distanciamento dos furos na cantoneira.

7.2.3. Caso 6

As Figura 7.104, Figura 7.105, Figura 7.106 e Figura 7.107, e apresentam as tensões de Von Misses nas seções 1, 2, 3 e 4, respectivamente, da cantoneira B242, mostrando a imagem da distribuição das tensões no modelo numérico e o gráfico com os valores das tensões na linha de cada furo.

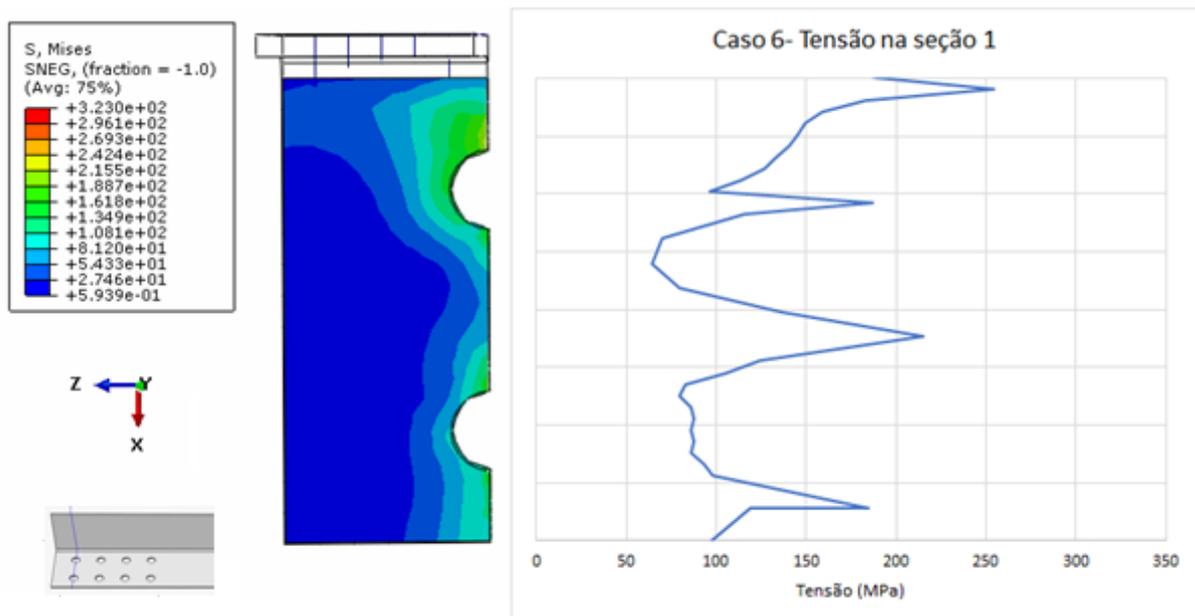


Figura 7.104 - Tensões de Von Misses na seção 1 do Caso 6 (cantoneira B242).

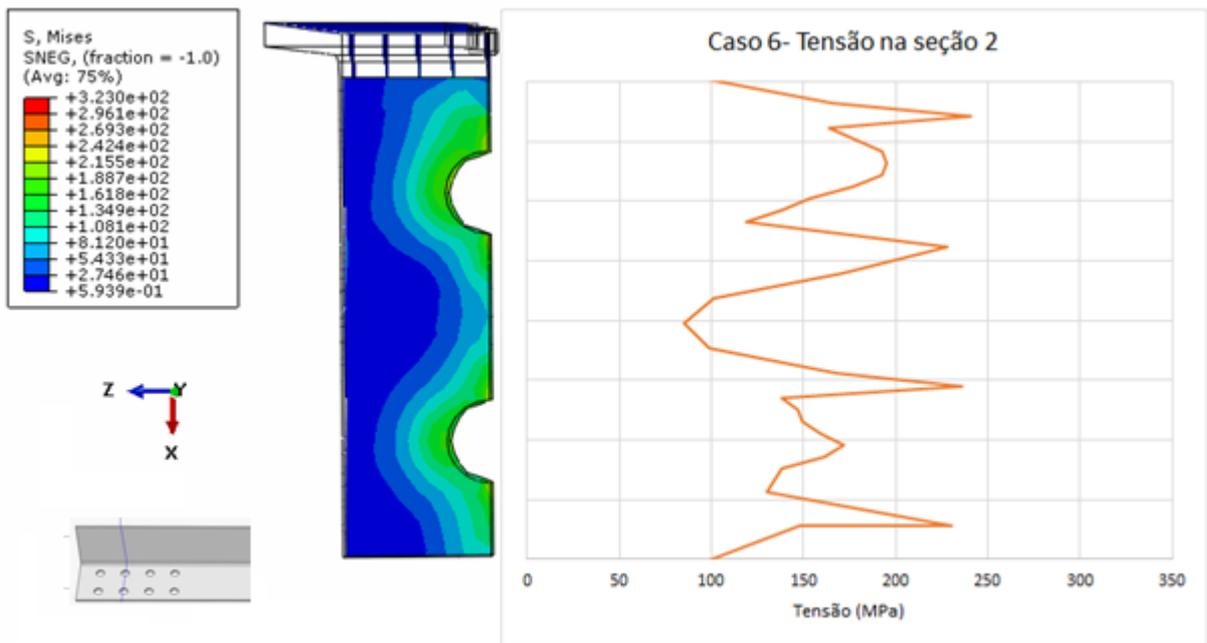


Figura 7.105 - Tensões de Von Mises na seção 2 do Caso 6 (cantoneira B242).

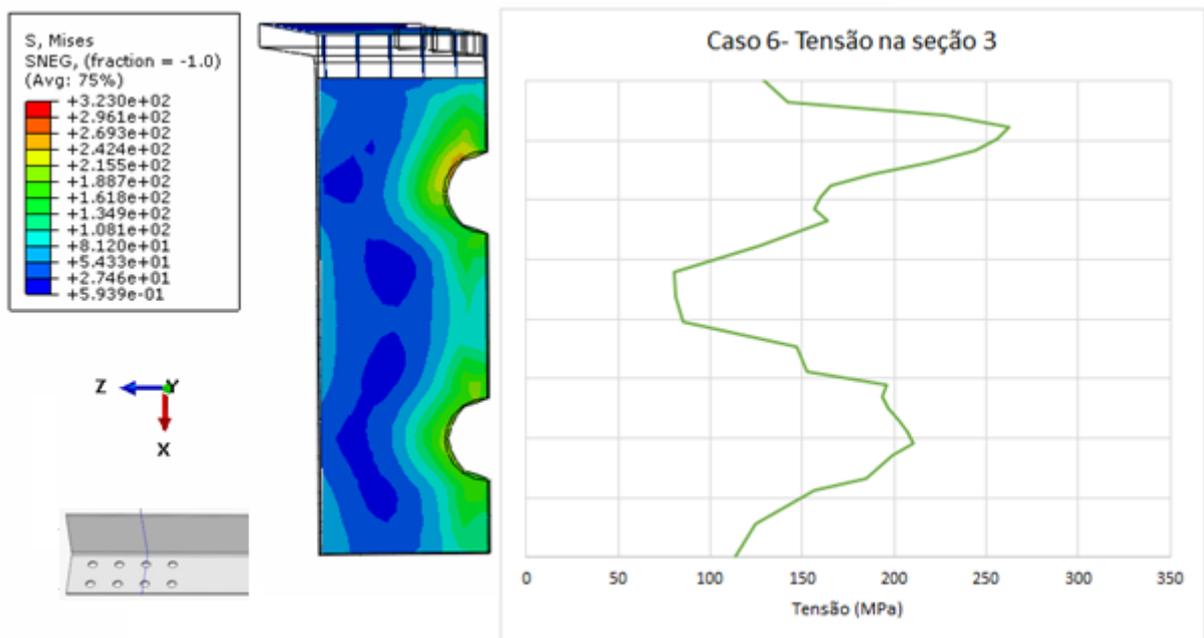


Figura 7.106 - Tensões de Von Mises na seção 3 do Caso 6 (cantoneira B242).

