

CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI  
LUCAS NODARI GOMES DA SILVA

**AVALIAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO MECÂNICO  
DE AÇOS API X80 E INVESTIGAÇÃO DAS VARIÁVEIS MECÂNICAS E  
MICROESTRUTURAIS ENVOLVIDAS NO CRACK ARREST**

São Bernardo do Campo

2019



LUCAS NODARI GOMES DA SILVA

**AVALIAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO MECÂNICO  
DE AÇOS API X80 E INVESTIGAÇÃO DAS VARIÁVEIS MECÂNICAS E  
MICROESTRUTURAIS ENVOLVIDAS NO CRACK ARREST**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Centro Universitário FEI para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica com ênfase em Materiais e Processos. Orientado pelo Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

São Bernardo do Campo

2019

Silva, Lucas Nodari Gomes da.

Avaliação numérico-experimental do comportamento mecânico de aços API X80 e investigação das variáveis mecânicas e microestruturais envolvidas no crack arrest / Lucas Nodari Gomes da Silva. São Bernardo do Campo, 2019.

251 p. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

1. Gasodutos. 2. API X80. 3. Chary instrumentado. 4. DWTT. 5. GTN. I. Donato, Gustavo Henrique Bolognesi, orient. II. Título.

**Aluno:** Lucas Nodari Gomes da Silva

**Matrícula:** 217313-6

**Título do Trabalho:** Avaliação numérico-experimental do comportamento mecânico de aços API X80 e investigação das variáveis mecânicas e microestruturais envolvidas no crack arrest.

**Área de Concentração:** Materiais e Processos

**Orientador:** Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato

**Data da realização da defesa:** 28/11/2019

**ORIGINAL ASSINADA**

**Avaliação da Banca Examinadora:**

---

---

---

---

---

---

---

---

São Bernardo do Campo,     /     /     .

**MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA**

Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato     Ass.: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Roberto Bortolussi     Ass.: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Diego Felipe Sarzosa Burgos     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, avós, e a todos aqueles que, de alguma forma, contribuíram para meu crescimento pessoal e profissional.



## AGRADECIMENTOS

Aos meus pais e avós pelo esforço que têm feito ao longo de toda a minha formação, sempre apoiando minhas decisões e dando suporte em momentos difíceis. Não poderia deixar de agradecer, também, a minha grande amiga Samanta Stuani, sempre disposta a me ouvir e contribuir para meu amadurecimento como ser humano.

Ao Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato, que tenho como um grande amigo e referência pessoal e profissional, pela orientação, profissionalismo e caráter. Obrigado pelos desafios impostos e pelo norte em momentos de adversidade.

À Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração (CBMM), que forneceu os materiais, recursos e bolsa de estudos que permitiram o desenvolvimento desta pesquisa.

Aos amigos Rodrygo Moço e Letícia Pereira, cujos trabalhos de mestrado foram precursores a este e me deram suporte quando necessário. Também ao amigo Leonardo Andrade, com quem tive a oportunidade de conviver diariamente e aprender muito em nossas discussões.

Aos alunos Leandro Chagas e Marcelo Paranhos, que contribuíram em algum momento por meio de suas Iniciações Científicas sendo desenvolvidas em paralelo.

Ao Centro Universitário FEI, por toda a estrutura, de modo geral, e pelos professores com quem tive o prazer de aprender, muitos dos quais me inspiraram a seguir a carreira acadêmica. Além de agradecimentos específicos ao Centro de Laboratórios Mecânicos (CLM), que contribuiu significativamente para o desenvolvimento desta pesquisa, seja fabricando os corpos de prova ou auxiliando durante as análises laboratoriais.

À empresa Carnevalli Engenharia, ao setor de manutenção elétrica e ao Eng. João Potapovas do Centro Universitário FEI, que em conjunto garantiram o funcionamento da máquina *Drop Tower* para ensaios DWTT.

À Universidade Estadual de Ponta Grossa (UEPG), especificamente ao Prof. Dr. André Luis Moreira de Carvalho, que assistiu a essa pesquisa apoiando a realização dos ensaios de impacto Charpy instrumentado.

À CAPES, pela bolsa-taxa, que contribuiu para isenção da mensalidade do mestrado.



“Life is like riding a bicycle. To keep your balance, you must keep moving”

Albert Einstein

“O sucesso, para mim, não se mede pela vitória, e sim pela entrega, por fazer o seu melhor a cada dia.”

Rogério Ceni



## RESUMO

Apesar do usual emprego de aços estruturais modernos de alta tenacidade (classe API) a gasodutos, permanece a necessidade de prever fenômenos de fraturamento dúctil que podem disparar trincas a velocidades próximas de 500 m/s e resultar em prejuízos significativos à sociedade. Neste sentido, e de um ponto de vista de engenharia, alguns modelos para previsão de falha em gasodutos, propostos no passado, deixaram de aderir à fenomenologia ocorrente nos materiais atuais, contribuindo para a perda de similitude entre os corpos de prova (*Charpy V-Notch*) e estruturas reais. Desta maneira, as pesquisas de Moço (2017) e Pereira (2017) disponibilizaram boas práticas de simulação de corpos de prova de impacto e gasodutos, para compreensão do fenômeno de propagação de trincas em materiais de alta tenacidade sob uma perspectiva da resposta carga-deslocamento e de energia. Contudo, um estudo mais detalhado se faz necessário, além de ensaios experimentais para fins de validação numérica e identificação das variáveis mecânicas e microestruturais que impactam diretamente no *crack arrest*. Neste cenário se inseriu esta pesquisa, que abordou toda a caracterização experimental por meio de ensaios mecânicos de tração e impacto Charpy instrumentado a partir de chapas de aço API X80, além de testes DWTT preliminares, sendo todos acompanhados por reprodução numérica envolvendo modelo de dano de GTN para compreensão dos fenômenos envolvidos. Assim, apesar do cunho estruturante desta pesquisa, os resultados das análises experimentais apontaram para um norte no que diz respeito às variáveis que impactam na capacidade de frenagem de trincas destes materiais, à exemplo da ocorrência de delaminações em casos onde o *arrest* não ocorreu. Portanto, este trabalho estabeleceu um alicerce sólido para continuidade das investigações energéticas envolvendo o fenômeno de propagação de trincas em aços de alta tenacidade, partindo das propostas de Leis (2013), Moço (2017) e Pereira (2017), bem como para a identificação das variáveis mecânicas e microestruturais que impactam no *crack arrest*.

**Palavras-chave:** Gasodutos. API X80. Charpy instrumentado. DWTT. GTN.



## ABSTRACT

Despite employing modern high toughness structural steels (API grade) in pipelines, it remains the need of predicting ductile fracture phenomena that can trigger cracks in velocities up to 500 m/s and result in significant damage to society. In this sense, and from an engineering point of view, some models for pipelines failure prediction proposed in the past no longer represent the phenomenology occurring in the current materials, contributing for the loss of similitude between the specimens (Charpy V-Notch) and real structures. Thus, the researches of Moço (2017) and Pereira (2017) have provided good practices in impact specimens and pipes simulations, for the comprehension of the crack propagation phenomena in high toughness materials, by means of load-displacement response and also an energetics perspective. Nevertheless, a deeper study is necessary, in addition to experimental tests for numerical validation and identification of mechanical and microstructural variables that directly influence in crack arrest. In this scenario, this research was conceived, including the whole experimental characterization by means of tensile and instrumented Charpy mechanical tests of API X80 steel plates, in addition to preliminaries DWTT tests, all of them followed by numerical reproduction employing GTN damage model to understand the phenomena. Moreover, despite the structuring nature of this research, the results of the experimental analyses have already briefly oriented the investigation regarding to the variables that play a role in these materials' crack arrest, as the occurrence of delaminations in the cases where the arrest didn't take place. Therefore, this work has established a solid base for the continuity of the energetics investigations involving the crack propagation phenomenon in high toughness steels (from the proposals made by Moço (2017) and Pereira (2017)), as the identification of the mechanical and microstructural variables that play a role in crack arrest.

**Keywords:** Pipelines. API X80. Instrumented Charpy. DWTT. GTN.



## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Consumo de Gás Natural (GN) ao longo dos anos em diferentes regiões .....	40
Figura 2 - Explosão de gasoduto em Taiwan (2014).....	41
Figura 3 - <i>Pig</i> para inspeção e limpeza interna de dutos (imagem ilustrativa) .....	46
Figura 4 - Evolução dos aços classe API .....	48
Figura 5 - Processo de fabricação UOE.....	49
Figura 6 - Processo de fabricação espiral <i>one-step</i> .....	50
Figura 7 - Direções resultantes dos processos de fabricação (a) espiral e (b) UOE .....	51
Figura 8 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia de aços API X80 obtidos na literatura .....	52
Figura 9 - Comportamento ortotrópico observado em espécimes de tração pós-ensaio.....	52
Figura 10 - Curva de transição dúctil frágil para o aço X80 apresentado em Shin et al. (2007) .....	53
Figura 11 - Delaminações identificadas em aços X80.....	54
Figura 12 - Micrografias obtidas em microscópio eletrônico de varredura (MEV) para dois dos aços apresentados na Figura 8.....	55
Figura 13 - Evolução da razão $S_{LE}/S_{LR}$ em função do $S_{LE}$ em aços API .....	56
Figura 14 - Tubo que foi ejetado em acidente ocorrido na Flórida .....	58
Figura 15 - Tubos pós-acidente de Indianapolis em 1997.....	59
Figura 16 - Inserto utilizado para escavação (à esquerda) e respectivas ranhuras causadas no tubo (à direita).....	60
Figura 17 - Locus de falha definido pelo critério de von Mises.....	64
Figura 18 - Tensões atuantes em vasos de pressão.....	66
Figura 19 - Efeito da temperatura e da taxa de deformação no comportamento mecânico do ferro.....	70
Figura 20 - Efeito da tenacidade à fratura no mecanismo governante de falha e parâmetros que descrevem cada região .....	72
Figura 21 - Definições geométricas para o CTOD. (a) deslocamento da ponta da trinca original e (b) deslocamento no intercepto de 90°.....	73
Figura 22 - Contorno arbitrário ( $\Gamma$ ) ao redor da ponta da trinca.....	74

Figura 23 - Definição de CTOA.....	76
Figura 24 - Curva de resistência esquemática para um material dúctil .....	77
Figura 25 - Propagação instável de trincas em controle de carga e deslocamento .....	78
Figura 26 - Influência da taxa de carregamento na tenacidade à fratura de materiais dúcteis.....	81
Figura 27 - Representação esquemática da evolução de $K_{ID}$ em função da velocidade de propagação.....	82
Figura 28 - Correções da curva tensão vs. deformação .....	85
Figura 29 - Parâmetros geométricos da estricção utilizados para determinação do fator de Bridgman (representação esquemática).....	85
Figura 30 - Pêndulo para ensaio de impacto e espécime Charpy (dim. em mm) .....	86
Figura 31 - Corpo de prova DWTT (dimensões em mm).....	88
Figura 32 - Evolução das parcelas de energia absorvidas em ensaio Charpy .....	90
Figura 33 - Trechos definidos por Leis (2013) para separação das parcelas energéticas absorvidas por um corpo de prova Charpy.....	90
Figura 34 - Regiões de interesse para estudo das energias associadas às (A) deformações plásticas induzidas pelo martelo, (B) esteira plástica resultante da propagação da trinca e (C) zonas plásticas induzidas pelos apoios.....	91
Figura 35 - Separação das parcelas energéticas (em espécimes DWTT) dedicadas à deformação imposta pelo martelo, propagação e deformação imposta pelos apoios .....	91
Figura 36 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta em espécime DWTT de aço X80 .....	92
Figura 37 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta em espécime Charpy de aço X80.....	93
Figura 38 - Curvas BTCM: condição mínima para <i>arrest</i> .....	98
Figura 39 - Curvas BTCM: condição para propagação instável.....	98
Figura 40 - Relação entre pressão e velocidade de fratura normalizadas .....	99
Figura 41 - Previsões do BTCM para materiais de maior tenacidade.....	101
Figura 42 - Previsões do BTCM envolvendo as correções de Leis aos resultados apresentados na Figura 41 .....	102
Figura 43 - Mecanismo de fratura dúctil em metais. Em (a) e (b), nucleação de <i>voids</i> , em (c), (d), (e) e (f), crescimento e coalescimento de vazios até a fratura...	107

Figura 44 - Influência dos parâmetros que governam a nucleação de voids .....	110
Figura 45 - Influência do expoente de encruamento e do limite de escoamento normalizado pelo módulo de elasticidade em (a) $q_1$ e (b) $q_2$ .....	111
Figura 46 - Aplicação da célula computacional e respectivos parâmetros que serão abordados durante a pesquisa .....	112
Figura 47 - Chapas como recebidas. (a) GU1, (b) GU3, (c) GU5 e (d) GU12 .....	116
Figura 48 - (a) retirada das amostras para confecção dos corpos de prova de tração, Charpy e DWTT por meio de corte a jato d'água, (b) orientação dos espécimes DWTT em relação ao tubo (3, transversal) .....	118
Figura 49 - Dimensões dos espécimes do plano da chapa (fora de escala) .....	119
Figura 50 - Etapas de usinagem das amostras de (a) tração e (b) Charpy da direção Z .....	120
Figura 51 - Etapas de usinagem dos prolongadores para confecção dos espécimes de (a) tração e (b) Charpy da direção Z .....	120
Figura 52 - Geometrias finais dos corpos de prova de tração e Charpy da direção Z .....	121
Figura 53 - Representação do ensaio DWTT com corpo de prova curvo (como usinado) .....	122
Figura 54 - Dispositivo de flexão em três pontos projetado para desempenho do corpo de prova DWTT como usinado, gerando a geometria <i>gull wing</i> .....	123
Figura 55 - Máquina de ensaios Losenhausenwerk .....	123
Figura 56 - Representação do ensaio DWTT com corpo de prova desempenado ( <i>gull wing</i> ) .....	124
Figura 57 - Modelo utilizado nas análises numéricas para avaliação do <i>gull wing</i> ..	125
Figura 58 - (a) Dispositivo para execução de <i>pressed notch</i> em espécime DWTT e (b) prensa hidráulica a ser utilizada no procedimento .....	126
Figura 59 - Amostras das quatro chapas disponíveis encaminhadas para ensaio de dureza e análise química .....	127
Figura 60 - Durômetro digital Wilson Hardness .....	128
Figura 61 - Microscópio óptico Olympus BX60M .....	129
Figura 62 - (a) MTS e (b) extensômetro axial .....	130
Figura 63 - Aparatos para realização dos ensaios de tração .....	131
Figura 64 - Problemática envolvendo a área de fratura elíptica .....	132

Figura 65 - Exemplos de corpos de prova de tração das direções do plano (Planar) e da direção da espessura (Z) .....	133
Figura 66 - Pêndulo de impacto Charpy Zwick Roell RKP450 do laboratório de materiais da Universidade Estadual de Ponta Grossa, Paraná. ....	134
Figura 67 - Exemplos de corpos de prova Charpy (a) das direções do plano e (b) da direção da espessura (Z) .....	135
Figura 68 - Instron Dynatup 8150 .....	136
Figura 69 - Corpo de prova (a) genérico para ensaio DWTT e (b) espécime usinado segundo dimensões normalizadas, antes do procedimento <i>gull wing</i> (dim. em mm).....	137
Figura 70 - Modelo do corpo de prova de tração .....	140
Figura 71 - Modelo do corpo de prova Charpy .....	141
Figura 72 - Modelo de corpo de prova Charpy para investigação dos gradientes de tensão na direção x (W = 10 mm).....	142
Figura 73 - Modelo sem entalhe para investigação dos gradientes de tensão na direção x (W = 10 mm) .....	143
Figura 74 - Modelo do corpo de prova DWTT.....	144
Figura 75 - (a) Condições de contorno aplicadas ao tubo e (b) modelo de decaimento de pressão.....	146
Figura 76 - Análises metalográficas para todas as chapas a 0° com ampliação de 500x.....	152
Figura 77 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 45° de todas as chapas.....	154
Figura 78 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman para espécimes a 45° de todas as chapas.....	154
Figura 79 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU5 para todas as direções.....	155
Figura 80 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman da chapa GU5 para todas as direções .....	155
Figura 81 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman relativas às câmeras frontal e lateral, e considerando área elíptica .....	156
Figura 82 - Superfícies de fratura obtidas em espécimes de tração ensaiados (dimensões em mm) .....	157
Figura 83 - Espécimes Charpy das direções planares .....	158

Figura 84 - Espécimes Charpy das direções (a) T e (b) Z.....	158
Figura 85 - Curvas carga vs. deslocamento para (a) espécimes a 45° de todas as chapas e (b) da chapa GU5 para todas as direções .....	159
Figura 86 - Energias absorvidas médias para cada chapa em cada direção .....	160
Figura 87 - Detalhes da ocorrência de splits nas chapas (a) GU1 e (b) GU3 .....	161
Figura 88 - Detalhes das superfícies de fratura das chapas (a) GU5 e (b) GU12 ...	161
Figura 89 - Alinhamento dos pontos de interesse na geometria final esperada .....	163
Figura 90 - (a) Níveis de tensão (von Mises, em MPa) ao final do processo de conformação e (b) tensões residuais no espécime .....	164
Figura 91 - Força aplicada no instante final de conformação (em N).....	165
Figura 92 - Execução de técnica <i>gull wing</i> no CLM-FEI.....	166
Figura 93 - Corpo de prova DWTT (a) como usinado e (b) após execução da técnica <i>gull wing</i> e <i>pressed notch</i> .....	166
Figura 94 - (a,b) execução do <i>pressed notch</i> e (c) detalhe do entalhe resultante no espécime .....	167
Figura 95 - Comparação das curvas força vs. deslocamento entre os espécimes (a) 1 e 3 e (b) 1 e 5.....	168
Figura 96 - Superfície de fratura dos espécimes ensaiados na <i>Drop Tower</i> .....	169
Figura 97 - Análises de sensibilidade dobrando os valores dos parâmetros.....	171
Figura 98 - Análises de sensibilidade reduzindo a metade os valores dos parâmetros .....	171
Figura 99 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio de tração experimental e numérico.....	173
Figura 100 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico ( $q_1 = 2,2$ e $C_{JC} = 0,04$ ) .....	174
Figura 101 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico ( $f_c = 0,015$ e $C_{JC} = 0,02$ ) .....	175
Figura 102 - Curvas força vs. deslocamento para análises numéricas de DWTT ...	176
Figura 103 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU1 à 45° .....	177
Figura 104 - Representação gráfica das frações energéticas obtidas pela metodologia de Leis (2013).....	178

