

CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI
LETÍCIA DOS SANTOS PEREIRA

**AVALIAÇÃO DO POTENCIAL DOS MODELOS DE ZONA COESIVA E XFEM NA
DESCRIÇÃO DA FENOMENOLOGIA DA FRATURA DÚCTIL DE CORPOS DE
PROVA CHARPY E DWTT FABRICADOS DE AÇOS CLASSE API**

São Bernardo do Campo

2017

LETÍCIA DOS SANTOS PEREIRA

**AVALIAÇÃO DO POTENCIAL DOS MODELOS DE ZONA COESIVA E XFEM NA
DESCRIÇÃO DA FENOMENOLOGIA DA FRATURA DÚCTIL DE CORPOS DE
PROVA CHARPY E DWTT FABRICADOS DE AÇOS CLASSE API**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Centro
Universitário FEI, como parte dos requisitos
necessários para a obtenção do título de Mestre
em Engenharia Mecânica na área de materiais e
processos, sob orientação do professor Dr.
Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

São Bernardo do Campo

2017

Pereira, Leticia dos Santos.

Avaliação do potencial dos modelos de zona coesiva e XFEM na descrição da fenomenologia da fratura dúctil de corpos de prova charpy e DWTT fabricados de aços classe API / Leticia dos Santos Pereira. São Bernardo do Campo, 2017.

174 f. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

1. Gasoduto. 2. Zona coesiva. 3. XFEM. 4. Charpy. 5. DWTT. I. Donato, Gustavo Henrique Bolognesi, orient. II. Título.

Aluno: Letícia dos Santos Pereira

Matrícula: 215120-7

Título do Trabalho: Avaliação do potencial dos modelos de zona coesiva e XFEM na descrição da fenomenologia da fratura dúctil de corpos de prova charpy e DWTT fabricados de aços classe API.

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato

Data da realização da defesa: 24/02/2017

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

São Bernardo do Campo, 24 / 02 / 2017.

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato Ass.: _____

Prof. Dr. Maurício de Carvalho Silva Ass.: _____

Prof. Dr. Carlos Alexandre de Jesus Miranda Ass.: _____

A Banca Julgadora acima-assinada atribuiu ao aluno o seguinte resultado:

APROVADO

REPROVADO

VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO

**APROVO A VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO EM QUE
FORAM INCLUÍDAS AS RECOMENDAÇÕES DA BANCA
EXAMINADORA**

Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação

Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

Dedico este trabalho aos meus pais, Antônio e Maria Célia e ao meu irmão Davi.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente gostaria de agradecer a Deus pela saúde e força que me permitiu superar as dificuldades impostas.

À minha família pelo conforto nas horas difíceis e pelas palavras de apoio nas horas de desânimo, principalmente aos meus pais por além do suporte emocional sempre confiarem na minha capacidade e por isso não se importaram em me suportar financeiramente.

Ao meu orientador Prof. Dr. Gustavo H. B. Donato por acreditar em mim e pela paciência e tempo disponibilizados para as reuniões e orientações dadas. Agradeço também pelas provocações que me levaram a pensar além.

Aos componentes da banca pelo tempo e atenção dedicados à apreciação desse trabalho e críticas construtivas que farão que o trabalho seja melhor.

Ao Centro Universitário FEI pela isenção de mensalidades e por toda a infraestrutura e disponibilidade de recursos para o desenvolvimento desse trabalho. Gostaria de agradecer também aos técnicos do Centro de Laboratórios Mecânicos (CLM-FEI) pela ajuda e conselhos.

À Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração (CBMM) pela bolsa de estudos concedida, assim como pelo fornecimento de amostras e recursos que permitiram o bom andamento do projeto.

Aos meus companheiros do projeto Rodrygo Moço, Thamiris Zuliani e Lucas Nodari e aos meus amigos Regis Barros e Leonardo Almeida pelo apoio e pelas críticas e opiniões que ajudaram na execução desse trabalho.

A todos que direta e indiretamente fizeram parte da elaboração dessa dissertação.

“The formulation of a problem is often more essential than its solution, which may be merely a matter of mathematical or experimental skill. To raise new questions, new possibilities, to regard old problems from a new angle requires creative imagination and marks real advances in science.”

Albert Einstein

“Um país se faz com homens e livros. ”

Monteiro Lobato

RESUMO

O transporte de gás normalmente é feito por meio de gasodutos. Eles são considerados componentes de extrema responsabilidade, pois uma falha pode causar grandes perdas financeiras e até humanas. Considerando os aços atuais de alta tenacidade, falhas são usualmente originadas de trincas que evoluem como fraturas dúcteis que se propagam por dezenas ou centenas de metros, muitas vezes resultando em explosões. Para evitar que isso ocorra é necessário parar, por meio das propriedades do material, a propagação de uma trinca, fazendo com que ocorra a chamada frenagem da trinca (do inglês *crack arrest*). Para prever se isso ocorrerá, é necessário entender como ocorre o processo de falha por fratura dúctil em alta velocidade em um duto e como ele pode ser representado em corpos de prova laboratoriais. Como um passo nessa direção, foram desenvolvidas simulações refinadas dos ensaios Charpy V-Notch (CVN) e DWTT utilizando as teorias de dano de zona coesiva e XFEM. Foi possível reproduzir as curvas carga-deslocamento experimentais com ambos os métodos. No entanto, o XFEM demonstrou maior capacidade de descrição do fenômeno e permitiu que fossem calibradas evoluções carga-deslocamento para os aços X65, X80 e X100. Além disso, comprovou-se a necessidade da utilização do decaimento exponencial para materiais dúcteis, para ambos modelos. Efeitos da espessura dos elementos e da triaxialidade na calibração dos parâmetros de dano foram incorporados e também foram feitas análises estatísticas para verificação dos efeitos dos parâmetros do modelo XFEM na fratura das amostras. As energias envolvidas no processo de dano puderam ser divididas em energia de deformação plástica, energia para nucleação do defeito e energia para a fratura, o que delineia o caminho para a correlação das amostras com dutos. Uma das limitações de utilizar o CVN reside nas dimensões reduzidas, não permitindo a propagação estável da trinca (*steady state*). Além disso, a energia de dano é muito pequena quando comparada à energia de deformação plástica. A amostra DWTT minimiza tais limitações, mas ainda não pode ser considerada representativa da sollicitação em dutos. Apenas uma pequena parte da energia absorvida durante o ensaio é realmente dedicada à propagação em estado estacionário.

Palavras-chaves: Gasoduto. Zona coesiva. XFEM. Charpy. DWTT

ABSTRACT

Gas transportation is usually performed employing pipelines. They are considered components of extreme responsibility, as a failure can cause great financial and even human losses. Considering current high toughness steels, failures are usually originated from cracks that evolve like ductile fractures that propagate along hundreds of meters, often resulting in explosions. To prevent this failure, it is necessary to stop, through the properties of the material, the propagation of a crack, causing the so-called crack arrest. To predict if this will occur, it is necessary to understand how the ductile fracture failure process occurs at high speed in pipelines and how it can be represented in laboratory specimens. As a step in this direction, refined simulations of Charpy V-Notch (CVN) and DWTT geometries were developed using cohesive zone and XFEM damage theories. It was possible to reproduce the experimental load-displacement curves with both methods. However, XFEM demonstrated greater ability to describe the phenomenon and allowed the aforementioned curves to be calibrated for X65, X80 and X100 steels. In addition, the use of the exponential damage model for ductile materials proved to be recommended for both methods. Effects of element thickness and triaxiality in the damage parameters were also investigated. Furthermore, statistical analyzes were performed to verify the effects of the parameters of the XFEM model. The energies involved in the damage process could be divided into plastic deformation energy, initiation energy and fracture energy, which outlines the path for the correlation of specimen with pipelines. One of the limitations of CVN geometry is the reduced remaining ligament, which does not favor a steady state ductile crack propagation. Besides that, the damage energy is very small when compared to the plastic deformation energy. The DWTT sample minimizes such limitations but still cannot be considered representative of the failure in pipelines. Only a small part of the absorbed energy is spent to steady-state propagation.

Key-words: Gas pipeline. Cohesive zone. XFEM. Charpy. DWTT

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Explosão de um gasoduto na Pensilvânia	23
Figura 2 – Falha em um gasoduto na Flórida	24
Figura 3 – Vista área da explosão em San Bruno.....	24
Figura 4 – Matriz energética brasileira em 2015.....	28
Figura 5 – Ganho de propriedades mecânicas dos materiais usados em gasodutos.....	30
Figura 6 – Diminuição do encruamento com o aumento da resistência mecânica.....	31
Figura 7 – Processo de fabricação U-O-E	32
Figura 8 – Processo de fabricação Helicoidal	33
Figura 9 – Dimensões principais e tensões presentes em um gasoduto	34
Figura 10 – Tensões principais em um gasoduto	35
Figura 11 – Curva tensão <i>vs.</i> deformação de engenharia ilustrativa	36
Figura 12 – Curva σ <i>vs.</i> ϵ verdadeira corrigida por Bridgman para um aço ABNT 1010.....	37
Figura 13 – Trincas causadas por corrosão em um gasoduto	39
Figura 14 – Efeito da tenacidade a fratura no mecanismo de fratura.....	40
Figura 15 – Modos de carregamento que podem ser aplicados em uma trinca.....	41
Figura 16 – Variação da triaxialidade em função da espessura.....	42
Figura 17 – Curva R ilustrativa de um material que apresenta crescimento dúctil de defeito. 44	
Figura 18 – Curva R esquemática para ilustrar controle de carga e controle e deslocamento .45	
Figura 19 – SENT carregado por pinos	46
Figura 20 – Curva esquemática de <i>Crack Arrest</i>	47
Figura 21 – Efeito da taxa de deformação de um aço AISI 1040.....	50
Figura 22 – Efeito da taxa de deformação de um aço X80 ensaiado a 1150°C.....	50
Figura 23 – Efeito da temperatura para um aço inoxidável comercial 18-8.....	51
Figura 24 – Corpo de prova mais utilizado em um ensaio Charpy	53
Figura 25 – Corpo de prova DWTT	56
Figura 26 – Ilustração do método BTCM.....	57
Figura 27 – Calibração do método BTCM para uma base de dados	58
Figura 28 – Tenacidade requerida para o <i>arrest</i> prevista	59
Figura 29 – Curva experimental Charpy instrumentado para o aço API X80.....	60
Figura 30 – Separação dos componentes da energia em um ensaio CVN instrumentado.....	60
Figura 31 – Fator de correção de Leis aplicado ao BTCM	61

Figura 32 – Linha de Elementos Coesivos	63
Figura 33 – Modelos típicos de TSL	64
Figura 34 – Dimensões do elemento coesivo	66
Figura 35 – Tensão vs. deformação corrigida por Bridgman dos aços em estudo	70
Figura 36 – Geometria corpo de prova Charpy	71
Figura 37 – Geometria corpo de prova DWTT	72
Figura 38 – Vínculos e carregamentos	73
Figura 39 – Efeito do coeficiente de atrito	76
Figura 40 – Comparação entre corpo rígido analítico e discreto usando a geometria Charpy.	77
Figura 41 – Comparação gráfica entre corpo rígido analítico e corpo rígido discreto	78
Figura 42 – Comparação entre raio de concordância do apoio	79
Figura 43 – Malha obtidas no Abaqus (2013)	80
Figura 44 – Malha 2D inicial do corpo de prova Charpy construída no MSC Patran.....	81
Figura 45 – Malha 3D do corpo de prova Charpy importada para o Abaqus.....	82
Figura 46 – Efeito do elemento coesivo na malha.....	83
Figura 47 – Deformação no elemento coesivo	83
Figura 48 – Malha com entalhe em cunha.....	84
Figura 49 – Comparação entre as malhas	85
Figura 50 – Malha Charpy sem entalhe.....	85
Figura 51 – Força vs. deslocamento sem dano	86
Figura 52 – Malha para o DWTT e modelo de zona coesiva.....	87
Figura 53 – Malha 1 XFEM para o Charpy.....	88
Figura 54 – Malha 2 XFEM para o Charpy.....	88
Figura 55 – Malha 3 XFEM para o Charpy.....	88
Figura 56 – Efeito da malha na geometria Charpy.....	89
Figura 57 – Problema com malha muito refinada	89
Figura 58 – Malha 2D DWTT	90
Figura 59 – Ajuste da curva e verificação dos efeitos dinâmicos	92
Figura 60 – Propriedades com dano e malha com entalhe.....	94
Figura 61 – Força vs. deslocamento com dano na malha sem entalhe	95
Figura 62 – Geometria deformada, $\sigma = 1300$ MPa e $\Gamma_0 = 900$ N/mm (linear)	95
Figura 63 – Divisão das linhas de elementos coesivos.....	96
Figura 64 – Deformação espúria no C.P. Charpy.....	97

Figura 65 – Fluxograma do programa em Fortran	98
Figura 66 – Força vs. deslocamento com modelo XFEM, aço API X80 e pré-trinca	100
Figura 67 – Força vs. deslocamento com modelo XFEM, aço API X80 sem efeito de taxa .	101
Figura 68 – Calibração DWTT	102
Figura 69 – Curvas com melhor aderência da calibração do modelo de zona coesiva	105
Figura 70 – Calibração do modelo de zona coesiva com sub-rotina para o aço API X80	106
Figura 71 – Calibração do modelo XFEM com decaimento linear para o aço API X80	107
Figura 72 – Calibração do modelo XFEM para o Charpy e aço API X65	108
Figura 73 – Calibração do modelo XFEM para o Charpy e aço API X80	109
Figura 74 – Calibração do modelo XFEM para o Charpy e aço API X100	110
Figura 75 – Calibração do modelo XFEM para o DWTT e aço API X80	111
Figura 76 – Calibração do modelo XFEM para o DWTT e aço API X100	112
Figura 77 – Calibração do modelo XFEM para o DWTT e aço API X65	112
Figura 78 – Análise fatorial completa com ponto central X80.....	116
Figura 79 – Análise fatorial com pontos axiais e ponto central X80	116
Figura 80 – Energia absorvida em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X80..	119
Figura 81 – Força máxima em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X80	120
Figura 82 – Tamanho de trinca em relação ao tempo de simulação para o Charpy	121
Figura 83 – Tensão máxima principal pela altura e pelo tempo para o Charpy e aço X80....	122
Figura 84 – Tensão máxima principal pela distância da ponta da trinca e pelo tempo	123
Figura 85 – Deformação plástica efetiva pela distância da ponta da trinca e pelo tempo.....	124
Figura 86 – Desenho esquemático da deformação no C.P. Charpy	124
Figura 87 – Triaxialidade pela distância da ponta da trinca e pelo tempo	125
Figura 88 – Pontos escolhidos da curva numérica do Charpy e aço X80	126
Figura 89 – Análise da tensão máxima principal para os três pontos escolhidos Charpy.....	127
Figura 90 – Análise da triaxialidade para os três pontos escolhidos	128
Figura 91 – Tensão máxima principal pela distância da ponta da trinca e pelo tempo	129
Figura 92 – Deformação plástica efetiva pela distância da ponta da trinca e pelo tempo.....	129
Figura 93 – Triaxialidade pela distância da ponta da trinca e pelo tempo	130
Figura 94 – Pontos escolhidos da curva numérica do DWTT e aço X80.....	131
Figura 95 – Análise da tensão máxima para os três pontos escolhidos para o DWTT	132
Figura 96 – Análise da triaxialidade para os três pontos escolhidos para o DWTT.....	133
Figura 97 – Energia cinética para o Charpy e material API X80	134

Figura 98 – Energia gasta para o Charpy e material API X80	135
Figura 99 – Energias presentes no modelo para o Charpy e material API X80	136
Figura 100 – Deformada da simulação mais próximo à experimental	137
Figura 101 – Variação de energia cinética para o Charpy e material API X80	138
Figura 102 – Energia absorvida para o Charpy e material API X80	138
Figura 103 – Energia interna para o Charpy e material API X80	139
Figura 104 – Comparação entre XFEM e zona coesiva para o Charpy e material API X80	140
Figura 105 – Perturbação da tensão de von Mises na região do martelo e dos apoios.....	141
Figura 106 – Região de perturbação da tensão S1 na região de propagação da trinca.....	141
Figura 107 – Separação da energia absorvida em energia plástica e energia de dano	142
Figura 108 – Curvas de energias em relação ao tamanho de trinca	143
Figura 109 – Curvas de energias em relação ao tamanho de trinca suavizadas	143
Figura 110 – Derivada da energia interna em relação ao tamanho de trinca para o Charpy.	144
Figura 111 – Ilustração do <i>steady state</i> para o Charpy e aço API X80	145
Figura 112 – Divisão da energia interna para o DWTT e aço API X80.....	146
Figura 113 – Região de perturbação da tensão de von Mises na região dos apoios.....	147
Figura 114 – Região de perturbação da tensão de von Mises na região do martelo	147
Figura 115 – Região de perturbação da tensão S1 na região de propagação da trinca.....	148
Figura 116 – Separação da energia absorvida em energia plástica e energia de dano	149
Figura 117 – Curvas de energias em relação ao tamanho de trinca suavizadas	149
Figura 118 – Derivada da energia interna em relação ao tamanho de trinca.....	150
Figura 119 – Ilustração do <i>steady state</i> para o DWTT e aço API X80	151
Figura 120 – Análise fatorial completa com ponto central X65.....	166
Figura 121 – Análise fatorial com pontos axiais e ponto central X65	166
Figura 122 – Análise fatorial completa com ponto central X100.....	167
Figura 123 – Análise fatorial com pontos axiais e ponto central X100	167
Figura 124 – Energia absorvida em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X65	169
Figura 125 – Energia absorvida em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X65	169
Figura 126 – Gráfico de superfície da energia absorvida para o aço API X100	170
Figura 127 – Tensão máxima principal para o Charpy e aço API X65.....	172
Figura 128 – Deformação plástica efetiva para o Charpy e aço API X65.....	172
Figura 129 – Triaxialidade para o Charpy e aço API X65	173
Figura 130 – Tensão máxima principal para o Charpy e aço API X100.....	173

Figura 131 – Deformação plástica efetiva para o Charpy e aço API X100.....	174
Figura 132 – Triaxialidade para o Charpy e aço API X100	174

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Aumento da Pressão e do diâmetro de gasodutos de 1910 até a década de 1990...	29
Tabela 2 – Resumo comparativo das dimensões de dutos obtidos.....	33
Tabela 3 – Tolerâncias das dimensões do Charpy V-Notch.....	53
Tabela 4 – Propriedades do material em estudo	69
Tabela 5 – Composição química do material em estudo segundo a norma API 5L.....	69
Tabela 6 – Espessuras do DWTT utilizadas nas simulações.....	72
Tabela 7 – Velocidades utilizadas nas simulações DWTT.....	74
Tabela 8 – Resumo dos parâmetros de Johnson-Cook calibrados	91
Tabela 9 – Parâmetros calibrados com modelo de zona coesiva, aço API X80.....	94
Tabela 10 – Parâmetros calibrados com modelo XFEM, aço API X80 e pré-trinca.....	99
Tabela 11 – Parâmetros calibrados com modelo XFEM, aço API X80 e sem efeito de taxa	100
Tabela 12 – Espessura e velocidades utilizadas nas simulações DWTT.....	102
Tabela 13 – Parâmetros calibrados com modelo XFEM, aço X80 com decaimento linear ...	106
Tabela 14 – Resumo dos parâmetros calibrados para o Charpy utilizando o XFEM.....	108
Tabela 15 – Resumo dos parâmetros calibrados para o DWTT utilizando o XFEM.....	111
Tabela 16 – Calibração da Γ_0 para diferentes espessuras de elementos no Charpy	113
Tabela 17 – Calibração da Γ_0 para diferentes espessuras de elementos no DWTT	114
Tabela 18 – Variáveis da análise fatorial X80.....	115
Tabela 19 – Variáveis da análise fatorial X65.....	117
Tabela 20 – Variáveis da análise fatorial X100.....	117
Tabela 21 – Resultados das regressões lineares para a variável de energia absorvida.....	118
Tabela 22 – Resultados das regressões lineares para a variável de força máxima.....	118

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASME	sociedade americana de engenheiros mecânicos (do inglês: <i>American Society of Mechanical Engineers</i>)
ASTM	sociedade americana de ensaio e materiais (do inglês: <i>American Society for Testing and Materials</i>)
API	instituto americano de petróleo (do inglês: <i>American Petroleum Institute</i>)
BTCM	método <i>Battelle</i> utilizando duas curvas (do inglês: <i>Battelle Two Curve Method</i>)
C.P.	Corpo de Prova
CBMM	Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração
CLM	Centro de Laboratórios Mecânicos do Centro universitário FEI
CMOD	deslocamento da abertura da “boca” da trinca (do inglês: <i>Crack Mouth Opening Displacement</i>)
CTOA	ângulo da abertura da ponta da trinca (do inglês: <i>Crack-Tip Opening Angle</i>)
CTOD	deslocamento da abertura da ponta da trinca (do inglês: <i>Crack-Tip Opening Displacement</i>)
CVN	Charpy com entalhe V (do inglês: <i>Charpy V-Notch</i>)
DWTT	do inglês: <i>Drop Weight Tear Test</i>
ERW	soldagem por resistência elétrica (do inglês: <i>Electric Resistance Welding</i>)
ETT	Estado Triaxial de Tensões
FEI	Fundação Educacional Inaciana Padre Saboia de Medeiros
FSE	equivalente à estrutura (do inglês: <i>Full-Size Equivalent</i>)
GNL	Gás Natural Liquefeito
GNT	Modelo de Gurson Tveegard Needleman
IPEI	Instituto de Pesquisa e Estudos Industriais
MAXS	Tensão nominal máxima (do inglês: <i>Maximum Nominal Stress Criterion</i>)
MEF	Método dos Elementos Finitos
MFEL	Mecânica da Fratura Elástica-Linear
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
NTSB	conselho de segurança nacional dos transportes (do inglês: <i>National Transportation Safety Board</i>)
SAW	soldagem por arco submerso (do inglês: <i>Submerged Arc Welding</i>)

SENT	corpo de prova com entalhe unilateral submetido a tração (do inglês: <i>Single Edge Notch Tension</i>)
SCC	trincamento por tensão-corrosão (do inglês: <i>Stress-corrosion cracking</i>)
TSL	lei de separação por tração (do inglês: <i>Traction-Separation Law</i>)
XFEM	método dos elementos finitos estendidos (do inglês: <i>Extended Finite Element Method</i>)
ZAC	Zona Afetada pelo Calor

LISTAS DE SIMBOLOS

Símbolos latinos

a	tamanho de trinca [mm]
A_f	área mínima de fratura no ensaio de tração [mm ²]
A_i	área da secção mínima inicial do C.P. de tração [mm ²]
B	espessura do corpo [mm]
Be	comprimento do elemento coesivo [mm]
C	constante que depende da deformação, temperatura e material [MPa]
C'	constante que combina a constante C e a constante de Hollomon H [MPa]
$(C_v)_{arrest}$	energia requerida, para CVN, para ocorrer <i>crack arrest</i> [J]
$(C_v)_{BTCM}$	energia FSE CVN calculada utilizando o método BTCM [J]
C_J	parâmetro do modelo de Johnson-Cook [adimensional]
D	parâmetro de dano [adimensional]
ds	incremento de comprimento ao longo do caminho Γ [mm]
$d\lambda$	fator de proporcionalidade [adimensional]
e	deformação de engenharia [mm/mm]
E	módulo de elasticidade [GPa]
E_{nn}	rigidez do elemento coesivo na direção normal [N/mm]
E_{ss} e E_{tt}	rigidez do elemento coesivo nas direções transversais [N/mm]
F_1	força aplicada nas paredes do duto que causam a tensão circunferencial [N]
F_2	força aplicada nas paredes do duto que causam a tensão longitudinal [N]
F_H	constante de anisotropia de Hill [adimensional]
G	Módulo de elasticidade transversal [GPa]
Ge	taxa de liberação de energia [N/mm]
Ge_c	taxa de liberação de energia crítica [N/mm]
G_H	constante de anisotropia de Hill [adimensional]
G^c	energia crítica (parâmetro de dano) [Nmm/mm ²]
G^0	energia elástica do início do dano [Nmm/mm ²]
H	índice de resistência [MPa]
H_H	constante de anisotropia de Hill [adimensional]
h	altura do elemento coesivo [mm]
J	integral J [N√m]

K	fator de intensidade de tensões [$N\sqrt{m}$]
K_I	fator de intensidade de tensões para Modo I de carregamento [$N\sqrt{m}$]
K_{Ia}	tenacidade de <i>crack arrest</i> aparente [$N\sqrt{m}$]
K_{IA}	tenacidade de <i>crack arrest</i> real [$N\sqrt{m}$]
K_{Ic}	fator de intensidade de tensões para Modo I de carregamento crítico [$N\sqrt{m}$]
K_{ID}	fator de intensidade de tensões dinâmico para Modo I [$N\sqrt{m}$]
K_r	relação do parâmetro K [adimensional]
l_f	comprimento final do C.P. de tração [mm]
l_i	comprimento inicial do C.P. de tração [mm]
L	comprimento do duto [mm]
L_H	constante de anisotropia de Hill [adimensional]
L_r	relação de tensões [adimensional]
m	sensibilidade do material à taxa de deformação [adimensional]
M_H	constante de anisotropia de Hill [adimensional]
n	expoente de encruamento [adimensional]
n_j	componente unitário do vetor normal à Γ [adimensional]
N_H	constante de anisotropia de Hill [adimensional]
p	pressão interna do duto [MPa]
Q	parâmetro de triaxialidade elasto-plástica [adimensional]
r	distância da ponta da trinca [mm]
r_e	raio externo do duto [m]
r_i	raio interno do duto [m]
R	relação de anisotropia [adimensional]
R_t	razão entre a tensão de escoamento e a tensão de escoamento sem a taxa [adimensional]
\bar{R}	relação de anisotropia média [adimensional]
R_0	relação de anisotropia no sentido de laminação [adimensional]
R_{45}	relação de anisotropia a 45° do sentido de laminação [adimensional]
R_{90}	relação de anisotropia transversal ao sentido de laminação [adimensional]
R^2	coeficiente de determinação [adimensional]
S	tensão de engenharia [MPa]
S_{LE}	tensão limite de escoamento de engenharia [MPa]
t	espessura do duto [mm]

t_n, t_s e t_t	tensões atuantes no elemento coesivo [MPa]
t_n^0, t_s^0 e t_t^0	tensões máxima do elemento coesivo [MPa]
\bar{t}_n, \bar{t}_s e \bar{t}_t	componentes da tensão sem dano [MPa]
T_i	componente do vetor tração [MPa]
T_{eff}	tensão atuante após o início do dano [Mpa]
u_i	componente do vetor deslocamento [mm]
V	velocidade de propagação da trinca [mm/s]
w	densidade de energia de deformação [Nmm/mm ²]
X	tensão de escoamento na direção preferencial da chapa [MPa]
Y	tensão de escoamento na direção transversal da chapa [MPa]
Z	tensão de escoamento na espessura da chapa [MPa]
%A	redução de área no ensaio de tração [%]
%L	alongamento no ensaio de tração [%]

Símbolos gregos

δ'	CTOD [mm]
δ_c	CTOD crítico [mm]
δ_m	deslocamento do elemento [mm]
Γ	caminho de integração [adimensional]
Γ_0	energia específica coesiva [Nmm/mm ²]
Δa	espessura do elemento coesivo [mm]
ε	deformação [adimensional]
$\bar{\varepsilon}$	deformação efetiva [adimensional]
ε^p	deformação plástica verdadeira [adimensional]
ε_i	deformação na direção i (sendo i = 1, 2 ou 3) [adimensional]
$\bar{\varepsilon}_i$	deformação efetiva de instabilidade plástica [adimensional]
ε_{ij}	tensor das deformações infinitesimal [adimensional]
ε_l	deformação no comprimento da chapa [adimensional]
ε_t	deformação na espessura da chapa [adimensional]
ε_w	deformação na largura da chapa [adimensional]
$\dot{\varepsilon}$	taxa de deformação [s ⁻¹]
$\dot{\varepsilon}^{pl}$	taxa de deformação plástica [s ⁻¹]

$\dot{\epsilon}_0$	parâmetro de Johnson-Cook [s^{-1}]
ν	coeficiente de Poisson [adimensional]
σ	tensão aplicada [MPa]
σ_c	tensão de colapso plástico [MPa]
σ_i	tensão na direção i (sendo $i = 1, 2$ ou 3 para as tensões principais e x, y ou z para tensões no plano) [MPa]
σ_{ij}	tensor das tensões [MPa]
σ_{LE}	tensão limite de escoamento [MPa]
σ_R	tensão limite de resistência [MPa]
$\bar{\sigma}$	tensão média de von Mises [MPa]
$\hat{\sigma}$	tensão máxima coesiva [MPa]
τ_{ij}	tensão de cisalhamento entre as os planos i e j [MPa]

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	22
1.1	CONSEQUÊNCIAS DAS FALHAS EM GASODUTOS	22
1.2	MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS ESPECÍFICOS	25
1.3	ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO.....	26
2	REVISÃO DA LITERATURA	27
2.1	GASODUTOS	27
2.1.1	Breve histórico	28
2.1.2	Evolução dos materiais utilizados	29
2.1.3	Processo de fabricação	31
2.1.4	Tensões	34
2.2	PRINCIPAIS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	35
2.3	DEFEITOS EM GASODUTOS	37
2.4	MECÂNICA DA FRATURA.....	39
2.4.1	Mecânica da fratura monoparamétrica	40
2.4.2	Mecânica da fratura bi-paramétrica	45
2.4.3	Fratura dinâmica e crack arrest	46
2.5	PLASTICIDADE.....	47
2.5.1	Processo de instabilidade plástica e colapso plástico	48
2.5.2	Efeito das variáveis	49
2.6	ENSAIOS DINÂMICOS	52
2.6.1	Ensaio de impacto Charpy	52
2.6.2	Ensaio DWTT	55
2.7	INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE GASODUTOS.....	56
2.8	SIMULAÇÕES	62
2.8.1	Zona Coesiva	62
2.8.2	XFEM	66
3	METODOLOGIA	69
3.1	MATERIAL DE INTERESSE	69
3.2	PROPRIEDADES PLÁSTICAS UTILIZADAS NAS SIMULAÇÕES.....	70
3.3	GEOMETRIAS.....	71
3.4	VINCULOS E CARREGAMENTOS	73

3.5	NÃO-LINERIDADES	74
3.6	CONTATO	75
3.7	CORPOS RÍGIDOS.....	76
3.8	MALHA.....	79
3.8.1	Zona Coesiva	79
3.8.2	XFEM.....	87
3.9	EFEITO DE TAXA DE DEFORMAÇÃO.....	90
3.10	CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO DE ZONA COESIVA.....	91
3.11	CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO XFEM	99
3.11.1	Charpy	99
3.11.2	DWTT	101
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	104
4.1	RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO.....	104
4.1.1	Zona Coesiva	104
4.1.2	XFEM.....	107
4.2	EFEITO DA TRIAXIALIDADE NA CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS.....	113
4.3	ANÁLISE FATORIAL	114
4.4	ANÁLISE DO CAMPO DE TENSÕES	120
4.4.1	Charpy	121
4.4.2	DWTT	128
4.5	ANÁLISE ENERGÉTICA	133
4.5.1	Zona Coesiva	134
4.5.2	XFEM.....	137
5	CONCLUSÕES.....	152
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	154
	REFERÊNCIAS.....	155
	APÊNDICE A – Dedução da deformação de instabilidade.....	162
	APÊNDICE B – Curvas da análise fatorial.....	165
	APÊNDICE C – Gráficos de superfície da análise fatorial.....	168
	APÊNDICE D – Gráficos da análise do campo de tensões do Charpy.....	171

1 INTRODUÇÃO

Um dos meios mais utilizados para o transporte de derivados de petróleo, óleo e gás, consiste de oleodutos e gasodutos, respectivamente. Os gasodutos são componentes de extrema responsabilidade, pois trabalham com gases altamente inflamáveis e sob elevadas pressões a fim de viabilizar elevadas vazões. Caso ocorra uma falha, haverá uma grande liberação de energia, dada a grande compressibilidade do fluido. Ainda, o gás poderá entrar em ignição causando uma explosão. Considerando os aços atuais de alta tenacidade, falhas são usualmente originadas de trincas que propagam como fraturas dúcteis. Segundo Leis (2015) a propagação ocorre em altas velocidades, acima de 500 m/s. A propagação da trinca pode percorrer grandes distâncias, já que sua velocidade de propagação é usualmente maior do que velocidade de despressurização da linha, portanto a ponta da trinca está em uma situação de máxima pressão. A trinca será frenada quando chegar a uma válvula ou algum componente conhecido como *crack arrestor*. Outro modo de parar a trinca se dá por meio das propriedades do material. Com o espalhamento da plasticidade à frente da trinca esta é frenada e, por conta da despressurização ocorre o *crack arrest*. Para uma maior segurança no transporte desses gases é importante conhecer e entender o processo de falha que acontece no gasoduto, levando-o à fratura. Especialmente no cenário atual de aços de alta tenacidade (p. ex.: classes API 5L X80, encontrada na norma API (2013)), os micromecanismos de falha são caracterizados por colapso plástico e amplo espalhamento de plasticidade, o que invalida muitos dos modelos tradicionais para a previsão de frenagem de trincas e justificam estudos como este.

1.1 CONSEQUÊNCIAS DAS FALHAS EM GASODUTOS

Acidentes envolvendo gasodutos ocorrem em todo mundo. Só nos Estados Unidos (EUA) entre os anos de 2005 e 2010 ocorreram centenas de acidentes que causaram morte de 60 pessoas e deixaram outras 230 feridas, isso além das perdas financeiras (LEHREN, 2010). Para exemplificar as consequências desse tipo de acidente, serão utilizados relatórios feitos pela agência que investiga esse tipo de acidente nos EUA, o Conselho de Segurança Nacional dos Transportes, em inglês *National Transportation Safety Board* (NTSB).

No dia 21 de agosto de 2004, um vazamento seguido de uma explosão de um gasoduto transportando gás natural na Pensilvânia (EUA) destruiu uma residência, como pode ser visto na Figura 1, e matou os dois residentes. Segundo o relatório, o custo pelos danos e perdas foi

de U\$800.000,00. A provável causa do acidente foi uma fratura que ocorreu em uma junta defeituosa, onde o processo de fabricação não foi adequado; além disso, não houve inspeção apropriada para a detecção do defeito (NTSB, 2006).

Figura 1 – Explosão de um gasoduto na Pensilvânia



Fonte: NTSB, 2006, p. 2

No dia 4 de maio de 2009 um gasoduto de diâmetro 18 pol. (polegadas), ou 457,2 mm, transportando gás natural se rompeu na Flórida, EUA. Cerca de um milhão de metros cúbicos do gás foram liberados sem entrar em ignição. Uma parte do duto com 106 pol. (2,69 m) de comprimento, pesando aproximadamente 2,2 toneladas, foi ejetada em duas partes, como pode ser visto na Figura 2. Analisando a fratura não foi observada nenhuma característica de *crack arrest*. A provável causa do acidente foi uma trinca causada por corrosão abaixo de uma proteção de polietileno que permaneceu sem ser detectada durante a inspeção (NTSB, 2013).

Em outro caso, um gasoduto rompeu em uma área residencial em San Bruno, Califórnia, no dia 9 de setembro de 2010. Por conta da explosão formou-se uma cratera de aproximadamente 22 m de comprimento e 8 m de largura. Estima-se que foram liberados 1,3 milhões de metros cúbicos de gás natural, porém, diferente do caso anterior o gás entrou em ignição causando uma explosão que destruiu 38 casas e danificou outras 70, causando a morte de oito pessoas e deixando muitos feridos. A explosão pode ser vista em uma imagem aérea mostrada na Figura 3. A provável causa do acidente foi a falta de controle de qualidade em 1956 que permitiu a instalação de um gasoduto com uma falha na solda. Com a utilização do

duto a trinca cresceu até um tamanho crítico culminando em uma falha catastrófica. Além disso, o programa de gerenciamento da integridade do gasoduto foi inadequado fazendo com que esse defeito não fosse detectado a tempo de prevenir a falha (NTSB, 2011).

Figura 2 – Falha em um gasoduto na Flórida



Fonte: NTSB, 2013, p. 10

Figura 3 – Vista área da explosão em San Bruno



Fonte: NTSB, 2011, p. 5

1.2 MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para evitar acidentes deste tipo ocorram, metodologias para projetar e prevenir falhas são necessárias. Os aços usados atualmente para a construção de gasodutos possuem maior tenacidade e resistência se comparados aos usados há 20 ou 30 anos, portanto, o mecanismo de falha se alterou de forma relevante para um micromecanismo, em geral, completamente dúctil. Com esta mudança, os ensaios (principalmente o Charpy, amplamente empregado) e as metodologias usadas nas últimas décadas (como o modelo BTCM – que será detalhado) para avaliação de integridade de gasodutos não conseguem mais prever com precisão o *arrest* de uma trinca para os materiais atuais. Mesmo o emprego de amostras laboratoriais maiores, não permitem previsão de falha adequada para os materiais de alta tenacidade atuais. Portanto, uma nova metodologia para prever a ocorrência de falha em gasodutos é necessária. Uma alternativa empírica é a realização dos chamados *Burst Test* (ensaios de explosão de gasodutos em escala real), para definir a máxima pressão de trabalho e se ocorrerá o *crack arrest*; porém, esses testes são demasiadamente complexos e caros (podendo chegar a milhões de dólares cada), o que impede sua utilização para todas as condições de interesse e de aplicação em campo.

A chave para que ensaios de amostras laboratoriais de pequenas dimensões (quando comparadas aos dutos) possam servir de base a protocolos de previsão de falha de gasodutos, passa por entender o motivo pelo qual as amostras Charpy e DWTT perderam sua utilidade na descrição dos micromecanismos de falha encontrados em materiais de gasodutos. Basicamente, deve-se entender em detalhes como se alterou a distribuição das energias nas referidas amostras, a fim de buscar recuperar a similitude de dutos com amostras de laboratórios.

Dentro desse contexto e como um passo na direção de um melhor entendimento do assunto, o objetivo central deste estudo é viabilizar os modelos de dano de zona coesiva e XFEM para descrever a fratura dúctil de ensaios Charpy e DWTT em materiais de alta tenacidade usados correntemente em gasodutos. Esses modelos de dano apesar de não ter uma base fenomenológica, são mais pragmáticos e simples quando comparados com outros modelos de dano como o modelo de Gurson Tveegard Needleman (GTN). Além disso, permitem a previsão de propagação de trinca em grandes distâncias de forma eficiente. Como os materiais possuem muita ductilidade, é necessário também entender como o processo de instabilidade plástica ocorre, causando o colapso plástico. Por fim, entender para ambos os tipos de corpos de prova como se dá a distribuição de energias envolvidas na fratura e a comparação de tal comportamento com o que ocorre em um gasoduto.

Os objetivos específicos do estudo são:

- a) criar uma metodologia de simulação viabilizando teorias de dano por zona coesiva e XFEM, para isso é necessário reproduzir numericamente as curvas experimentais de carga vs. deslocamento;
- b) utilizar ferramentas da estatística para analisar os parâmetros calibrados;
- c) investigar a distribuição de tensões e triaxialidade à frente da ponta da trinca;
- d) através de simulações, quantificar a energia gasta para levar o corpo de prova à fratura utilizando ensaios Charpy e DWTT e, principalmente, distinguir o quanto dessa energia é utilizada para a propagação estável;
- e) verificar a validade dos ensaios Charpy e DWTT, assim como suas limitações no estudo da falha em gasodutos. Isto deve suportar futuros estudos que se referem à proposição crítica de geometrias alternativas.

1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

A contextualização da importância desse estudo foi incorporada ao capítulo 1 dessa dissertação; em seguida, no capítulo 2, é feita a revisão da literatura onde é descrito o processo de fabricação de gasodutos, o surgimento de defeitos nos gasodutos, além de uma explicação rápida da mecânica da fratura, ensaios utilizados para a determinação de propriedades, inclusive na espessura de chapas e ferramentas que serão usadas para as simulações.

No capítulo 3 é descrita a metodologia adotada nesse trabalho; estão aí presentes os materiais em estudo, corpos de prova (C.P.s) que serão utilizados, os métodos aplicados nas simulações numéricas e as especificações dos ensaios utilizando as normas da *American Society for Testing and Materials* (ASTM): ASTM E23 (2013) para Charpy e ASTM E436 (2014) para DWTT.

Na sequência, no capítulo 4, são mostrados os resultados obtidos nas simulações, assim como as análises estatísticas, permitindo a discussão de tais resultados com base nos objetivos especificados no capítulo 1.

Por fim, no capítulo 5, são apresentadas as conclusões do trabalho, as quais permitem avaliar se os objetivos iniciais foram alcançados. As sugestões para trabalhos futuros estão descritas no capítulo 6.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Para um entendimento das falhas em gasodutos é importante entender a evolução e as características dos materiais usados atualmente, e como é o processo de fabricação de gasodutos. É necessário também conhecer as ferramentas da mecânica da fratura para defeitos do tipo trinca, o processo de evolução da plasticidade e as causas e consequências da instabilidade plástica. Além disso, é necessário um estudo prévio das normas dos ensaios Charpy e DWTT, amplamente empregados na área. Como serão desenvolvidas simulações com dano (as quais representam o foco central do estudo), é também necessário um estudo pormenorizado das teorias de dano utilizadas nas simulações de interesse.

2.1 GASODUTOS

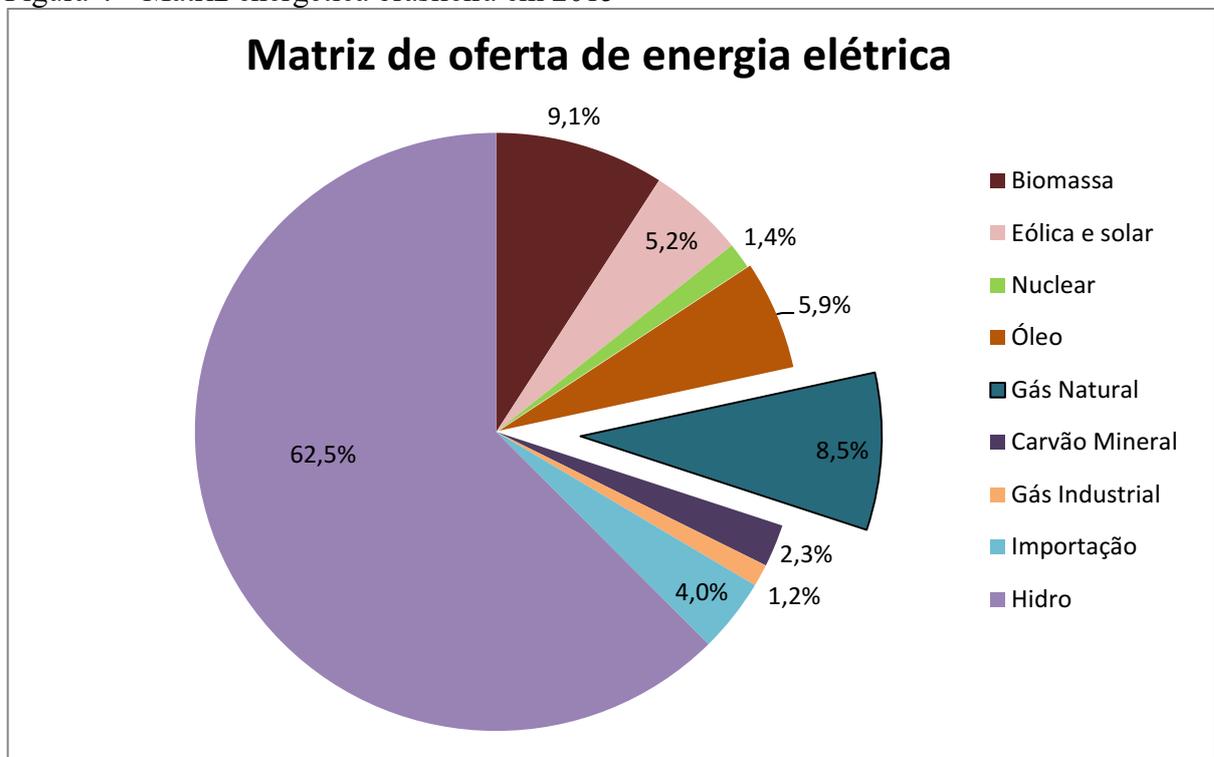
Gasodutos são tubulações, normalmente subterrâneas, usadas para o transporte de combustíveis gasosos. Esse transporte é feito através de um sistema de bombeamento que causa uma diferença de pressão no gasoduto, fazendo com que o gás se movimente. Algumas de suas vantagens em relação a outros modos de transporte, como caminhões-tanque e navios-tanque, é sua alta confiabilidade, operação contínua, alta economia, baixo consumo de energia e baixo impacto ambiental, quando ficam enterrados (FREIRE, 2009).

Após a fabricação o gás deve ser transportado para o seu destino, pois o seu armazenamento é complexo. Essa é uma desvantagem do gasoduto, se tiver que ser fechado para manutenção, normalmente a produção na refinaria deverá ser parada. Por outro lado, é uma solução durável para o problema do transporte de gases derivados do petróleo (MOKHATAB; POE; SPEIGHT, 2006). Além disso, mesmo estando enterrados, podem sofrer corrosão por influência do meio ambiente.

Segundo a Lei nº 11.909, de 4 de março de 2009 que dispõe sobre as atividades relativas ao transporte de gás natural, são três os tipos de gasodutos no Brasil. O primeiro é o gasoduto de transferência que é destinado à movimentação de gás natural para um interesse específico do proprietário. O segundo é o gasoduto de transporte, destinado ao transporte de gás natural desde o processamento até a estocagem e pontos de entrega às concessionárias estaduais de distribuição. O último é gasoduto de distribuição, que é destinado à movimentação de gás natural desde os poços produtores até instalações de processamento.

Segundo uma resenha feita pelo Ministério de Minas e Energias (2016), no ano de 2015, 8,5% da energia gerada no Brasil veio de gás natural como indicado na Figura 4; isso comprova a importância dos gasodutos no Brasil. A malha de gasodutos brasileira, em 2015 era composta de: 9.422 km de gasodutos de transporte, 2.274 km nos de transferência e 30.021 km nos gasodutos de distribuição, um incremento de 9,9% em relação a 2014. Isso além dos gasodutos no exterior utilizados para importar gás de outros países, sendo 450 km na Argentina e 919 km na Bolívia. Os países com maior malha de gasodutos no mundo são, segundo a agência de inteligência central, em inglês *Central Intelligence Agency* (CIA) (2014), os EUA com 1.984.321km, seguido da Rússia com 163.872 km.

Figura 4 – Matriz energética brasileira em 2015



Fonte: Autora, “adaptado de” Ministério de Minas e Energia, 2016, p. 9

2.1.1 Breve histórico

Dutos são usados para transporte de óleo e gás há muitos anos. Os primeiros dutos usados para esse fim datam do século XIX, sendo utilizados para o transporte de gás produzido a partir do carvão. Em 1821, em Nova Iorque, os dutos usados para transporte de gás natural eram de madeira. Em 1843 o risco de acidentes foi bastante reduzido pela invenção de tubulações de aço. O primeiro transporte empregando bombeamento foi no ano de 1865; o duto

era de aço com 2 pol. de diâmetro. Em 1911 a soldagem oxiacetilênica das juntas foi introduzida, com isso acabaram os vazamentos por ruptura das juntas (FREIRE, 2009). Utilizando o aço X65 o primeiro duto entre dois países, Irã e Rússia, foi construído em 1967. Já em 1971 começou a ser usado, primeiro no Canadá, o aço X70. Entre 1995 e 1996 o primeiro duto de alta resistência e alta pressão, aproximadamente 15 MPa, foi utilizado. Em 1930, por exemplo, a pressão de trabalho utilizada era de 2 MPa (MUHITPOR; GLOVER; TREFANENKO, 2001).

Com o aumento do consumo de energia elétrica a demanda de gás natural aumentou. Portanto, foi necessário um aumento da produção de gás natural e, com isso, os diâmetros dos gasodutos tiveram de ser aumentados para aumentar a vazão de gás transportado. O desenvolvimento de novas tecnologias para melhorar os materiais utilizados e o processo de fabricação possibilitou não só o aumento do diâmetro do duto como também o aumento da pressão de trabalho. Na Tabela 1 estão indicados o diâmetro e a pressão usados desde 1910 até a década de 1990.

Tabela 1 – Aumento da Pressão e do diâmetro de gasodutos de 1910 até a década de 1990

Ano	Pressão [kPa]	Maior diâmetro [mm (pol.)]
1910	200	406 (16)
1930	2000	508 (20)
1965	6600	914 (36)
1980	8000 – 1000	1219 (48)
1990s	12000 – 15000	1219 - 1422 (48 - 56)

Fonte: Autora, “adaptado de” Muhitpour; Glover; Trefanenکو, 2001

No Brasil a instalação de dutos começou em 1954, após a criação da empresa estatal PETROBRAS em outubro de 1953 por Getúlio Vargas, então presidente do Brasil. No início de 2009, a empresa foi pioneira com o transporte utilizando o Gás Natural Liquefeito (GNL) (FREIRE, 2009).

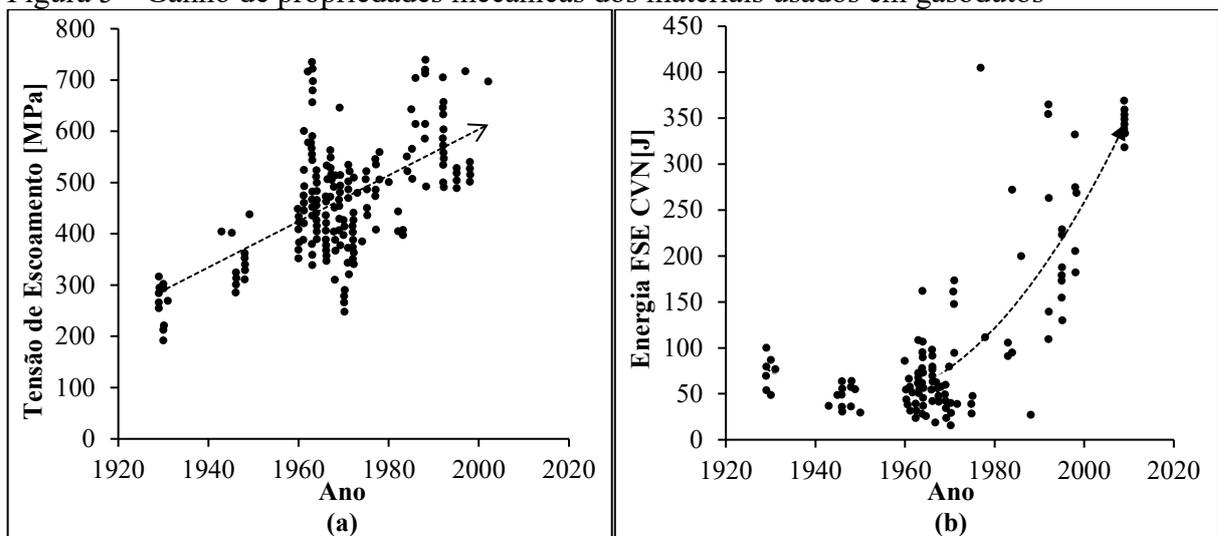
2.1.2 Evolução dos materiais utilizados

Os maiores avanços em gasodutos foram na área de materiais. As propriedades dos materiais utilizados foram melhoradas, graças aos avanços na área de processamento termomecânico. Com isso foi possível aumentar a confiabilidade do transporte, já que diminui

o risco de acidente. Além disso, com o desenvolvimento das técnicas de soldagem foi possível aumentar os comprimentos dos dutos.

Com o tempo os aços foram sendo melhorados, ganhando propriedades mecânicas e metalúrgicas. Esse ganho de propriedade aconteceu graças ao desenvolvimento do processo de fabricação e principalmente do controle de impurezas. Com isso os aços ficaram mais resistentes, com melhor soldabilidade e tenacidade (LEIS; ZHU, 2013). A Figura 5(a) mostra o aumento da tensão de escoamento caracterizando a resistência mecânica do material. Já a Figura 5(b) mostra o aumento da tenacidade quantificada pela energia absorvida até a fratura do material. Desde os anos de 1970 o ensaio Charpy V-Notch (CVN) é utilizado para medir a tenacidade ao impacto. Percebe-se que, apesar do grande espalhamento, atualmente é possível obter tenacidades elevadas, e que o aumento da tenacidade foi muito mais acentuado que o aumento da resistência mecânica, portanto houve um aumento considerável da ductilidade do material.

Figura 5 – Ganho de propriedades mecânicas dos materiais usados em gasodutos

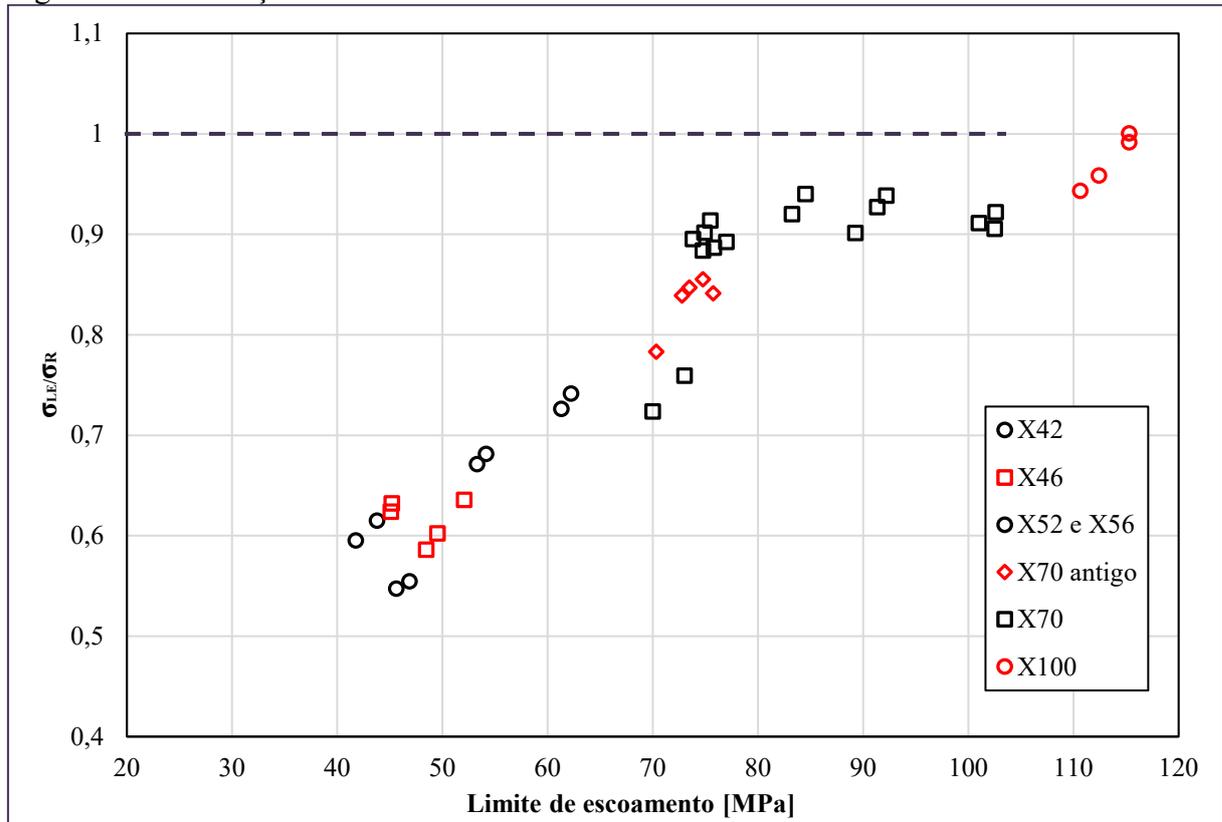


Fonte: Autora, “adaptado de” Leis; Zhu, 2013, S01-02 p. 4

Nota: (a) tensão de escoamento; (b) energia absorvida

Houve um aumento do limite de escoamento dos materiais nas últimas décadas, Figura 5(a), porém a tensão limite de resistência não acompanhou proporcionalmente este aumento, como pode ser visto na Figura 6. Com isso, a relação entre a tensão limite de escoamento (σ_{LE}) e a tensão limite de resistência (σ_R) aumenta e é menor o encruamento (LEIS, 2015). Por exemplo, para o aço X100 ilustrado na Figura 6, essa relação está próxima de 1 considerando dados de engenharia, o que representa para fins práticos um material com tendência a um comportamento elástico-perfeitamente plástico.

Figura 6 – Diminuição do encruamento com o aumento da resistência mecânica



Fonte: Autora, “adaptado de” Leis, 2015

Atualmente, as especificações para dutos podem ser encontradas na 45ª edição da norma API 5L (2013). Nela está especificada a classificação dos materiais utilizados na atualidade, além de sua composição química e principais propriedades mecânicas. Outros tópicos da norma serão tratados mais adiante no estudo. A norma API 5L (2013) classifica os aços ou pela letra L seguida pela tensão de escoamento mínima em MPa ou pela letra X seguida pela tensão de escoamento mínima em ksi. Já os dutos são classificados em PSL 1, que é idêntico à classificação do aço e PSL2, que leva o nome do aço com o sufixo R (laminado), N (normalizado), Q (temperado e revenido) e M (trabalhado a quente). Por exemplo um aço API X80 é um aço com 80 ksi (aproximadamente 551 MPa) de escoamento.

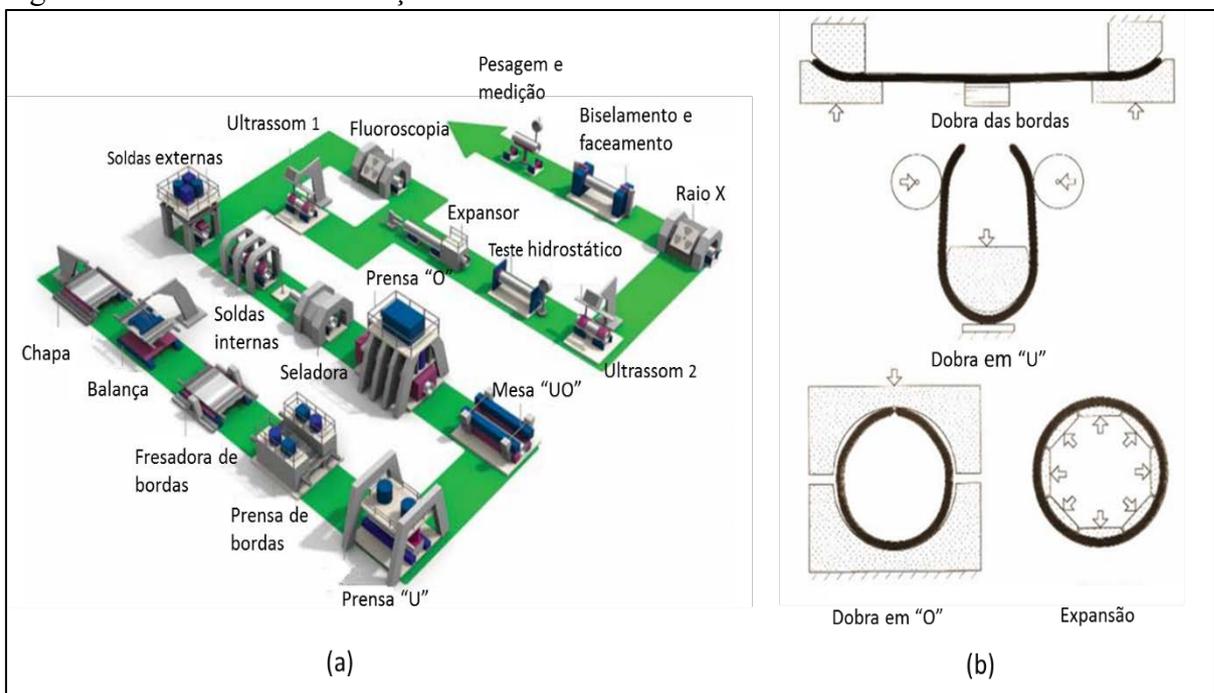
2.1.3 Processo de fabricação

A norma API 5L (2013) também especifica os processos de fabricação de dutos. Todas as etapas do processo são especificadas. O material é uma das limitações do processo, ou seja, para cada classe de material existem processos de conformação e soldagem indicados e os processos que não devem ser usados.

Os dutos podem ser com ou sem costura (solda para o fechamento do duto), porém como os dutos sem costura têm limitação no diâmetro e os processos de solda atuais não fragilizam a estrutura, a maioria dos gasodutos é feito com costura. O processo de fabricação U-O-E é bastante utilizado já que os gasodutos feitos por esse processo suportam pressões de trabalho elevadas e podem apresentar grandes diâmetros. Outro processo que vem ganhando relevância é o processo helicoidal (MORAIS; SAMPAIO JR.; FRANCIS, 2011). Ambos serão descritos a seguir.

O primeiro processo é o Longitudinal, também conhecido como U-O-E e ilustrado pela Figura 7(a). O processo de conformação plástica, Figura 7(b), consiste em, basicamente, duas prensagens, a primeira conformando a chapa em formato “U” e a segunda em formato de “O” terminando o processo de deformação plástica. O processo de soldagem por arco submerso (SAW - do inglês *Submerged Arc Welding*), também é dividido em duas etapas, uma interna e outra externa. E por fim se faz um processo de expansão a frio para chegar à dimensão e ao formato requeridos.

Figura 7 – Processo de fabricação U-O-E



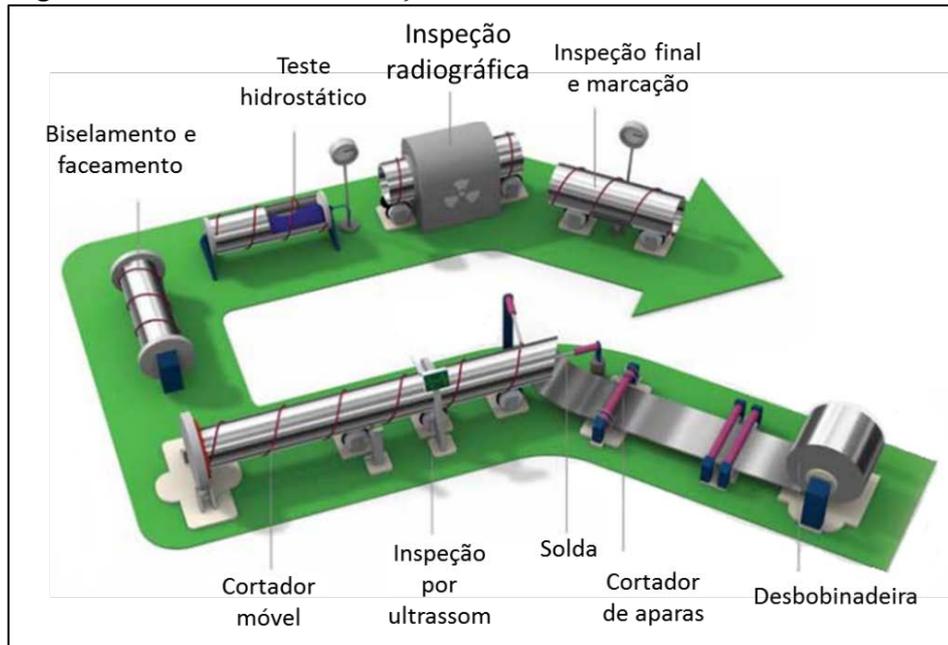
Fonte: Autora, “adaptado de” Tenaris (2012) e Moraes; Sampaio Jr.; Francis, 2011

Nota: (a) processo de fabricação, (b) processo de conformação U-O-E

O processo Helicoidal, ao contrário do U-O-E, utiliza bobinas laminadas que são conformadas de forma contínua em um helicóide. A soldagem é automática utilizando arco submerso e também é realizada em duas etapas, uma interna e outra externa. Após o ensaio de

ultrassom para a verificação das soldas há etapas para cortar o duto na dimensão correta e fazer o biselamento e faceamento. Esse processo é bem mais simples, possuindo menos etapas que o processo U-O-E. O esquema do processo pode ser visto na Figura 8, também disponibilizada no catálogo da empresa Tenaris (2012).

Figura 8 – Processo de fabricação Helicoidal



Fonte: Autora, “adaptado de” Tenaris, 2012

Cada processo é aplicável a certas dimensões de dutos, sendo que na Tabela 2 estão resumidas as dimensões de dutos obtidas comparando os dois processos. Percebe-se que com processo Helicoidal é possível obter grandes diâmetros (até 100 pol.) com espessuras consideráveis. Para dutos com espessuras mais elevadas (até 40 mm) o processo que deve ser utilizado é o Longitudinal. Esses dois processos são os mais utilizados para a fabricação de gasodutos, pois permitem a obtenção de dutos com grandes espessuras, que suportam grandes pressões de trabalho.

Tabela 2 – Resumo comparativo das dimensões de dutos obtidos

Processo de fabricação	Diâmetro externo [mm (pol.)]	Espessura [mm]	Comprimento [m]
Longitudinal	323,9 a 1219,2 (12 3 / 4 a 48)	6,4 a 40	6 a 12,5
Helicoidal	558,8 a 2540 (22 a 100)	4,4 a 16,0	6 a 12

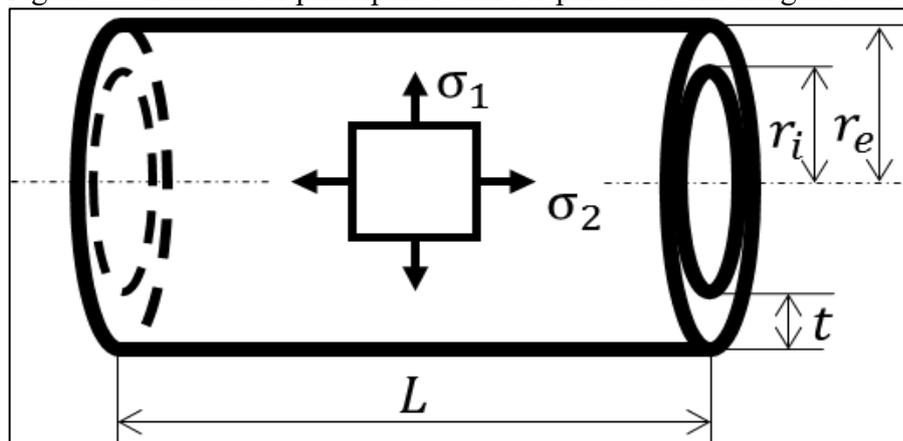
Fonte: Autora, “adaptado de” Tenaris, 2012

Em todos os processos de fabricação há etapas de inspeção radiográfica e de ultrassom, além de testes hidrostáticos. Essas etapas são muito importantes para a segurança da aplicação; as inspeções, além de determinar se os dutos estão dentro da especificação, verificam se há defeitos causados pela deformação plástica ou pelo processo de soldagem, que quando colocados em uso podem causar falhas. Já o teste hidrostático serve para testar a integridade estrutural do gasoduto quando pressurizado e expandido.

2.1.4 Tensões

Para dimensionar os gasodutos, além das propriedades do material, é necessário conhecer as tensões impostas nas paredes. Quando o duto é submetido a pressões internas positivas a estrutura é tracionada. Considerando-se que o gasoduto possui paredes finas, ou seja, que a espessura das paredes é muito menor quando comparada com o diâmetro, uma das tensões principais é normal à superfície do duto e pode-se adotá-la como sendo nula. As outras duas tensões principais são tangentes à superfície do gasoduto, uma circunferencial, σ_1 , e outra longitudinal, σ_2 . Esse estado plano de tensões é conhecido como tensão de membrana (RAGAB; BAYOUMI, 1998). Na Figura 9 está esquematizado um duto de raio interno r_i , raio externo r_e , comprimento L e espessura t , onde são mostradas as direções das tensões σ_1 e σ_2 .

Figura 9 – Dimensões principais e tensões presentes em um gasoduto

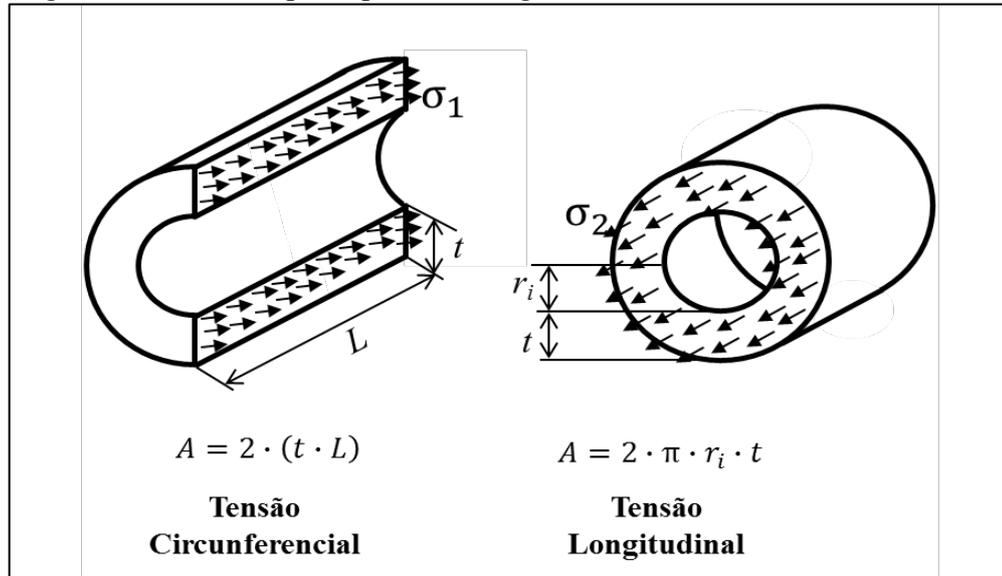


Fonte: Autora

É possível determinar o valor dessas tensões partindo da pressão de trabalho e das dimensões do duto. A força aplicada nas paredes internas do duto é dada pela pressão interna, p , multiplicada pela área. A força que causa a tensão circunferencial, F_1 , é dada pela equação (1). Na Figura 10 está identificado a área onde cada tensão é aplicada. Sendo assim, a tensão

circunferencial σ_1 é dada pela equação (2). Já a força que causa a tensão longitudinal, F_2 , é dada pela equação (3), portanto a tensão longitudinal σ_2 é dada pela equação (4). Essas equações podem ser encontradas na literatura como por exemplo em Ragab e Bayoumi (1998).

Figura 10 – Tensões principais em um gasoduto



Fonte: Autora

$$F_2 = p \cdot \pi \cdot r_i^2 \quad (1)$$

$$\sigma_1 = \frac{p \cdot 2 \cdot r_i \cdot L}{2 \cdot (t \cdot L)} = \frac{p \cdot r_i}{t} \quad (2)$$

$$F_2 = p \cdot \pi \cdot r_i^2 \quad (3)$$

$$\sigma_2 = \frac{p \cdot \pi \cdot r_i^2}{2 \cdot \pi \cdot r_i \cdot t} = \frac{p \cdot r_i}{2 \cdot t} \quad (4)$$

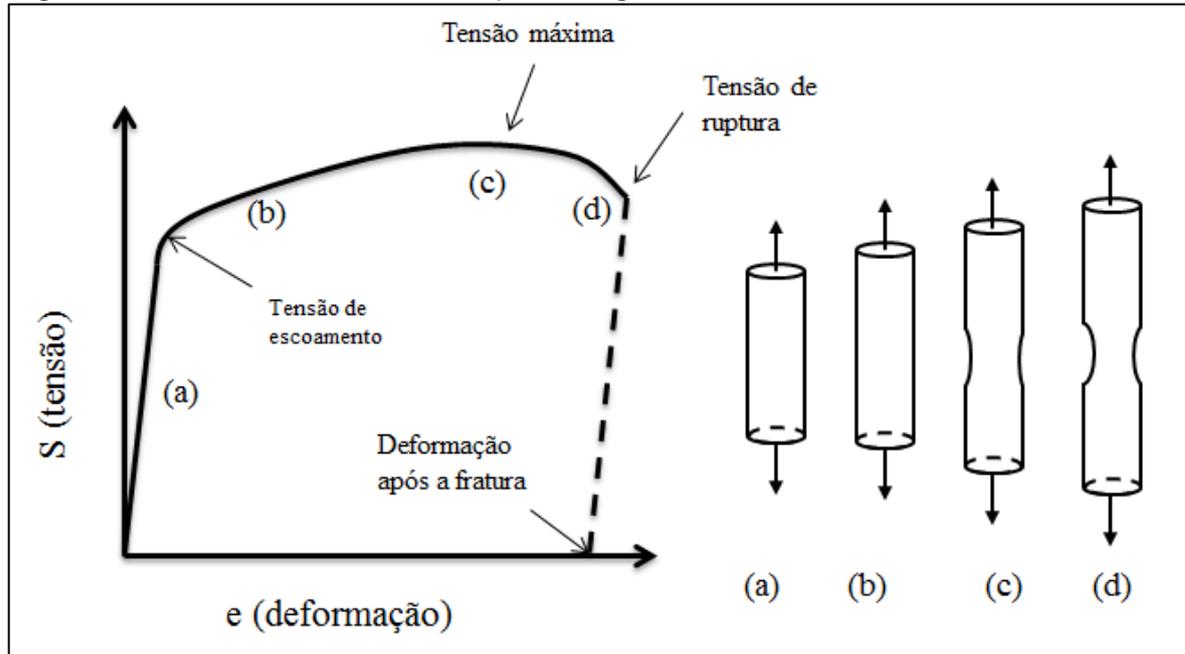
Comparando as equações (2) e (4) percebe-se que a tensão circunferencial é o dobro da tensão longitudinal, portanto o caso mais crítico é quando uma trinca se encontra na direção longitudinal, onde o esforço aplicado na trinca é a tensão circunferencial.

2.2 PRINCIPAIS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

Para o estudo da integridade estrutural é importante conhecer as principais propriedades dos materiais utilizados que podem ser obtidas, em sua maioria, por meio de um ensaio de tração. Com os dados obtidos é possível traçar um gráfico de tensão vs. deformação, como

mostrado na Figura 11 (em sua versão de engenharia). Maiores detalhes podem ser encontrados em Dowling (2012) e, dado o amplo conhecimento do assunto pela comunidade não será aprofundado neste trabalho.

Figura 11 – Curva tensão vs. deformação de engenharia ilustrativa



Fonte: Autora, “adaptado de” Dowling, 2012, p. 110

Com a deformação plástica do corpo de prova a área resistente diminui dado o princípio da manutenção de volume, que relaciona as deformações transversais com a deformação longitudinal. A tensão S (de engenharia), portanto, deixa de ser realista. Nesse cenário surge o conceito de tensão verdadeira, σ , equação (5), e da deformação verdadeira, ε , equação (6), válidas até o ponto de tensão máxima da curva tensão-deformação de engenharia.