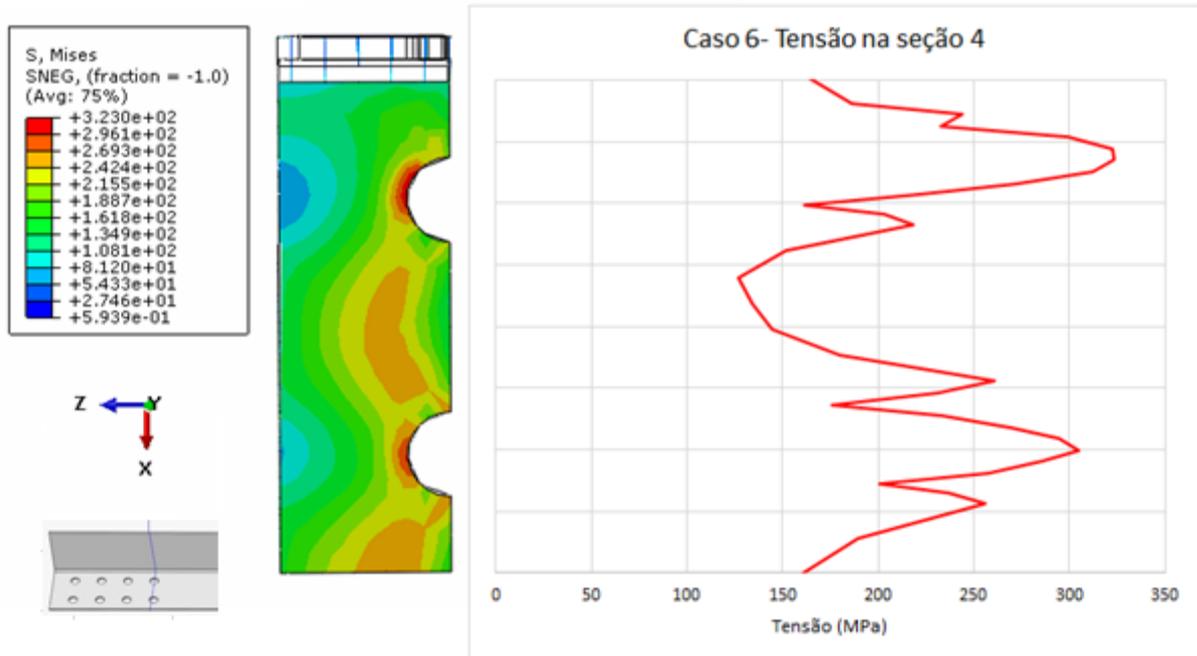


Figura 7.107 - Tensões de Von Misses na seção 4 do Caso 6 (cantoneira B242).

A quarta seção distribui ainda mais as tensões nos demais orifícios quando comparado aos demais casos. Sendo sempre a maior tensão máxima atingida no furo mais interno e próximo da aba (323MPa no furo 4a) e a menor tensão máxima no furo mais externo e mais próximo da borda (185MPa no furo 1b), como mostra a Tabela 7.6.

Tabela 7.6 - Tensão máxima por furo no Caso 6 (cantoneira B242).

Caso 6	
Furo	Tensão máxima (MPa)
1a	254
1b	185
2a	240
2b	236
3a	262
3b	210
4a	323
4b	304

Analisando a tensão longitudinal (S12) no momento de deformação elástica, com carga aplicada de 20kN, na cantoneira modelada numericamente no Caso 6 (Figura 7.108Figura 7.43), foram feitas as seguintes divisões de cortes verticais (Figura 7.109) e horizontais (Figura 7.110).

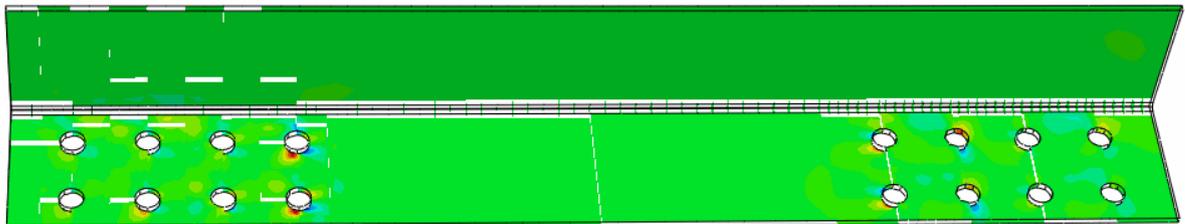
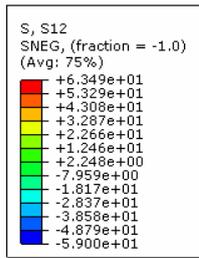


Figura 7.108 - Tensão longitudinal com 20kN aplicados no Caso 6 (cantoneira B242).

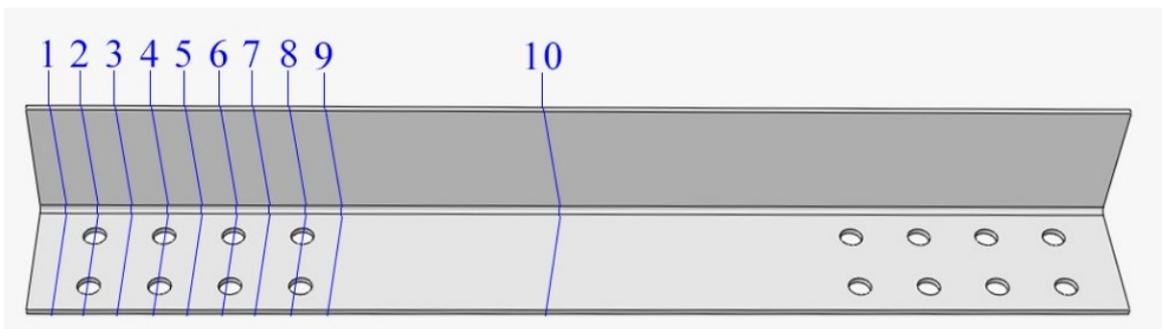


Figura 7.109 - Cortes verticais do Caso 6 (cantoneira B242).

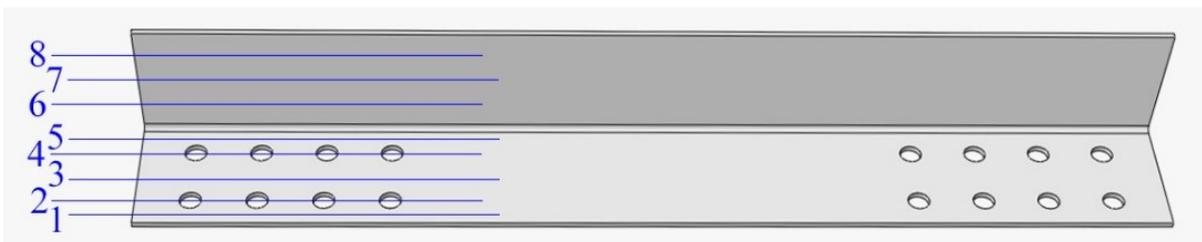


Figura 7.110 - Cortes horizontais do Caso 6 (cantoneira B242).

De acordo com cada corte, foram elaborados os gráficos Figura 7.111 a Figura 7.128, mostrados a baixo.

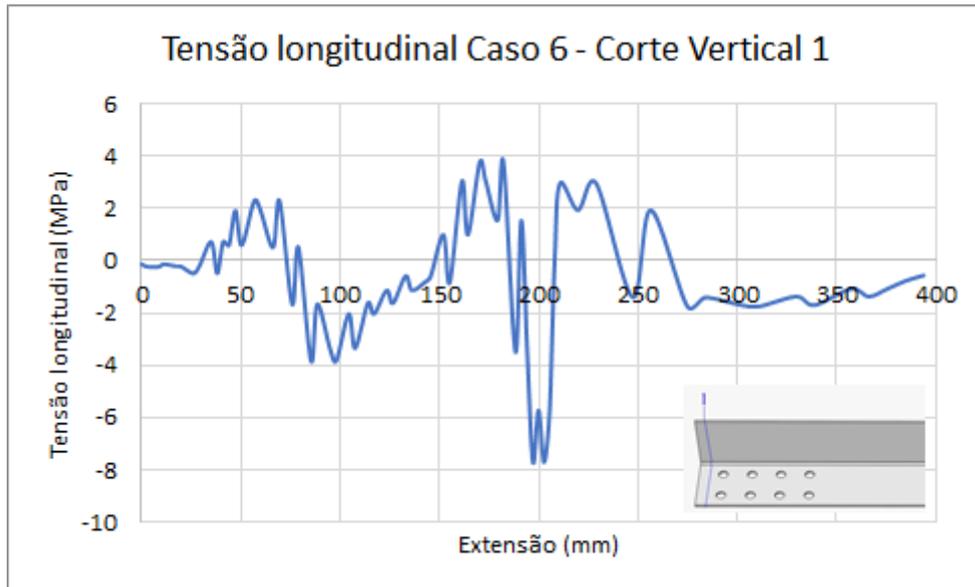


Figura 7.111 - Tensões no corte vertical 1 no Caso 6 (cantoneira B242).

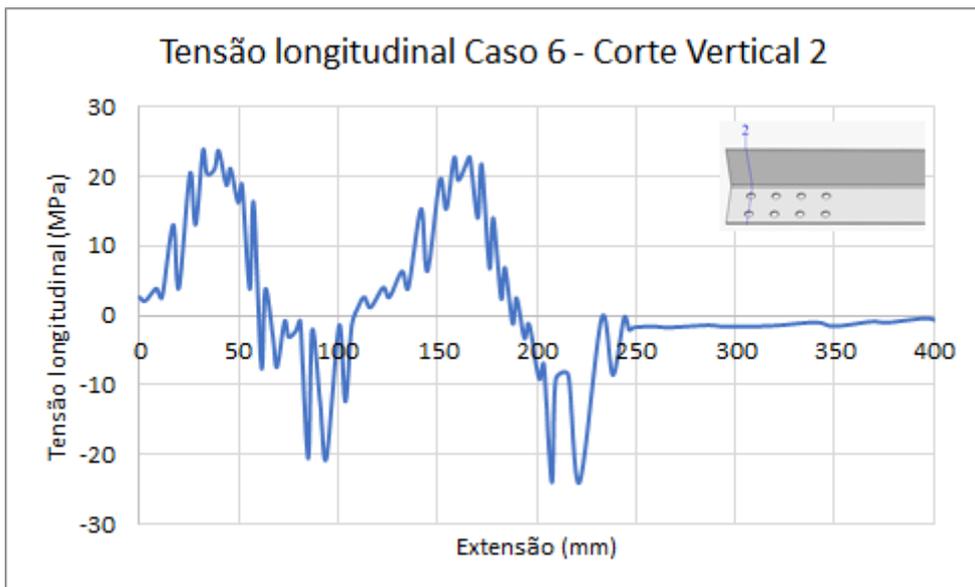


Figura 7.112 - Tensões no corte vertical 2 no Caso 6 (cantoneira B242).