Figura 105 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta por Moço (2017) em espécime Charpy da chapa GU1 à 45° .....	179
Figura 106 - Comparação entre as parcelas de energia segundo discretização proposta por Leis (2013) e Moço (2017).....	180
Figura 107 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios DWTT da chapa GU1 à 45° .....	181
Figura 108 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta por Moço (2017) em espécime DWTT da chapa GU1 à 45° .....	181
Figura 109 - Resultados de tensão na direção x para o modelo (a) CVN e para o modelo (b) sem entalhe .....	182
Figura 110 - Gradientes de tensão na direção x para distâncias em y normalizadas pela largura do corpo de prova ( $W = 10 \text{ mm}$ ) .....	183
Figura 111 - (a) Modelo envolvendo pressão interna constante e (b) análise com decaimento de pressão.....	184
Figura 112 - Resultados da simulação preliminar do duto envolvendo decaimento de pressão .....	185
Figura 113 - Tensões atuantes em um tubo .....	204
Figura 114 - Projeções da chapa GU1 (esp. de 18,4 mm e dimensões em mm) ...	210
Figura 115 - Projeções da chapa GU3 (esp. de 18,4 mm e dimensões em mm) ...	211
Figura 116 - Projeções da chapa GU5 (dimensões em mm).....	212
Figura 117 - Projeções da chapa GU12 (esp. de 18,4 mm e dimensões em mm) .	213
Figura 118 - (a,b,c) Etapas de construção da fundação e (d,e,f) fixação da base..	216
Figura 119 - Montagem das colunas de apoio do topo e colunas guia (parte 1) ....	216
Figura 120 - Montagem das colunas de apoio do topo e colunas guia (parte 2) ....	217
Figura 121 - Finalização da montagem mecânica .....	217
Figura 122 - Detalhes do martelo e suporte para espécime .....	218
Figura 123 - Equipamentos para instrumentação da Drop Tower. (a) Condicionador de sinais, (b) módulos para aquisição de dados, (c) acelerômetro e (d) <i>encoder</i> linear.....	218
Figura 124 - Diagrama de blocos em LabVIEW desenvolvido pelo autor para aquisição de dados da <i>Drop Tower</i> .....	219
Figura 125 - Interface em LabVIEW desenvolvida pelo autor para aquisição de dados da <i>Drop Tower</i> .....	220
Figura 126 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 0° ..	222

Figura 127 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras para espécimes a 0° .....	222
Figura 128 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras corrigidas por Bridgman para espécimes a 0° .....	223
Figura 129 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 45° .....	223
Figura 130 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras para espécimes a 45° ....	224
Figura 131 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras corrigidas por Bridgman para espécimes a 45° .....	224
Figura 132 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 90° .....	225
Figura 133 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras para espécimes a 90° ....	225
Figura 134 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras corrigidas por Bridgman para espécimes a 90° .....	226
Figura 135 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU1.....	226
Figura 136 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU1 .....	227
Figura 137 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU1 .....	227
Figura 138 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU3.....	228
Figura 139 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU3.....	228
Figura 140 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU3 .....	229
Figura 141 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU5.....	229
Figura 142 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU5.....	230
Figura 143 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU5 .....	230
Figura 144 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU12.....	231
Figura 145 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU12.....	231
Figura 146 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU12 .....	232
Figura 147 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy a 0° .....	232
Figura 148 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy a 45° .....	233
Figura 149 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy a 90° .....	233
Figura 150 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy da direção T .....	234

Figura 151 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy da direção Z .....	234
Figura 152 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU1 .....	235
Figura 153 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU3 .....	235
Figura 154 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU5 .....	236
Figura 155 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU12 .....	236
Figura 156 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU1 à 0° .....	240
Figura 157 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU1 à 45° .....	240
Figura 158 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU3 à 0° .....	241
Figura 159 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU5 à 90° .....	241
Figura 160 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU12 à 45° .....	242
Figura 161 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU12 à 90° .....	242
Figura 162 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU1.....	244
Figura 163 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU3.....	244
Figura 164 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU5.....	245
Figura 165 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU12.....	245
Figura 166 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 45° da chapa GU1 ( $q_1 = 2,5$ e $C_{JC} = 0,042$ ) .....	246
Figura 167 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à direção T da chapa GU1 ( $q_1 = 2,0$ e $C_{JC} = 0,04$ ).....	246
Figura 168 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 45° da chapa GU3 ( $q_1 = 2,2$ e $C_{JC} = 0,042$ ) .....	247
Figura 169 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à direção T da chapa GU3 ( $q_1 = 2,2$ e $C_{JC} = 0,042$ ).....	247

Figura 170 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 45° da chapa GU5 ( $q_1 = 2,2$ e $C_{JC} = 0,04$ ).....	248
Figura 171 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 90° da chapa GU5 ( $q_1 = 2,5$ e $C_{JC} = 0,05$ ).....	248
Figura 172 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à direção T da chapa GU5 ( $q_1 = 1,9$ e $C_{JC} = 0,03$ ) .....	249
Figura 173 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 90° da chapa GU12 ( $f_c = 0.015$ e $C_{JC} = 0,02$ ).....	249
Figura 174 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU1 à 45° .....	250
Figura 175 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU3 à 45° .....	250
Figura 176 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU5 à 45° .....	251
Figura 177 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU12 à 45° .....	251



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Definições das variáveis do modelo GTN .....	108
Tabela 2 - Informações adicionais dos materiais disponíveis para condução deste trabalho.....	116
Tabela 3 - Composição química para o aço API X80Q (porcentagem máxima) .....	117
Tabela 4 - Composição química para o aço API X80M (porcentagem máxima) .....	117
Tabela 5 - Propriedades mecânicas do aço API X80 .....	117
Tabela 6 - Análises numéricas realizadas.....	139
Tabela 7 - Valores iniciais dos parâmetros calibrados nas análises numéricas .....	147
Tabela 8 - Resultados dos ensaios de dureza Brinell (HB30) .....	149
Tabela 9 - Resultados dos ensaios de dureza Vickers (HV10) .....	150
Tabela 10 - Comparação entre os resultados obtidos pelo autor e pela CBMM .....	150
Tabela 11 - Resultados das análises químicas para os quatro materiais em estudo (em % em massa).....	151
Tabela 12 - Comparação entre os teores de Nb, Cr e Mo das chapas em estudo..	151
Tabela 13 - Relação entre limite de escoamento e limite de resistência das chapas estudadas .....	157
Tabela 14 - Parâmetros de GTN empregados nas análises de sensibilidade.....	170
Tabela 15 - Energias e frações energéticas dedicadas a cada fenômeno segundo metodologia proposta por Leis (2013), para ensaio Charpy.....	178
Tabela 16 - Energias e frações energéticas dedicadas a cada fenômeno segundo metodologia proposta por Moço (2017), para ensaio Charpy .....	179
Tabela 17 - Frações energéticas dedicadas a cada fenômeno segundo metodologia proposta por Moço (2017), para ensaio DWTT.....	182
Tabela 18 - Resultados dos ensaios de impacto Charpy instrumentado (parte 1) ..	237
Tabela 19 - Resultados dos ensaios de impacto Charpy instrumentado (parte 2) ..	238



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AF	Ferrita acicular;
AGA	<i>American Gas Association</i> (Associação Americana de Gás);
ANP	Agência Nacional de Petróleo;
API	<i>American Petroleum Institute</i> (Instituto Americano de Petróleo);
ARBL	Alta Resistência e Baixa Liga;
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> (Associação Americana para Testes e Materiais);
BSE	<i>Batelle Simplified Equation</i> (Equação Simplificada do Batelle);
BTCM	<i>Batelle Two-Curve Method</i> ;
CAD	<i>Computer Aided Design</i> (Desenho Assistido por Computador);
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior;
CBMM	Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração;
CLM	Centro de Laboratórios Mecânicos;
CSM	<i>Centro Sviluppo Materiali</i> ;
CTOA	<i>Crack-tip opening angle</i> (ângulo de abertura da ponta da trinca);
CTOD	<i>Crack-tip opening displacement</i> (deslocamento da abertura da ponta da trinca);
CVN	<i>Charpy V-Notch</i> ;
DSAW	<i>Double submerged arc welding</i> (soldagem a duplo arco submerso);
DWTT	<i>Drop Weight Tear Test</i> ;
EBSD	<i>Electron backscatter diffraction</i> (difração de elétrons retroespalhados);
EPD	Estado plano de deformação;
EPT	Estado plano de tensão;
ETT	Estado triplo de tensão;
FEI	Fundação Educacional Inaciana Pe. Sabóia de Medeiros;
GB	Bainita granular;
GLP	Gás liquefeito de petróleo;
GN	Gás natural;
GTN	<i>Gurson-Tvergaard-Needleman</i> ;
HB	Dureza Brinell;
HIC	<i>Hydrogen-induced cracking</i> (trinca induzida por hidrogênio);

HLP	<i>High-Strength Line Pipe</i> ;
HRC	Dureza Rockwell C;
HSAW	<i>Helical submerged arc welding</i> (soldagem helicoidal à arco submerso);
HV	Dureza Vickers;
ISIJ	<i>Iron and Steel Institute of Japan</i> (Instituto do Ferro e Aço do Japão);
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> (Organização Internacional de Normalização);
LLD	<i>Load line displacement</i> (deslocamento da linha de carga);
LSAW	<i>Longitudinal submerged arc welding</i> (soldagem longitudinal à arco submerso);
LSY	<i>Large scale yielding</i> (escoamento de grande monta);
M ou MA	Martensita-austenita;
MAG	<i>Metal active gas</i> ;
MEV	Microscópio eletrônico de varredura;
MFEL	Mecânica da Fratura Elástica Linear;
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica;
MIG	<i>Metal inert gas</i> ;
NTSB	<i>National Transport Safety Board</i> (Conselho Nacional de Segurança em Transportes);
PRCI	<i>Pipeline Research Council International</i> (Conselho Internacional de Pesquisa em Dutos);
PSL	<i>Product Specification Level</i> (nível de especificação do produto);
Q&T	<i>Quenched and tempered</i> (temperado e revenido);
SMLS	<i>Seamless</i> (sem costura/solda);
SSY	<i>Small Scale Yielding</i> (escoamento de pequena monta);
TM	<i>Thermomechanically treated</i> (tratamento termomecânico);
TTDF	Temperatura de transição dúctil-frágil;
UEPG	Universidade Estadual de Ponta Grossa;
UOE	Processo de fabricação de dutos com costura longitudinal por conformação à frio;
XFEM	<i>Extended Finite Elements Model</i> .

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Simbologia Latina

Z	Direção da espessura;
S <sub>LE</sub>	Tensão limite de escoamento [MPa];
S <sub>LR</sub>	Tensão limite de resistência [MPa];
T <sub>d</sub>	Tensor desvio;
T <sub>h</sub>	Tensor hidrostático;
L	Comprimento (subscrito 0 para condição inicial) [mm];
A	Área de seção transversal (subscrito 0 para condição inicial, f para frontal e l para lateral) [mm <sup>2</sup> ];
W <sub>p</sub>	Trabalho plástico [J];
P <sub>inst</sub>	Pressão interna necessária para causar instabilidade plástica [MPa];
H	Coefficiente de resistência da equação de Hollomon [MPa];
n	Expoente de encruamento da equação de Hollomon;
t	Espessura de um vaso de pressão (inicial se com subscrito 0) [mm];
r	Raio de um vaso de pressão (inicial se com subscrito 0) [mm];
C	Coefficiente de resistência da eq. de sensibilidade a taxa de def. [MPa.s];
m	Sensibilidade à taxa de deformação;
B <sub>JC</sub>	Coefficiente de resistência do modelo de Johnson-Cook [MPa];
n <sub>JC</sub>	Expoente de encruamento do modelo de Johnson-Cook;
C <sub>JC</sub>	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook;
T <sub>JC</sub>	Fator de temperatura do modelo de Johnson-Cook;
m <sub>JC</sub>	Constante do material para o modelo de Johnson-Cook;
T <sub>ensaio</sub>	Temperatura de ensaio;
T <sub>fusão</sub>	Temperatura de fusão do material;
T <sub>ref</sub>	Temperatura de referência para limitação da influência da temperatura;
Temp	Temperatura;
f <sub>energia</sub>	Fração de energia estocada pelo material em um processo de def. plástica;
c	Calor específico [J/kg.K];
F <sub>H</sub>	Fator do modelo ortotrópico de Hill [MPa <sup>-2</sup> ];
G <sub>H</sub>	Fator do modelo ortotrópico de Hill [MPa <sup>-2</sup> ];

$I_H$	Fator do modelo ortotrópico de Hill [MPa <sup>-2</sup> ];
$Q_H$	Fator do modelo ortotrópico de Hill [MPa <sup>-2</sup> ];
$M_H$	Fator do modelo ortotrópico de Hill [MPa <sup>-2</sup> ];
$N_H$	Fator do modelo ortotrópico de Hill [MPa <sup>-2</sup> ];
$Y_i$	Tensão limite de escoamento para a direção $i$ ( $i = x, y$ ou $z$ ) [MPa];
$K$	Fator de intensidade de tensão [MPa. $\sqrt{m}$ ];
$\mathcal{G}$	Taxa de liberação de energia [J/mm <sup>2</sup> ];
$J$	Taxa de liberação de energia [J/mm <sup>2</sup> ];
$w$	Densidade de energia de deformação realizada pelo contorno de integração para cálculo da integral $J$ [J];
$T_i$	Componentes do vetor tração atuante nos limites do contorno de integração para cálculo da integral $J$ ( $i = x$ ou $y$ ) [N];
$u_i$	Componentes do vetor deslocamento remoto ao contorno de integração para cálculo da integral $J$ ( $i = x$ ou $y$ ) [mm];
$ds$	Incremento de comprimento ao longo do contorno de integração [mm];
$n_j$	Vetor normal ao contorno de integração;
$r_m$	Distância de referência além da ponta da trinca para cálculo do CTOA [mm];
$T_R$	Módulo de rasgamento da curva de resistência;
$E$	Módulo de elasticidade [MPa];
$a$	Meio comprimento da trinca semielíptica interna, ou profundidade de trinca semielíptica superficial [mm];
$C_\Delta$	Condição de controle de deslocamento;
$CC$	Condição de controle de carga;
$T_{at}$	Módulo de rasgamento atuante;
$t_{trans}$	Tempo de transição para atenuação dos efeitos inerciais em ensaios dinâmicos [s];
$D$	Coefficiente adimensional para cálculo de $t_{trans}$ ;
$W$	Largura do espécime [mm];
$c_0$	Velocidade do som no meio [m/s];
$v$	Velocidade de ensaio [m/s];
$S_p$	<i>Spam</i> ou entre apoios do espécime em ensaio [mm];
$B$	Espessura do espécime [mm];

$C_{el}$	Flexibilidade elástica do espécime [mm/N];
$K_I$	Fator de intensidade de tensão para <i>arrest</i> em modo I de carregamento para <i>arrest</i> (subscrito A) ou dinâmico (subscrito D) [MPa $\sqrt{m}$ ];
$K_C$ ou $K_{Ic}$	Tenacidade à fratura [MPa $\sqrt{m}$ ];
$V_f$	Velocidade de propagação da trinca [m/s];
$V_{lim}$	Velocidade de propagação limite [m/s];
$m_K$	Constante do material para determinação de $K_{ID}$ ;
$J_D$	Taxa de liberação de energia dinâmico;a [J/mm <sup>2</sup> ];
$E_{cin}$	Energia cinética [J];
$F$	Força [N];
$k$	Fator de Bridgman;
$S$	Tensão de engenharia [MPa];
$a_B$	Raio da menor seção transversal do espécime de tração para cálculo do fator $k$ [mm];
$R_B$	Raio da circunferência osculadora à estrição para cálculo do fator $k$ [mm];
$y_i$	Altura do pêndulo em um ensaio de impacto ( $i = 1$ ou $2$ ) [m];
$C_v$	Energia absorvida por um espécime Charpy [J];
$m_{martelo}$	Massa do pêndulo de impacto Charpy [kg];
$g$	Aceleração da gravidade [m/s <sup>2</sup> ];
$M_t$	Fator de abaulamento de Folias;
$A_C$	Área do ligamento remanescente do espécime [mm <sup>2</sup> ];
$P_a$	Pressão para <i>arrest</i> [MPa];
$C_{Solo}$	Constante relativa à condição do duto (enterrado ou não);
$R$	Resistência a fratura por unidade de área de um espécime Charpy (subscrito Charpy) ou DWTT pré-trincado (subscrito DWTT-PC);
$P$	Pressão interna atuante em um vaso de pressão [MPa];
$E_{Frat}$	Energia absorvida para fratura [J];
$A_{Frat}$	Área fraturada do espécime [mm <sup>2</sup> ];
$S_n$	Desvio padrão de $\epsilon_n$ ;
$\dot{f}$	Taxa de variação da fração volumétrica de vazios (subscrito $n$ para nucleação e $g$ para crescimento);
$f$	Fração volumétrica de vazios do modelo de GTN (subscrito $n$ para nucleação, $c$ ou $E$ para fração crítica e $f$ para fração final);

$q_i$	Fatores de ajuste do modelo de GTN ( $i = 1, 2$ ou $3$ );
$A_n$	Função de nucleação de vazios;
$D$	Tamanho dos elementos da célula computacional [mm];
$d$	Braço de alavanca gerado em espécimes DWTT curvos [mm];
$u$	Deslocamento do apoio superior durante técnica de <i>gull wing</i> [mm];
$r_f$	Raio da menor seção transversal do espécime segundo a captura da câmera frontal [mm];
$r_l$	Raio da menor seção transversal do espécime segundo a captura da câmera lateral [mm];
$T$	Direção transversal ao tubo;
RP	Ponto de referência onde são aplicadas as condições de contorno dos elementos rígidos;
$P_{\text{ponta}}$	Pressão atuante na ponta da trinca [MPa];
$z$	Distância a partir da ponta da trinca [mm].