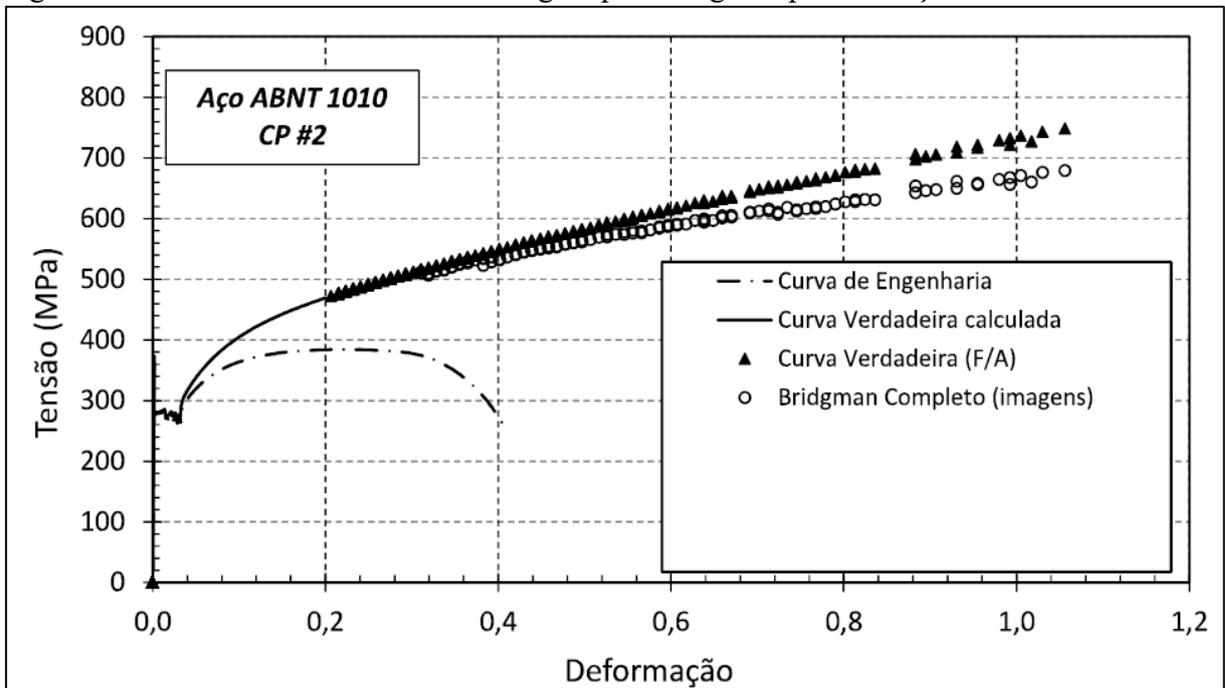
$$\sigma = S \cdot (1 + e) \quad (5)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (6)$$

Para materiais dúcteis, a tensão hidrostática (que é a parcela de tensão que causa apenas variação volumétrica) afeta como o corpo de prova irá deformar. Quanto maior essa parcela, maior é a triaxialidade agindo na amostra (KESHAVARZ; GHAJAR; MIRONE, 2014). A deformação é facilitada onde a região possui triaxialidade menor, portanto quanto maior a triaxialidade, maior a tendência da falha ocorrer de forma frágil (RICE; TRACEY, 1969).

Em um ensaio de tração, após o ponto de máximo da curva de engenharia ocorre o processo de instabilidade plástica que faz com que a tensão prevista utilizando essa correção seja maior. Isso ocorre por conta do aumento da triaxialidade decorrente do estado triaxial de tensões causado pela estricção, esquematizada na região (d) da Figura 11. Por isso, é necessário utilizar a correção de Bridgman (DOWLING, 2012). Porém, para fazer essa correção é necessária a obtenção contínua dos dados do raio de concordância e do diâmetro da seção de estricção (CHOUNG; CHO, 2008). Analisando a Figura 12, sabendo que o módulo de tenacidade é a área abaixo da curva, percebe-se a importância da utilização das correções, já que, utilizando a curva de engenharia estaria sendo subestimada a capacidade de absorção de energia do material.

Figura 12 – Curva σ vs. ϵ verdadeira corrigida por Bridgman para um aço ABNT 1010



Fonte: Ganharul, 2012, p. 163

2.3 DEFEITOS EM GASODUTOS

Com as tensões calculadas e as propriedades do material conhecidas, em tese torna-se possível determinar se a estrutura irá ou não falhar. Porém, no começo do século XX, muitos acidentes ocorreram mesmo em estruturas projetadas para operação muito abaixo do limite de escoamento e do limite da fadiga do material. Após investigações chegou-se à conclusão que as estruturas não são perfeitas já que há presença de defeitos do tipo trinca. Esses defeitos irão

concentrar tensões até um valor suficiente para nuclear e propagar uma trinca até a fratura (RAGAB; BAYOUMI, 1998).

Todo material tem defeitos intrínsecos que são divididos em: defeitos pontuais, como lacunas, defeito em linha, como discordâncias, e defeitos de superfície, como os contornos de grão (DOWLING, 2012). Outro tipo de defeitos são os extrínsecos, que são causados por algum agente externo, como deformações plásticas, processos de fabricação, soldas, condições de operação, ambiente corrosivo, entre outros. Alguns dos defeitos extrínsecos encontrados em gasodutos são: trincas, entalhes, defeitos de fabricação e defeitos na solda, defeitos causados pela consequência da corrosão (COSHAM; HOPKINS, 2004). Os defeitos extrínsecos podem levar a uma redução da resistência mecânica do material, fazendo com que a estrutura venha a falhar antes do esperado.

Durante a operação de dutos, estarão presentes tensões trativas, causadas pela pressurização, nas paredes do gasoduto, fazendo com que se estabeleça uma condição favorável para nucleação de trincas nos defeitos. Esses defeitos podem ser oriundos do processo de fabricação, como riscos na superfície, poros, falta de penetração ou vazios na região da solda, inclusões de elementos estranhos à estrutura ou delaminação. Ou podem ser resultado do uso, como defeitos causados por corrosão.

Durante o processo de conformação plástica a frio da chapa, laminação e prensagem, ou no processo soldagem para a fabricação dos gasodutos pode ocorrer o aparecimento de defeitos do tipo trinca. Esses defeitos podem ser encontrados durante as etapas de inspeção e testes hidrostáticos feitos após a fabricação. Sabendo que, durante o teste hidrostático não pode haver vazamento nem na solda, nem no corpo do duto (API, 2013). Portanto esses defeitos podem ser corrigidos antes do uso do gasoduto. Entretanto, podem persistir defeitos que estejam abaixo do limiar de detecção do método de inspeção adotado. Estes defeitos podem evoluir até se tornar uma trinca detectável em uma inspeção periódica.

Um dos problemas causados pela corrosão é a trinca produzida pela combinação de tensão trativa com corrosão, conhecida como trincamento por tensão-corrosão (SCC), do inglês *stress-corrosion cracking*. Uma característica do SCC é o desenvolvimento de colônias de trincas longitudinais na superfície do duto (JOHN; NEIL, 2006); essas colônias podem ser vistas na Figura 13 de um gasoduto que falhou em 2009 na Flórida. As trincas nuclearam na parte inferior do pite de corrosão na parte externa do duto (NTSB, 2013). Isso ocorreu em função da região próxima ao pite, defeito do tipo trinca, possuir uma tensão maior do que o restante do gasoduto, portanto é propícia para a nucleação de trincas. Em alguns casos há o

crescimento e coalescimento de trincas, eventualmente uma das trincas alcança um tamanho crítico, suficiente para vazamentos ou, em casos mais graves, propagação causando a fratura no duto. Para ocorrer o SCC, são necessárias três condições: ambiente corrosivo, tensão trativa e material do duto suscetível a SCC (JOHN; NEIL, 2006).

Figura 13 – Trincas causadas por corrosão em um gasoduto



Fonte: Autora, “adaptado de” NTSB, 2013, p. 11

Nota: material APIX52, com 6,35mm de espessura e processo ERW longitudinal

Inspeções regulares devem ser feitas, para detecção de defeitos. Segundo a norma API 5L (2013) defeitos na superfície com profundidade menor do que 12,5% da espessura e que não invada a espessura mínima permitida da parede é uma imperfeição aceitável. Se for maior do que 0,125 da espessura ou invada a espessura mínima é considerada defeito. Em ambos os casos no anexo da norma, C1 e C3 respectivamente, estão especificados como devem ser tratados os referidos casos.

2.4 MECÂNICA DA FRATURA

A mecânica da fratura é uma parte da engenharia mecânica destinada a fazer análises em estruturas onde há presença de defeitos do tipo trinca. Na mecânica dos sólidos, sabendo a magnitude dos esforços aplicados, se compara com as tensões limites, adicionando um coeficiente de segurança, e se conclui se a estrutura é segura ou não. Por outro lado, a mecânica da fratura leva em conta, além dos esforços aplicados, o tamanho do defeito e a propriedade do material, que no caso da mecânica da fratura é a tenacidade à fratura. Esta grandeza caracteriza a resistência do material ao crescimento de uma trinca (ZHU; JOYCE, 2012).

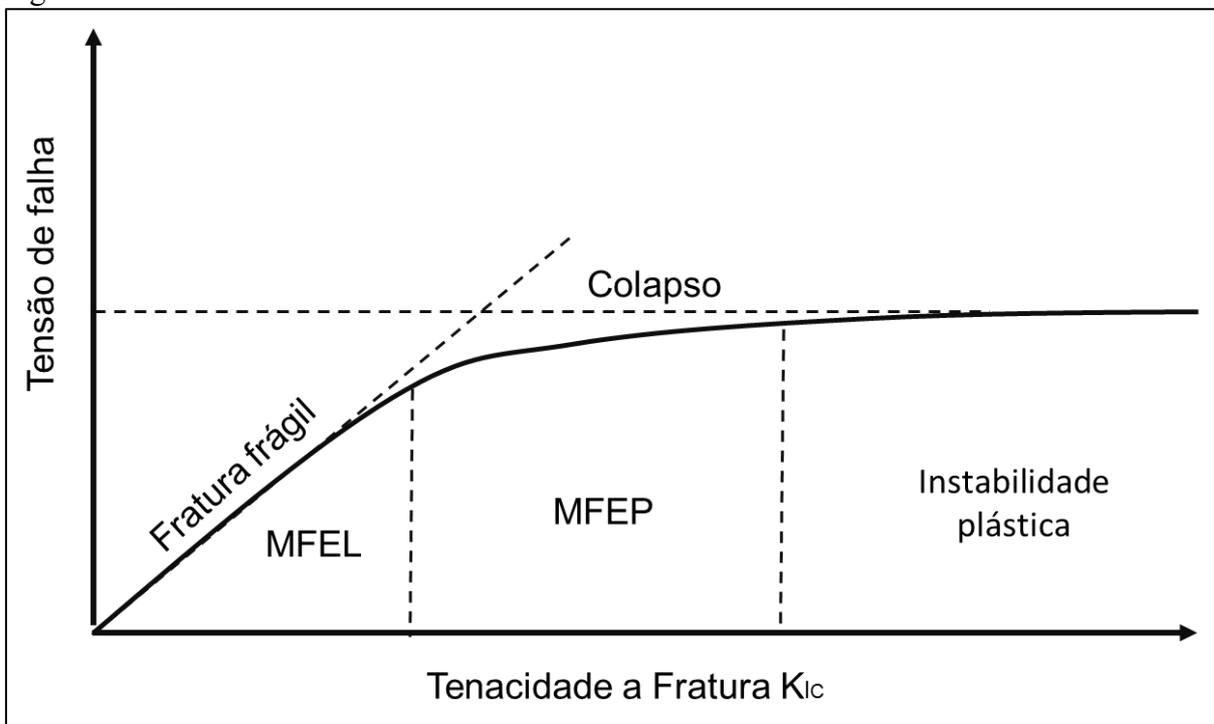
Existem duas abordagens para análise de mecânica da fratura: a primeira é energética e a segunda é de intensidade da tensão (ANDERSON, 2005). Além disso, na mecânica da fratura monoparamétrica, existem duas teorias. A primeira é a Mecânica da Fratura Elástica-Linear

(MFEL), utilizada quando a deformação plástica à frente da trinca é desprezível. A segunda é a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP), aplicada quando a plasticidade à frente da trinca é considerável, porém a plasticidade não é generalizada. Quando isso ocorre deve ser utilizada a mecânica da fratura bi-paramétrica, a qual também apresenta limitações como no caso em que as condições de colapso plástico sejam atingidas (ANDERSON, 2005).

2.4.1 Mecânica da fratura monoparamétrica

A mecânica da fratura monoparamétrica utiliza apenas um parâmetro para descrever a severidade do carregamento e servir como força motriz de trinca. Porém, os parâmetros típicos não conseguem mais descrever o processo de falha para os materiais de alta tenacidade de gasodutos atuais. Tais materiais se encontram na região de instabilidade plástica da Figura 14, sendo que a falha ocorre por colapso plástico. Por isso será feita apenas uma breve contextualização da mecânica da fratura, já que o arcabouço da sua abordagem energética pode ser de utilidade aos desenvolvimentos.

Figura 14 – Efeito da tenacidade a fratura no mecanismo de fratura

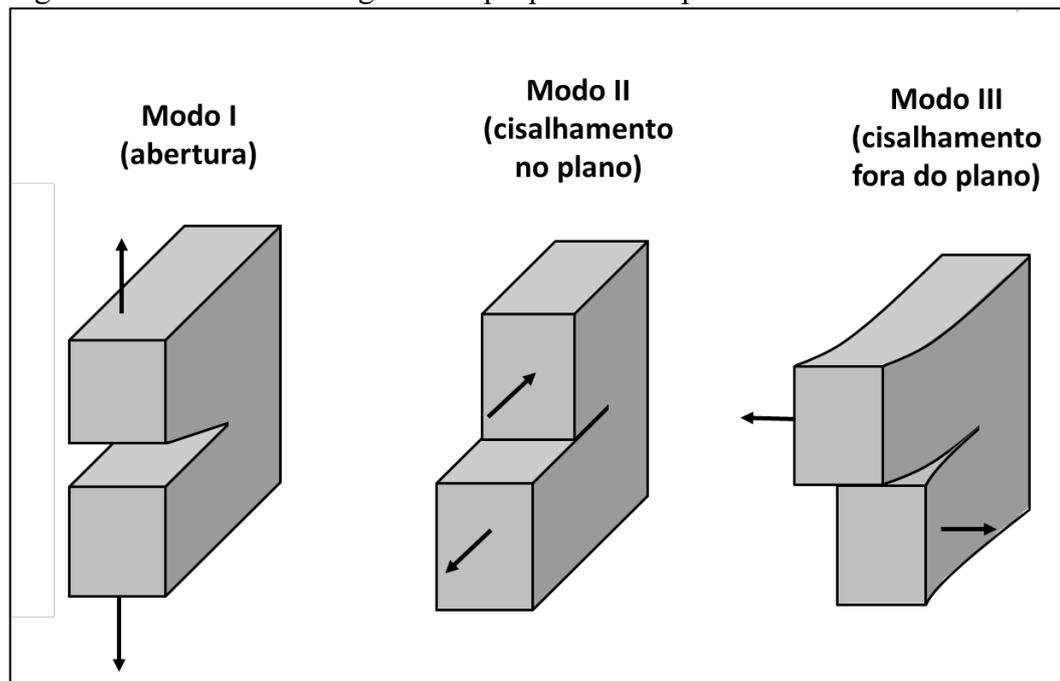


Fonte: Autora, “adaptado de” Anderson, 2005, p. 17

Na MFEL há dois parâmetros que podem ser utilizados: o primeiro é energético, G_e (taxa de liberação de energia), foi proposto por Irwin (1956) como sendo a energia disponível

para um incremento no comprimento da trinca. O segundo é por intensidade de tensões e utiliza um parâmetro conhecido como fator de intensidade de tensões, K . Esse fator é dependente do tipo de carregamento imposto, podendo ser encontrado três tipos, Figura 15. No Modo I o esforço aplicado é trativo, sendo o mais comum e de relevância ao trabalho por ser o mais usualmente encontrado em dutos. No Modo II e no Modo III o esforço aplicado é cisalhante. Para o Modo I o fator é denotado K_I .

Figura 15 – Modos de carregamento que podem ser aplicados em uma trinca



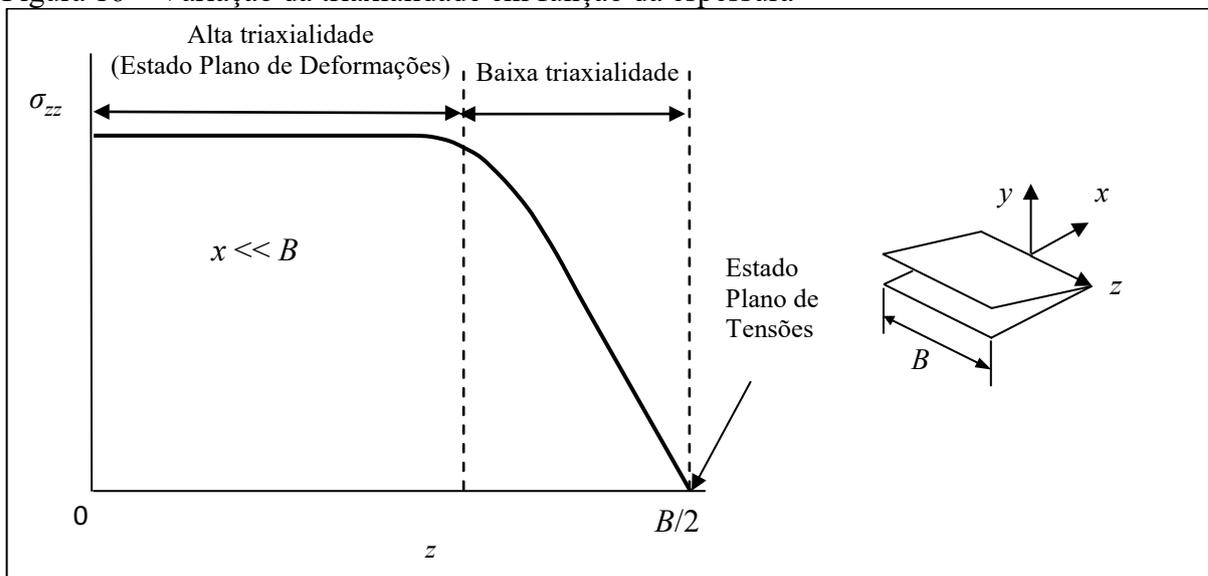
Fonte: Autora, “adaptado de” Anderson, 2005, p. 43

Segundo Anderson (2005) utilizando o fator K é possível descrever completamente o estado de tensão na ponta da trinca. É possível encontrar equações para o cálculo de K para diversas geometrias, tipos de trinca e carregamentos na norma API 579-1/ASME FFS-1 (API; ASME, 2007). A tenacidade à fratura do material é o valor da força motriz com o qual tem-se o tamanho crítico de trinca (G_{ec} e K_{Ic}). Essa é assumida ser independente do tamanho e da geometria da estrutura, ou seja, o valor medido em laboratório deve ser aplicável a uma estrutura, esse é o conceito de similitude (ANDERSON, 2005).

Com o aumento da tenacidade do material a deformação plástica na região da trinca tende a aumentar deixando de ser desprezível, portanto G_e e K perdem dominância. Um modo de diminuir a plasticidade à frente da trinca é aumentar a triaxialidade, já que no estado plano de deformações a tendência é que ocorra fratura frágil (ANDERSON, 2005). Como pode ser

visto na Figura 16, aumentando a espessura B , aumenta a triaxialidade no centro da trinca. Para materiais com certa tenacidade, para continuar valendo a MFEL seriam necessários C.P.s com grandes dimensões, o que seria inviável de ensaiar. Analogamente, a MFEL não se aplica ao problema em estudo de fratura dúctil em gasodutos, já que as condições de triaxialidade são reduzidas dado o modo de carregamento trativo e a (relativamente) pequena espessura de parede frente aos requisitos de validade – a plasticidade induzida é bastante relevante, violando os pressupostos desta teoria.

Figura 16 – Variação da triaxialidade em função da espessura



Fonte: Autora, “adaptado de” Anderson, 2005, p. 74

Considerando as hipóteses da MFEP, Wells (1961) apud Anderson (2005) percebeu que quanto mais tenaz era o material, maior era o arredondamento da ponta da trinca. Com isso, ele propôs um parâmetro geométrico como medida da tenacidade à fratura. Esse parâmetro ficou conhecido como deslocamento da abertura da ponta da trinca δ (CTOD - do inglês: *Crack-Tip Opening Displacement*). Segundo suas considerações, a falha irá ocorrer quando o CTOD alcançar um valor crítico, δ_c .

Pela dificuldade de se medir, em laboratório, a abertura da ponta da trinca, utiliza-se o deslocamento da abertura da “boca” da trinca (CMOD) do inglês: *Crack Mouth Opening Displacement*, obtido facilmente utilizando *clip gage*. Outro parâmetro que vem sendo usado é o CTOA, ângulo da abertura da ponta da trinca, do inglês: *Crack-Tip Opening Angle*. O CTOA foi usado inicialmente através de simulações descrevendo o crescimento estável (*steady state extension*) da trinca (RICE, 1968). Depois começou a ser utilizado para analisar a propagação

quase-estática para materiais metálicos. É usado principalmente para propagação dúctil de trincas em estruturas com paredes finas, muito útil para previsão de falhas em gasodutos (WANG; SHUAI, 2012).

O CTOA é definido como a média dos ângulos das duas superfícies de trincas medidas no ponto de 1 mm atrás da trinca. Pode ser utilizado com eficiência como propriedade do material para caracterizar trincas que se propagam por grandes distâncias, e quando a trinca é passante (atinge toda a espessura). O CTOA alcança um valor constante durante a propagação estável da trinca, sendo que esse valor pode ser medido em laboratório e utilizado como propriedade do material (ZHU; JOYCE, 2012). Com os ensaios feitos por Hashemi et al. (2004) apud Wang e Shuai (2012) utilizando aços X100 para gasodutos chegou-se à conclusão que a espessura não afeta o valor do CTOA estacionário para esse tipo de material, porém, segundo Wang e Shuai, é necessário um estudo mais aprofundado levando em conta o tunelamento (curvatura) da frente da trinca.

No entanto, tanto o CTOD como o CTOA apresentam diversas limitações para o emprego na descrição do fenômeno de fratura dúctil de gasodutos, como será discutido oportunamente.

Como a deformação plástica não pode mais ser desprezada é necessário utilizar ferramentas de plasticidade. Sendo σ_{ij} o tensor das tensões e ε_{ij} o tensor das deformações infinitesimal, a densidade de energia de deformação w é dado pela equação (7). Rice (1968) definiu a integral J no caminho arbitrário (não depende do caminho de integração) no sentido anti-horário Γ pela equação (8), sendo T_i o componente do vetor tração, dado pela equação (9), u_i o componente do vetor deslocamento, ds o incremento de comprimento ao longo do caminho Γ e n_j o componente unitário do vetor normal à Γ .

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (7)$$

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (8)$$

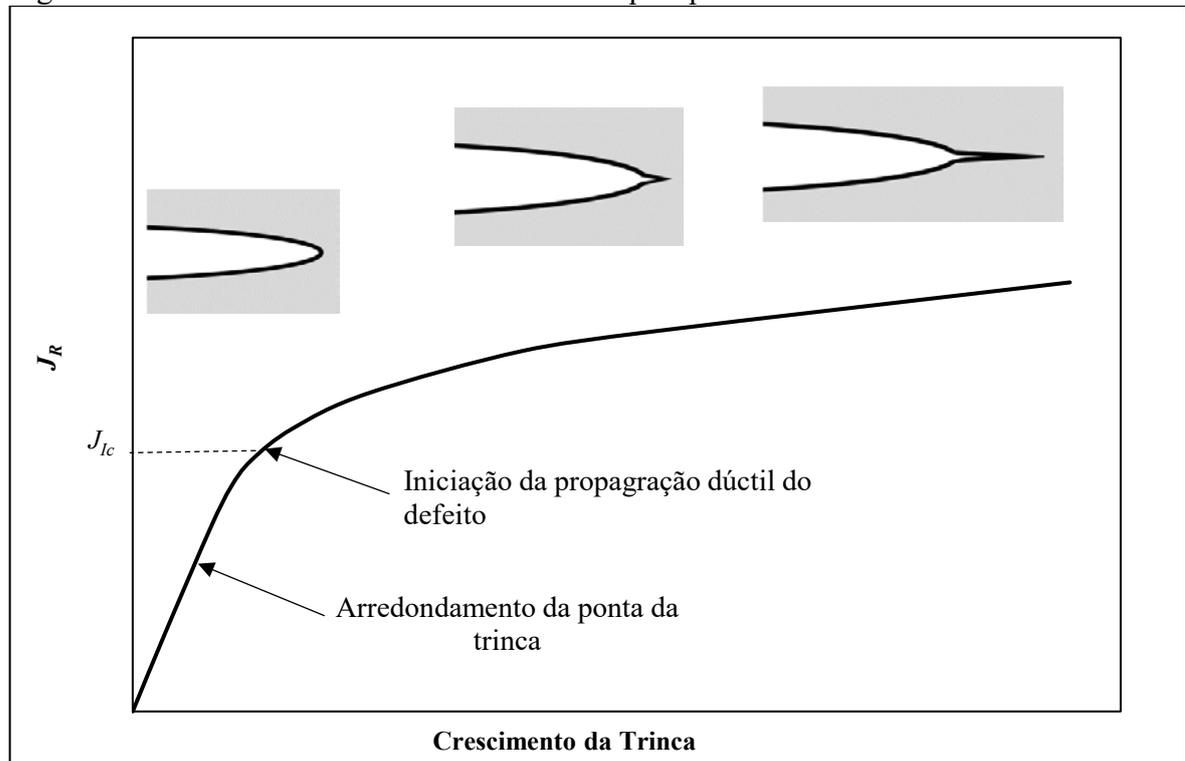
$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (9)$$

A MFEP representada em termos da integral J também possui duas abordagens. O referido parâmetro possui um entendimento energético, podendo ser relacionado com Ge , ou

pode ser entendido como um parâmetro de intensidade de tensões. A integral J pode descrever as tensões e as deformações na ponta da trinca, desde que seja válida a condição de SSY (do inglês: *Small-Scale Yielding*), ou seja, a plasticidade seja restrita a região próxima à trinca (ANDERSON, 2005).

Segundo Anderson (2005) alguns materiais não falham quando alcançam um valor crítico de J ou de δ . Há uma subida na curva de resistência R , ou seja, a resistência à propagação da trinca aumenta, como pode ser visto na Figura 17. Em um primeiro momento ocorre apenas o arredondamento da ponta da trinca (em inglês denominado *blunting*), até atingir um valor crítico; após esse ponto percebe-se que é necessário um maior valor de J para que a trinca continue crescendo.

Figura 17 – Curva R ilustrativa de um material que apresenta crescimento dúctil de defeito.

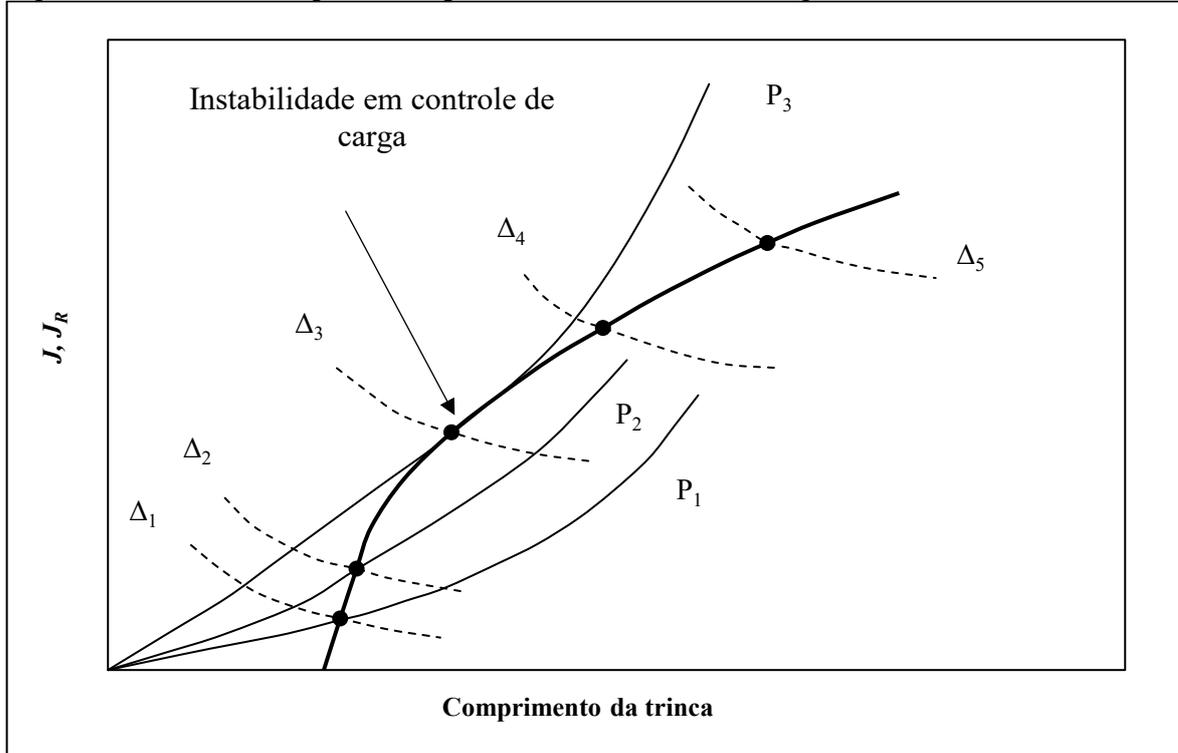


Fonte: Autora, “adaptado de” Anderson, 2005, p. 123

A propagação instável da trinca ocorrerá quando a curva da força motriz de trinca em relação ao tamanho da trinca for tangente à curva R (ANDERSON, 2005). Como pode ser visto na Figura 18 para as cargas P_1 e P_2 a trinca cresce, porém quando cruza com a curva R, $J < J_c$, portanto a trinca é frenada (em inglês: *arrested*). Já para a carga P_3 isso não ocorre, o J aplicado é maior do que a resistência do material, portanto, para essa carga a trinca propaga instavelmente, causando uma falha catastrófica. Quando a estrutura está sob controle de

deslocamento essa propagação instável não ocorre, independente do deslocamento aplicado. O ideal seria uma estrutura por controle de deslocamento, porém, gasodutos estão sob controle de carga (pressão).

Figura 18 – Curva R esquemática para ilustrar controle de carga e controle e deslocamento



Fonte: Autora, “adaptado de” Anderson, 2005, p. 124

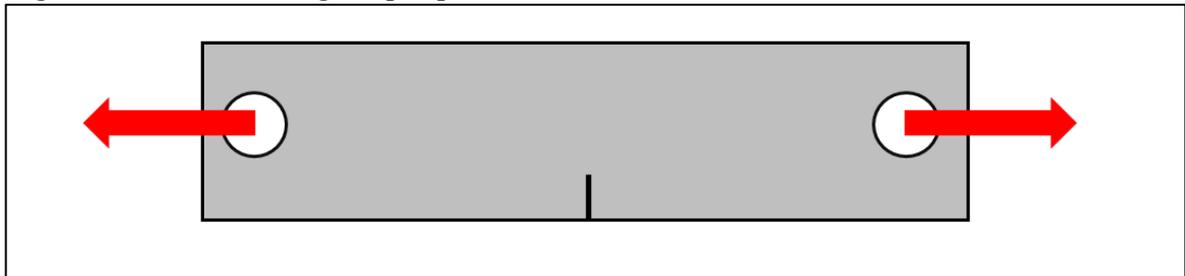
2.4.2 Mecânica da fratura bi-paramétrica

Quando ocorre plasticidade que viola as condições SSY (de validade da MFEP) o valor de tenacidade à fratura começa a depender da geometria. Nenhum dos parâmetros apresentados anteriormente consegue descrever o fenômeno de fratura. Dependendo da restrição plástica (ou triaxialidade - *constraint*) oferecida pelo carregamento aplicado, da geometria e da profundidade da trinca a tenacidade a fratura calculada pela integral J pode ser superestimada ou subestimada. Para poder levar o resultado obtido em laboratório para a estrutura é necessário corrigir a tenacidade considerando a triaxialidade do C.P. em relação à da estrutura. Essa correção pode ser feita utilizando o parâmetro Q que descreve a diferença nos campos de tensões ideal (SSY) e o real (ANDERSON, 2005).

Para que seja possível transferir o resultado de laboratório para a estrutura é preciso que ambos apresentem combinação J - Q próxima. Onde J representa o nível de deformação e o Q a

triaxialidade. Para gasodutos um corpo de prova adequado segundo Cravero e Ruggieri (2007) é o SENT carregado por pinos, que é um corpo de prova com uma trinca submetido sobre tração (do inglês: *Single Edge Notch Tension*), Figura 19. A tenacidade à fratura obtida utilizando esse corpo de prova pode ser transferida para o gasoduto já que ambos possuem baixo *constraint* (ZHANG et al., 2010). No entanto, estes argumentos da literatura são predominantemente aplicáveis para a iniciação de trincas e materiais de médias tenacidades nos quais a MFEP é válida. Para condições encontradas em gasodutos fabricados com aços avançados de alta tenacidade (como API 5L X80), a fratura dúctil propagante por grandes distâncias é governada por colapso plástico com afinamento local e geometrias representativas devem ser buscadas. Antes disso, o estudo das condições dinâmicas de fratura é de interesse ao trabalho.

Figura 19 – SENT carregado por pinos



Fonte: Autora

2.4.3 Fratura dinâmica e *crack arrest*

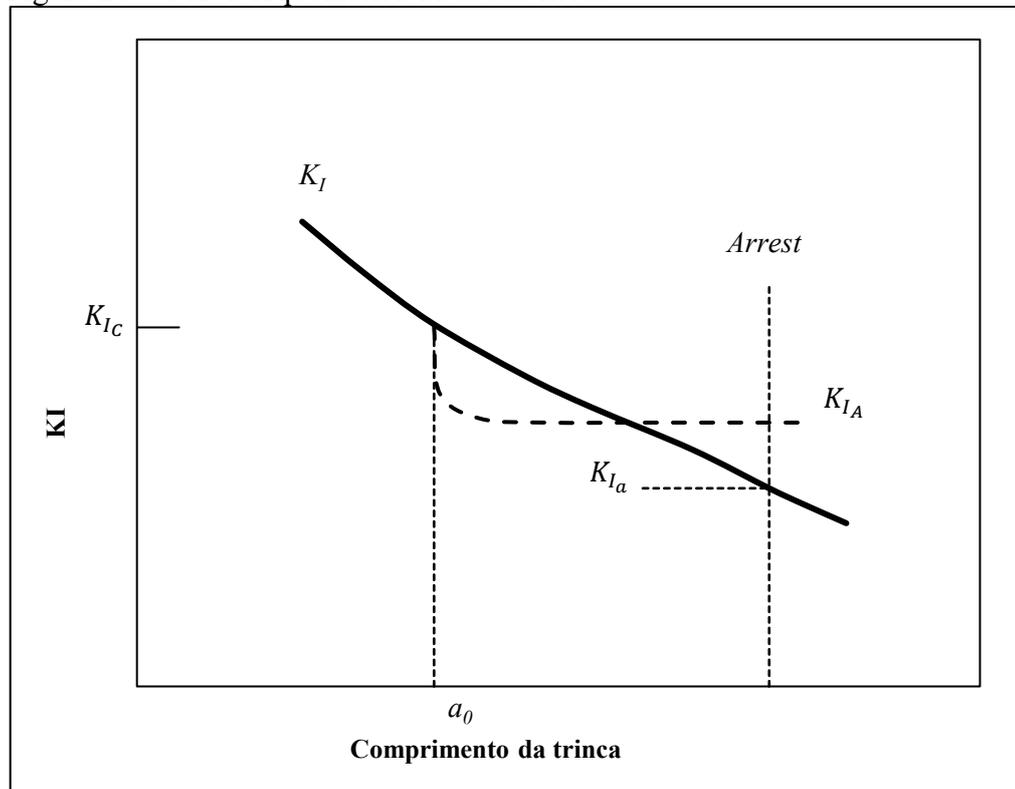
No caso de fratura de gasodutos o tempo é uma variável importante. É necessário um estudo dinâmico da fratura. Para isso é necessário levar em conta as forças de inércia, a variação da propriedade do material com a taxa de deformação e a onda de tensão refletida. As forças de inércia são importantes quando a carga muda abruptamente ou a trinca cresce rapidamente, isso também causa uma reflexão das ondas de tensão quando estas alcançam superfícies livres. (ANDERSON, 2005). Quando é necessária análise de fratura dinâmica utilizam-se ensaios dinâmicos, como por exemplo, o ensaio Charpy e DWTT. Porém, é possível também se fazer estudos com ensaios de tração utilizando diferentes taxas de deformação (RICE, 1968).

Segundo Anderson (2005) a velocidade da propagação instável da trinca depende da energia cinética, porém, quando a energia disponível para aumentar o comprimento da trinca for menor do que a resistência do material a trinca será frenada. Como mostrado na Figura 20, o *crack arrest* ocorre com uma tenacidade de *arrest* aparente (K_{Ia}) menor do que a resistência verdadeira (K_{Ic}), pois parte da energia cinética ainda pode ser convertida em energia de fratura.

O K_{I_A} pode ser entendido como a capacidade do material em frear a propagação de uma trinca (SATHYANANARAYANAN *et al.*, 2011) e pode ser obtida pela norma E1221-06 (ASTM, 2006).

No estudo da mecânica da fratura dinâmica utiliza-se o fator de intensificação de tensões dinâmico (K_{I_D}), que também é uma propriedade do material. O K_{I_D} varia para velocidades de propagação (V) altas, até um valor de velocidade limite. No entanto, os argumentos de fratura dinâmica apresentados anteriormente valem para a MFEL, a qual é violada pelas condições de fratura com alta plasticidade nos gasodutos de interesse ao trabalho. Assim, embora a lógica seja de interesse, a plasticidade precisa ser considerada em maiores detalhes.

Figura 20 – Curva esquemática de *Crack Arrest*



Fonte: Autora, "adaptado de" Anderson, 2005, p. 180

2.5 PLASTICIDADE

Quando há plasticidade generalizada a plasticidade não está restrita apenas à região próxima à da trinca. Assim a falha deixa de ser por mecânica da fratura e se torna um processo de colapso plástico. Como os materiais usados em gasodutos possuem muita tenacidade, um estudo sobre a plasticidade é importante.

2.5.1 Processo de instabilidade plástica e colapso plástico

Após a força ou pressão máxima suportada pelo material ser alcançada, este entra em um processo conhecido como instabilidade plástica, onde nenhum esforço adicional é necessário para continuar o processo de deformação plástica causando o colapso da estrutura. Para materiais com pouco encruamento, como o X100 mostrado na Figura 6, a diferença entre a tensão limite de escoamento e a de resistência é pequena. Assim, quando a tensão de escoamento é atingida, há limitada oposição contra o colapso plástico. Durante o processo de instabilidade plástica ocorre deformação plástica localizada, diminuindo a área da secção transversal, *necking*, também conhecido como estrição. A estrição ocorre quando o aumento de resistência do material por conta do encruamento é menor do que a perda da habilidade do material em suportar o esforço aplicado por conta da diminuição da área da secção transversal (MEYERS; CHAWLA, 1999).

Um parâmetro importante no estudo do processo de instabilidade plástica é o expoente de encruamento n , da equação de Hollomon, equação (10), sendo que H é o coeficiente de resistência, que assim como o expoente n é propriedade do material, e ε^p a deformação plástica verdadeira. Essa equação é obtida ajustando os dados obtidos da região de deformação plástica uniforme de um ensaio de tração por uma equação de potência (RAGAB; BAYOUMI, 1998).

$$\sigma = H \cdot (\varepsilon^p)^n \quad (10)$$

Existem alguns métodos para prever quando ocorrerá a instabilidade plástica. O mais utilizado é descobrir a deformação com a qual ocorrerá a instabilidade plástica analiticamente, utilizando deduções matemáticas. É possível encontrar essas deduções para algumas geometrias em Hosford e Cadell (2007), porém não para dutos nesta fonte. Através da dedução, que pode ser encontrada no apêndice A, chegou-se na relação descrita na equação (11), onde $\bar{\varepsilon}_i$ é a deformação efetiva de instabilidade plástica. Como pode ser visto, portanto, materiais que possuem expoente de encruamento maior, possuem maior resistência ao colapso plástico.

$$\bar{\varepsilon}_i = \frac{n}{\sqrt{3}} \quad (11)$$

Um outro critério que pode ser utilizado é o critério baseado em conversão de energia. Um experimento feito por Olineruk e Maj (2007) em aços inoxidáveis mostrou que durante a deformação plástica do material a taxa de armazenamento de energia alcança um valor zero, e

após esse ponto se torna negativa, isso ocorre uma vez que parte da energia armazenada durante a deformação do material começa a ser liberada. O ponto em que a taxa de armazenamento de energia se torna zero é o ponto onde começa a instabilidade plástica, após esse ponto, se encontra a região de deformação plástica não-uniforme que culminará na falha da estrutura.

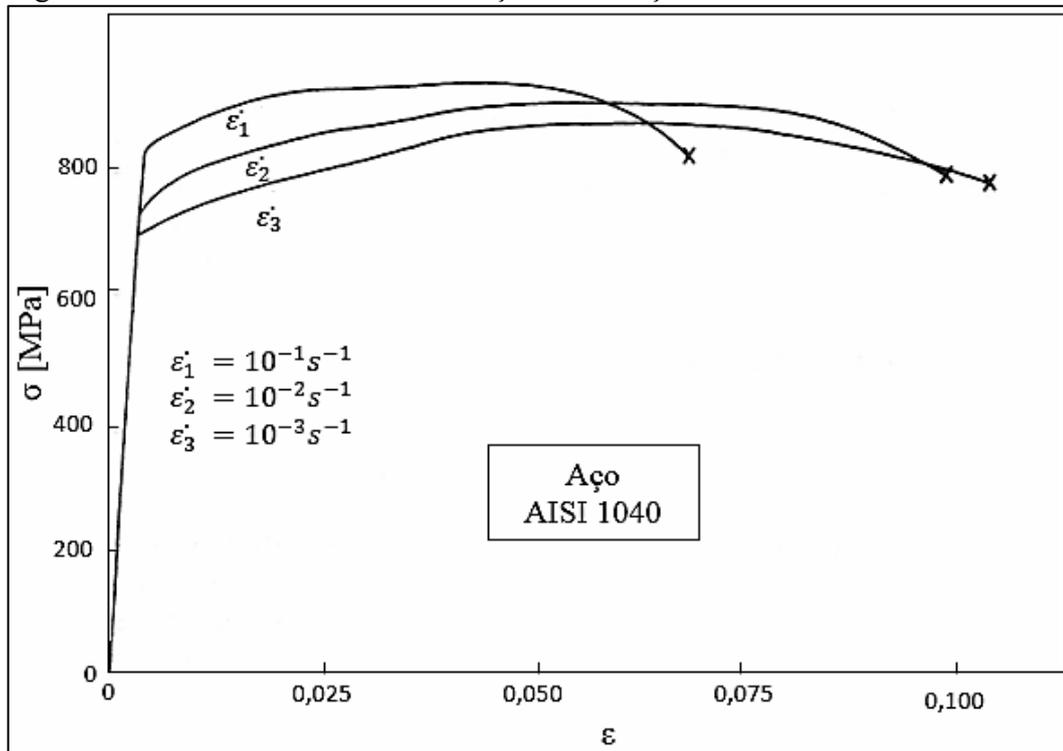
2.5.2 Efeito das variáveis

Quando a trinca cresce rapidamente a taxa de deformação é elevada e o material pode se comportar de maneira diferente das condições quase estáticas. Por isso é importante o estudo do efeito da taxa de deformação nas propriedades do material (o que é de grande relevância ao trabalho). Outra variável que é importante estudar é a temperatura. Quando há um vazamento na linha pode haver uma despressurização do gás presente no duto, podendo causar a diminuição da temperatura na região, o que pode resultar em uma fragilização no material, já que as propriedades do material variam com a temperatura. No entanto, este comportamento não está inserido no escopo de estudo do presente trabalho.

Durante a plasticidade, normalmente, as tensões tendem a aumentar com o aumento da taxa de deformação, porém, ocorre a diminuição da ductilidade. Como pode ser visto na Figura 21, com o aumento da taxa de deformação é possível perceber um aumento significativo da tensão de escoamento, porém uma diminuição de ductilidade. Segundo Hosford e Cadell (2007) esse efeito pode ser aproximado pela equação (12), sendo C uma constante que depende da deformação, temperatura e material, e m a sensibilidade do material à taxa de deformação (MEYERS; CHAWLA, 1999). Falando novamente em ocorrência da instabilidade plástica, é altamente favorável um material apresentar elevado valor de sensibilidade à taxa de deformação (m). O que ocorre é que no momento em que a instabilidade tender a ocorrer, a deformação será acelerada na região próxima à ponta da trinca e a elevada taxa elevará as propriedades mecânicas, redistribuindo a plasticidade para regiões mais remotas e retardando sua propagação. Na Figura 22 tem-se o efeito da taxa de deformação para o aço API X80, e pode-se observar que taxas mais altas possuem tensões maiores. Nesse caso as tensões estão abaixo da tensão de escoamento desse material (aproximadamente 551 MPa), além de uma variação de módulo de elasticidade, pois os ensaios foram feitos a uma temperatura muito elevada (1150 °C), portanto apresentam maior ductilidade.

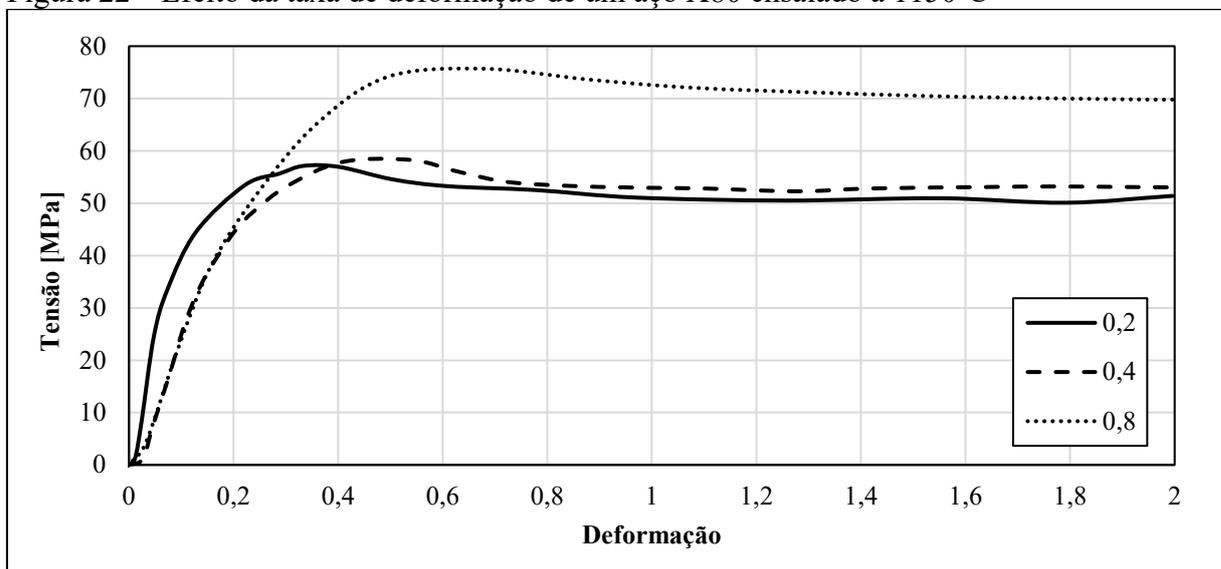
$$\sigma = C \cdot (\dot{\epsilon})^m \quad (12)$$

Figura 21 – Efeito da taxa de deformação de um aço AISI 1040



Fonte: Autora, “adaptado de” Meyers; Chawla, 1999, p. 127

Figura 22 – Efeito da taxa de deformação de um aço X80 ensaiado a 1150°C



Fonte: Martins; Machado, 2015

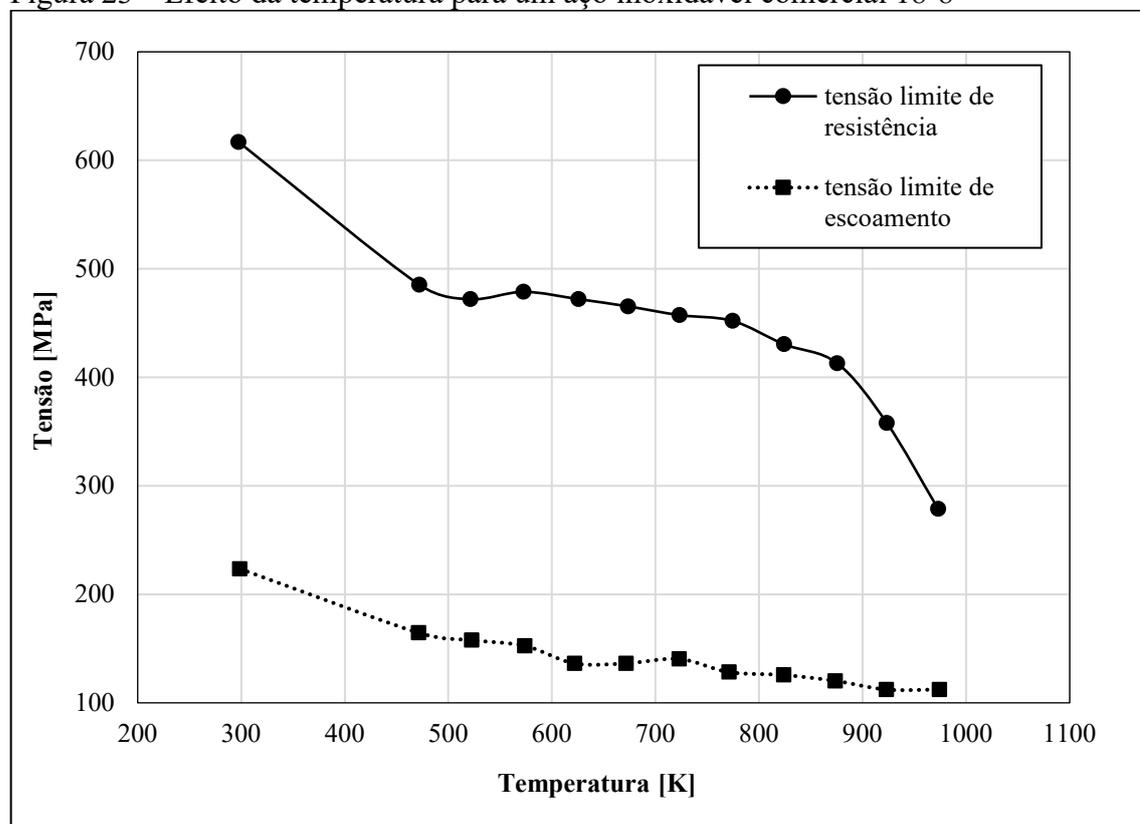
A variável m , para a maioria dos metais à temperatura ambiente, varia entre 0 e 0,03 (HOSFORD; CADELL, 2007), sendo que, quando nula, indica que o material não sofre influência da taxa. Quando se tem $m > 0$, ocorre um ganho de resistência mecânica com o aumento da taxa de deformação. Um valor de m elevado é interessante, pois quando a trinca

tende a crescer instavelmente a taxa de deformação é elevada, fazendo com que o material tenha uma resistência maior. Além disso, é possível considerar o efeito do encruamento, encontrada pela equação de Hollomon, obtendo assim a equação (13), onde C' é uma constante que combina o coeficiente de resistência de Hollomon, H , e a constante C .

$$\sigma = C' \cdot (\varepsilon^P)^n \cdot (\dot{\varepsilon})^m \quad (13)$$

O aumento da temperatura diminui o efeito do encruamento, já que o expoente n diminui. Com isso, as tensões a partir do escoamento são menores do que em temperatura ambiente. Aumentar a temperatura tem o mesmo efeito do que diminuir a taxa de deformação (HOSFORD; CADELL, 2007). Na Figura 23 é apresentado os resultados de Peng, Qian e Chen (2004) utilizando um aço inoxidável comercial 18-8 com uma taxa de deformação de $5 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Percebe-se que as tensões limites, tanto de escoamento como de resistência, diminuem com o aumento da temperatura. Quando a temperatura se aproxima da temperatura de fusão a tensão limite de resistência cai de forma mais acentuada.

Figura 23 – Efeito da temperatura para um aço inoxidável comercial 18-8



Fonte: Autora; “adaptado de” Peng; Qian; Chen, 2004

Já em temperaturas muito baixas pode ocorrer uma fragilização do material. Abaixo da temperatura de transição dúctil-frágil o material perde a capacidade de se deformar plasticamente, perdendo tenacidade. Essa temperatura é importante, pois se durante a utilização do gasoduto a temperatura do material cair abaixo dela, os critérios de falha usados perderão validade. Essa temperatura varia para cada material e pode ser obtida fazendo ensaios Charpy para diferentes temperaturas dentro da faixa de trabalho, seguindo a norma E23 (ASTM, 2013).

2.6 ENSAIOS DINÂMICOS

Para fazer as análises estruturais é necessário conhecer o material usado e suas propriedades mecânicas e metalúrgicas. Como durante o processo de fabricação há mudança na microestrutura do material, principalmente pelo encruamento causado pela deformação plástica e segregação de impurezas no centro da chapa, para uma análise mais acurada, são necessários ensaios para determinar as propriedades do material na condição de uso. Os ensaios que serão simulados nesse trabalho serão: ensaio de impacto Charpy e DWTT. Para que as simulações dos referidos ensaios sejam realistas, estes são descritos nas suas peculiaridades principais a fim de servir como base aos desenvolvimentos numéricos. Para as simulações é importante ter a curva tensão x deformação corrigida por Bridgman obtida a partir de um ensaio de tração.

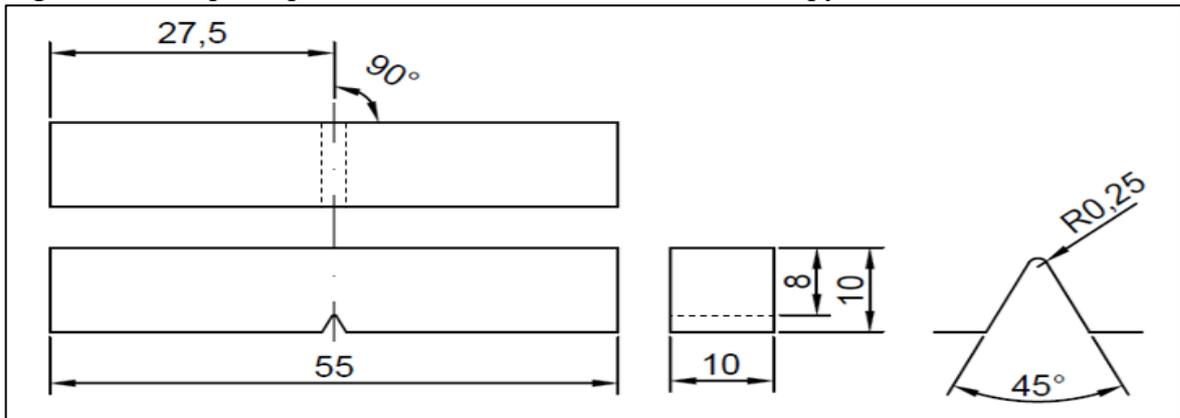
2.6.1 Ensaio de impacto Charpy

Segundo Dowling (2012) o ensaio de impacto tem como objetivo medir a resistência do material a uma fratura repentina, para isso é usada uma taxa de deformação elevada. Os tipos de ensaios mais usuais são o Charpy, aplicado para os metais, e o Izod, aplicado principalmente para polímeros. No ensaio Charpy *V-Notch* o C.P. possui seção transversal quadrada com entalhe em formato de “V” (concentrador de tensões). A carga instantânea é aplicada por meio de um pêndulo com um martelo na extremidade inferior. No caso do ensaio Charpy o C.P. se encontra na horizontal e o impacto é feito ao lado oposto ao entalhe. A energia usada para causar a fratura completa do C.P. é determinada por um indicador que mede a altura máxima do pêndulo após romper o C.P. Esse ensaio tem como objetivo principal analisar de forma rápida a ductilidade e tenacidade do material.

As características essenciais de um teste de impacto são: C.P.s adequados, um conjunto de bigorna e o suporte para o apoio do C.P. para receber o impacto, uma massa que tenha

energia suficiente para romper o C.P. colocado na sua trajetória, e um dispositivo de medição da energia absorvida (ASTM, 2013). Na Figura 24 tem-se a geometria do C.P. que é mais utilizado para ensaio Charpy, utilizando o entalhe em “V”, sendo apropriada, segundo a norma E23 (ASTM, 2013), para metais ferrosos. As tolerâncias encontradas na Tabela 3 são importantes, pois variações acima da tolerância, principalmente no entalhe, podem afetar os resultados do ensaio.

Figura 24 – Corpo de prova mais utilizado em um ensaio Charpy



Fonte: ASTM *International*, 2013, p. 2

Nota: Dimensões em mm

Tabela 3 – Tolerâncias das dimensões do Charpy V-Notch

Dimensão	Tolerância
Perpendicularidade do eixo do entalhe	$\pm 2^\circ$
Tolerância	$\pm 10'$
Secção transversal	$\pm 0,075$ mm
Comprimento do C.P. (L)	$+0, -2,5$ mm
Centro do entalhe ($L/2$)	± 1 mm
Ângulo do entalhe	$\pm 1^\circ$
Raio do entalhe	$\pm 0,025$ mm
Comprimento de ligamento	$\pm 0,025$ mm
Acabamento superficial:	
na superfície entalhada e na face oposta	$R_a \leq 2$ μ m
nas outras duas superfícies	$R_a \leq 4$ μ m

Fonte: Autora, “adaptado de” ASTM *International*, 2013

Como a temperatura pode afetar as propriedades mecânicas dos materiais a norma E23 (ASTM, 2013) recomenda, para ensaios à temperatura ambiente, uma temperatura de $20^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$. Se na aplicação há muita variação de temperatura é possível caracterizar o comportamento do material dentro da faixa de temperatura utilizando o ensaio Charpy. Nesse caso é preciso um condicionamento adequado do C.P. e do equipamento. É preciso também ter cuidado com o tempo, pois a temperatura pode variar desde o ambiente condicionado até a fratura do C.P., tornando difícil determinar a temperatura real do ensaio.

A principal propriedade obtida no ensaio de impacto é a tenacidade ao impacto medida através da energia absorvida para levar o C.P. até a fratura. Segundo a norma da E23 (ASTM, 2013), a energia absorvida é a diferença entre a energia total do pêndulo no instante do impacto e a energia remanescente após a quebra do corpo de prova. Para um ensaio de impacto ser válido é necessário que haja rompimento completo do C.P. se separando em duas partes. Se isso não ocorrer este deve ser reportado como não rompido. A ocorrência é bastante usual nos aços avançados de aplicação a gasodutos, especialmente em pêndulos de baixa energia, como os de 300 J. Uma amostra jamais será atingida mais de uma vez.

Uma medida de deformação plástica nesse tipo de ensaio pode ser obtida fazendo a medição da expansão lateral. Para esse tipo de medição é importante que as duas partes não tenham rebarbas. Um C.P. não rompido pode ser considerado se as duas partes puderem ser separadas, com as mãos, sem causar fadiga, e a expansão lateral medida no C.P. inteiro é igual a ou maior do que a medida pelas metades separadas. No caso onde um C.P. não pode ser separado em duas metades, as expansões laterais podem ser medidas contanto que as bordas cisalhadas possam ser acessadas sem a interferência do ligamento articulado que foi deformado durante o teste (ASTM, 2013).

Outro modo de analisar a ductilidade do material é utilizando a porcentagem de cisalhamento sobre as superfícies da fratura. É normalmente calculada como a diferença entre o total da área fraturada (região de iniciação da fratura, borda cisalhamento, região da fratura instável, e região de fratura final) e a área da região da fratura instável, dividida pela área total fraturada, vezes 100%. A região da fratura instável poderia ser 100% clivagem, uma mistura de clivagem e morfologia de fratura dúctil, uma mistura de fratura intergranular e morfologia dúctil, ou uma mistura de outras morfologias de fratura (ASTM, 2013).

É possível correlacionar a energia do ensaio Charpy com a tenacidade à fratura K_{IC} empiricamente. Porém há algumas diferenças entre o ensaio Charpy e os ensaios da mecânica da fratura. A principal é que no C.P. utilizado no ensaio Charpy é feito um entalhe com

dimensões finitas e na mecânica da fratura, utilizando a mesma geometria Charpy ou outras, tem-se uma trinca obtida por um pré-trincamento por fadiga. Além disso, carregamento imposto é dinâmico, enquanto que na mecânica da fratura o ensaio é feito de forma quase-estática (ANDERSON, 2005). Mesmo assim, é possível obter de forma rápida e econômica uma medida qualitativa da tenacidade a fratura do material.

2.6.2 Ensaio DWTT

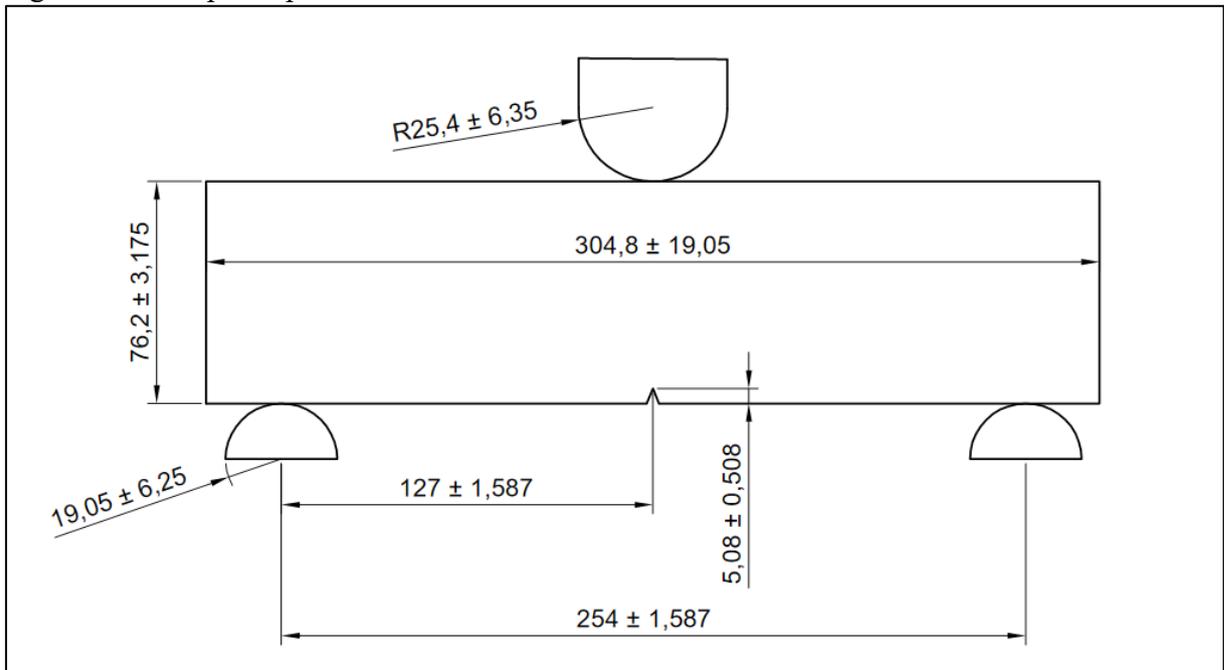
O DWTT (do inglês: *Drop-Weight Tear Test*) é muito utilizado para a avaliação das propriedades de fratura de materiais avançados utilizados em gasodutos. Consiste também no impacto de um corpo de prova por um martelo. A vantagem desse ensaio é que, ao contrário do ensaio Charpy, o C.P. possui a espessura da parede do duto. Além disso, possui dimensões maiores, tendo um maior ligamento remanescente quando comparado com o do Charpy, o que pode ser interessante como será demonstrado mais adiante.

Segundo a norma E436 (ASTM, 2014) o C.P. DWTT pode ser utilizado para ensaiar materiais com tensão de escoamento de até 825 MPa. Além disso, pode ser utilizado no estudo dos efeitos das variáveis metalúrgicas. É possível também, avaliar a adequação de um material para uma aplicação específica, como por exemplo gasodutos, indicando o comportamento do material quando ocorre uma propagação dúctil de uma trinca. Para que um C.P. reproduza o modo de fratura de um gasoduto é importante que os resultados, como energia, tenacidade à fratura e tenacidade de *arrest*, sejam retirados da região de propagação estável da trinca (*steady-state*) (WILKOWSKI et al, 2002).

Ainda segundo a norma E436 (ASTM, 2014) o equipamento utilizado pode ser do tipo pêndulo ou uma massa com queda livre vertical, com regulagem de altura. A máquina deve fornecer energia suficiente para romper o C.P. no impacto. As dimensões do C.P. estão indicadas na Figura 25, assim como suas tolerâncias. A espessura deve ser a espessura do duto.

A superfície de fratura deve ser avaliada de modo a determinar a porcentagem de área de cisalhamentos. Esta, pode ser avaliada seguindo o processo descrito no anexo A.1 da norma E436 (ASTM, 2014).

Figura 25 – Corpo de prova DWTT



Fonte: Autora, “adaptado de” ASTM *International*, 2014, p. 2

Nota: dimensões em mm

2.7 INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE GASODUTOS

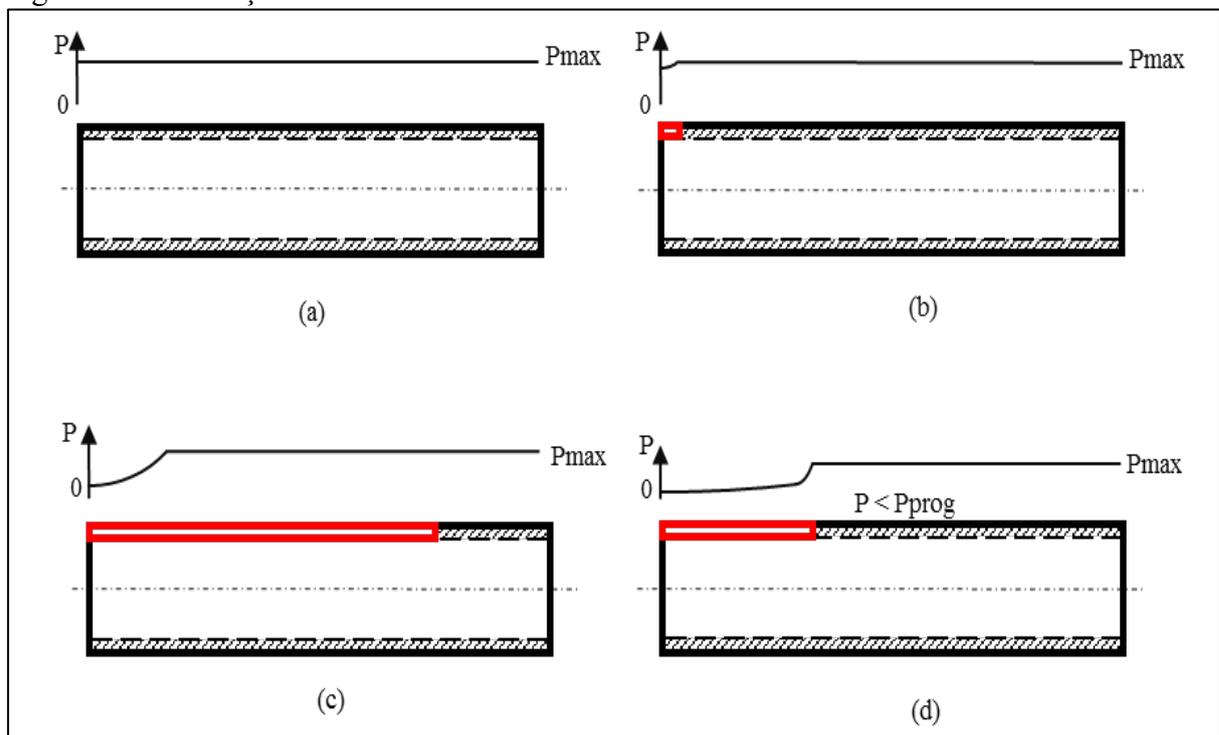
Para que não haja uma falha catastrófica de um gasoduto é preciso, durante o projeto, prever se no caso de uma trinca alcançar o tamanho crítico, a sua propagação de forma dúctil seja frenada. Ou seja, espera-se que ocorra o *crack arrest*. Com o intuito de prever se o material teria a capacidade de frenar a propagação da trinca, no início dos anos de 1970 o instituto Batelle formulou um modelo para quantificar a tenacidade necessária para ocorrer o *crack arrest*. Nesse modelo foram levadas em conta duas equações independentes, uma para a velocidade de propagação da trinca e outra para a velocidade de despressurização do duto por conta do vazamento do gás, equação (14) (LEIS, 2015), sendo $(C_v)_{BTCM}$ a energia *Full-Size Equivalent* (FSE) CVN calculada utilizando o método BTCM, onde σ_1 a tensão circunferencial, r o raio do duto e t a sua espessura. Por usar duas curvas esse modelo ficou conhecido como *Batelle Two Curve Method* (BTCM).

$$(C_v)_{BTCM} = 3,57 \cdot 10^{-5} \cdot \sigma_1^2 \cdot (r \cdot t)^{1/3} \quad (14)$$

Na Figura 26(a) está ilustrado um duto submetido a uma pressão P_{max} . Quando uma trinca se torna passante começa a haver uma despressurização, Figura 26(b). Quando a

velocidade de propagação da trinca é maior do que a velocidade de despressurização, como ilustrado na Figura 26(c), a ponta da trinca sempre se encontra em uma região submetida a P_{max} , portanto pode propagar por grandes distâncias. Por outro lado, se a velocidade de propagação é menor do que a de despressurização, pois o material possui mais tenacidade, a pressão irá cair até chegar a um ponto onde a pressão na ponta da trinca é menor do que a pressão necessária para continuar propagando. Nesse ponto ocorrerá o *crack arrest*, como indicado na Figura 26(d).

Figura 26 – Ilustração do método BTCM



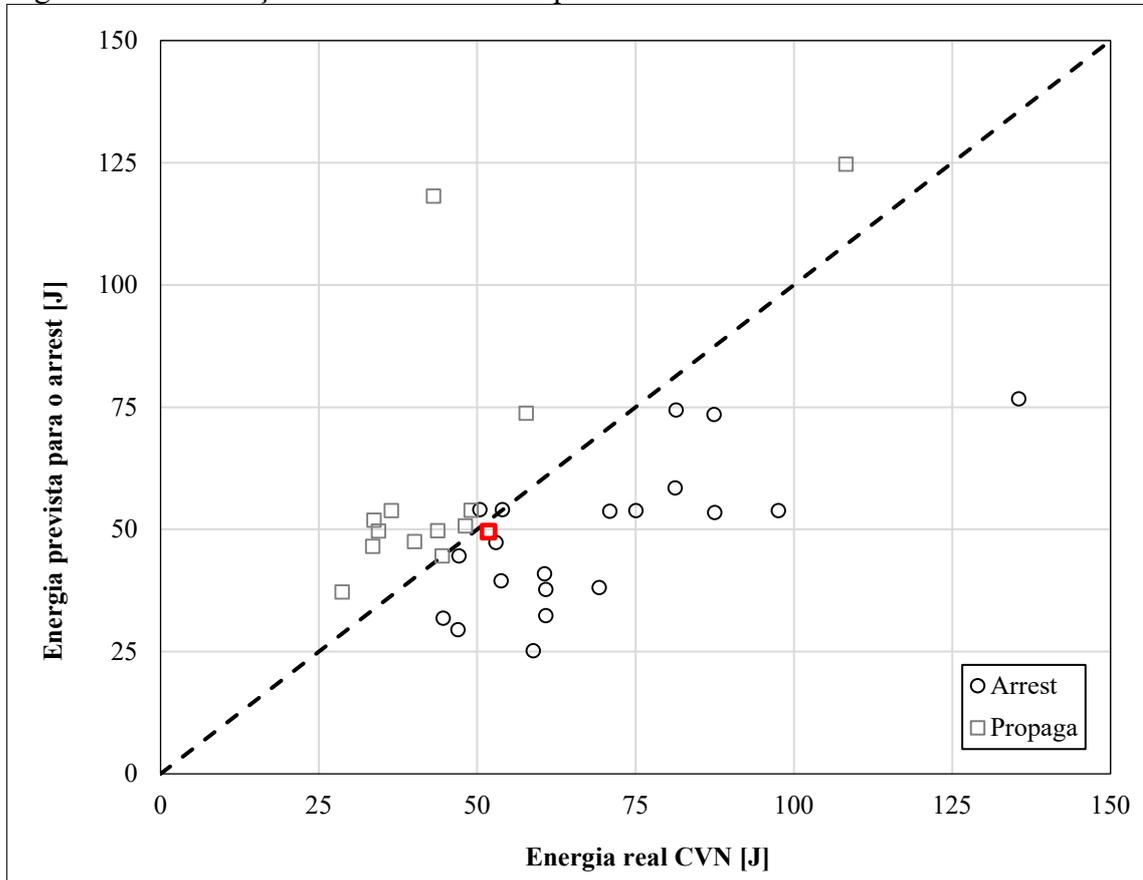
Fonte: Autora

Nota: (a) duto sem trinca; (b) duto após a trinca se tornar passante; (c) duto com uma trinca que propagou; (d) duto com *crack arrest*

Segundo Cosham et al. (2013), Maxey, no Instituto Batelle, mostrou que utilizando o BTCM a relação entre a energia do CVN e a resistência à propagação dúctil de uma trinca era linear. Na Figura 27 está mostrada a calibração do método aplicado para uma base de dados. Sendo que no eixo x se encontra a energia absorvida em um ensaio CVN e no eixo y o valor calculado para que ocorra o *crack arrest* pelo modelo. Esse método é válido para aços com tenacidade a fratura de até 100 J. Os resultados corretos são os que ocorrem o *crack arrest* (marcador circular) e estão localizados abaixo da linha tracejada, onde a energia disponível é maior do que a energia necessária para o *arrest*, e os que propagam (marcador quadrado) acima da linha. O erro crítico ocorre nos pontos onde há o marcador circular abaixo da curva

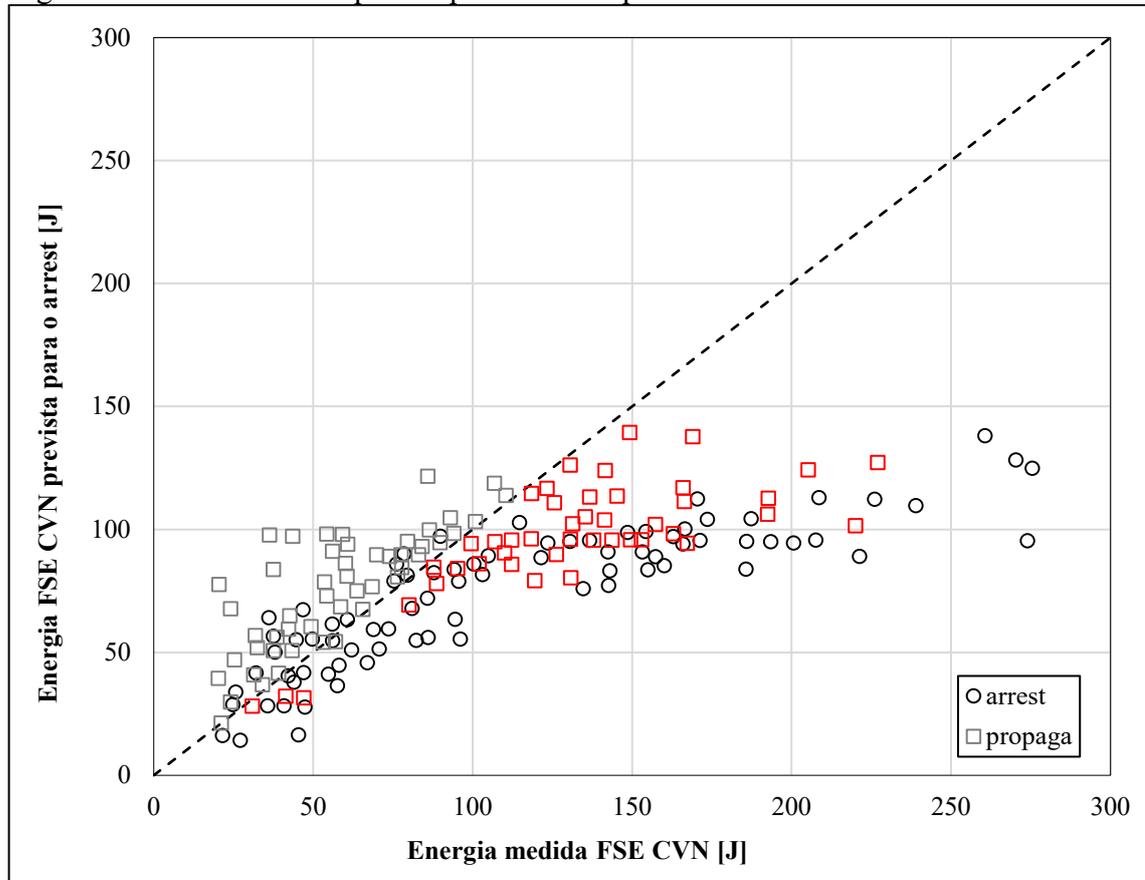
(marcador vermelho). Ou seja, quando o *crack arrest* é previsto, pois a energia do CVN é maior do que a prevista pela equação (14), porém a trinca propaga (LEIS, 2015).