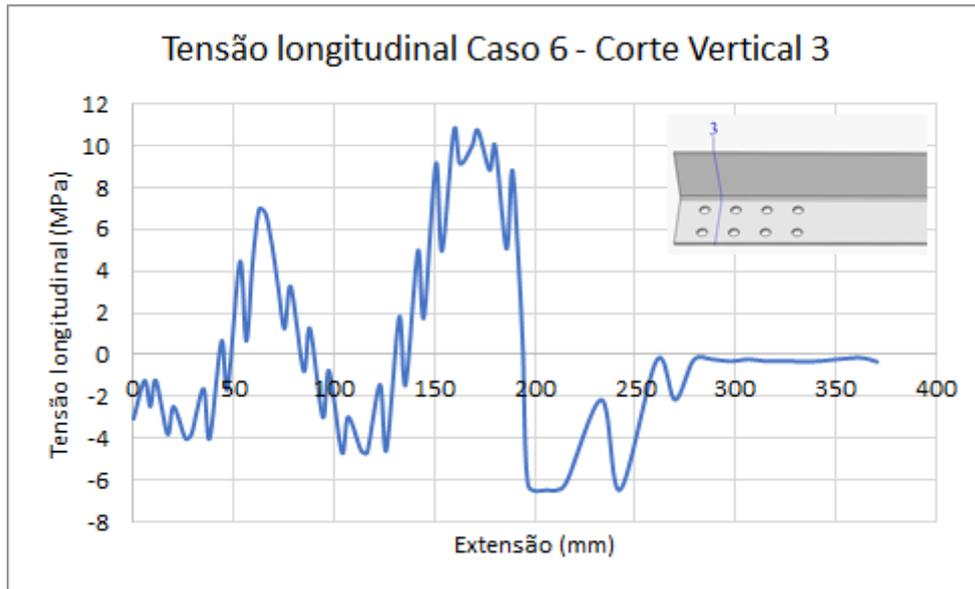


Figura 7.113 - Tensões no corte vertical 3 no Caso 6 (cantoneira B242).

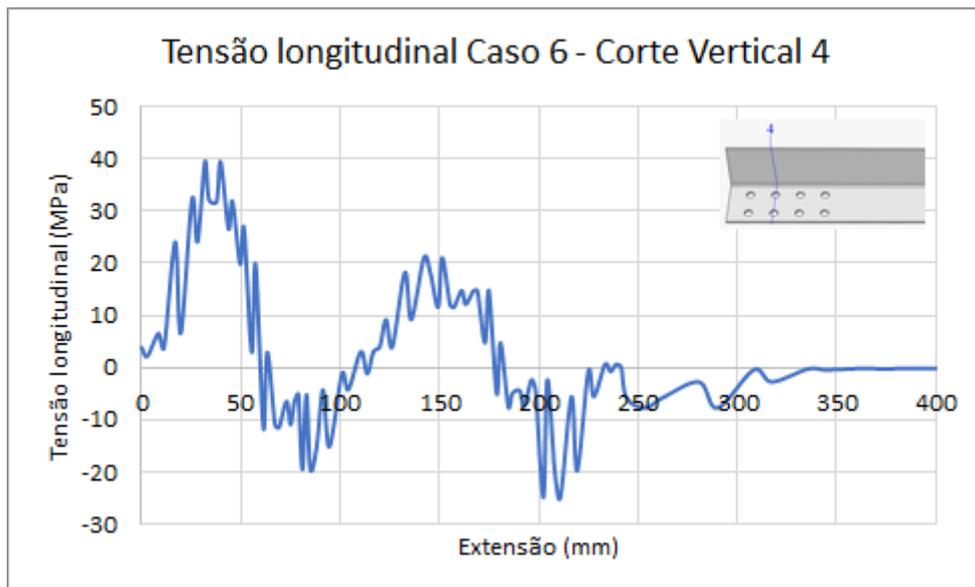


Figura 7.114 - Tensões no corte vertical 4 no Caso 6 (cantoneira B242).

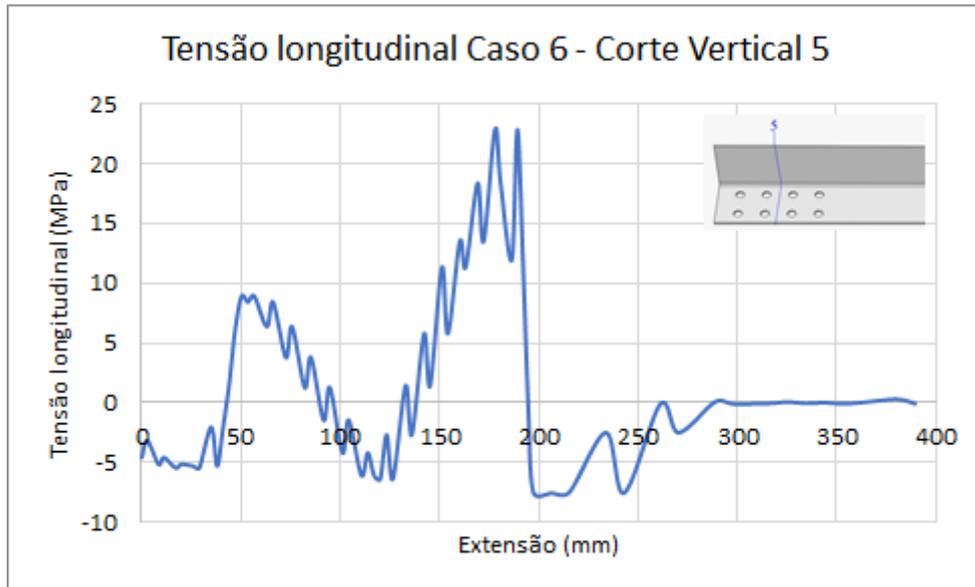


Figura 7.115 - Tensões no corte vertical 5 no Caso 6 (cantoneira B242).

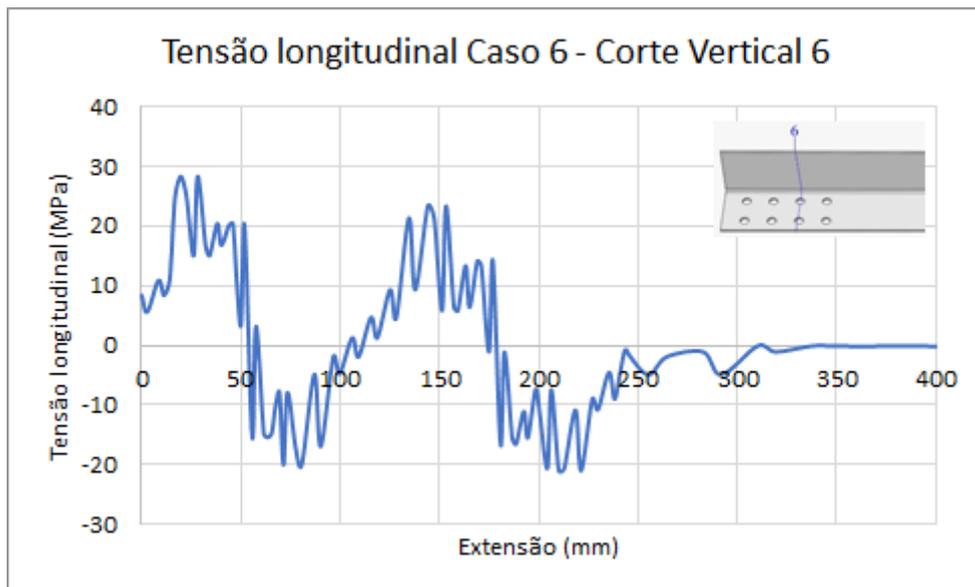


Figura 7.116 - Tensões no corte vertical 6 no Caso 6 (cantoneira B242).