## Simbologia Grega

$\epsilon_{pi}$	Deformação plástica verdadeira principal ( $i = 1, 2$ ou $3$ );
$\sigma_h$	Tensão hidrostática [MPa];
$\sigma_{ij}$	Tensor das tensões cartesianas ( $i, j = x, y$ ou $z$ );
$\sigma_{ii}$	Tensão normal cartesiana ( $i = x, y$ ou $z$ ) [MPa];
$\tau_{ij}$	Tensão de cisalhamento cartesiana ( $i = x, y$ ou $z$ e $i \neq j$ ) [MPa];
$\sigma_{eq}$	Tensão equivalente [MPa];
$\sigma_{\text{crítica}}$	Tensão crítica [MPa];
$\sigma_i$	Tensão principal ( $i = 1, 2$ ou $3$ ) [MPa];
$d\lambda$	Relação entre a deformação efetiva e a tensão efetiva no ponto material;
$\sigma_{di}$	Tensão desvio principal ( $i = 1, 2$ ou $3$ ) [MPa];
$\epsilon_p'$	Deformação plástica efetiva;
$\sigma'$	Tensão efetiva [MPa];
$\sigma_c$	Tensão circunferencial atuante em um vaso de pressão [MPa];
$\sigma_l$	Tensão longitudinal atuante em um vaso de pressão [MPa];
$\sigma$	Tensão [MPa];

$\dot{\epsilon}$	Taxa de deformação [ $s^{-1}$ ];
$\dot{\epsilon}_p'$	Taxa de deformação plástica efetiva [ $s^{-1}$ ];
$\dot{\epsilon}_0'$	Taxa de deformação plástica efetiva do ensaio quase-estático [ $s^{-1}$ ];
$\Delta T$	Variação de temperatura promovida por um processo de def. plástica;
$\sigma_a'$	Tensão média aplicada no intervalo de deformação [MPa];
$\epsilon'$	Deformação efetiva;
$\rho$	Massa específica [ $kg/m^3$ ];
$\delta$	CTOD [mm];
$\Gamma$	Caminho de integração para definição da integral J;
$\epsilon_{ij}$	Tensor das deformações cartesianas ( $i, j = x, y$ ou $z$ );
$\alpha$	CTOA [ $^\circ$ ];
$\delta_{rm}$	Abertura da ponta da trinca a uma distância $r_m$ para cálculo do CTOA [mm];
$\sigma_0$	Tensão de referência, em alguns casos igual a tensão limite de escoamento [MPa];
$\Lambda$	Fator geométrico para cálculo de $t_{trans}$ ;
$\Delta$	<i>Load Line Displacement</i> [mm];
$\epsilon$	Deformação verdadeira;
$\sigma_B$	Tensão verdadeira corrigida por Bridgman [MPa];
$\sigma_f$	Tensão limite de escoamento + 69 MPa [MPa];
$\sigma_a$	Tensão para <i>arrest</i> [MPa];
$\phi$	Diâmetro do vaso de pressão [mm];
$\xi$	Fator geométrico do modelo HLP modificado;
$\beta$	Fator geométrico do modelo HLP modificado;
$\gamma$	Fator geométrico do modelo HLP modificado;
$\epsilon_n$	Média da distribuição normal da deformação plástica durante a nucleação de vazios;
$\nu$	Coeficiente de Poisson;
$\theta$	Posição angular a partir do plano de propagação da trinca [ $^\circ$ ].



## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO, MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS</b> .....	39
1.1	INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE GASODUTOS.....	39
1.2	MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS.....	42
1.3	CONTEÚDO DA DISSERTAÇÃO.....	43
<b>2</b>	<b>REVISÃO DA LITERATURA</b> .....	45
2.1	GASODUTOS.....	45
2.1.1	<b>Materiais aplicáveis a gasodutos e evolução dos aços classe API</b> .....	46
2.1.2	<b>Processos de fabricação de gasodutos</b> .....	48
2.1.3	<b>Comportamento mecânico de aços API X80 atuais aplicados a gasodutos</b> .....	51
2.1.4	<b>Tipos de falhas em gasodutos</b> .....	56
2.1.4.1	<i>Exemplos reais de falhas e causas</i> .....	57
2.2	PLASTICIDADE.....	61
2.2.1	<b>Critério de escoamento de von Mises e lei de escoamento de Levy-Mises</b> .....	63
2.2.2	<b>Instabilidade plástica</b> .....	65
2.2.3	<b>Sensibilidade à taxa de deformação e influência da temperatura</b> .....	67
2.2.4	<b>Plasticidade ortotrópica</b> .....	70
2.3	MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA E SUAS LIMITAÇÕES.....	71
2.3.1	<b>CTOD (<math>\delta</math>)</b> .....	72
2.3.2	<b>Integral J</b> .....	73
2.3.3	<b>CTOA</b> .....	75
2.3.4	<b>Curvas de resistência (curvas-R) de materiais dúcteis</b> .....	76
2.4	FRATURA DINÂMICA E CRACK-ARREST.....	79
2.4.1	<b>Condições de carregamento rápido para iniciação da fratura</b> .....	79
2.4.2	<b>Tenacidade à fratura dinâmica e crack arrest</b> .....	81
2.4.3	<b>Integral de contorno dinâmica (<math>J_D</math>)</b> .....	83
2.5	ENSAIOS MECÂNICOS DE INTERESSE .....	83
2.5.1	<b>Ensaio de tração</b> .....	84
2.5.2	<b>Charpy V-Notch (CVN)</b> .....	86
2.5.3	<b>Drop Weight Tear test (DWTT)</b> .....	87

2.5.4	<b>Parcelas energéticas absorvidas e dissipadas por espécimes CVN e DWTT e limitações destes ensaios</b> .....	89
2.6	PROCOLOS PARA PREVISÃO DE FALHAS EM GASODUTOS.....	93
2.6.1	<b>Equações do programa NG-18</b> .....	94
2.6.2	<b>BTCM e correções propostas ao modelo</b> .....	96
2.6.3	<b>Modelo <i>High-Strength Line Pipe</i> (HLP)</b> .....	104
2.6.4	<b>Critério de fratura baseado no ângulo de abertura da ponta da trinca (CTOA)</b> .....	105
2.7	FRATURA DÚCTIL E MODELAGEM NUMÉRICA ENVOLVENDO DANO.....	106
2.7.1	<b>Modelo de <i>Gurson-Tvergaard-Needleman</i> (GTN)</b> .....	107
2.8	VARIÁVEIS QUE IMPACTAM NA FRATURA DÚCTIL DE AÇOS APLICADOS À GASODUTOS .....	112
3	<b>METODOLOGIA</b> .....	115
3.1	MATERIAIS DISPONÍVEIS PARA CONDUÇÃO DA PESQUISA .....	115
3.1.1	<b>Características normalizadas dos aços API grau X80</b> .....	117
3.2	PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA.....	117
3.2.1	<b>Corpos de prova de tração e Charpy da direção Z</b> .....	119
3.2.2	<b>Técnica <i>gull wing</i> para desempenho dos espécimes DWTT</b> .....	121
3.2.3	<b>Técnica de para execução do entalhe conformado (<i>pressed notch</i>)</b> ..	125
3.3	ANÁLISES EXPERIMENTAIS.....	126
3.3.1	<b>Ensaio de dureza e análises químicas</b> .....	126
3.3.2	<b>Análises microestruturais</b> .....	128
3.3.3	<b>Ensaio de tração</b> .....	129
3.3.4	<b>Ensaio de impacto Charpy</b> .....	133
3.3.5	<b>Ensaio DWTT</b> .....	135
3.4	TRATAMENTO DOS DADOS EXPERIMENTAIS .....	137
3.5	ANÁLISES NUMÉRICAS .....	138
3.5.1	<b>Ensaio de tração</b> .....	139
3.5.2	<b>Ensaio de impacto Charpy</b> .....	140
3.5.2.1	<b><i>Investigação dos campos de tensão no domínio de propagação</i></b> .....	142
3.5.3	<b>Ensaio DWTT</b> .....	143
3.5.4	<b>Duto</b> .....	144
3.5.4.1	<b><i>Sub-rotinas</i></b> .....	146

3.5.5	Análises de sensibilidade para calibração do modelo numéricos.....	147
4	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	149
4.1	ANÁLISES EXPERIMENTAIS .....	149
4.1.1	Ensaio de dureza .....	149
4.1.2	Análise química .....	150
4.1.3	Análises metalográficas.....	151
4.1.4	Ensaio de tração .....	153
4.1.5	Ensaio de impacto Charpy.....	158
4.1.6	Ensaio DWTT.....	162
4.1.6.1	<i>Gull wing</i> .....	162
4.1.6.2	<i>Resultados experimentais</i> .....	165
4.2	ANÁLISES NUMÉRICAS.....	169
4.2.1	Calibração dos parâmetros de GTN.....	170
4.2.2	Ensaio de tração (numérico vs. experimental) .....	172
4.2.3	Ensaio de impacto Charpy (numérico vs. experimental) .....	173
4.2.4	Ensaio DWTT.....	175
4.2.5	Análise das parcelas energéticas .....	176
4.2.6	Investigação dos campos de tensão no domínio de propagação.....	182
4.2.7	Duto .....	184
5	<b>CONCLUSÕES</b> .....	187
6	<b>TRABALHOS FUTUROS</b> .....	191
	<b>REFERÊNCIAS</b> .....	193
	<b>APÊNDICE A – DEDUÇÃO DA INSTABILIDADE PLÁSTICA PARA UM TUBO</b> .....	203
	<b>APÊNDICE B – PROJEÇÕES DAS CHAPAS</b> .....	209
	<b>APÊNDICE C – ETAPAS DE MONTAGEM DA MÁQUINA DROP TOWER E SISTEMA DE AQUISIÇÃO</b> .....	215
	<b>APÊNDICE D – CURVAS EXPERIMENTAIS</b> .....	221
	<b>APÊNDICE E – CORREÇÕES DAS CURVAS TENSÃO VS. DEFORMAÇÃO CONSIDERANDO ÁREA ELÍPTICA E FATOR K MÉDIO</b> .....	239
	<b>APÊNDICE F – CURVAS NUMÉRICAS VS. EXPERIMENTAIS</b> .....	243



## 1 INTRODUÇÃO, MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS

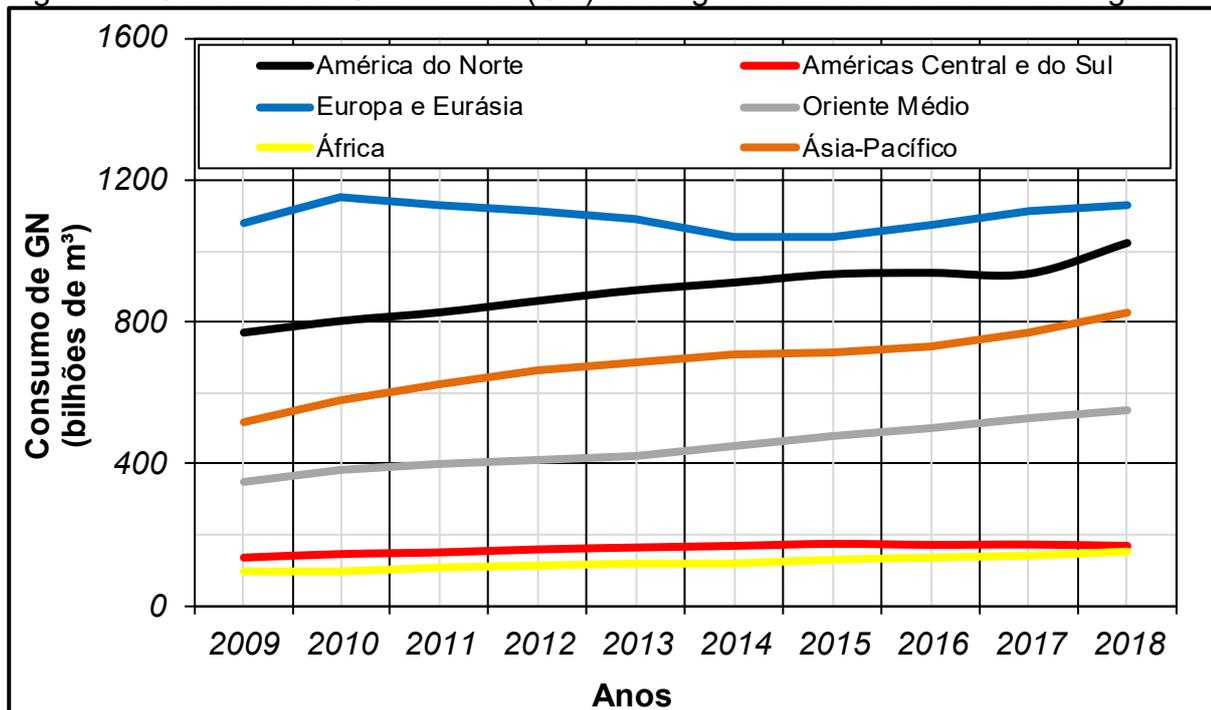
Neste capítulo é introduzido o contexto no qual se inserem os objetivos deste trabalho, bem como as motivações que levaram ao desenvolvimento do mesmo. Por fim, são apresentados os objetivos gerais e específicos, além de uma sumarização dos conteúdos abordados ao longo deste texto, a fim de situar o leitor.

### 1.1 INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE GASODUTOS

Segundo o último anuário estatístico da *British Petroleum* (BRITISH PETROLEUM, 2019), o consumo mundial de Gás Natural (GN) em 2018 atingiu seu maior crescimento dos últimos 30 anos, com um acréscimo 5,3% em relação ao ano anterior, o que representa um total de 194,9 bilhões de metros cúbicos. Este cenário foi possível graças à crescente demanda dos Estados Unidos, direcionada, em sua grande maioria, para condicionamento de ar em virtude dos severos verões e invernos que têm acometido o hemisfério norte (BBC, 2019a; BBC, 2019b), além de ter sido impulsionado, também, pelo término das atividades de geração de energia em usinas de carvão, que totalizavam cerca de 15 GW. A China, outra nação que desempenhou um papel importante no crescimento da demanda por GN, teve como um dos principais agentes motivadores as políticas de meio ambiente para incentivo à substituição do uso de carvão por gás natural, tanto na indústria, cujas atividades têm mostrado acentuado crescimento, quanto em edifícios comerciais e domésticos, a fim de reduzir os níveis de poluição.

Além disso, o fornecimento de Gás Liquefeito de Petróleo (GLP) ao redor do globo também tem se expandido, sustentando a necessidade de meios de transporte cada vez mais eficientes para estas fontes de energia. A Figura 1 apresenta graficamente o consumo de GN para diferentes regiões do planeta, segundo o último Anuário Estatístico da Agência Nacional de Petróleo (ANP, 2019), no qual se destacam os crescimentos acentuados da América do Norte e da Ásia, corroborando com os fatos expostos anteriormente.

Figura 1 - Consumo de Gás Natural (GN) ao longo dos anos em diferentes regiões



Fonte: Autor "adaptado de" ANP, 2019, p. 47

Paralelamente ao GN, outros recursos energéticos tiveram notável destaque de acordo com o relatório mencionado, podendo citar o óleo e fontes renováveis. No primeiro caso, o consumo apresentou um crescimento de 1,4 milhões de barris por dia, e no segundo, houve um crescimento de 14,5% em seu uso (totalizando um equivalente a 561,3 milhões de toneladas de óleo), sendo que a maior parte deste aumento é proveniente da energia eólica seguida pela energia solar. Quanto às usinas hidroelétricas e nucleares, apresentaram acréscimos de menor relevância percentual.

Portanto, em meio à crescente demanda e ampla utilização de óleo e gás no contexto mundial, aumenta a necessidade do desenvolvimento de estruturas capazes de transportar estes produtos com eficiência e segurança. Gasodutos, porém, exigem maior atenção dada a alta compressibilidade do fluido conduzido, já que um processo de falha pode resultar em grandes catástrofes, causando perdas humanas e materiais, principalmente em grandes centros urbanos (Figura 2).

Figura 2 - Explosão de gasoduto em Taiwan (2014)



Fonte: Hsu et al., 2014

Às vistas dessa preocupação, a indústria metalúrgica tem destinado esforços ao desenvolvimento de aços capazes de suportar elevadas tensões, ao mesmo tempo em que consigam garantir a desaceleração e parada (*arrest*) de trincas em propagação em um cenário de falha, estabelecendo a coexistência entre resistência e tenacidade. O referido esforço tem resultado em materiais capazes de dissipar energia principalmente por meio de deformações plásticas, o que atua de forma favorável ao *arrest*. Porém, no que diz respeito à previsão de falhas, esta evolução na tenacidade dos aços trouxe consigo uma descaracterização da fenomenologia considerada como base às proposições de protocolos já consolidados de avaliação de integridade, como por exemplo o *Batelle Two-Curve Method* (BTCM seção 2.6), provocando a perda de similitude entre os corpos de prova de escala laboratorial e gasodutos reais (LEIS, 2015a). Deste modo, algumas correções foram propostas para que este modelo recuperasse a validade de aplicação a aços modernos, podendo citar a de Leis e sua versão modificada, além de um fator proposto pelo *Centro Sviluppo Materiali* (CSM) e a correção de Wilkowski, sendo que todas estas encontram-se condensadas no trabalho de Zhu (2015), que por esse motivo é aqui referenciado. Todavia, as novas proposições ainda apresentavam limitações que serão discutidas de maneira pertinente na seção 2.6, de forma que a robustez do modelo original não pôde ser recuperada.