Figura 27 – Calibração do método BTCM para uma base de dados



Fonte: Autora, “adaptado de” Leis, 2015, p. 7

No instituto Batelle utilizou-se a equação (14) para a determinação da energia necessária para o *crack arrest* e, além disso, foram realizados ensaios FSE CVN para a determinação da tenacidade energia absorvida durante o impacto. Com esses resultados a curva mostrada na Figura 28 foi obtida. Como pode ser visto, até aproximadamente 100 J o método consegue estimar, com uma precisão razoável, se a trinca irá ou não propagar. Para materiais com maior tenacidade, esse método perde a aderência. Os pontos que propagaram (marcadores quadrados) caem abaixo da linha. O BTCM, a partir desse ponto, se torna contra a segurança. Percebe-se, então que a relação deixa de ser linear. Segundo Leis (2015) o método subestima a tenacidade para ocorrer o *crack arrest*.

Figura 28 – Tenacidade requerida para o *arrest* prevista

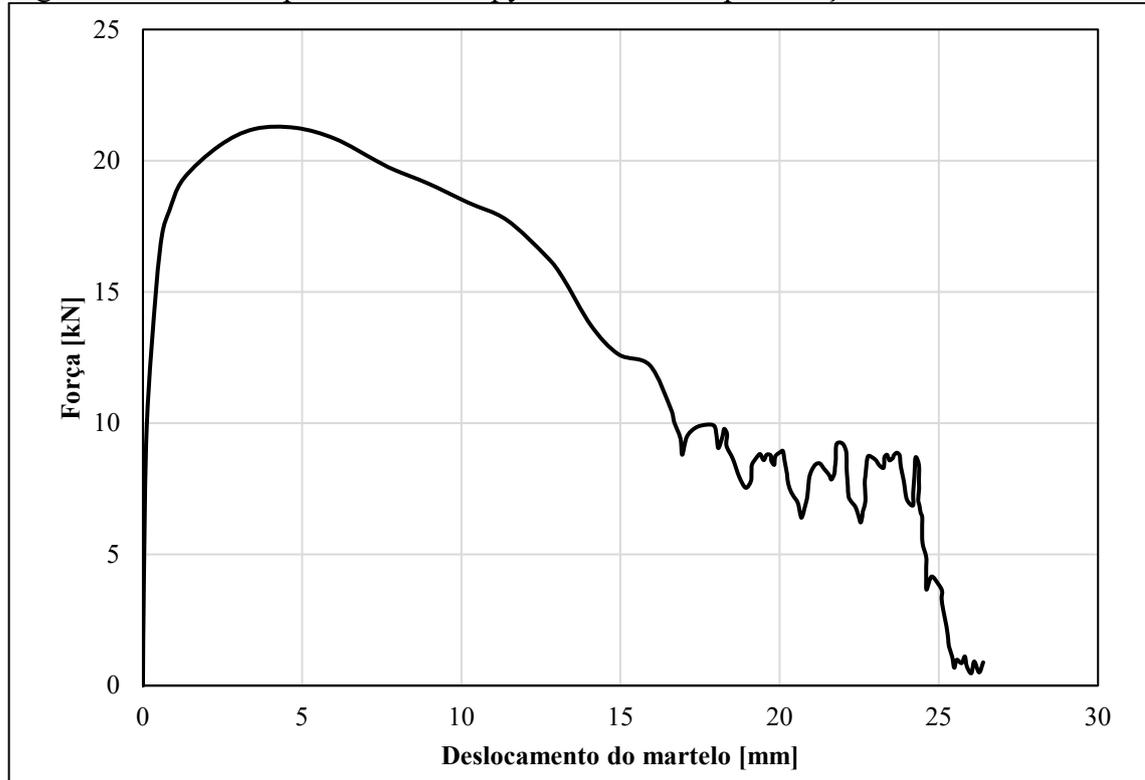
Fonte: Autora, “adaptado de” Leis, 2015, p. 11

O maior problema do método é que em materiais com tenacidades maiores de 100 J ensaiados utilizando o ensaio Charpy, parte expressiva da energia assumida para a fratura do corpo de prova é gasta com deformação plástica, já que os materiais são mais dúcteis. Utilizando um ensaio de Charpy instrumentado é possível estimar a divisão da energia total em energia de deformação, iniciação e propagação. Na Figura 29 tem-se o gráfico obtido de um ensaio Charpy instrumentado. No eixo das abscissas se encontra o deslocamento do martelo e no eixo das ordenadas pode ser encontrada a soma das reações dos apoios.

Utilizando os resultados obtidos pelo ensaio do CVN instrumentado em 1997 Leis propôs uma correção empírica, que levou seu nome, para tentar corrigir a curva. Segundo Zhu e Leis (2012) o fator de correção é dado pela equação (15). Onde $(C_v)_{arrest}$ é a energia requerida para ocorrer o *crack arrest* corrigida, para o CVN, em J.

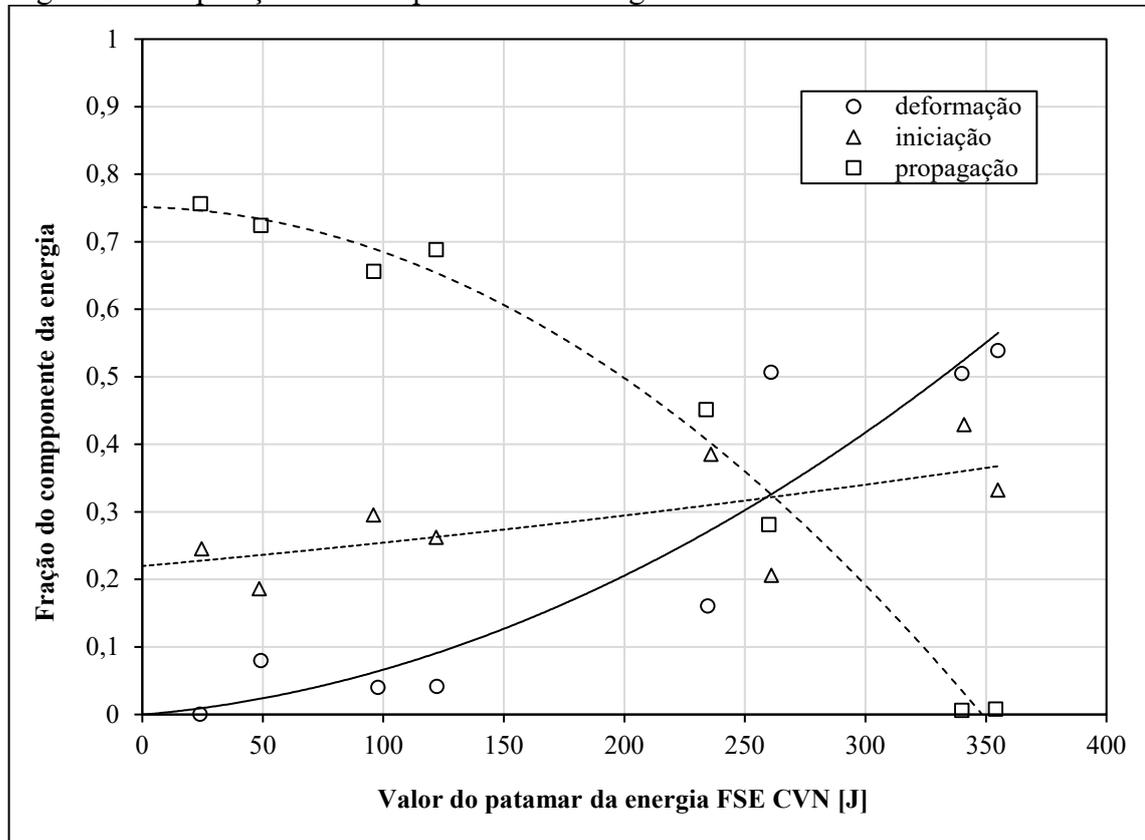
$$CVN = \begin{cases} (C_v)_{arrest} = (C_v)_{BTCM}, & \text{para } C_v < 95J \\ (C_v)_{arrest} = (C_v)_{BTCM} + 0,002(C_v)_{BTCM}^{2,04} - 21,18, & \text{para } C_v \geq 95J \end{cases} \quad (15)$$

Figura 29 – Curva experimental Charpy instrumentado para o aço API X80



Fonte: Autora, “adaptado de” Nonn; Kalwa, 2013

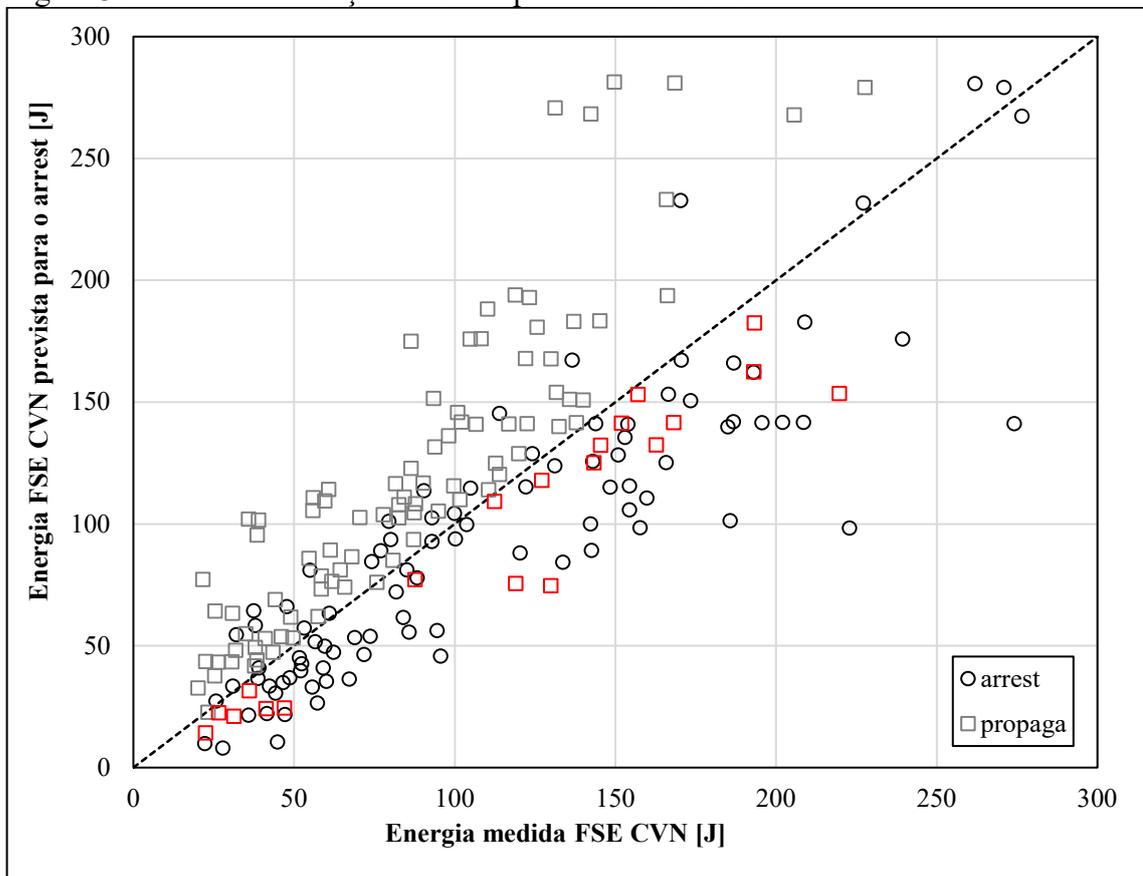
Figura 30 – Separação dos componentes da energia em um ensaio CVN instrumentado



Fonte: Autora, “adaptado de” Leis, 2015, p. 13

Aplicando a correção de Leis na mesma base de dados, Figura 31, percebe-se que a faixa de validade do método BTCM é estendida. Mesmo tendo alguns erros críticos, pode ser usada aplicando um fator de segurança adequado. Essa correção também tem um limite de validade, não valendo para materiais com tenacidade muito elevada. Na Figura 30 percebe-se que os ensaios só foram feitos até aproximadamente 350 J, a partir desse ponto não é possível utilizar o ensaio CVN para obtenção de propriedades já que praticamente toda energia é gasta por deformação plástica. Outras correções também podem ser encontradas na literatura, sendo que algumas delas estão resumidas em Cosham, et al. (2013).

Figura 31 – Fator de correção de Leis aplicado ao BTCM



Fonte: Autora, “adaptado de” Leis, 2015, p. 13

Embora a separação de energia feita por Leis (2015) faça sentido e a lógica esteja correta, a maneira de se quantificar a energia é subjetiva e guarda pouca relação com a fenomenologia. Um exemplo é que ele assumiu que toda a energia absorvida até o ponto de máximo da curva de carga vs. deslocamento é gasta para a nucleação do defeito e, como será provado nos resultados, a propagação da trinca começa a ocorrer antes do ponto de máximo. Portanto, a saída para o correto entendimento envolve simulações com dano e trinca propagante.

2.8 SIMULAÇÕES

Foram feitas simulações utilizando C.P.s Charpy e DWTT, utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF). Essas simulações são dinâmicas e não-lineares em todos os sentidos: com atualização de geometria (grandes deformações), comportamento do material no regime elasto-plástico e os devidos contatos. Além disso, para analisar a falha, é necessário levar a simulação até a fratura. Por isso, é necessário viabilizar os modelos de dano de zona coesiva e XFEM nos referidos modelos numéricos.

Como os ensaios Charpy e DWTT são dinâmicos é necessário um estudo das simulações dinâmicas. Nesse tipo de simulação o objetivo é determinar as tensões e os deslocamentos como função do tempo em cada ponto da estrutura (RAO, 2005). No software Abaqus (2013) se tem dois modos de análises dinâmicas, uma implícita e outra explícita. A diferença entre elas é a formulação. Na simulação dinâmica implícita a matriz de integração deve ser invertida e as equações de equilíbrio não lineares devem ser resolvidas para cada incremento. Nas análises dinâmicas explícitas os deslocamentos e as velocidades dos elementos são calculados baseados nos valores do início do incremento. Nesse caso as matrizes não precisam ser invertidas, o que torna a simulação menos custosa computacionalmente (ABAQUS, 2013).

Com os modelos de danos disponíveis na literatura é possível simular o mecanismo de falha. Os métodos mais usados para a fratura dúctil são o modelo de Gurson Tveegard Needleman (GNT), de zona coesiva e o XFEM (*Extended Finite Element Method*). Nesse trabalho serão usados os modelos de zona coesiva e XFEM. O GNT é único que possui uma base de fenomenologia dúctil, com vazios que crescem e coalescem. Porém a zona coesiva e o XFEM possuem menos parâmetros para serem calibrados, sendo mais pragmáticos, e podem ser de grande interesse para o desenvolvimento de protocolos simplificados de avaliação de integridade.

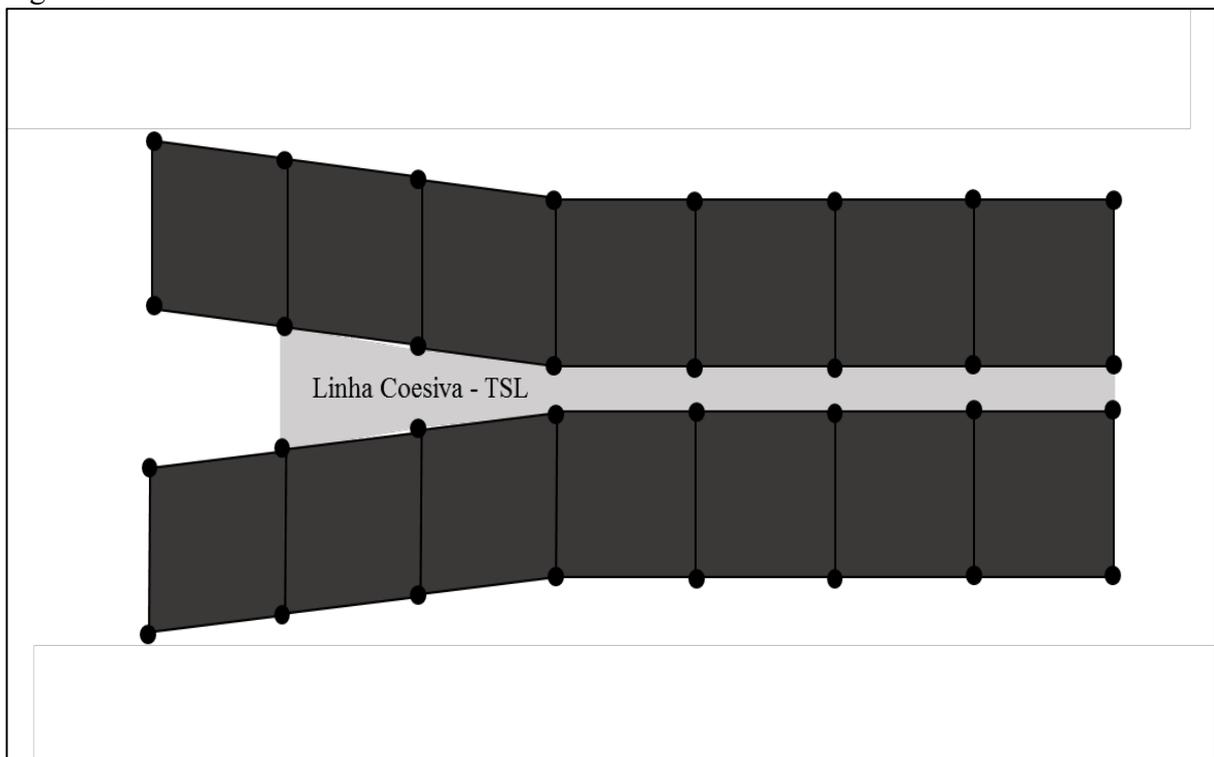
2.8.1 Zona Coesiva

O conceito de zona coesiva foi proposto inicialmente como uma abordagem aplicável a fenomenologia frágil, atribuindo uma lei de separação à zona de processo na frente da trinca (DUNBAR et al.,2014). Para estender esse conceito para materiais que possuem ductilidade, o modelo de dano de zona coesiva surgiu a partir da formulação de Barenblatt e modificada por Dugdale (1960) que postulou uma concepção de uma zona de processo de fratura na ponta da

trinca. Essa adaptação foi bem sucedida para materiais dúcteis. A propagação de uma trinca é permitida pela introdução de uma possível descontinuidade no campo de deslocamentos. Em cada ponto da linha coesiva uma relação não-linear é introduzida entre o vetor de descontinuidade e o vetor de tensão (ALFANO, 2006). A evolução dos modelos de dano usado está demonstrada em Chandra et al. (2002).

A base desse método é uma linha de elementos com propriedades de dano por onde a trinca irá propagar (NONN; KALWA, 2013), como pode ser visto na Figura 32. Para que se tenha uma maior estabilidade numérica, a rigidez do elemento coesivo deve ser maior do que a rigidez do material, pois, o ideal é que não tenha deformação no elemento coesivo. Estes devem ser eliminados quando as propriedades de dano forem alcançadas.

Figura 32 – Linha de Elementos Coesivos



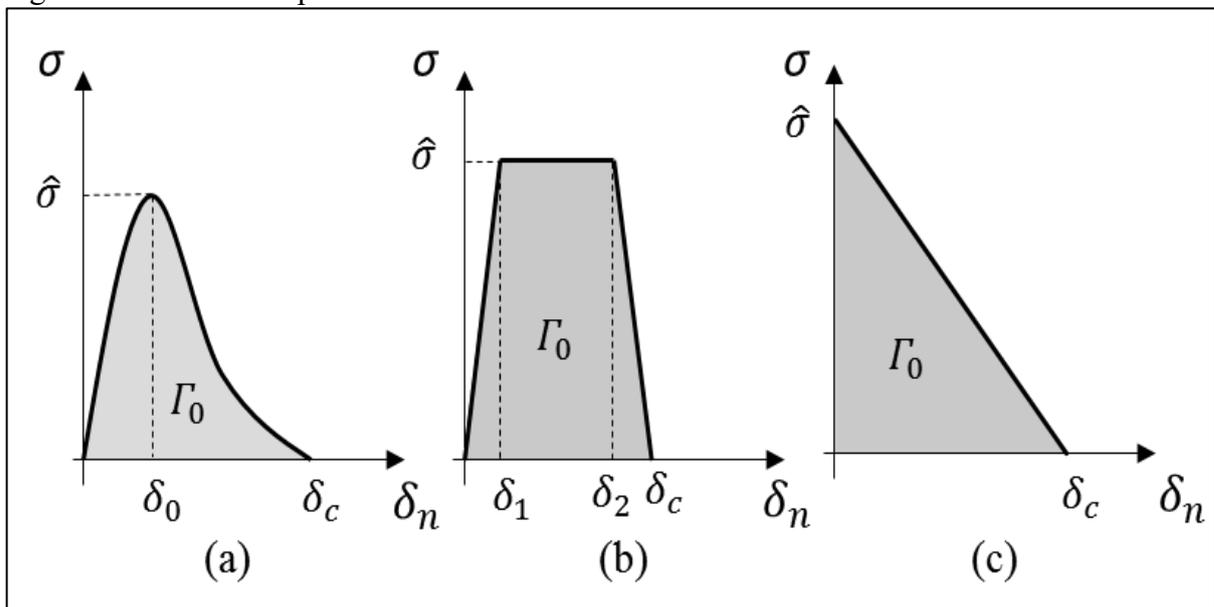
Fonte: Autora, “adaptado de” Abaqus, 2013

Na maioria dos casos a propriedade de dano usada é uma lei de separação por tração (TSL - do inglês: *Traction-Separation Law*). Nesse método tem-se dois parâmetros principais: um de início, e outro de evolução do dano. O primeiro indica quando começa a ocorrer o dano, normalmente se utiliza a tensão máxima coesiva $\hat{\sigma}$. O segundo descreve como o dano irá evoluir, diminuindo o valor da rigidez do elemento. Pode ser utilizada a energia específica coesiva Γ_0 que é a energia gasta para a separação. Porém também é possível utilizar a separação

final δ_c , que é a abertura máxima onde ocorre a falha do elemento coesivo (PARMAR et al., 2015). Há vários formatos de TSL, estes variam dependendo do material e da metodologia. Na Figura 33 são mostrados alguns exemplos típicos de TSL que podem ser encontrados na literatura. Os modelos (a) e (b) da Figura 33 normalmente são usados para materiais dúcteis, já o modelo (c) é usado para materiais frágeis (ZENG, 2015). Os parâmetros variam dependendo da forma de TSL escolhida. O parâmetro Γ_0 é igual a área embaixo da curva, independente da forma, sendo, portanto, igual ao parâmetro Ge_c . Os deslocamentos δ_0 , δ_1 e δ_2 são os valores nos quais ocorre a tensão máxima coesiva. No modelo exponencial tem-se o δ_0 , e no modelo trapezoidal o δ_1 é o deslocamento no qual a tensão máxima coesiva é atingida e no δ_2 a tensão começa a decair.

O modelo exponencial, Figura 33(a), é o modelo que resulta em um melhor resultado para materiais dúcteis, porém ele demanda um incremento de tempo menor, portanto possui tempo de simulação maior, quando comparado com os outros modelos (ALFANO, 2006). Por isso, o desejável é utilizar esse modelo.

Figura 33 – Modelos típicos de TSL



Fonte: Autora, “adaptado de” Zeng, 2015, p. 74

Nota: (a) exponencial; (b) trapezoidal; (c) triangular (bi-linear)

O modelo de zona coesiva é eficiente na previsão de propagação de trinca em grandes distâncias. Porém, como a linha de elementos coesivos deve ter uma espessura muito pequena, isso pode causar problemas de convergência em simulações dinâmicas, como será visto na metodologia.

No Abaqus (2013), utilizando TSL, há quatro modos de se colocar a propriedade de início de dano. Esses modos podem ser vistos na documentação do Abaqus 6.13. O modelo que mais se adequa nesse caso é a tensão nominal máxima, MAXS (do inglês: *Maximum Nominal Stress Criterion*). Esse modelo leva em conta três tensões máxima: t_n^0 , t_s^0 e t_t^0 , uma para cada modo de carregamento (I, II e III, respectivamente) já mostrado na Figura 15. Segundo a documentação do Abaqus o dano será iniciado quando a relação da tensão aplicada (t_n , t_s e t_t) e a tensão máxima for igual a 1, equação (16), como tensão compressiva não causa dano, são apenas consideradas as tensões t_n^0 positivas, por isso se encontra entre colchetes.

$$\max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0} \right\} = 1 \quad (16)$$

A segunda propriedade de dano descreve a evolução do dano desde a tensão máxima até que a rigidez do elemento chegue a zero. Segundo a documentação do Abaqus, para o modelo de decaimento exponencial o dano (D) é calculado pela equação (17), onde T_{eff} é a tensão atuante, δ_m o deslocamento, G^c é a energia crítica (adicionada), G^0 é a energia elástica do início do dano. Sendo que D varia de 0 (sem dano) e 1 (dano total).

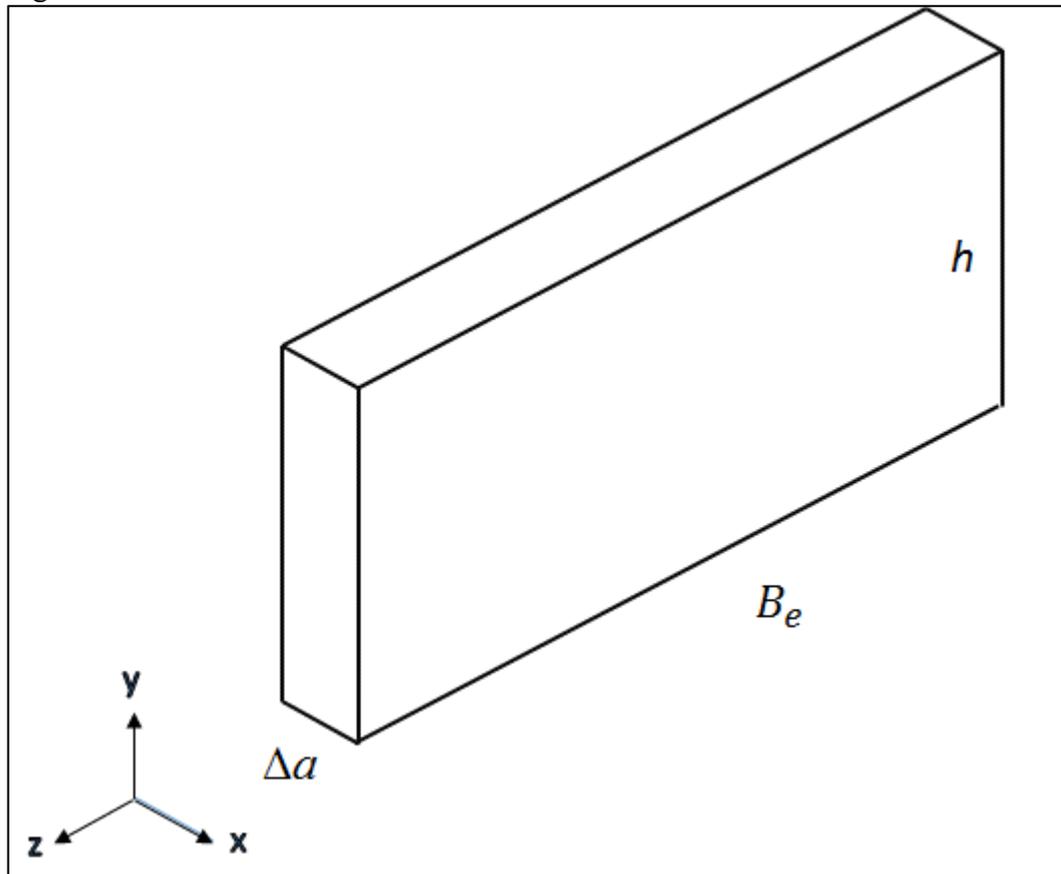
$$D = \int_{\delta_m^0}^{\delta_m^f} \frac{T_{eff} \cdot d\delta_m}{G^c - G^0} \quad (17)$$

Uma das propriedades que é necessária é a rigidez do elemento. Deve ser colocado a rigidez nas três direções, uma normal, como índice n , (E_{nn}) e duas transversais, com índices s e t , (E_{ss} e E_{tt}). A rigidez do elemento coesivo deve ser maior do que a rigidez do material utilizado. Esses valores podem ser estimados tanto longitudinal, como transversal utilizando a equação (18). Sendo Be o comprimento do elemento, h a altura da linha coesiva e Δa a espessura do elemento (XIE; WAAS, 2006), como pode ser visto na Figura 34.

$$E_{nn} = \frac{E \cdot Be \cdot \Delta a}{h} \quad (18)$$

$$E_{ss} = E_{tt} = \frac{G \cdot Be \cdot \Delta a}{h}$$

Figura 34 – Dimensões do elemento coesivo



Fonte: Autora

2.8.2 XFEM

O modelo de *Extended Finite Elements Method* (XFEM) foi apresentado em 1999 por Belytschko e Black baseado no enriquecimento das funções de deslocamento no nó proposto por Melenk e Babuska em 1996 (CAMPILHO et al., 2011). Esse modelo é um método numérico para modelar descontinuidades, singularidades, deformações localizadas e geometrias complexas. A superfície e a ponta da trinca são independentes da malha, isso permite a sua propagação sem a necessidade de *remesh* (BELYTSCHKO; GRACIE; VENTURA, 2009). O XFEM é baseado em procedimento padrão de Galerkin. Esse procedimento utiliza um conjunto de equações que descrevem o modelo para o desenvolvimento de uma forma integral, encontrando os deslocamentos que satisfaçam as condições de contorno (CHANDRUPATLA; BELEGUNDU, 2002). Para acomodar os limites internos, como inclusões, furos e trincas, utiliza o conceito de partição de unidade para enriquecer o método dos elementos finitos (YAZID; ABDELKADE; ABDELMADJID, 2009).

Para obter a trinca propagante utilizando o MEF convencional pode-se utilizar o *remesh*, onde, para cada incremento há uma correção da malha. A principal vantagem desse método é que cada incremento começa com uma nova malha não distorcida (TRÄDEGÅRD; NILSSON; ÖSTLUND, 1998). Por outro lado, para permitir o crescimento da trinca é necessário que as arestas dos elementos coincidam com a superfície da trinca, o que torna o método mais complicado, principalmente em problemas 3D. Já no XFEM isso não é necessário, já que a trinca pode propagar no meio do elemento, para isso é adicionado um campo de deslocamentos descontínuos ao longo da superfície da trinca (BELYTSCHKO; GRACIE; VENTURA, 2009). A propagação ocorre por meio de nós fantasmas que subdividem o elemento que atingiu o parâmetro de início de dano, simulando a separação entre os sub-elementos criados. Os nós fantasmas tem, antes do início do dano, as mesmas coordenadas e os deslocamentos restritos dos nós reais (CAMPILHO et al.,2011).

Segundo o manual do Abaqus (2013), utilizando o Abaqus/CAE, o modelo XFEM pode ser utilizado tanto para trincas estacionárias como para propagação de trinca. Quando o modelo possui uma pré-trinca, é criada uma parte com o plano de pré-trinca e essa é colocada na posição correta no *assembly*. O domínio da trinca deve ser especificado na interação, mesmo quando não possui a pré-trinca. As propriedades de dano são as mesmas utilizadas na zona coesiva. Com uma tensão máxima e um deslocamento máximo ou energia absorvida.

A vantagem desse método é que ele permite que a trinca propague no meio do elemento podendo mudar a direção, o que ocorre em um C.P. real. Além disso, por não precisar de uma linha muito fina como no caso da zona coesiva, a malha não precisa ser tão refinada, o que ajuda a convergir nas simulações dinâmicas. A desvantagem é que esse método só está disponível para simulações dinâmicas implícitas no Abaqus. Assim, essas simulações demoram mais para convergir, fazendo com que o tempo de simulação seja maior.

O modelo de dano do XFEM também é TSL só que o dano é colocado na própria propriedade do material. Os parâmetros utilizados são tensão máxima principal (MAXPS) ou uma deformação máxima principal (MAXPE). Nas simulações se optou pela tensão, por ser mais fácil de ser mensurada. A evolução do dano também pode ser linear ou exponencial, mostrados na Figura 33, e o critério de dano pode ser pela separação final ou pela energia absorvida, do mesmo modo que ocorre na zona coesiva. .

Diferentemente do modelo de zona coesiva, no caso do XFEM a tensão no elemento diminui conforme o parâmetro de dano D aumenta. A equação (19) descreve como as tensões, uma para cada modo de carregamento, no elemento diminui. Onde \bar{t}_n , \bar{t}_s e \bar{t}_t são as

componentes da tensão sem dano. Percebe-se que quando $D = 1$, ou seja, o elemento falhou, as tensões vão a zero. No caso exponencial o parâmetro D também é calculado pela equação (17).

$$t_n = \begin{cases} (1 - D) \cdot \bar{t}_n, & t_n \geq 0 \\ \bar{t}_n, & t_n < 0 \text{ (não há dano na compressão)} \end{cases}$$

$$t_s = (1 - D) \cdot \bar{t}_s \tag{19}$$

$$t_t = (1 - D) \cdot \bar{t}_t$$

3 METODOLOGIA

A seguir será apresentada a metodologia utilizada nesse trabalho. Foram descritos os materiais de interesse no estudo, utilizando como base para os desenvolvimentos as propriedades de um aço API 5L X80. Foi descrito também a metodologia utilizada nas simulações. As simulações são não-lineares e dinâmicas e são feitas utilizando o software Abaqus (2013).

3.1 MATERIAL DE INTERESSE

Segundo a norma 5L (API, 2013), para aços X80, as principais propriedades mecânicas (requisitadas) são apresentadas na Tabela 4. Nessa norma também é possível encontrar a composição química recomendada do material, apresentada na Tabela 5. Nesse caso há uma diferenciação do estado do material. Para o material temperado e revenido utiliza-se a letra Q e para o material que passou por trabalho a quente a letra M.

Tabela 4 – Propriedades do material em estudo

Material	Módulo de Elasticidade [GPa]	Poisson	Tensão de escoamento [MPa (kpsi)]		Tensão de resistência [MPa (kpsi)]	
			Mínimo	Máximo	Mínimo	Máximo
X80	206	0,33	555 (80,5)	705 (102,3)	625 (90,6)	825 (119,7)

Fonte: Autora, “adaptado de” API, 2013

Tabela 5 – Composição química do material em estudo segundo a norma API 5L

Material	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	V [%]	Nb [%]	Ti [%]	Outros [%]
X80Q	0,18	0,45	1,90	0,025	0,015	a	a	a	b,c
X80M	0,12	0,45	1,85	0,025	0,015	a	a	a	b,c

Fonte: Autora, “adaptado de” API, 2013

Notas: ^a se concordado: Nb + V + Ti ≤ 0,15%; ^b se concordado: Cu ≤ 0,5%; Ni ≤ 1,00%; Cr ≤ 0,50%; Mo ≤ 0,50%;

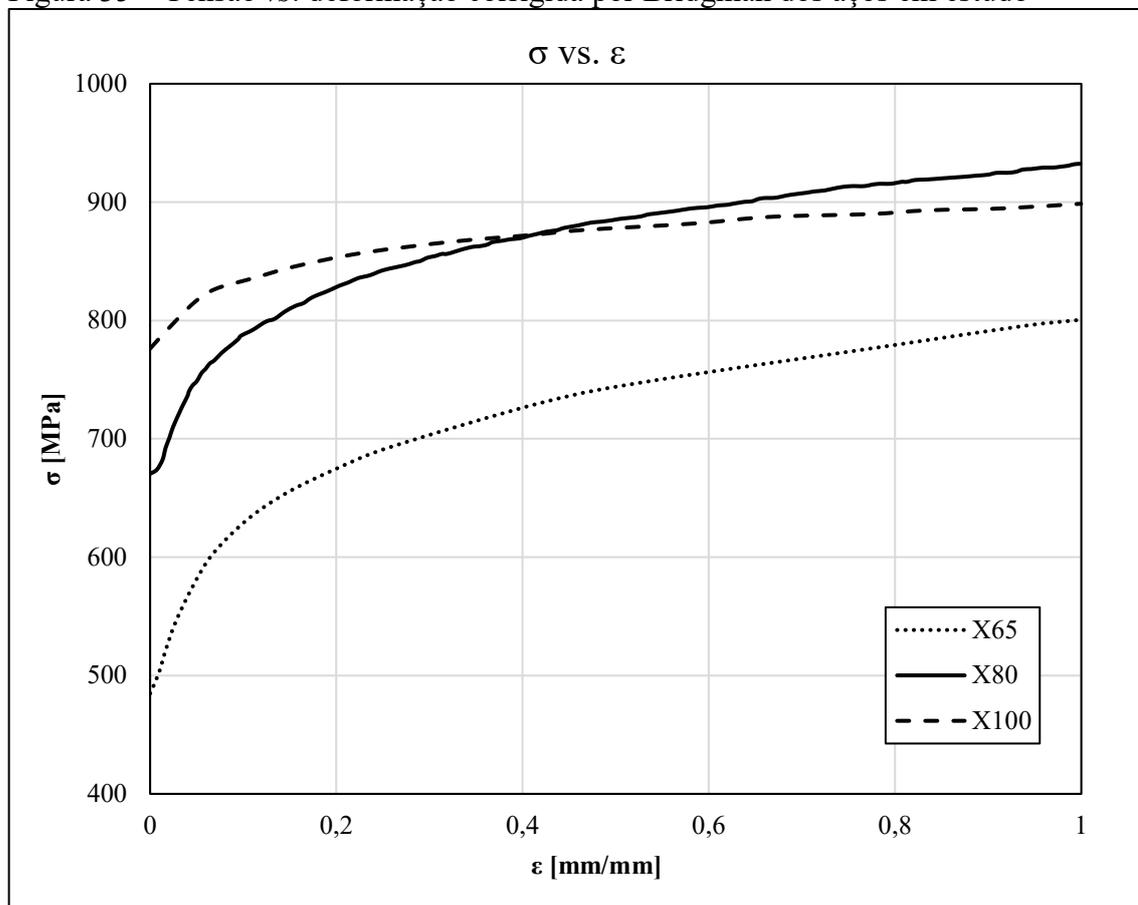
^c B ≤ 0,004%

3.2 PROPRIEDADES PLÁSTICAS UTILIZADAS NAS SIMULAÇÕES

Outros fatores importantes são as propriedades utilizadas para descrever o material. Como já foi dito, o material de interesse é um aço utilizado em gasodutos, o API 5L X80. As simulações foram feitas utilizando as propriedades desse material e para comprovar a metodologia de calibração dos parâmetros também foram utilizadas propriedades do API X65 e API X100. Como a simulação é dinâmica uma propriedade que é necessária é a densidade do material. A densidade utilizada nas simulações foi $7,85 \text{ g/cm}^3$.

As propriedades mecânicas podem ser divididas entre propriedades elásticas e propriedades plásticas. As propriedades mecânicas elásticas utilizadas foram o módulo de elasticidade de 206 GPa e o coeficiente de Poisson de 0,3. Há vários modos de se definir as propriedades plásticas em programas de elementos finitos. O método utilizado foi definir os pontos da curva tensão vs. deformação verdadeira. Foram utilizadas as curvas dos três materiais (apenas o trecho elasto-plástico) tiradas do artigo de Scheider et al. (2014), Figura 35.

Figura 35 – Tensão vs. deformação corrigida por Bridgman dos aços em estudo



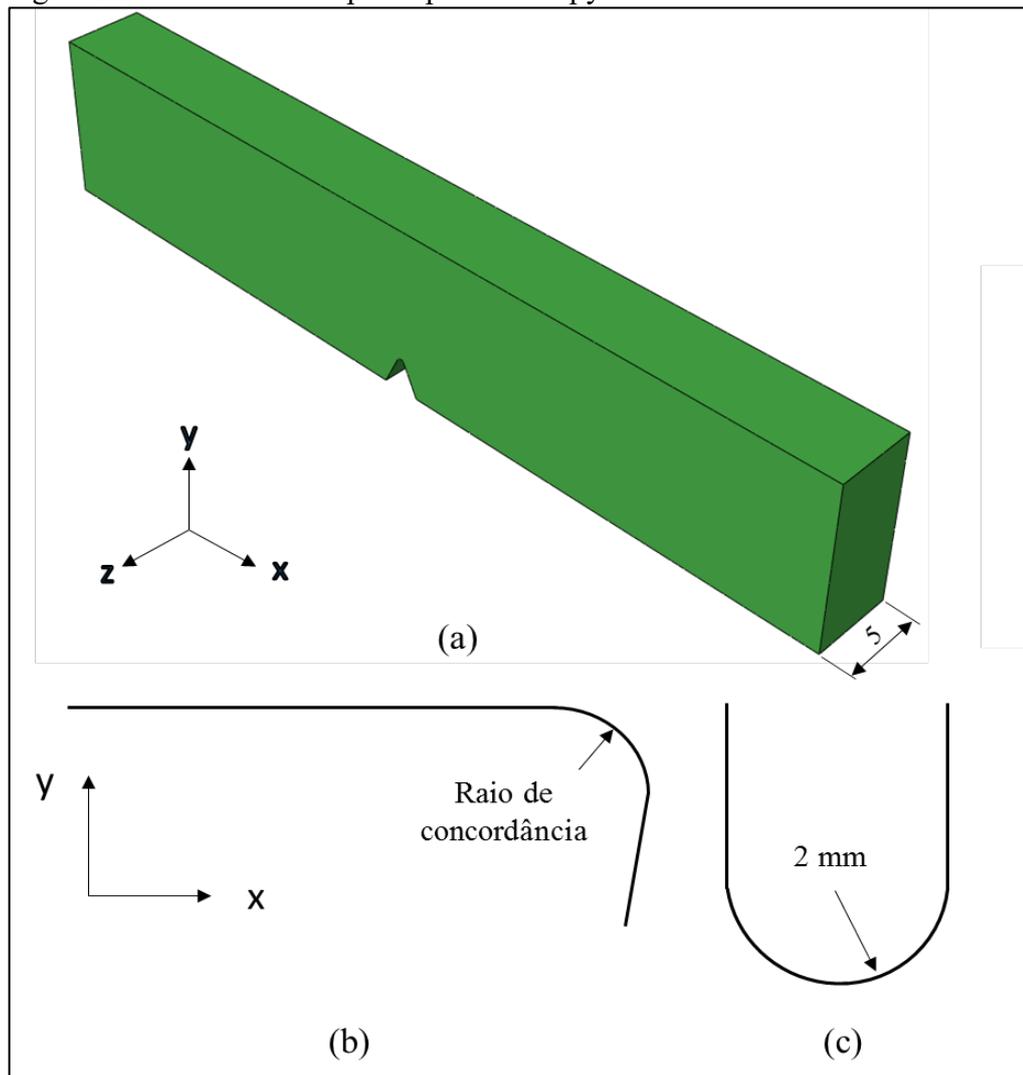
Fonte: Autora, "adaptado de" Scheider et al., 2014

3.3 GEOMETRIAS

As simulações feitas nesse trabalho visavam reproduzir as curvas experimentais de ensaios Charpy e DWTT. Por isso é importante apresentar as geometrias utilizadas.

Para o ensaio Charpy a geometria utilizada foi a mesma para os três materiais em estudo e as dimensões foram retiradas da norma E23 (ASTM, 2013) e mostradas na Figura 24. Para as simulações com simetria em Z a espessura do corpo de prova foi de 5 mm como mostrado na Figura 36. A geometria do martelo utilizada foi retirada da norma EM ISO 148-1 (ISO, 2011) com raio de 2 mm e mostrada na Figura 36, essa foi a norma utilizada em Nonn e Kalwa (2013). Para os apoios a norma utilizada foi a E23 (ASTM, 2013), porém, o raio de concordância, mostrado na Figura 36, foi alterado, como será demonstrado mais adiante.

Figura 36 – Geometria corpo de prova Charpy



Fonte: Autora

Nota: (a) C.P.; (b) apoio; (c) martelo

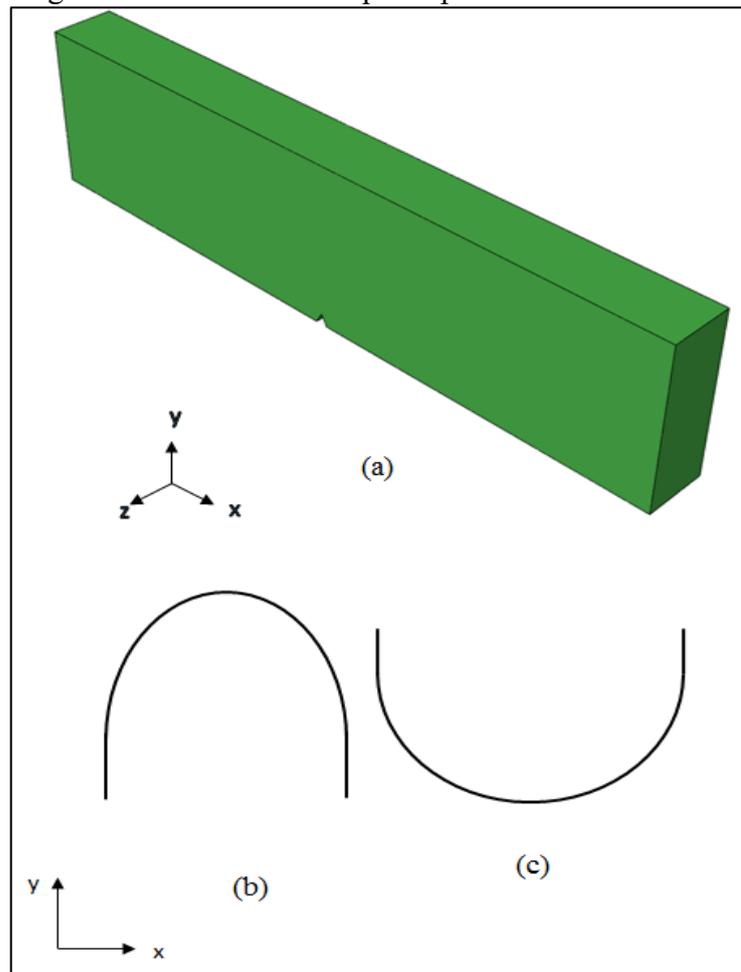
Diferentemente do Charpy, a espessura da geometria DWTT varia dependendo da espessura do duto. As espessuras utilizadas nas simulações estão apresentadas na Tabela 6, e os valores foram retirados de Nonn e Kalwa (2013). A geometria do C.P. está mostrada na Figura 37(a) e foi retirada da norma E436 (ASMT, 2014). A geometria dos apoios e do martelo foram retiradas da mesma norma e são mostradas na Figura 37(b) e na Figura 37(c) respectivamente. As dimensões podem ser encontradas na Figura 25.

Tabela 6 – Espessuras do DWTT utilizadas nas simulações

Material	Espessura [mm]
X65	38,0
X80	27,7
X100	18,4

Fonte: Autora, “adaptado de” Scheider; Nonn, 2014

Figura 37 – Geometria corpo de prova DWTT



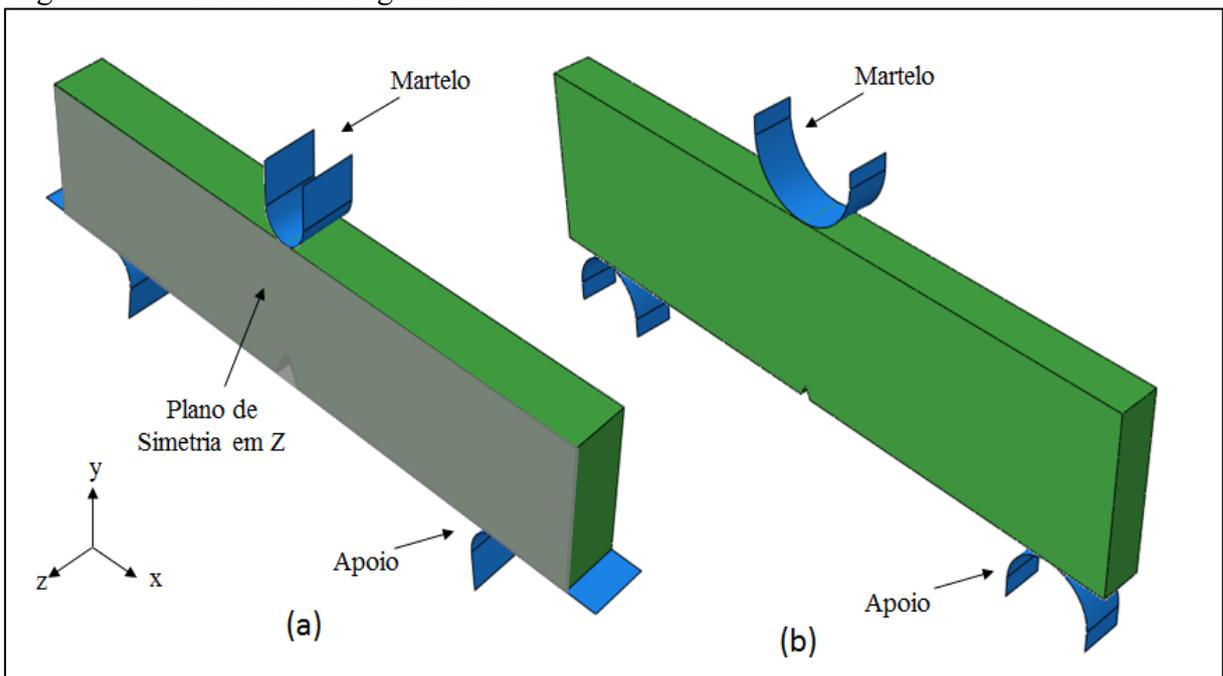
Fonte: Autora

Nota: (a) C.P.; (b) apoio; (c) martelo

3.4 VINCULOS E CARREGAMENTOS

Como mostrado na Figura 24, segundo a norma, a espessura do C.P. Charpy é de 10 mm, porém, para reduzir o número de elementos pela metade, a espessura utilizada nas simulações foi de 5 mm, como descrito no tópico anterior. Como a espessura afeta a triaxialidade isso afeta o resultado, por isso é preciso utilizar condições de contorno adequadas à caracterização precisa da simetria. Para isso, deve-se vincular um dos lados do C.P. Charpy no plano XY, que é o plano de simetria em Z, indicado na Figura 38(a). Nesse plano foram aplicados vínculos de simetria na direção Z, que consistem em não permitir deslocamento linear nessa direção e nem o deslocamento rotacional nos planos XZ e YZ. Para o DWTT, Figura 38(b) ocorreram problemas com convergência usando simetria, que serão explicados mais adiante, por isso não foi utilizada simetria nos modelos finais.

Figura 38 – Vínculos e carregamentos



Fonte: Autora

Nota: (a) Charpy; (b) DWTT

Outras condições de contorno foram aplicadas nos apoios e no martelo para ambos os corpos de prova, que estão indicados na Figura 38. Os apoios e o martelo foram considerados corpos rígidos utilizando parte rígida analítica. Nesse caso os esforços devem ser aplicados no ponto de referência e valem para todo o corpo rígido. O vínculo utilizado no apoio foi de

engaste, onde os deslocamentos são nulos. Já no martelo, para que a sua trajetória seja linear, apenas o deslocamento vertical, na direção Z, foi considerado não nulo.

Como a simulação é dinâmica em vez de força ou deslocamento será aplicado uma velocidade no martelo. Quando o martelo se desloca causa a deformação do C.P. e parte da energia cinética é transformada em energia de deformação plástica, energia de iniciação, energia de criação de novas superfícies e energia de atrito. Como há a diminuição de energia cinética o martelo desacelera. Portanto, no software foi imposta uma velocidade inicial na direção Y (vertical) de 4850 mm/s para o Charpy, que foi utilizada em Nonn e Kalwa (2013). Do mesmo artigo foram tiradas as velocidades para o DWTT, as quais variam para cada material, sendo que os valores são mostrados na Tabela 7. A massa do martelo utilizada foi de 0,6 ton. para o Charpy, que é uma massa que permite obter energia cinética suficiente para a fratura do C.P, com uma massa menor a velocidade final do martelo é zero, e o ensaio não seria completado. Para massas maiores a energia cinética era muito elevada causando problemas numéricos, como será mostrado nos resultados. A massa para o DWTT foi de 2,8 ton., retirada de Nonn e Kalwa (2013). Para ambos os casos foi adicionada uma propriedade de inércia no martelo com a massa desejada.

Tabela 7 – Velocidades utilizadas nas simulações DWTT

Material	Velocidade [mm/s]
X65	8630
X80	4850
X100	3430

Fonte: Autora, “adaptado de” Scheider; Nonn, 2014

3.5 NÃO-LINERIDADES

Como os materiais em estudo possuem bastante ductilidade é importante que as simulações feitas sejam não-lineares em todos os sentidos: material, contatos e geometria. A não linearidade do material já foi mostrada no item 3.2, já que foram utilizados pontos da região plástica das curvas do material, mostradas na Figura 35. Os contatos normalmente já são fontes de não linearidade, por isso dever ser colocados de forma correta, como será demonstrado na próxima seção.

Já não-linearidade de geometria consiste na sua atualização permitindo grandes deslocamentos, o que é feito pelo próprio software Abaqus (2013), e para as simulações

dinâmicas implícitas essa já é o *default* do software. Para isso os elementos, segundo o manual do Abaqus (2013), são formulados usando as posições nodais originais dos elementos. Conforme a deformação ocorre os elementos distorcem de suas formas originais. Essa distorção pode causar problemas, pois o elemento muito distorcido pode causar problemas de convergência ou até mesmo deixar de ser adequado para a continuação da análise.

Por conta da não-linearidade pode haver problemas de convergência. Para obter uma solução o manual do Abaqus (2013) indica a utilização do controle automático do tamanho, de tempo, do incremento. Permitindo assim a utilização de um incremento maior e quando não for possível obter um resultado que mantenha a convergência, o próprio software diminui o tamanho do incremento até um ponto onde a simulação volte a convergir. Porém quando o tamanho do incremento é muito pequeno, no caso da simulação dinâmica implícita na ordem de 10^{-15} segundos, significa que não foi possível obter um resultado a partir desse ponto e a simulação é parada por um problema de convergência. Se a solução não convergir em 16 interações o tamanho do incremento é diminuído em 25%. Por outro lado, se forem necessários menos de 5 interações em dois incrementos consecutivos o tamanho do incremento é aumentado em 50%, fazendo com que o tempo simulação seja menor, se esta estiver convergindo.

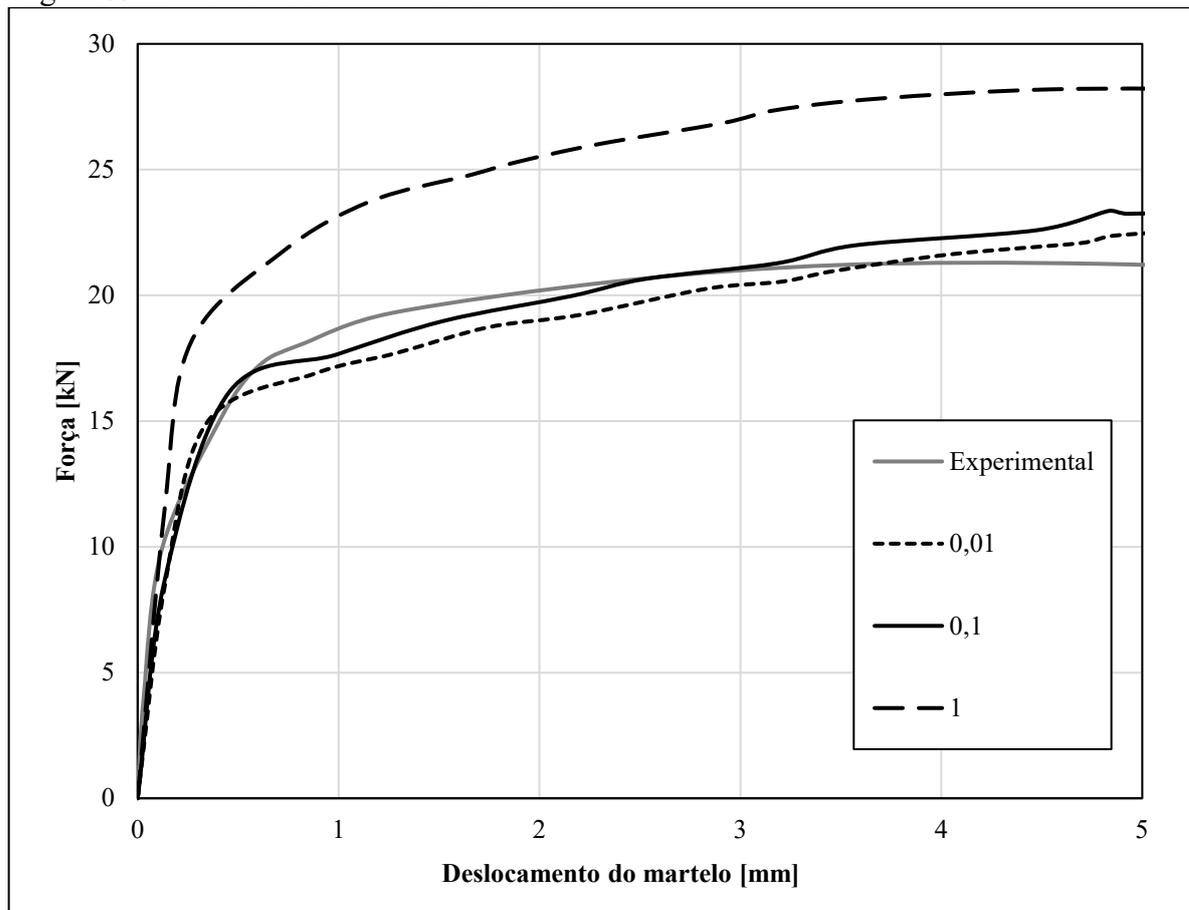
3.6 CONTATO

Para que o deslocamento do martelo seja transferido para o corpo de prova é necessário colocar interação entre esses componentes. Também deve-se colocar interação entre a amostra e os apoios, que funcionam como condições de contorno. Foram criados três contatos entre duas superfícies; as superfícies mestres foram os corpos rígidos (martelo e dois apoios), e as escravas são as superfícies do corpo de prova em contato com os esses componentes. Os corpos rígidos foram modelados como cascas (em inglês: *shell*), tendo então duas superfícies, uma interna e outra externa, sendo importante colocar a interação na superfície externa, que está em contato com o corpo de prova, para não causar resultados incorretos.

Foram adicionadas duas propriedades de contato mecânico. A primeira normal que foi selecionado contato rígido para que não haja a penetração entre o corpo de prova e os corpos rígidos. Deve permitir a separação após o contato para que possa ter o deslocamento relativo entre a amostra e os apoios. A segunda propriedade de contato é o tangencial que descreve exatamente esse deslocamento relativo, para isso é colocada propriedades de atrito. O método escolhido foi o de *penalty, default* do software, que é baseado no modelo de atrito de Coulomb

(ABAQUS, 2013). O atrito varia dependendo dos materiais em contato, para o aço o atrito dinâmico pode variar de 0,09 a 0,19 dependendo da dureza. Foram feitas simulações para testar sobre o efeito do atrito e o que melhor descreveu a curva experimental foi 0,1 e será utilizado em todas as simulações. Na Figura 39 são mostrados alguns resultados, mostrando o efeito da variação do coeficiente de atrito. Apesar de pouca variação entre 0,1 e 0,01, aumentado esse coeficiente para 1 há um aumento considerável da reação no apoio.

Figura 39 – Efeito do coeficiente de atrito



Fonte: Autora

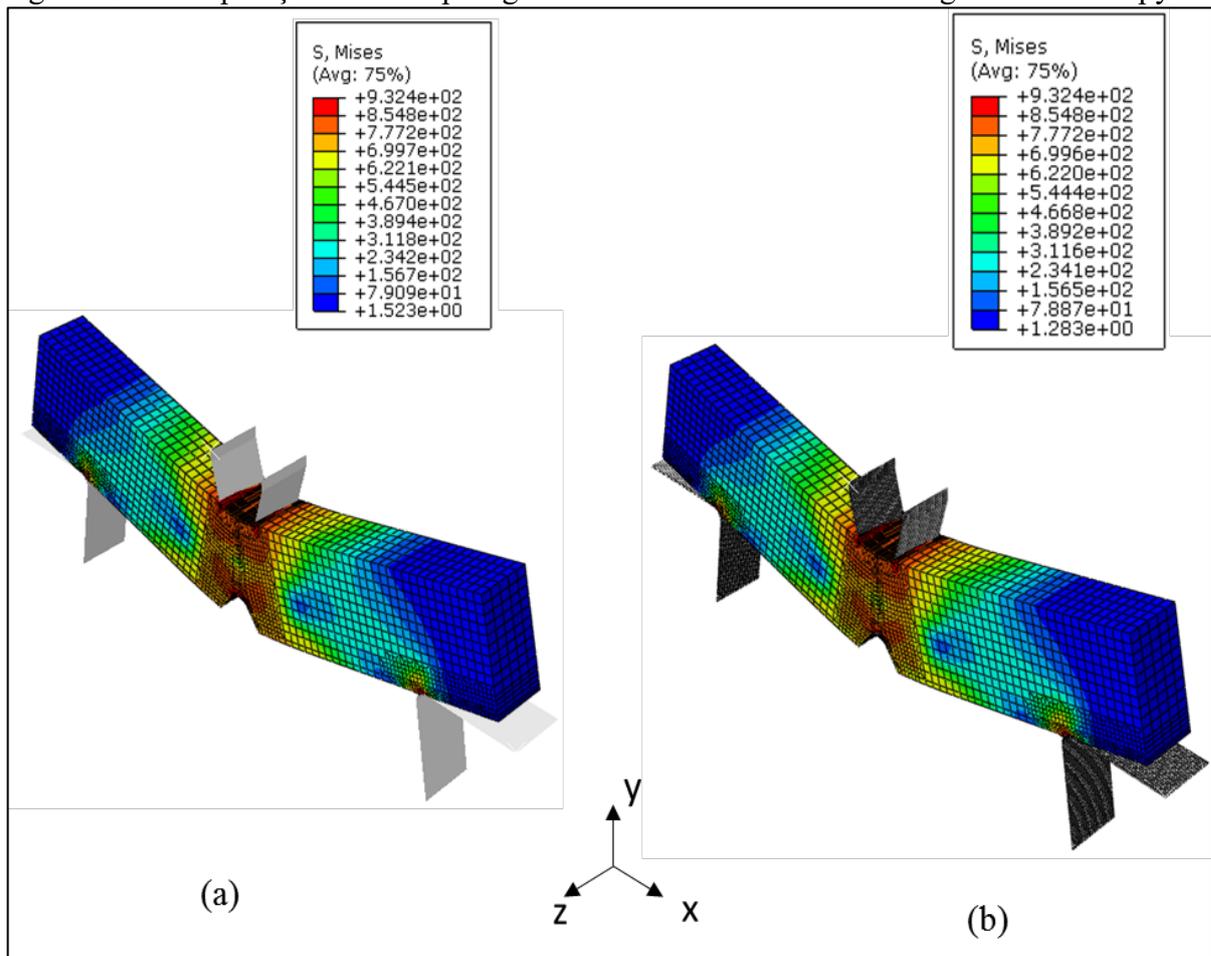
3.7 CORPOS RÍGIDOS

Nas simulações, o martelo e os apoios foram considerados corpos rígidos (indeformáveis). Há dois modos de se fazer isso no software, utilizando corpos rígidos analíticos ou corpos rígidos discretos. A vantagem de se utilizar a parte discreta é que ela é mais versátil e no analítico a geometria não pode ser complexa, nem conter um arco com ângulo maior ou igual a 180°. Por outro lado, utilizando a parte discreta é necessária a criação de malha.

Segundo a documentação do Abaqus (2013), se possível, é melhor utilizar o analítico, pois possui menor gasto de processamento.

Para comprovar que ambos os métodos são equivalentes e, principalmente, estabelecer qual é a melhor opção, foram processadas simulações dinâmicas explícitas e não lineares utilizando a primeira malha feita no software MSC Patran (2013) e que será mostrada na próxima seção. Como a intenção é só a avaliação comparativa, nessas simulações não foi utilizada nenhuma propriedade de dano. Na Figura 40 são apresentados os resultados das simulações, ambas tiradas no mesmo instante de tempo, sendo na Figura 40(a) o resultado utilizando corpo rígido analítico e na Figura 40(b) o resultado do corpo rígido discreto. Vale ressaltar que, para que não houvesse penetração do corpo rígido na malha foi necessário um refinamento da malha próximo aos apoios e ao martelo.

Figura 40 – Comparação entre corpo rígido analítico e discreto usando a geometria Charpy

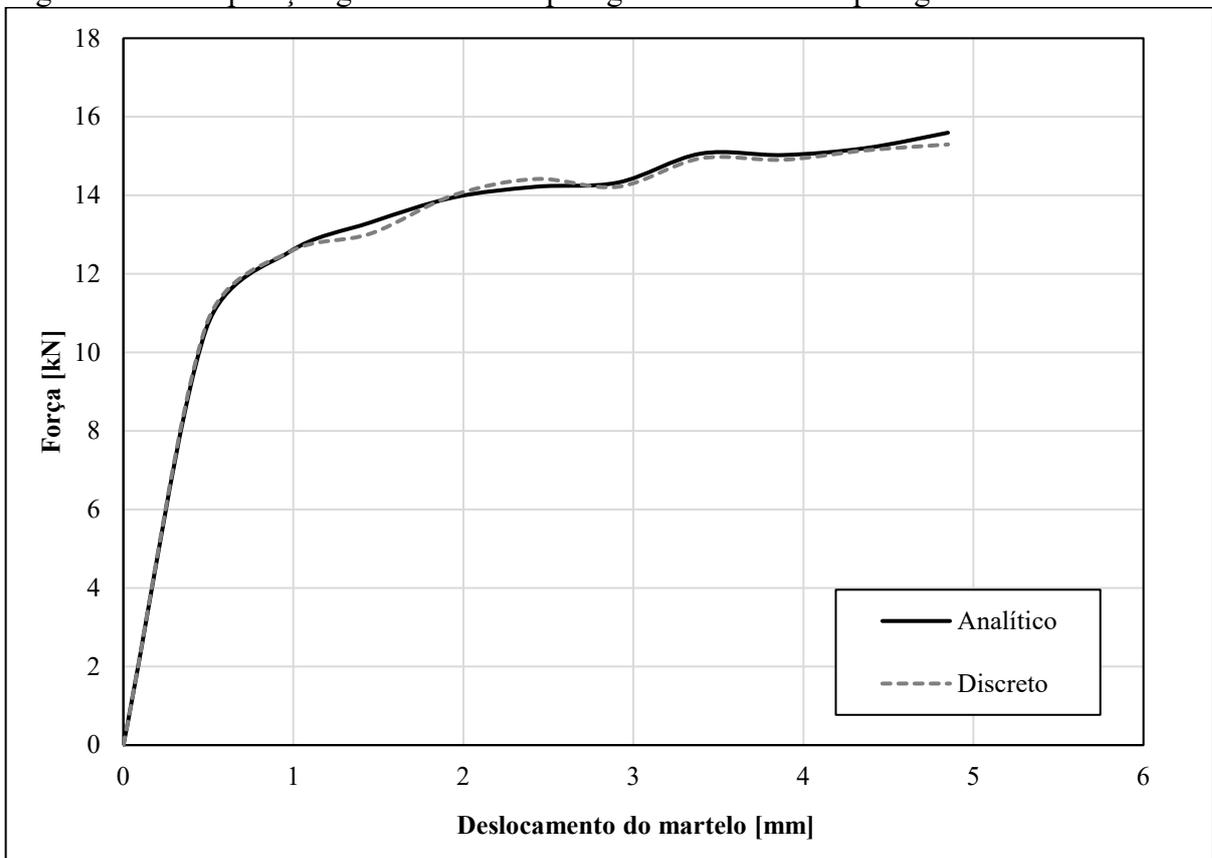


Fonte: Autora

Nota: (a) corpo rígido analítico; (b) corpo rígido discreto

A primeira comparação a ser feita é do tempo de simulação, que utilizando o analítico é aproximadamente 25% menor do que o discreto, com essa malha considerada adequada pela autora. Utilizando o computador com processador Intel® Core i5 com 2,50GHz e memória ram de 8Gb, o tempo de simulação obtido foi de 1 hora e 24 minutos para o analítico e 1 hora e 55 minutos para o discreto. Na Figura 41 está mostrado o gráfico da reação do apoio pelo deslocamento do martelo, pode-se perceber que ambas as curvas são próximas, comprovando que os métodos são equivalentes. Pelo tempo de simulação menor será utilizado em todas as simulações o corpo rígido analítico.

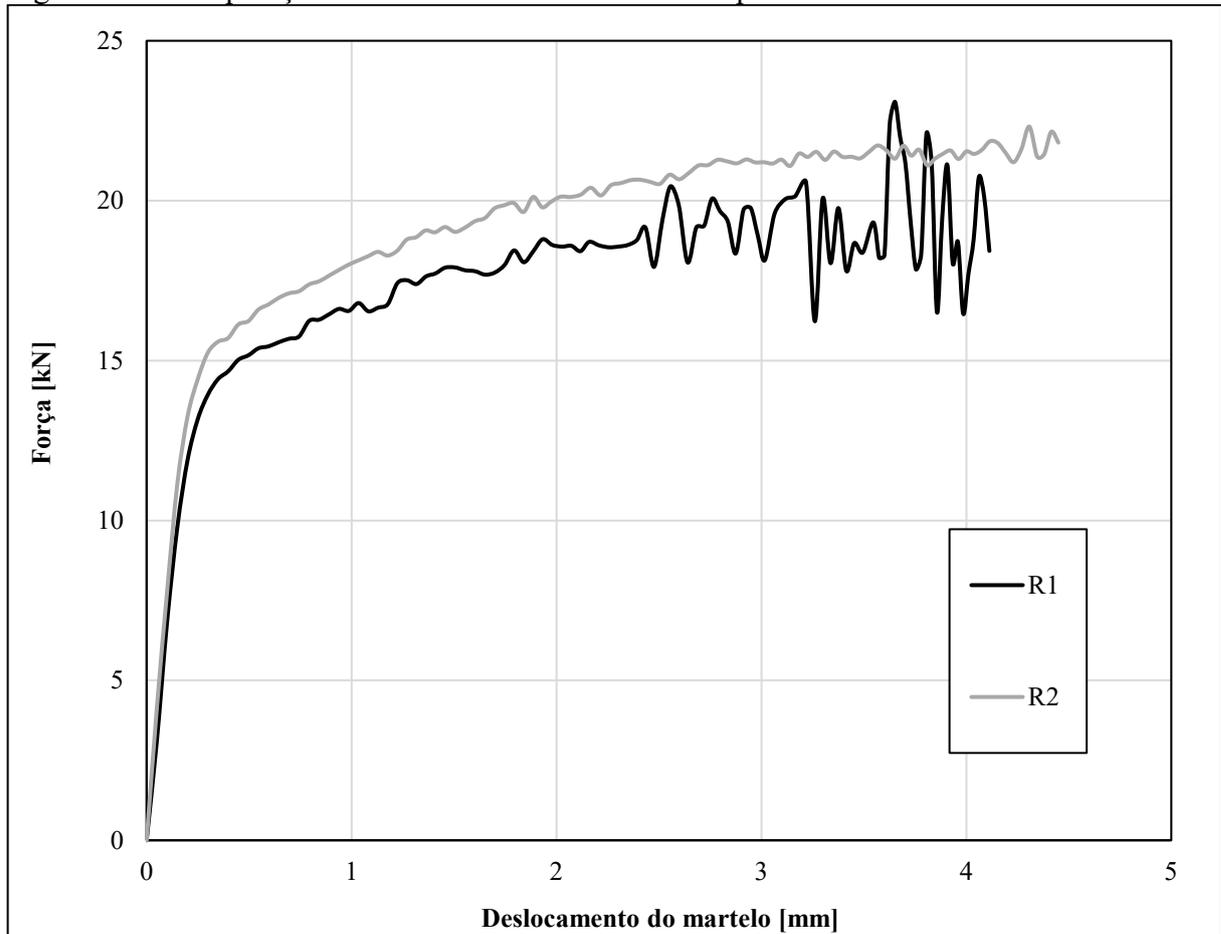
Figura 41 – Comparação gráfica entre corpo rígido analítico e corpo rígido discreto



Fonte: Autora

Como foi dito, para um melhor resultado, no caso do Charpy, o raio de concordância do apoio foi modificado, em relação a norma E23 (ASTM, 2013), que é de 1 mm (R1), para 2 mm (R2). Para comprovar essa melhora foram feitas simulações com ambos os raios, os resultados estão na Figura 42, onde com um raio de 2 mm há menos oscilação. A diferença entre as curvas se deve ao fato de que para compensar o raio maior os apoios foram aproximados.