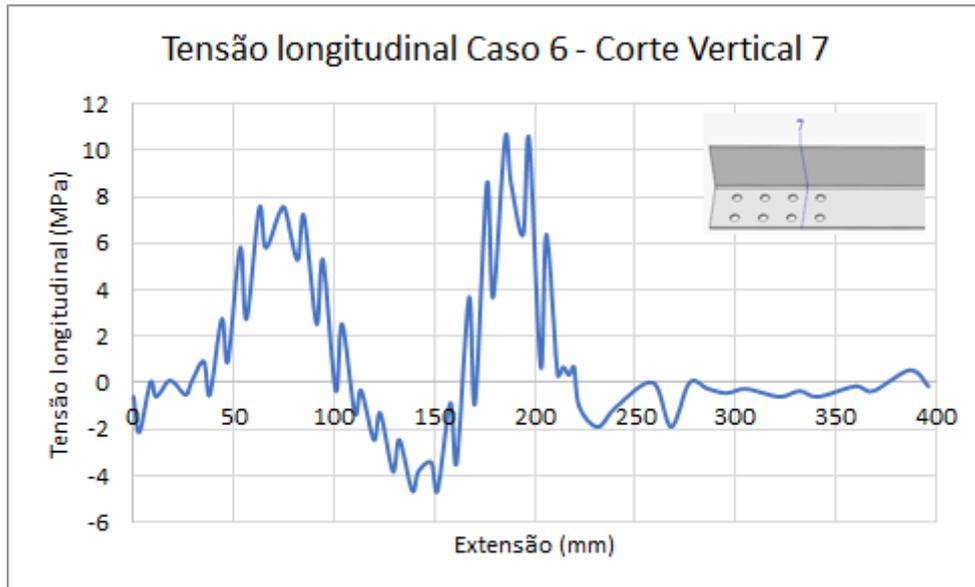


Figura 7.117 - Tensões no corte vertical 7 no Caso 6 (cantoneira B242).

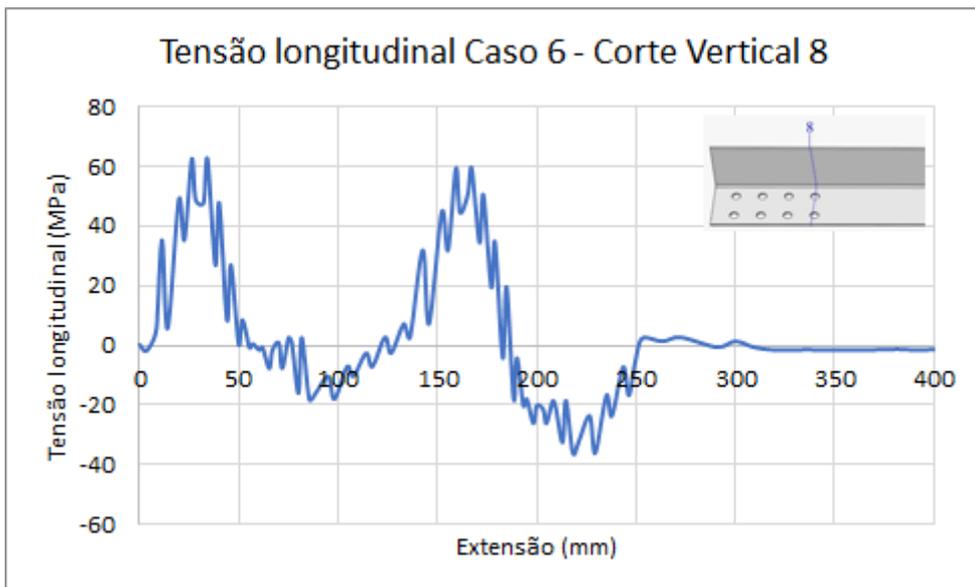


Figura 7.118 - Tensões no corte vertical 8 no Caso 6 (cantoneira B242).

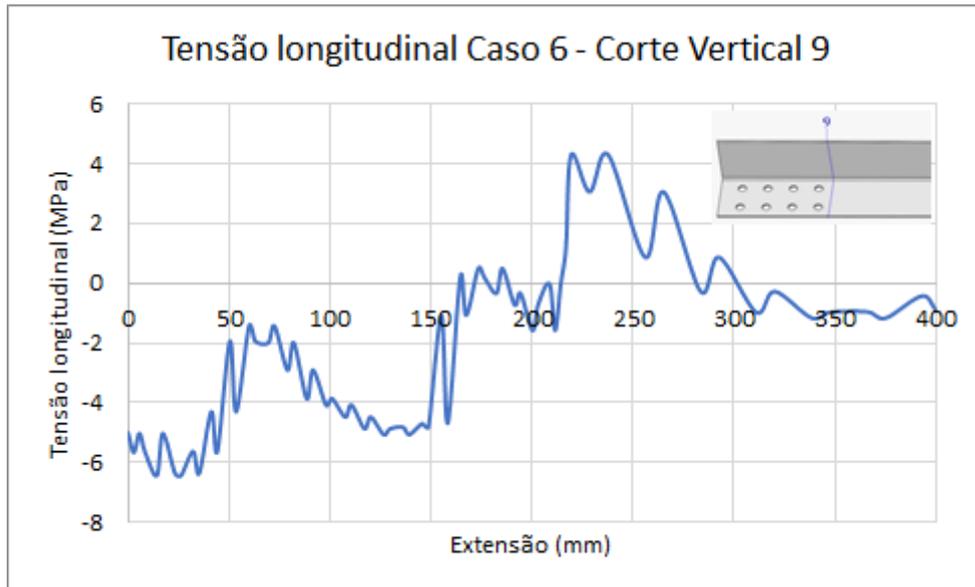


Figura 7.119 - Tensões no corte vertical 9 no Caso 6 (cantoneira B242).

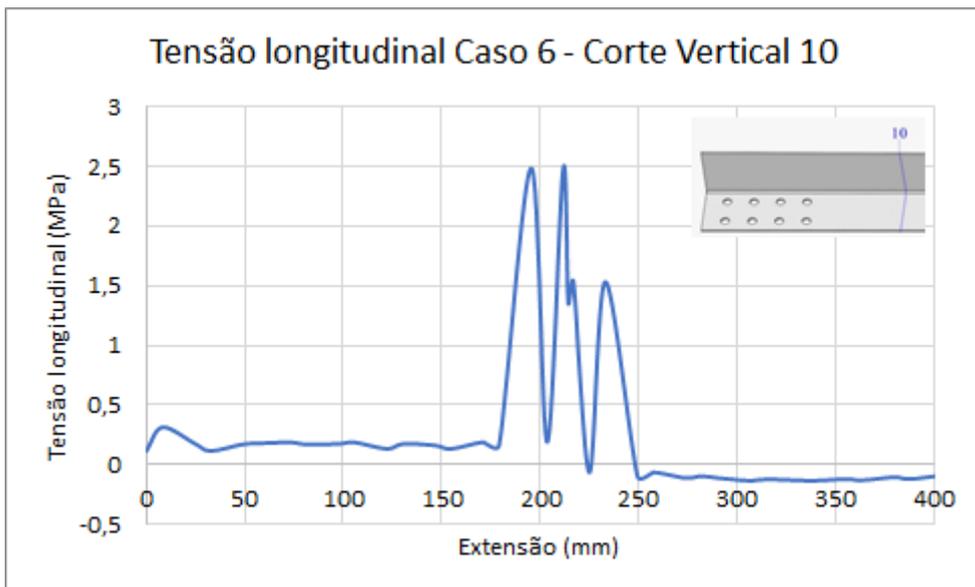


Figura 7.120 - Tensões no corte vertical 10 no Caso 6 (cantoneira B242).

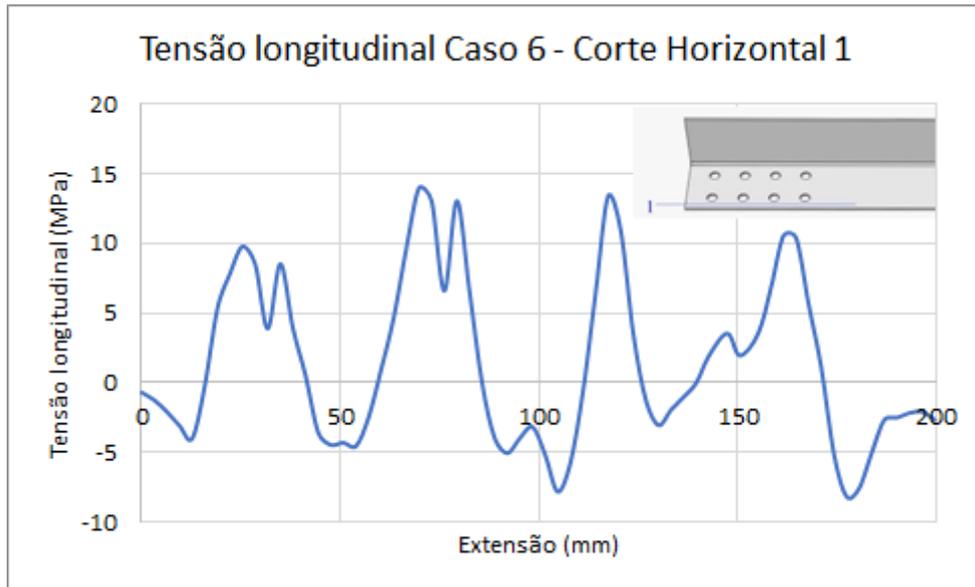


Figura 7.121 - Tensões no corte horizontal 1 no Caso 6 (cantoneira B242).