Neste contexto, surgiram as simulações de elementos finitos altamente refinadas e não lineares, envolvendo modelos de dano, como uma ferramenta de auxílio para a compreensão da evolução das tensões e deformações à frente da trinca, bem como das energias envolvidas em seu processo de propagação, cujo completo entendimento figura dentre os principais objetivos deste trabalho (apresentados em mais detalhes na seção 1.2). Além disso, o confronto entre os resultados das análises numéricas aos ensaios experimentais é de suma importância, a fim de melhor compreender os fenômenos de falha e propiciar o domínio sobre as variáveis envolvidas no evento, como tem se objetivado ao longo das metodologias empregadas para o desenvolvimento desta dissertação.

## 1.2 MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS

A partir do exposto na seção anterior, fica clara a necessidade e importância de um estudo mais aprofundado acerca dos processos de falha em dutos, tanto do ponto de vista de compreensão do fenômeno de falha para fins de melhorias de projeto, quanto para redução da probabilidade de danos catastróficos à sociedade, que figura como uma consequência do primeiro ponto mencionado. Para tanto, este trabalho teve como principal objetivo dar continuidade às pesquisas desenvolvidas por Moço (2017) e Pereira (2017), que estudaram aços estruturais classe API da literatura, propondo métodos energéticos para estratificação das energias absorvidas por espécimes laboratoriais e estruturas reais durante eventos de ensaio ou falha.

Todavia, para aplicação e aprimoramento das propostas citadas, mas agora em aços classe API disponíveis, toda a caracterização dos mesmos foi necessária, tornando este trabalho estruturante para pesquisas futuras sobre o assunto. Assim, ensaios de tração, Charpy e DWTT foram realizados, sempre acompanhados por simulações numéricas, com os seguintes objetivos:

- a) espécime de tração: investigação do comportamento mecânico em solicitação monotônica e considerando a ortotropia da chapa, permitindo obter curvas tensão vs. deformação verdadeiras e corrigidas por triaxialidade para *input* nas simulações numéricas;
- b) espécime Charpy: reprodução numérica das curvas carga vs. deslocamento obtidas experimentalmente, possibilitando o posterior estudo das energias absorvidas pelo espécime e dos estágios de início e propagação da trinca;

- c) espécime DWTT: objetivos similares ao do espécime Charpy, mas em espécime com maior potencial para descrição da propagação de trincas em estruturas reais considerando materiais de alta tenacidade, como será discutido em momento oportuno;
- d) compreensão e reprodução das simulações e análises energéticas desenvolvidas por Moço (2017) e Pereira (2017) para corpos de prova e gasodutos, incluindo as rotinas numéricas especificamente desenvolvidas para tratamento de dados, a fim de dominar as técnicas que foram necessárias para o decorrer deste trabalho.

Ainda, o contexto geral no qual se inseriu este trabalho, teve como principal objetivo a recuperação da similitude entre corpos de prova laboratoriais e estruturas reais, no tocante a previsão de falhas em gasodutos. Deste modo, a determinação das variáveis mecânicas e microestruturais que impactam no *crack arrest* sempre esteve em pauta, e os desenvolvimentos presentes nessa dissertação objetivaram apontar para um norte para a sequência de pesquisas no que diz respeito a isso.

### 1.3 CONTEÚDO DA DISSERTAÇÃO

De modo a situar o leitor, esta dissertação está organizada da seguinte maneira:

**Capítulo 1:** introdução acerca da problemática envolvida na integridade estrutural de gasodutos empregando aços modernos, além de motivação e objetivos do presente trabalho.

**Capítulo 2:** revisão bibliográfica dos assuntos relevantes para o desenvolvimento desta pesquisa, contendo uma seção introdutória a respeito das principais características de gasodutos (materiais aplicáveis, processos de fabricação, comportamento mecânico e etc.), uma seção subsequente tratando dos conceitos fundamentais da teoria de plasticidade, tópicos a respeito da mecânica da fratura elasto-plástica, fraturamento dinâmico, espécimes típicos utilizados em protocolos de avaliação estrutural de dutos, bem como os protocolos mais consolidados na literatura, modelo de *Gurson-Tvergaard-Needleman* para simulação de fratura dúctil e, por fim, as variáveis mecânicas e microestruturais que impactam neste tipo de falha.

**Capítulo 3:** apresenta a metodologia empregada para fabricação dos espécimes a serem estudados (tração, Charpy e DWTT), os procedimentos para

execução dos ensaios experimentais e os modelos gerados para análises numéricas, além de outros tópicos complementares.

**Capítulo 4:** trata principalmente dos resultados obtidos de ensaios de tração e impacto Charpy instrumentado, assim como das análises numéricas realizadas para estes espécimes somados aos DWTT e o duto.

**Capítulo 5:** apresentação das conclusões.

**Capítulo 6:** sugestões para trabalhos futuros.

**Referências.**

**Apêndice A:** dedução da pressão para instabilidade plástica em um vaso de pressão.

**Apêndice B:** projeções em CAD das chapas em estudo.

**Apêndice C:** etapas de montagem da máquina para ensaios DWTT.

**Apêndice D:** curvas experimentais obtidas em ensaios de tração e impacto Charpy instrumentado.

**Apêndice E:** curvas tensão vs. deformação experimentais considerando correções pela área elíptica.

**Apêndice F:** curvas numéricas obtidas em modelos de tração, impacto Charpy e DWTT.

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

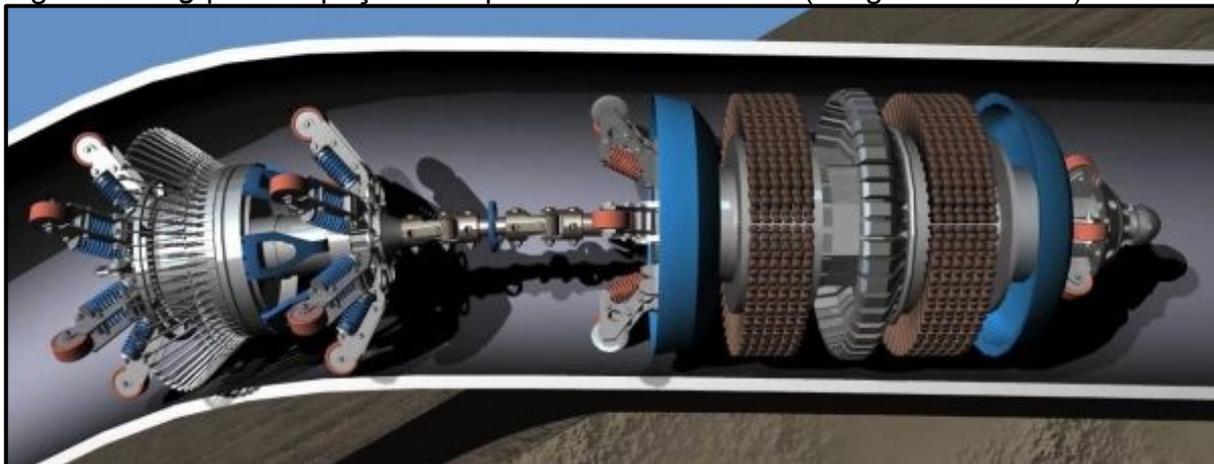
Este capítulo apresenta todo o embasamento necessário para que o leitor compreenda o contexto no qual esta dissertação encontra-se inserida, bem como o estado da arte no que diz respeito ao tema abordado.

### 2.1 GASODUTOS

Dados históricos relatam que o início do uso de dutos para transporte de gás data do final do século 19, podendo citar a ligação entre as cidades americanas de Kane e Buffalo (1888) por meio de tubos de 8 polegadas em uma distância de aproximadamente 140 km (LIU, 2018), e a linha entre Indiana e Chicago (1891) de aproximadamente 190 km (KNAUF; KULGEMEYER, 2015). Entretanto, a tecnologia àquela época não permitia a adequada estanqueidade nas junções, que eram roscadas, e inviabilizavam a construção de dutos com maiores diâmetros, de modo que estes obstáculos só puderam ser transpostos a partir do desenvolvimento da soldagem à arco elétrico, no início do século 20, que contribuiu para a expansão do uso destas estruturas, reduzindo a possibilidade de vazamentos nas uniões, suportando maiores pressões e também permitindo a fabricação de maiores diâmetros (LIU, 2018).

Do período mencionado até os dias atuais, gasodutos têm evoluído constantemente, desde os materiais aplicáveis até os processos de fabricação, sempre buscando atingir níveis mais elevados de segurança conciliados ao desempenho no que diz respeito à eficiência do transporte. Paralelamente, tecnologias de inspeção *in loco* foram desenvolvidas, como por exemplo o uso de *pigs* inteligentes (Figura 3), que também são utilizados para limpeza interna (LIU, 2018).

Figura 3 - *Pig* para inspeção e limpeza interna de dutos (imagem ilustrativa)



Fonte: Hislop, 2017

É relevante citar, ainda, as vantagens do emprego de tubulações para condução de fluidos<sup>1</sup>, que se destacam em várias esferas, desde a econômica até a ambiental. Economicamente, evidencia-se o baixo consumo energético em operação, além da alta rentabilidade devido ao trabalho contínuo e baixo custo de transporte. No contexto ambiental, trata-se de um meio de transporte menos poluente e mais seguro quando comparado à condução terrestre (por meio de veículos automotores).

Portanto, os próximos tópicos detalharão aspectos construtivos, comportamento mecânico dos materiais aplicáveis e os tipos de falhas mais comuns destas estruturas, com o objetivo de contextualizar o foco desta dissertação.

### 2.1.1 Materiais aplicáveis a gasodutos e evolução dos aços classe API

No que se refere aos materiais de construção, utilizam-se os aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL), que foram inicialmente introduzidos ao final da década de 60 (LEIS, 2013). Além dos elevados níveis de resistência, os aços ARBL atuais caracterizam-se também pela alta tenacidade e soldabilidade, sendo as propriedades mencionadas obtidas por métodos de processamentos que incluem tratamentos termomecânicos controlados e composições químicas que contém baixo teor de carbono e micro adições de elementos de liga, como nióbio, cromo, molibdênio e vanádio (GRAY; SICILIANO, 2009).

---

<sup>1</sup> Também existem técnicas para transporte de materiais sólidos, conforme apresentado por Liu (2018).

As adições mencionadas objetivam, principalmente, o aumento da resistência e tenacidade, seja por refinamento de grão, solução sólida, precipitação, aumento de densidade de discordâncias ou partículas duras de segunda fase. Contudo, outros efeitos benéficos são simultaneamente alcançados, como por exemplo o retardo da recristalização da austenita frente à presença de nióbio, que permite um maior controle dos processos termomecânicos (GRAY; SICILIANO, 2009).

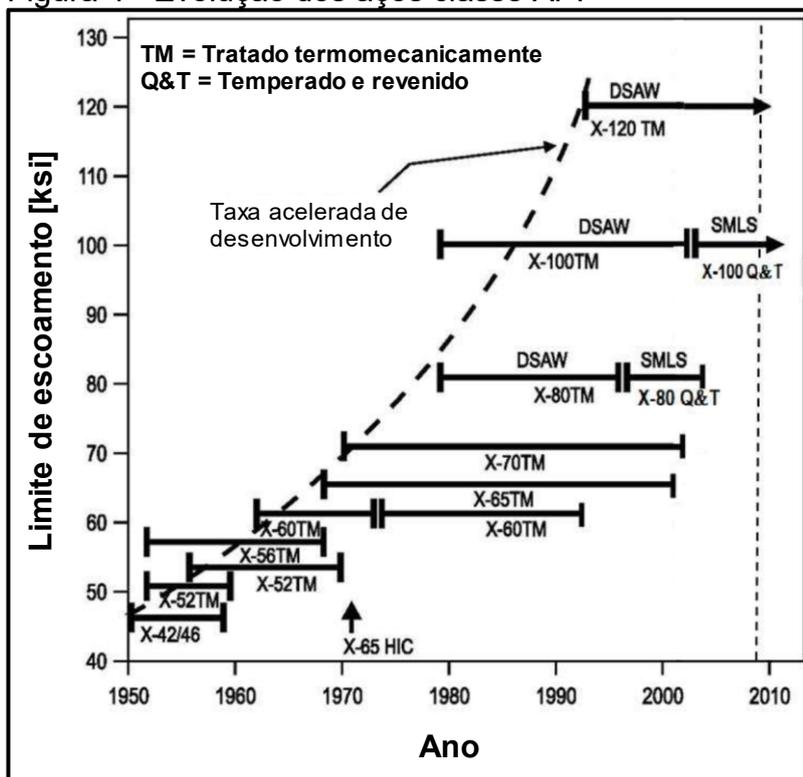
Quando empregados pela indústria de óleo e gás, a nomenclatura dos aços ARBL compete ao Instituto Americano de Petróleo (em inglês: *American Petroleum Institute*, API) e se manifesta por meio da norma API 5L (API, 2013), a qual classifica estes materiais de acordo com os códigos (graus/classes API): A25, A, B, X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70, X80, X90, X100 e X120, onde, nos graus X, os números adjacentes representam a tensão de escoamento mínima em ksi<sup>(2)</sup>. Ainda, a norma citada especifica as dimensões destas tubulações, podendo variar o diâmetro interno de 10,3 mm a 2134,0 mm, e espessuras de parede entre 1,7 mm e 52,0 mm. Por fim, existem também dois níveis de especificação do produto (do inglês: *Product Specification Level*, PSL), PSL1 e PSL2, dentre os quais o comprador pode optar, cuja diferença reside no nível de rigor sob o qual o duto deve ser fabricado e qualificado para aplicação (mais informações podem ser encontradas na norma referenciada).

Neste contexto, a Figura 4 mostra a evolução da tensão limite de escoamento dos aços classe API ao longo das últimas décadas, onde observa-se ao topo os graus X100 e X120, cujo aumento de resistência é, para a aplicação em dutos, fundamental para a redução de características físicas (peso) e geométricas (espessura de parede), mantendo constantes o diâmetro e a pressão de operação, favorecendo a eficiência energética do sistema como um todo (KALWA, 2015). Apesar disso, estas classes não são atualmente as mais aplicadas (cenário no qual se sobressai o grau X80), visto que o conhecimento do comportamento mecânico quando em operação é ainda parcial, além de existir uma preocupação latente no que diz respeito à capacidade de encruamento destes materiais (LEIS, 2015a; KALWA, 2015), como será discutido na seção 2.1.3.

---

<sup>2</sup> 1 ksi = 6,89 MPa.

Figura 4 - Evolução dos aços classe API



Fonte: Autor "adaptado de" Gray e Siciliano, 2009, p. 25

Legenda: DSAW: soldagem a duplo arco submerso; SMLS: sem costura; HIC: trinca induzida por hidrogênio.

### 2.1.2 Processos de fabricação de gasodutos<sup>3</sup>

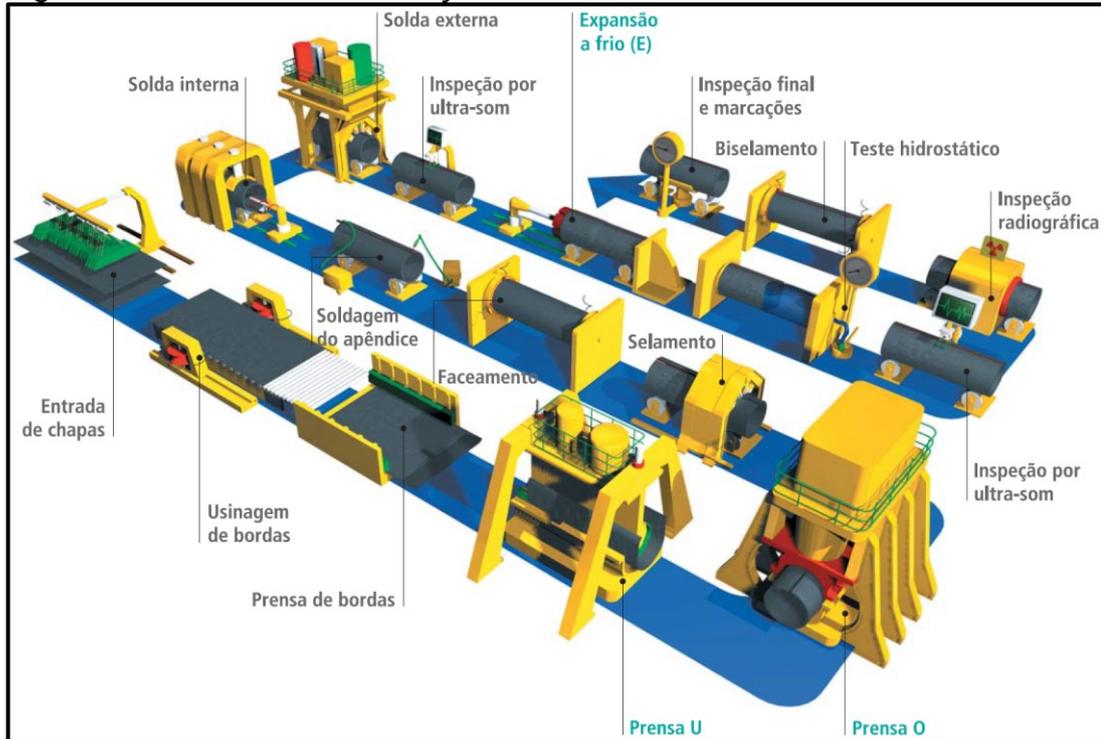
O panorama energético mundial brevemente apresentado na seção 1.1 aponta para uma crescente demanda de gás natural ao redor do globo na última década, exigindo o transporte de maiores volumes deste combustível a partir de áreas remotas e sob condições ambientais severas até o mercado consumidor. Como mencionado anteriormente, existem ainda as preocupações relacionadas à integridade estrutural, exigindo desenvolvimentos na área de materiais e processos de fabricação que possam garantir a operação segura destas estruturas (KNAUF; KULGEMEYER, 2015).