Figura 42 – Comparação entre raio de concordância do apoio



Fonte: Autora

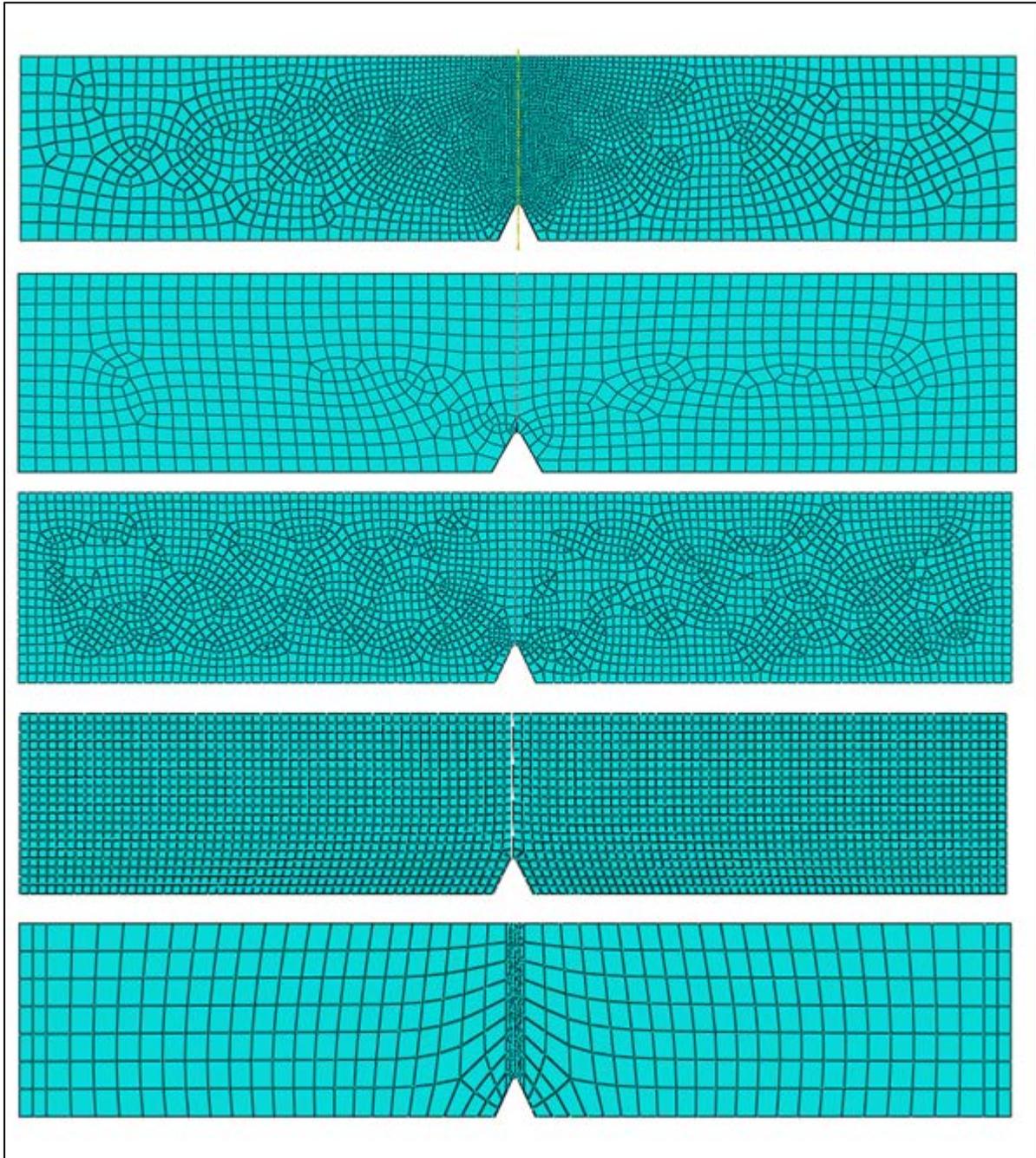
3.8 MALHA

A seguir serão apresentadas as malhas desenvolvidas durante a execução desse trabalho para Zona Coesiva e XFEM.

3.8.1 Zona Coesiva

É difícil obter uma malha estruturada utilizando o Abaqus (2013). Algumas malhas feitas estão mostradas na Figura 43. O problema encontrado foi conseguir refinar a malha na região de propagação da trinca e próximo aos apoios e martelo. Além disso, durante a geração automática da malha muitos elementos gerados não eram hexaédricos. Para a obtenção de uma malha mais adequada seria necessário a criação de várias partições, e mesmo assim a malha não ficaria tão uniforme como uma malha construída no software MSC Patran (2013).

Figura 43 – Malha obtidas no Abaqus (2013)

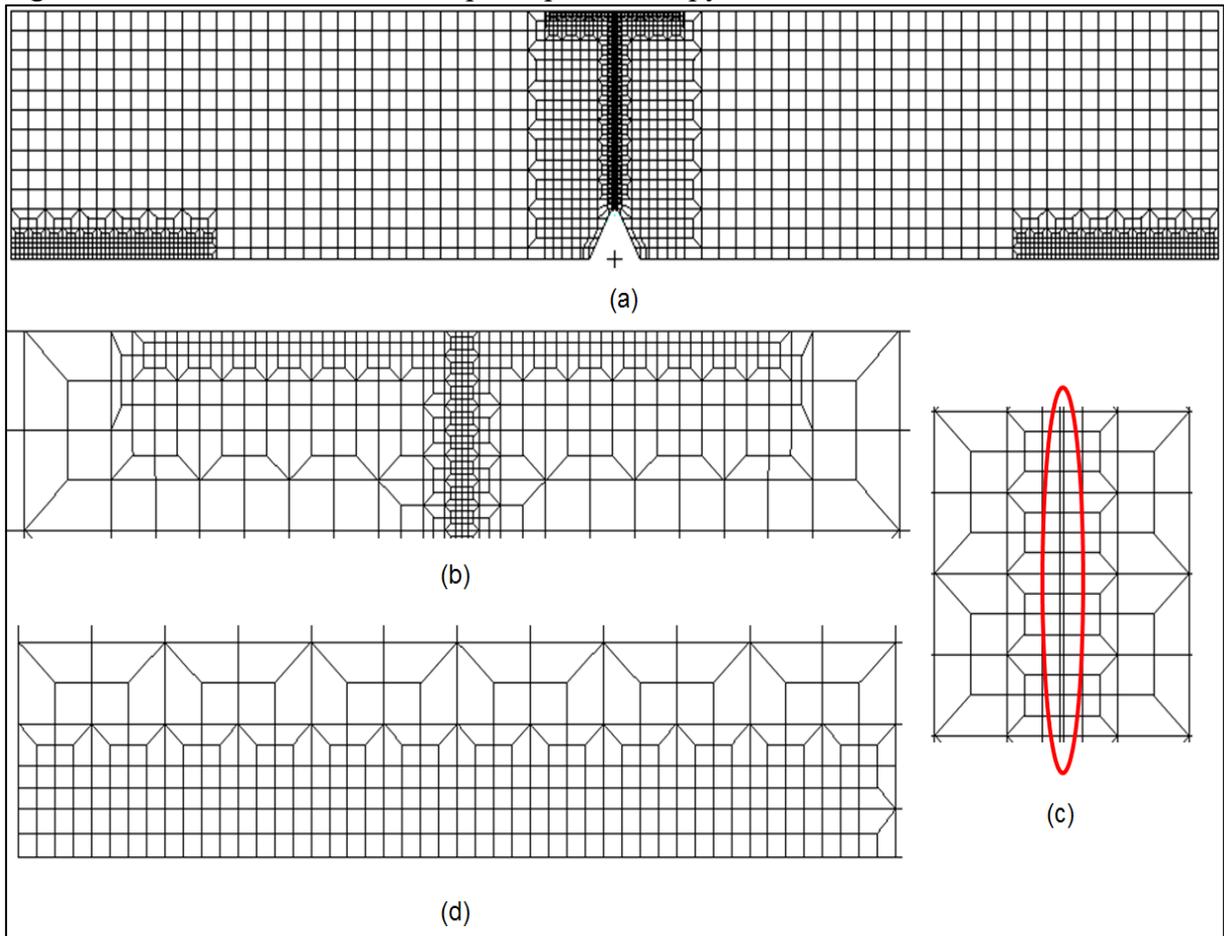


Fonte: Autora

O software MSC Patran (2013) permite a construção de malhas estruturadas de boa qualidade de modo relativamente simples. Por conta dessa facilidade a malha foi construída no programa MSC Patran (2013). A primeira malha foi feita em 2D utilizando elementos quadriláteros, com quatro nós, como pode ser visto na Figura 44(a). No total foram criados 3454 elementos quadriláteros. Como serão criados corpos rígidos de martelo e de apoio nessas áreas houve um refinamento maior da malha, que pode ser visto na Figura 44(b) no local de contato com o martelo e na Figura 44(d) no contato com o apoio. Na parte central foi criada

uma linha de elementos coesivos que pode ser vista na Figura 44(c). Comparando essa malha, Figura 44(a), com as malhas mostradas na Figura 43, fica evidente a vantagem de se utilizar o software MSC Patran (2013) para a obtenção das malhas que serão utilizadas nesse trabalho, tanto para o modelo de zona coesiva como para o modelo de XFEM.

Figura 44 – Malha 2D inicial do corpo de prova Charpy construída no MSC Patran

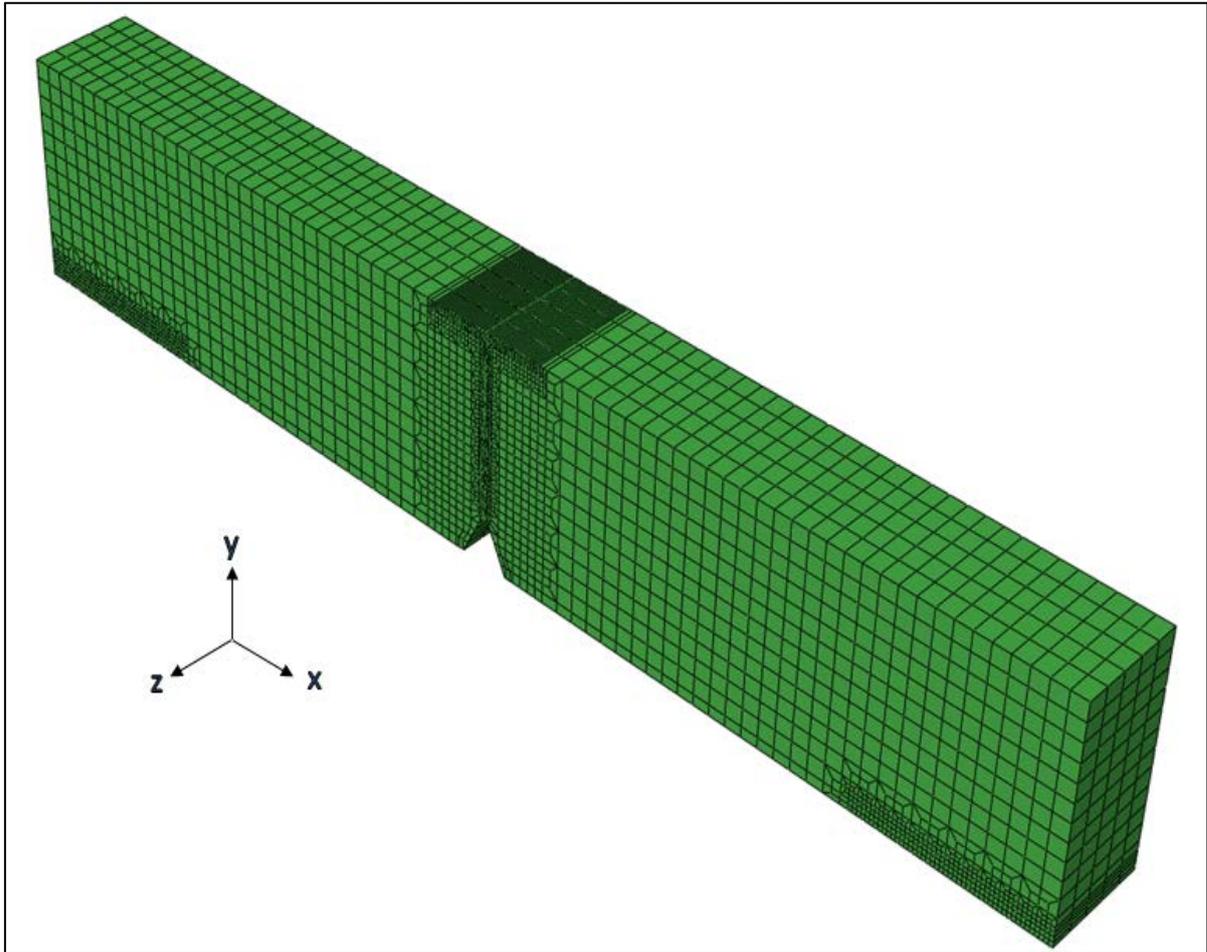


Fonte: Autora

Nota: (a) malha do corpo de prova Charpy; (b) detalhe do refinamento em contato com o martelo; (c) detalhe do refinamento central e do elemento coesivo; (d) detalhe do refinamento em contato com o apoio.

Para obter o corpo em três dimensões foi feita a extrusão da malha com cinco elementos na espessura e com espessura total de 5 mm, pois será feita simetria em Z. Portanto a espessura dos elementos obtidos foi de 1 mm. A malha final obtida possui 17270 elementos hexaédricos com 8 nós. Por fim, essa malha foi exportada para o programa Abaqus (2013), obtendo assim a malha mostrada na Figura 45.

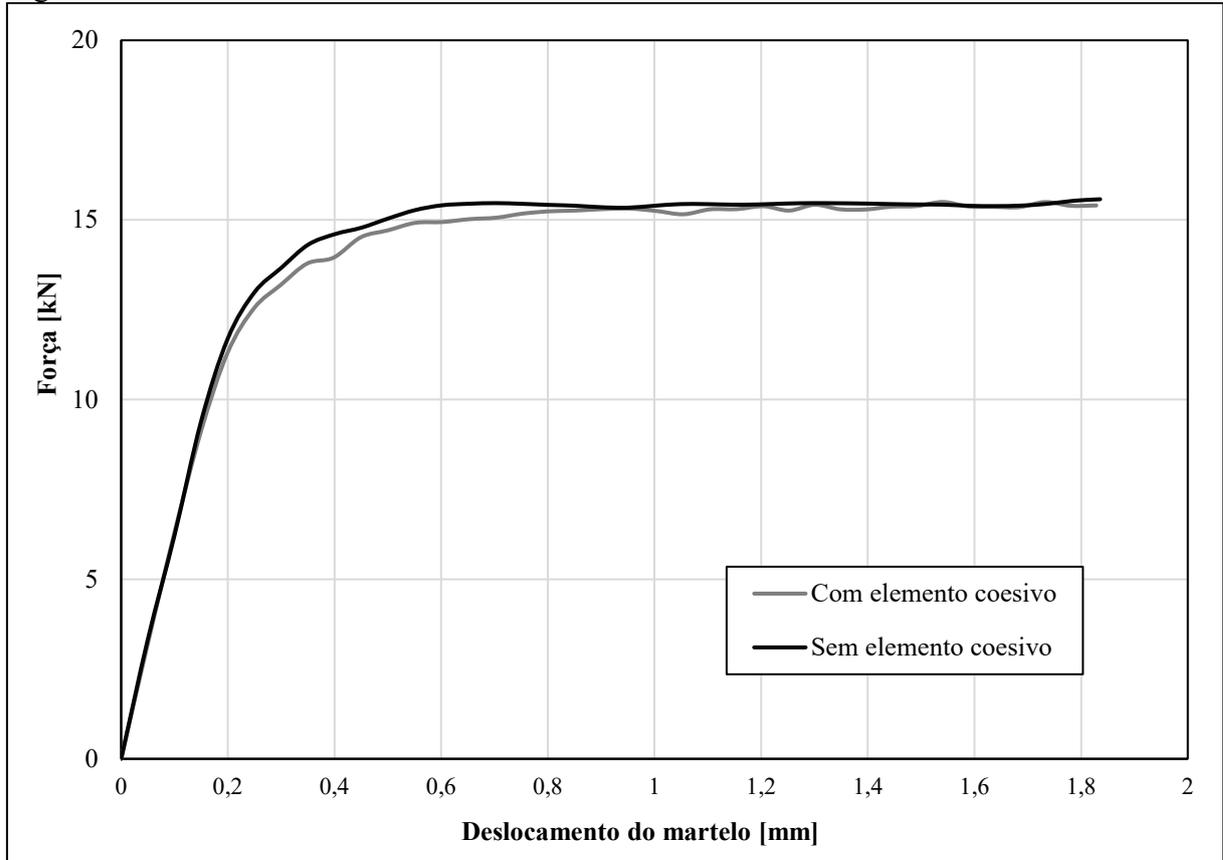
Figura 45 – Malha 3D do corpo de prova Charpy importada para o Abaqus



Fonte: Autora

Como no método de zona coesiva é necessária uma linha de elementos com espessura pequena (no caso foi utilizado 0,01mm), os elementos centrais são pequenos como pode ser visto na Figura 45. Para verificar o efeito desses elementos foram feitas duas simulações, uma com e outra sem a linha de elementos coesivos. Na Figura 46 está o gráfico força vs. deslocamento do martelo obtido nas duas simulações. Esse é o método utilizado no ensaio Charpy instrumentado, porém não é o ideal pois esse não é o deslocamento real do corpo de prova, visto que o há muita deformação próxima ao martelo. Portanto, o deslocamento real no corpo de prova é menor do que o deslocamento do martelo. Percebe-se que os resultados obtidos são próximos. Porém o tempo de simulação sem elementos coesivos é de 30 minutos enquanto que com a linha coesiva o tempo de simulação foi de 1 hora e 20 minutos. As simulações foram feitas utilizando o mesmo computador com processador Intel® Core i7 com 3,60 GHz e memória ram de 16 Gb.

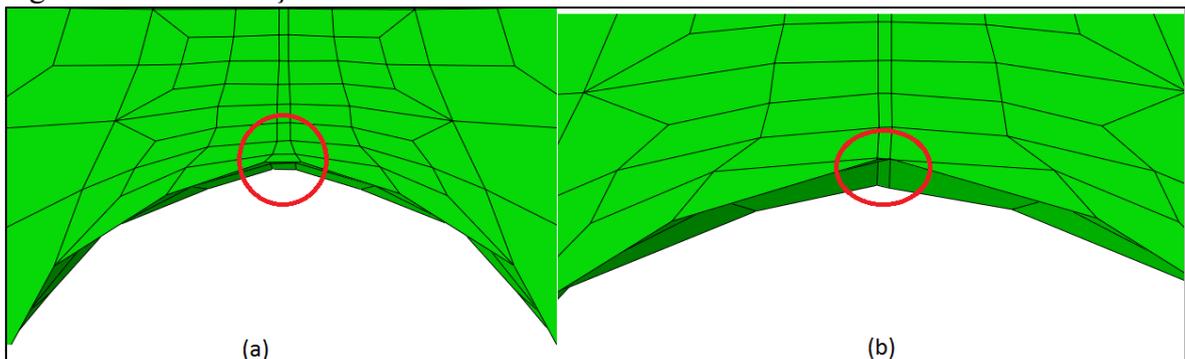
Figura 46 – Efeito do elemento coesivo na malha



Fonte: Autora

O problema encontrado quando colocadas as propriedades de dano foi causado pela grande deformação no entalhe por conta da concentração de tensão nessa região. Como a rigidez do elemento coesivo é grande ele não deforma como um elemento padrão com as propriedades do aço como mostrado na Figura 47(a). Por conta disso, antes do elemento na ponta do entalhe falhar ele colapsa, como pode ser visto na Figura 47(b). Com isso a simulação parava de convergir.

Figura 47 – Deformação no elemento coesivo

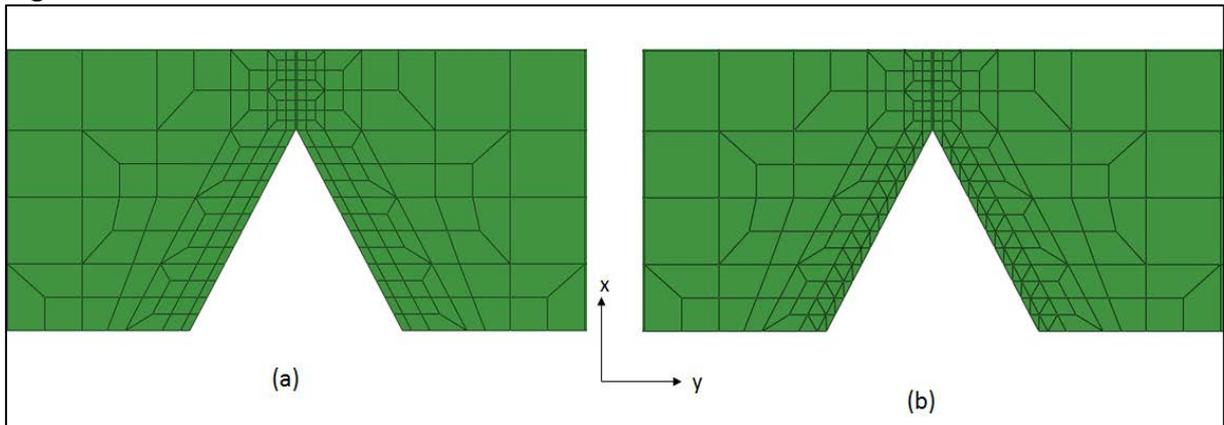


Fonte: Autora

Nota: (a) elemento com propriedades do aço; (b) elementos com propriedades coesivas

Para tentar evitar o colapso dos elementos mostrado na Figura 47(b), foram feitas duas novas malhas, sem raio de concordância e com entalhe em cunha. Uma com todos os elementos HEX, Figura 48(a), e outra com elementos WEDGE (elemento HEX colapsado para uma cunha) no entalhe, Figura 48(b), com 9500 e 9700 elementos respectivamente.

Figura 48 – Malha com entalhe em cunha



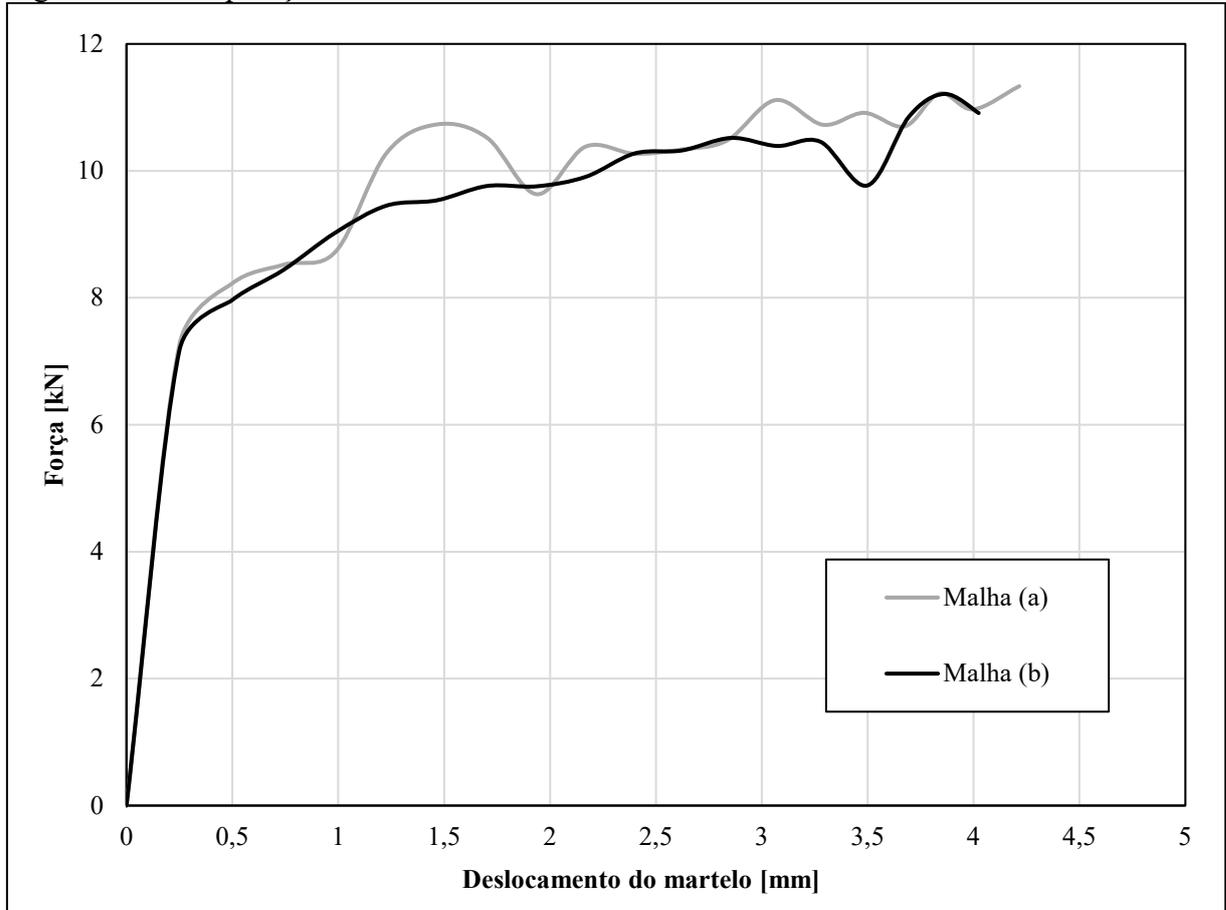
Fonte: Autora

Nota: (a) elementos HEX – malha (a); (b) elementos WEDGE no entalhe – malha (b)

O primeiro teste foi feito com todos os elementos com propriedades de aço. Esses resultados estão apresentados na Figura 49. Percebe-se que apesar da malha utilizando os elementos WEDGE se comportar muito melhor do que a outra malha, nenhuma das duas malhas se mostrou satisfatória. Apesar da simulação utilizando a malha (b) resultar em oscilação menor do que a malha (a), nenhuma das duas foi considerada satisfatória, pois além de possuir mais oscilação do que a malha com raio de concordância, os elementos coesivos também colapsam antes de falhar.

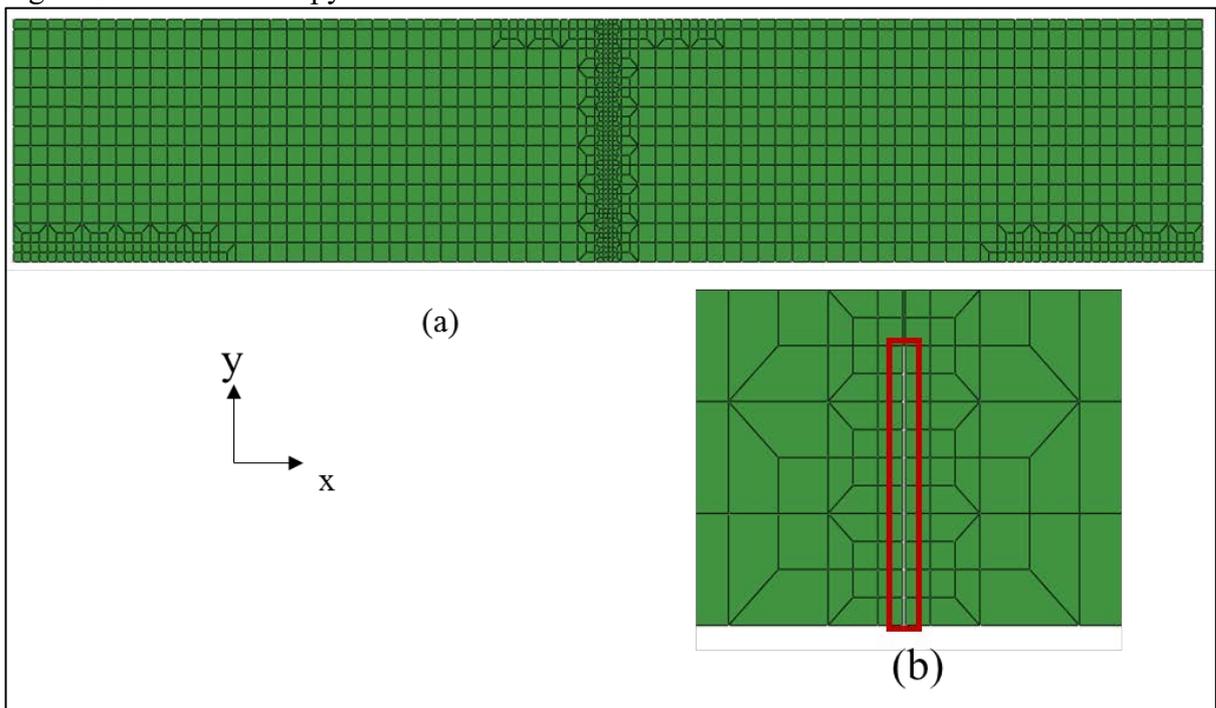
Uma última geometria testada para zona coesiva está apresentada na Figura 50(a), e os detalhes na Figura 50(b). Consiste em um plano extra de elementos coesivos de 8 mm, mantendo os 2 mm de entalhe. A malha possui 6900 elementos. O objetivo dessa malha é evitar que se tenha muita deformação plástica no entalhe fazendo com que o elemento colapse. É importante ressaltar que essa é uma técnica de modelagem e não é uma violação da fenomenologia, visto que o maior interesse no trabalho é a propagação da trinca em regime permanente e não sua nucleação.

Figura 49 – Comparação entre as malhas



Fonte: Autora

Figura 50 – Malha Charpy sem entalhe

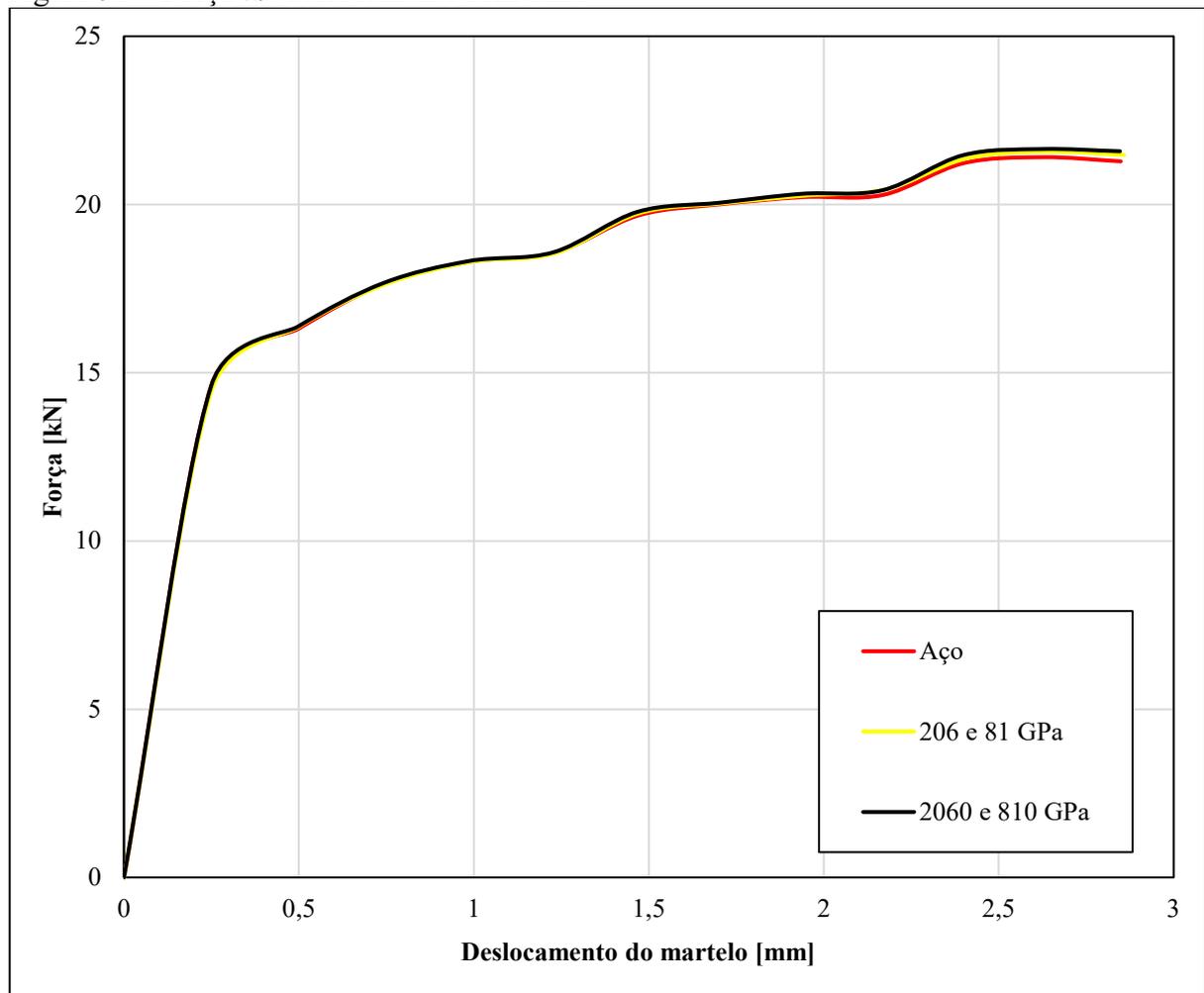


Fonte: Autora

Para verificar se o objetivo de se aproximar da curva foi atingido foi feita uma simulação com todos os elementos com propriedades do aço e a curva foi determinada, conforme Figura 51. Percebe-se que esta apresenta resultado melhor do que a malha anterior, sem raio de concordância. Foram feitos testes também adicionando a rigidez coesiva, e não há variação relevante da curva. Sendo que a curva amarela é utilizando o modulo de elasticidade do aço, e a curva preta utilizando 10 vezes o modulo de elasticidade do aço, como será explicado mais adiante.

Colocando as propriedades de dano os elementos falharam antes de colapsar, como será mostrado mais adiante. Por isso essa malha, sem entalhe, será utilizada para as simulações do modelo de zona coesiva.

Figura 51 – Força vs. deslocamento sem dano

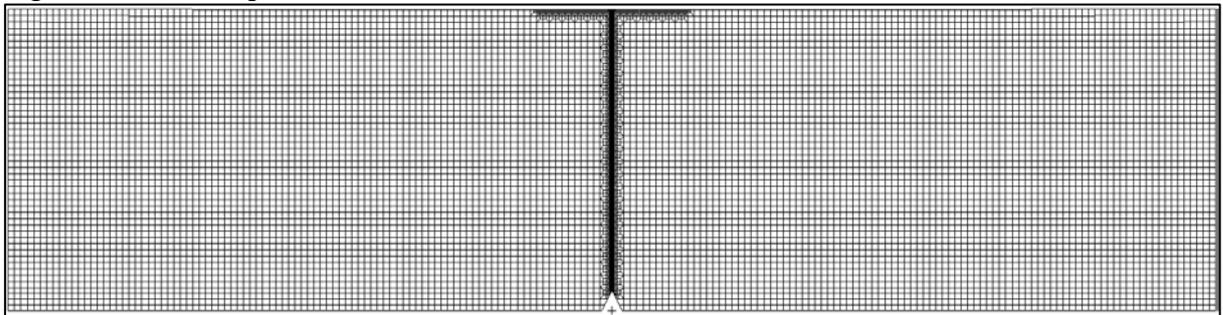


Fonte: Autora

Para o DWTT também foi criada uma malha no Patran (2013), porém a malha 2D, apresentada na Figura 52, tem 12531 elementos. Isso já é uma limitação desse modelo para a

utilização em geometrias grandes, pois, por conta da linha coesiva o número de elementos é bastante elevado quando comparado com o modelo de XFEM, como será mostrado no próximo item. Para o material X80, que é o menos espesso (18 mm), para se obter um tamanho de elemento 1 mm de espessura e usando simetria, seriam necessários 9 elementos nessa direção. Isso faria com que fossem necessários 112779 elementos. Já para o X65, mais espesso (38 mm), também usando simetria, esse número seria de 238089 elementos. Isso tornaria o tempo de simulação muito elevado.

Figura 52 – Malha para o DWTT e modelo de zona coesiva



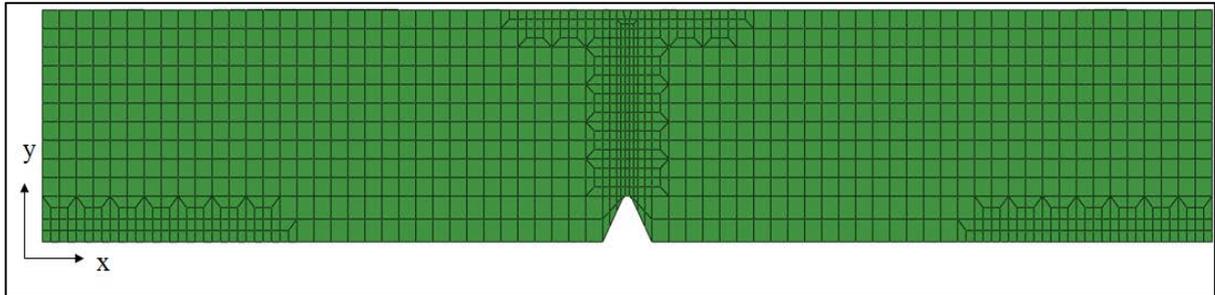
Fonte: Autora

3.8.2 XFEM

Para XFEM não é necessário a linha de elementos com espessura desprezível, portanto uma nova malha deve ser feita para essa metodologia, já que as malhas feitas até aqui demorariam muito para convergir em uma simulação dinâmica implícita.

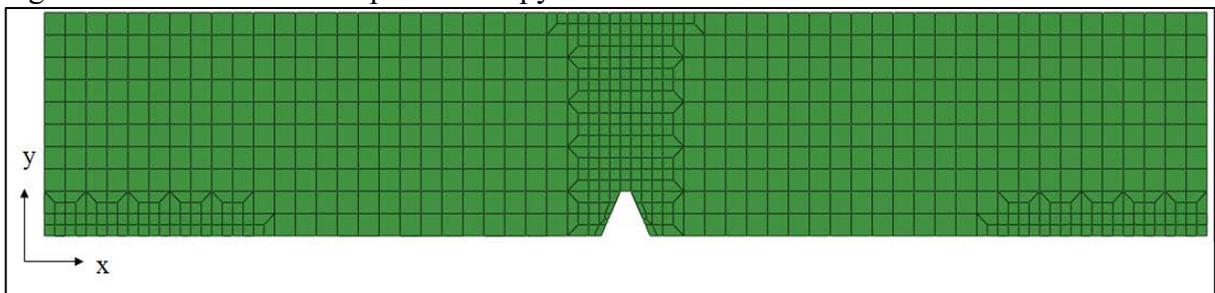
Baseado em simulações exploratórias realizadas, para determinar um tamanho de elemento adequado, foi criada uma malha no MSC Patran (2013), Figura 53, com o menor elemento com dimensões de 0,2 por 0,4 mm e com cinco elementos na espessura (com simetria em Z) em um total de 6085 elementos. Para verificar o efeito da malha nas simulações de XFEM, foram feitas mais duas malhas. A primeira com elementos maiores, Figura 54, com dimensões mínimas de 0,5 por 0,5 mm com um total de 4030 elementos. O problema dessa malha é que o tamanho dos elementos é o mesmo do raio do entalhe, portanto não haverá raio de concordância. A segunda malha foi feita com elementos menores, Figura 55, com dimensões mínimas de 0,1 por 0,2 mm, com um total de 7150 elementos. Os parâmetros de dano e de efeito de taxa utilizados foram os mesmo para as três malhas e serão descritos adiante.

Figura 53 – Malha 1 XFEM para o Charpy



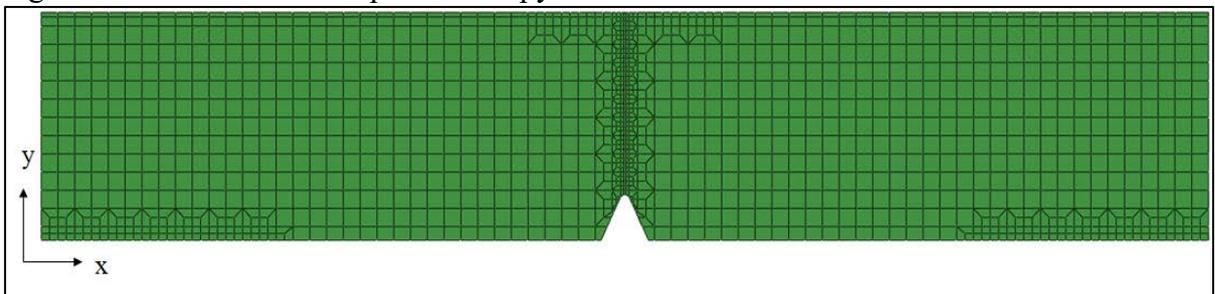
Fonte: Autora

Figura 54 – Malha 2 XFEM para o Charpy



Fonte: Autora

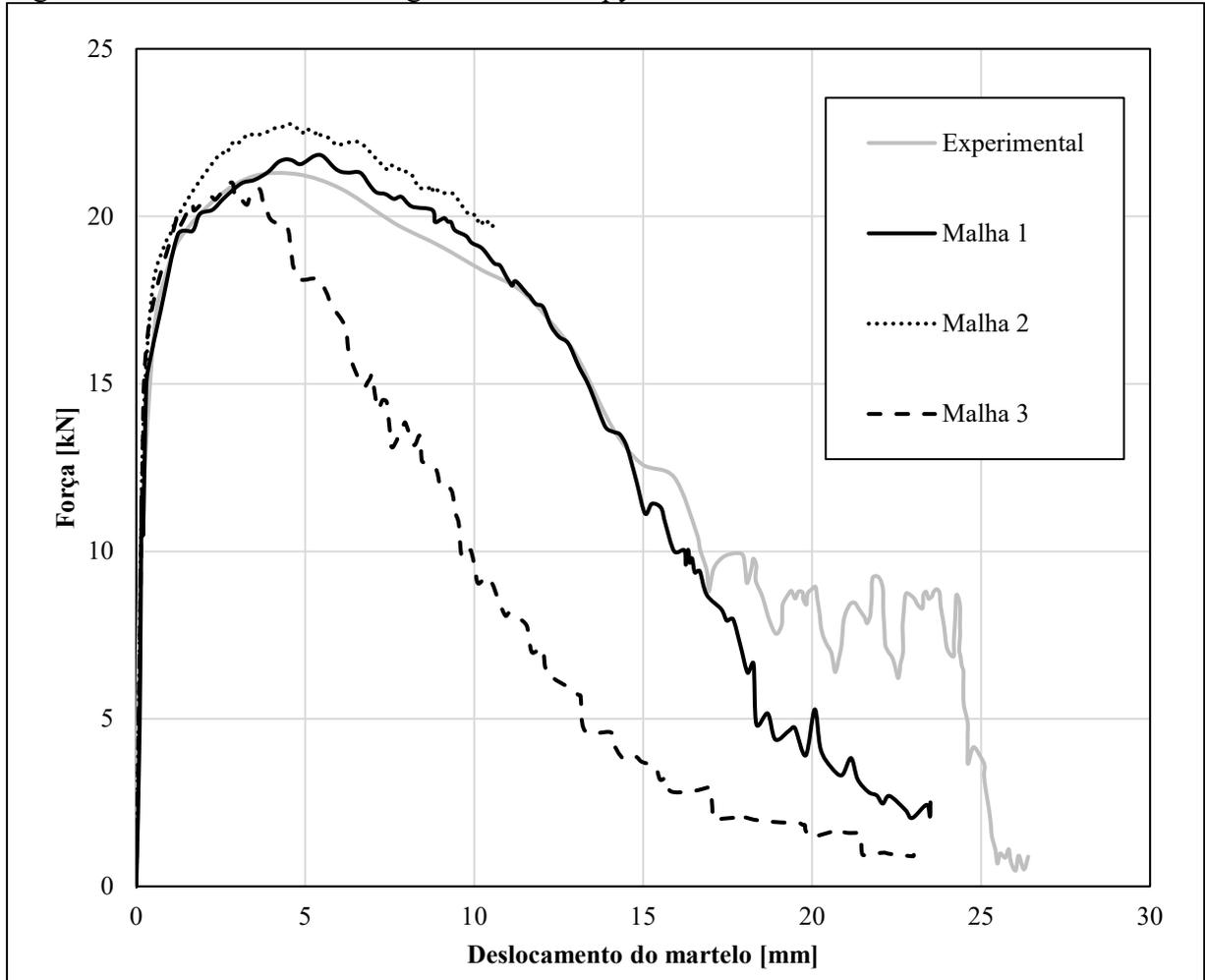
Figura 55 – Malha 3 XFEM para o Charpy



Fonte: Autora

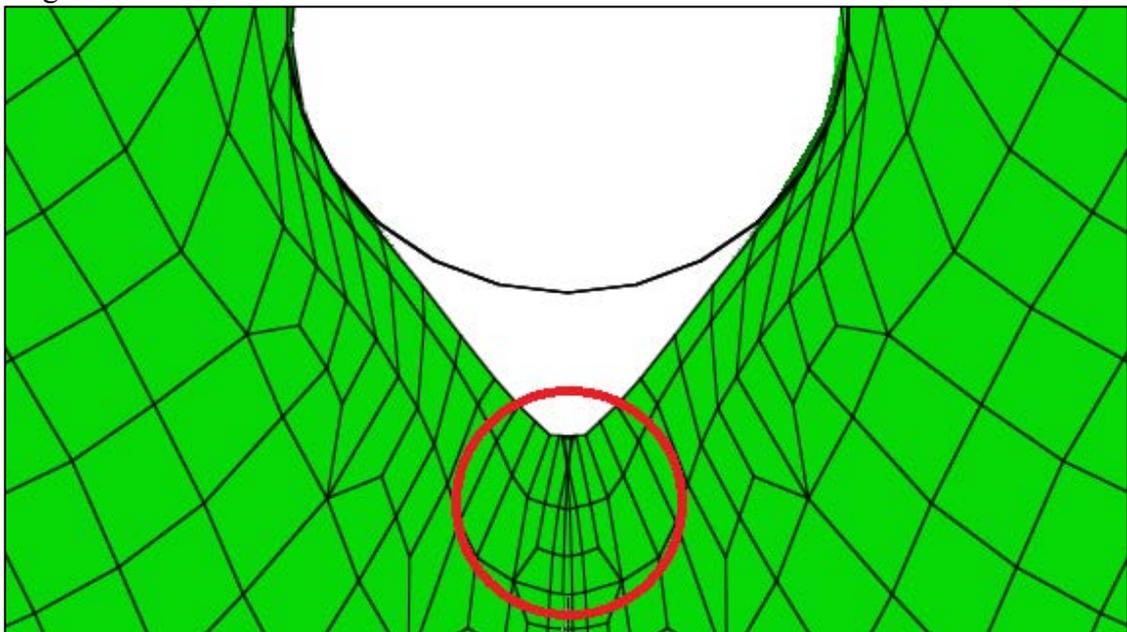
A malha 2 não apresentou um resultado satisfatório, como apresenta a Figura 56. Mesmo tentando calibrar com outros parâmetros não foi possível obter um resultado próximo ao experimental, portanto os resultados não podem ser considerados. Com a malha mais refinada a curva chegou próxima, porém a simulação parou de convergir, pois a malha deformou muito próximo à região do martelo como pode ser visto na Figura 57. O tempo de simulação para a malha 1 foi de 1 hora e 23 minutos, para a malha 2 foi de 1 hora e 5 minutos e para a malha 3 foi de 3 horas e 20 minutos, utilizando o mesmo computador com processador Inter® Core i7 com 3,60 GHz e memória ram de 16 Gb. Não foi feita uma nova calibração pois os problemas não seriam sanados, uma vez que dizem respeito à malha. Portanto a primeira malha desenvolvida foi utilizada.

Figura 56 – Efeito da malha na geometria Charpy



Fonte: Autora

Figura 57 – Problema com malha muito refinada

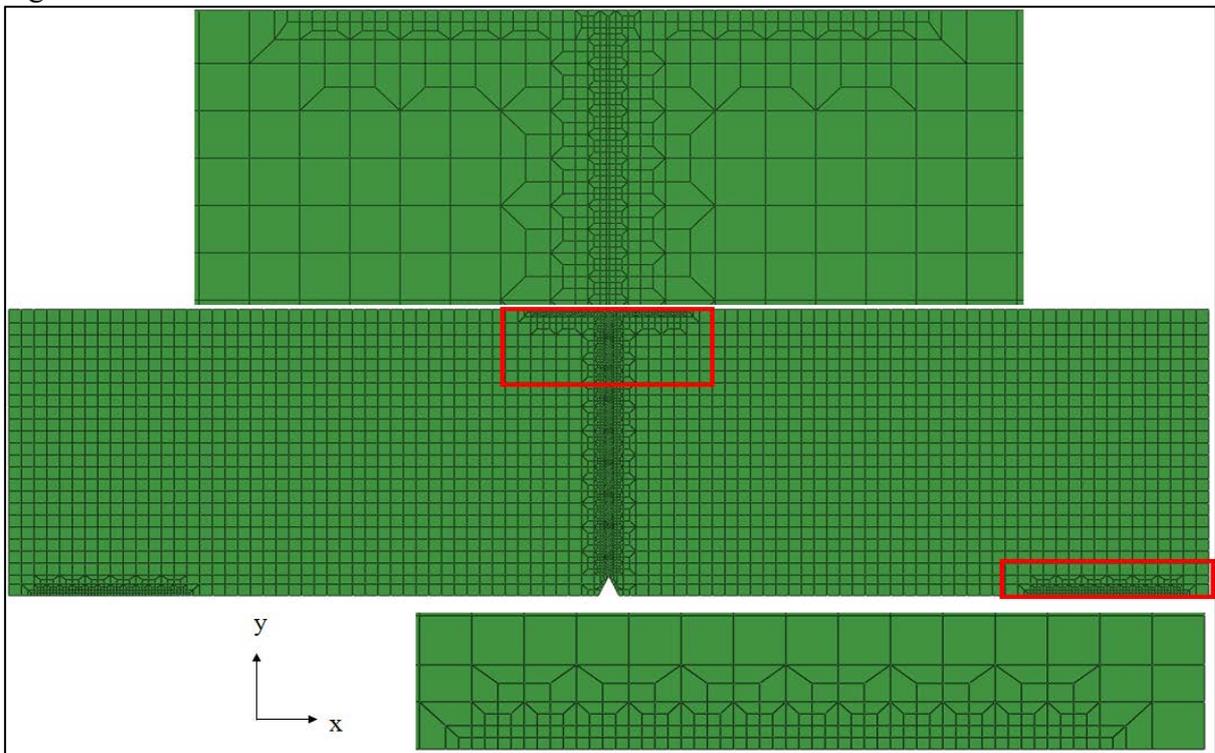


Fonte: Autora

Também foi feita uma malha 2D para o DWTT (*Drop-Weight Tear Test*) utilizando a norma E436 (ASTM, 2014). O tamanho do elemento no centro foi o mesmo utilizado para as simulações com o Charpy, (0,2 x 0,4 mm), como apresenta a Figura 58. O total de elementos 2D foi de 4336 elementos, quase 3 vezes menos do que os 12531 elementos necessários para o modelo de zona coesiva. Mostrando assim mais uma vantagem desse modelo.

Como a espessura do DWTT varia dependendo da espessura do duto, Tabela 6, o número de elementos é diferente para cada material. Para o DWTT não foi utilizado simetria por conta de problemas de convergência que serão descritos durante a calibração dos parâmetros. Além disso, como os parâmetros são dependentes da malha foi feito um estudo sobre esse efeito mais adiante.

Figura 58 – Malha 2D DWTT



Fonte: Autora

3.9 EFEITO DE TAXA DE DEFORMAÇÃO

Muitos materiais sofrem efeito de taxa de deformação, principalmente os metais, por isso é importante levar esse efeito em conta nas simulações. No Abaqus (2013) é possível adicionar esse efeito de três modos: lei de potência (*Power Law*), taxa de escoamento (*Yield Ratio*) e Johnson-Cook. O modelo de Johnson-Cook é o mais utilizado para taxa de deformação

altas para metais (GRAZKA; JANISZEWSKI, 2012). O modelo completo leva em conta a plasticidade e o efeito de temperatura, porém, como será utilizada a curva do material para a plasticidade, apenas será usada a parcela que descreve o efeito da taxa, equação (20) retirada do manual do Abaqus (2013), onde $\dot{\epsilon}^{pl}$ é a taxa de deformação plástica $\dot{\epsilon}_0$ e C_J são constantes do material e R_t é a razão entre a tensão de escoamento aparente, com a taxa, e a tensão de escoamento sem a taxa.

$$\dot{\epsilon}^{pl} = \dot{\epsilon}_0 e^{\left[\frac{1}{C_J}(R_t-1)\right]} \quad (20)$$

Para calibrar de forma correta as constantes do material foi utilizado como base Kristoffersen *et al.* (2014). Segundo o mesmo artigo para o aço API X65 o valor C é 0,0104 e o $\dot{\epsilon}_0$ vale 0,00806 s⁻¹. Partindo desses valores também foram calibrados os parâmetros de Johnson-Cook, para os aços X80 e X100, sendo que esses valores estão mostrados na Tabela 8.

Tabela 8 – Resumo dos parâmetros de Johnson-Cook calibrados

Aço API	C	$\dot{\epsilon}_0$
X65	0,0104	0,00806
X80	0,0106	0,01000
X100	0,0080	0,00900

Fonte: Autora

3.10 CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO DE ZONA COESIVA

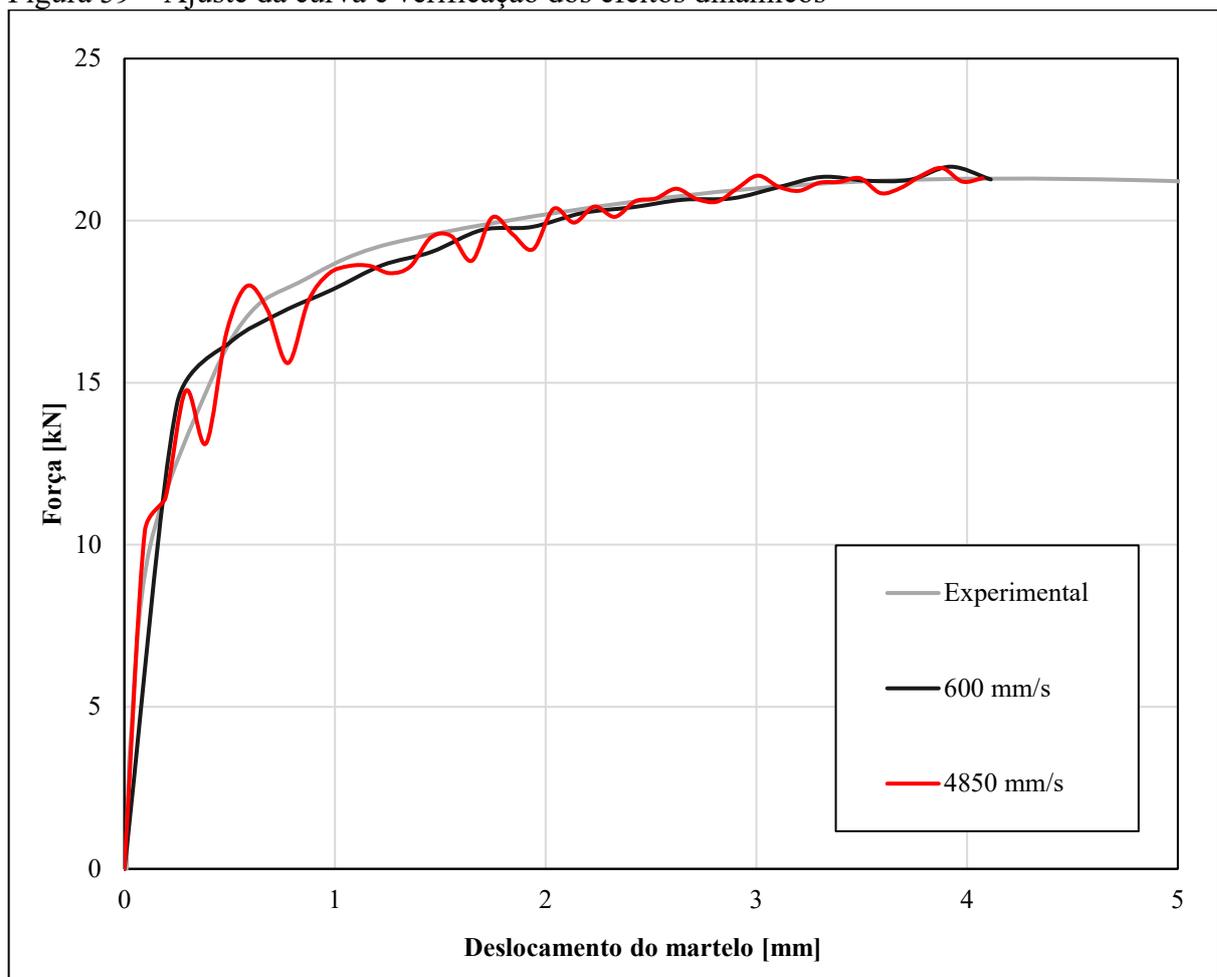
Para esse tipo de modelo foi criada uma linha de elementos de espessura reduzida (0,01 mm), Figura 44(c), e apenas nesses elementos foram colocadas propriedades de dano do modelo de zona coesiva. Só pode haver uma linha de elementos e devem ser necessariamente ter 4 nós para caso de elementos 3D.

Antes de colocar o dano, como deve ser realizada uma calibração utilizando uma curva experimental, alguns parâmetros são ajustados. Para facilitar a avaliação desses parâmetros não foram usados modelos de dano. O primeiro parâmetro avaliado foi o raio de concordância do apoio, como já foi mostrado no item 3.6. A curva experimental para o aço X80, retirada de Nonn e Kalwa (2013), foi demonstrada na Figura 29. Os resultados das simulações foram mostrados de forma gráfica, onde no eixo das abscissas está o deslocamento do martelo e no

eixo das ordenadas a força, obtida pela soma das reações verticais nos dois apoios e, quando há simetria em X, multiplicada por dois.

Foram avaliados o tamanho da malha, a velocidade do martelo, o raio e a distância entre apoios. A melhor combinação está mostrada na Figura 59 com velocidade de 600 mm/s no instante inicial, conforme o martelo avança ele desacelera por conta da absorção de energia pelo corpo de prova. Com a intenção de mostrar os efeitos dinâmicos também foi simulada com velocidade inicial de 4850 mm/s. Essa velocidade foi escolhida por ser a velocidade utilizada em Nonn e Kalwa (2013), de onde foram retiradas as curvas de ensaios Charpy instrumentados. Por não ter dano não haverá a queda da força, vista na curva experimental. Além disso, as simulações só foram até aproximadamente 4 mm pois, como os elementos não falham, há muita deformação na ponta do entalhe e a simulação deixa de convergir.

Figura 59 – Ajuste da curva e verificação dos efeitos dinâmicos



Fonte: Autora

Como houve boa aderência entre a curva numérica e a experimental até o ponto de máximo é possível adicionar os parâmetros de dano. Na malha da Figura 50 foi escolhida uma espessura do elemento (Δa) de 0,01 mm e uma altura (h) de 0,05 mm no elemento coesivo e comprimento (Be) de 1mm. Utilizando esses valores na equação (18), descrita na revisão da literatura, obtém-se as seguintes rigidez: E_{nn} de 1030 GPa, E_{ss} e E_{tt} de 405 GPa, sendo o G do aço de 81GPa. No artigo de Parmar *et al.* (2015) os autores utilizaram uma rigidez E de 10000 GPa, comprovando a ordem de grandeza.

Como a simulação é dinâmica, é necessário definir a densidade também no elemento coesivo. Nesse caso não há uma particularidade do elemento coesivo, como no caso da rigidez, por isso foi utilizada a densidade utilizada do aço, $7,85 \text{ g/cm}^3$.

Para caracterizar o dano são necessárias duas propriedades, uma associada ao momento onde o dano será iniciado. Esse pode ser a tensão ou a deformação máxima. Nesse trabalho foi utilizada a tensão máxima ($\hat{\sigma}$). O segundo é de evolução do dano. Há dois parâmetros que podem ser utilizados, o primeiro é o deslocamento onde a rigidez do elemento será zero, ou seja, o deslocamento com o qual o elemento falha, δ_c da Figura 33. E o segundo é a energia absorvida para a falhado elemento Γ_0 . No caso dessa dissertação será utilizado a energia coesiva pois é mais fácil de relacionar com a tenacidade do material. Para materiais dúcteis o modelo mais utilizado para o amolecimento, ou seja, a diminuição da rigidez do elemento coesivo, é o exponencial, como mostrado na Figura 33(a).

Modelos que usam dano normalmente têm problemas de convergência da simulação. Há uma secção na documentação do Abaqus 6.13 (2013) apenas para descrever como diminuir esses problemas. Uma das soluções é utilizar uma regularização viscosa, adicionando uma viscosidade, menor do que o incremento de tempo. Normalmente utiliza-se um valor de 10^{-5} (PARMAR *et al.*, 2015).

Depois de alguns testes com dano, utilizando a malha com entalhe, Figura 45, é possível perceber que o modelo funciona muito bem quando o parâmetro de evolução do dano (energia) é baixo, ou seja, quando a fratura é frágil. Porém quando essa energia é aumentada demora muito para convergir por conta da enorme deformação no elemento coesivo próximo ao entalhe não falhando os elementos. Um exemplo disso é apresentado na Figura 60, com parâmetros que estão apresentados na Tabela 9. Pode-se perceber que com a energia maior tende a seguir a curva experimental, porém, como os elementos não falham, a curva para de convergir em 5 mm. Como foi dito no item 2.8.1 para o método de zona coesiva é necessário colocar tensões para as três direções (t_n , t_s , t_t). Como a falha ocorre por conta da tensão normal (t_n), para as

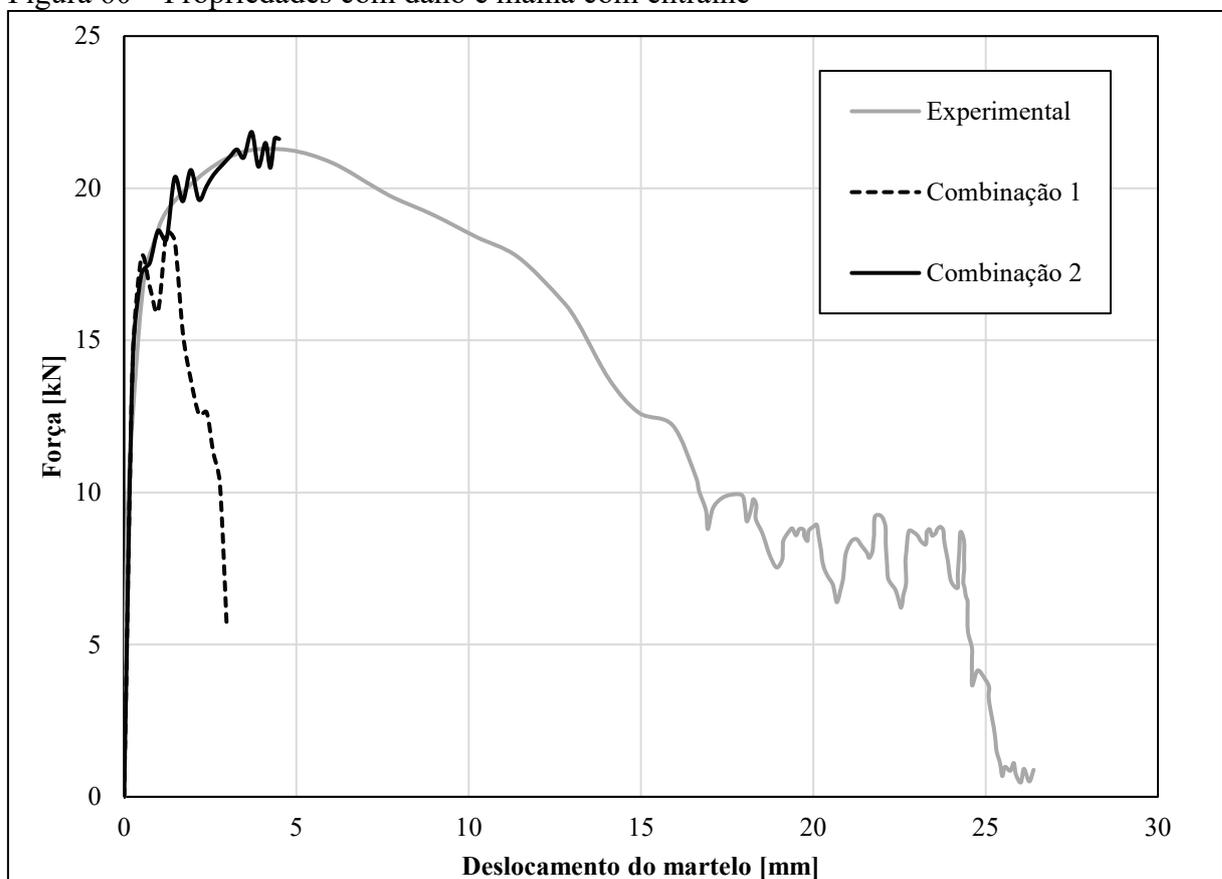
primeiras análises foi colocado o valor da tensão máxima, 1600 MPa na Figura 60, nas três direções.

Tabela 9 – Parâmetros calibrados com modelo de zona coesiva, aço API X80

	Tensão máxima [MPa]	Energia coesiva (linear) [Nmm/mm ²]
Combinação 1	1600	30
Combinação 2	1600	50

Fonte: Autora

Figura 60 – Propriedades com dano e malha com entalhe

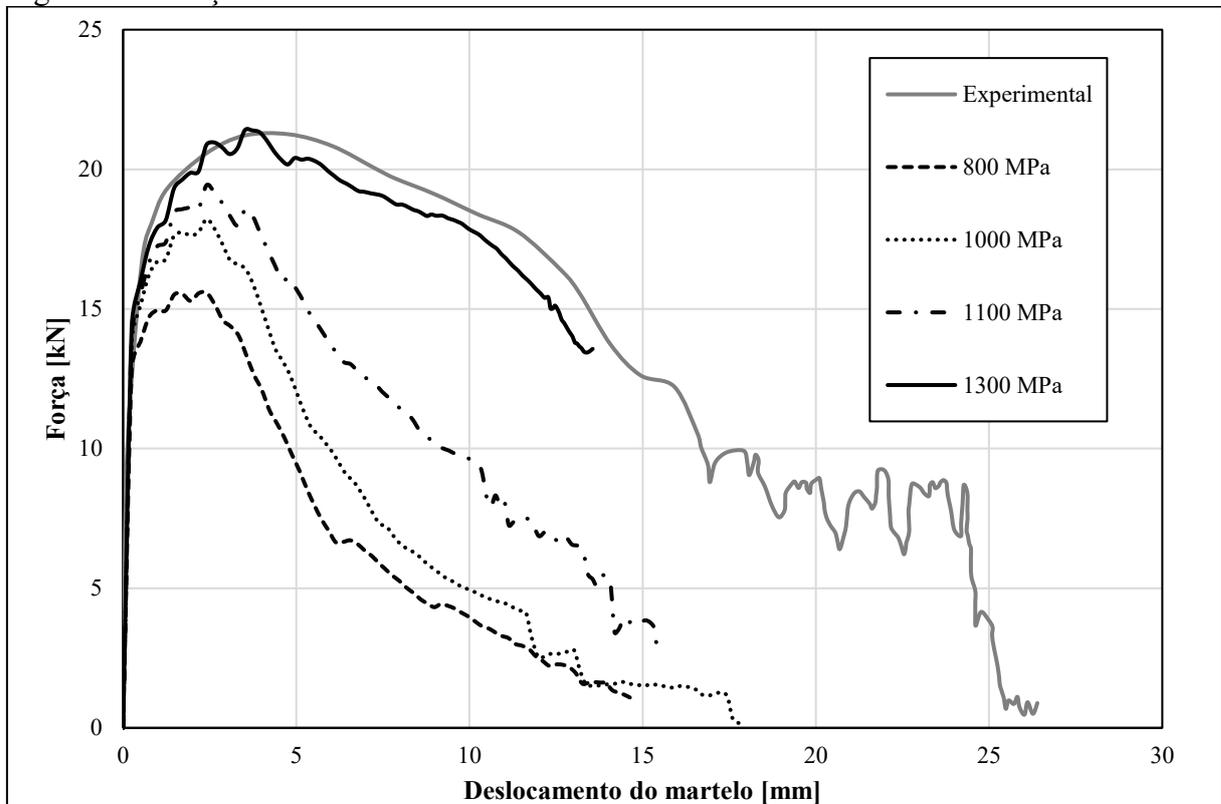


Fonte: Autora

A geometria que melhor funcionou foi a sem entalhe, Figura 50. De Nonn e Kalwa (2013) puderam ser retiradas as propriedades de dano que provavelmente descreveriam a curva experimental com tensão máxima de 1600 MPa e absorção de energia (específica) com decaimento linear de 900 Nmm/mm². Para simplificar o decaimento escolhido foi linear. A energia específica foi de 900 Nmm/mm², porém com a tensão máxima menor. Essa tensão foi aumentada gradativamente e os gráficos são mostrados na Figura 61. O módulo de elasticidade utilizado nas simulações foi de 15 vezes o módulo de elasticidade do aço.

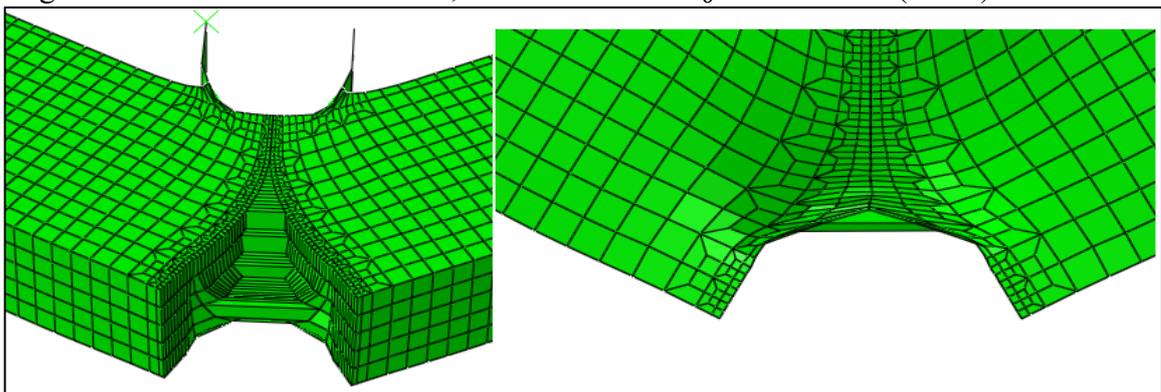
Até 1000 MPa a simulação ocorre da maneira certa apenas não falhando os elementos finais, onde ocorreria a falha final. Mas, como pode ser visto na Figura 61, não se absorve muita energia. Com tensão de 1100 MPa os elementos da última fileira, que estão em EPT (Estado Plano de Tensões) não falham. Um dos pontos de integração do elemento inicia a falha muito depois dos outros, e, com a evolução do dano a rigidez do elemento diminui o elemento deforma excessivamente como pode ser visto na Figura 62. Com tensão máxima de 1300 MPa o mesmo ocorre com a penúltima fileira.

Figura 61 – Força vs. deslocamento com dano na malha sem entalhe



Fonte: Autora

Figura 62 – Geometria deformada, $\hat{\sigma} = 1300$ MPa e $\Gamma_0 = 900$ N/mm (linear)

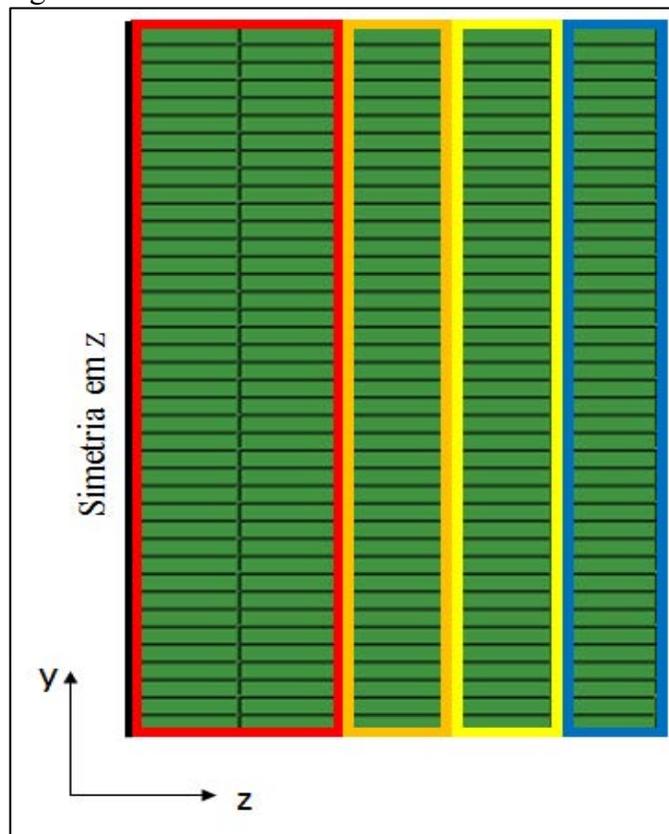


Fonte: Autora

A primeira tentativa para resolver esse problema foi aumentar o módulo de elasticidade do elemento coesivo. O módulo de elasticidade mais alto só faz com que o tempo de simulação aumente, porém não melhora em nada os resultados. Já com módulo de elasticidade menor o elemento começa a se deformar antes do parâmetro de início de dano ser atingido. Como a função desse tipo de elemento é apenas falhar, por isso é usado um módulo de elasticidade alto, a solução não é modificar essa propriedade. Outra tentativa para tentar resolver o problema é diminuir as tensões cisalhantes de falha. Lembrando que são colocadas no software três tensões máximas, uma normal e duas cisalhantes (t_s, t_t). A falha ocorre por tensão normal, porém como há muita deformação plástica (causada por tensão cisalhante) a ideia é que diminuindo a tensão cisalhante faria a falha ocorrer nos elementos em EPT, porém, isso não ocorreu.