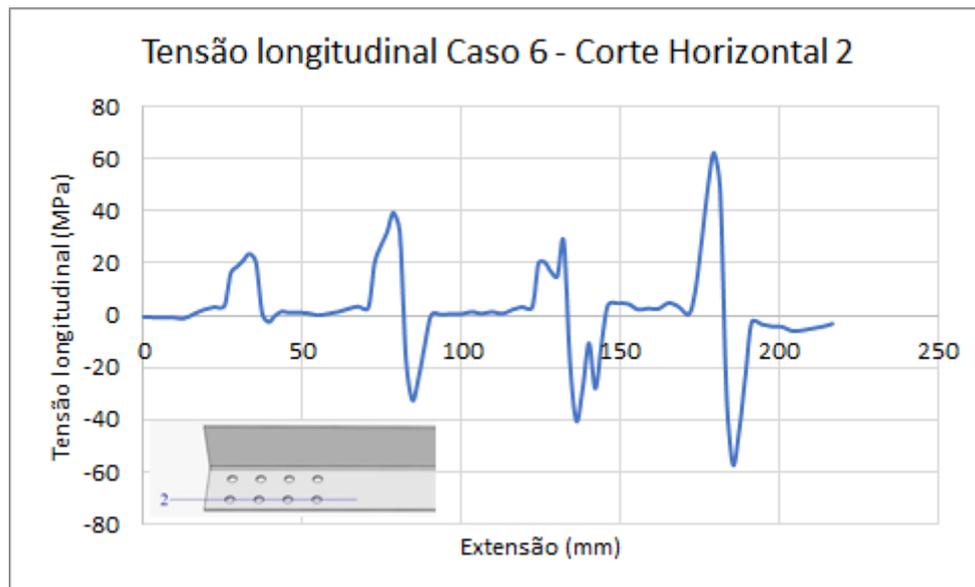


Figura 7.122 - Tensões no corte horizontal 2 no Caso 6 (cantoneira B242).

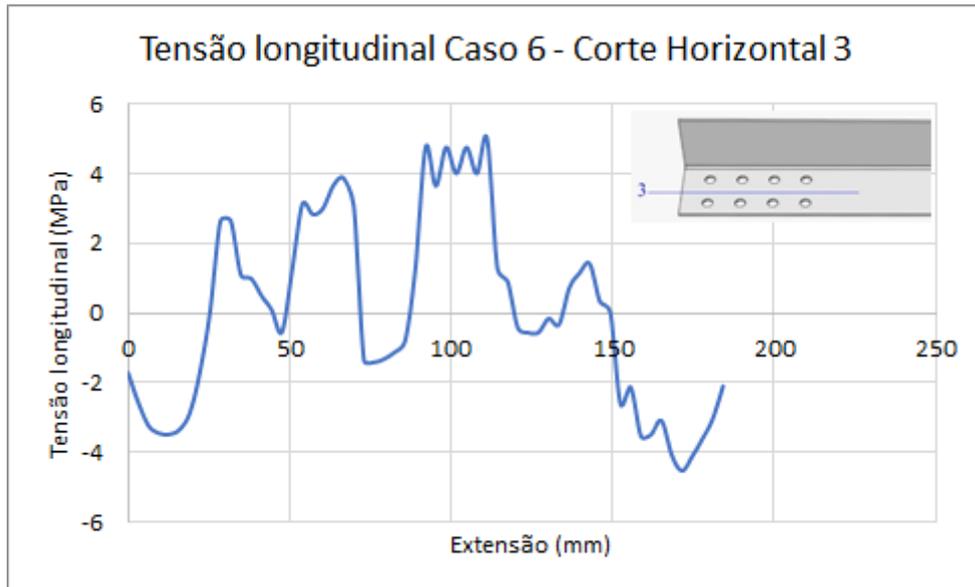


Figura 7.123 - Tensões no corte horizontal 3 no Caso 6 (cantoneira B242).

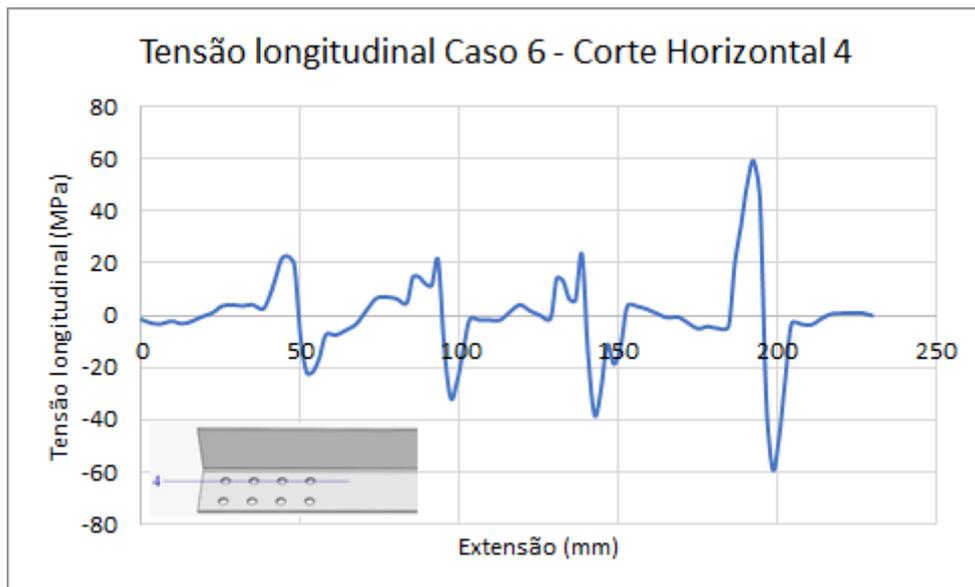


Figura 7.124 - Tensões no corte horizontal 4 no Caso 6 (cantoneira B242).

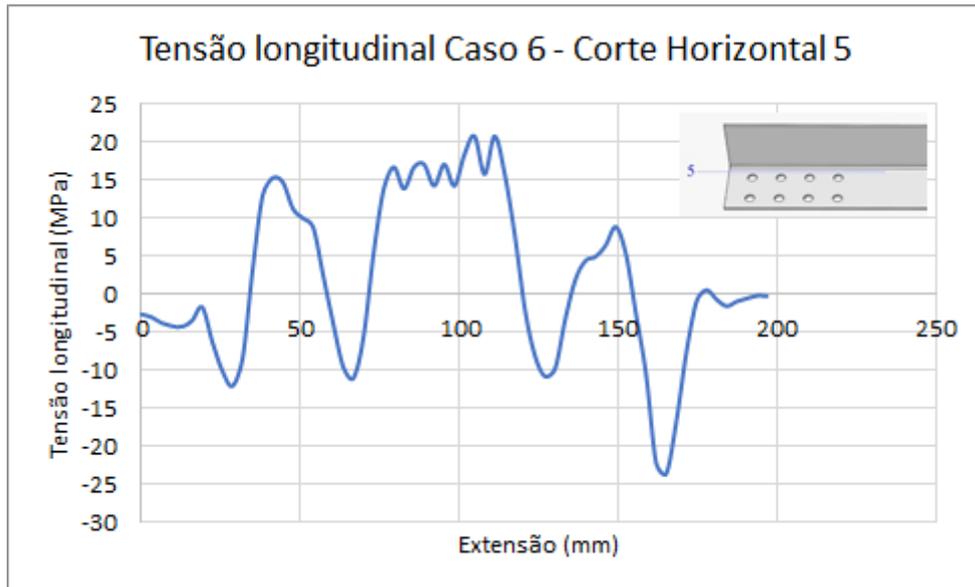


Figura 7.125 - Tensões no corte horizontal 5 no Caso 6 (cantoneira B242).

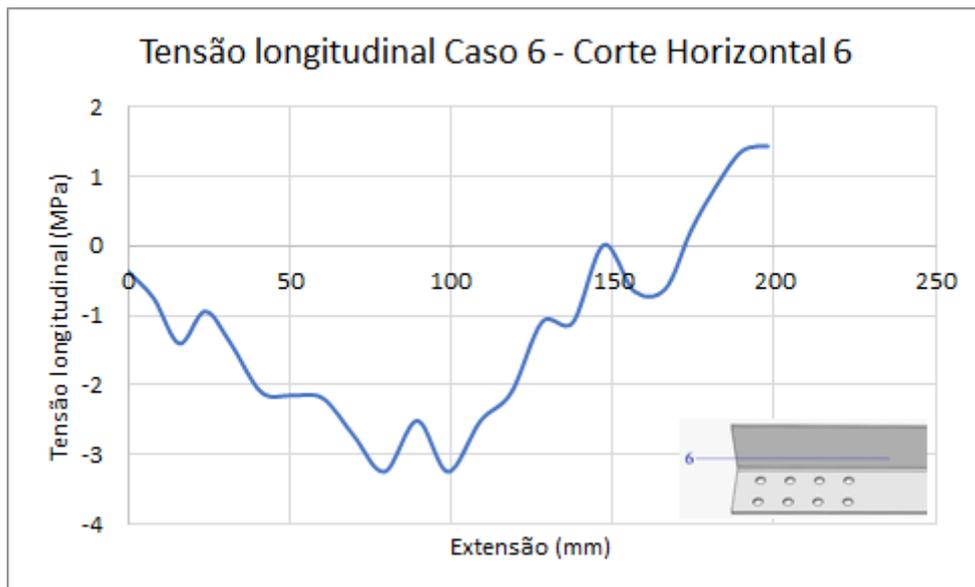


Figura 7.126 - Tensões no corte horizontal 6 no Caso 6 (cantoneira B242).