Dois processos de fabricação por conformação a frio se destacam atualmente para as aplicações mencionadas, sendo eles UOE e espiral (*one-step* e *two-step*). No primeiro caso (Figura 5), as chapas são recebidas da aciaria e passam por etapas de

<sup>3</sup> Um detalhamento maior acerca do assunto deste tópico foi realizado em trabalhos anteriores do autor (Silva (2016a) e Silva (2017)), portanto, será discutido nesta dissertação, ainda que de forma breve, visto que é de fundamental importância para a compreensão do leitor a respeito da pesquisa.

usinagem e conformação em U e O, respectivamente, seguidas de soldagem a arco submerso (interna e externa) e expansão mecânica a frio (E), esta última com a finalidade de garantir a cilindridade adequada e aliviar tensões residuais indesejadas resultantes das etapas anteriores. Evidentemente, dado o alto rigor do processo, etapas de inspeção são distribuídas ao longo da fabricação (KALWA, 2015).

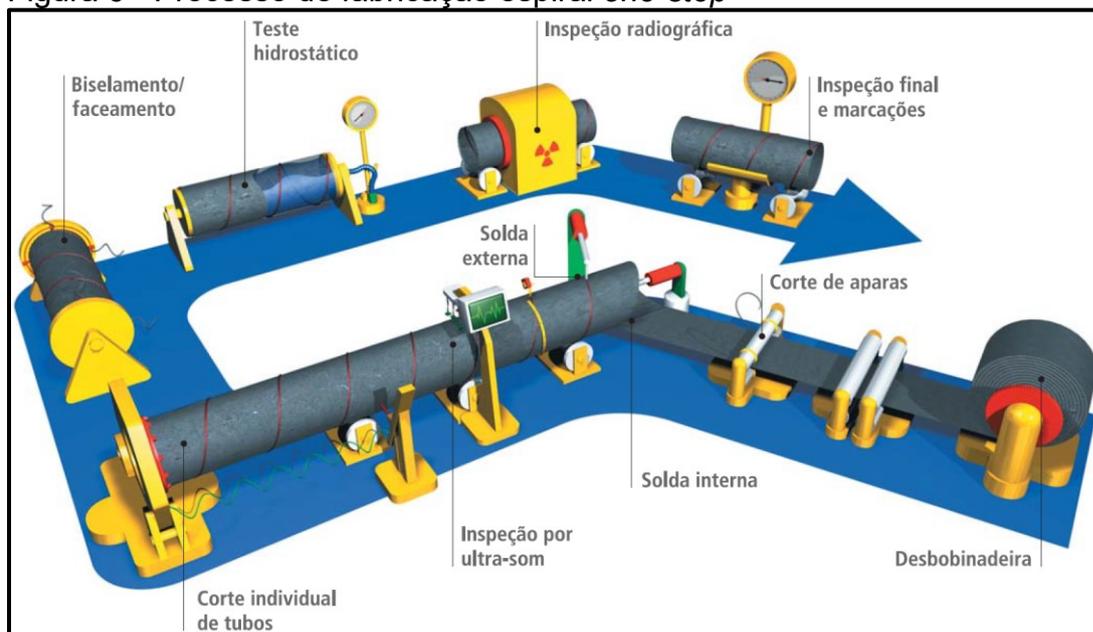
Figura 5 - Processo de fabricação UOE



Fonte: Confab Industrial S.A., 2004

No caso da fabricação em espiral *one-step* (Figura 6), a chapa laminada é recebida em bobinas e, após etapas de desbobinamento e usinagem das bordas, são conformadas continuamente em hélice para formação do tubo; simultaneamente também são realizadas as soldagens internas e externas a arco submerso. Outro método possível, *two-step*, consiste em realizar uma solda MIG/MAG externa preliminar a fim de manter a forma do tubo, e em um estágio seguinte esta adição de material atua como preenchimento de raiz (do inglês: *backfill*) para a soldagem a arco submerso interna e externa, que neste caso pode ser conduzida de forma mais controlada (KNOOP, 2015).

Figura 6 - Processo de fabricação espiral *one-step*



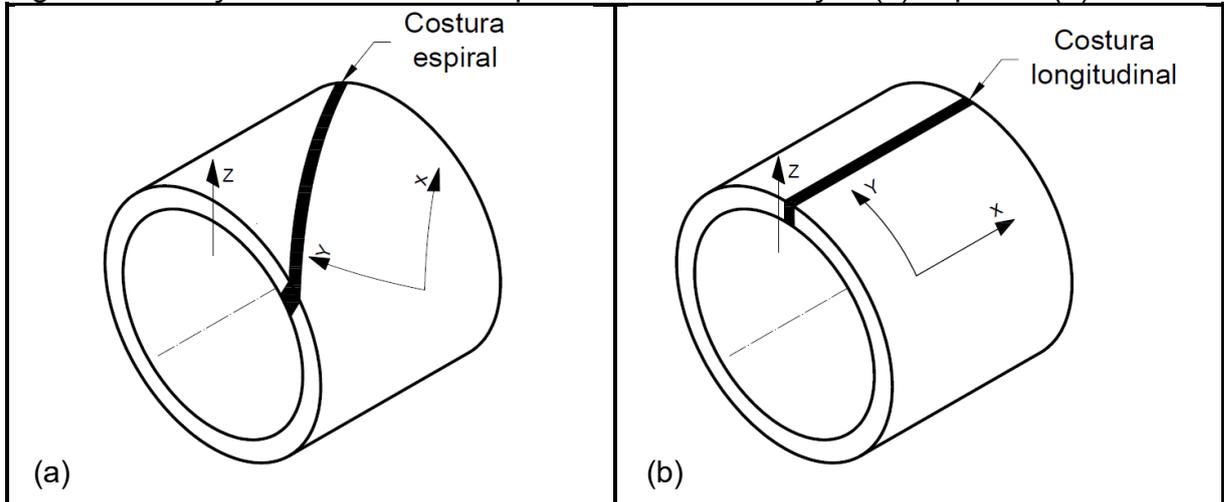
Fonte: Confab Industrial S.A., 2004

Ainda segundo Knoop (2015), a fabricação espiral figura como um modo mais versátil e dinâmico para fabricação de tubos, visto que o diâmetro externo é função apenas do ângulo de hélice e da largura das chapas, parâmetros facilmente modificáveis. Além disso, a fabricação contínua contribui para a agilidade do processo. Entretanto, o método UOE é atualmente o mais utilizado para fabricação de dutos de alta responsabilidade, graças a um ceticismo em relação à integridade dos tubos fabricados em espiral, oriundo de uma indústria caracterizada por técnicas simples de fabricação e inspeção que não atendem os requisitos mínimos desejados. Em contrapartida, pesquisas do início da década passada já apontavam para um cenário onde a fabricação espiral se equiparava a UOE em termos de resistência à fratura (PISTONE; MANUCCI, 2000), o que indica um quadro positivo para a retomada da confiança e incentivo a este método de produção, desde que realizado de maneira apropriada.

Por fim, é importante ressaltar que os processos de fabricação apresentados neste tópico desempenham um papel fundamental no comportamento mecânico das estruturas em estudo, tendo em vista que ao longo da produção as chapas são submetidas a variados esforços mecânicos e deformações plásticas em direções específicas, que resultam em propriedades ortotrópicas no produto (segundo Dowling (2012) e representada na Figura 7). Esta característica, inclusive, já foi objeto de investigação do autor em trabalhos anteriores utilizando os mesmos materiais desta

dissertação (SILVA, 2016a; SILVA, 2017), cujos resultados apontaram para um significativo nível de ortotropia nas chapas, o que é levado em consideração neste trabalho.

Figura 7 - Direções resultantes dos processos de fabricação (a) espiral e (b) UOE



Fonte: Autor

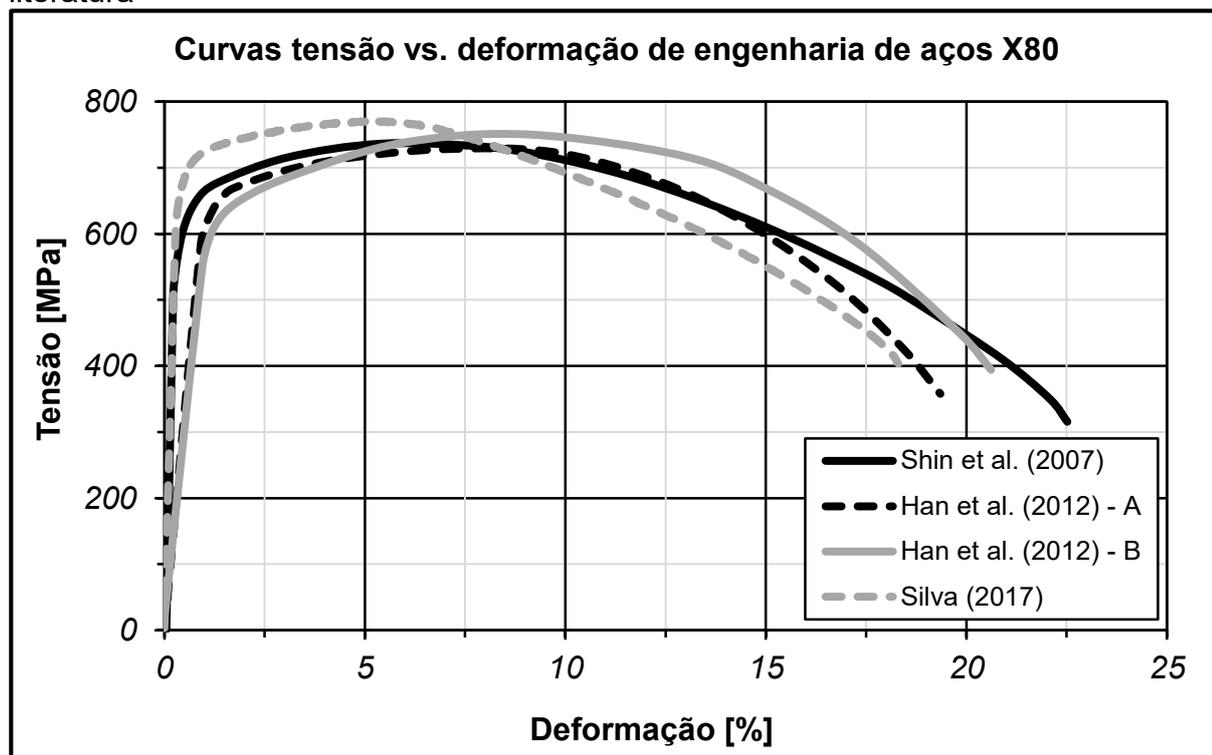
Legenda: a direção x foi orientada aqui de tal forma que indicasse a direção de laminação da chapa original, antes do processo de conformação em tubo.

### 2.1.3 Comportamento mecânico de aços API X80 atuais aplicados a gasodutos

Diante das preocupações expostas no que diz respeito à integridade estrutural de gasodutos, é compreensível entender que, para este fim, os materiais aplicáveis devem aliar resistência, ductilidade e, conseqüentemente, tenacidade. Para tanto, como já mencionado no tópico 2.1.1, além de processos controlados de fabricação, a adição de elementos de liga tem impacto relevante nas propriedades desejadas. Este tópico, portanto, apresenta curvas tensão vs. deformação de aços API X80 e outras propriedades que sejam de interesse, sendo todas obtidas da literatura e assim referenciadas.

Deste modo, algumas curvas selecionadas aleatoriamente da literatura são apresentadas na Figura 8, mostrando a tendência de comportamento de aços API X80, onde observam-se níveis de resistência da ordem de 600 MPa a 800 MPa e ductilidade de 17,5% até 26%, aproximadamente, para a espécimes transversais (90° em relação à laminação) em que se espera comportamento inferior às demais direções.

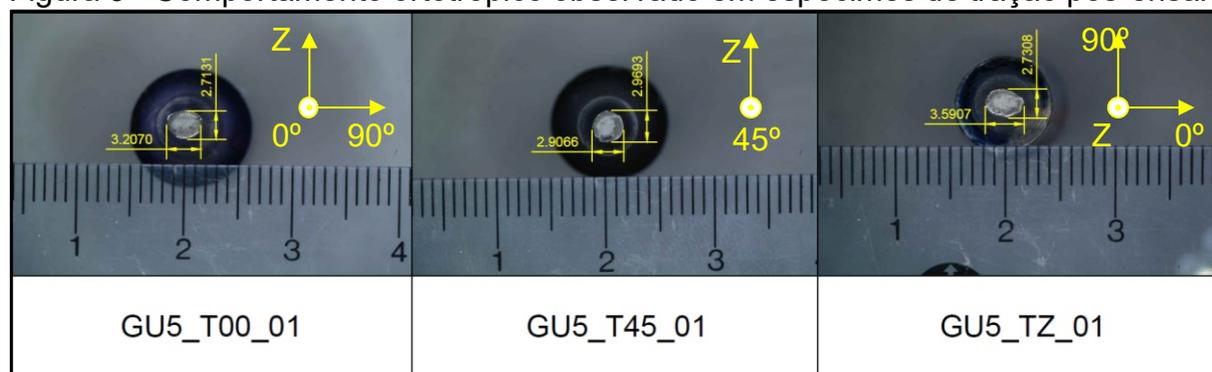
Figura 8 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia de aços API X80 obtidos na literatura



Fonte: Autor "adaptado de" Shin et al., 2007, p. 286, Han et al., 2012, p. 194, e Silva, 2017, p. 50  
 Legenda: A e B referem-se a dois aços X80 diferentes estudados por Han et al. (2012).

Ainda, Silva (2017) analisou o comportamento ortotrópico das chapas aplicadas a este trabalho, verificando níveis de deformação significativamente diferentes em direções ortogonais (Figura 9), enquanto Shin et al. (2007) mostrou resultados pra ensaio de impacto Charpy por meio de curvas de transição dúctil-frágil, onde a energia do patamar dúctil foi de 200 J e a temperatura de transição da ordem de  $-97^{\circ}\text{C}$  (Figura 10).

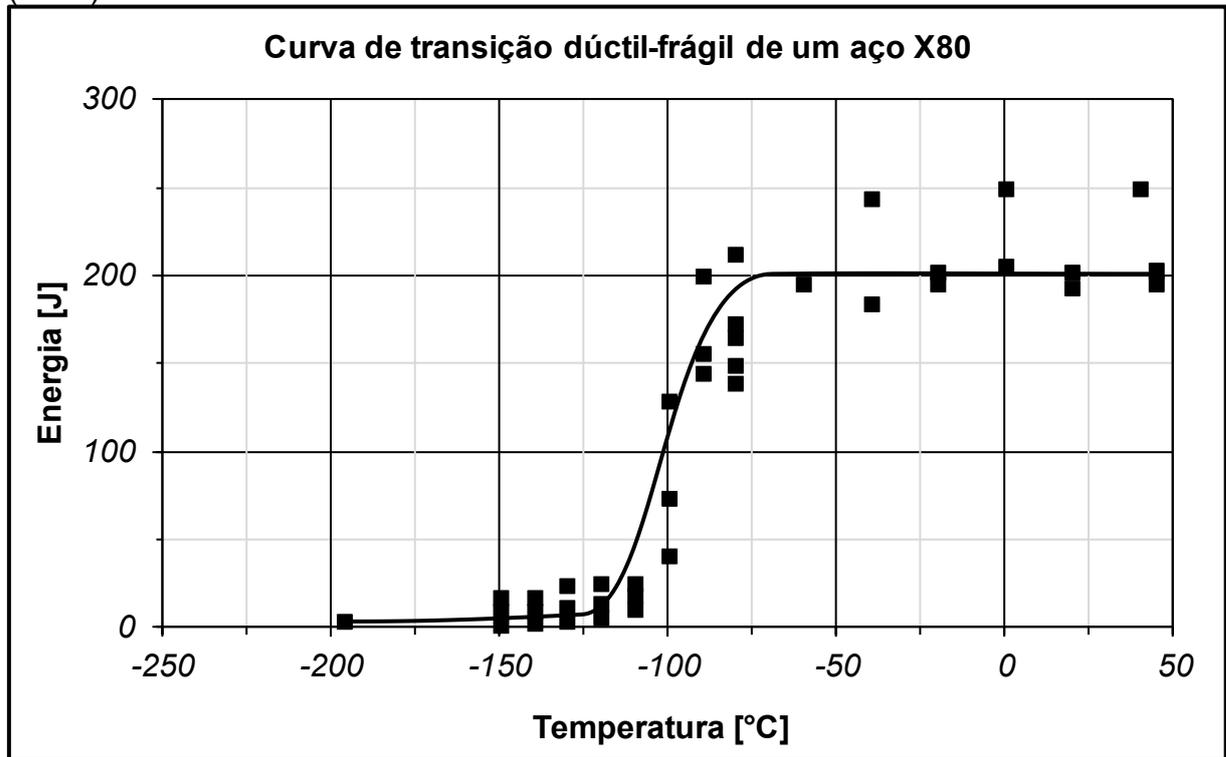
Figura 9 - Comportamento ortotrópico observado em espécimes de tração pós-ensaio



Fonte: Silva, 2017

Legenda: sendo  $0^{\circ}$  a direção de laminação.