A alternativa encontrada foi colocar propriedades diferentes em cada coluna de elemento coesivo. Uma tensão maior nas duas colunas próximas ao plano de simetria, ver Figura 38 e diminuindo até chegar na tensão menor na coluna em EPT, seguindo a triaxialidade. Para diminuir o número de variáveis a energia será a mesma em todos os elementos. O problema para isso é que aumenta o número de variáveis ficando mais difícil de calibrar. A divisão das colunas é mostrada na Figura 63 onde a coluna azul é a coluna de elementos em EPT.

Figura 63 – Divisão das linhas de elementos coesivos

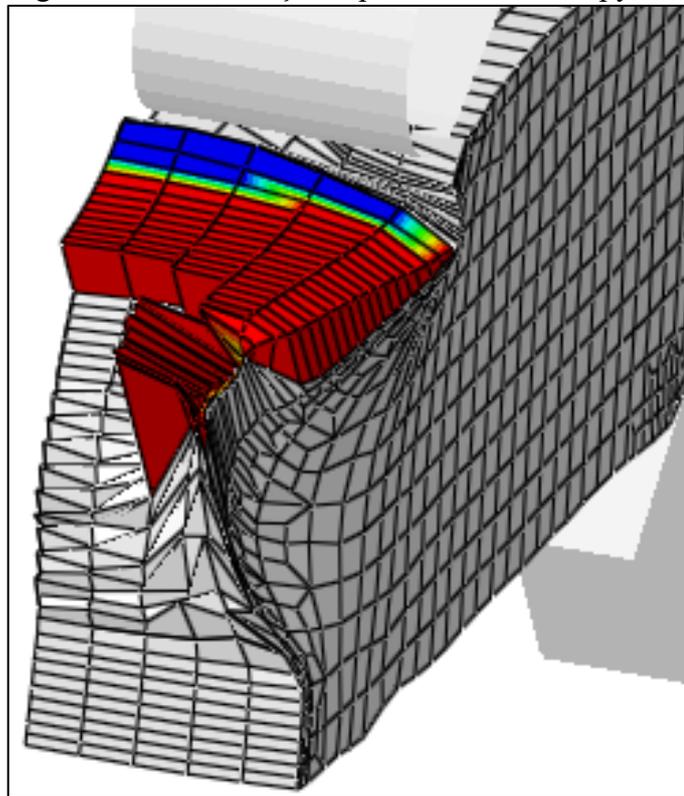


Fonte: Autora

Para calibrar as 4 seções, foi utilizada a seguinte metodologia: partindo dos parâmetros em que todos falharam (1000 MPa de tensão máxima e 900 Nmm/mm² de energia específica, com decaimento linear) aumentou-se a tensão máxima de cada seção de forma gradativa. A tensão máxima da seção em EPT (azul) foi ajustada para 900 MPa. As curvas que descreveram melhor a curva experimental estão no capítulo 4 desta dissertação.

Foi observado nos resultados das simulações que alguns dos elementos não falham, Figura 64, apesar do parâmetro de avaliação do dano, D, chegar muito próximo de 1 (0,9991), o elemento não falha. Para tentar resolver isso foi criada uma sub-rotina em Fortran, para fazer com que esses elementos falhem.

Figura 64 – Deformação espúria no C.P. Charpy



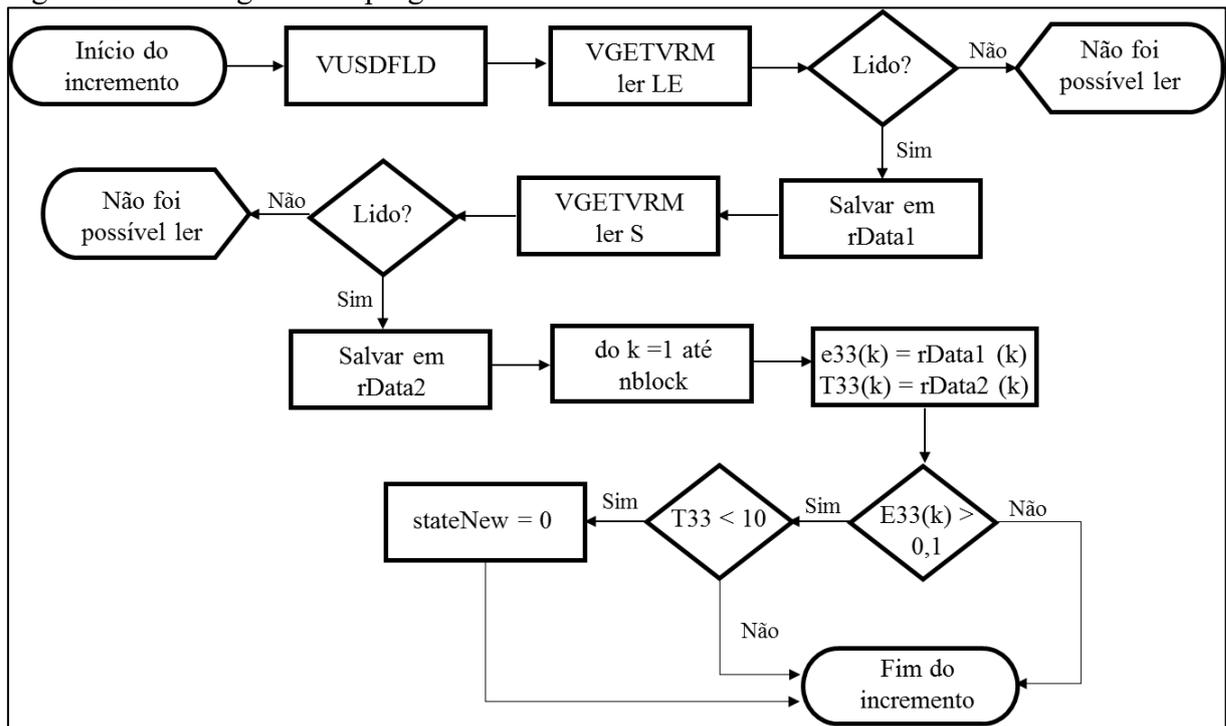
Fonte: Autora

O Abaqus permite a utilização de sub-rotinas em Fortran (2013), sendo mais utilizado, C e C++. Para o presente trabalho foi utilizada uma sub-rotina explícita em Fortran (2013), para fazer com que o elemento falhe quando o parâmetro de dano é próximo de 1. Para deletar um elemento é necessário modificar o status. Sendo que quando o elemento está ativo o valor do status é 1 e ele é deletado quando o status é 0.

A primeira tentativa feita foi utilizando sub-rotina VUMAT que é utilizada para definir o comportamento do material. Porém, utilizando essa sub-rotina não seria possível utilizar a formulação do elemento coesivo do software. Seria necessário colocar todas as formulações da zona coesiva na subrotina. Por isso, optou-se por utilizar outra sub-rotina.

A sub-rotina VUSDFLD permite, além de modificar a variável de status, obter alguns resultados da simulação e utilizá-los como inputs, utilizando a rotina VGETVRM. Não é possível obter a variável de dano diretamente. Por isso, foi utilizada a tensão, já que, como já foi dito, conforme o dano avança a tensão diminui. Para que os elementos não falhem no primeiro incremento, utilizou-se a deformação real (LE). Na Figura 65 está mostrado o fluxograma da sub-rotina. Sendo nblock o número de pontos de integração e stateNew o status do elemento no fim do incremento (ABAQUS, 2013).

Figura 65 – Fluxograma do programa em Fortran



Fonte: Autor

A sub-rotina VGETVRM retorna os valores, no caso da tensão e da deformação, do tensor da variável requisitada no início do incremento, tendo, portanto, seis componentes. Por exemplo para tensão, para cada ponto de integração, a sub-rotina retorna os valores de S11 (σ_1), S22 (σ_2), S33 (σ_3), S12 (τ_{12}), S23 (τ_{23}), S13 (τ_{13}) (ABAQUS, 2013). No elemento coesivo, independentemente da posição no espaço, a direção da tensão normal é a 3. Se esses valores não forem lidos a simulação é parada e retorna a mensagem “Não foi possível ler”.

3.11 CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO XFEM

Para o modelo XFEM foi possível fazer a calibração para o Charpy e para o DWTT. Primeiro será descrita a metodologia para o Charpy, nas primeiras simulações sem efeito de taxa, esse sendo adicionado depois, e de depois para o DWTT.

3.11.1 Charpy

Ao contrário da zona coesiva a propriedade de dano é colocada junto com a do material, e em todos os elementos, por isso a trinca consegue propagar em outras direções. Nesse caso é colocada uma tensão máxima principal (MAXPS). Essa também é uma diferença da zona coesiva, onde eram necessárias três tensões (uma normal e duas cisalhantes).

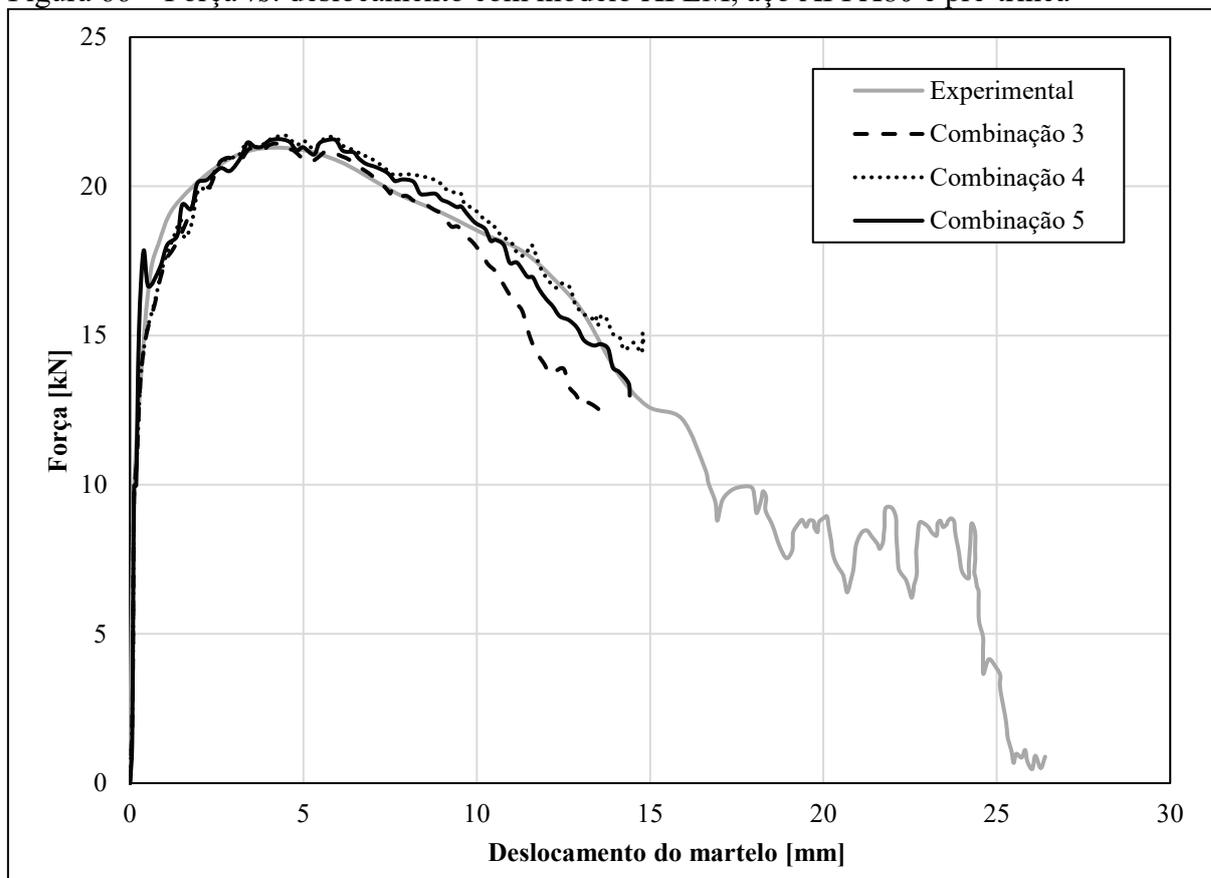
Primeiramente foram feitos testes utilizando uma pré-trinca, por ser mais simples por não precisar da nucleação. Essa pré-trinca não é necessária, porém, foi utilizada para um primeiro estudo. Com esse modelo foi possível utilizar o decaimento exponencial. Utilizando como base o artigo de Parmar et al. (2015) foi possível calibrar os parâmetros de dano ($\hat{\sigma}$ e Γ_0), como pode ser visto na Figura 66, com parâmetros resumidos na Tabela 10. Porém a simulação deixa de convergir, sempre no mesmo ponto. O que ocorre é um cruzamento na malha na parte superior do C.P., próximo ao martelo causando o problema de convergência. Portanto o problema de convergência está associado a malha.

Tabela 10 – Parâmetros calibrados com modelo XFEM, aço API X80 e pré-trinca

	Tensão máxima [MPa]	Energia coesiva (exponencial) [Nmm/mm ²]
Combinação 3	1200	7
Combinação 4	1200	6
Combinação 5	1210	6,5

Fonte: Autora

Figura 66 – Força vs. deslocamento com modelo XFEM, aço API X80 e pré-trinca



Fonte: Autora

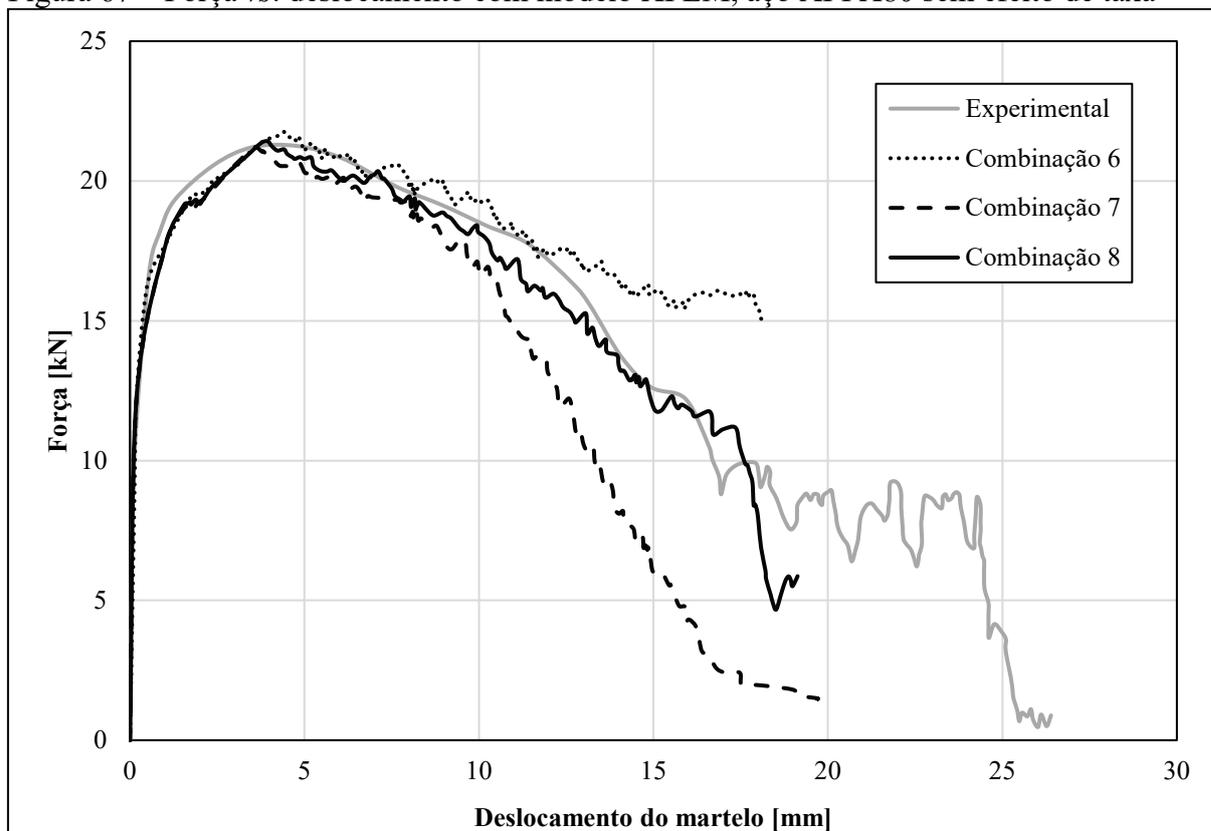
Utilizando a malha da Figura 53, da geometria Charpy, foi adicionado dano, com o parâmetro de evolução de dano com decaimento linear. Como já foi dito, para materiais dúcteis o melhor é o decaimento exponencial; esse não foi usado com a zona coesiva, pois quando adicionado, mesmo com energia muito pequena os elementos não falharam. Depois da calibração é obtida a Figura 67, com os parâmetros calibrados na Tabela 11. Com o decaimento exponencial a convergência é mais difícil do que o decaimento linear, com tempo de simulação maior, além de o número de incrementos necessários ser muito superior ao linear.

Tabela 11 – Parâmetros calibrados com modelo XFEM, aço API X80 e sem efeito de taxa

	Tensão máxima [MPa]	Energia coesiva (exponencial) [Nmm/mm ²]
Combinação 6	1100	10
Combinação 7	1150	7
Combinação 8	1150	8

Fonte: Autora

Figura 67 – Força vs. deslocamento com modelo XFEM, aço API X80 sem efeito de taxa



Fonte: Autora

A calibração foi mais simples do que a zona coesiva, pois foi necessário apenas uma tensão. Para descrever a curva experimental, primeiro foi calibrada a energia, mantendo a tensão constante, obtendo uma curva próxima à experimental. Depois foi ajustada a tensão máxima principal. Por ser menos trabalhoso, esse método foi considerado melhor.

Para comprovar a metodologia será necessário calibrar o modelo para os três aços utilizando o efeito da taxa de deformação mostrado no item 3.8. Os resultados estão mostrados no capítulo 4 desta dissertação. Além disso, o mesmo será feito para o DWTT também, utilizando a mesma metodologia utilizada para o Charpy.

3.11.2 DWTT

Como foi dito na revisão da literatura, a espessura do DWTT depende da espessura do duto. Para cada material terá uma espessura e uma velocidade de martelo. Porém, para todos os C.P.s o peso do martelo é de 2.8 ton. A velocidade e o espessura para os três materiais estão resumidos na Tabela 12, utilizando como base o artigo de Scheider et al. (2014).

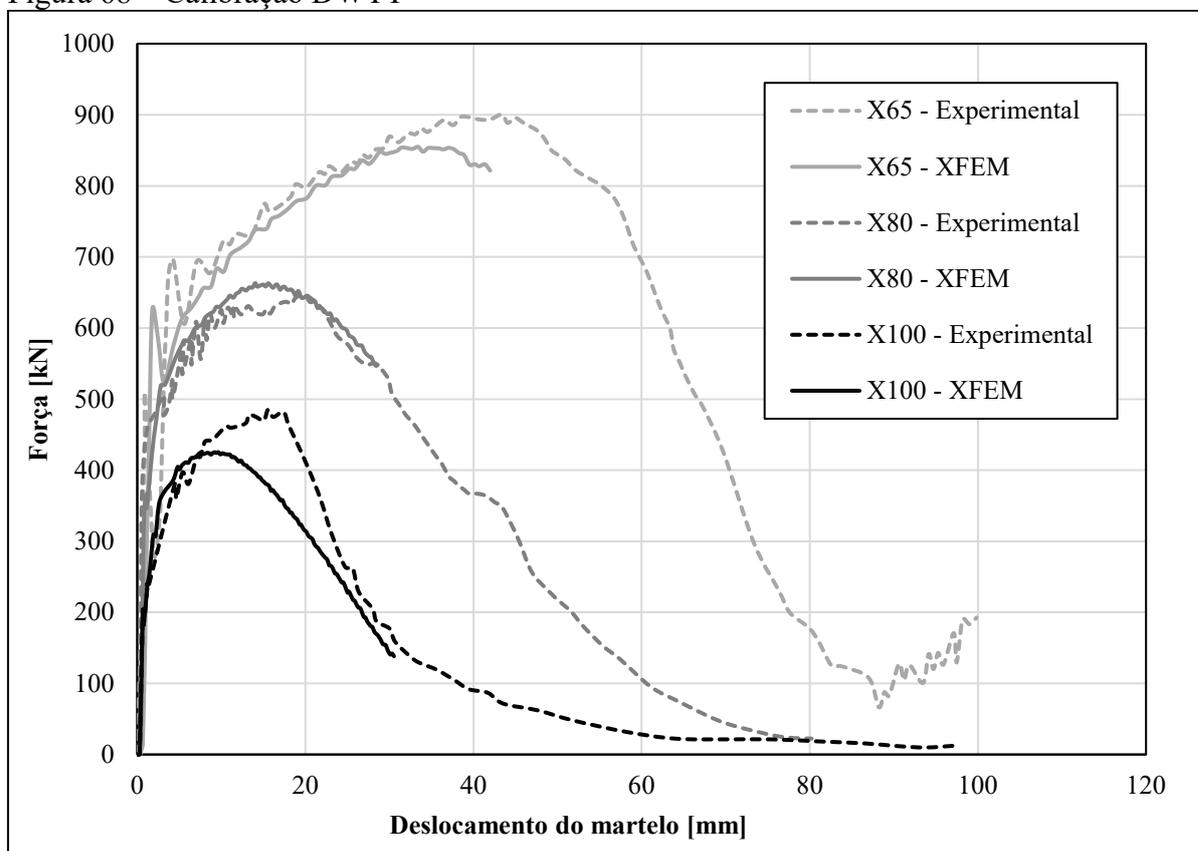
Tabela 12 – Espessura e velocidades utilizadas nas simulações DWTT

Material	Espessura [mm]	Velocidade [mm/s]
X65	38,0	8630
X80	27,7	4850
X100	18,4	3430

Fonte: Autora, “adaptado de” Scheider et al., 2014

Utilizando o modelo de XFEM, inicialmente foi utilizado simetria em z, como no caso do Charpy, porém, houve problemas de convergência para os três aços. Utilizando o XFEM, quando o dano se inicia, cria-se nós fantasmas, e, nesses nós não há a simetria. Isso causa os problemas de convergência. Apesar de ter sido possível descrever o início da curva experimental para os três aços com simetria, a simulação para de convergir antes do final da descrição da curva. Além disso, a espessura do elemento é grande, pois só foi possível calibrar com 7 elementos. Os resultados obtidos para os três materiais estão apresentados na Figura 68. É possível perceber que para X65, que possui maior espessura, a simulação para de convergir antes da queda de força ser descrita.

Figura 68 – Calibração DWTT



Fonte: Autora

A solução foi utilizar o C.P. inteiro, sem simetria, para calibrar com mais elementos na espessura, portanto com uma malha mais refinada. A desvantagem de não se utilizar simetria é que os números de elementos dobram, fazendo com que o tempo de simulação seja maior. Por outro lado, as simulações convergiram, e foi possível calibrar os modelos para diferentes números de elementos na espessura.

Para a calibração foram utilizados os mesmos parâmetros de Johnson-Cook utilizados para o Charpy. Utilizou-se primeiro as variáveis de dano calibradas para o Charpy. Porém com essas não foi possível descrever a curva experimental. Foi necessário, portanto, recalibrar as variáveis. Mudando a variável de energia foi possível calibrar para os três materiais. Os resultados obtidos da calibração estão mostrados no capítulo 4 desta dissertação.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A seguir serão apresentados os resultados obtidos nas simulações deste trabalho e serão delineadas as devidas discussões dos resultados levando-se em conta o que era ou não esperado em relação à revisão da literatura feita.

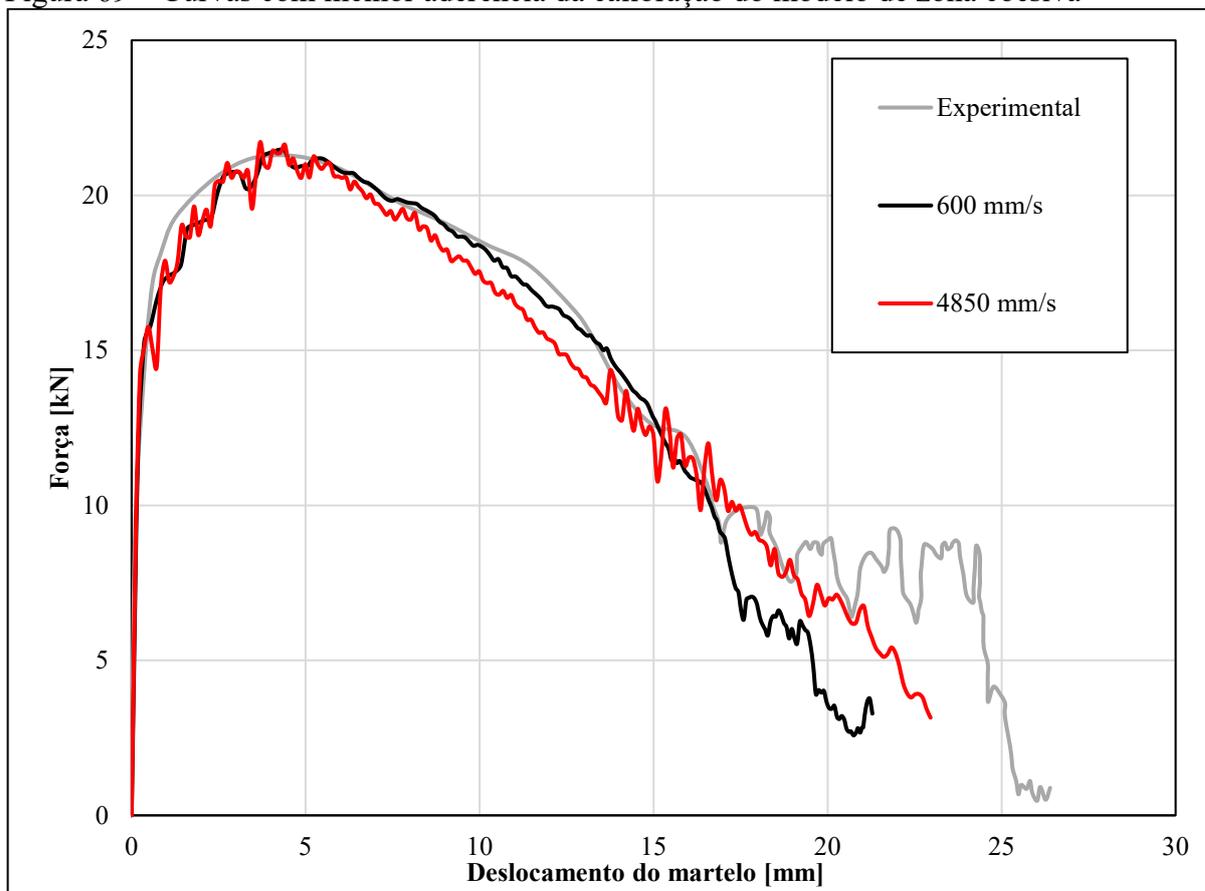
4.1 RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO

Antes de apresentar os resultados obtidos das simulações, são apresentadas as curvas obtidas pela a calibração dos parâmetros de dano, tanto de zona coesiva, como do XFEM. A reprodução das curvas experimentais, Charpy e DWTT, é importante para a continuidade das análises, pois se a curva experimental não for bem reproduzida pelo modelo numérico, os resultados numéricos não seriam representativos da realidade.

4.1.1 Zona Coesiva

Como foi dito, para ser possível reproduzir a curva sem sub-rotina, a espessura foi dividida em quatro seções. Utilizando a rigidez do elemento coesivo, traduzido pelo módulo de elasticidade, dez vezes maior em relação ao módulo de elasticidade do aço (2060 e 810 GPa), porém mantendo essa propriedade nos demais elementos. Após 91 simulações mudando a tensão em cada coluna e a energia coesiva, foi obtido o melhor resultado com a velocidade de 600 mm/s utilizando energia de 950 Nmm/mm² e tensões 1425, 1400, 1225 e 900 MPa, mostrado na Figura 69. Com esses parâmetros foi aumentada a velocidade do martelo para 4800 mm/s, que é a velocidade real do martelo. A curva se afasta da curva real, sendo necessária uma nova calibração. Após 23 tentativas a melhor combinação para descrever a curva experimental foi energia de 920 Nmm/mm² e tensões de 1450, 1400, 1225 e 895 MPa. Na Figura 69 é possível perceber que a curva com 600 mm/s se aderiu melhor à curva experimental, porém a curva com 4800 mm/s também a descreve bem. Apesar de conseguir reproduzir bem a curva experimental do ensaio Charpy, a fenomenologia de fratura não foi bem descrita em termos da geometria da frente da trinca, como mostrado na Figura 64.

Figura 69 – Curvas com melhor aderência da calibração do modelo de zona coesiva

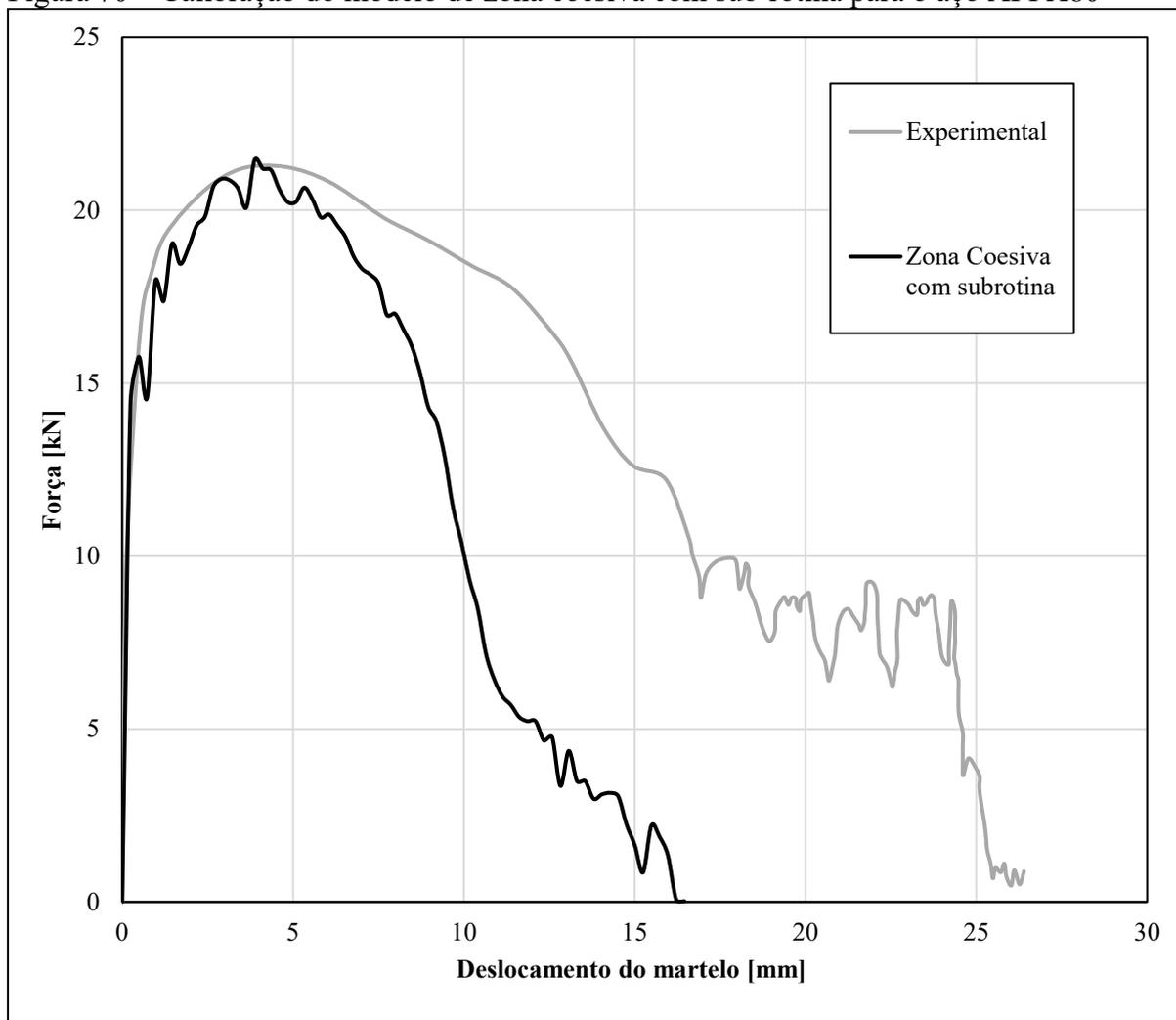


Fonte: Autora

Utilizando as 4 seções na espessura, com tensão diferente, efeito de taxa e a sub-rotina VUSDFLD, foi possível fazer com que todos os elementos fossem deletados, porém, como pode ser visto na Figura 70, não foi possível reproduzir a curva. A curva foi reproduzida quando alguns elementos não falharam, pois, mais energia é absorvida para causar deformação espúria mostrada na Figura 64. Quando os elementos falham, essa deformação não ocorre e a curva não é reproduzida.

Para comprovar se o problema é o decaimento linear, foram feitos testes com decaimento linear para o XFEM. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 71, e os parâmetros calibrados na Tabela 13. Comparados com o resultado obtido na Figura 70, percebe-se que o problema da não reprodução da curva utilizando o método de zona coesiva é o decaimento linear. Comprovando que o ideal para aços de alta tenacidade é o decaimento exponencial. Porém, utilizando o decaimento exponencial não foi possível calibrar os parâmetros de dano, pois os elementos coesivos não falham. Essa é outra limitação encontrada pela autora na utilização de zona coesiva.

Figura 70 – Calibração do modelo de zona coesiva com sub-rotina para o aço API X80



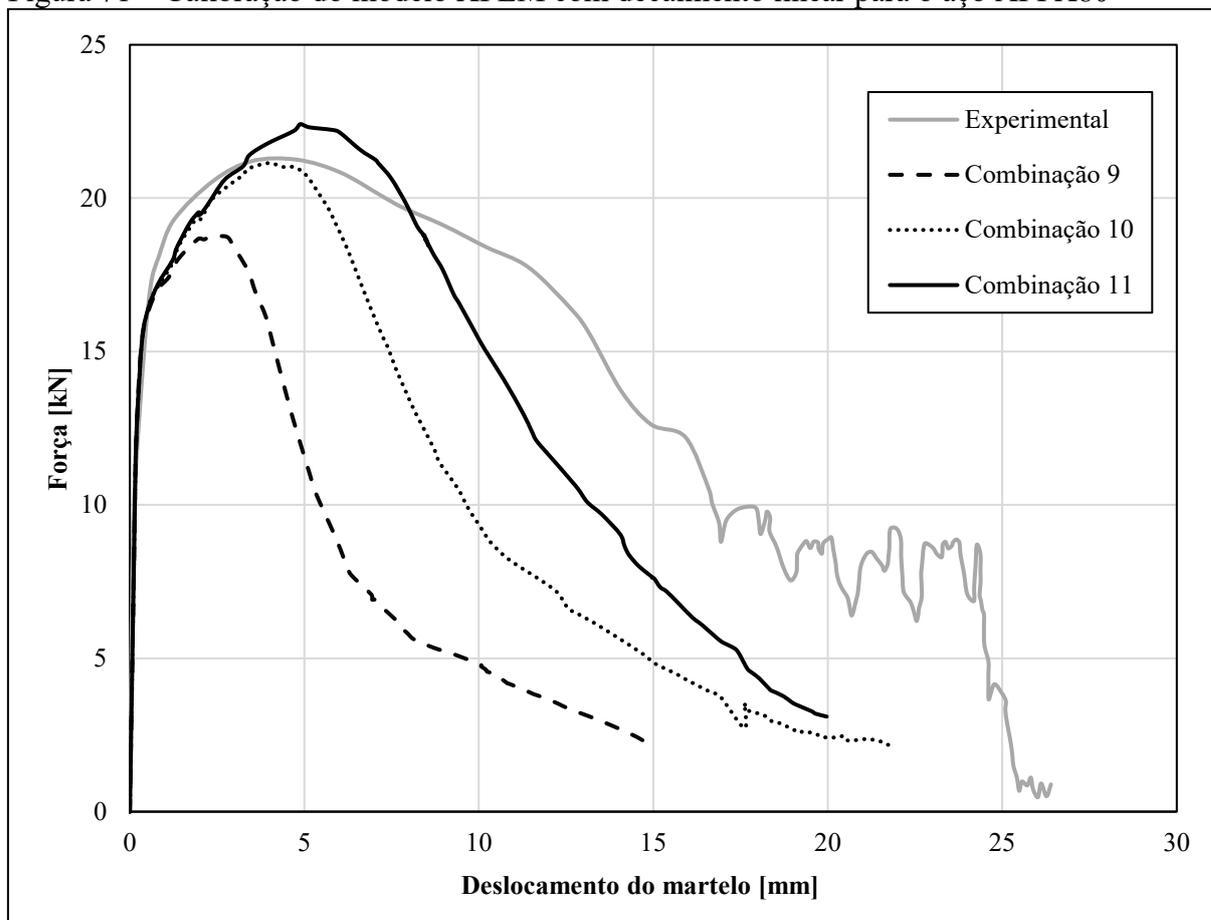
Fonte: Autora

Tabela 13 – Parâmetros calibrados com modelo XFEM, aço X80 com decaimento linear

	Tensão máxima [MPa]	Energia coesiva (linear) [Nmm/mm ²]
Combinação 9	1100	900
Combinação 10	1150	1500
Combinação 11	1150	2000

Fonte: Autora

Figura 71 – Calibração do modelo XFEM com decaimento linear para o aço API X80



Fonte: Autora

4.1.2 XFEM

Para o XFEM foi possível calibrar os modelos para o Charpy e o DWTT utilizando o modelo de Johnson-Cook para incorporar o efeito de taxa de deformação. A seguir é apresentada a reprodução das curvas experimentais utilizando essa metodologia.

4.1.2.1. Charpy

A curva calibrada para o aço API X60, utilizando os parâmetros do modelo de Johnson-Cook obtidos de Grązka e Janiszewski (2012), pode ser encontrada na Figura 72. A curva experimental para esse aço também foi retirada de Nonn e Kalwa (2013). Para o aço API X80 e X100 primeiro foram calibrados os parâmetros de Johnson-Cook e depois os parâmetros de dano. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 73 para o X80 e Figura 74 para o X100. Para o X100 a curva experimental foi obtida de Hashemi et al. (2005). As curvas foram

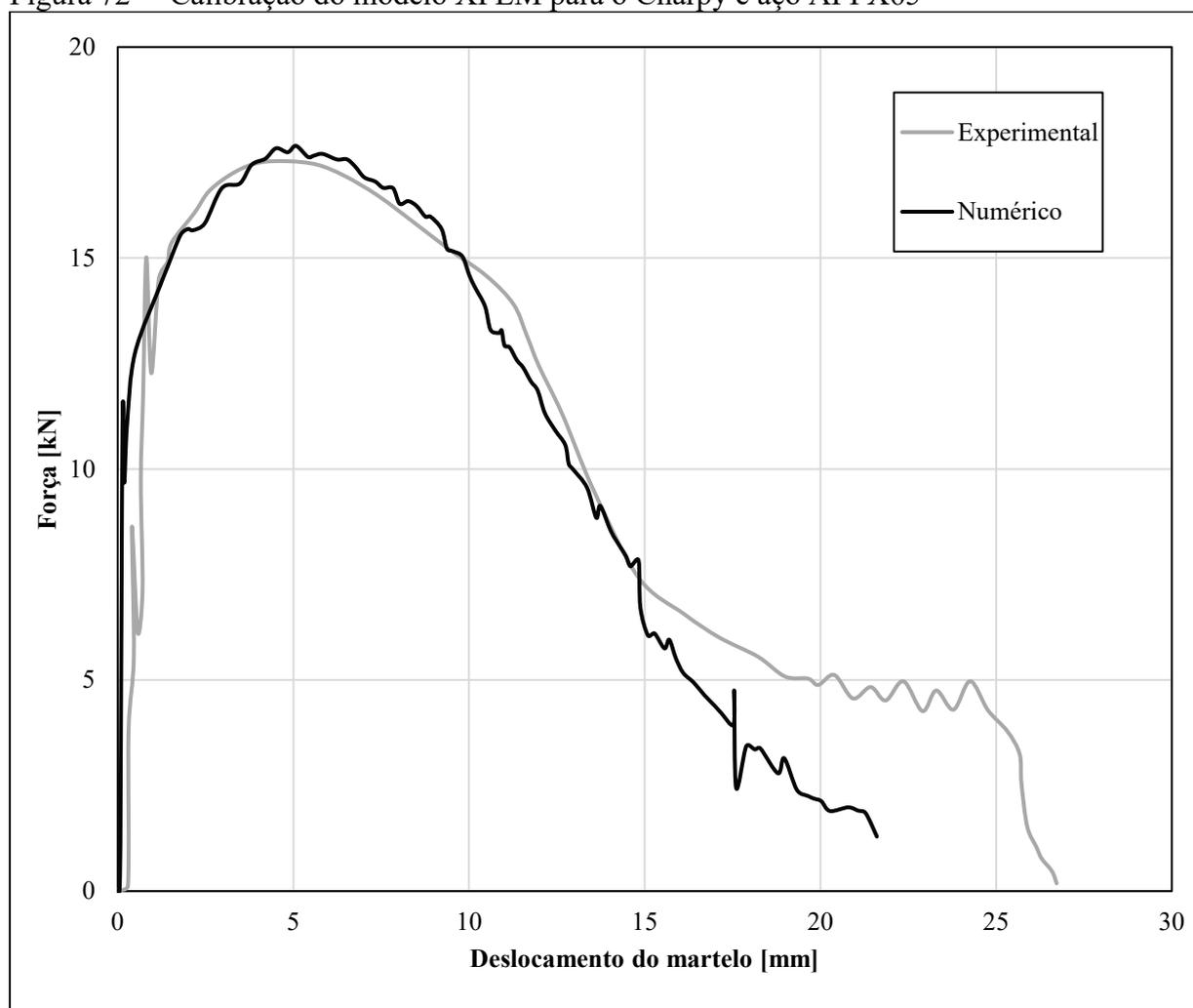
consideradas bem reproduzidas, pois não se tem interesse na falha final, apenas na propagação da trinca, representado até o final do trecho de queda linear. Os parâmetros calibrados para os três aços estão resumidos na Tabela 14, sendo $\hat{\sigma}$ a tensão máxima coesiva, Γ_0 a energia coesiva específica e C e ϵ_0 os parâmetros do modelo de Johnson-Cook.

Tabela 14 – Resumo dos parâmetros calibrados para o Charpy utilizando o XFEM

Aço API	$\hat{\sigma}$ [MPa]	Γ_0 [Nmm/mm ²]	C	ϵ_0
X65	700	6,5	0,0104	0,00806
X80	1100	9,0	0,0106	0,01000
X100	1200	7,5	0,0080	0,00900

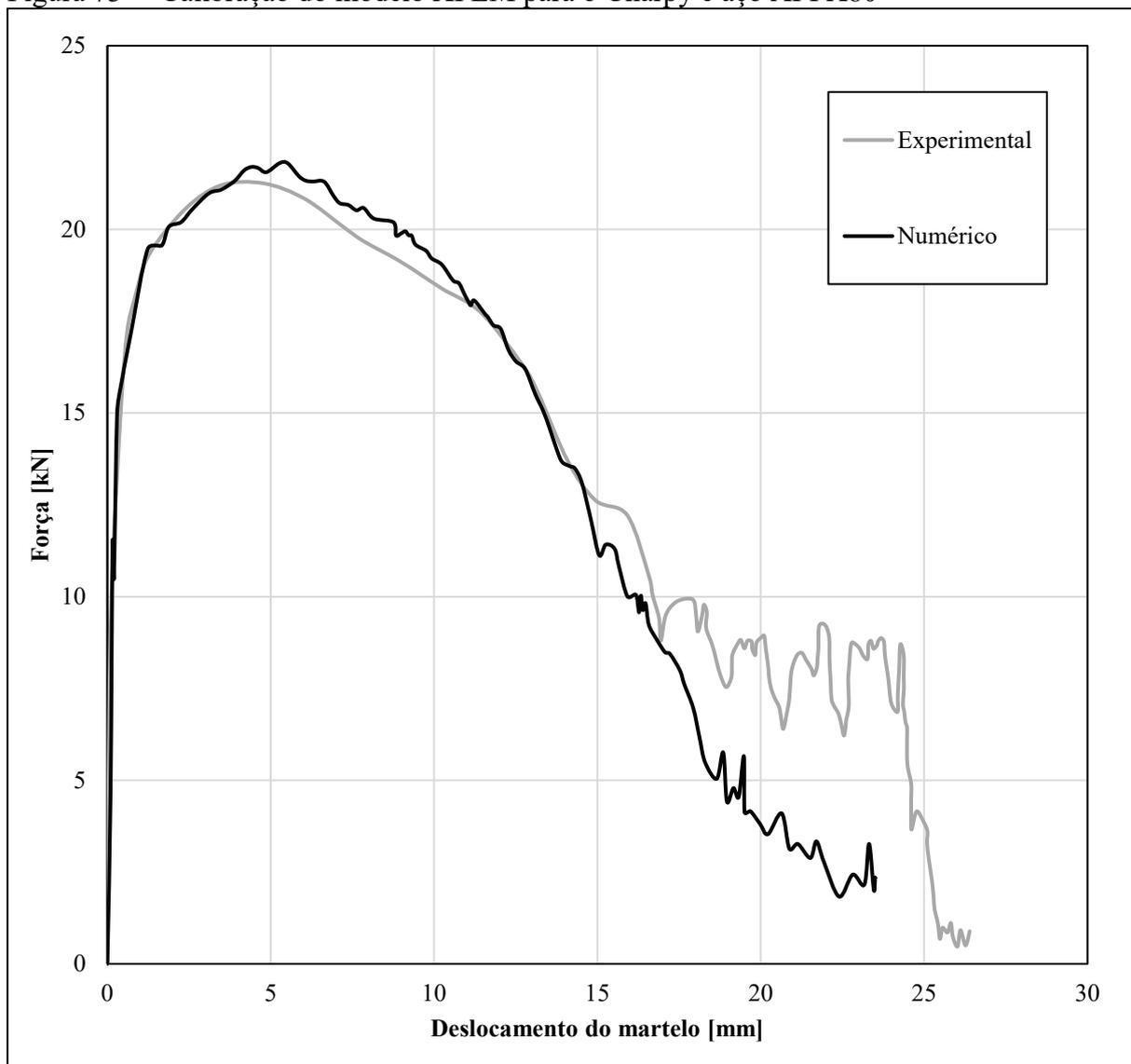
Fonte: Autora

Figura 72 – Calibração do modelo XFEM para o Charpy e aço API X65



Fonte: Autora

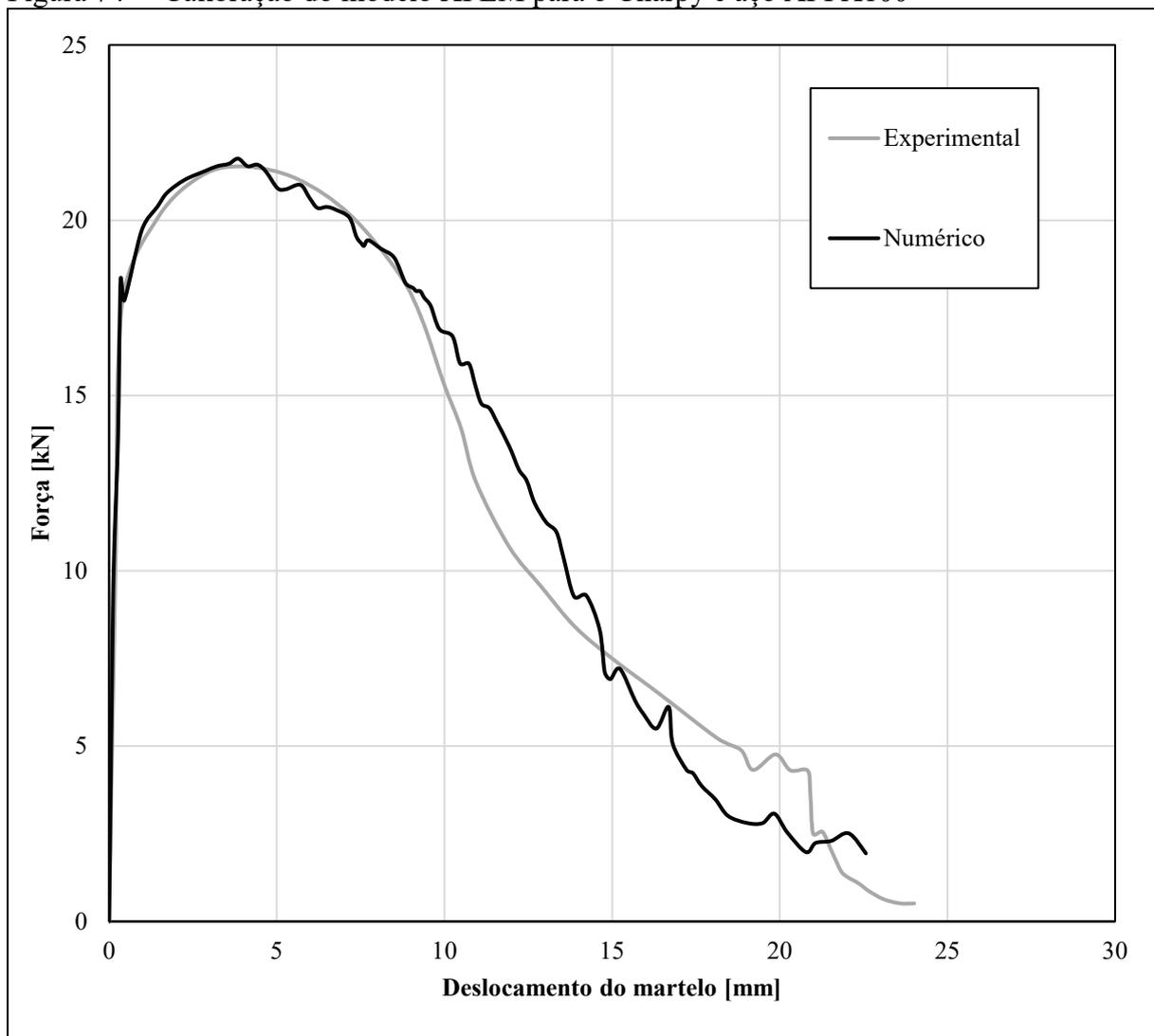
Figura 73 – Calibração do modelo XFEM para o Charpy e aço API X80



Fonte: Autora

Comparando os parâmetros calibrados para os três aços percebe-se que quanto maior a tensão de escoamento do material maior foi a tensão máxima calibrada. Observando os gráficos experimentais percebe-se que o X100, apesar de possuir maior limite de escoamento, possui tenacidade ao impacto menor do que o X80, por isso o aço que possui maior energia coesiva calibrada é o X80 e não o X100. É importante lembrar que este aço é classificado segundo a norma 5L (API, 2013) apenas pela sua tensão de escoamento. Porém, para a avaliação de falha em gasodutos, pode ser mais interessante classificar o material em relação a sua tenacidade ao impacto visto que esta é utilizada para a verificação do *crack arrest*.

Figura 74 – Calibração do modelo XFEM para o Charpy e aço API X100



Fonte: Autora

4.1.2.2. DWTT

A calibração do DWTT foi feita para os 3 materiais, sem simetria, utilizando a curva experimental de Scheider et al. (2014). O resultado obtido na calibração do aço X80, com 27 elementos na espessura, está mostrado na Figura 75. Para o aço X100 a curva não foi bem reproduzida como no caso do aço X80, porém ficou próxima da curva obtida com a zona coesiva no artigo de Scheider et al. (2014), como pode ser visto na Figura 76. Para o aço X65 o resultado está apresentado na Figura 77. Na Tabela 15 estão resumidos os parâmetros utilizados para a calibração do DWTT.

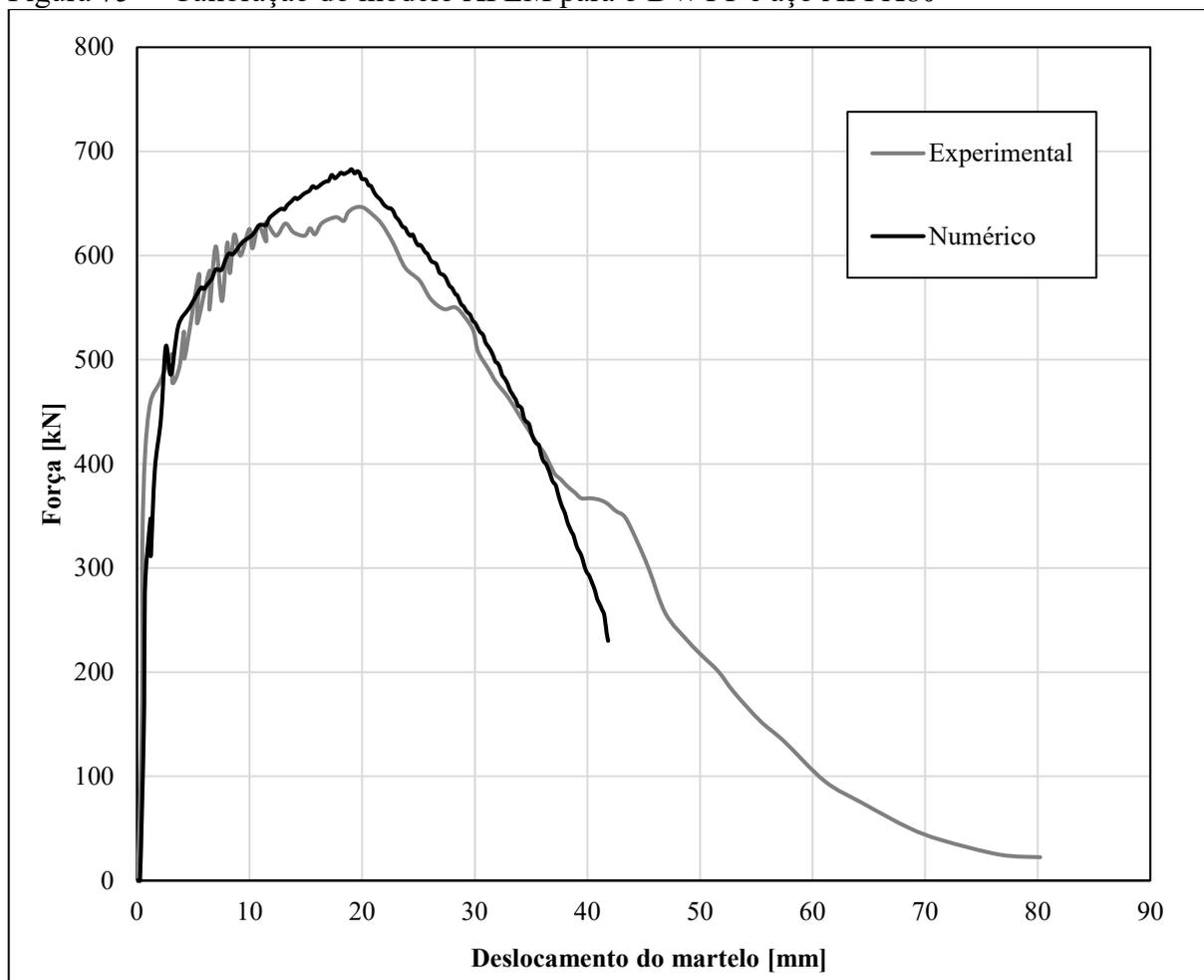
Tabela 15 – Resumo dos parâmetros calibrados para o DWTT utilizando o XFEM

Aço API	$\hat{\sigma}$ [MPa]	Γ_0 [Nmm/mm ²]	C	ϵ_0
X65	700	4,8*	0,0104	0,00806
X80	1100	5,8	0,0106	0,01000
X100	1200	5,1	0,0080	0,00900

Fonte: Autora

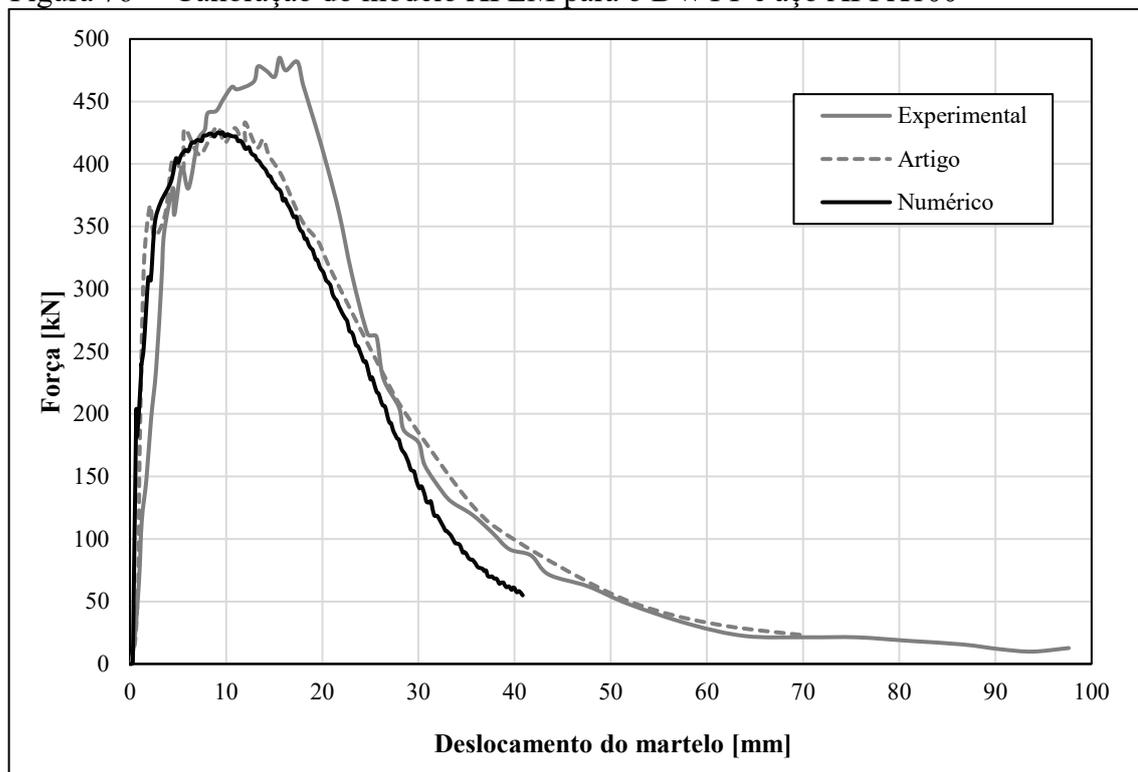
Nota: * as simulações pararam de convergir aos 45 mm (início da queda da força)

Figura 75 – Calibração do modelo XFEM para o DWTT e aço API X80



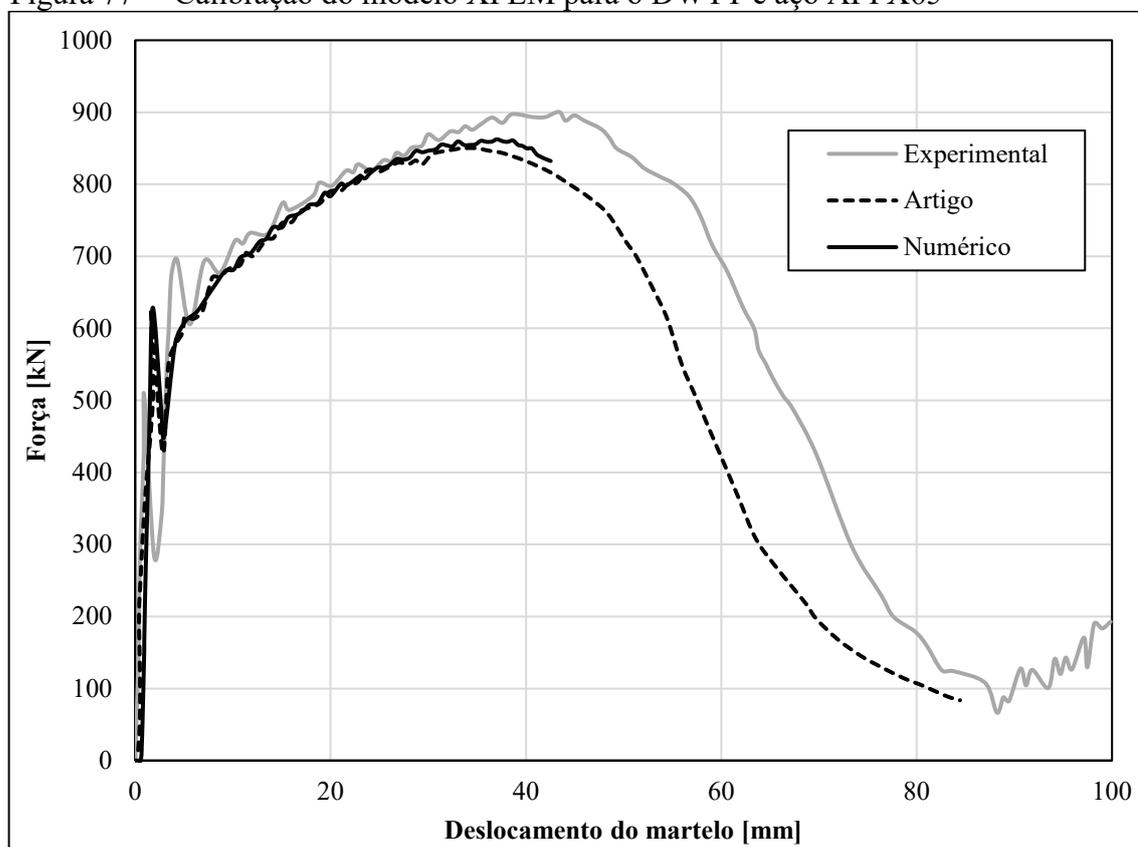
Fonte: Autora

Figura 76 – Calibração do modelo XFEM para o DWTT e aço API X100



Fonte: Autora

Figura 77 – Calibração do modelo XFEM para o DWTT e aço API X65



Fonte: Autora

É possível perceber que não foi necessário alterar a tensão máxima calibrada para o Charpy; foi possível calibrar a curva DWTT apenas modificando a energia coesiva. Porém, é necessário avaliar a causa dessa diferença de parâmetros calibrados para o mesmo material. Como a triaxialidade, o número de elementos e a espessura do elemento são diferentes entre o Charpy e do DWTT, vários efeitos podem estar competindo entre si. Esses efeitos devem ser estudados para separar o efeito da triaxialidade.

4.2 EFEITO DA TRIAXIALIDADE NA CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS

A primeira tentativa para separar os efeitos foi fazer simulações com diferentes números de elementos na espessura do Charpy, pelo fato do tempo de simulação ser menor. Uma simulação com quatro elementos foi feita, com 1,25 mm de espessura no elemento, próxima à do DWTT. Para reproduzir a curva foi necessário aumentar a energia para 10 Nmm/mm². Essa diferença entre as energias coesivas entre os C.P.'s pode ser por conta do efeito da triaxialidade, maior no DWTT. Foram feitas simulações com diferentes números de elementos utilizando o C.P. Charpy; os resultados estão apresentados na Tabela 16. Com esses resultados foi observado que, para os três materiais, quanto menor o tamanho dos elementos, maior a energia coesiva. Porém, para os aços X80 e X100 há uma convergência do valor a partir de 0,5 mm, e para o aço X65 é possível observar uma tendência de convergência.

Tabela 16 – Calibração da Γ_0 para diferentes espessuras de elementos no Charpy

Número de elementos	Espessura [mm]	Energia coesiva específica [Nmm/mm ²]		
		X65	X80	X100
3	1,67	7	11	9,5
4	1,25	6,4	10	9
5	1,00	5,5	9	7,5
7	0,71	4,5	8	6,5
9	0,56	4,1	7,6	6,1
10	0,50	4	7,5	6
12	0,42	3,7	7,5	6

Fonte: Autora

Foi simulado também o C.P. sem simetria utilizando 10 elementos na espessura, e a energia calibrada foi a mesma do caso que utiliza 10 elementos com simetria, ou seja, 4 Nmm/mm² para o X65, 7,5 Nmm/mm² para o X80 e 6 N mm/mm² para o X100. Para o Charpy, portanto, a energia coesiva é afetada pelo número de elementos.

A mesma coisa foi feita para o DWTT, porém, por ser mais espesso o número de elementos foi maior. Além disso, o tempo de simulação é elevado; levando em alguns casos, mais de um dia de simulação utilizando um computador com processador Intel® Core i7 com 3,60GHz e memória ram de 16Gb. Por isso foram feitas apenas quatro simulações para cada material. Os resultados estão apresentados na Tabela 17. Nesse caso também foi observado que a energia coesiva é maior quanto menor o número de elementos na espessura.

Tabela 17 – Calibração da Γ_0 para diferentes espessuras de elementos no DWTT

X65			X80			X100		
Nº	Espessura [mm]	Energia [Nmm/mm ²]	Nº	Espessura [mm]	Energia [Nmm/mm ²]	Nº	Espessura [mm]	Energia [Nmm/mm ²]
15	2.53	10.5	14	1.98	9.5	7	2.63	11.0
20	1.90	6.1	16	1.73	8.2	10	1.84	9.5
30	1.27	*	20	1.39	7.2	14	1.31	6.1
38	1.00	*	27	1.03	5.8	18	1.02	5.1

Fonte: Autora

Nota: *simulações pararam de convergir no início, portanto, não foi possível calibrar

A tendência de convergência não foi observada já que seriam necessários muitos elementos tendo um tempo de simulação elevado, o que tornaria inviável. Comparando as simulações com 1 mm de espessura do DWTT e do Charpy percebe-se que para o DWTT a energia é menor do que o do Charpy. Os valores obtidos para o DWTT são menores do que os obtidos após a convergência observada no Charpy. Portanto, quanto maior a triaxialidade menor a energia coesiva.

4.3 ANÁLISE FATORIAL

Para saber o efeito dos parâmetros no resultado final foi feita uma análise fatorial completa utilizando um ponto central e quatro pontos axiais. Como, para descrever a curva experimental utilizando zona coesiva; foram utilizados vários parâmetros, fica inviável fazer

análise fatorial. Por isso foi feita a análise para o XFEM com apenas dois parâmetros para serem estudados: a tensão máxima principal e o decaimento por energia exponencial.

Para o X80 o ponto central escolhido foi a combinação que melhor descreveu a curva experimental com tensão máxima principal de 1100 MPa e energia de 9 N/mm. Segundo Nonn e Kalwa (2013), a tensão máxima utilizada é de 1600 MPa, porém utilizando esse valor mais de um elemento começa a falhar, nucleando mais de uma trinca, a simulação deixa de convergir logo no começo. O mesmo ocorre para tensões de 1500 MPa. A tensão escolhida máxima foi de 1300 MPa e tensão mínima foi de 900 MPa. De outro artigo, Parmar et al. (2015), a energia utilizada era de 12 N/mm, que foi escolhida como energia máxima. Todas as combinações de parâmetros estão resumidas nas duas primeiras colunas da Tabela 18. Vale ressaltar que não foi utilizada a relação entre os pontos máximos e mínimos e os pontos axiais de $\sqrt{2}$, normalmente utilizado na literatura, pois se essa relação fosse utilizada as simulações dos pontos axiais máximos não convergiriam.

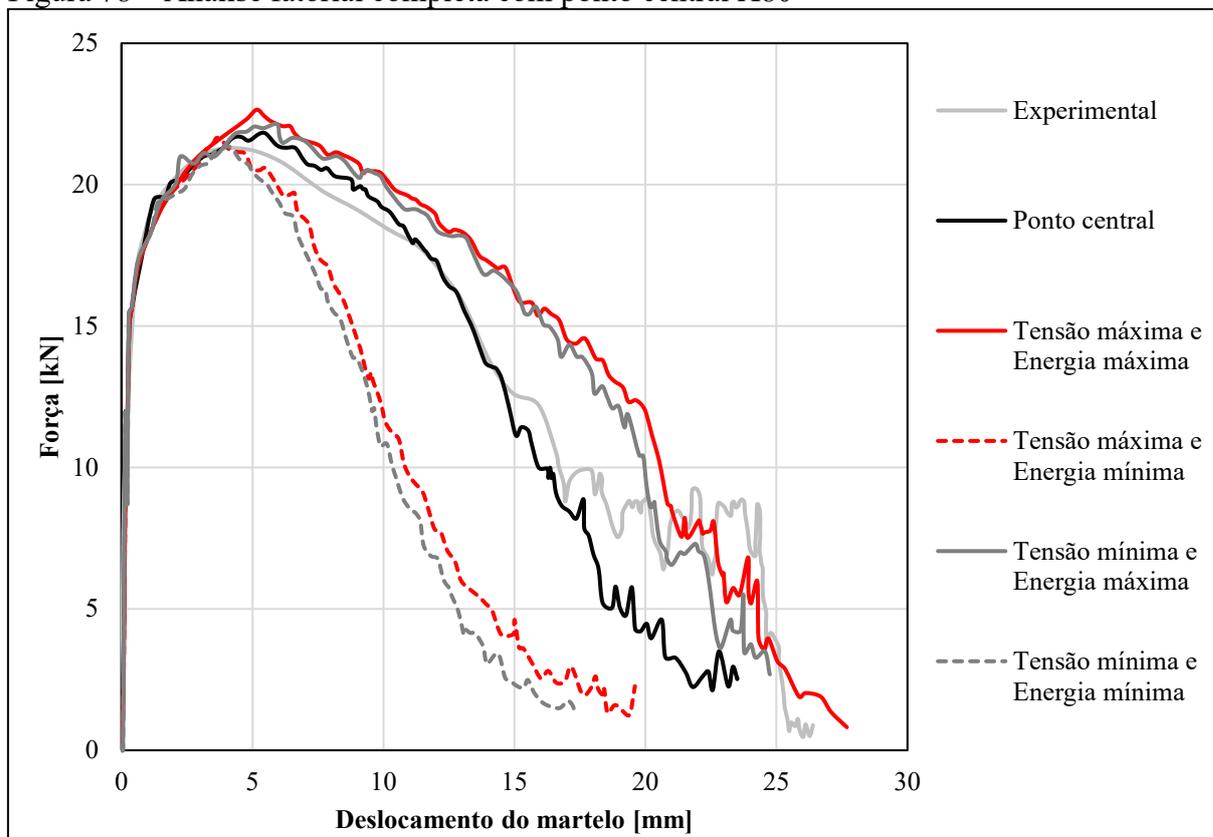
Na Figura 78 estão apresentados os resultados obtidos fazendo a análise fatorial, e na Figura 79 está apresentado os resultados obtidos dos pontos axiais. As variáveis dependentes escolhidas para a análise foram a energia absorvida (área abaixo da curva) e a tensão máxima como mostrado também na Tabela 18.

Tabela 18 – Variáveis da análise fatorial X80

	Tensão [MPa]	Energia coesiva [Nmm/mm²]	Energia absorvida [J]	Força máxima [kN]
Central	1100	9	330,35	21,80
Tensão máxima e Energia máxima	1300	12	408,64	22,65
Tensão máxima e Energia mínima	1300	6	235,20	21,6
Tensão mínima e Energia máxima	900	12	388,61	22,15
Tensão mínima e Energia mínima	900	6	211,80	21,35
Tensão axial máxima e Energia central	1400	9	349,38	22,11
Tensão axial mínima e Energia central	800	9	305,08	21,63
Tensão central e Energia axial máxima	1100	14	427,74	22,37
Tensão central e Energia axial mínima	1100	4	115,39	20,77

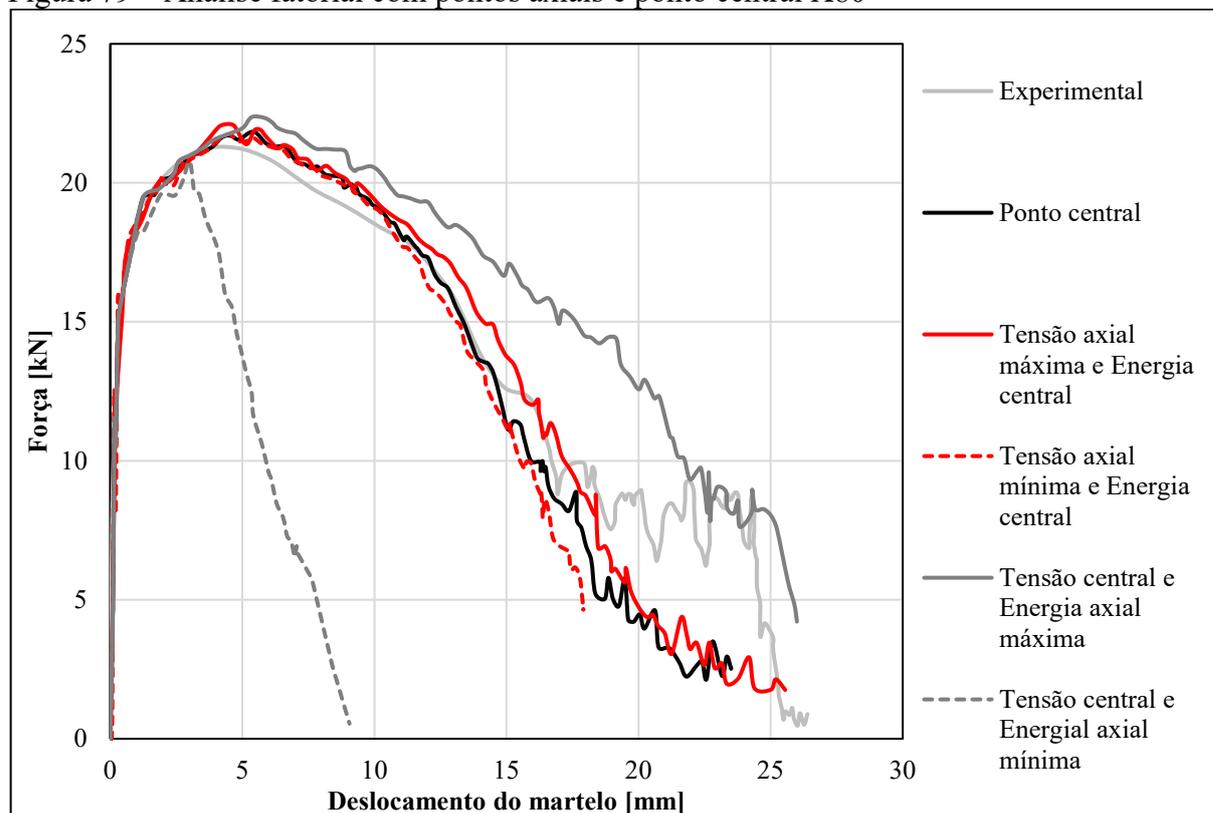
Fonte: Autora

Figura 78 – Análise fatorial completa com ponto central X80



Fonte: Autora

Figura 79 – Análise fatorial com pontos axiais e ponto central X80



Fonte: Autora

A mesma análise foi feita para os aços API X65 e X100, sendo que os parâmetros estão resumidos na Tabela 19 para o X65 e na Tabela 20 para o X100. Os valores foram escolhidos utilizando os mesmos critérios do material anterior (X80). As curvas obtidas podem ser encontradas no apêndice B.