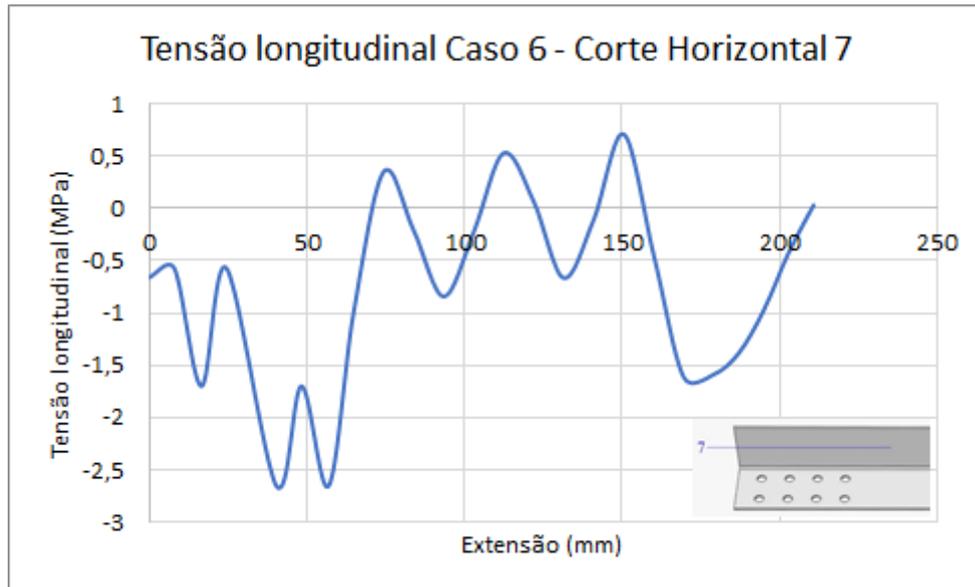


Figura 7.127 - Tensões no corte horizontal 7 no Caso 6 (cantoneira B242).

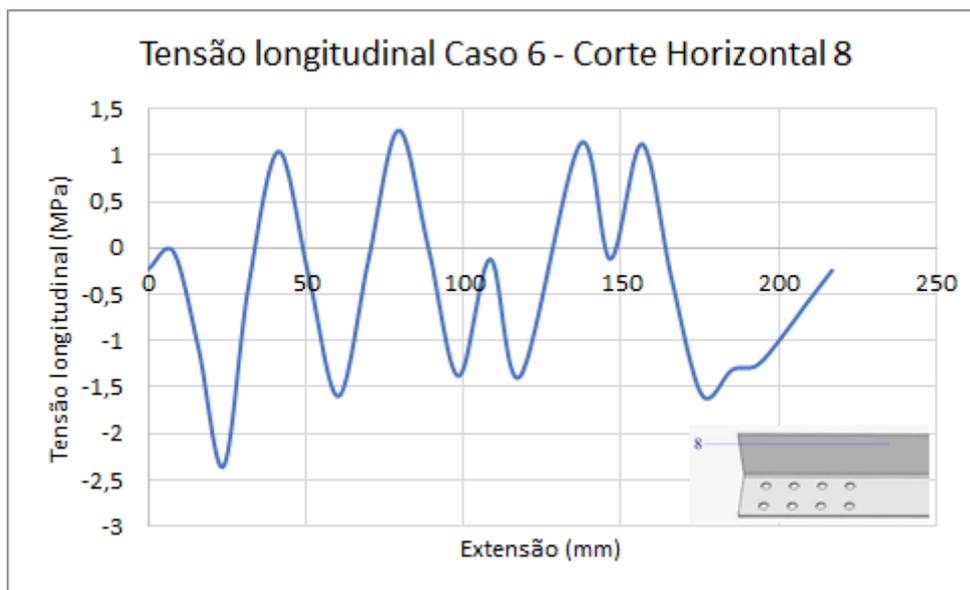


Figura 7.128 - Tensões no corte horizontal 8 no Caso 6 (cantoneira B242).

Comparando os cortes verticais 2, 4, 6 e 8 (cada um passando por dois furos), notamos que no corte 2 as tensões são 23MPa e 23MPa para os furos 1a e 1b, no corte 4 as tensões são 18MPa e 39MPa para os furos 2a e 2b, respectivamente, no corte 6 as tensões são 23MPa e 29MPa para os furos 3a e 3b, respectivamente, e no corte 8 as tensões são 59MPa e 62MPa para os furos 4a e 4b, respectivamente, com tensão maior no furo mais interno da cantoneira e mais próximo da borda da cantoneira.

Os cortes verticais entre furos apresentam comportamento mais irregular, variando de ponto de tração e compressão, sendo a maior tensão atingida no corte vertical 5 (entre os dois primeiros furos), com valor de 23MPa. No entanto, o corte vertical 10 (no meio da cantoneira), apresenta um comportamento mais uniforme, por ser o centro do equilíbrio das tensões.

Podemos perceber no corte horizontal 2 que as tensões aumentam no furo mais interno, sendo, respectivamente, 20MPa, 39 MPa, 28 MPa e 62MPa, também apresentando um crescente nas tensões com exceção do terceiro furo. No corte horizontal 4 as tensões são 19MPa, 21MPa, 23MPa e 59MPa, apresentando valores crescente para o furo mais interno da cantoneira.

Os cortes horizontais mostram que as tensões vão diminuindo gradativamente com o distanciamento dos furos na cantoneira.

7.3. INFLUÊNCIA DO NÚMERO DE PARAFUSOS NA TENSÃO

A tensão máxima de Von Mises no momento exato em que o primeiro ponto da cantoneira atinge a carga última, no valor de 323MPa, varia de acordo com a quantidade de parafusos existentes na cantoneira e com a quantidade de linhas de parafusos.

As Tabela 7.7 e Tabela 7.8 mostram que com o aumento do número de furos na cantoneira, melhor fica a distribuição das tensões nos furos, para uma e duas linhas de parafusos, respectivamente.

No Caso 1, com apenas dois furos, ambos sentem a mesma tensão máxima, já no Caso 3, com quatro furos, a tensão máxima em cada furo aumenta gradativamente de fora para dentro.

Nos casos 4, 5 e 6, a tensão é sempre maior no orifício superior que no orifício inferior, mas seguem a mesma distribuição de tensões que nos casos com apenas uma linha de parafusos, ou seja, a tensão máxima é maior quanto mais interno o furo for.

Segundo Paula (2006), de maneira geral, as características observadas nos resultados do processamento das cantoneiras de abas iguais aplicam-se também aqueles resultados das demais cantoneiras modeladas, tanto aquelas de abas desiguais quando aquelas com duas linhas de parafusos.

Logo, as considerações obtidas nesse estudo também podem ser aplicadas para outros casos de cantoneiras de aço formado a frio parafusadas e submetidas a tração.

Tabela 7.7 - Tensão máxima de Von Misses (em MPa) por furo nos casos 1, 2 e 3.

Furo	Caso 1	Caso 2	Caso 3
1	323	170	129
2	323	222	242
3		323	296
4			323

Tabela 7.8 - Tensão máxima de Von Misses (em MPa) por furo nos casos 4, 5 e 6.

Furo	Caso 4	Caso 5	Caso 6
1a	205	183	254
1b	52	121	185
2a	323	227	240
2b	275	223	236
3a		323	262
3b		323	210
4a			323
4b			304

Comparando com o estudo de Timoshenko e Goodier (1970), e levando em conta que o modelo numérico realizado não é um orifício no centro de uma chapa de bordas infinitas, como o proposto no estudo, os resultados obtidos são relativamente satisfatórios. O pico de tensão de Von Misses ocorre no centro do orifício, e na cantoneira o pico de tensão fica na borda dos furos, como previsto.

As Tabela 7.9 e Tabela 7.10 mostram as tensões longitudinais máximas em cada furo das cantoneiras com uma e duas linhas de parafusos, respectivamente. Comprovando que o furo com maiores tensões é sempre o mais interno da cantoneira, e quando tem duas linhas de parafusos é o mais interno e mais próximo da borda livre.

Tabela 7.9 - Tensão máxima longitudinal (em MPa) por furo nos casos 1, 2 e 3.

Furo	Caso 1	Caso 2	Caso 3
1	157	94	28
2	173	126	20
3		141	23
4			54

Tabela 7.10 - Tensão máxima longitudinal (em MPa) por furo nos casos 4, 5 e 6.