Figura 10 - Curva de transição dúctil frágil para o aço X80 apresentado em Shin et al. (2007)

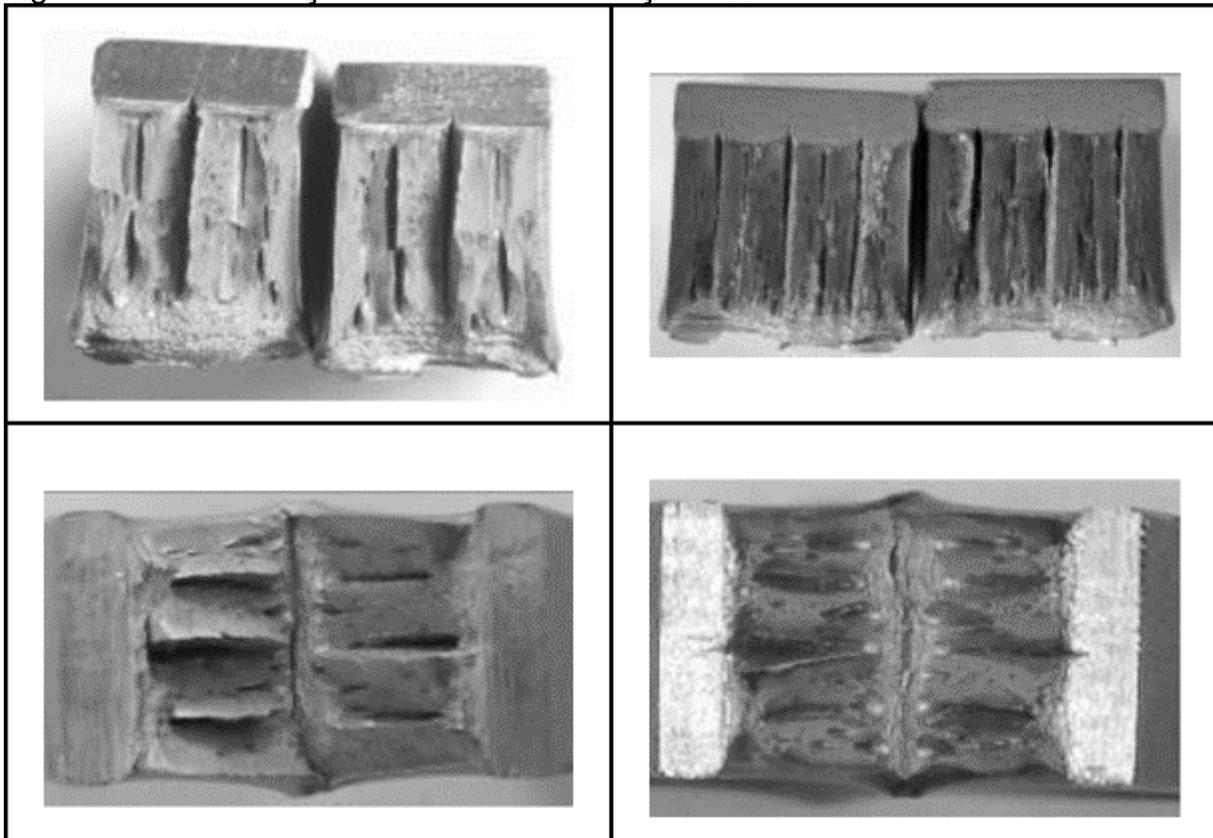


Fonte: Autor "adaptado de" Shin et al., 2007, p. 287

Outro ponto importante a ser salientado neste tópico, diz respeito às comuns e indesejáveis delaminações presentes nos aços em questão (Figura 11), conforme estudo realizado por Pyshmintsev et al. (2014) e também notadas nos espécimes ensaiados no presente trabalho. Estas ocorrências são observadas em planos paralelos à superfície das chapas, e decorrem em múltiplos disparos de trincas de caráter frágil durante o processo de fratura, reduzindo a capacidade de absorção de energia do material (tenacidade). O trabalho referenciado concluiu que esta ocorrência está intimamente conectada à textura do material<sup>4</sup>, e sugeriu, ainda, estudos mais aprofundados considerando os efeitos provocados por partículas de segunda fase (como por exemplo da martensita-austenita). Portanto, embora este ponto não figure como foco da presente dissertação, trata-se de importante frente de investigação no tema abordado.

<sup>4</sup> Outros trabalhos envolvendo o estudo das delaminações em materiais classe API também conduzem para esta conclusão, à exemplo de Haskel et al. (2014) que estudou aços X70.

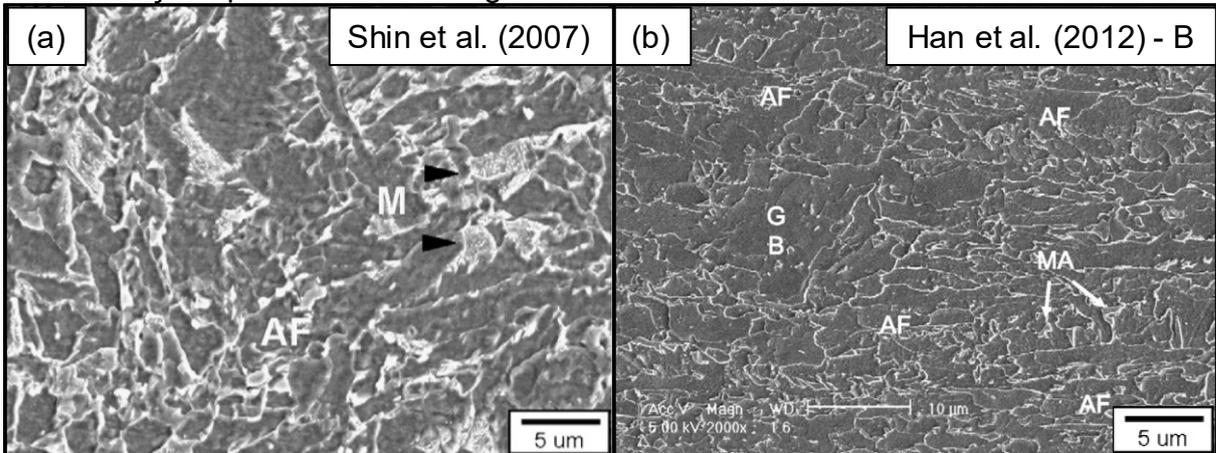
Figura 11 - Delaminações identificadas em aços X80



Fonte: Autor "adaptado de" Pyshmintsev et al., 2014, p. 8

A título de curiosidade, uma vez que foi citada a martensita-austenita no parágrafo anterior, cabe destacar as microestruturas típicas de aços X80. Para isso, o autor selecionou duas micrografias encontradas na literatura, em Shin et al. (2007) e Han et al. (2012), conforme apresentadas na Figura 12, nas quais observa-se uma microestrutura composta basicamente por ferrita acicular (AF) e ocorrências de martensita-austenita (M ou MA) e bainita granular (GB).

Figura 12 - Micrografias obtidas em microscópio eletrônico de varredura (MEV) para dois dos aços apresentados na Figura 8

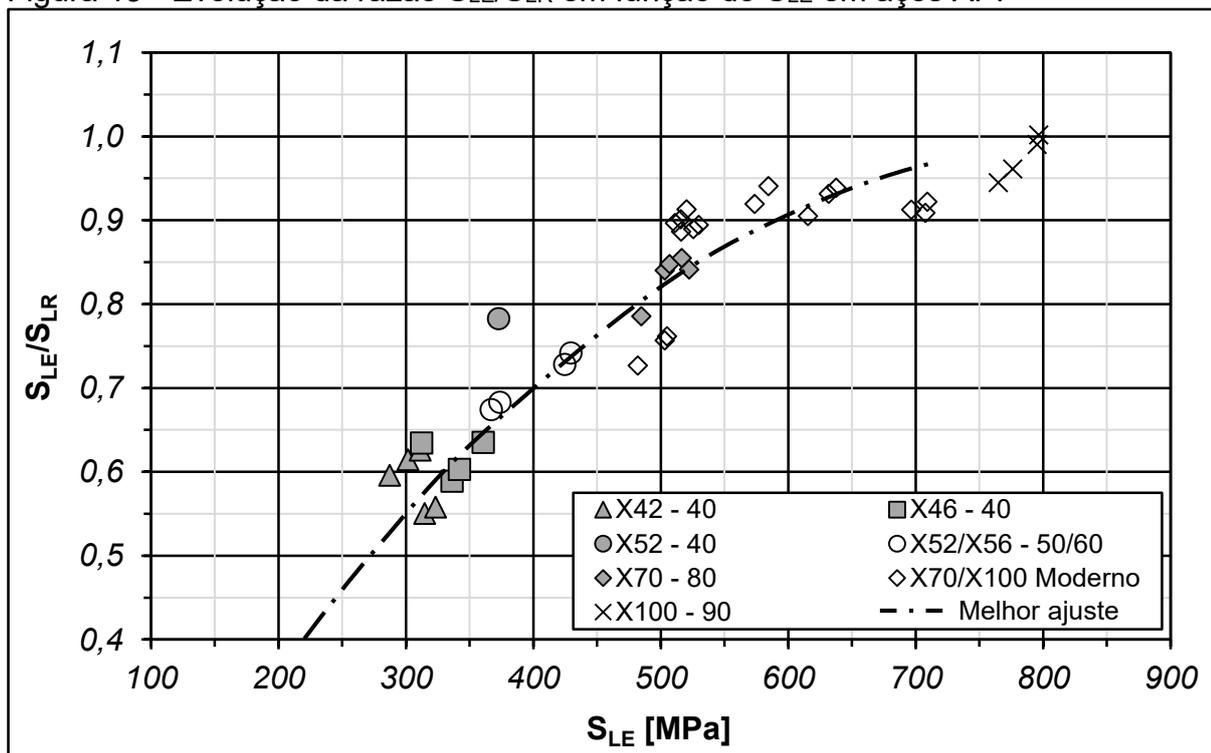


Fonte: Autor "adaptado de" Shin et al., 2007, p. 283, e Han et al., 2012, p. 193

Portanto, em virtude das curvas tensão vs. deformação e de transição dúctil-frágil apresentadas, fica claro que o comportamento destes materiais é predominantemente dúctil, além de contar com elevada resistência. Isto é resultado da constante busca por materiais de crescente tenacidade para as aplicações de alta tenacidade às quais estes aços são destinados.

Apesar disso, a literatura ainda aponta para altas velocidades de propagação de trincas em um processo de falha, tornando o *arrest* de difícil previsão. Ao mesmo tempo que, devido ao comportamento dúctil destes aços, na presença de uma falha a dissipação de energia ocorre de forma majoritária por meio do espalhamento de deformação plástica (podendo ocorrer delaminações), postergando o colapso localizado e um possível processo de propagação de trincas, ou até mesmo freando-o quando existir, o que é desejável.

Todavia, existem algumas problemáticas provenientes do desenvolvimento de aços avançados que chamam a atenção, como por exemplo a análise realizada por Leis (2015a), observável também nas curvas da Figura 8, que mostra uma relação entre limite de escoamento e limite de resistência ( $S_{LE}/S_{LR}$ ) tendendo à unidade para materiais como o X100 (Figura 13), ou seja, há uma preocupação clara e lógica em aumentar a resistência dos materiais para que o processo de deformação plástica se inicie, mas, uma vez iniciado, a baixa capacidade de encruamento pode ser fator determinante para permitir a propagação rápida de trincas sem a capacidade de promover a desaceleração ou frenagem (*arrest*), uma vez que não há ganho significativo de resistência, apesar dos elevados níveis de deformação plástica.

Figura 13 - Evolução da razão  $S_{LE}/S_{LR}$  em função do  $S_{LE}$  em aços API

Fonte: Autor "adaptado de" Leis, 2015a, p. 15

#### 2.1.4 Tipos de falhas em gasodutos

Desde o início do emprego de tubulações de aço para condução de fluidos compressíveis, o risco de falhas catastróficas tem sido tratado com muita atenção e cautela, sendo a indústria metalúrgica a responsável por desenvolver materiais capazes de evitar tais acidentes, contribuindo para a evolução dos aços empregados.

Porém, as primeiras aplicações sofreram as consequências do conhecimento ainda incipiente do comportamento mecânico dos materiais utilizados, que permitiu que muitas dessas estruturas trabalhassem em temperaturas abaixo da temperatura de transição dúctil-frágil (TTDF), favorecendo a ocorrência de fraturas frágeis que se propagavam a velocidades acima de 500 metros por segundo por longas distâncias (ZHU, 2015; LEIS, 2015a). Nestes casos, a energia disponível para promover a propagação da fratura era muito maior que a resistência do material, e notava-se, ainda, pequena evidência de afinamento da parede na região da falha, guardando relação com o mecanismo de clivagem, típico de materiais frágeis (LEIS, 2015a; ANDERSON, 2017).

Esforços foram realizados para compreensão dos fenômenos de falha em questão, de forma que desenvolvimentos de materiais mais tenazes e com baixas TTDF conduziram para propagações de fratura em modo dúctil, apesar de ainda cobrirem grandes distâncias a altas velocidades (ZHU, 2015). Neste contexto, surgiram protocolos para previsão de falhas (seção 2.6) baseados em conceitos da Mecânica Fratura com o objetivo de prever, a partir de modelos semi-empíricos, o comportamento destes materiais na presença de um defeito (trinca).

Contudo, o aumento de tenacidade trouxe consigo um inconveniente, já que por vezes a fratura deixou de ser controlada pela concentração de tensões promovida pela singularidade induzida pela trinca, passando a ser governada pelo afinamento da parede da estrutura em um cenário de instabilidade plástica, permitindo a falha por colapso plástico (MOÇO, 2017). Este fenômeno, portanto, retornou um prejuízo elevado do ponto de vista de previsão do comportamento da estrutura na presença de um defeito tipo trinca, já que metodologias até então consideradas robustas, como a proposta pelo BTCM, deixaram de garantir similitude entre corpos de prova e o gasoduto real (LEIS, 2015a).

Portanto, conhecidas as características mais relevantes do comportamento mecânico dos aços estudados, bem como os possíveis tipos de falhas, é oportuno apresentar casos reais e destacar as principais causas que podem resultar em processos de fratura catastrófica, como exposto na sequência.

#### **2.1.4.1 Exemplos reais de falhas e causas**

Em Revie (2015), resumem-se algumas causas que podem levar à falha de dutos, dentre as quais destacam-se a corrosão promovida pela interação com o ambiente, trincas induzidas por meio ácido contendo sulfeto de hidrogênio ( $H_2S$ ) e os danos causados por agentes mecânicos, desde choques e fadiga decorrentes do transporte e instalação, até a fadiga induzida por vibrações geradas pelas estações de bombeamento, por exemplo.

No que diz respeito à corrosão, levando em consideração dutos *onshore*, a interação da estrutura com o solo pode ser compreendida como uma célula eletroquímica, cujos efeitos se potencializam na presença de agentes como oxigênio, umidade, variações de temperatura e eletrólitos suspensos na atmosfera. Desta forma, a superfície externa das tubulações, quando desprotegida, torna-se susceptível

à corrosão, que em casos extremos promove a redução local da espessura da parede, culminando na queda da resistência da estrutura e levando ao colapso (CASTANEDA; ROSAS, 2015).

Para elucidar esta questão, é interessante mencionar o acidente ocorrido na Flórida, em 2009, quando um tubo de 18 polegadas (457,2 mm) de diâmetro se rompeu graças a uma redução de 30% da espessura da parede em virtude de corrosão externa. O relatório indica que houve uma falha no revestimento, expondo a superfície do tubo ao ambiente. Ainda, os equipamentos de inspeção não foram capazes de captar o defeito e o processo de corrosão se estendeu até o nível crítico. A Figura 14 mostra as duas partes do tubo (aproximadamente 32 metros e 2,3 toneladas ao total) que antes era enterrado e foi ejetado durante o processo de ruptura, corroborando com a premissa de que acidentes desta natureza podem ser considerados como catastróficos se considerada a possibilidade de ocorrência em centros urbanos (NTSB, 2009).

Figura 14 - Tubo que foi ejetado em acidente ocorrido na Flórida



Fonte: NTSB, 2009

Em relação aos danos mecânicos, tipicamente são divididos em duas categorias quando resultantes de choques: indentações (amassamento) e ranhuras, sendo que a ação conjunta de ambos é chave para ocorrência de falhas em tubos (GAO; KRISHNAMURTY, 2015). Geralmente, estas avarias são geradas durante operações de escavação, como apresenta o relatório de um acidente ocorrido em Indianápolis em 1997, quando um tubo de 20 polegadas (508 mm) de diâmetro externo veio a falhar, causando inclusive incêndio, uma vítima fatal e seis casas destruídas,

além da evacuação de 75 moradores e condenação estrutural de outras 65 residências. Na ocasião, durante a inserção de um tubo de 8 polegadas (203,2 mm) de diâmetro externo, adjacente ao mencionado (Figura 15), os operadores da máquina para perfuração do solo não conduziram a atividade com cautela, atingindo o tubo de 20 polegadas durante o processo e provocando ranhuras superficiais (Figura 16), que provocaram a redução de até 62% da espessura de parede da estrutura e permitiram a falha (NTSB, 1997).

Figura 15 - Tubos pós-acidente de Indianapolis em 1997



Fonte: NTSB, 1997

Legenda: observa-se a proximidade do tubo de menor diâmetro, que foi inserido posteriormente, ao tubo de 20 polegadas que veio a falha. Esta foi a região em que a furadeira danificou o tubo de maior diâmetro, provocando as ranhuras exibidas na Figura 16.

Figura 16 - Inserto utilizado para escavação (à esquerda) e respectivas ranhuras causadas no tubo (à direita)



Fonte: NTSB, 1997

Outros tipos de danos também podem ser vistos como causas raiz de falhas em dutos, como a já citada fadiga durante o transporte, que foi estudada por Al-Anezi et al. (2009), ou então os carregamentos cíclicos de baixa amplitude realizados durante operações de lançamento de linhas *offshore*, que induzem deformações iniciais e alteram a vida em fadiga da estrutura, como discutido em Poberezhnyi et al. (2016). O mais importante, sobretudo, é a compreensão destes fenômenos e a discussão sobre como as técnicas de inspeção podem ser aprimoradas para identificar as avarias mencionadas nesta seção, evitando o início indesejado de um processo de falha. Entretanto, caso isto venha a ocorrer, a capacidade de absorção e dissipação de energia dos materiais passa a exercer um papel fundamental na mitigação do acidente, ou pelo menos na redução de seus danos. Neste contexto, se insere esta pesquisa, que se norteia pela compreensão da resposta das estruturas ao longo de um processo de falha e, então, busca propor esclarecimentos e meios para que o desempenho nestas condições seja capaz de evitar catástrofes, ou, ao menos, reduzir seus impactos. Para tanto, é de fundamental importância compreender os

fenômenos de plasticidade e dano envolvidos e como evoluem, além das teorias de mecânica da fratura nas quais os protocolos de falha existentes se baseiam.