Tabela 19 – Variáveis da análise fatorial X65

	Tensão [MPa]	Energia coesiva [Nmm/mm²]	Energia Absorvida [J]	Força máxima [kN]
Central	700	5,5	236,47	17,66
Tensão máxima e Energia máxima	800	8	370,93	18,57
Tensão máxima e Energia mínima	800	3	129,38	16,20
Tensão mínima e Energia mínima	600	3	112,87	16,12
Tensão mínima e Energia máxima	600	8	355,39	18,29
Tensão axial máxima e Energia central	900	5,5	251,94	18,70
Tensão axial mínima e Energia central	500	5,5	230,37	17,53
Tensão central e Energia axial máxima	700	10	395,27	18,84
Tensão central e Energia axial mínima	700	1	252,10	13,84

Fonte: Autora

Tabela 20 – Variáveis da análise fatorial X100

	Tensão [MPa]	Energia coesiva [Nmm/mm²]	Energia Absorvida [J]	Força máxima [kN]
Central	1200	7,5	287,32	21,76
Tensão máxima e Energia máxima	1300	10	337,50	22,06
Tensão máxima e Energia mínima	1300	5	187,78	21,24
Tensão mínima e Energia mínima	1100	5	167,24	21,09
Tensão mínima e Energia máxima	1100	10	332,27	21,98
Tensão axial máxima e Energia central	1350	7,5	294,90	22,00
Tensão axial mínima e Energia central	1050	7,5	272,36	21,58
Tensão central e Energia axial máxima	1200	12	354,98	22,62
Tensão central e Energia axial mínima	1200	3	72,45	18,86

Fonte: Autora

As regressões lineares foram feitas no software Statistica10. Os valores obtidos estão indicados na Tabela 21 para a energia absorvida, e na Tabela 22 para a força máxima. Sendo o R^2 permite concluir se o modelo estatístico representa a realidade, quanto mais próximo de 1 melhor é o modelo. O valor p quantifica a significância da variável independente na variável dependente. O nível de significância utilizado foi de 0,005, ou seja, se o valor p obtido for menor do que esse valor significa que a variável é estatisticamente significativa. Nas tabelas está indicado em vermelho.

Tabela 21 – Resultados das regressões lineares para a variável de energia absorvida

Aço	R^2 [adimensional]	Variáveis independentes	Valor p [adimensional]
X65	0,9820	tensão	0,3122
		energia	0,0002
		combinação	0,2734
X80	0,9522	tensão	0,1973
		energia	0,0003
		combinação	0,5378
X100	0,9559	tensão	0,5467
		energia	0,0002
		combinação	0,6558

Fonte: Autora

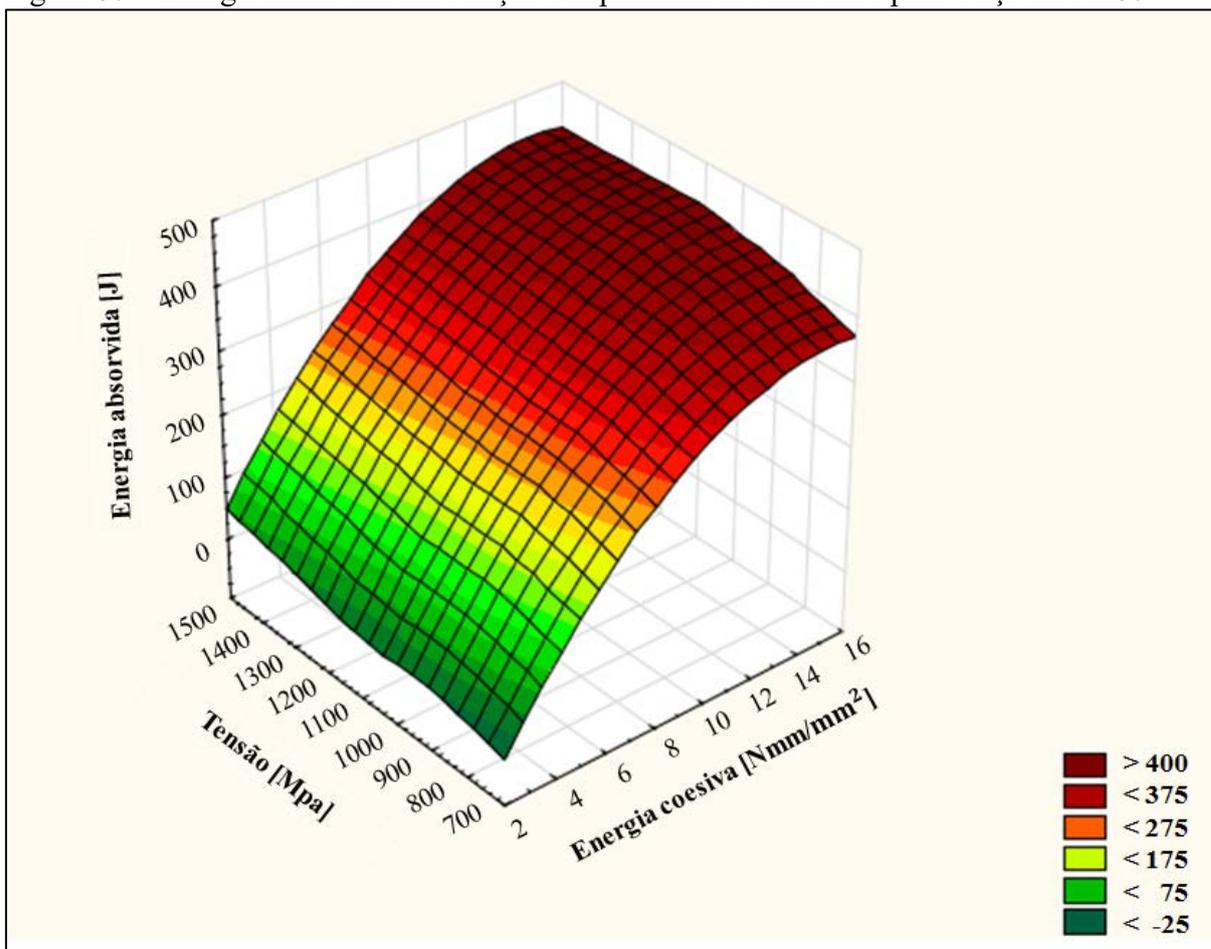
Tabela 22 – Resultados das regressões lineares para a variável de força máxima

Aço	R^2 [adimensional]	Variáveis independentes	Valor p [adimensional]
X65	0,8341	tensão	0,3522
		energia	0,0016
		combinação	0,0020
X80	0,91614	tensão	0,3190
		energia	0,0002
		combinação	0,0001
X100	0,7453	tensão	0,6571
		energia	0,0059
		combinação	0,0053

Fonte: Autora

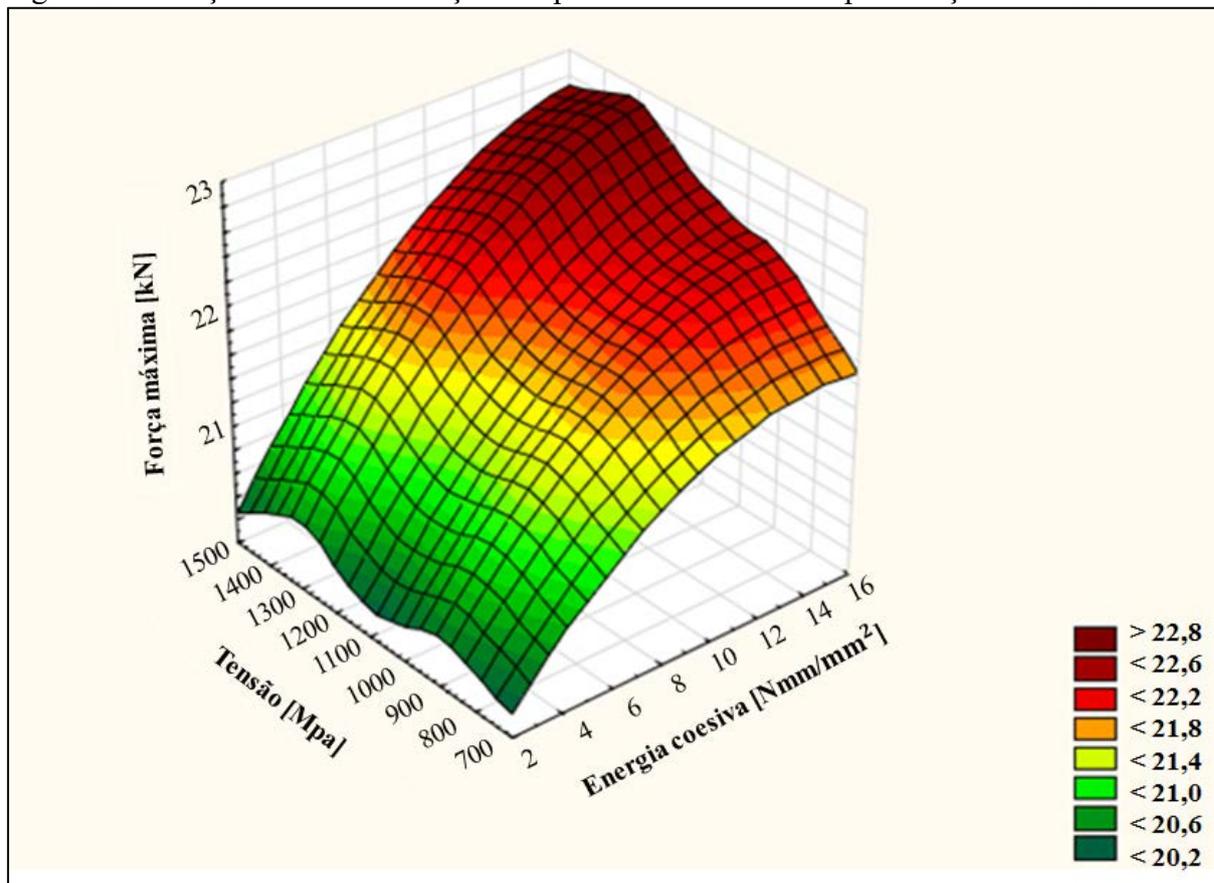
O parâmetro de dano de energia é o mais significativo tanto para a energia absorvida como para a força máxima. Para a força máxima a combinação da tensão com a energia coesiva começa a ser significativa. Para o aço X80 a tensão também é significativa. Esses resultados também podem ser obtidos de forma gráfica, através de gráficos de superfície, também obtidos pelo programa. Na Figura 80 é mostrado o gráfico de superfície da energia absorvida (variável dependente) em relação às variáveis independentes, tensão máxima e energia coesiva específica. Analisando o gráfico percebe-se que realmente a energia coesiva específica é o parâmetro mais significativo, a tensão quase não afeta o resultado. Já na Figura 81 está apresentando o gráfico da variável dependente de força máxima em relação as mesmas variáveis independentes, pode-se perceber que para valores altos de energia, a tensão começa a fazer efeito na força máxima.

Figura 80 – Energia absorvida em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X80



Fonte: Autora

Figura 81 – Força máxima em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X80



Fonte: Autora

Também foram feitos gráficos de superfície para o aço X65 e aço X100. Os resultados obtidos foram parecidos com o aço X80. Esses gráficos podem ser encontrados no apêndice C. Apenas para a força máxima do X100 onde o R^2 é bem abaixo do que os anteriores (0,7453), portanto nenhuma análise pode ser feita para esse caso.

4.4 ANÁLISE DO CAMPO DE TENSÕES

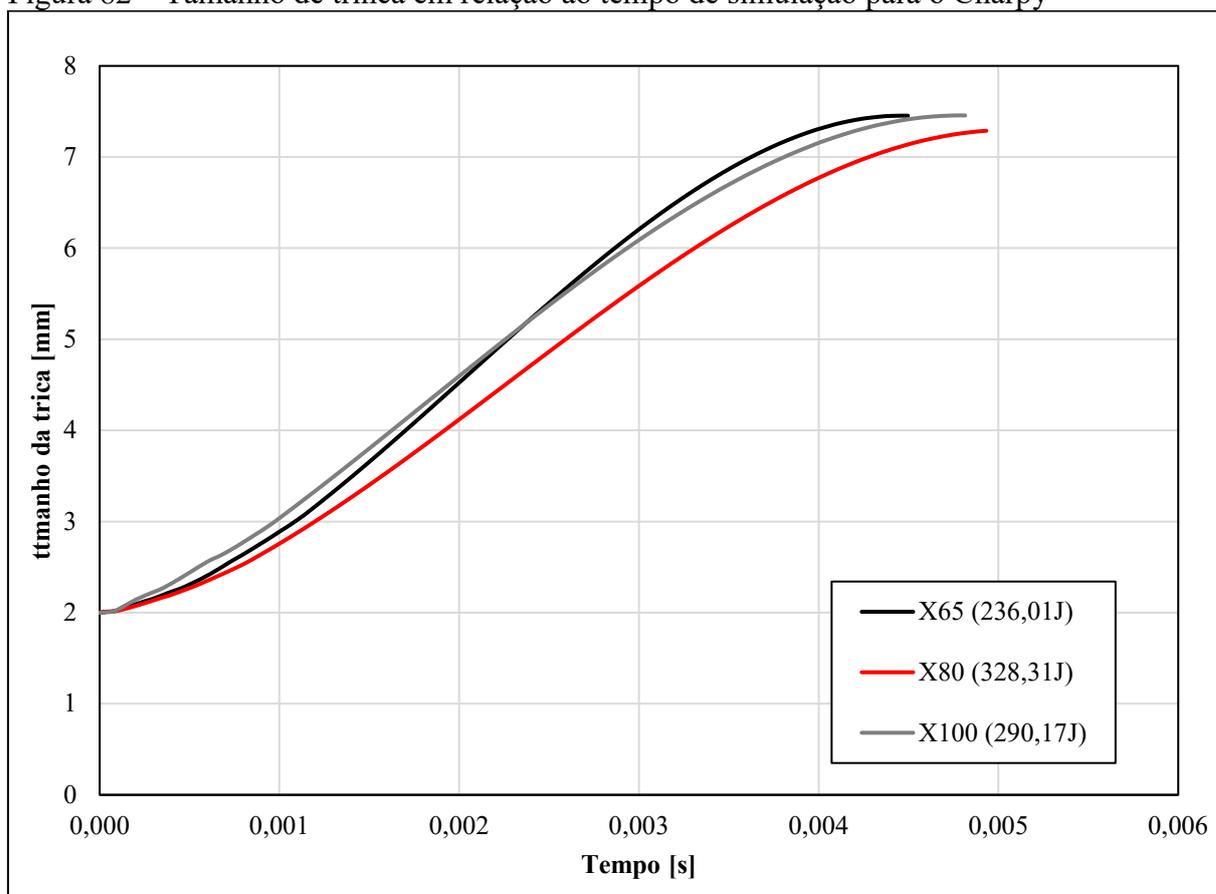
A primeira análise a ser feita é a análise de tensões. Como para o modelo de zona coesiva, apesar da curva experimental do Charpy ter sido reproduzida, a topologia de fratura não representa a realidade, só serão feitas análises do campo de tensões para o XFEM. A leitura dos dados também foi feita utilizando a programação em python (linguagem de programação). E foi criado um programa no matlab para organizar os dados. O parâmetro de evolução de dano usado foi o SDEG, que é uma variável da degradação da rigidez. Os valores foram retirados do centroide do elemento, já que o método XFEM apenas funciona com integração reduzida, já que o parâmetro STATUSXFEM só é calculado no centroide. Para a análise em relação à trinca

foi utilizado um outro programa no matlab elaborado pelo aluno de mestrado do grupo Rodrygo Figueiredo Moço. E os resultados do Charpy e do DWTT serão discutidos a seguir.

4.4.1 Charpy

Na Figura 82 está mostrado o crescimento da trinca em relação ao tempo de simulação. Infelizmente não foi encontrada na literatura essa curva para o material em estudo para verificar se a curva corresponde à realidade. Como as curvas carga *vs.* deslocamento foram reproduzidas fielmente é de se esperar que as curvas do tamanho instantâneo de trinca em relação ao tempo de simulação obtidas nas simulações se aproximem da realidade. Porém, comparando as curvas para os três aços percebe-se, como era esperado, que para o aço de maior tenacidade (X80), a trinca demora mais para crescer.

Figura 82 – Tamanho de trinca em relação ao tempo de simulação para o Charpy

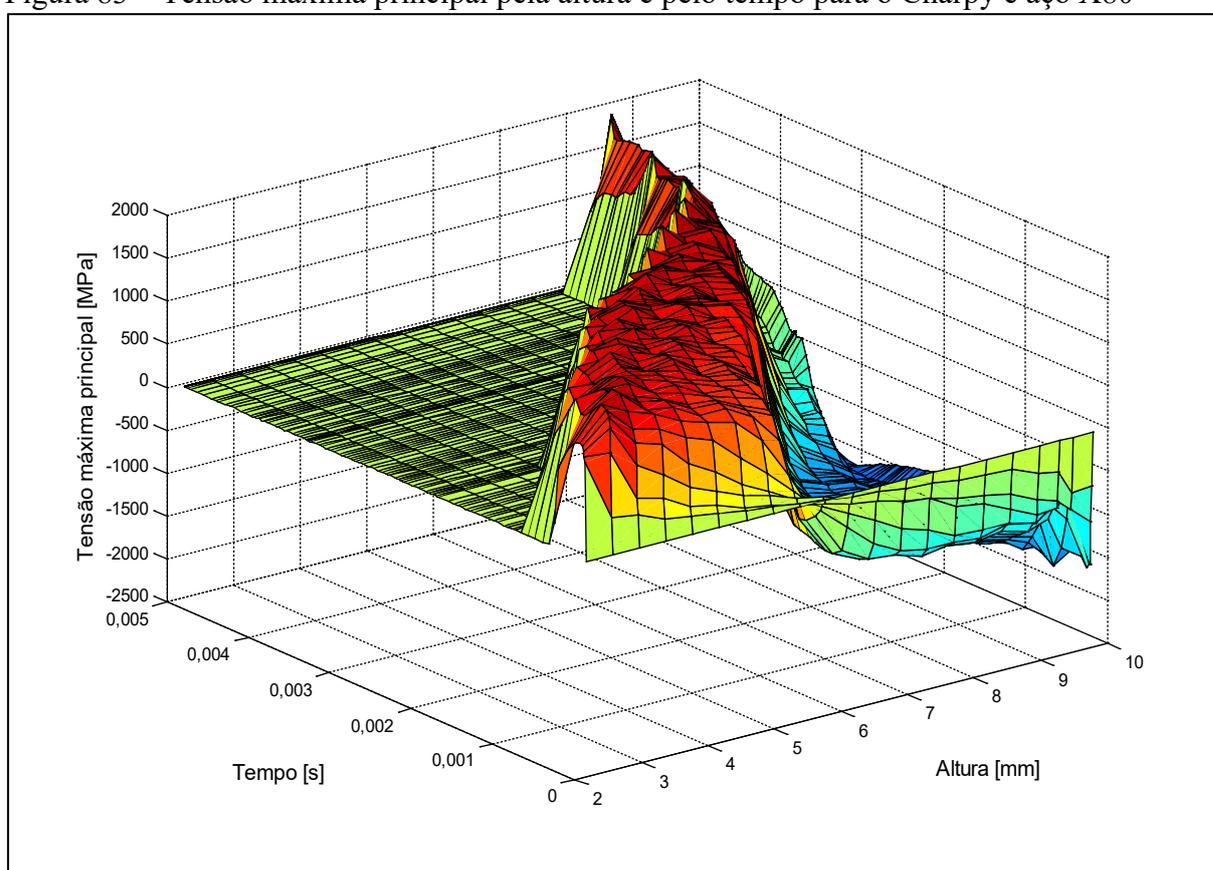


Fonte: Autora

Os resultados de tensão de S1 (tensão na direção X, que no caso é a tensão principal) foram multiplicados pelo SDEG para obter a tensão real no elemento. Na Figura 83 é mostrado

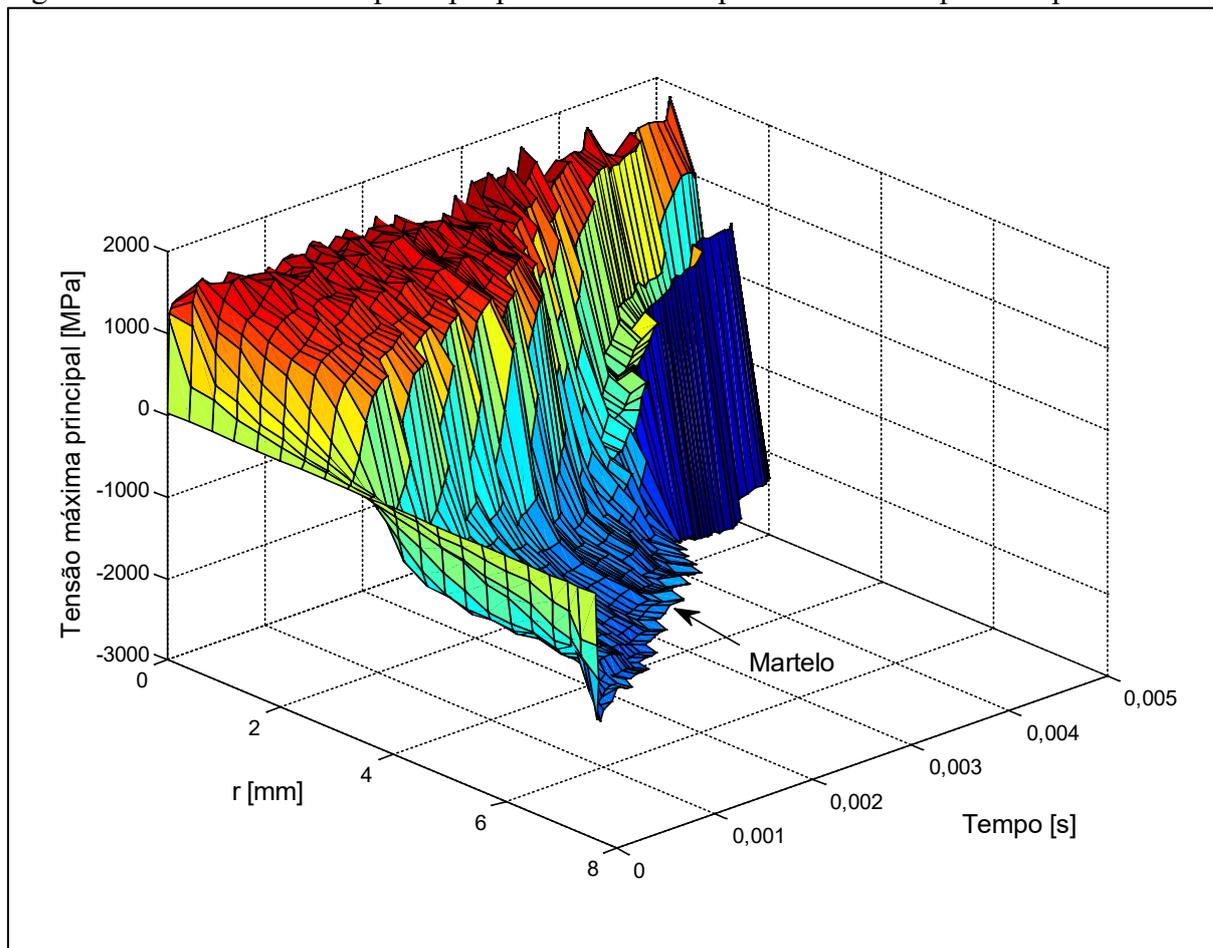
o gráfico das tensões em relação à altura, que é a localização do elemento no eixo Y em relação ao ponto central, de 2 a 10 mm e em relação ao tempo de simulação que representa o tempo de ensaio em segundos. Pode-se perceber que a maior tensão trativa é próxima à trinca, há uma queda de tensão, chegando a zero na linha neutra e tornando compressiva chegando na máxima compressiva na região do martelo. Como foi visto na teoria do XFEM, a tensão vai a zero quando o elemento falha. Na Figura 84 está apresentada a tensão máxima principal, porém em relação à ponta da trinca, sendo r a distância do elemento da ponta da trinca.

Figura 83 – Tensão máxima principal pela altura e pelo tempo para o Charpy e aço X80



Fonte: Autora

Figura 84 – Tensão máxima principal pela distância da ponta da trinca e pelo tempo

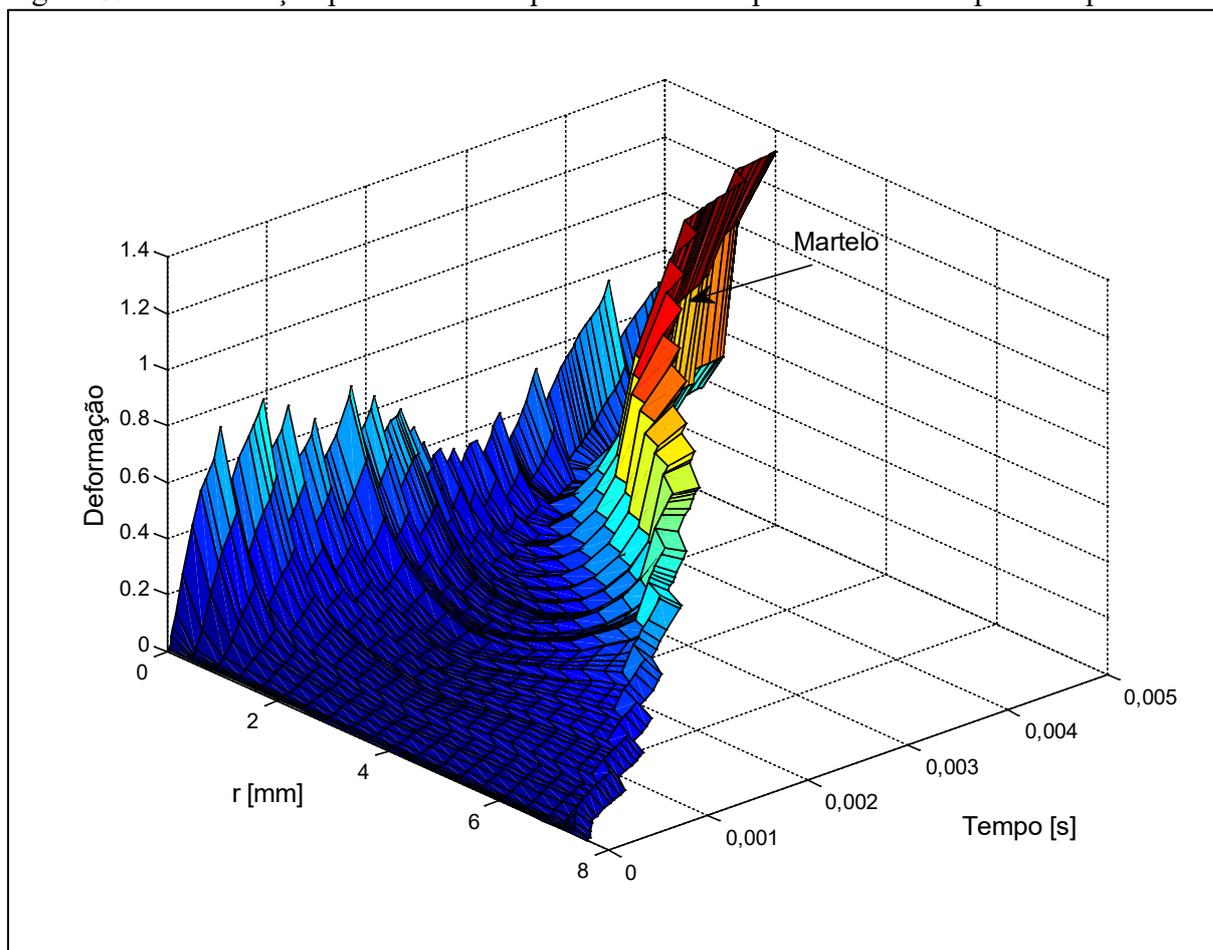


Fonte: Autora

Nota: Charpy e aço API X80

Além da tensão, foi avaliada a deformação plástica equivalente, Figura 85. Foi utilizado o mesmo programa do matlab (2014) para medir o tamanho de trinca para ler os dados e obter o gráfico. É importante ressaltar que a deformação utilizada é a deformação efetiva, por isso não há deformação negativa. Porém, sabe-se que nos C.P.s Charpy e DWTT têm-se um esquema do campo trativo e um compressivo, Figura 85. Parte da deformação compressiva se deve ao fato do esforço ser de flexão. Porém, é possível perceber que a maior parte da deformação é causada pelo martelo, visto que há um pico de deformação no ponto de contato do martelo, localizado na altura igual a 10 mm. O aumento da deformação plástica também ocorre na região dos apoios. Por isso é importante retirar a energia de deformação plástica próximo do martelo e dos apoios da energia total absorvida.

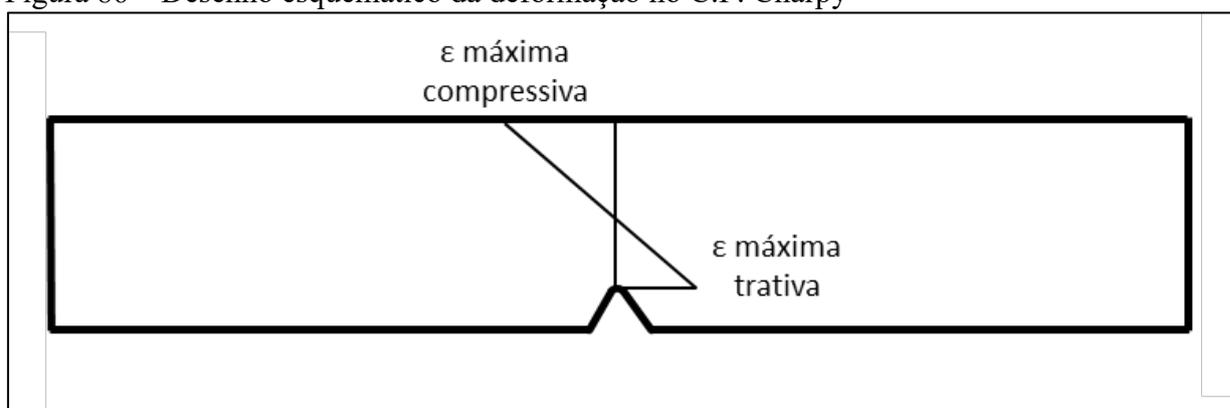
Figura 85 – Deformação plástica efetiva pela distância da ponta da trinca e pelo tempo



Fonte: Autora

Nota: Charpy e aço API X80

Figura 86 – Desenho esquemático da deformação no C.P. Charpy

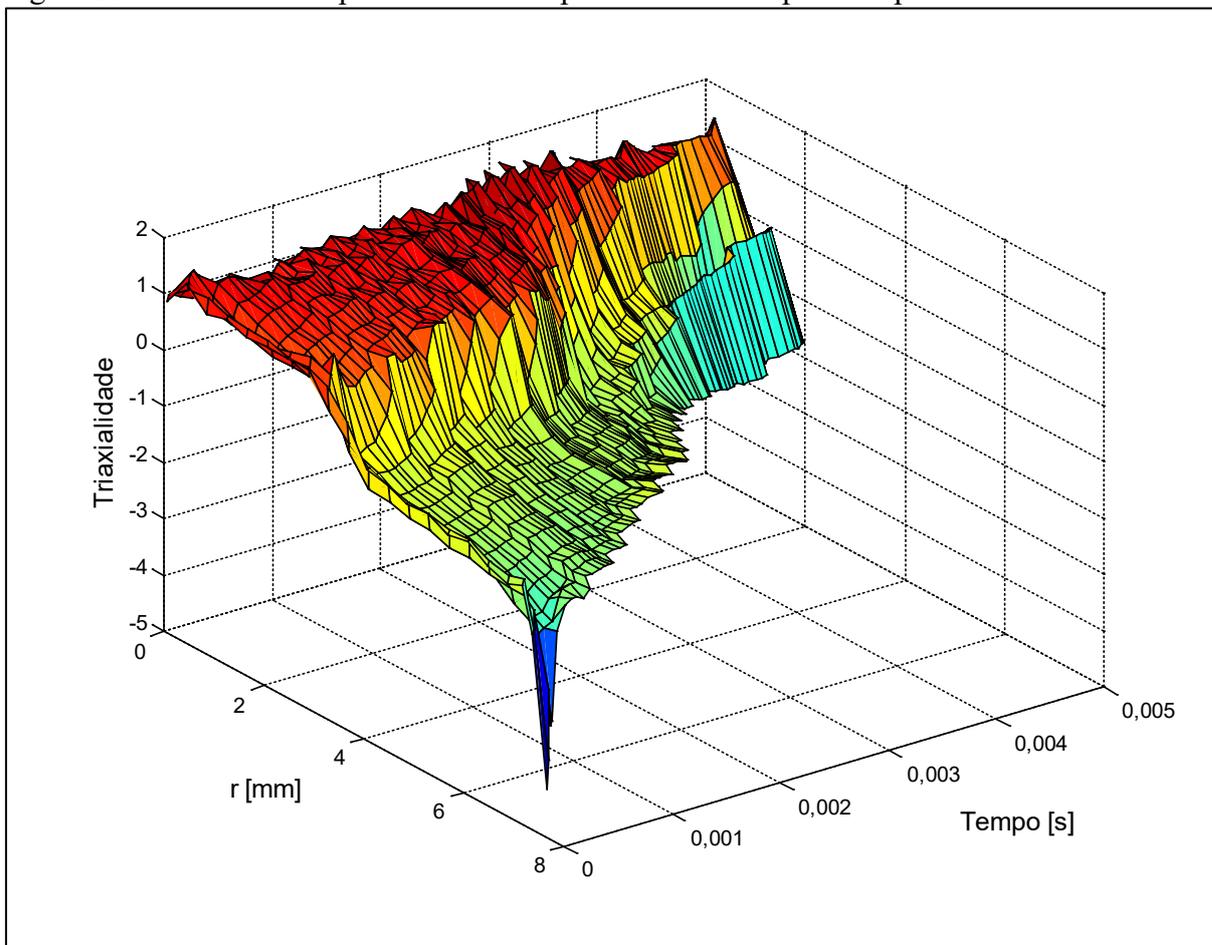


Fonte: Autora

Outra análise que deve ser feita é um estudo da triaxialidade. Como utilizando a formulação do XFEM não tem a triaxialidade como “output” direto, a triaxialidade foi calculada dividindo a tensão de von Mises pela tensão hidrostática. O gráfico obtido em relação à

distância da ponta da trinca pode ser visto na Figura 87. Esses valores de triaxialidade foram calculados para o centro do Charpy, onde a triaxialidade é maior. Pode-se perceber que na ponta da trinca a triaxialidade é maior.

Figura 87 – Triaxialidade pela distância da ponta da trinca e pelo tempo



Fonte: Autora

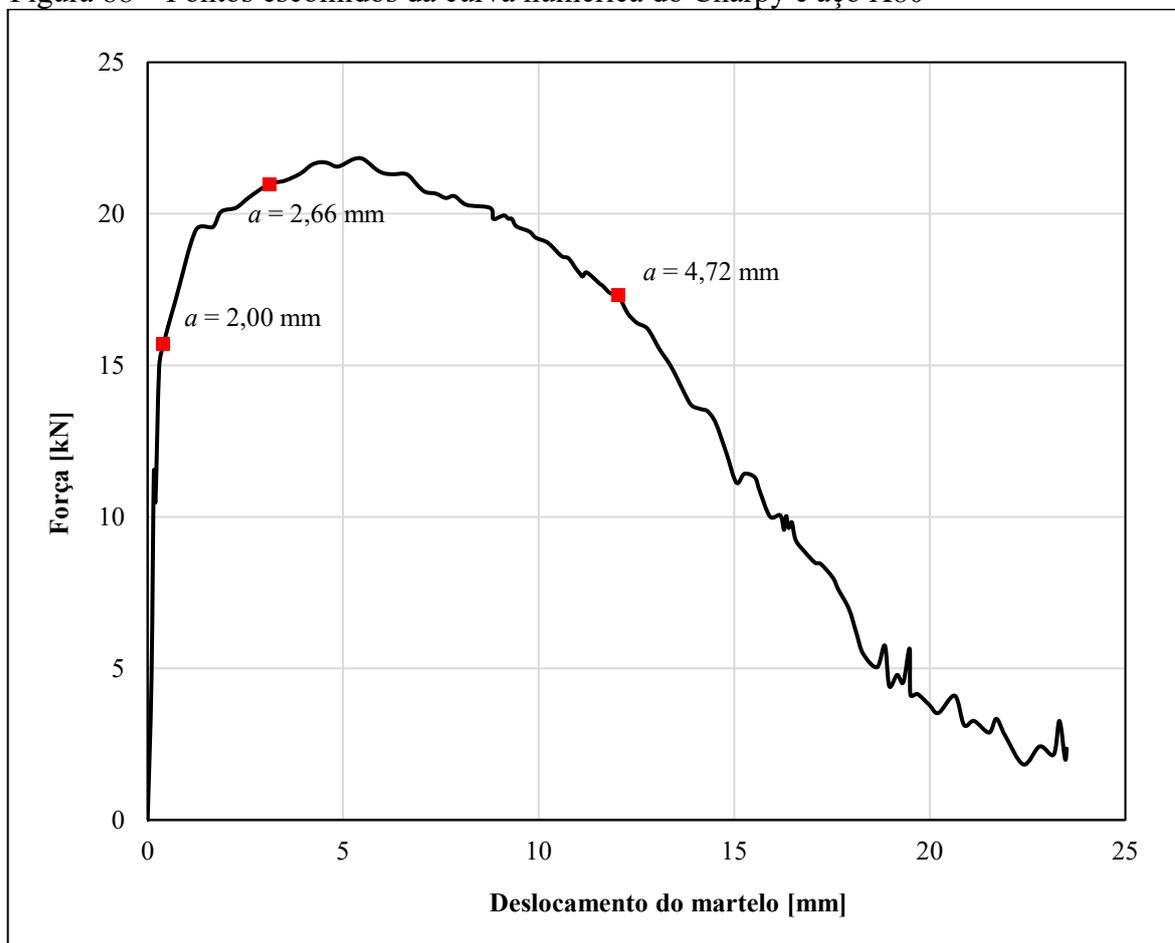
Nota: Charpy e aço API X80

A mesma análise foi feita para os aços API X65 e X100; as figuras podem ser encontradas no apêndice D.

Ainda para o aço API X80 foram traçadas curvas para alguns tamanhos de trinca, os pontos escolhidos estão mostrados na Figura 88. O primeiro ponto ocorre antes do primeiro elemento falhar, ou seja, com o tamanho de trinca igual ao entalhe (2 mm). O segundo ponto escolhido é quando a trinca começou a propagar. Isso comprova uma das limitações da correção de Leis, mostrada no item 2.7, visto que a trinca começa a propagar antes do ponto de máximo da curva. Portanto, parte da energia adotada por Leis para iniciação na verdade está sendo gasta

para a propagação da trinca. O último ponto escolhido está quase no final do trecho linear de propagação.

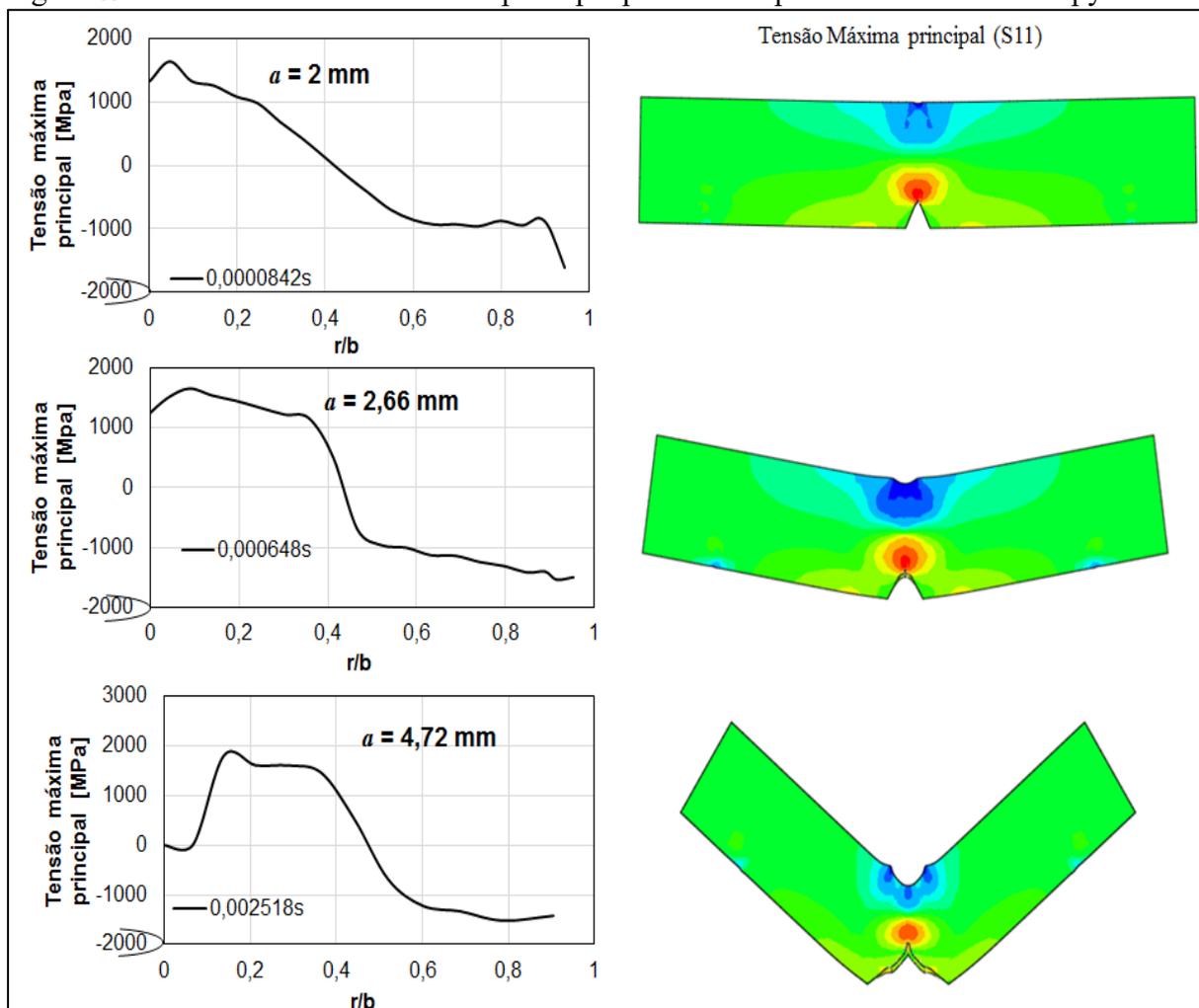
Figura 88 – Pontos escolhidos da curva numérica do Charpy e aço X80



Fonte: Autora

Na Figura 89 estão mostrados os gráficos da tensão máxima para os tamanhos de trinca escolhidos. Sendo que, foi utilizado b , ligamento remanescente, para normalizar o tamanho da trinca. Como esperado a tensão máxima ocorre na região da trinca e a mínima próximo ao martelo. A linha neutra se encontra na região onde a tensão é zero. Pode-se perceber que, conforme a trinca propaga a linha neutra muda de posição, essa é uma desvantagem de se usar um C.P. em flexão para análise de gasoduto. A queda da tensão na ponta trinca ocorre, pois, o dano no elemento já está ocorrendo e a tensão diminui. No último gráfico o elemento da ponta da trinca chegou a tensão zero, portanto será eliminado.

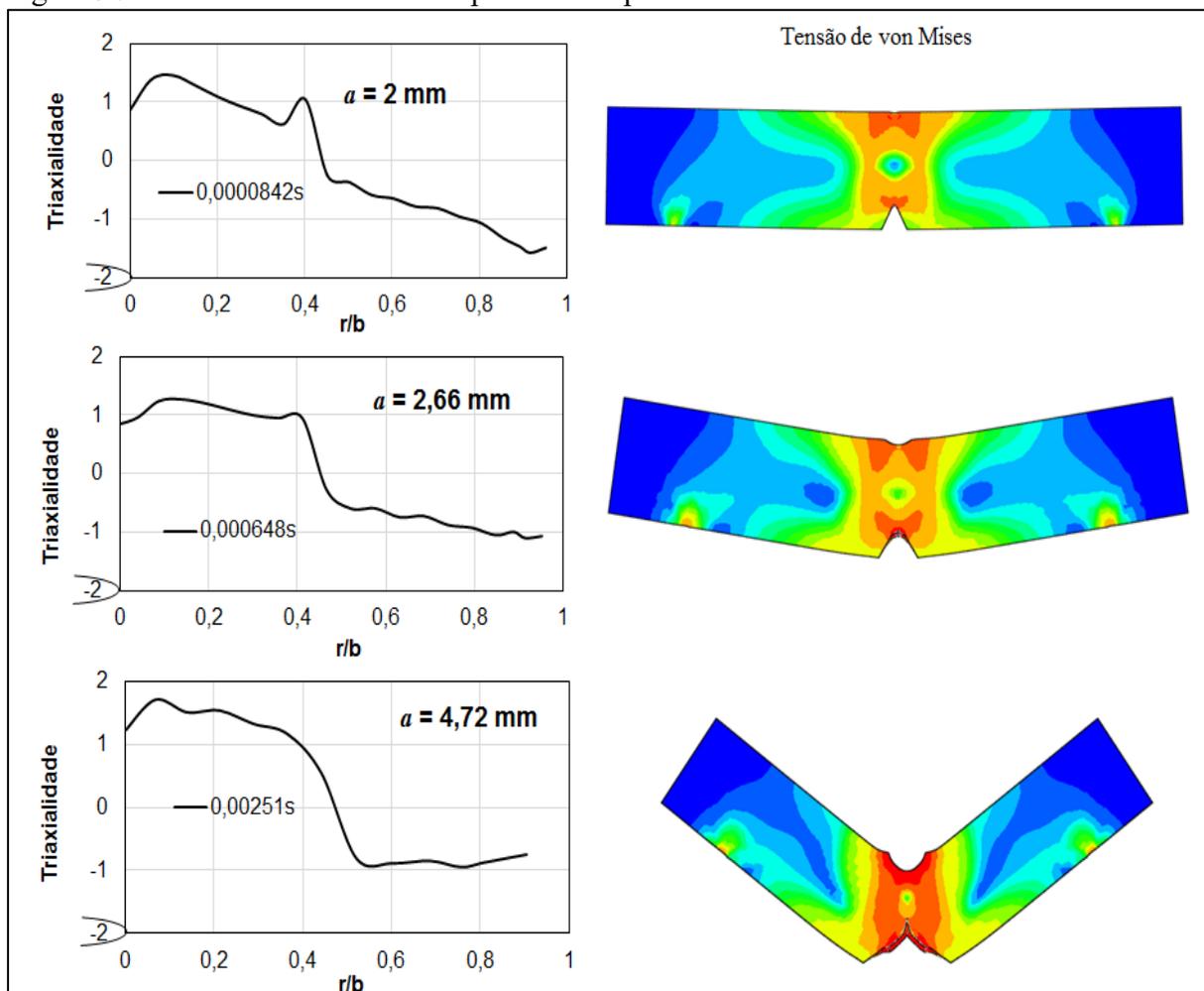
Figura 89 – Análise da tensão máxima principal para os três pontos escolhidos Charpy



Fonte: Autora
Nota: aço API X80

A mesma coisa foi feita para o estudo da triaxialidade. A triaxialidade foi calculada dividindo a tensão de von Mises pela tensão hidrostática. Nas imagens com a tensão de von Mises é possível encontrar de modo mais fácil a linha neutra. Algumas irregularidades podem ocorrer próximo da linha neutra, como mostrado no primeiro gráfico, pois as tensões de von Mises e hidrostáticas estão próximas de zero, isso causa um problema matemático. A triaxialidade na ponta da trinca está por volta de 1,5, sendo que esse valor é importante para tentar obter similitude com o gasoduto.

Figura 90 – Análise da triaxialidade para os três pontos escolhidos



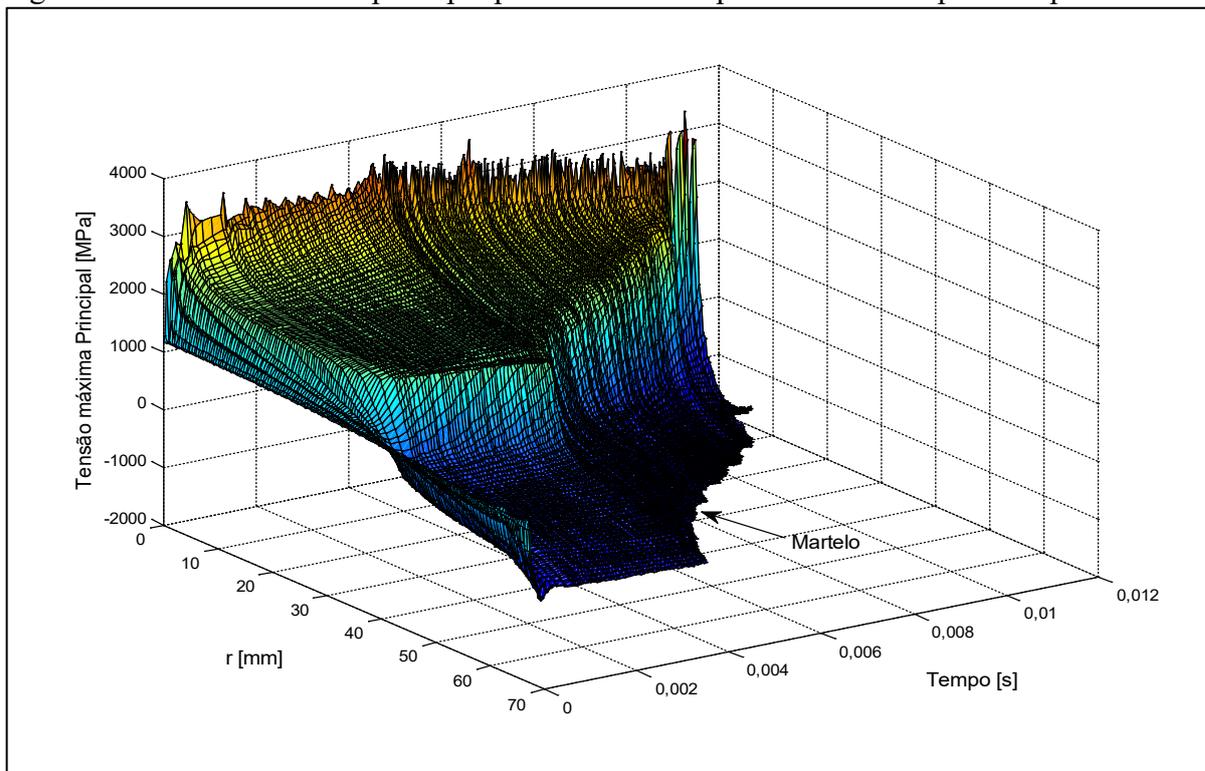
Fonte: Autora

Nota: Charpy e aço API X80

4.4.2 DWTT

Do mesmo modo do que foi feito no Charpy, os resultados de SDEG e tensão de S1 foram multiplicados para obter a tensão real no elemento. Na Figura 91 está apresentada a tensão máxima principal, em relação à ponta da trinca. Como esperado, a tensão máxima trativa ocorre na ponta da trinca e a tensão máxima compressiva próxima à região do martelo. A deformação plástica equivalente também foi avaliada, Figura 92, é possível perceber, como já foi dito, a grande deformação plástica na região do martelo.

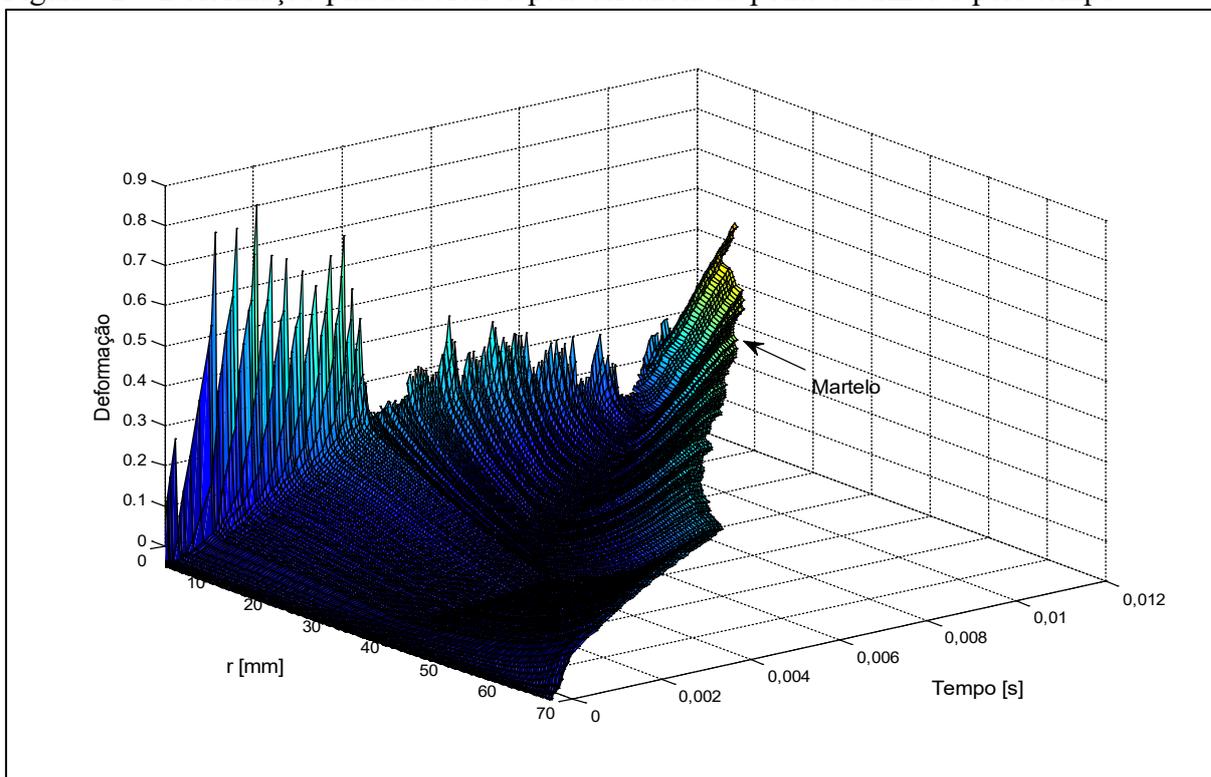
Figura 91 – Tensão máxima principal pela distância da ponta da trinca e pelo tempo



Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Figura 92 – Deformação plástica efetiva pela distância da ponta da trinca e pelo tempo

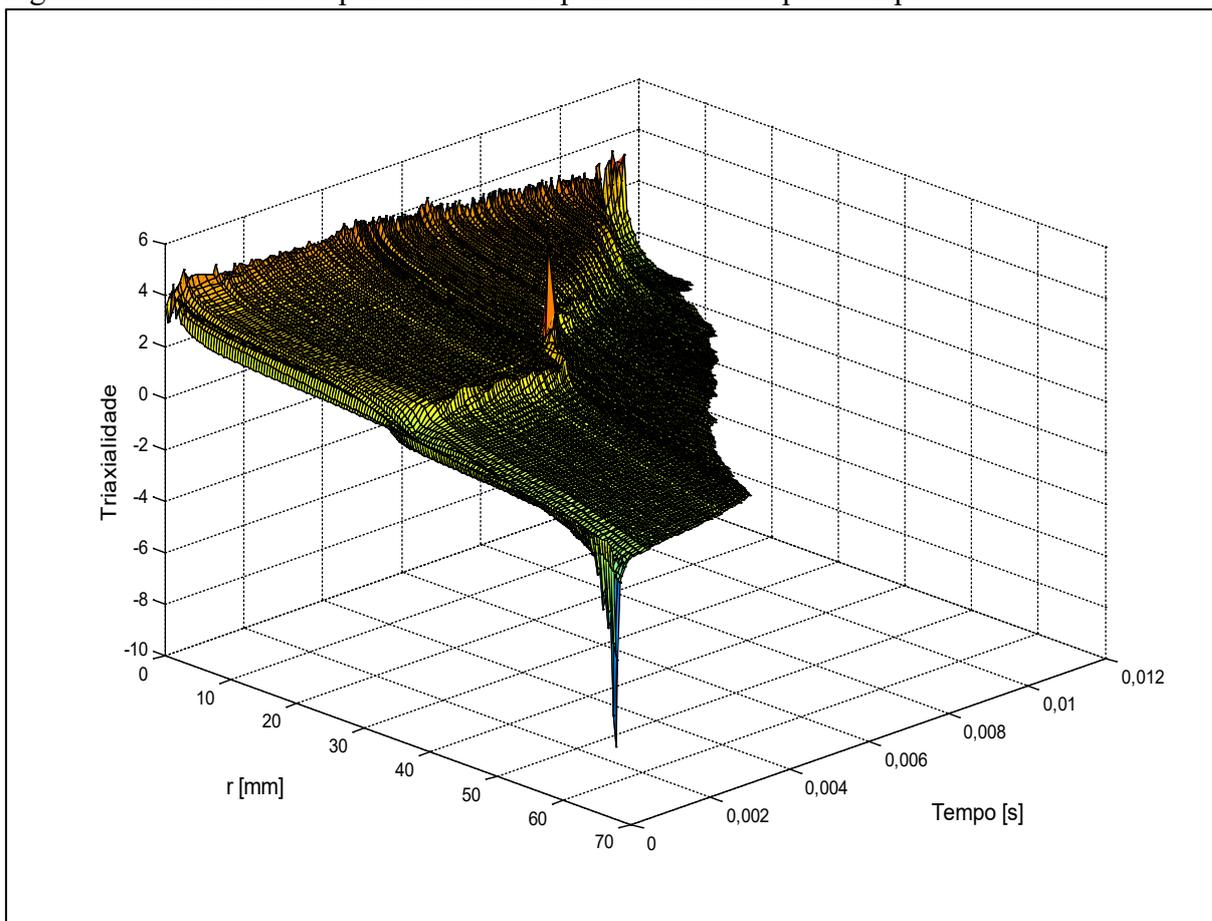


Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Outra análise que deve ser feita é um estudo da triaxialidade, calculada utilizando a tensão hidrostática e a de von Mises. O gráfico obtido em relação à distância da ponta da trinca pode ser visto na Figura 93. Esses valores de triaxialidade foram calculados para o centro do DWTT, onde a triaxialidade é maior. Pode-se perceber que na ponta da trinca a triaxialidade é maior, próximo a 2, maior do que a triaxialidade obtida no C.P. Charpy.

Figura 93 – Triaxialidade pela distância da ponta da trinca e pelo tempo

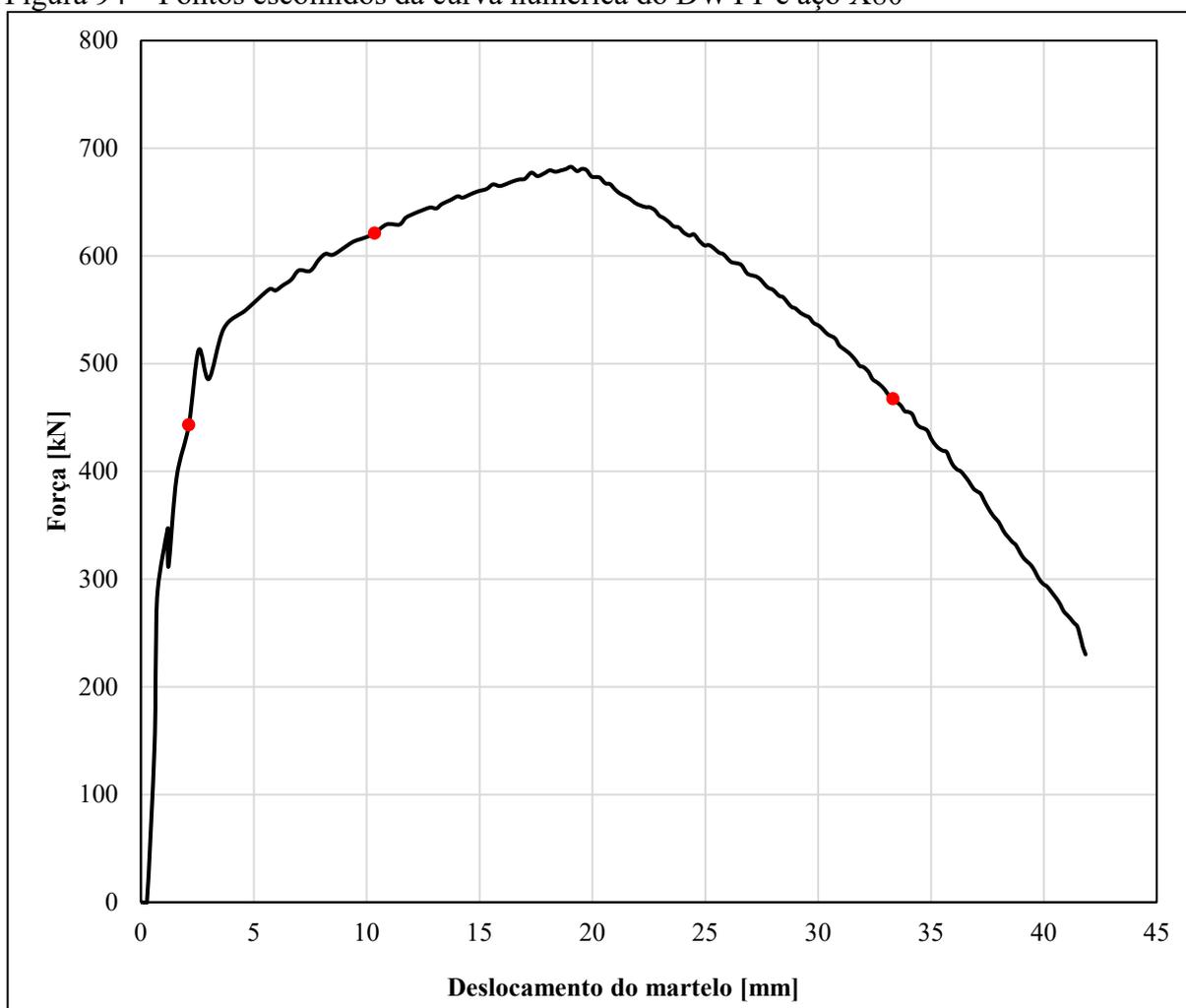


Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Para ao DWTT também foram traçados gráficos, de tensão máxima principal e triaxialidade em alguns pontos, mostrados na Figura 94. Do mesmo modo feito para o Charpy, também foi escolhido um ponto antes da trinca começar a propagar e dois pontos com a trinca propagando, sendo um deles antes do ponto de máximo da curva. A primeira coisa a ser observada é que a trinca também começa a propagar bem antes do ponto de máximo da curva, igual aconteceu com o Charpy, comprovando que realmente a tensão continua aumentando mesmo com a trinca crescendo.

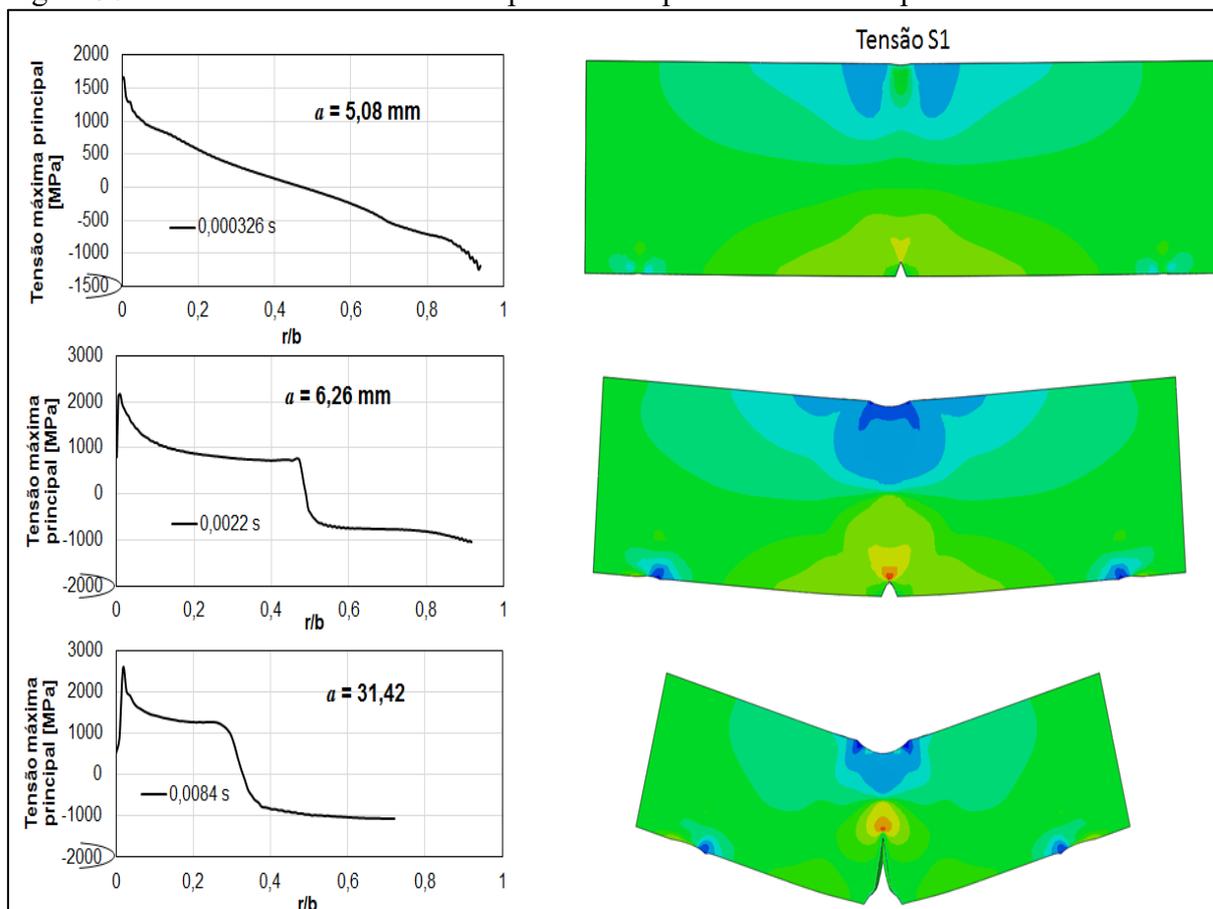
Figura 94 – Pontos escolhidos da curva numérica do DWTT e aço X80



Fonte: Autora

Foram traçados os três gráficos, um para cada ponto, para a tensão máxima principal, que no caso é a tensão na direção X (S1), mostrado na Figura 95. Para o segundo e terceiro pontos é possível perceber uma grande tensão na ponta da trinca, seguida de uma região grande de uma tensão trativa constante, antes da linha neutra. Além disso há uma região altamente compressiva na região do martelo, causando uma grande deformação nessa região.

Figura 95 – Análise da tensão máxima para os três pontos escolhidos para o DWTT

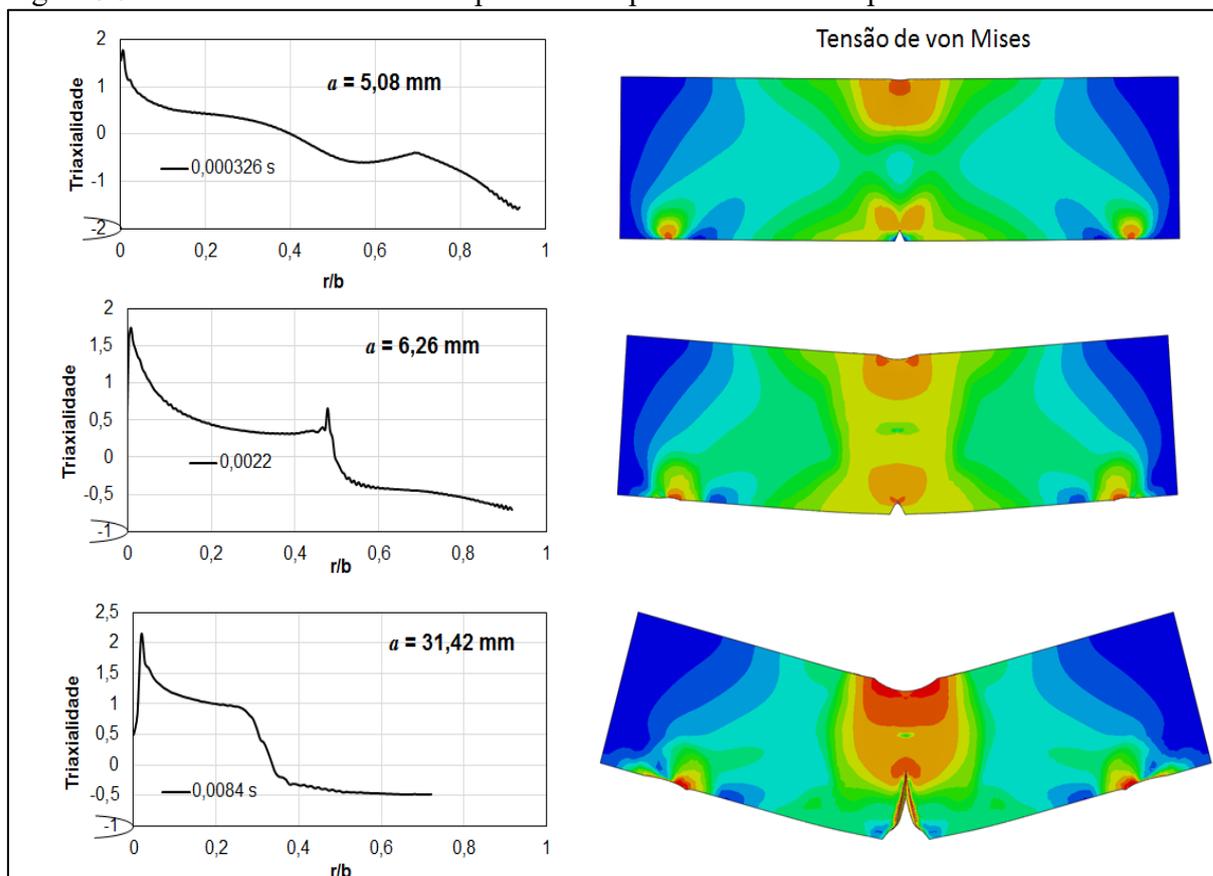


Fonte: Autora

Nota: aço API X80

Na Figura 96 está mostrada a triaxialidade desses mesmos três pontos. Há uma instabilidade da triaxialidade na linha neutra por conta das tensões estarem próximas a zero. Essa instabilidade é maior do que a observada no Charpy, pois a região com tensões próximas a zero ser maior no DWTT. Nesses gráficos é possível observar que realmente a triaxialidade para o DWTT é maior do que a do Charpy, por ser mais espesso, sendo maior do que 2 para o último ponto. Esse aumento da triaxialidade se dá por conta do crescimento da trinca; quanto maior o a/W , maior a triaxialidade na ponta da trinca. Outra coisa que deve ser observada é a grande deformação próxima ao martelo observada na última imagem da Figura 96. Lembrando que deslocamento utilizado para obter as curvas experimentais e traçar os gráficos de calibração não são os do corpo de prova, e sim o do martelo. Essa grande deformação observada comprova que um novo método para medir o deslocamento real do corpo de prova é necessário.

Figura 96 – Análise da triaxialidade para os três pontos escolhidos para o DWTT



Fonte: Autora

Nota: aço API X80

4.5 ANÁLISE ENERGÉTICA

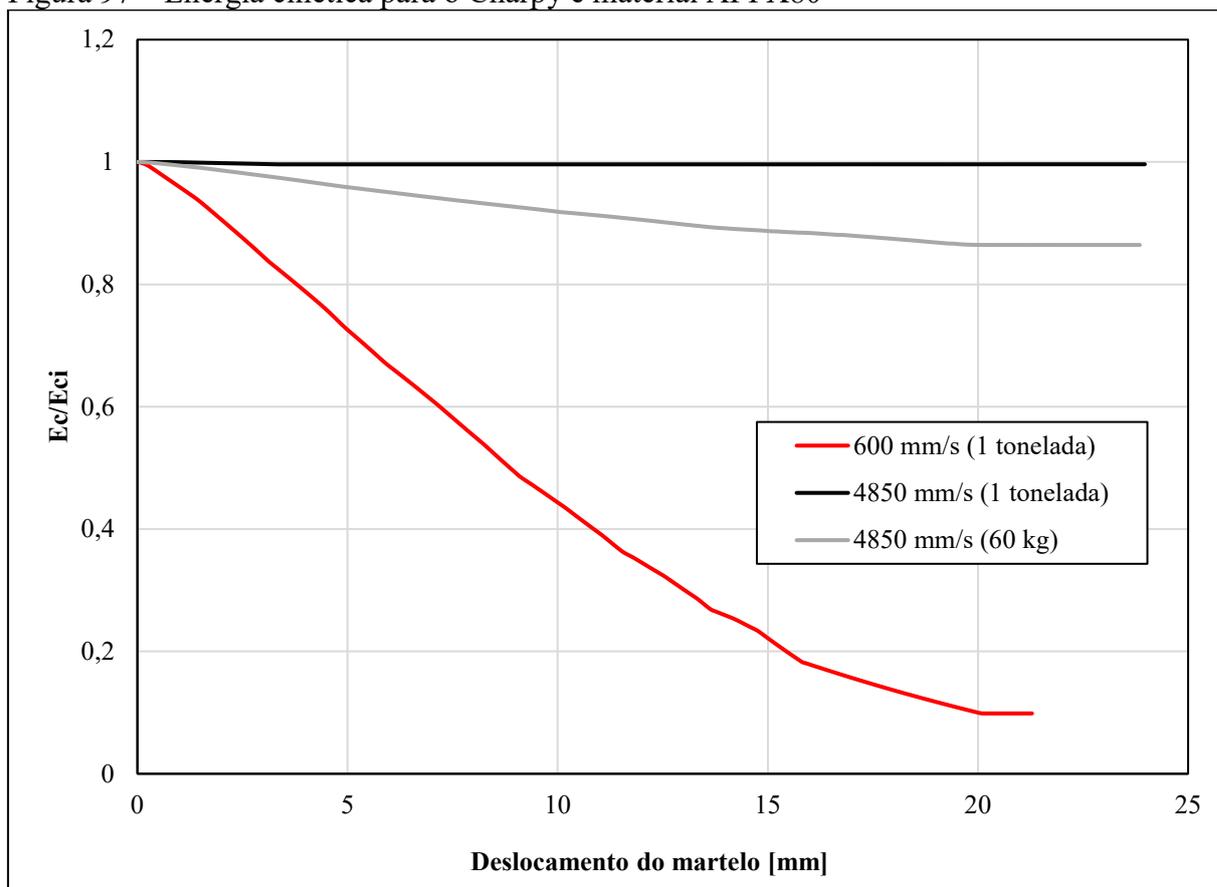
As análises energéticas foram feitas para os aços API X80, onde a curva foi reproduzida tanto pelo modelo de zona coesiva como para XFEM, além de ser o material com maior tenacidade.