Furo	Caso 4	Caso 5	Caso 6
1a	60	37	23
1b	74	26	23
2a	81	50	18
2b	94	41	39
3a		25	23
3b		65	29
4a			59
4b			62

Fazendo uma comparação entre as tensões numéricas no estado elástico com as 3 teorias propostas por Roark, Young e Budynas (2002), notamos que nenhuma das teorias leva em consideração a quantidade de furos na peça e muito menos o fato de ser uma cantoneira, e não uma chapa de bordas infinitas, além das teorias utilizarem apenas carregamento constante em toda a peça, o que não acontece na realidade.

Logo, temos os seguintes valores de tensão teórica para uma (Tabela 7.11) e duas linhas de parafusos (Tabela 7.12)

Tabela 7.11 - Tensão (em MPa) para as formulações com uma linha de parafuso.

Furo	1ª Teoria	2ª Teoria	3ª Teoria	Numérico
1	229,69	229,69	175,23	173

Tabela 7.12 - Tensão (em MPa) para as formulações com duas linhas de parafusos.

Furo	1ª Teoria	2ª Teoria	3ª Teoria	Numérico
1a	114,84	109,92	87,61	81
1b	114,84	134,24	87,61	94

Percebe-se que as formulações utilizadas não estão adequadas para comparação direta com o estudo realizado nesse trabalho, no entanto, mostra uma relação de que quanto mais parafusos, menor é a tensão máxima em cada furo, comparando a 1ª teoria com a 3ª teoria. E analisando a 2ª teoria para duas linhas de parafusos, percebemos que a tensão é maior quando mais próximo o furo está da borda livre, equivalente aos estudos numéricos realizados neste trabalho.

8. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste estudo um modelo numérico não-linear tridimensional de elementos finitos, com a utilização do *software* ABAQUS/*Standard*, foi desenvolvido com o intuito de avaliar a distribuição de tensões em cantoneiras de aço formado a frio parafusadas e submetidas a tração, focando na análise das tensões nas linhas dos furos.

O modelo considera a não-linearidade: geométrica das peças; material dos aços da cantoneira, da chapa de fixação e dos parafusos; e dos diversos contatos entre as peças.

Foram modeladas 6 cantoneiras de abas iguais e com mesma espessura, com uma e duas linhas de furos, variando entre 2, 3 e 4 seções de furos, sendo os casos 1, 2 e 3 com uma linha e os casos 4, 5 e 6 com duas linhas de parafusos. Os modelos foram calibrados e validados com os resultados dos ensaios experimentais de Paula (2006).

A boa concordância entre as curvas numéricas e experimentais mostram que a metodologia empregada neste estudo é capaz de simular o comportamento de cantoneiras parafusadas submetidas a tração, e, apesar das condições altamente não lineares da estrutura, a análise implícita do ABAQUS/*Standard* foi suficiente para gerar um modelo simplificado das cantoneiras e obter resultados satisfatórios.

Ao longo deste trabalho, foi possível obter as seguintes conclusões:

- O método Riks de aplicação de carga foi a aplicação que mais se encaixa com a simulação do ensaio experimental de tração, sendo um método que gera um colapso com instabilidade e não linearidade geométrica na estrutura;
- A utilização de restrições *tie*, no modelo numérico, entre os parafusos e a cantoneira e entre os parafusos e as chapas de fixação, foi uma simplificação viável para o tipo de análise realizada nesse trabalho, reduzindo um pouco a precisão com o aumento do número de parafusos;
- As deformadas dos perfis ensaiados são bem representadas pelos modelos numéricos, incorporando análises de grandes deformações e grandes deslocamentos, simulando adequadamente as deformações e, principalmente, as tensões surgidas nas abas e nos furos das cantoneiras;

- As cargas últimas das cantoneiras aumentam 10,60% e 16,86% com o acréscimo de um e dois parafusos, respectivamente, para os modelos numéricos, enquanto para os ensaios experimentais aumentam 20,38% e 29,35%, nos casos com uma linha e parafusos;
- Já nos casos com duas linhas de parafusos, as cargas últimas das cantoneiras aumentam 3,08% e 2,16% com o acréscimo de uma e duas seções de parafusos, respectivamente, para os modelos numéricos, enquanto para os ensaios experimentais aumentam 8,23% e 10,38%;
- Nos casos com uma linha de parafusos, o orifício mais interno da cantoneira foi o primeiro a atingir a resistência última da peça, com exceção do caso 1 onde ambos parafusos atingiram a tensão máxima no mesmo instante, e, mesmo assim, o furo interno apresentou mais pontos com a tensão máxima;
- Nos casos com duas linhas de parafusos, o orifício mais interno da cantoneira e o mais superior (próximo da aba livre) foi o primeiro a atingir a resistência última da peça;
- Quanto maior o número de parafusos existentes na cantoneira, menos o parafuso externo (próximo da extremidade da cantoneira) vai sofrer elevadas tensões;
- O furo que apresenta maior tensão longitudinal é sempre o mais interno da cantoneira e mais próximo da borda;
- Na deformação elástica, o aumento do número de parafusos aumenta a distribuição das tensões em cada furo, reduzindo a tensão máxima.

Logo, acredita-se que o modelo numérico desenvolvido e os resultados desta pesquisa contribuam para o melhor entendimento do comportamento das cantoneiras de aço formado a frio parafusadas e submetidas a tração, com foco na distribuição das tensões nos furos.

8.1. PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Como sequência e complementação do estudo apresentado, são elencados como propostas de trabalhos futuros os seguintes de temas:

- Resolver o mesmo problema pelo método explícito (*ABAQUS/Explicit*) e expandir para interações de contato mais próximas do que acontece na realidade;

- Modelar numericamente outros tipos de cantoneiras e analisar como a excentricidade dos furos afeta a distribuição das tensões;
- Submeter as peças a outros tipos de carregamentos, como compressão, torção ou dinâmico, para observar o desempenho das cantoneiras e das tensões nos furos;
- Modelar numericamente cantoneiras parafusadas com distribuição de furos em zig-zag, observando as tensões nos furos e a forma da ruptura da seção líquida;
- Estudar a influência de outros fatores nas ligações parafusadas, como a aplicação de torque mínimo na instalação dos parafusos e a presença ou não de arruelas;
- Elaborar uma formulação matemática para obter as tensões nos furos de forma teórica.

REFERÊNCIAS

- ABAQUS, User's Manual, Version 6.14-4, Dessault Systèmes Simulia Corp, Providence, RI, USA, 2014.
- AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION – AISC. Specification for Structural Steel Buildings. Chicago, Illinois, 2016.
- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE – AISI. North American specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington DC, 2001.
- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE – AISI. North American specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington DC, 2016.
- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE – AISI. Supplement n. 1 to the specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington DC, 1999.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT (2001). NBR 14.762 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio –Procedimento. Rio de Janeiro. 2001.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT (2008). NBR 8.800 – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro. 2008.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT (2010). NBR 14.762 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Rio de Janeiro. 2010.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT (2012). NBR 6355 – Perfis estruturais de aço formados a frio – Padronização. Rio de Janeiro. 2012.
- BARISHPOLSKY, B. M., A Combined Experimental and Numerical Method for the Solution of Generalized Elasticity Problems, *Experimental Mechanics*, Vol 20, 345-349, 1980.
- BARTH, K. E.; ORBISON, J. G.; NUKALA, R. Behavior of steel tension members subjected to uniaxial loading. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 58, p. 1103-1120, 2002.
- BATE, M. Isotropic plasticity, in *Numerical Modelling of Material Deformation Processes*. Hartley, P., Pillinger, I. & Sturgess, p. 68–83, 1992.
- CHONG, K. P., MATLOCK, R.B. Light-Gage Steel Bolted Connections without Washers. *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. 101, n. ST7, p. 1381 – 1391, 1975.
- CHUNG, K. F.; IP, K. H. Finite element investigation on the structural behaviour of coldformed steel bolted connections. *Engineering Structures*, v. 23, p. 1115-1125, 2001.

CHUNG, K. F.; IP, K. H. Finite element modelling of bolted connections between coldformed steel strips and hot rolled steel plates under static shear loading. *Engineering Structures*, v. 22, p. 1271-1284, 2000.

CRISFIELD, M. A., "A Fast Incremental/Iteration Solution Procedure that Handles 'Snap-Through'," *Computers and Structures*, vol. 13, pp. 55–62, 1981.

Da SILVA, W. A. Avaliação Híbrida Numérica-Experimental do Cisalhamento em Parafusos de Conexões Metálicas Tipo T. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil. Publicação E.DM-001^a/08, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 220p, 2008.

ECHAVARRIA, C., HALLTER, P. E SALENIKOVISH, A. Analytical study of a pin-loaded hole in elastic orthotropic plates. *Composite Structures*, Vol. 79, p.107-112, 2007.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-1: General rules and rules for buildings – EN 1993-1-1, 2005.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-3: General Rules – Supplementary rules for cold formed members and sheeting – EN 1993-1-3, 2006.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints – EN 1993-1-8, 2005.

FASOULAKIS, Z. C.; RAFTOYIANNIS, I. G. E AVRAAM, T. P. Experimental and numerical study on single-bolted cold-formed angles under tension and compression. *Frontiers in Built Environment*, Vol. 3(75), National Technical University of Athens, Greece, 2017.