## 2.2 PLASTICIDADE

Como mencionado nos tópicos da seção 2.1, os materiais aplicáveis a gasodutos têm evoluído de forma que o aumento de resistência, aliado ao aumento da ductilidade, tem conduzido a comportamentos que envolvem elevados níveis de plasticidade em cenários de falha. Deste modo, o estudo da teoria de plasticidade incremental  $J_2^{(5)}$  é de grande interesse para o desenvolvimento deste trabalho.

Contudo, tópicos fundamentais que dizem respeito às definições de tensão, deformação, curvas tensão vs. deformação, propriedades mecânicas de engenharia e verdadeiras e modelos constitutivos (Hollomon e Ramberg-Osgood, principalmente) não serão aqui apresentadas em detalhes por motivos de objetividade<sup>6</sup>. Por outro lado, o critério de escoamento de von Mises, conceitos de trabalho plástico, instabilidade e colapso plástico, serão descritos, uma vez que serão primordiais para as análises que tem suportado esta pesquisa.

Portanto, antes de serem apresentadas as teorias em questão, algumas hipóteses básicas devem ser assumidas, segundo Ragab e Bayoumi (1999) e Hosford e Cadell (2011), para o estudo dos fundamentos da plasticidade:

- a) o material é assumido isotrópico<sup>7</sup> e homogêneo antes e durante os eventos de deformação plástica;
- b) há manutenção de volume ao longo da deformação plástica. Logo, a soma das deformações plásticas verdadeiras ( $\varepsilon_{pi}$ , para  $i = 1, 2$  e  $3$ ), ocorrentes nas três direções principais, é igual a zero (Equação 1);

$$\varepsilon_{p1} + \varepsilon_{p2} + \varepsilon_{p3} = 0 \quad (1)$$

<sup>5</sup> Esta nomenclatura guarda relações com o segundo invariante do tensor desvio e é comumente empregada na literatura. Mais informações podem ser encontradas nas obras de referência.

<sup>6</sup> Estas informações podem ser encontradas de forma detalhada em Dowling (2012) e nos trabalhos anteriores do autor: Silva (2016a) e Silva (2017).

<sup>7</sup> Este trabalho lida com materiais ortotrópicos, portanto, considerações adicionais serão realizadas no momento oportuno.

- c) a componente hidrostática ( $\sigma_h$ , Equação 2) do tensor das tensões ( $\sigma_{ij}$ , para  $i, j = x, y$  e  $z$ ) não impacta no limite de escoamento, que é influenciado apenas pelo tensor desvio ( $T_d$ , Equação 3);

$$\sigma_h = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3} \quad (2)$$

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} = T_d + T_h \quad (3)$$

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} - \sigma_h & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma_h & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma_h \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_h & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_h & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_h \end{bmatrix}$$

- d) assume-se encruamento isotrópico, ou seja, tensão limite de escoamento igual em tração e compressão, mesmo em casos onde ocorre tração seguida de descarregamento e compressão. Deste modo, desconsidera-se o efeito Bauschinger<sup>8</sup>.

Ademais, sempre que o conceito de deformação for invocado, deverá ser entendido como deformação verdadeira (ou logarítmica, Equação 4, onde  $L$ ,  $L_0$ ,  $A$  e  $A_0$  referem-se aos comprimentos e áreas instantâneos e iniciais, respectivamente), haja visto que, para grandes deformações e em cenários onde a ordem de carregamento importa, o cálculo incremental ( $d\varepsilon$ ) se faz necessário (RAGAB; BAYOUMI, 1999).

$$d\varepsilon = \frac{dL}{L} \rightarrow \varepsilon = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln\left(\frac{A_0}{A}\right) \quad (4)$$

Por fim, os desenvolvimentos apresentados na sequência se basearam na teoria de plasticidade incremental, que considera a dependência da trajetória do carregamento, estudando-o em incrementos infinitesimais para determinar o estado de deformação final da estrutura. Existe, também, a teoria de plasticidade de deformação, que para o mesmo fim utiliza o estado final do carregamento (aqui

---

<sup>8</sup> No presente trabalho esta hipótese não exerce influência significativa, uma vez que não há reversões de carregamento.

considerado proporcional), desconsiderando a ordem de solicitação. Esta vertente, porém, não será esmiuçada, uma vez que se trata de uma condição particular da anteriormente citada (RAGAB; BAYOUMI, 1999).

### 2.2.1 Critério de escoamento de von Mises e lei de escoamento de Levy-Mises

Diante das hipóteses apresentadas e sabendo que o escoamento é governado pela parcela de desvio do estado de tensões do ponto material, critérios de escoamento podem ser definidos para fins de determinação da ocorrência, ou não, de deformações irreversíveis.

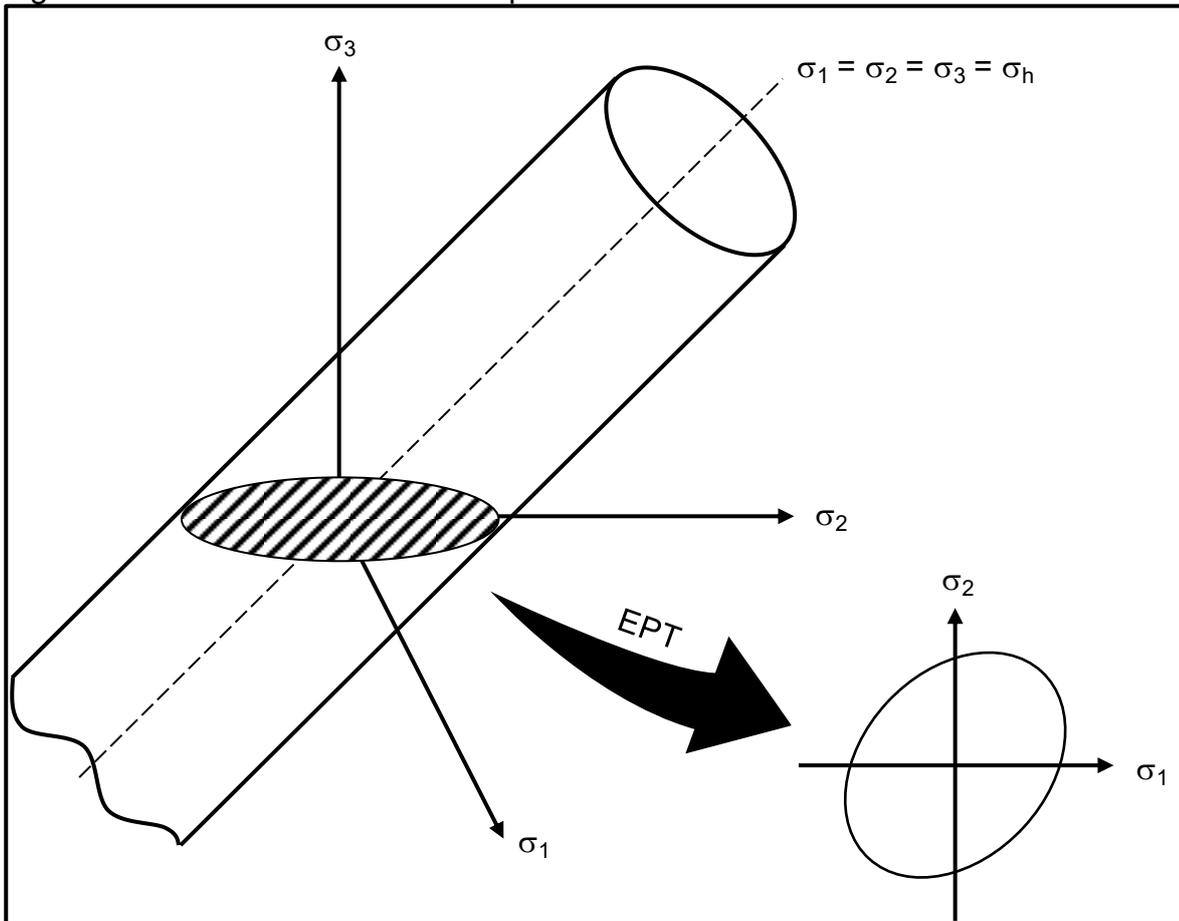
De modo geral, o escoamento é definido matematicamente quando uma função  $f(\sigma_{ij})$  atinge o valor zero (Equação 5), igualando a tensão equivalente atuante no corpo ( $\sigma_{eq}$ ) a uma tensão crítica ( $\sigma_{crítica}$ , que neste caso é o próprio limite de escoamento do material). Para materiais dúcteis, portanto, o critério de escoamento mais difundido é o de von Mises (Equação 6, em termos das tensões principais  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$ ) (RAGAB; BAYOUMI, 1999; ROESLER *et al.*, 2007).

$$f(\sigma_{ij}) = \sigma_{eq} - \sigma_{crítica} \quad (5)$$

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \quad (6)$$

Geometricamente e para estados triplos de tensão (ETT), o *locus* de escoamento do critério de von Mises é definido por um tubo cilíndrico, cujo eixo corresponde à  $\sigma_h$  (Figura 17), corroborando para a hipótese que diz respeito à não contribuição da tensão hidrostática para o escoamento. Todavia, se uma das tensões é nula, o estudo reduz-se a um EPT, e o *locus* se resume a uma elipse no plano. Conseqüentemente, para ambos os casos, o escoamento ocorrerá quando o estado de tensões resultar em um ponto sobre a superfície definida pelo ETT, ou sobre os limites da elipse, para caso de EPT (ROESLER *et al.*, 2007).

Figura 17 - Locus de falha definido pelo critério de von Mises



Fonte: Autor

Na sequência, é possível definir o estudo das deformações plásticas ( $\varepsilon_{pi}$ , para  $i = 1, 2$  e  $3$ ) em função das tensões principais. Partindo do critério de von Mises, tem-se as relações apresentadas na Equação 7, onde  $d\lambda$  é definida como a razão entre a deformação e tensão efetivas (Equação 8), correlacionadas por meio dos modelos constitutivos do material (Hollomon, por exemplo) (RAGAB; BAYOUMI, 1999; HOSFORD; CADDELL, 2011).

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{p1} &= d\lambda[\sigma_1 - 0,5(\sigma_2 + \sigma_3)] \\ d\varepsilon_{p2} &= d\lambda[\sigma_2 - 0,5(\sigma_1 + \sigma_3)] \\ d\varepsilon_{p3} &= d\lambda[\sigma_3 - 0,5(\sigma_1 + \sigma_2)] \end{aligned} \quad (7)$$

Por fim, substituindo as tensões principais pelas tensões desvio ( $\sigma_{di}$ , para  $i = 1, 2$  e  $3$ ), as quais de fato governam as deformações plásticas, tem-se a lei de

escoamento de Levy-Mises, que estabelece as relações apresentadas na Equação 8 (RAGAB; BAYOUMI, 1999; HOSFORD; CADDELL, 2011).

$$\frac{d\varepsilon_{p1}}{\sigma_{d1}} = \frac{d\varepsilon_{p2}}{\sigma_{d2}} = \frac{d\varepsilon_{p3}}{\sigma_{d3}} = \frac{3}{2}d\lambda = \frac{3}{2}\frac{d\varepsilon'_p}{\sigma'} \quad (8)$$

De modo a tratar o assunto a partir de um ponto de vista energético, é razoável definir o conceito de trabalho plástico por unidade de volume ( $W_p$ , Equação 9) em termos das deformações incrementais e tensões principais atuantes.

$$dW_p = \sigma_1 d\varepsilon_{p1} + \sigma_2 d\varepsilon_{p2} + \sigma_3 d\varepsilon_{p3} = \sigma' d\varepsilon'_p \rightarrow W_p = \int_0^{\varepsilon'} \sigma' d\varepsilon'_p \quad (9)$$

onde  $\sigma'$  e  $d\varepsilon'_p$  definem as tensões e deformações efetivas do material, que se relacionam por meio do fator  $d\lambda$  citado anteriormente e podem ser calculadas por meio da Equação 10 e Equação 11, respectivamente (RAGAB; BAYOUMI, 1999).

$$\sigma' = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \quad (10)$$

$$d\varepsilon' = \sqrt{\frac{2}{3} (d\varepsilon_{p1}^2 + d\varepsilon_{p2}^2 + d\varepsilon_{p3}^2)} \quad (11)$$

### 2.2.2 Instabilidade plástica

Um tópico importante a ser abordado é a instabilidade plástica que, segundo Hosford e Cadell (2011), ocorre no instante em que o carregamento (força ou pressão) atinge um ponto de máximo e então passa a decrescer, mas ainda promovendo deformações plásticas. O estudo deste assunto é relevante, pois, está intimamente conectado à definição de colapso plástico, fenômeno que tem sido presente na falha de aços mais tenazes.

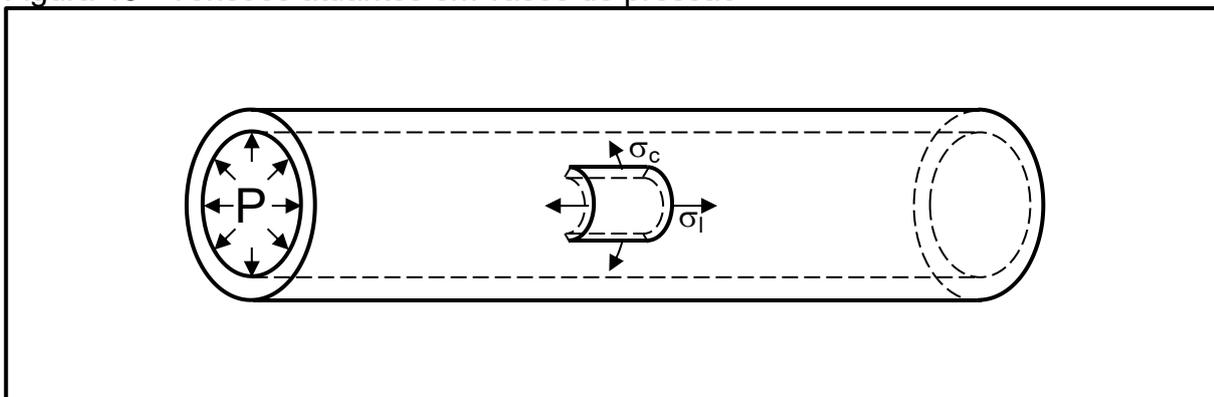
É oportuno, neste momento, lembrar as definições de estruturas sob controle de deslocamento e de carga. No primeiro caso, atinge-se uma condição de

instabilidade em regime estável, uma vez que a taxa de deslocamento é constante ao longo da solicitação e a força decrescerá. No segundo caso, ao atingir a instabilidade, levando em consideração a manutenção da força (ou pressão) aplicada, a estrutura irá a colapso, já que a estrutura perderá a capacidade de suportar carga (ANDERSON, 2017). Assim, para a condição em estudo, cujo objeto pode ser modelado como um vaso de pressão, o controle é de carga e exige cautela no que diz respeito à ocorrência de instabilidade plástica.

É de interesse, portanto, identificar o nível de solicitação (neste caso a pressão) para qual a instabilidade ocorrerá em gasodutos, lembrando que até aqui o estudo é conduzido desconsiderando a presença de trincas ou defeitos tipo-trinca. Deste modo, duas condições foram analisadas pelo autor (que podem ser entendidas com o auxílio da Figura 18):

- a) quando a pressão interna do duto gera uma tensão circunferencial ( $\sigma_c$ ) e outra longitudinal ( $\sigma_l$ ), o que seria análogo ao equilíbrio de um vaso de pressão com tampas;
- b) quando a pressão interna gera uma tensão circunferencial e a tensão longitudinal é desconsiderada, levando em conta a instalação do tubo direto no solo ou em apoios, os quais geram atrito (ou restrições longitudinais) e eventualmente podem provocar um equilíbrio estrutural de modo que a  $\sigma_l$  seja anulada.

Figura 18 - Tensões atuantes em vasos de pressão



Fonte: Autor

Portanto, para a condição (a), definiu-se a pressão para instabilidade ( $P_{inst}$ )<sup>9</sup> como na Equação 12, e para a condição (b), a Equação 13. Estes equacionamentos serão comparados às duas condições empregadas em análises numéricas, principalmente para que seja avaliada a condição (b), que se encontra sob investigação.

$$P_{inst}^{(a)} = \frac{2}{\sqrt{3}} H \left(\frac{n}{3}\right)^n \left(\frac{t_0}{r_0}\right) e^{-n} \quad (12)$$

$$P_{inst}^{(b)} = H \left(\frac{2n}{3}\right)^n \left(\frac{t_0}{r_0}\right) e^{-n} \quad (13)$$

onde, H e n são os parâmetros da equação de Hollomon,  $t_0$  a espessura de parede inicial da tubulação e  $r_0$  o raio médio inicial do duto.

Conhecidas as condições para que ocorra a instabilidade, é de suma importância compreender como evolui o comportamento mecânico do material neste cenário, já que podem ocorrer diferentes taxas de deformação nas porções da estrutura em decorrência dos gradientes de solicitação ao longo dela. Além disso, a temperatura pode desempenhar um papel importante caso atinja valores críticos, já que o processo de colapso plástico está atrelado a um grande aporte de energia (que guarda relações com o trabalho plástico), também dissipada em forma de calor.

### 2.2.3 Sensibilidade à taxa de deformação e influência da temperatura

Diversos modelos matemáticos estão disponíveis na literatura para modelamento da tensão em função da taxa de deformação, sendo o mais simples dado pela relação de potência da Equação 14, onde C é um coeficiente de resistência, que depende das condições de deformação, temperatura e material, e m é a sensibilidade à taxa de deformação. Ambos parâmetros mencionados podem ser determinados por meio de ajustes de curvas de ensaios experimentais em variadas taxas de deformação conhecidas. (HOSFORD; CADDELL, 2011).