Há vários “outputs” de energia do Abaqus (2013) que serão utilizados nesse trabalho. A que será mais utilizada é a energia dissipada pela deformação plástica (ALLPD para todo o modelo, ELPD para os elementos e EPDDEN que é a densidade de energia no elemento). Também há um output do software é a energia dissipada pelo dano, válido apenas nos elementos com propriedades de dano (ALLMDM para todo o modelo e ELDMD para os elementos). A energia interna é a soma de todas as energias de deformação (ALLIE para todo o modelo), que além da energia de deformação elástica e a energia de deformação plástica soma também a energia de deformação “artificial” (ALLAE), que é a energia gasta nas restrições usadas para remover alguns efeitos indesejados como *hourglass*.

4.5.1 Zona Coesiva

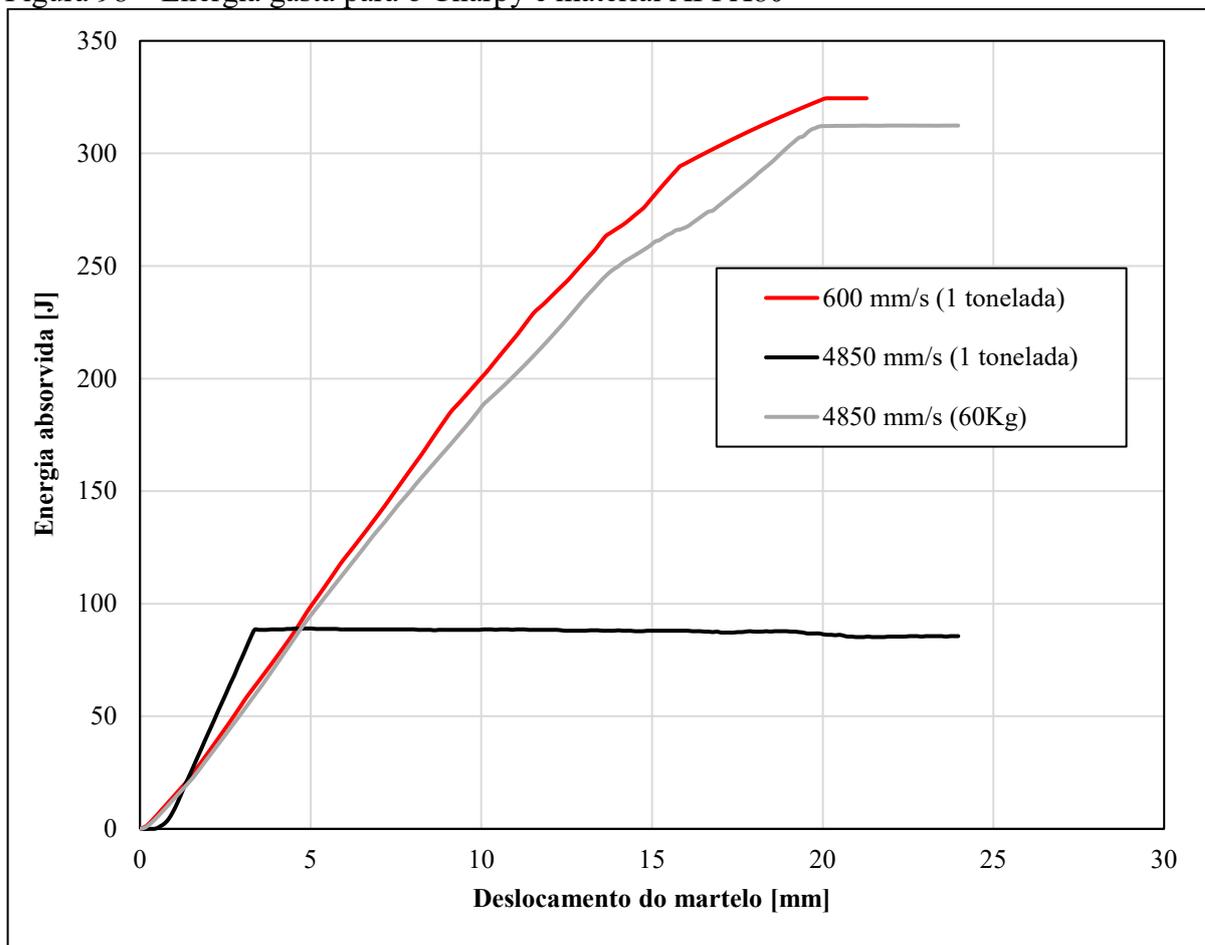
As análises energéticas foram feitas nos resultados obtidos das simulações com 600 mm/s e 4850 mm/s (Figura 69). A primeira energia a ser analisada foi a energia cinética. Na Figura 97 está apresentado a variação da energia cinética com o deslocamento do martelo. Para isso é apresentado no eixo das ordenadas a relação da energia cinética pela energia cinética inicial. Percebe-se que com a velocidade de 4850 mm/s e massa do martelo de 1 tonelada quase não há variação da energia cinética, chegando a um ponto de a energia cinética parar de diminuir, Figura 98. Como a energia cinética é alta pode ter ocorrido alguma instabilidade numérica. Por isso a massa utilizada na simulação foi de 60 kg, e com esse valor percebe-se que a curva chega mais perto do real, como visto na Figura 98.

Figura 97 – Energia cinética para o Charpy e material API X80



Fonte: Autora

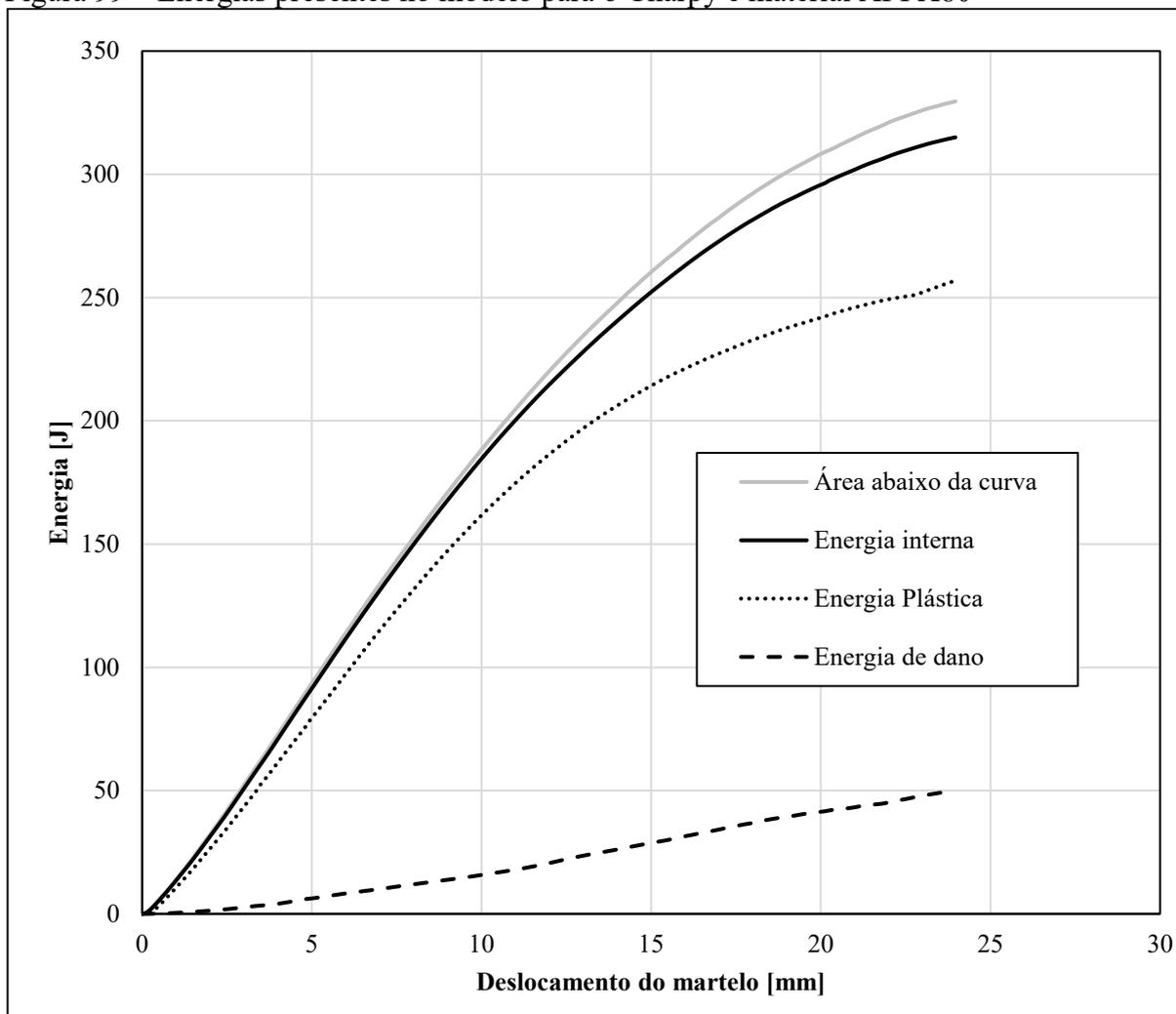
Figura 98 – Energia gasta para o Charpy e material API X80



Fonte: Autora

O próximo passo é analisar as energias presentes. Na Figura 99 estão apresentados os gráficos de energia do modelo com velocidade de 4850 mm/s com martelo de 60 kg. A área abaixo da curva é a energia total absorvida durante o ensaio. Já a energia interna é a energia total de deformação e a diferença entre elas é a energia absorvida pelo atrito. A separação de energia foi feita de forma simples, apenas retirando os valores de energia do “output” do Abaqus (2013). A energia de dano utilizada é soma das energias absorvidas pelos elementos coesivos que falharam. Esse é um dos motivos pelos quais não é possível utilizar esse método de forma robusta, visto que vários elementos coesivos não falharam. Percebe-se que a maior parte da energia cinética é transformada em energia para deformação plástica, seja no entalhe e principalmente no martelo e nos apoios. Apenas uma pequena parte da energia é gasta para a fratura.

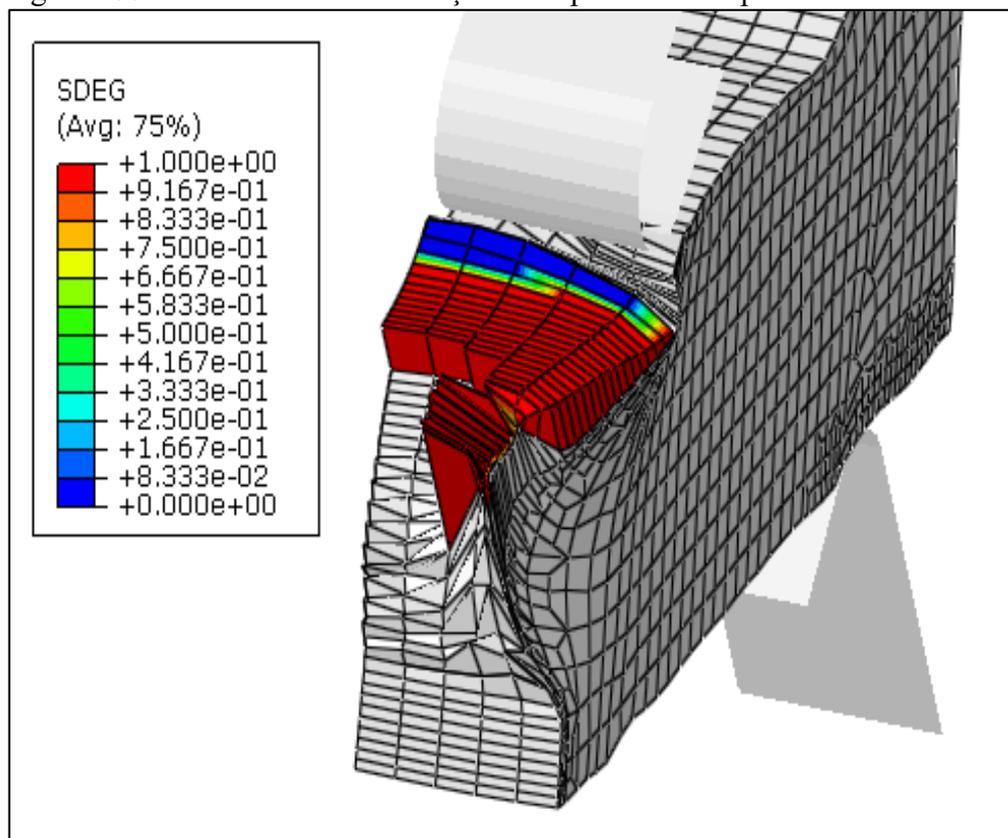
Figura 99 – Energias presentes no modelo para o Charpy e material API X80



Fonte: Autora

As energias apresentadas na Figura 99 foram retiradas do modelo inteiro. Para obter apenas os valores que interessam, como a deformação plástica no entalhe e a energia de fratura, será necessário obter os resultados de alguns elementos e não do modelo todo. Porém, para isso seria necessário que todos os elementos falhassem, porém isso não ocorre como pode ser visto na Figura 100. Mesmo descrevendo o fenômeno globalmente, obtendo uma curva próxima à curva experimental, utilizando a evolução de dano com decaimento linear, que foi provado não ser o ideal, o modelo de zona coesiva não foi capaz de o descrever localmente. Além disso o objetivo de se utilizar a zona coesiva é por ser um método de simples aplicação, porém, para obter esse resultado foram utilizadas quatro tensões diferentes o que dificulta a calibração se houver uma troca de material.

Figura 100 – Deformada da simulação mais próximo à experimental



Fonte: Autora

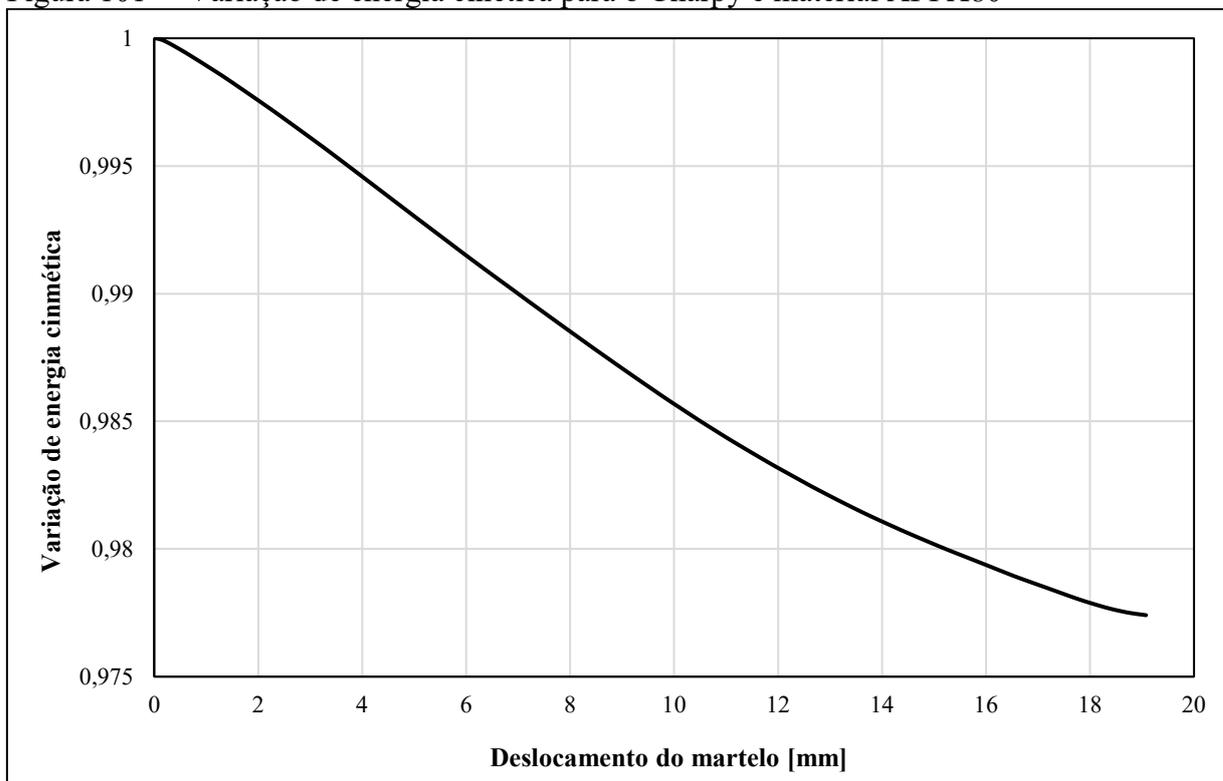
4.5.2 XFEM

Diferentemente dos resultados de Zona Coesiva, utilizando o modelo XFEM todos os elementos de interesse falharam, só não atingiram dano 1 os elementos do ligamento remanescente, onde ocorre a falha final, porém, essa região não interessa a este trabalho. Portanto análises mais aprofundadas puderam ser feitas. Por isso a análise energética pode ser feita de forma mais robusta.

4.5.2.1. Charpy

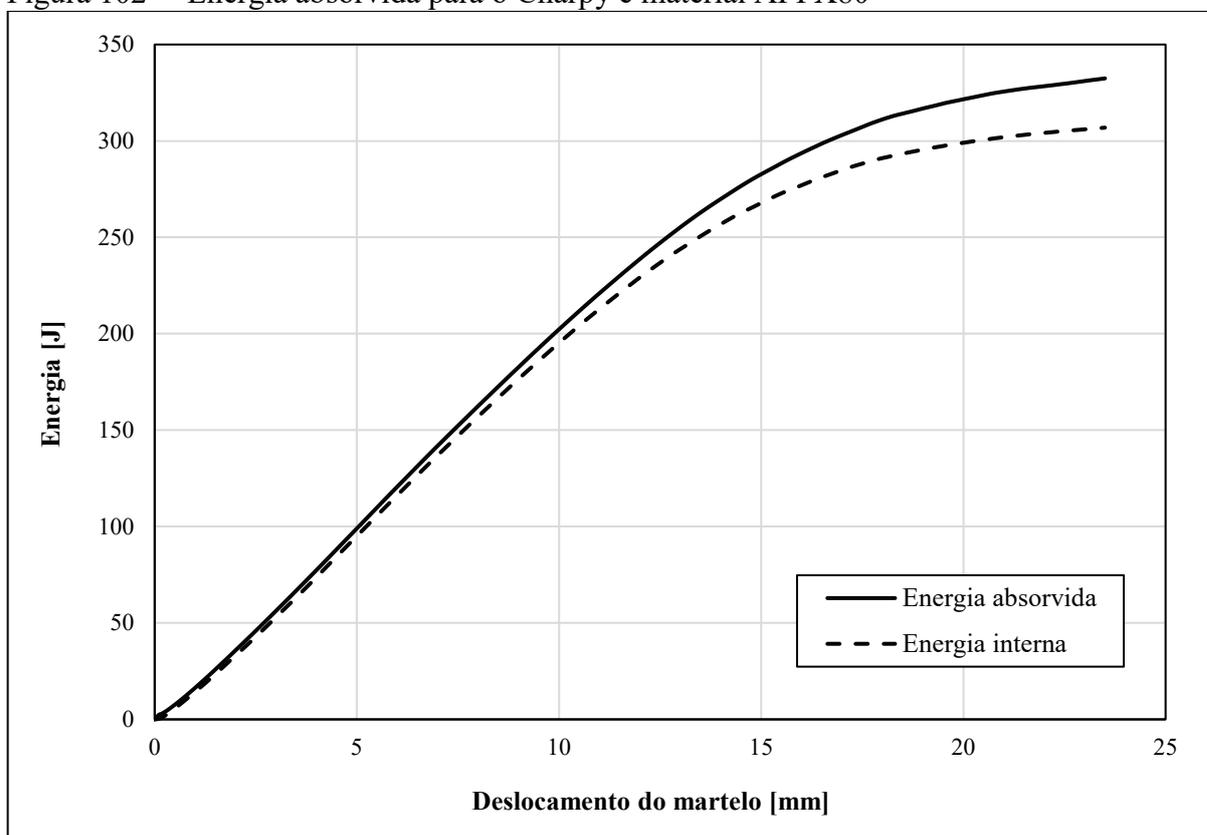
A variação de energia cinética seguiu a mesma tendência observada no modelo de zona coesiva, como pode ser visto na Figura 101, portanto a massa escolhida (60 kg) está adequada para o modelo. A primeira análise feita está apresentada na Figura 102, onde pode-se ver que a energia interna, que é a energia total de deformação, é menor do que a energia total absorvida. Como já foi dito, a diferença entre elas é a energia dissipada pelo atrito entre o C.P. e os corpos rígidos (apoios e martelo).

Figura 101 – Variação de energia cinética para o Charpy e material API X80



Fonte: Autora

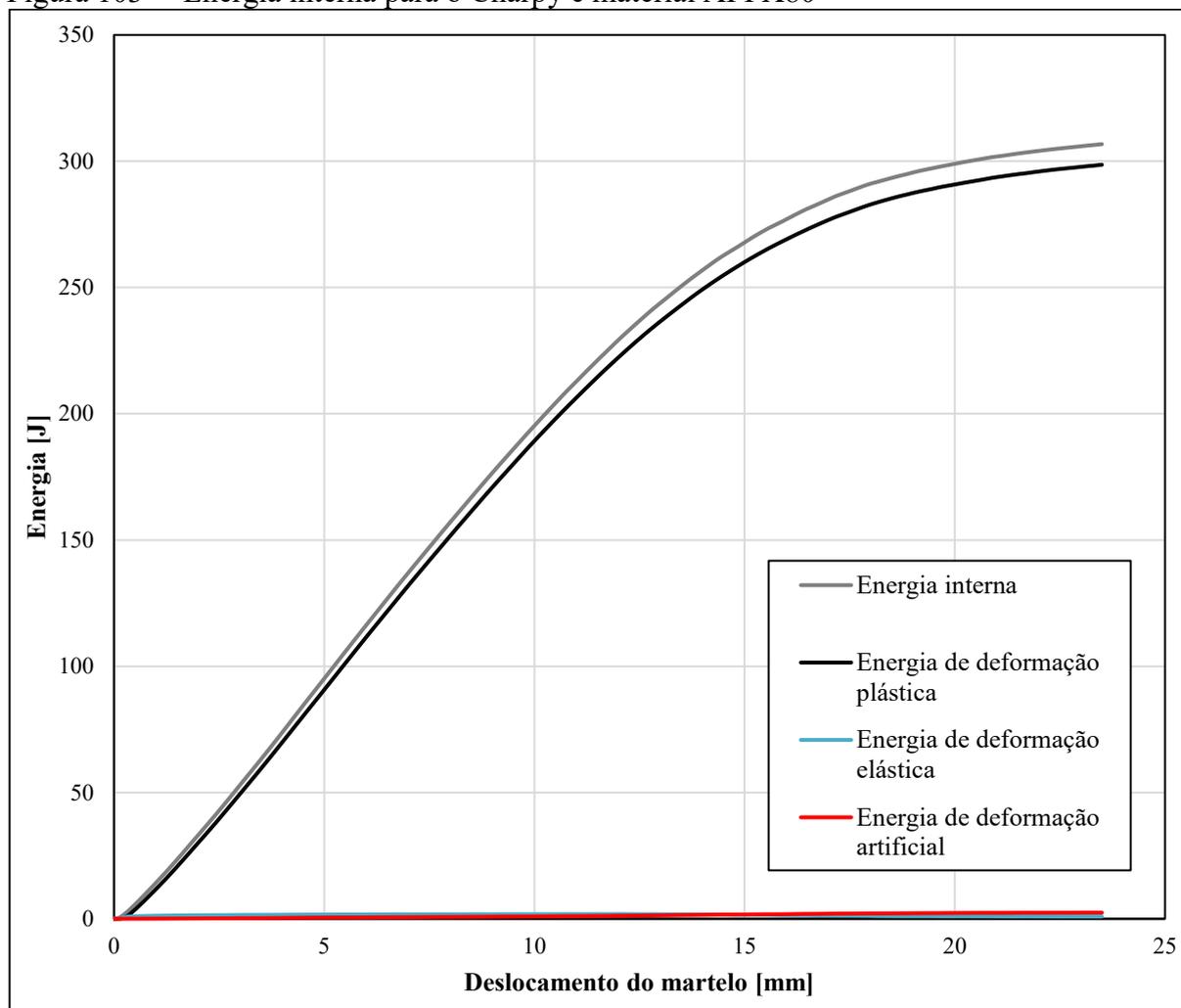
Figura 102 – Energia absorvida para o Charpy e material API X80



Fonte: Autora

O próximo passo é dividir a energia interna em energia de deformação plástica, energia de deformação elástica e energia “artificial” que é um artifício numérico para corrigir problemas de *hourglass*, prevenindo grandes distorções na malha. Essa separação é mostrada na Figura 103. A energia plástica corresponde quase à totalidade da energia interna (97%), como já era esperado. Um modo de comprovar a qualidade da malha é avaliando a energia “artificial”, que deve ser desprezível. Nesse caso ela representa apenas 1,5%. Considerando que alguns autores como Wang, et al. (2011) e Nagaraj, Carroll e Diehl (1999) dizem que normalmente deve ser menor do 5%, pode-se afirmar que modelo está bom.

Figura 103 – Energia interna para o Charpy e material API X80

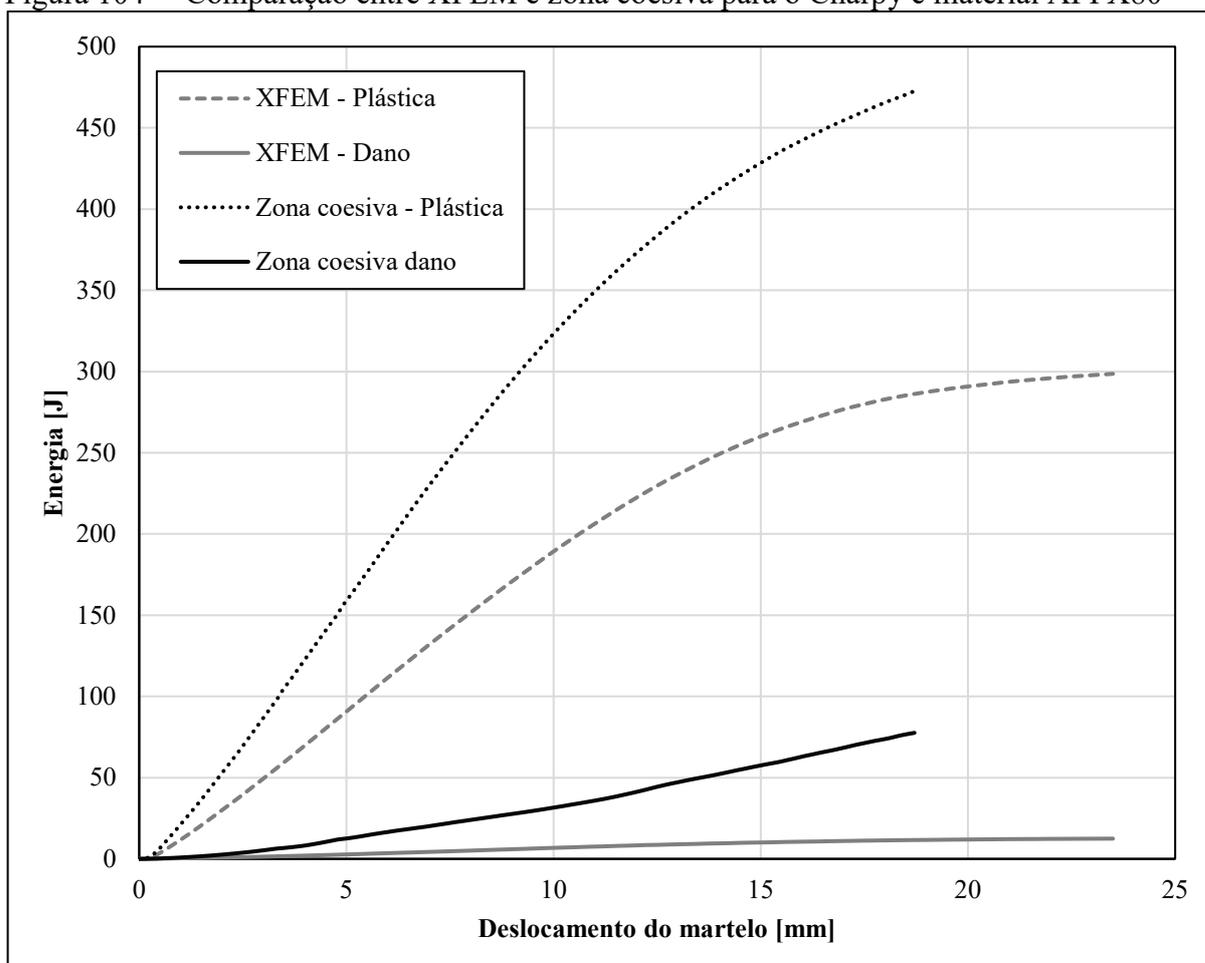


Fonte: Autora

Fazendo uma comparação com a zona coesiva, para o aço X80, Figura 104, percebe-se que com XFEM a energia de dano é bem menor e a energia plástica é maior. Considerando que como foi provado por Leis (2015), mostrado na Figura 30, a energia de dano tende a zero, o

XFEM apresentou resultados mais realistas do que a zona coesiva. Essa diferença se deve potencialmente ao decaimento, já que com XFEM é utilizado o decaimento exponencial, que como já foi comprovado ser mais adequado para materiais dúcteis, enquanto que nas simulações de zona coesiva só foi possível utilizar o decaimento linear.

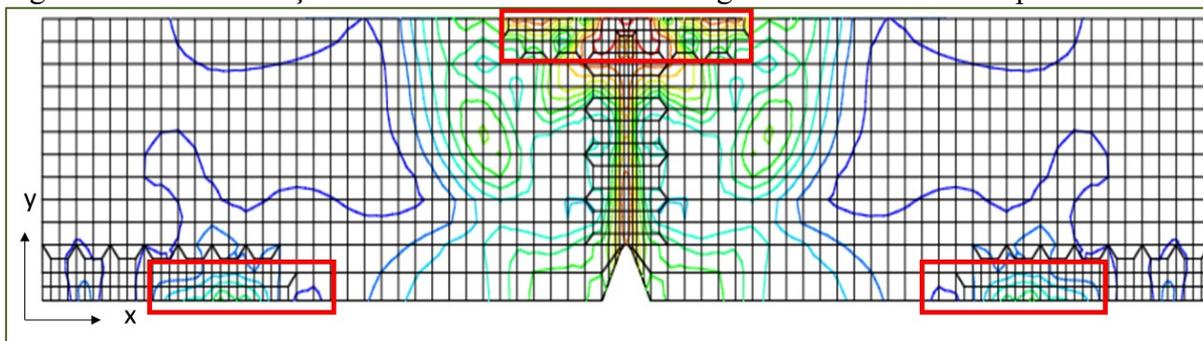
Figura 104 – Comparação entre XFEM e zona coesiva para o Charpy e material API X80



Fonte: Autora

Entretanto, o dano, para ambos os modelos foi retirado direto do programa Abaqus (2013). Porém, esse é apenas o dano nos elementos que falharam. Para obter o valor da energia gasta para fraturar o C.P. é necessário separar a energia plástica gasta para a propagação da trinca. Na Figura 105 percebe-se uma concentração de tensão na região dos martelos e dos apoios, comprovando a grande deformação plástica nessas regiões. As figuras foram retiradas do instante final da simulação, além disso, o C.P. está mostrado sem deformação para uma melhor visualização.

Figura 105 – Perturbação da tensão de von Mises na região do martelo e dos apoios

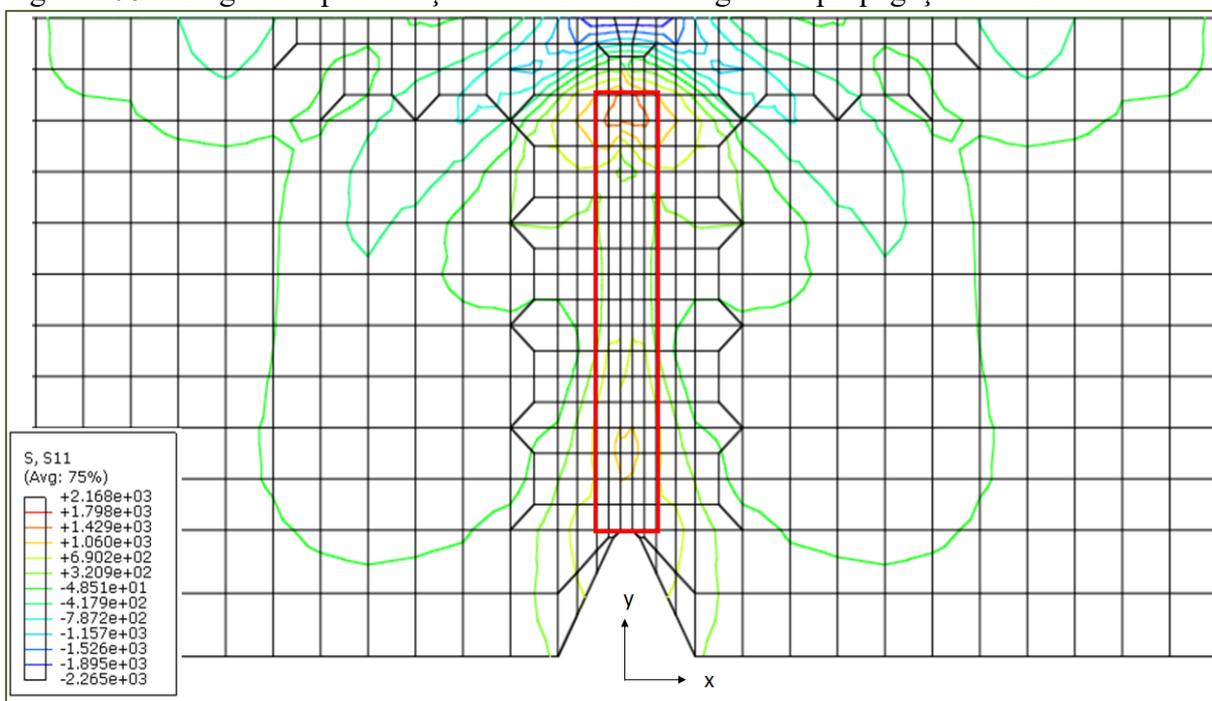


Fonte: Autora

Nota: Charpy e aço API X80

Para obter a energia de fratura, foi feita uma análise para determinar a região de perturbação causada pela propagação da trinca, desta vez utilizando a tensão na direção X (S1). Essa região está mostrada na Figura 106. Para obter a energia gasta para a propagação da trinca foi somada a energia plástica dos elementos dessa região. Para obter a energia de deformação plástica foi subtraída essa energia de propagação da energia plástica total. Os resultados podem ser vistos na Figura 107

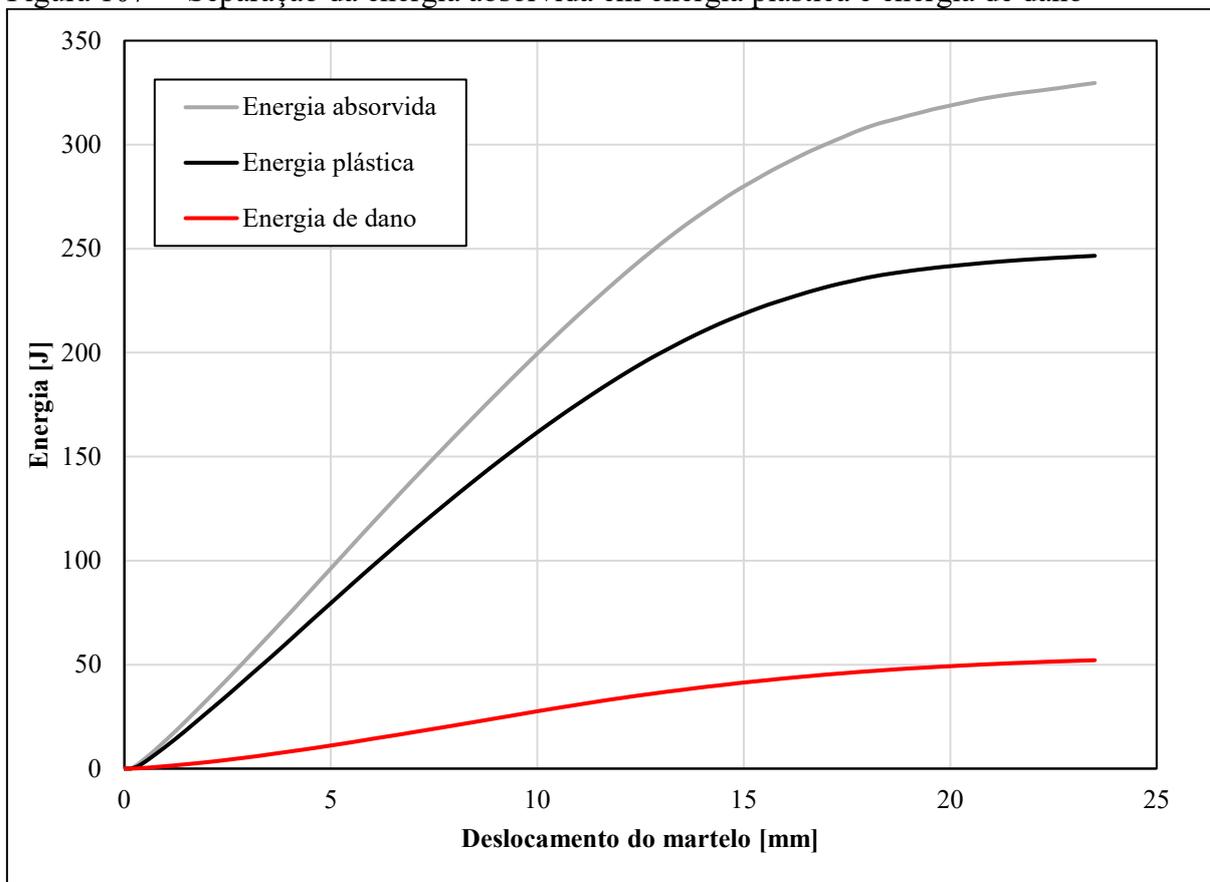
Figura 106 – Região de perturbação da tensão S1 na região de propagação da trinca



Fonte: Autora

Nota: Charpy e aço API X80

Figura 107 – Separação da energia absorvida em energia plástica e energia de dano



Fonte: Autora

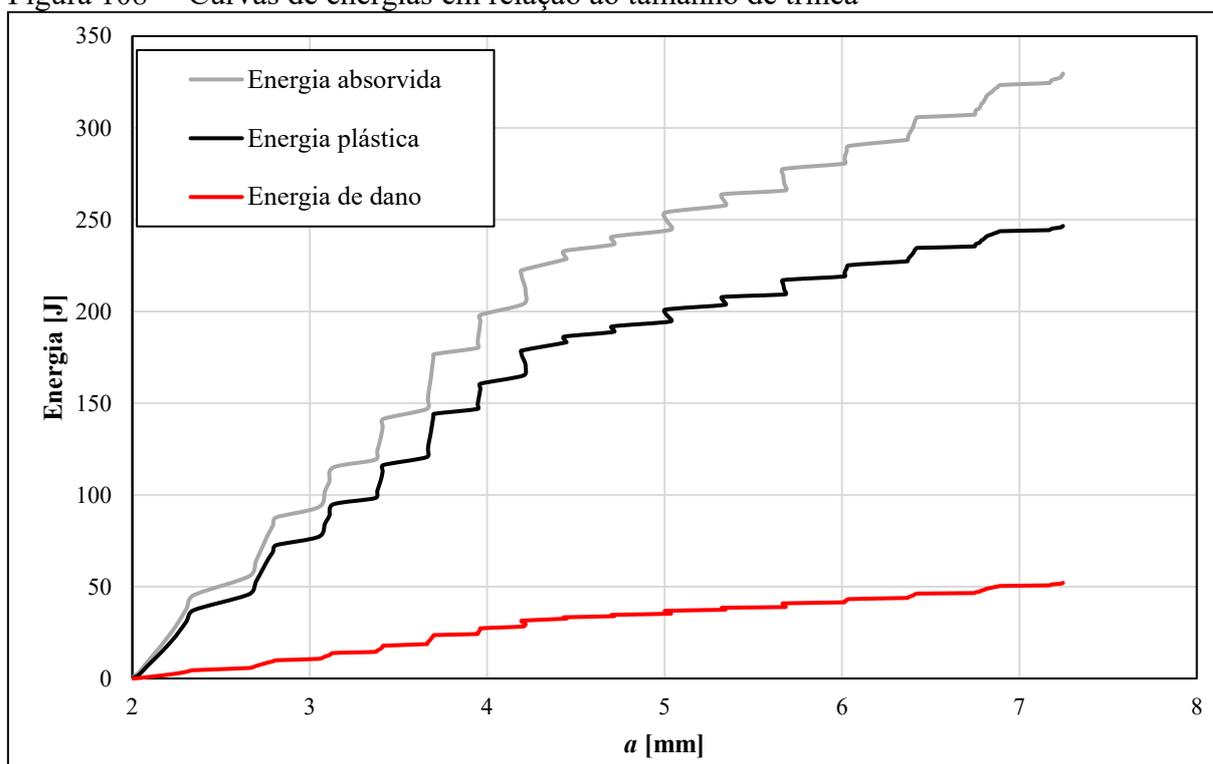
Nota: Charpy e aço API X80

Porém, para transferir os valores obtidos nas simulações para os C.P.s, é necessário separar a parte da energia absorvida para a fratura durante o crescimento em *steady state* da trinca, para poder comparar com energia absorvida do duto, visto que, no duto, a maior parte da energia é absorvida durante o regime de *steady state*. Entretanto, primeiro será apresentado a separação da energia em relação ao tamanho de trinca.

Primeiramente, os dados foram retirados do arquivo .odb utilizando a linguagem em python e o tamanho de trinca foi calculado por um programa feito no Matlab (2014) adaptado para o XFEM do programa feito pelo aluno de mestrado Rodrygo Figueiredo Moço.

As curvas obtidas pelo tamanho de trinca (a) estão mostradas na Figura 108. Como pode-se perceber as curvas possuem patamares. Na simulação o crescimento de trinca se dá pelo elemento falhando. Por isso existem várias energias para um mesmo tamanho de trinca. Foi utilizado o software CurveExpert para suavizar as curvas. Essas curvas podem ser vistas na Figura 109. O polinômio que melhor se ajustou aos dados foi o polinômio de 5º grau.

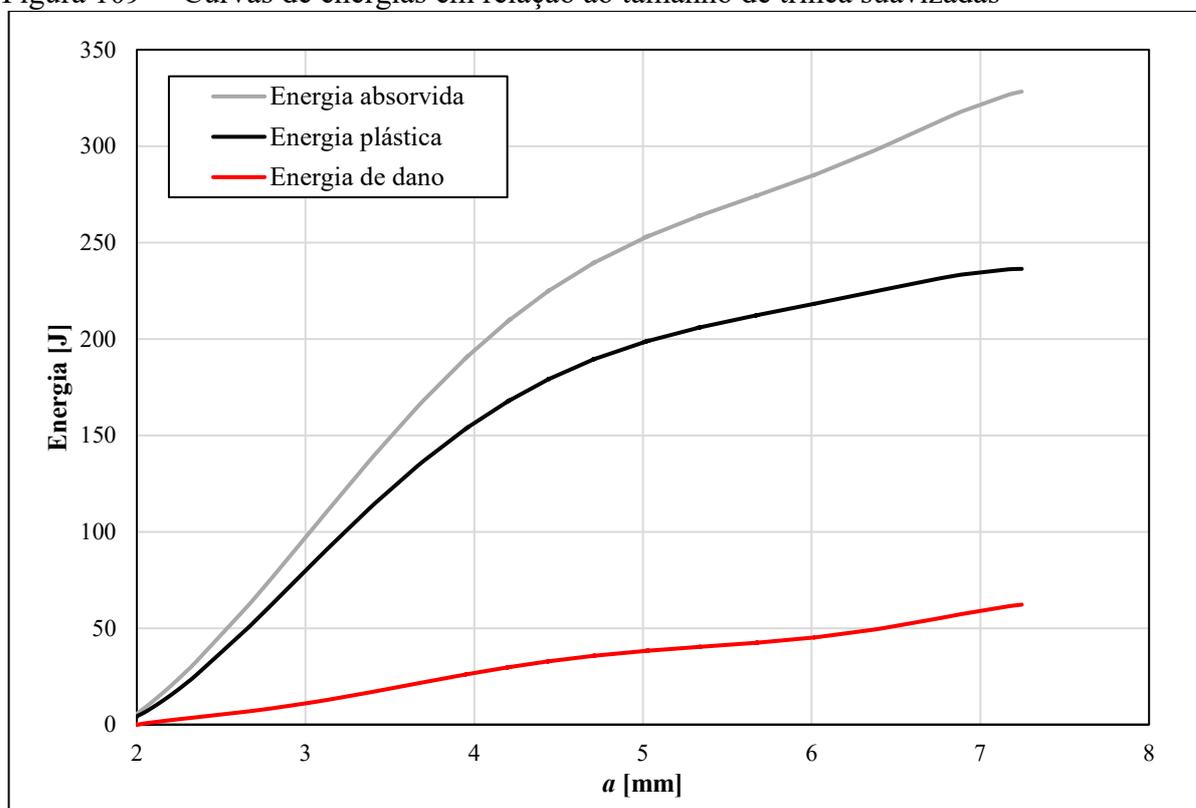
Figura 108 – Curvas de energias em relação ao tamanho de trinca



Fonte: Autora

Nota: Charpy e aço API X80

Figura 109 – Curvas de energias em relação ao tamanho de trinca suavizadas

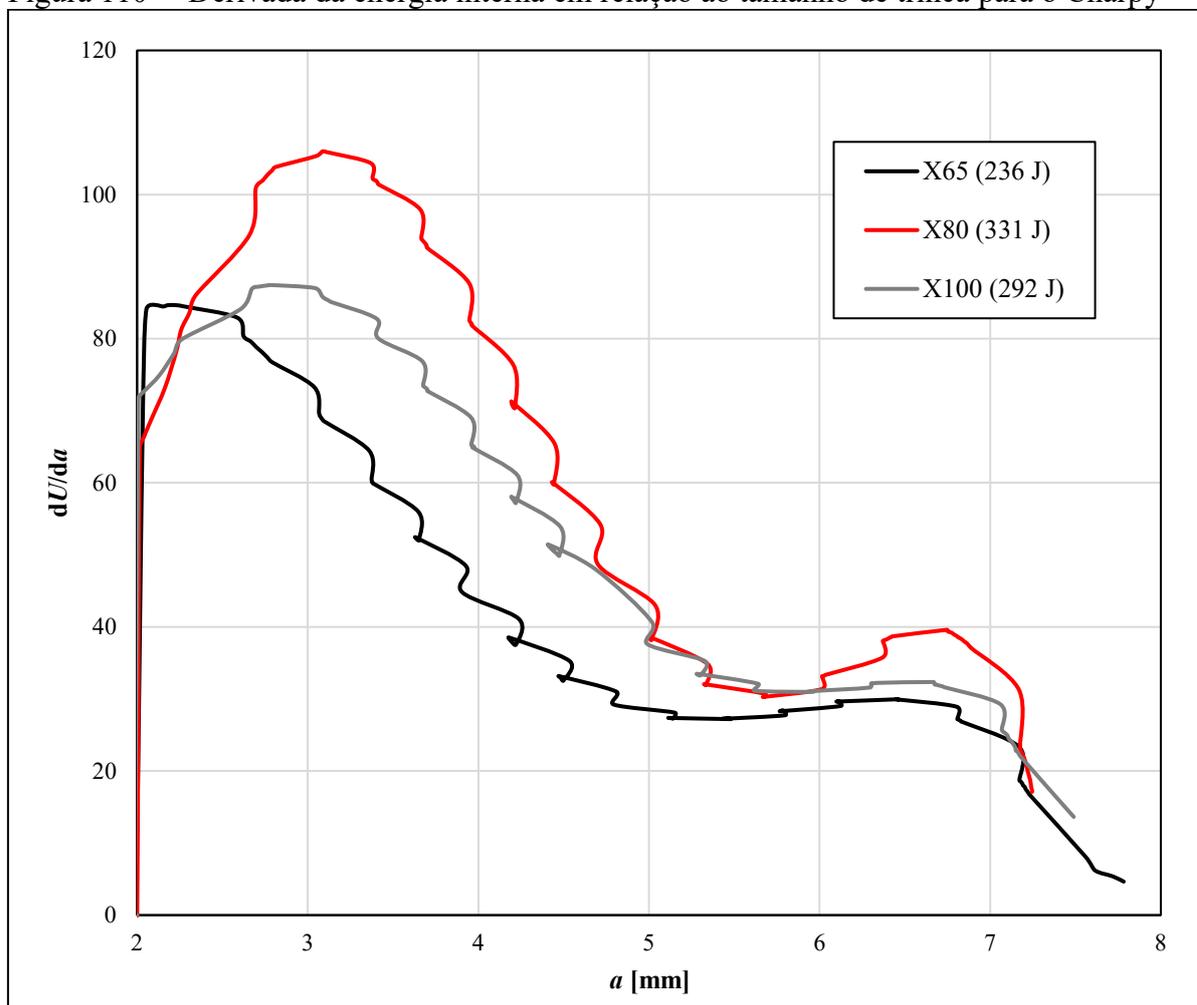


Fonte: Autora

Nota: Charpy e aço API X80

Uma análise importante de se fazer é verificar se durante o ensaio Charpy o regime do *steady state* de propagação é atingido, para isso é necessário que a derivada na energia interna em relação ao tamanho de trinca alcance um patamar. Na Figura 110 percebe-se uma tendência das curvas atingirem um patamar, para os três materiais em estudo, porém não há comprimento suficiente para chegar a esse ponto, por isso o C.P. Charpy atual não é o mais adequado para o estudo de fratura de gasodutos. Pode-se perceber que no aço API X80, que é o aço mais tenaz, a trinca demora mais para crescer, porém a tendência do patamar é bem próxima (e limitada em termos de duração) para os três aços.

Figura 110 – Derivada da energia interna em relação ao tamanho de trinca para o Charpy

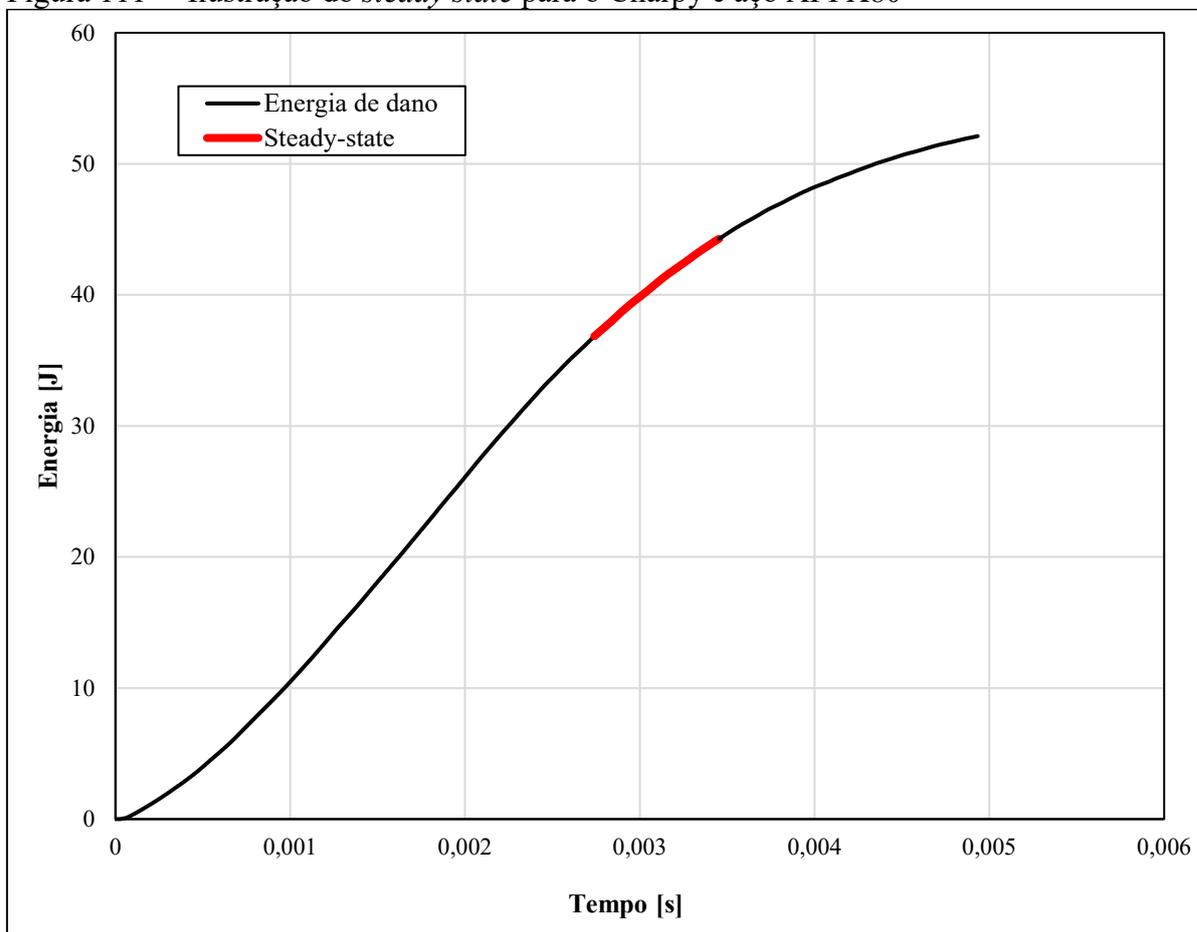


Fonte: Autora

Para o X80 é possível extrapolar uma região de propagação em *steady state* entre 5 e 6,3 mm (0,00345 a 0,00274 s) mostrado na Figura 111. A energia absorvida durante o regime de *steady state* foi de 2,25% da energia absorvida durante o ensaio. Este resultado indica que o

Charpy potencialmente não possui similitude com dutos, visto que, mesmo extrapolando a região de *steady state* a energia dessa região é apenas 2,25%.

Figura 111 – Ilustração do *steady state* para o Charpy e aço API X80



Fonte: Autora

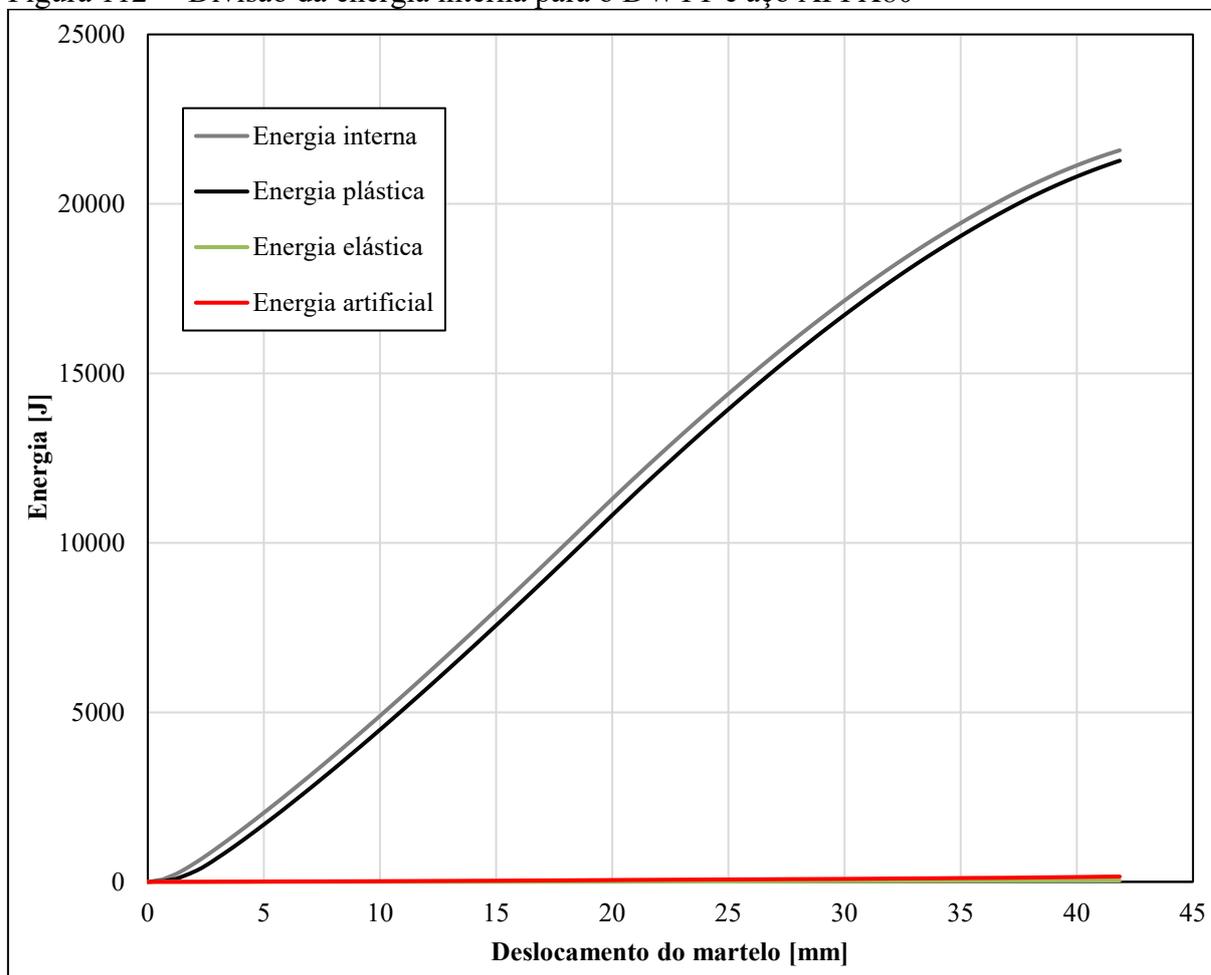
A mesma análise deve ser feita para o DWTT, pois, por ter um ligamento remanescente maior do que a do Charpy, deve possuir uma região maior onde ocorre o regime de *steady state*. Portanto porcentagem da energia absorvida durante essa região deverá ser maior.

4.5.2.2. DWTT

Do mesmo modo feito para o Charpy, também para o DWTT dividiu-se a energia interna em energia de deformação plástica, energia de deformação elástica e energia “artificial” para o aço X80, como pode ser visto na Figura 112. A energia plástica corresponde quase à totalidade da energia interna (98%). Para a malha utilizada no DWTT a energia “artificial” representa

apenas 0,7%, menor até do que o obtido com a geometria Charpy, portanto a malha também pode ser considerada adequada.

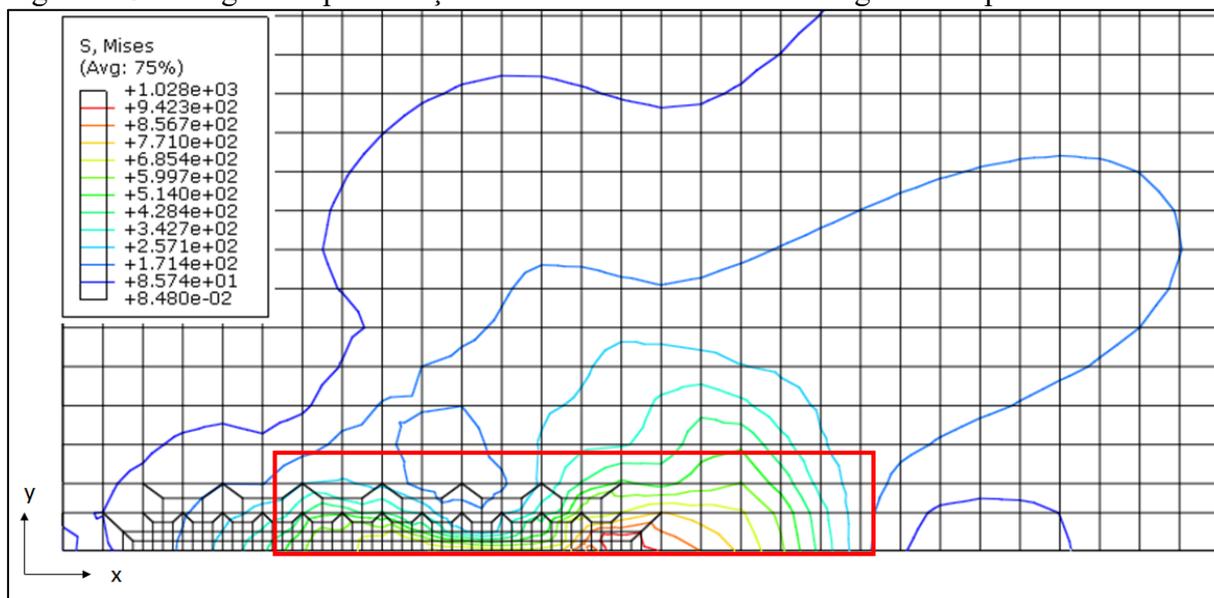
Figura 112 – Divisão da energia interna para o DWTT e aço API X80



Fonte: Autora

Foram feitas as mesmas análises apresentadas para o Charpy para separar as regiões de deformação por conta dos apoios, mostrada na Figura 113, e do martelo, mostrada na Figura 114, utilizando a tensão de von Mises. Analisando as figuras, foi observado que para o DWTT também há uma grande deformação plástica nessas regiões. Relembrando que essas figuras foram retiradas do instante final de simulação e são apresentadas com geometria na forma indeformada para uma melhor visualização.

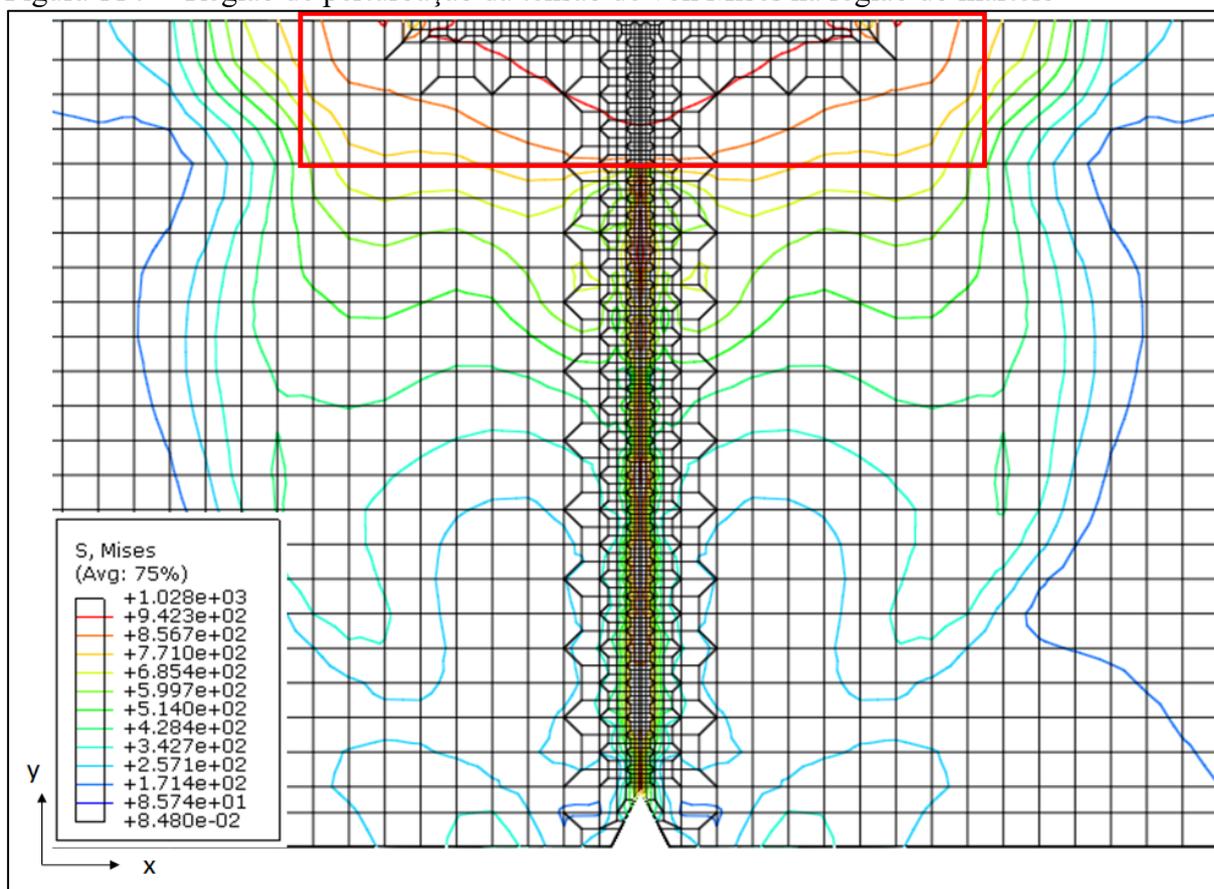
Figura 113 – Região de perturbação da tensão de von Mises na região dos apoios



Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Figura 114 – Região de perturbação da tensão de von Mises na região do martelo

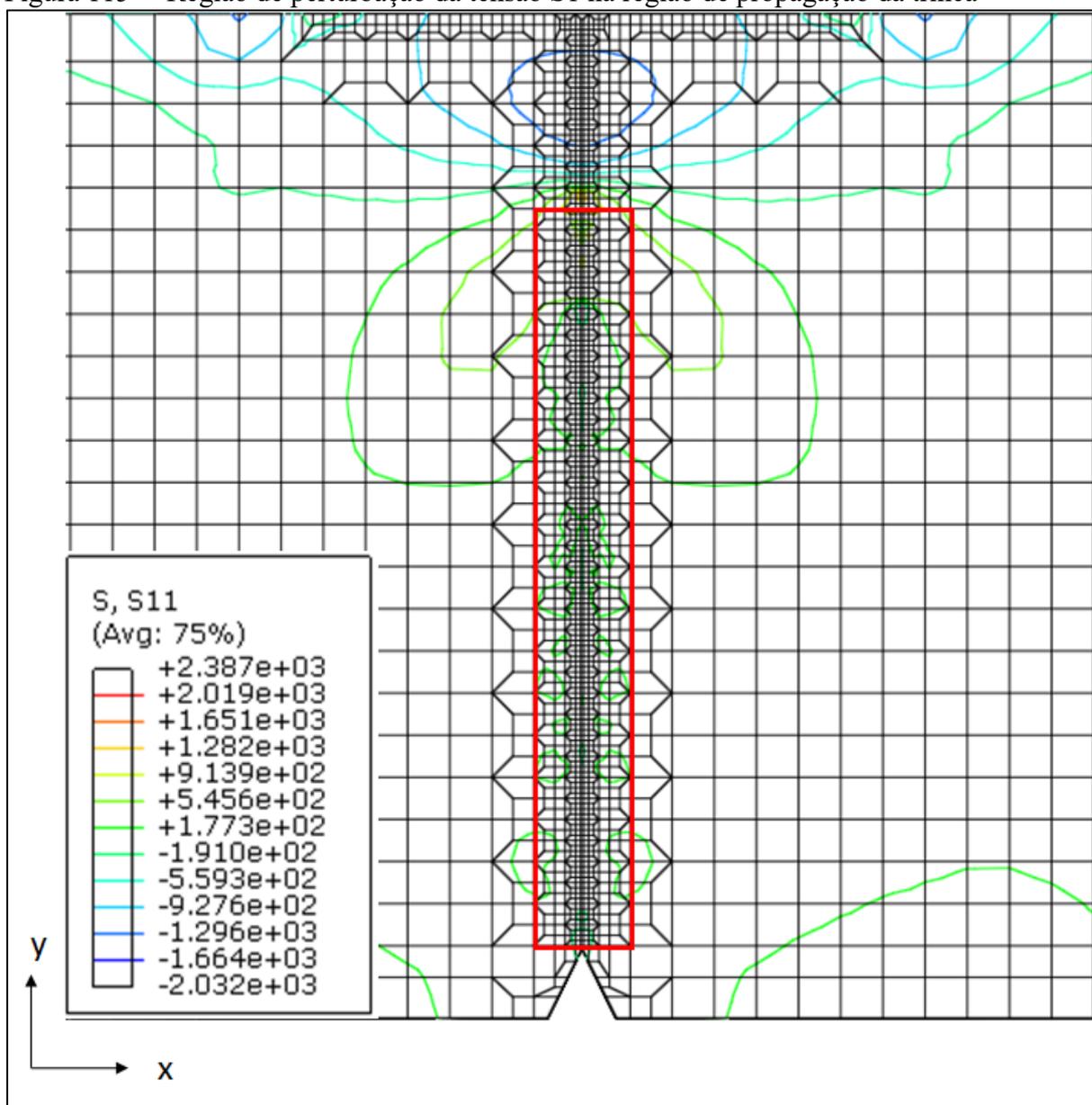


Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Também foi determinada a região de perturbação causada pela propagação da trinca, ao contrário da região dos apoios e martelo, foi utilizada a tensão na direção X (S1), pois essa permitiu uma melhor visualização. Essa região está demonstrada na Figura 115. A energia de fratura e energia plástica foi obtida do mesmo modo do Charpy. Os resultados podem ser vistos na Figura 116.