FLYNN, P. D.: Photoelastic Comparison of Stress Concentrations Due to Semicircular Grooves and a Circular Hole in a Tension Bar, *ASME J. Appl. Mech.*, vol. 36, no. 4, December 1969.

GILCHRIST, R. T., CHONG, K. P. Thin Light-Gage Bolted Connection without Washers. *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 105, n. ST1, pp. 175 – 183, 1979.

GRÜBER, B., HUFENBACH, W., KROLL, L., LEPPER, M., ZHOU, B. Stress concentration analysis of fibre-reinforced multilayered composites with pin-loaded holes. *Composites Science and Technology*, 2006.

HANCOCK, G. J. Cold-formed steel structures. *Journal of Constructional Steel Research*, 473-487, University of Sydney, Australia, 2003.

HANCOCK, G. J.; ROGERS, C. A. Design of cold-formed steel structures of high strength steel. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 46, no 1-3, 1998.

HEYWOOD, R. B.: "Designing by Photoelasticity," Chapman & Hall, 1952.

HOLCOMB, B. D., LABOUBE, R. A., YU, W. W. Tensile and Bearing Capacities of Bolted Connections. Second Summary Report, Department of Civil Engineering, Center for Cold-Formed Steel Structures, University of Missouri-Rolla, Rolla, Missouri, 1995.

- JEFFERY, G. B. *Phil. Trans. R. Soc. (London)*, vol. 221, p. 265, 1921.
- KELLY, G. HALLSTRÖM, S. Bearing strength of carbon fibre/epoxy laminates: effects of bolt-hole clearance”. *Composites: Part B*, Vol. 35, o.331-343, 2004.
- KULAK, G. L.; WU, E. Y. Shear lag in bolted angle tension members. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, v. 123, p.1144-1152, 1997.
- KULAK, G. L.; FISHER, J. K.; STRUIK, J. H. A., *Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints*, 2nd ed, Chicago, Illinois, 2001.
- LABOUBE, R. A. E YU, W. W. Tensile and bearing capacities of bolted connections. Final Summary Report, Civil Engineering Study 95-6. University of Missouri-Rolla, 1995.
- MAIOLA, C. H. Ligações parafusadas em chapas finas e perfis de aço formados a frio. Tese (doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos- SP, 2004.
- MAKESH, A. P. E ARIVALAGAN, S. Experimental analysis of cold-formed steel members subjected to tension load. *International Journal of Civil Engineering and Technology*, Vol. 8(6), pp 621-629, Educational and Research Institute University, India, 2017.
- MAKESH, A. P. E ARIVALAGAN, S. Experimental and analytical study on behaviour of cold formed steel using angle section under tension members. *International Journal of Engineering Technologies and Management Research*, 5(1), 20-28. India, 2018.
- MARIANO, A. M.; Rocha, M. Revisão da Literatura: Apresentação de uma Abordagem Integradora. XXVI Congreso Internacional de la Academia Europea de Dirección y Economía de la Empresa (AEDEM), Reggio Calabria, v. 26, 2017.
- MUNSE, W. H.; CHESSON, E. Jr. Riveted and bolted joints: net section design. *Journal of Structural Division*, ASCE, v. 89, p. 107-126, 1963.
- NGUYEN, H. T.; KIM, S. E. Finite element modeling of push-out tests for large stud shear connectors. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 65, n. 10–11, p. 1909–1920, 2009.
- ORBISON, J. G.; BARTH, K. E.; BARTELS, P. A. Net section rupture in tension members with connection eccentricity. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, v. 128, p. 976-985, 2002.
- PADMAPRIYA, R. E KANDASAMY, S. Study on the behaviour of cold-formed steel angle tension members. In. 20th. International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. St. Louis, Missouri, U.S.A, 2010.
- PADMAPRIYA, R. Experimental Study on behaviour of bolted cold-formed steel angles under tension. *Asian Journal of Civil Engineering*, Vol. 16, NO. 7, p. 967-975. Sathyabama University, Chennai, India, 2015b.

- PADMAPRIYA, R. Study on behaviour of bolted cold-formed steel angle tension members. *Indian Journal of Science and Technology*, Vol., 8(S7), p. 102-109. Sathyabama University, Chennai, India, 2015b
- PAN, C. E CHIANG, P. Shear lag effect on bolted C-shaped cold-formed steel tension members. *International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, Chaoyang University of Technology, Taiwan, 2002.
- PAN, C. Shear lag effect on bolted L-shaped cold-formed steel tension members. *International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, Chaoyang University of Technology, Taiwan, 2006.
- PAN, CL. Prediction of the strength of bolted cold-formed channel sections in tension. *Thin-Walled Structures*, v. 42, 2004.
- PAULA, V. F. de. Análise Experimental e Numérica de Cantoneiras de Aço Formadas a Frio, sob Tração e Conectadas por Parafusos. Publicação n.º E.TD 005A/06, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 167p, 2006.
- PEREIRA, R. S.; DEPAULA, V. F.; BEZERRA, L. M.; LIMA, J. M. Análise numérica de cantoneiras de aço formadas a frio, sob tração e conectadas por parafusos. *Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*, Universidade de Brasília, Brasil, 2017.
- PETERSON, R. E.: “Stress Concentration Factors,” John Wiley & Sons, 1974.
- POWELL, G., J. SIMONS, “Improved Iterative Strategy for Nonlinear Structures,” *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 17, pp. 1455–1467, 1981.
- PRABHA, P. ARUL JAYACHANDRAN, S. SARAVAN, M. MARIMUTHU, V. Prediction of the tensile capacity of cold formed angles experiencing shear lag. *Thin-Walled Structures*, Volume 49, Issue 11, Pages 1348-1358, Chennai, India, 2011.
- PRABHA, P.; SARAVANAN, M.; MARIMUTHU, V.; ARUL JAYACHANDRAN, S. Experimental studies on cold-formed steel angle tension members. *Recent Researches in Geography, Geology, Energy, Environment and Biomedicine*, India, 2011b.
- RAMM, E., “Strategies for Tracing the Nonlinear Response Near Limit Points,” *Nonlinear Finite Element Analysis in Structural Mechanics*, Edited by E. Wunderlich, E. Stein, and K. J. Bathe, Springer-Verlag, Berlin, 1981.
- REZENDE, P. G. Análise da Resposta Numérica de Ligações Parafusadas em Chapas Finas e Perfis de Aço Formados a Frio. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.
- REZENDE, P. G.; MALITE, M.; MUNAIAR NETO, J. Análise da Resposta Numérica de Ligações Parafusadas em Perfis Formados a Frio. In: *XXV Congresso Ibero-Latino Americano de Métodos Computacionais Aplicados à Engenharia*, Recife-PE, 2004.

ROARK, R. J., YOUNG, W. C., & BUDYNAS, R. G. *Roark's formulas for stress and strain*. New York, McGraw-Hill, 2002.

ROKADE, R. P.; PRASAD RAO, N.; BALAGOPAL, R.; MOHAN, S. J. Studies on bracing member end connections for cold formed steel sections. International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, CSIR - Structural Engineering Research Centre, India, 2012.

SALMON, C. G., JOHNSON, J. E. *Steel Structures, Design and Behavior*. Five Edition. New York, Harper Collins College Publishers, 2009.

SCHULZ, K. J.: On the State of Stress in Perforated Strips and Plates, Proc. Neth. Roy. Acad. Sci., vols. 45–48, 1942–1945.

SJÖSTRÖM, S.: On the Stresses at the Edge of an Eccentrically Located Circular Hole on a Strip under Tension, Aeronaut. Res. Inst. Rept. 36, Sweden, 1950.

TEH, L. H. E GILBERT, B. P. Net section tension capacity of cold-reduced sheet steel angle braces bolted at one leg. *Journal of Structural Engineering*, Vol., 139 (3), 328 – 337. University of Wollongong, Australia, 2013.

TEH, L. H. E GILBERT, B. P. Net section tension capacity of equal angle braces bolted at different legs. *Journal of Structural Engineering*, 06014002. University of Wollongong, Australia, 2014.

TEH, L. H. E YAZICI, V. Shear lag and eccentricity effects of bolted connections in cold-formed steel sections. *Engineering Structures*, Volume 52, Pages 536-544. University of Wollongong, Australia, 2013.

TIMOSHENKO, S. P.; GOODIER, J. N.. *Theory of elasticity*, Third edition, McGraw-Hill, 1970.

TROUP, S.; XIAO, R. Y.; MOY, S. S. J. Numerical modelling of bolted steel connections. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 46, 1998.

WINTER, G. Tests on Bolted Connections in Light Gage Steel. *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. 82, n. ST2, pp. 920-1–920-25, 1956.

YIP, A. S-M.; CHENG, J. J. R. Shear lag in bolted cold-formed steel angles and channels in tension. *Structural Engineering Report n° 233*, Department of Civil & Environmental Engineering, University of Alberta, Edmonton, Canada, 2000.

YU, W. W. *Cold-formed Steel Design*, In New York, John Wiley e Sons, 3rd Ed, 2000.