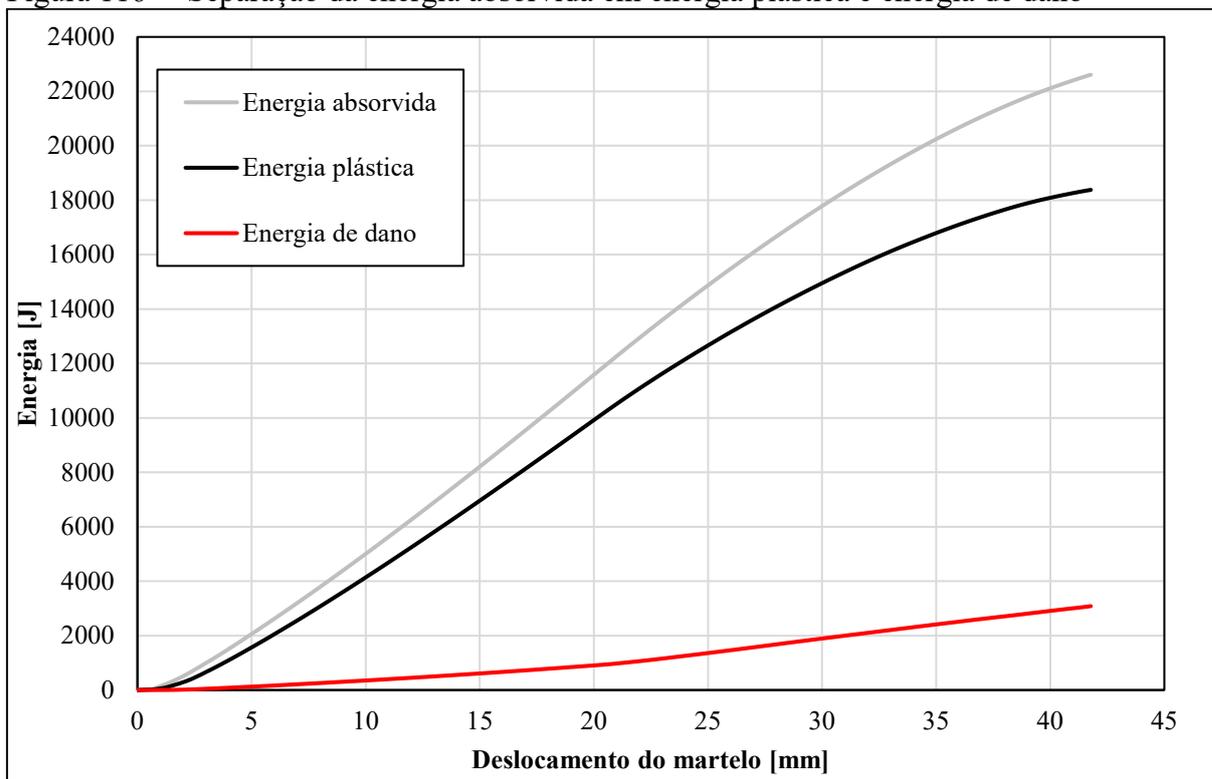
Figura 115 – Região de perturbação da tensão S1 na região de propagação da trinca



Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

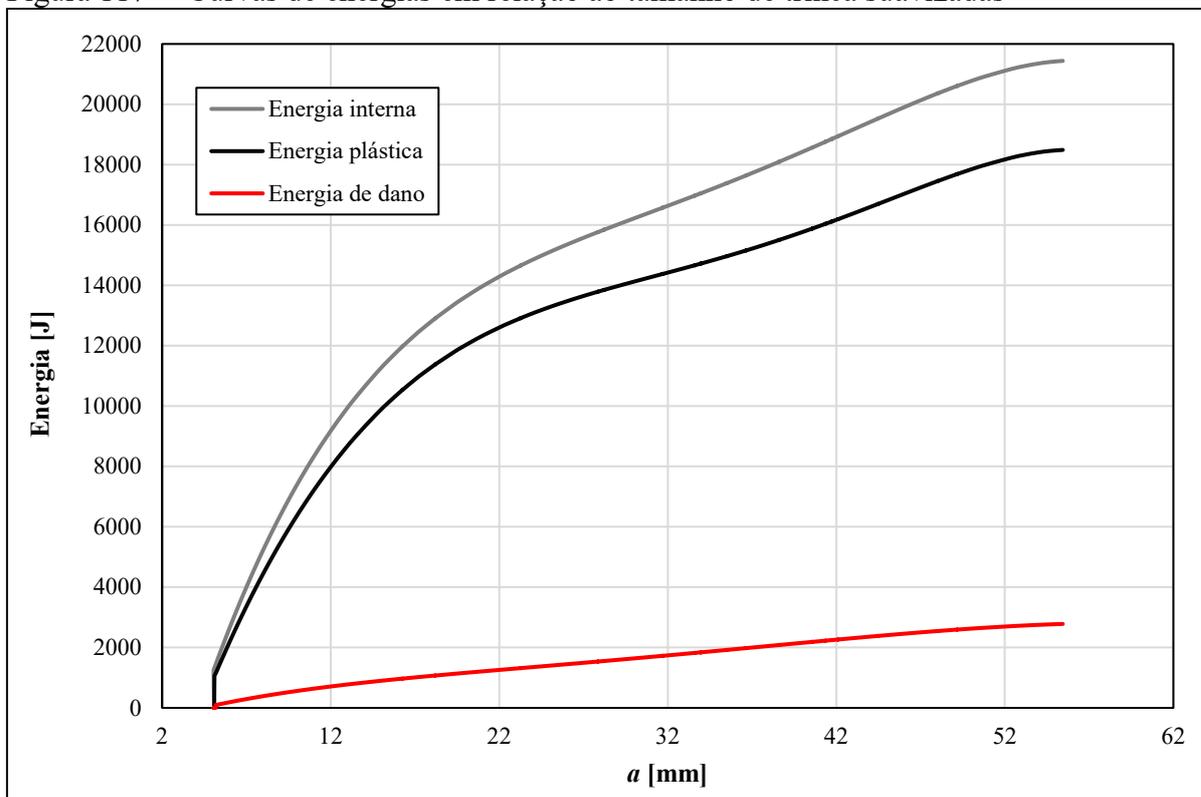
Figura 116 – Separação da energia absorvida em energia plástica e energia de dano



Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Figura 117 – Curvas de energias em relação ao tamanho de trinca suavizadas

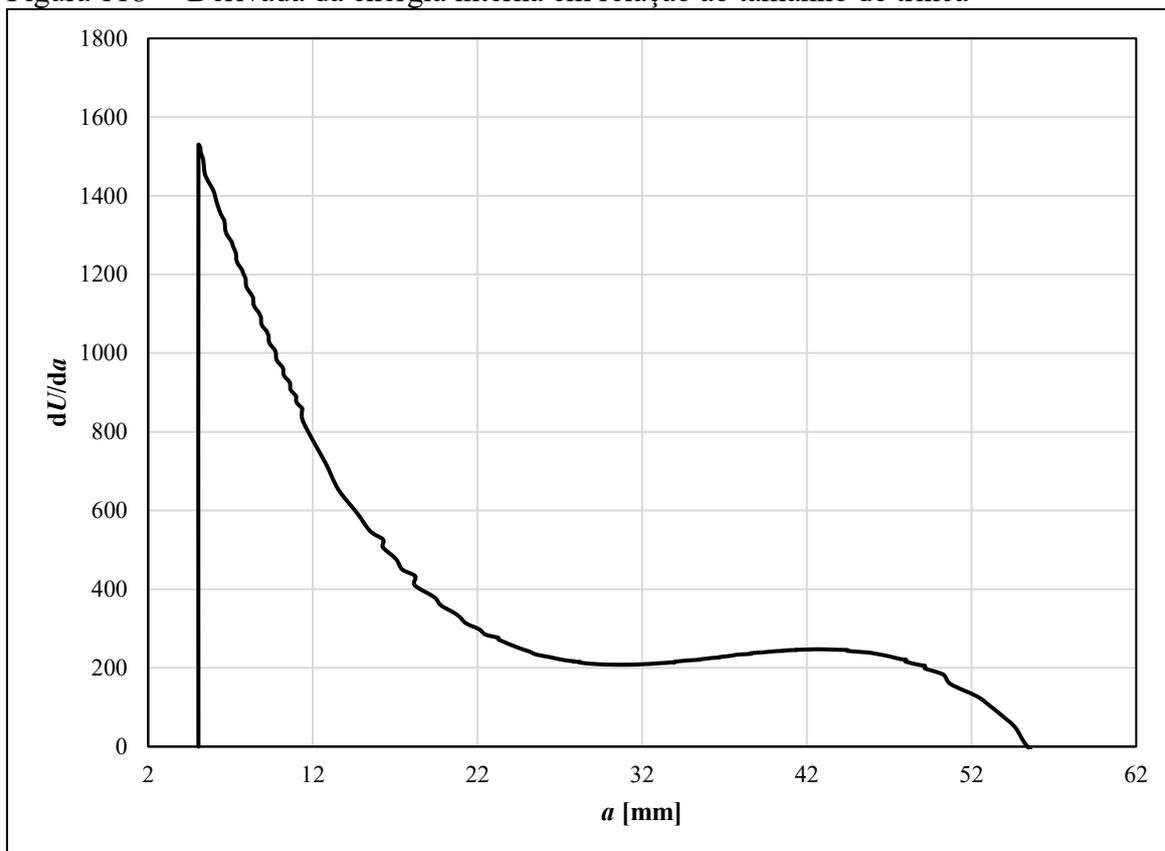


Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Para o DWTT também foi feita a derivada da energia interna em relação ao tamanho de trinca para a verificação se o regime de *steady state* de propagação é atingido. Na Figura 118 percebe-se uma tendência da curva do material X80 atingir um patamar. A subida que ocorre no final se dá por estar próxima a região compressiva na região do martelo. Pode-se perceber que no aço API X80, que é o aço mais tenaz, a trinca demora mais para crescer, porém a tendência do patamar é bem próxima para os três aços.

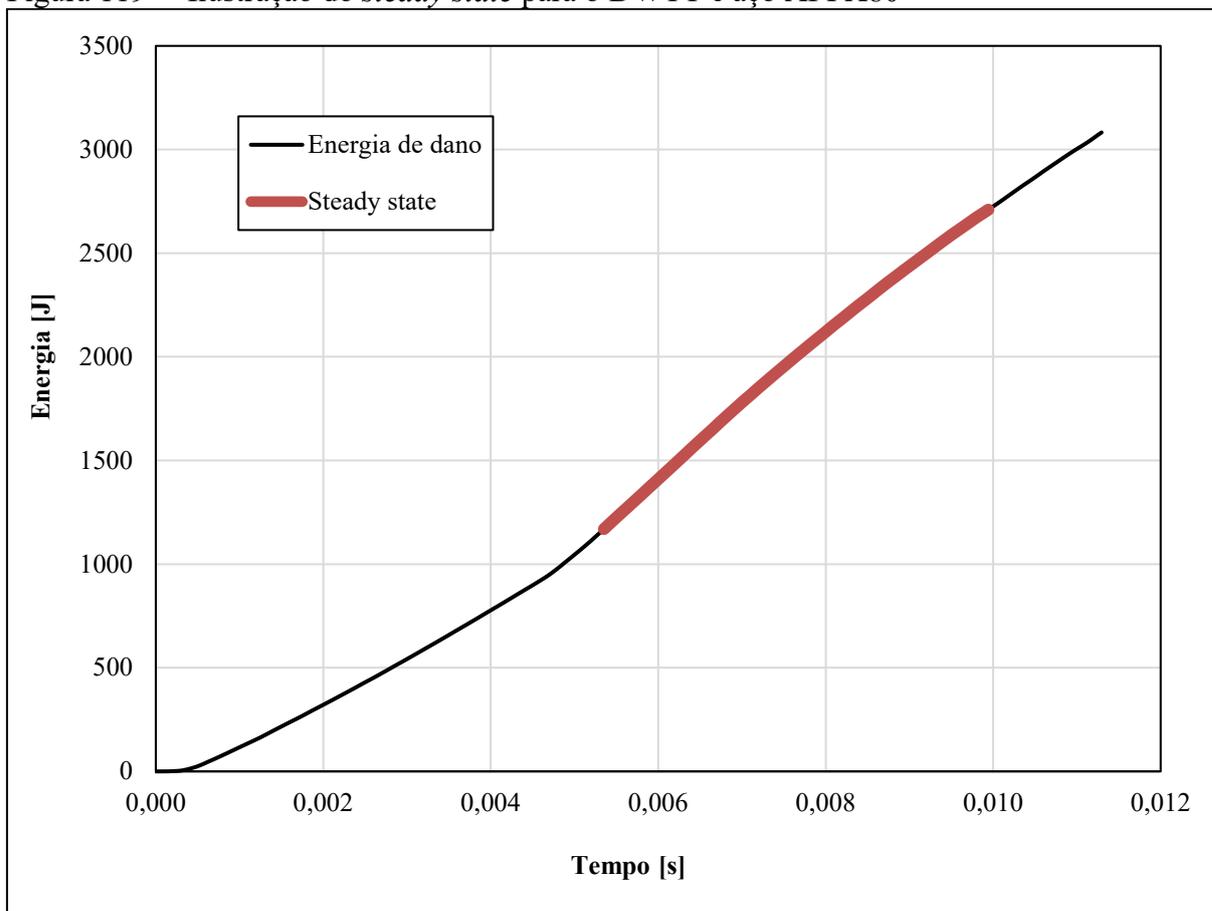
Figura 118 – Derivada da energia interna em relação ao tamanho de trinca



Fonte: Autora

Nota: DWTT e aço API X80

Para o DWTT é possível aproximar uma região *steady state* maior do que o do Charpy, entre 22,1 e 49,2 mm (0,0055 a 0,0099 s) mostrado na Figura 119. É possível perceber uma região maior de *steady state* do que a encontrada no Charpy. A energia absorvida durante o *steady state* foi de 7,07% da energia absorvida. Bem acima da absorvida pelo Charpy, porém, mesmo assim, mais de 90% da energia absorvida pelo C.P. durante o ensaio deve ser desprezada.

Figura 119 – Ilustração do *steady state* para o DWTT e aço API X80

Fonte: Autora

5 CONCLUSÕES

Utilizando o modelo de zona coesiva foi possível reproduzir a curva experimental de maneira geral, porém não nos detalhes. Além disso, para conseguir calibrar os modelos foi necessário utilizar vários parâmetros o que torna difícil a calibração para outros materiais. Por conta do alto número de parâmetros não foi feita análise estatística para avaliar os efeitos dos parâmetros, já que seria necessário um grande número de simulações. Não foi possível fazer análises energéticas mais robustas, nem fazer as análises de tensão, pois, apesar da curva bem descrita, não foi possível obter a descrição fenomenológica da morfologia da trinca.

Foi utilizada uma sub-rotina em Fortran para o modelo de zona coesiva, para fazer com que, se o dano do elemento fosse próximo de 1, o elemento falhasse. A sub-rotina funcionou como previsto, fazendo com que todos os elementos falhassem, porém, a curva experimental do ensaio Charpy não foi reproduzida a contento. O problema é que o decaimento utilizado era linear. Utilizando o modelo linear também para o XFEM o resultado obtido foi o mesmo. Comprovando que para aços de alta tenacidade deve ser utilizado modelo exponencial. É importante ressaltar alguns autores como Nonn e Kalwa (2013) que reproduziram a curva utilizando o modelo de zona coesiva com o modelo exponencial, porém eles utilizaram uma sub-rotina que descreve o elemento coesivo em Fortran. Como o objetivo era criar uma metodologia simples para o emprego prático para aplicações reais se optou por não desenvolver uma sub-rotina em Fortran para esta finalidade.

O método do XFEM é mais simples que o modelo de zona coesiva e funcionou como esperado. Foi possível replicar as curvas experimentais para os aços API X65 e X100 além do X80, com bastante facilidade, utilizando o efeito de taxa de deformação. Apesar de alguns problemas de convergência, foi possível reproduzir a curva para o DWTT. Para o Charpy conclui-se que os números de elementos na espessura alteram o valor de energia coesiva específica calibrado. Além disso, é observada uma convergência da energia coesiva específica para elementos pequenos. Analisando a energia coesiva específica calibrada para o Charpy e o DWTT foi possível concluir que quanto maior a triaxialidade menor a energia coesiva utilizada.

Como para o XFEM tinha-se apenas duas variáveis independentes foi possível fazer análise fatorial para os três aços, utilizando o C.P. Charpy. A energia absorvida se mostrou uma boa variável dependente para a avaliação dos efeitos das variáveis de dano, já que os valores de R^2 obtidos foram próximos de 1. O parâmetro de dano estatisticamente mais relevante é a energia coesiva específica. Os valores de R^2 obtidos na análise da variável de força máxima

foram menores, porém ainda próximos de 1, com exceção da análise feita para o aço X100. Para esse material o valor de R^2 para a variável de força máxima foi de 0,74, considerado inadequado.

Foram feitas análises do campo de tensões para o aço API X80 e geometrias Charpy e DWTT. A primeira observação que pode ser feita é a grande deformação plástica próxima ao martelo, para ambos os corpos de prova. A parte da energia absorvida gasta para deformar o corpo de prova nas regiões do martelo e dos apoios deve ser retirada da energia total para chegar mais próximo do objetivo de obter similitude com o que ocorre em um duto. Analisando a tensão pode-se perceber um outro problema em comparar o Charpy ao duto já que que a região próxima ao martelo está sob compressão e as tensões no duto são predominantemente trativas (tensão de membrana). A última informação obtida da análise de tensão é a triaxialidade que também deve ser comparada com a triaxialidade na região da trinca do duto. A triaxialidade do Charpy foi de 1,5 e a do DWTT estabilizou, depois de 0,005 segundos de simulação, em 2.

As análises energéticas também provaram que o método XFEM, nas condições de implementação, se mostrou superior ao método da zona coesiva, já que além de ser mais simples de calibrar, foi possível fazer as análises de tensão e energéticas. Analisando as curvas calibradas pelo método XFEM percebe-se porque o ensaio Charpy, seguindo a norma E23 (ASTM, 2013), não pode ser mais usado para prever danos com materiais de alta tenacidade como o aço API X80, já que a energia absorvida durante o processo de fratura em regime de *steady state* é muito limitada, da ordem de 2,25% da energia total absorvida para o Charpy; e da ordem de 7,07% para o DWTT. Para ambos os casos a maior parte da energia absorvida pelo ensaio é gasta para deformar o corpo de prova, apesar de para o DWTT a porcentagem de energia útil, energia de fratura em regime de *steady state*, ser mais de três vezes superior do que o do Charpy.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para a continuidade nesse estudo as sugestões da autora são:

- a) ensaiar corpo de prova de tração para obtenção das curvas tensão-deformação e fazer ensaios Charpy instrumentados em corpos de prova obtidos de chapas nas quais a trinca propagou e em outras nas quais ocorreu o *crack arrest* comparando os resultados;
- b) desenvolver uma metodologia para medir o real deslocamento do corpo de prova durante o teste e não o deslocamento do martelo;
- c) desenvolver uma metodologia mais robusta para a obtenção da região de propagação da trinca;
- d) simular dutos com o modelo XFEM;
- e) desenvolver uma sub-rotina em Fortran simples para que seja possível reproduzir as curvas experimentais utilizando decaimento exponencial;
- f) propor novas geometrias para obter uma porcentagem de energia em propagação em regime estacionário maior do que os 7,07% obtidos do DWTT.

REFERÊNCIAS

ABAQUS. **Abaqus Online Documentation**. Rhode Island: Simulia, 2013. Versão 6.13. Disponível em: <<http://129.97.46.200:2080/v6.13/>>. Acesso em: 20 jun. 2015.

ALFANO, G. On the influence of the shape of the interface law on the application of cohesive-zone models. **Composites Sciences and Technology**, n. 66, p. 723 - 730, Feb. 2006.

ANDERSON, T. L. **Fracture mechanics: fundamentals and applications**. 3. ed. New York: Crc, 2005.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE - API. **API 5L**: specification for line pipe. Washington, D.C.: API, 2013.

_____; AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS - ASME. **API 579-1/ASME FFS-1**. New York: API/ASME, 2007.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS - ASTM. **E1221**: standard test method for determining plane-strain crack-arrest fracture toughness, K_{Ia} , of ferritic steels. West Conshohocken: ASTM International, 2006. Disponível em: <<https://www.astm.org/Standards/E1221.htm>>. Acesso em: 12 Jun. 2015.

_____. **ASTM E23 - 12c**: standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials. West Conshohocken PA: ASTM International, 2013. Disponível em: <<https://www.astm.org/Standards/E23.htm>>. Acesso em: 04 Feb. 2015.

_____. **ASTM E436-03**: standard test method for drop-weight tear test of ferritic steels.. West Conshohocken: ASTM International, 2014. Disponível em: <<https://www.astm.org/Standards/E436.htm>>. Acesso em: 24 Aug. 2015.

BELYTSCHKO, T.; GRACIE, R.; VENTURA, G. A review of extended/generalized finite element methods for material modeling. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, n. 17, 2009.

BRASIL. Lei nº 11.909, de 4 de março de 2009. Dispõe sobre as atividades relativas ao transporte de gás natural, de que trata o art. 177 da Constituição Federal, bem como sobre as atividades de tratamento, processamento, estocagem, liquefação, regaseificação e comercialização de gás natural; altera a Lei no 9.478, de 6 de agosto de 1997; e dá outras providências. **Diário Oficial Eletrônico**, 2009. Disponível em: <http://www.planalto.gov.br/ccivil_03/_ato2007-2010/2009/lei/111909.htm>. Acesso em: 20 Jun. 2015.

CAMPILHO, R. D. S. G. et al. Strength prediction of single- and double-lap joints by standard and extended finite element modelling. **International Journal of Adhesion and Adhesives**, n. 31, p. 362-372, 2011. Disponível em:

<<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143749611000273>>. Acesso em: 18 May. 2015.

CHANDRA, N. et al. Some issues in the application of cohesive zone models for metal–ceramic interfaces. **International Journal of Solids and Structures**, n. 39, p. 2827–2855, 2002. Disponível em:

<<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S002076830200149X>>. Acesso em: 17 May. 2015.

CHANDRUPATLA, T. R.; BELEGUNDU, A. D. **Introduction to finite elements in engineering**. 3. ed. New Jersey: Prentice Hall, 2002.

CHOUNG, J. M.; CHO, S. R. Study on true stress correction from tensile tests. **Mechanical Science and Technology**, n. 22, p. 1039 - 1051, Mar. 2008. Disponível em:

<<https://link.springer.com/article/10.1007/s12206-008-0302-3> >. Acesso em: 10 jan. 2017.

CENTRAL INTELLIGENCE AGENCY - CIA. **The world factbook**, 2014. Disponível em: <<https://www.cia.gov/library/publications/the-world-factbook/fields/2117.html>>. Acesso em: 09 Jan. 2017.

COSHAM, A.; HOPKINS, P. An overview of the pipeline defect assessment manual. In: INTERNATIONAL PIPELINE TECHNOLOGY CONFERENCE, 4., 2004, Oostend. **Proceedings of the fourth international pipeline technology conference...**Oostend: Scientific Surveys, 2004. p. 1487 - 1502.

COSHAM, A. et al. Not another Charpy V-Notch correction factor.?. In: INTERNATIONAL PIPELINE TECHNOLOGY CONFERENCE, 6., 2013, Oostend. **Proceedings of the sixth international pipeline technology conference...** Oostend: [s.n.], 2013. p. 99 -118.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Estimation procedure of J-resistance curves for SE(T) fracture specimens using unloading compliance. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 74, p. 2735-2757, Nov. 2007.

DOWLING, N. E. **Mechanical behavior of materials**. 4. ed. New Jersey: Prentice Hall, 2012.

DUGDALE, D. S. Yielding of steel sheets containing slits. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids** v.8, n.2, p. 100 –104, May 1960.

DUNBAR, A. et al. Simulation of ductile crack propagation and determination of CTOAs in pipeline steels using cohesive zone modelling. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, n. 37, p. 592–602, Jan. 2014.

EINSTEIN, A.; INFELD, L. **The evolution of physics**. [S.l.:s.n.], 1938.

FREIRE, J. L. **Engenharia dos dutos**. 1. ed. Rio de Janeiro: Ponto Final, 2009.

GANHARUL, G. K.. **Avaliação enomenológico-experimental do efeito da triaxialidade de tensões pós-instabilidade na determinação das propriedades tensão-deformação por meio do ensaio de tração uniaxial**. 2012. 206 f. Dissertação de mestrado (Mestrado em engenharia mecânica) – Centro Universitário da FEI, São Bernardo do Campo, 2012.

GRAŻKA, M.; JANISZEWSKI, J. Identification of Johnson-Cook equation constants using finite element method. **Engineering Transactions**, Warszawa, n. 60, p. 215–223, 2012.

HASHEMI, S. H. et al. Measurement and analysis of impact test data for X100 pipeline steel. **Applied Mechanics and Materials**, v. 3-4, p. 369-376, 2005.

HOSFORD, W. F.; CADELL. **Metal forming: Mechanics and metallurgy**. 3. ed. Nova Iorque: Cambridge University, 2007.

IRWIN, G. R. Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminum alloys. **Sagamore Research Conference Proceedings**, v. II, p. 289-305, 1956.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION - ISO. **EM ISO 148-1: metallic metals - Charpy pendulum impact test - Part:1**. ISO. Geneva. 2011.

JOHN, A. B.; NEIL, G. T. External corrosion of oil and natural gas pipelines. In: ASM. **ASM Handbook**.: ASM International, 2006. v. 13. Disponível em: <<http://www.asminternational.org/documents/10192/1849770/ACFAB96.pdf>>. Acesso em: 12 Jun. 2015.

KESHAVARZ, A.; GHAJAR, R.; MIRONE, G. A new experimental failure model based on triaxiality factor and Lode angle for X-100 pipeline steel. **International Journal of Mechanical Sciences**, n. 80, p. 175–182, Mar. 2014.

KRISTOFFERSEN, M. et al. Impact against empty and water-filled X65 steel pipes - Experiments and simulations. **International Journal of Impact Engineering**, n. 71, p. 73-88, Maio 2014. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X14000931>>. Acesso em: 02 Jul. 2016.

LEHREN, A. W. Millions of miles of pipe, and years of questions. **The New York Times**, Nova Iorque, 25 Setembro 2010. A1. Disponível em:
<<http://www.nytimes.com/2010/09/25/us/25pipeline.html>>. Acesso em: 02 Apr. 2015.

LEIS, B. N. Arresting propagating shear in pipelines. **Steel in Translation**, Ohio, v. 45, n. 1, p. 1-17, 2015.

_____; ZHU, X.-K. Recent developments in corrosion and mechanical damage assessment. In: INTERNATIONAL PIPELINE TECHNOLOGY CONFERENCE, 6., 2013, Oostend. **Proceedings of the sixth international pipeline technology conference...** Oostend: [s.n.], 2013. p. 19 - 31.

MARTINS, F. H.; MACHADO, M. L. P. Study of the thermomechanical behavior of API 5L X80 steel micro-alloyed with Nb-Ti through hot torsion tests. **Revista Escola de Minas**, Ouro Preto, v. 68, p. 195-200, Abril 2015. Disponível em:
<http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S0370-44672015000200195&script=sci_abstract>. Acesso em: 14 Sep. 2016.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. Plasticity. In: MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. **Mechanical Behavior of Materials**. 1. ed. Nova Jersey: Prentice-Hall, 1999. Cap. 3, p. 112-177.

MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIAS. **Resenha Energética Brasileira**. Brasília, DF: [s.n.], 2016. Disponível em: <[http://www.mme.gov.br/documents/10584/3580498/02+-+Resenha+Energ%C3%A9tica+Brasileira+2016+-+Ano+Base+2015+\(PDF\)/66e011ce-f34b-419e-adf1-8a3853c95fd4?version=1.0](http://www.mme.gov.br/documents/10584/3580498/02+-+Resenha+Energ%C3%A9tica+Brasileira+2016+-+Ano+Base+2015+(PDF)/66e011ce-f34b-419e-adf1-8a3853c95fd4?version=1.0)>. Acesso em: 6 Nov. 2016.

MOKHATAB, S.; POE, W. A.; SPEIGHT, J. G. Natural gas fundamental. In: _____ **Hanndbook of natural gas**. Oxford: Elsevier, 2006. Cap. 1, p. 19.

MORAIS, W. A. D.; SAMPAIO JR., H. D.; FRANCIS, C. Atualidades dos tubos de pequeno diâmetro. **Siderurgia Brasil**, São Paulo, n. 79, p. 37-44, Dezembro 2011.

MUHITPOUR, M.; GLOVER, A.; TREFANENKO, B. Pipeline report: technology advances key worldwide gas pipeline developments. **Oil and Gas Journal**, Texas, 26 Novembro 2001. Disponível em: <<http://www.ogj.com/articles/print/volume-99/issue-48/special-report/pipeline-report-technology-advances-key-worldwide-gas-pipeline-developments.html>>. Acesso em: 12 Apr. 2015.

NAGARAJ, B.; CARROLL, D.; DIEHL, T. Ball drop simulation on two-way radio lens using Abaqus explicit. In: ABAQUS USER'S CONFERENCE, 1999, Chester. **Proceedings - Abaqus user's conference...** Chester: [s.n.]. 1999.

NONN, A.; KALWA, C. Analysis of dynamic ductile fracture propagation in pipeline steels: a damage-mechanics' approach. In: INTERNATIONAL PIPELINE TECHNOLOGY CONFERENCE, 6., 2013, Oostend. **Proceedings of the sixth international pipeline technology conference...**Oostend: [s.n.]. 2013. p. 1419 - 1438.

NATIONAL TRANSPORTATION SAFETY BOARD - NTSB. **Accident No: DCA-04-MP-006**. Washington, D.C.: National Transportation Safety Board. 2006. (NTSB/PAB-06/01).

_____. **Pacific Gas and Electric Company Natural Gas Transmission Pipeline Rupture and Fire**. Washington, D.C.: National Transportation Safety Board. 2011. (NTSB/PB2011-916501).

_____. **Accident N°: DCA09FP007**. Washington, D.C.: National Transportation Safety Board. 2013. (NTSB/PAB-13/01).

OLIFERUK, W.; MAJ, M. Plastic instability criterion based on energy conversion. **Materials Science and Engineering**, p. 363 -366, Jul. 2007. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092150930601896X>>. Acesso em: 29 May. 2015.

PARMAR, S. et al. Simulation of ductile fracture in pipeline steels under varying constraint conditions using cohesive zone modeling. In: PRESSURE VESSELS AND PIPING CONFERENCE, 2015, Boston. **Materials and Fabrication...**Boston: ASME, 2015.

PENG, K.; QIAN, K.; CHEN, W. Effect of dynamic strain aging on high temperature properties of austenitic stainless steel. **Materials Science and Engineering: A**, v. 379, p. 372-377, Agosto 2004. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509304002667>>. Acesso em: 19 Jul. 2015.

RAGAB, A.-R.; BAYOUMI, S. E. **Engineering solid mechanics: fundamentals and applications**. Washington, D.C.: CRC, 1998.

RAO, S. S. **The finite element method in engineering**. 4. ed. Burlington: Elsevier, 2005.

RICE, J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics**, v. 35, p. 379 - 386, Jun 1968.

_____; TRACEY, D. M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 17, p. 201 - 217, 1969.

SATHYANARAYANAN, S. et al. Characterization of crack arrest phenomena in a modified 9Cr-1Mo steel. **Journal of Testing and Evaluation**, v. 39, n. 3, May 2011.

SCHEIDER, I. et al. A damage mechanics based evaluation of dynamic fracture resistance in gas pipeline. **Procedia Materials Science**, v. 3, p. 1956 - 1964, 2014. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2211812814003162>>. Acesso em: 30 Jun. 2015.

TENARIS. Tubos para condução (line pipe). **Tenaris**, 2012. Disponível em: <<http://www.tenaris.com/shared/documents/files/CB432.pdf>>. Acesso em: 1 Jul 2015.

TRÄDEGÅRD, A.; NILSSON, F.; ÖSTLUND, S. FEM-remeshing technique applied to crack growth problems. **Computer methods in applied mechanics and engineering**, v. 160, p. 115-131, 1998. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045782597002879>>. Acesso em: 19 Dec. 2016.

WANG , H.-Y. et al. Effects of rigid and nonrigid extracoronary attachments on supporting tissues in extension base partial removable dental prostheses: a nonlinear finite element study. **The Journal of Prosthetic Dentistry**, v. 105, p. 338 – 346, May 2011.

WANG, J. Q.; SHUAI, J. Measurement and analysis of crack tip opening angle in pipeline steels. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 49, p. 36 - 49, Jan. 2012.

WILKOWSKI, G. M. et al. Determination of the region of steady-state crack growth from impact tests. In: INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE, 4., 2002, Calgary. **Proceedings of the fourth international pipeline conference...** Calgary: ASME, 2002.

XIE , D.; WAAS, M. Discrete cohesive zone model for mixed-mode fracture using finite element analysis. **Engineering Fractures Mechanics**, n. 73, p. 1783 - 1796, May 2006.

YAZID, A.; ABDELKADER, N.; ABDELMADJID, H. A state-of-the-art review of the X-FEM for computational fracture mechanics. **Applied Mathematical Modelling**, n. 33, p. 4269–4282, 2009.

ZENG, Y. **Feasibility study of cohesive zone model on crack propagation in pipeline steel under monotonic and fatigue loading**. Holanda: Delft University of Technology. Holanda, 2015.

ZHANG, Z. L. et al. Sent (single edge notch tension) methodology for pipeline. In: EUROPEAN CONFERENCE ON FRACTURE, 18., 2010, Dresden. **Proceedings of the 18th European Conference on Fracture...** Dresden: [s.n.]. 2010.

ZHU, X.-K.; JOYCE, J. A. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 85, p. 1-46, May 2012.

_____. ; LEIS, B. N. CVN and DWTT energy methods for determining fracture arrest toughness of high strength pipelines steels. In: INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE, 9., 2012, Calcary. **Proceedings of the ninth international pipeline conference....** Calcary: ASME. 2012.

APÊNDICE A – Dedução da deformação de instabilidade

Adotando que o duto tenha paredes finas, ou seja, que se encontre em estado plano de tensões ($\sigma_3 = 0$), $\sigma_1 = 2\sigma_2$ (assumindo uma força axial), sendo os índices 1, 2 e 3 as direções máximas. Aplicando a equação de von Mises, equação (21), obtém-se a equação (22). Resolvendo a equação encontra-se o valor da tensão média de von Mises ($\bar{\sigma}$) em relação a tensão σ_1 , equação (23).

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (21)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\left(\sigma_1 - \frac{1}{2}\sigma_1\right)^2 + \left(\frac{1}{2}\sigma_1 - 0\right)^2 + (\sigma_1 - 0)^2} \quad (22)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_1 \quad (23)$$

Sabendo que a tensão circunferencial (σ_1) de um duto é calculada pela equação (24), onde p é a pressão atuante, r_i o raio, normalmente interno, do gasoduto e t a espessura.

$$\sigma_1 = \frac{p \cdot r_i}{t} \quad (24)$$

Isolando a pressão, derivando e fazendo, para o ponto de instabilidade, $dp = 0$ obtém-se a equação (25). Rearranjando os termos encontra-se a equação (26). Substituindo $dt/t = \varepsilon_3$ e $dr_i/r_i = \varepsilon_2$ obtendo, assim, a equação (27).

$$dp_1 = \frac{t}{r_i} d\sigma_1 + \frac{\sigma_1}{r_i} dt - \frac{\sigma_1}{r_i^2} dr_i = 0 \quad (25)$$

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = -\frac{dt}{t} + \frac{dr_i}{r_i} \quad (26)$$

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = -\varepsilon_3 + \varepsilon_1 \quad (27)$$

Pela teoria de plasticidade pode-se provar que a deformação na direção longitudinal (ε_2) é nula aplicando a equação (28), fazendo as substituições adequadas, equação (29). Portanto, como durante a deformação plástica não há variação de volume, $\varepsilon_3 = -\varepsilon_1$. Com isso é

possível determinar a deformação efetiva ($\bar{\varepsilon}$), partindo da equação (30), em relação à deformação ε_1 , equação (A.11).

$$d\varepsilon_2 = d\lambda \left(\sigma_2 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \right) \quad (28)$$

$$d\varepsilon_2 = d\lambda \left(\frac{1}{2}\sigma_1 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + 0) \right) = 0 \quad (29)$$

$$d\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(d\varepsilon_1^2 + d\varepsilon_2^2 + d\varepsilon_3^2)} \quad (30)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_1 \quad (31)$$

Partindo da equação de Hollomon, equação (32), fazendo as devidas substituições, equação (33), obtém-se a tensão σ_1 em relação a deformação ε_1 .

$$\bar{\sigma} = H \cdot (\bar{\varepsilon})^n \quad (32)$$

$$\frac{\sqrt{3}}{2}\sigma_1 = H \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_1 \right)^n \quad (33)$$

$$\sigma_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot H \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_1 \right)^n \quad (34)$$

Substituindo $\varepsilon_3 = -\varepsilon_1$ na equação (27), obtém-se a equação (35). Derivando a equação (34) e substituindo na equação (35), encontra-se a equação (36), que, após as simplificações, resulta na deformação de instabilidade em relação ao expoente de encruamento n , equação (37).

$$\frac{d\sigma_1}{\varepsilon_1} = 2\sigma_1 \quad (35)$$

$$\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot H \cdot n \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n \cdot (\varepsilon_1)^{n-1} = 2 \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot H \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_1 \right)^n \right) \quad (36)$$

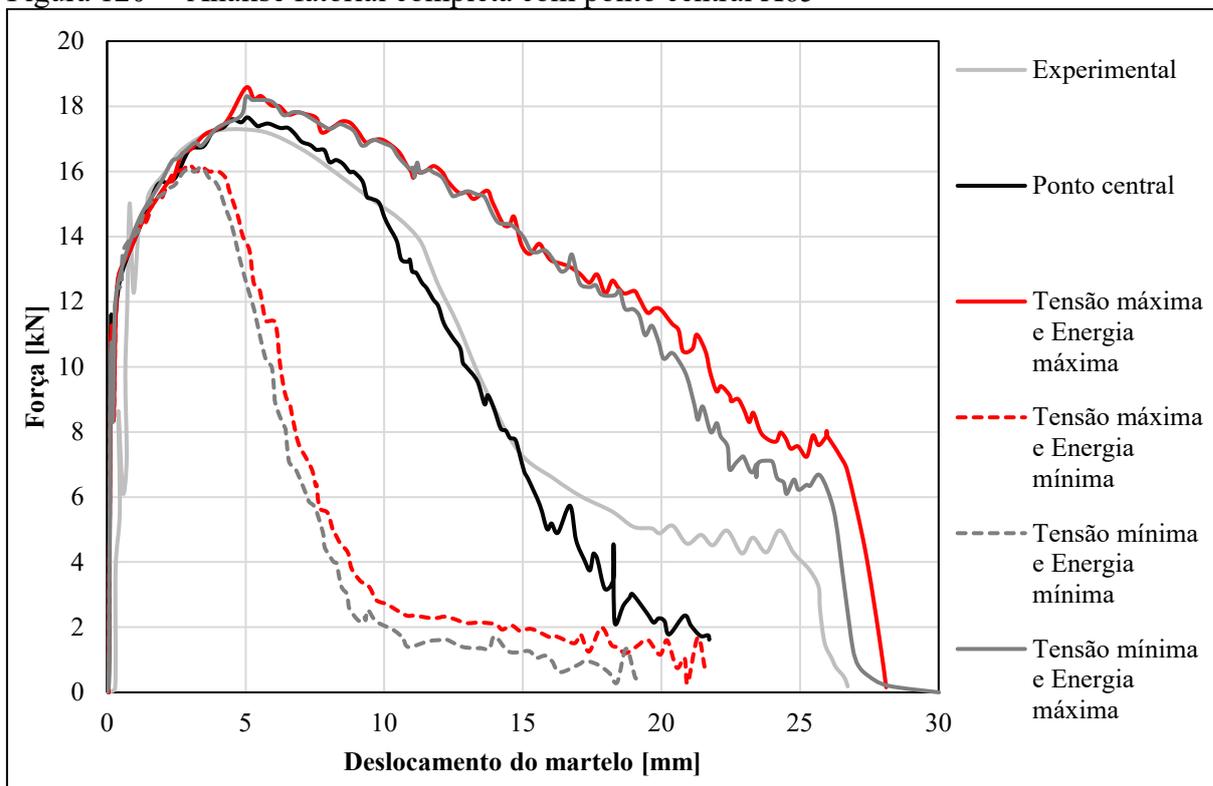
$$\varepsilon_1 = \frac{n}{2} \quad (37)$$

Substituindo em (31) é possível encontrar a deformação efetiva, equação (38).

$$\bar{\varepsilon}_i = \frac{n}{\sqrt{3}} \quad (38)$$

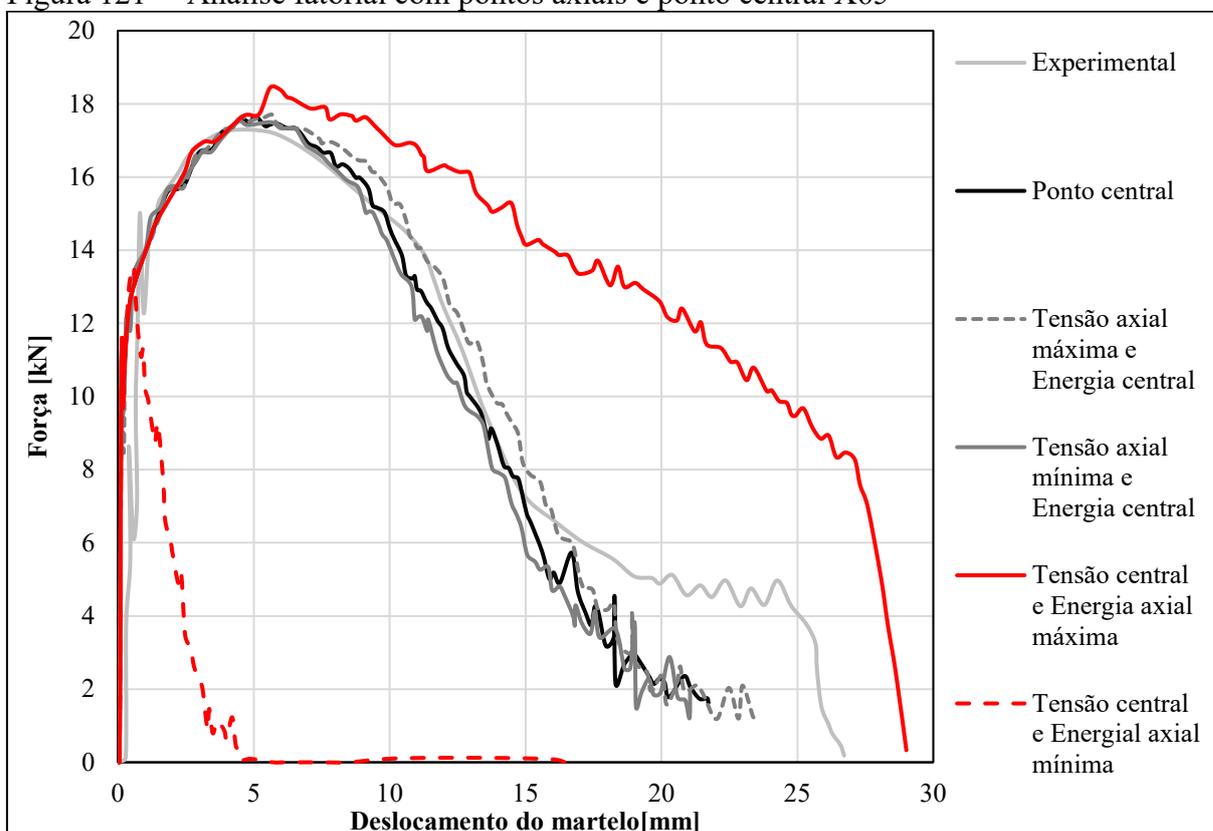
APÊNDICE B – Curvas da análise fatorial

Figura 120 – Análise fatorial completa com ponto central X65



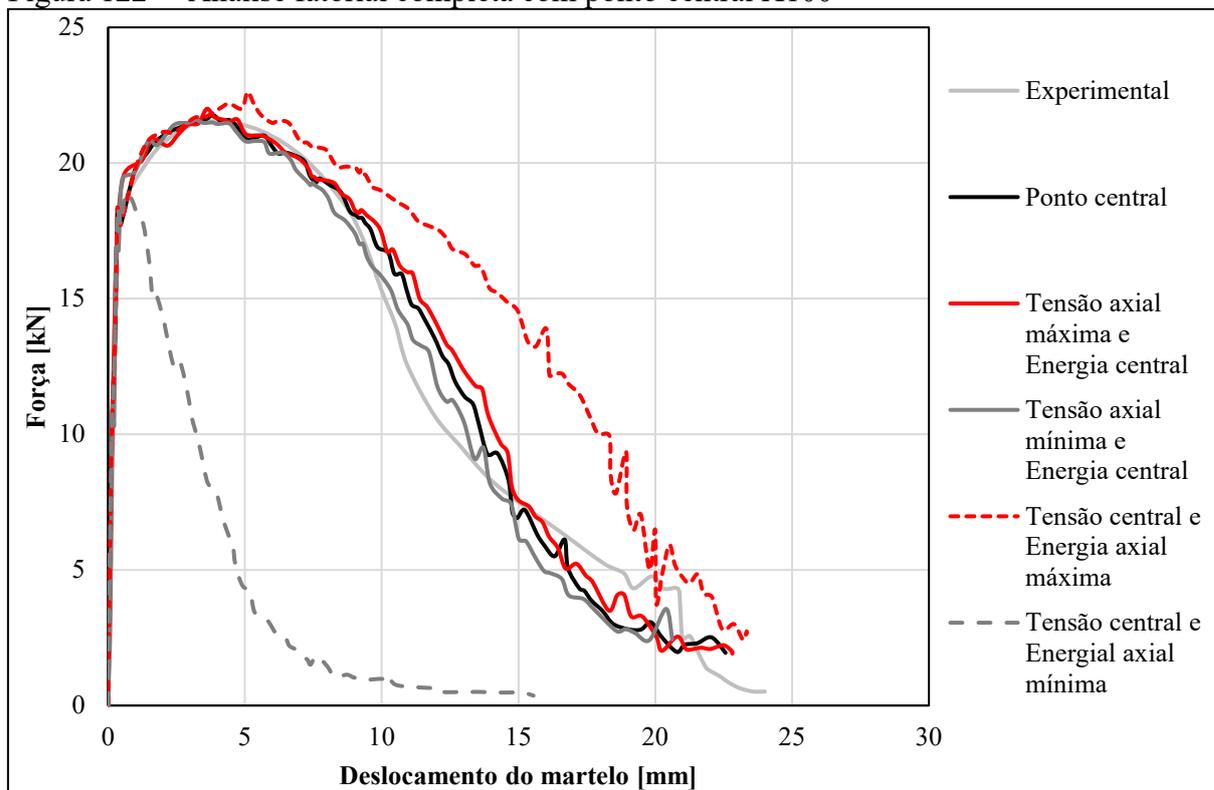
Fonte: Autora

Figura 121 – Análise fatorial com pontos axiais e ponto central X65



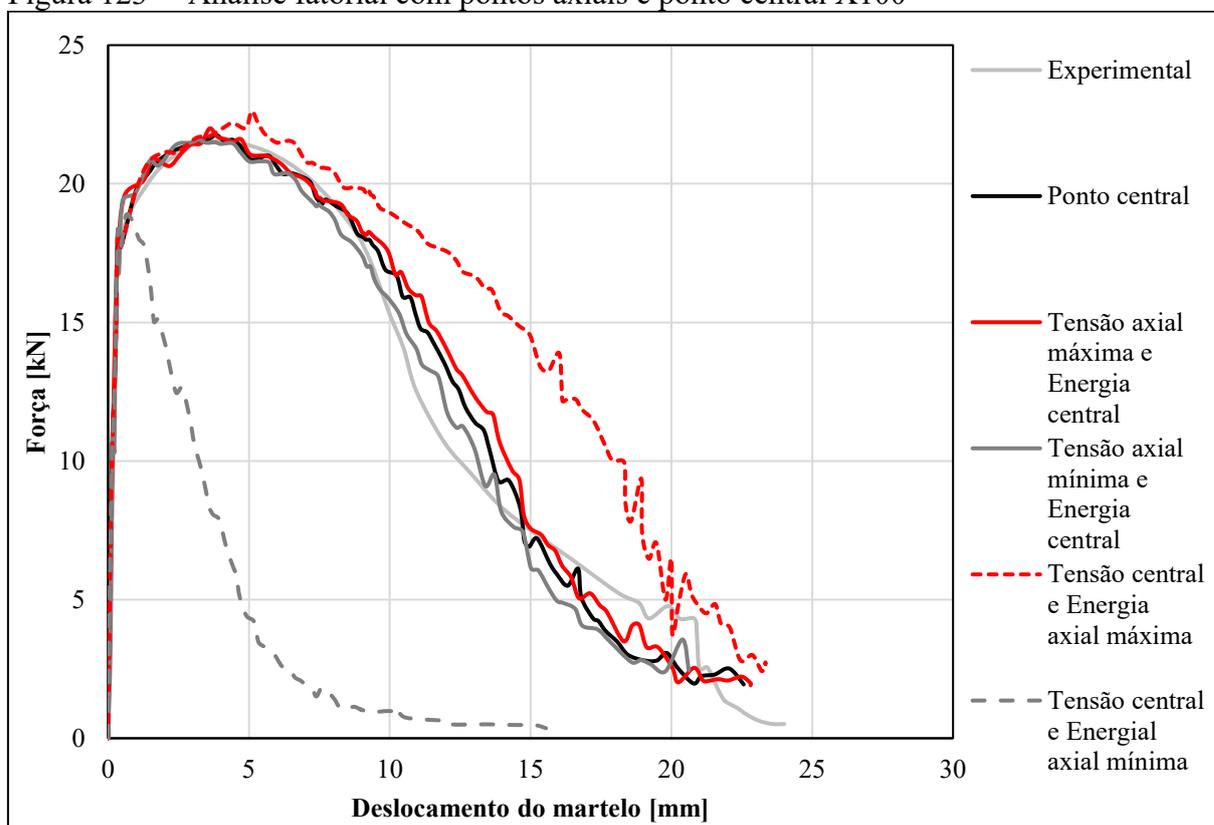
Fonte: Autora

Figura 122 – Análise fatorial completa com ponto central X100



Fonte: Autora

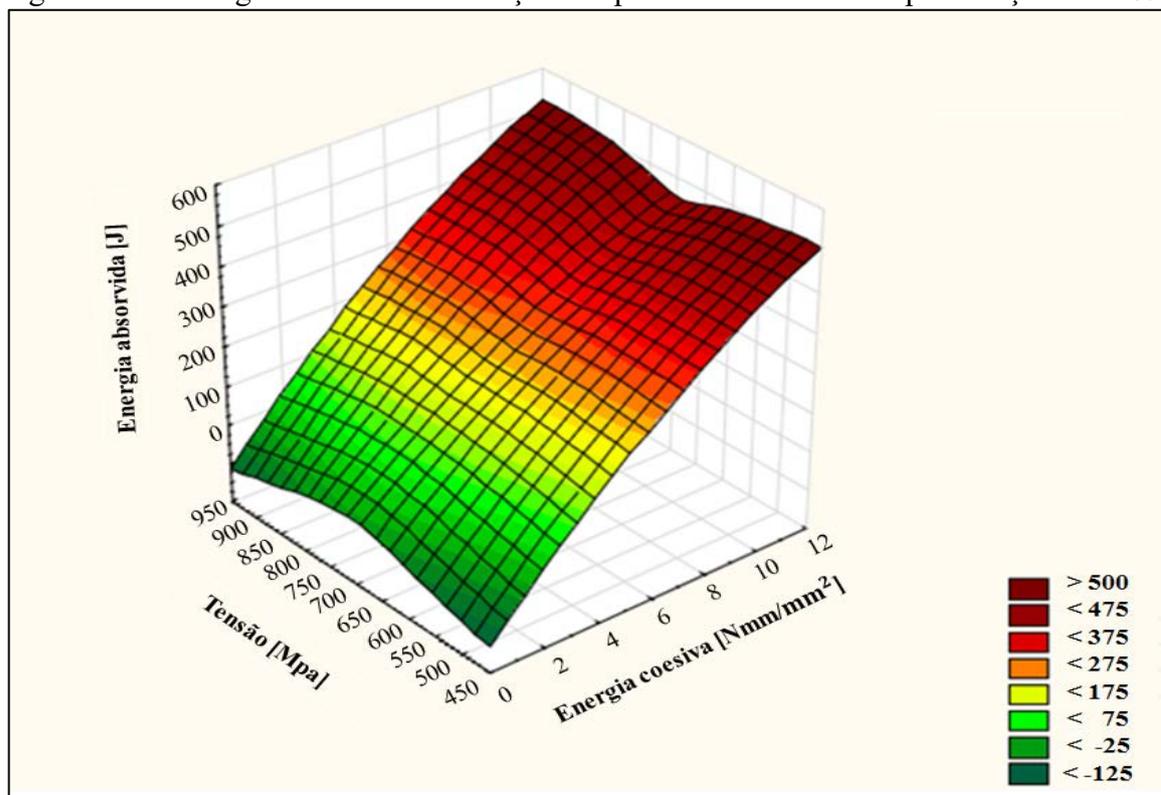
Figura 123 – Análise fatorial com pontos axiais e ponto central X100



Fonte: Autora

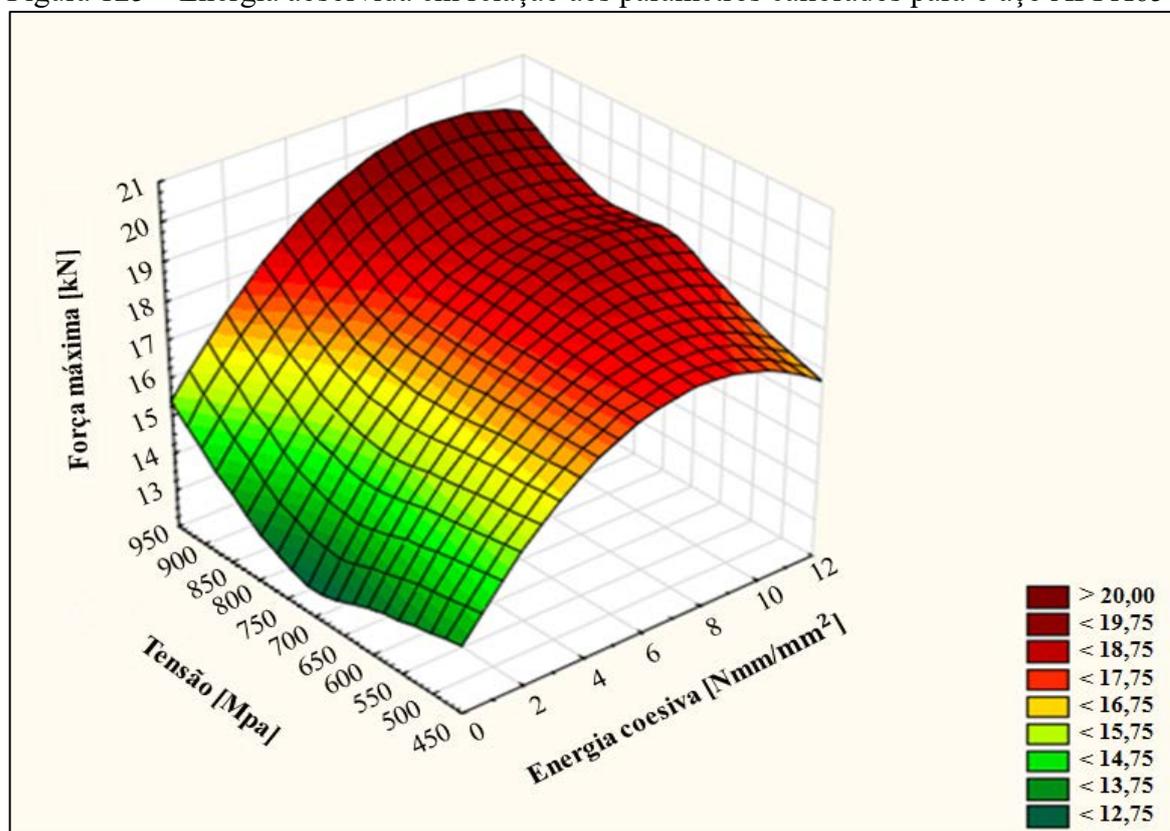
APÊNDICE C – Gráficos de superfície da análise fatorial

Figura 124 – Energia absorvida em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X65



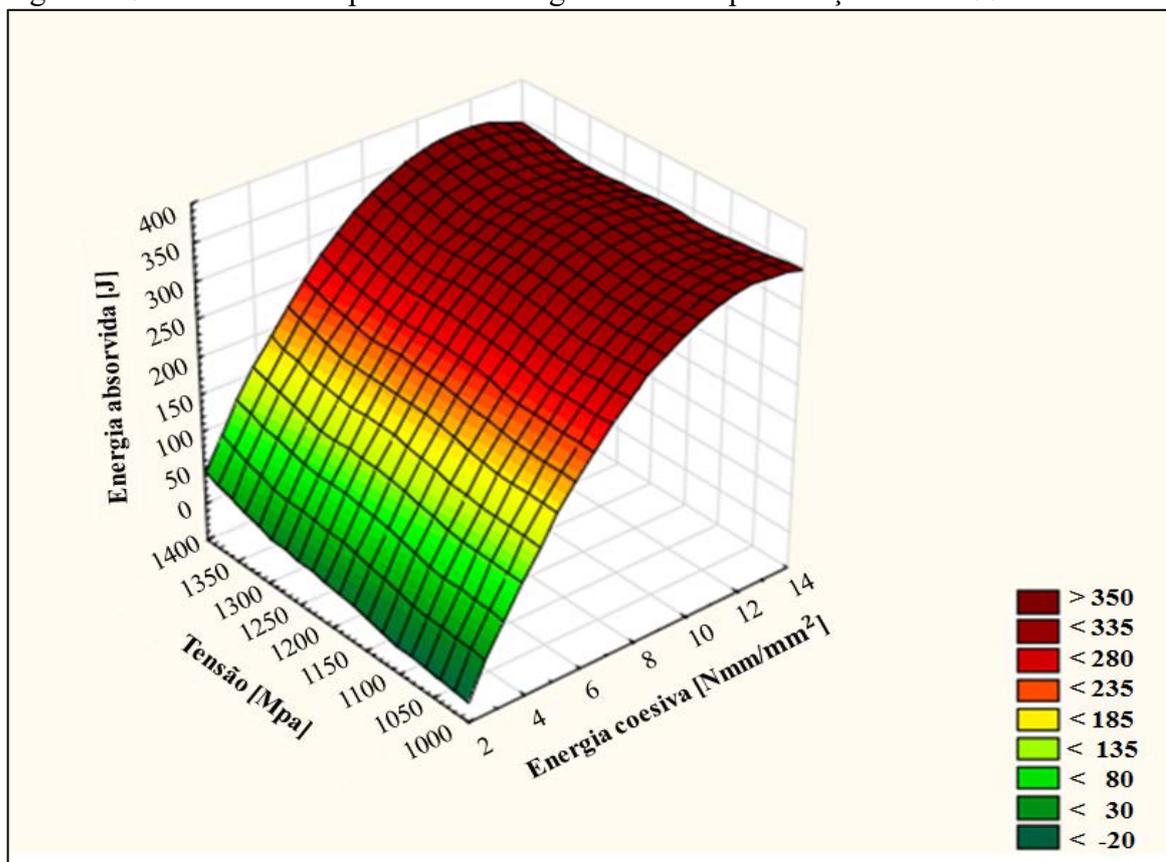
Fonte: Autora

Figura 125 – Energia absorvida em relação aos parâmetros calibrados para o aço API X65



Fonte: Autora

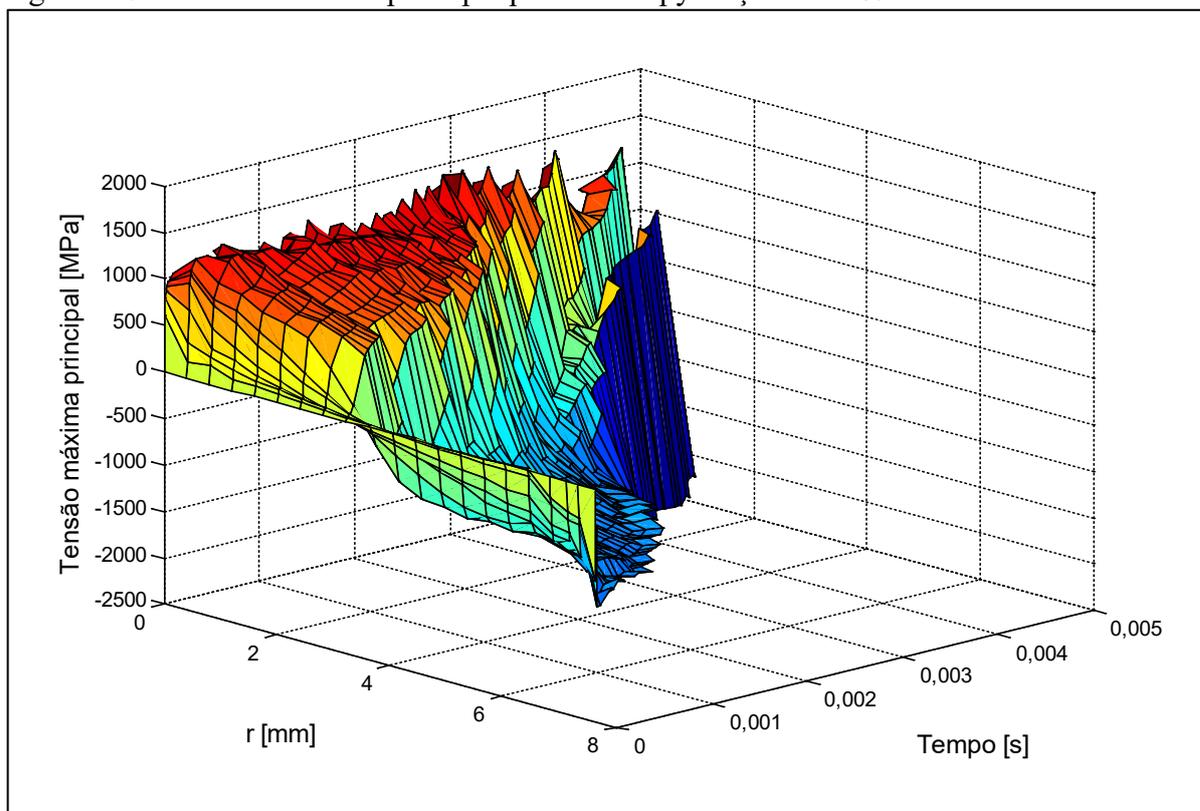
Figura 126 – Gráfico de superfície da energia absorvida para o aço API X100



Fonte: Autora

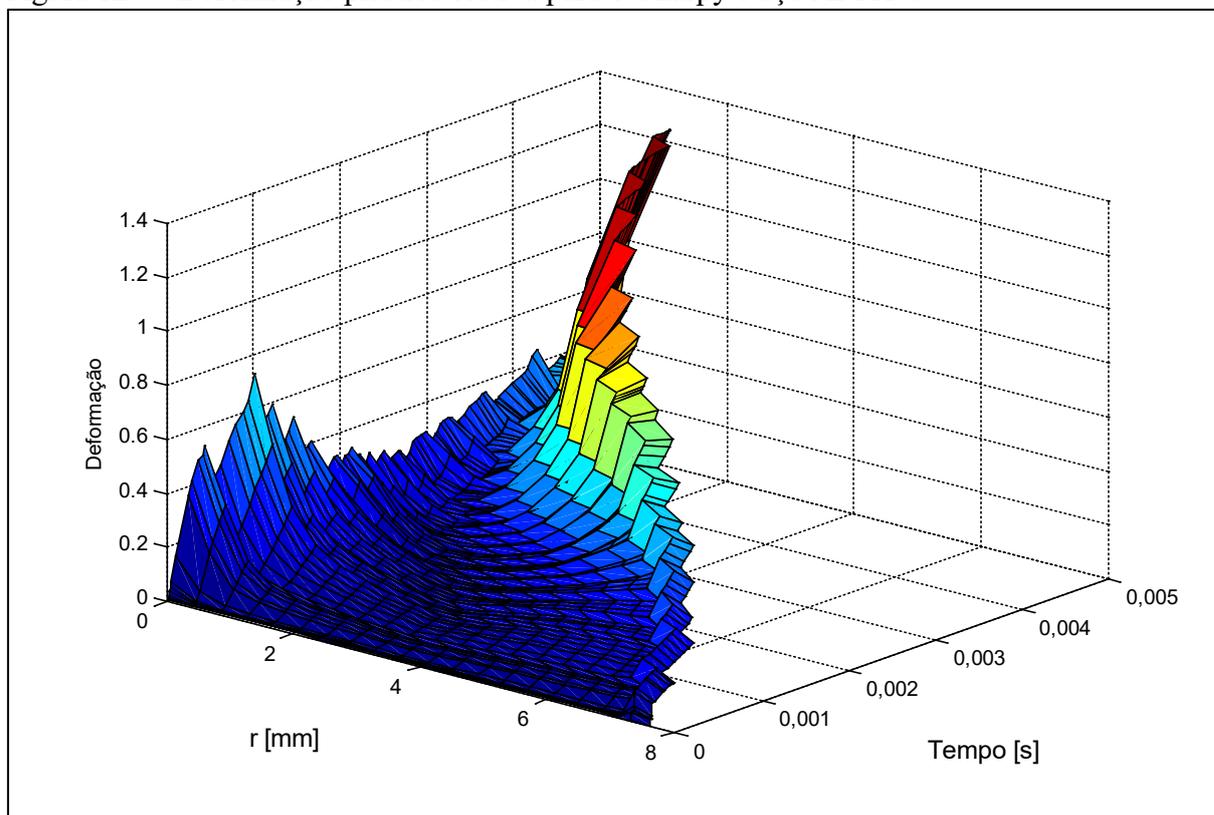
APÊNDICE D – Gráficos da análise do campo de tensões do Charpy

Figura 127 – Tensão máxima principal para o Charpy e aço API X65



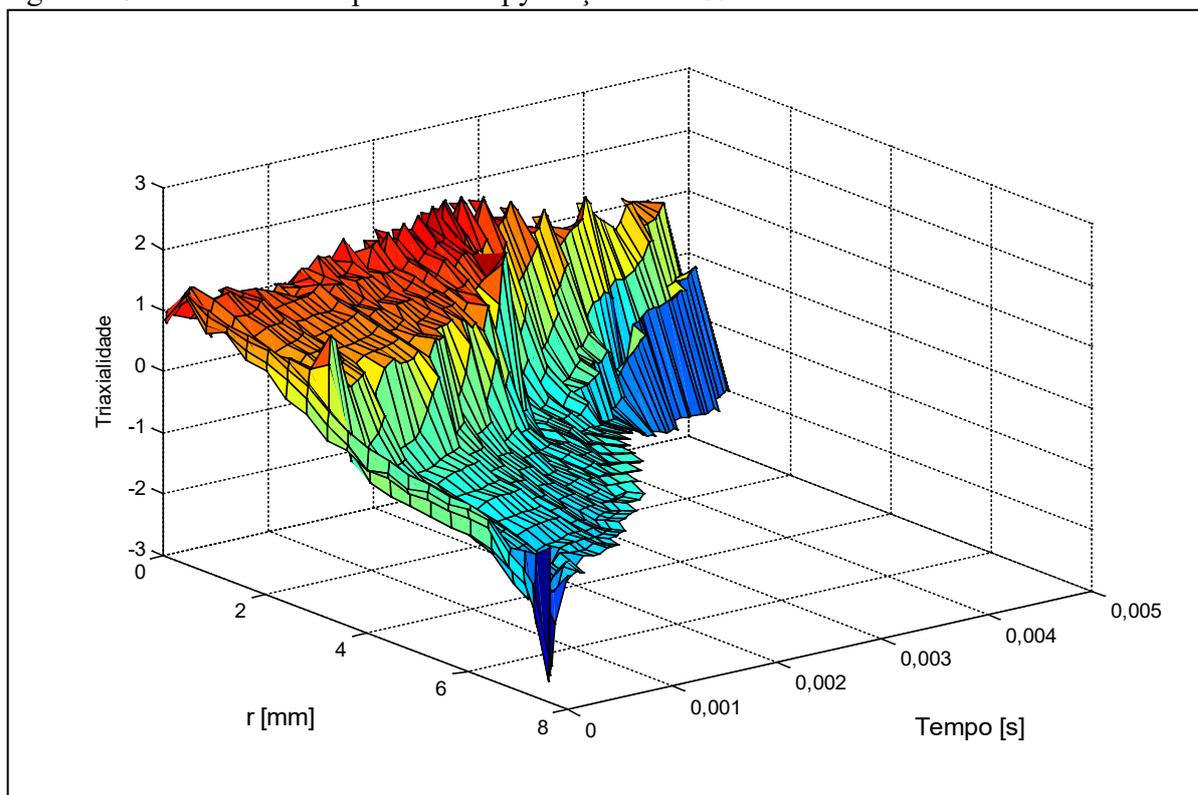
Fonte: Autora

Figura 128 – Deformação plástica efetiva para o Charpy e aço API X65



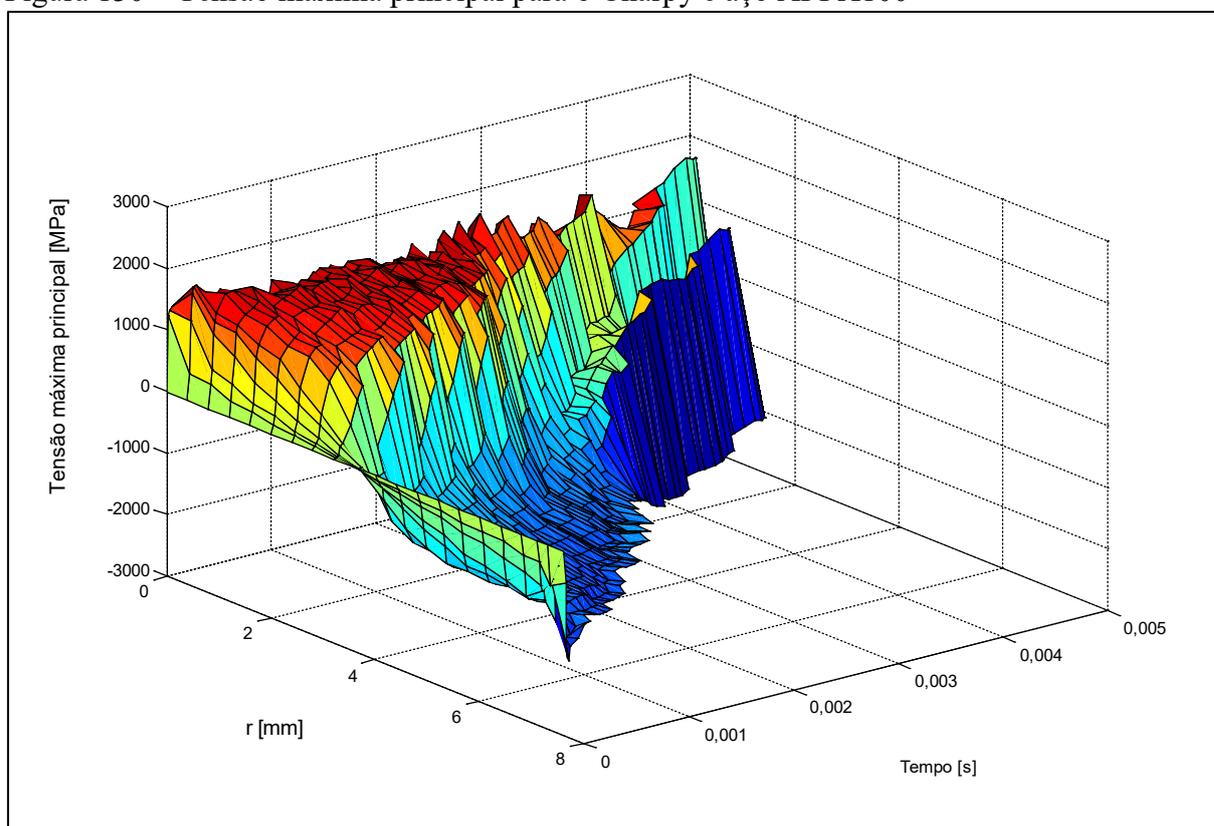
Fonte: Autora

Figura 129 – Triaxialidade para o Charpy e aço API X65



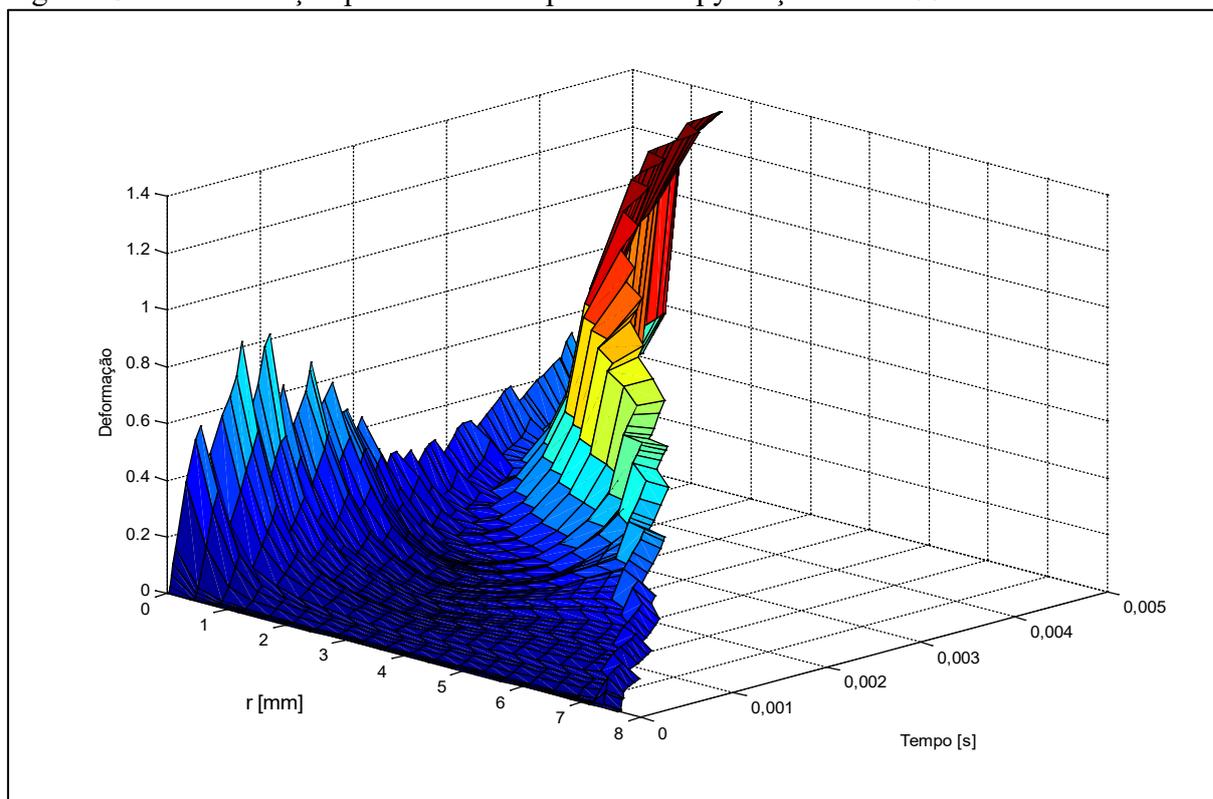
Fonte: Autora

Figura 130 – Tensão máxima principal para o Charpy e aço API X100



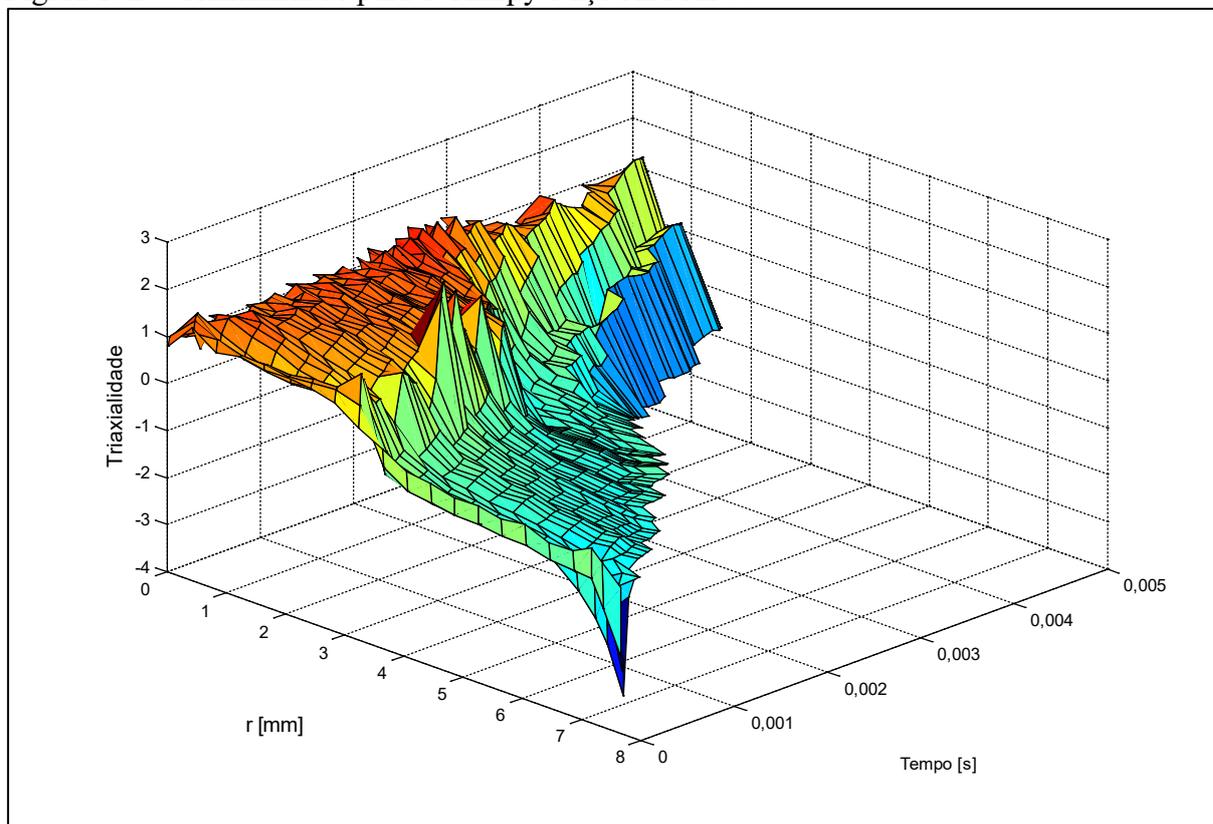
Fonte: Autora

Figura 131 – Deformação plástica efetiva para o Charpy e aço API X100



Fonte: Autora

Figura 132 – Triaxialidade para o Charpy e aço API X100



Fonte: Autora