---

<sup>9</sup> Todas as deduções encontram-se no Apêndice A.

$$\sigma = C \dot{\varepsilon}^m \quad (14)$$

Cabe aqui uma observação relevante a respeito da sensibilidade à taxa de deformação, uma vez que, fenomenologicamente, altos valores deste parâmetro tornam o material capaz de suportar grandes deformações e distribuí-las até que seja atingida uma condição para instabilidade. Esta característica, portanto, também norteia os desenvolvimentos desta pesquisa, visto que, em um cenário de falha, permitir um maior espalhamento de deformações plásticas antes da ocorrência de instabilidade, pode promover a dissipação de energia necessária para que a propagação da trinca seja atrasada e a força motriz reduzida, até que atinja uma condição razoável para *arrest*.

Para fins de simulação numérica, entretanto, o modelo de Johnson-Cook (JOHNSON; COOK, 1983) tem se mostrado mais usual na literatura, principalmente para análises envolvendo altas taxas de deformação, como por exemplo em ensaios de impacto (SIMHA *et al.*, 2014; CHANDA, 2015). A formulação completa pode ser observada na Equação 15, em que o primeiro termo em parênteses descreve o regime plástico do material segundo uma lei de potência, seguido do termo que define a influência da taxa de deformação e, por fim, a influência da temperatura (SIMULIA, 2013).

$$\sigma' = (S_{LE} + B_{JC} \varepsilon_p'^{n_{JC}}) \left( 1 + C_{JC} \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p'}{\dot{\varepsilon}_0'} \right) (1 - T_{JC}^{m_{JC}}) \quad (15)$$

onde  $B_{JC}$  e  $n_{JC}$  se referem ao coeficiente de resistência e o expoente de encruamento (similares aos parâmetros de Hollomon, mas não iguais),  $C_{JC}$  e  $m_{JC}$  são constantes do material,  $\varepsilon_p'$  a deformação plástica efetiva,  $\dot{\varepsilon}_p'$  e  $\dot{\varepsilon}_0'$  a taxa de deformação plástica efetiva e a taxa de deformação efetiva do ensaio quase-estático utilizado para obter  $S_{LE}$ ,  $B_{JC}$  e  $n$ , e, por fim,  $T_{JC}$  (Equação 16) é função da temperatura de fusão do material ( $T_{fusão}$ ), de uma temperatura de referência ( $T_{ref}$ , que limita a influência térmica no comportamento do material) e da temperatura de ensaio ( $T_{ensaio}$ ).

$$T_{JC} = \begin{cases} 0, & T_{ensaio} < T_{ref} \\ \frac{T_{ensaio} - T_{ref}}{T_{fusão} - T_{ref}}, & T_{ref} < T_{ensaio} < T_{fusão} \\ 1, & T_{ensaio} > T_{fusão} \end{cases} \quad (16)$$

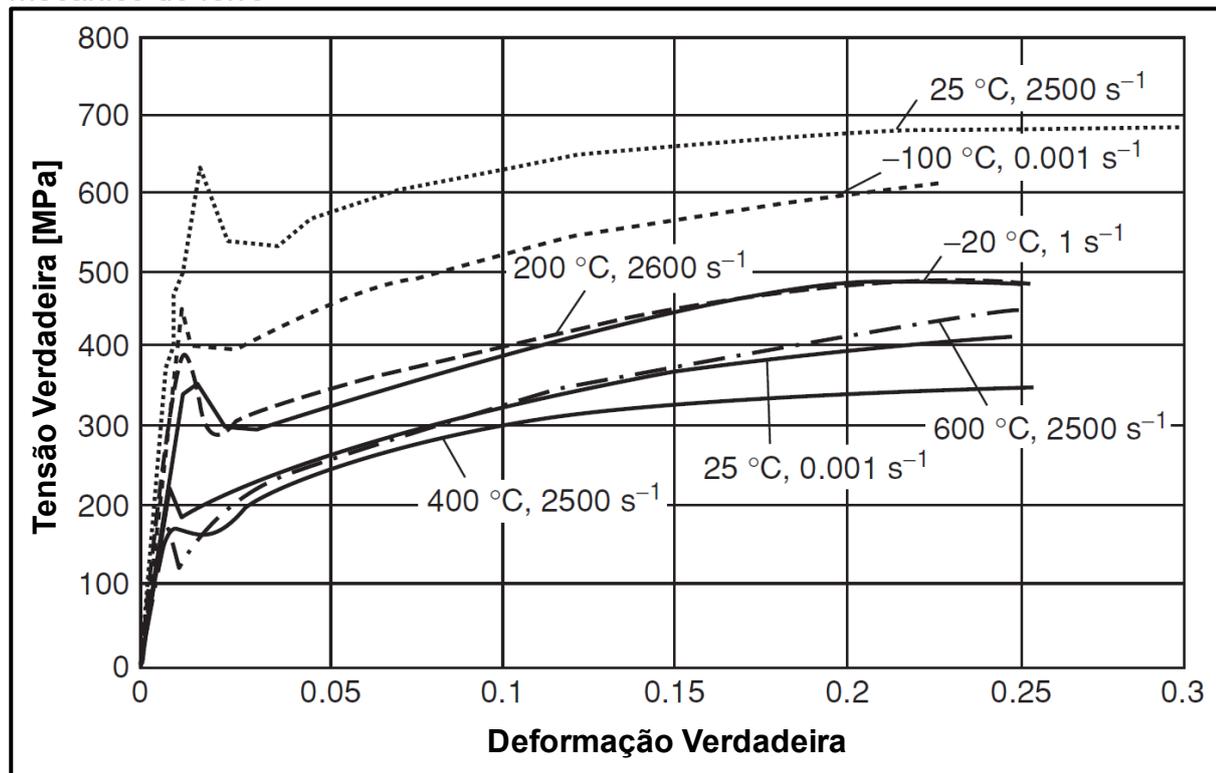
Como observa-se, a temperatura de ensaio (ou aquela provocada pela evolução da plasticidade) tem impacto direto na tensão efetiva do material segundo o modelo de Johnson-Cook. Portanto, a variação de temperatura provocada pelo fenômeno, pode ser calculada a partir das propriedades termofísicas do aço em estudo e do nível de sollicitação, de acordo com a Equação 17 (HOSFORD; CADDELL, 2011).

$$\Delta Temp = \frac{f_{energia} \sigma'_a \varepsilon'}{\rho c} \quad (17)$$

onde  $\sigma'_a$  é um valor médio da tensão atuante ao longo da deformação ( $\varepsilon'$ , aqui tratada em termos efetivos),  $\rho$  é a densidade,  $c$  o calor específico e  $f_{energia}$  a fração de energia armazenada pelo processo (igual a 1 para troca de calor adiabática).

Deste modo, a Figura 19 sintetiza a discussão apresentada neste tópico, mostrando o significativo impacto da variação da taxa de deformação e da temperatura no comportamento mecânico do ferro (como citado em Hosford e Caddell (2011)). Faz sentido, portanto, que essas variáveis sejam consideradas em trabalhos futuros abordando este tema e o material objeto desta pesquisa.

Figura 19 - Efeito da temperatura e da taxa de deformação no comportamento mecânico do ferro



Fonte: Autor "adaptado de" Hosford e Cadell, 2011, p. 64

#### 2.2.4 Plasticidade ortotrópica

Como já discutido, os materiais empregados nesta pesquisa apresentam características ortotrópicas definidas pelo processo de fabricação das chapas e posteriormente dos dutos (tópico 2.1.2), ou seja, a primeira hipótese assumida para o estudo da plasticidade deve ser reconsiderada. Neste cenário, Hill (1998) propôs um critério de escoamento em função das componentes cartesianas de tensão ( $x$ ,  $y$  e  $z$ , sendo  $x$  a direção de laminação<sup>10</sup>). Esta formulação resultou na Equação 18, onde os coeficientes  $F_H$ ,  $G_H$ ,  $I_H$ ,  $Q_H$ ,  $M_H$  e  $N_H$  são parâmetros descritores do estado de anisotropia, e podem ser determinados por meio de ensaios de tração a partir de corpos de prova retirados das respectivas direções.

$$F_H(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G_H(\sigma_z - \sigma_x)^2 + I_H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2Q_H\tau_{yz}^2 + 2M_H\tau_{zx}^2 + 2N_H\tau_{xy}^2 = 1 \quad (18)$$

<sup>10</sup> É recomendado utilizar as tensões cartesianas às principais, uma vez que os fatores propostos por Hill (1998) estão atrelados a direções ortogonais à laminação (cujas direções é usualmente denotada  $x$ ).

Por fim, os coeficientes  $F_H$ ,  $G_H$  e  $I_H$  resultam das tensões de escoamento do material nas três direções (aqui denominadas  $Y_x$ ,  $Y_y$  e  $Y_z$ , respectivamente, Equação 19), enquanto  $Q_H$  e  $M_H$  podem ser determinados através de ensaios de cisalhamento e  $N_H$  por meio de um ensaio de tração em um ângulo  $\theta$  no plano x-y (45°, por exemplo).

$$\begin{aligned} 2F_H &= \frac{1}{Y_y^2} + \frac{1}{Y_z^2} - \frac{1}{Y_x^2} \\ 2G_H &= \frac{1}{Y_z^2} + \frac{1}{Y_x^2} - \frac{1}{Y_y^2} \\ 2I_H &= \frac{1}{Y_x^2} + \frac{1}{Y_y^2} - \frac{1}{Y_z^2} \end{aligned} \quad (19)$$

Para o caso deste trabalho, a direção de laminação da chapa que configura o duto pode ser definida pela orientação da costura, que para os materiais em questão é espiral (ou para os casos UOE, longitudinal). Assim, a direção y é perpendicular a esta (no plano da chapa), enquanto a direção z diz respeito à espessura. Deste modo, pesquisas paralelas vêm sendo conduzidas no grupo, com o intuito de elaborar uma caracterização completa e permitir a determinação e utilização das propriedades ortotrópicas nas análises numéricas, o que permite avaliar a influência da ortotropia em cenários de propagação rápida.

### 2.3 MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA E SUAS LIMITAÇÕES

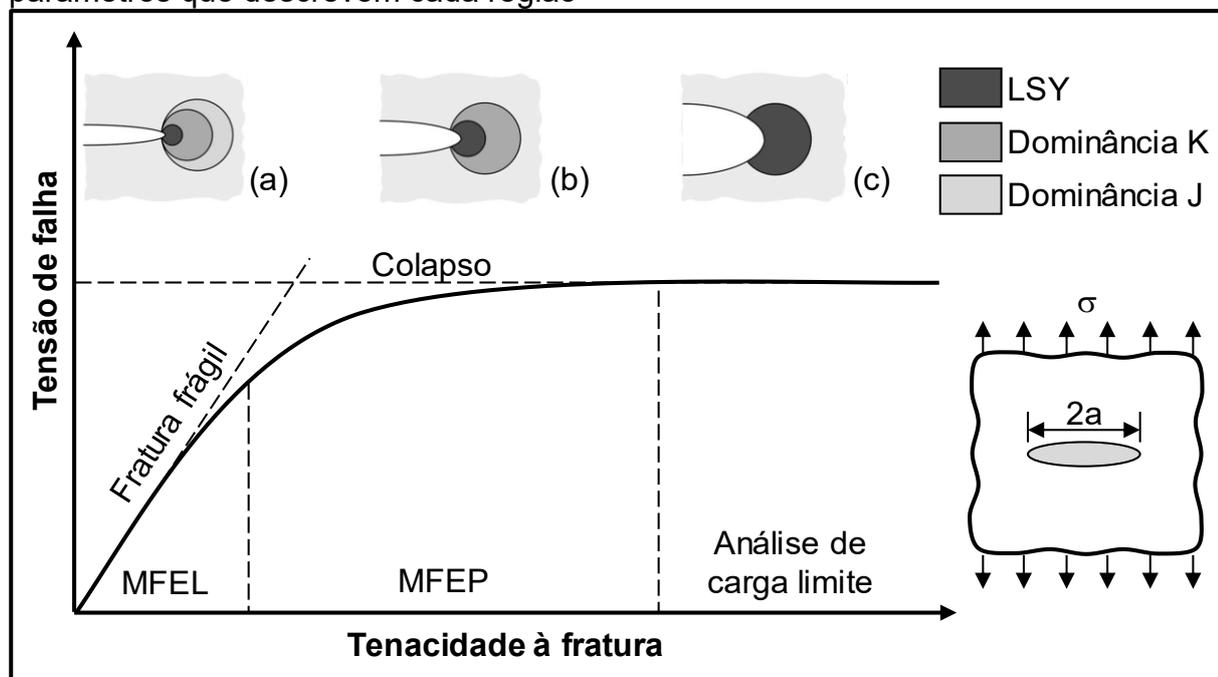
Dado o escopo deste trabalho, tópicos voltados à Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) não serão abordados<sup>11</sup>, uma vez que, em cenários de falha de aços de alta tenacidade, seus conceitos são invalidados pela presença de uma zona plástica maior do que a limite para a aplicação das teorias em questão (uma panorama geral sobre a aplicabilidade das formulações pode ser observado na Figura 20) (ANDERSON, 2017). Portanto, a revisão relativa a fratura iniciar-se-á por meio dos fundamentos da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP), que define alguns parâmetros de interesse para este trabalho: a abertura da ponta da trinca (do inglês:

---

<sup>11</sup> Porém, alguns conceitos poderão ser citados, uma vez que a MFEL é um caso particular da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Para tanto, o leitor pode buscar maiores informações nas obras referenciadas, principalmente em Anderson (2017).

*Crack-tip Opening Displacement*, CTOD), a Integral J e o ângulo de abertura da ponta da trinca (do inglês: *Crack-tip Opening Angle*, CTOA).

Figura 20 - Efeito da tenacidade à fratura no mecanismo governante de falha e parâmetros que descrevem cada região



Fonte: Autor "adaptado de" Anderson, 2017, p. 17

Legenda: (a) condição de escoamento de pequena monta, (b) cenário elasto-plástico e (c) colapso plástico generalizado ou escoamento de grande monta (do inglês: *Large Scale Yielding*, LSY).

Contudo, vale adiantar que, segundo a literatura, os fenômenos envolvidos em cenários de falha de materiais aplicáveis a gasodutos não são possíveis de serem descritos sequer por meio da MFEP, sendo governados pelo colapso plástico localizado na ponta trinca (LSY e condições de carga limite, Figura 20), haja visto os elevados níveis de plasticidade envolvidos (LEIS, 2015a; MOÇO, 2017). Assim, os conceitos apresentados nesta seção são expostos como base para sustentação de tópicos subsequentes, bem como o suporte das metodologias empregando os fundamentos energéticos que se sugere como sequência do trabalho.

### 2.3.1 CTOD ( $\delta$ )

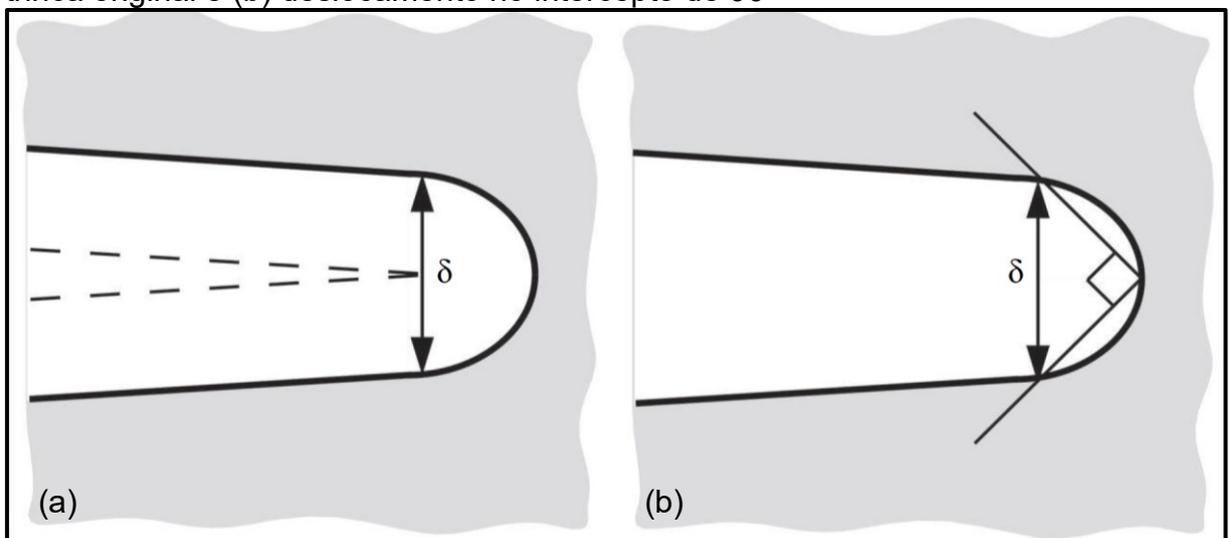
Definido por Wells (1961), o CTOD resultou da observação da ocorrência de arredondamento da ponta da trinca (do inglês: *crack blunting*) antes da geração de novas superfícies, em materiais de elevada tenacidade. Coincidentemente, notou-se

que, quanto maior a resistência do material à fratura na presença de trincas, maior era o *blunting*, contribuindo para o estabelecimento deste parâmetro como indicador de tenacidade à fratura.

Sendo assim, em situações onde há escoamento de pequena monta (do inglês: *Small-Scale Yielding, SSY*), o CTOD relaciona-se com os parâmetros da MFEL ( $K$  e  $\mathcal{G}$ ) de forma direta, cujos equacionamentos foram desenvolvidos a partir das propostas de Irwin (1961) e Burdekin e Stone (1966) e podem ser encontrados de forma condensada na obra de Anderson (2017).

As definições de maior interesse para este trabalho são aquelas de origem geométrica e voltadas à MFEP, segundo Anderson (2017): o deslocamento na ponta da trinca original (Figura 21a) e o deslocamento no intercepto a  $90^\circ$  (Figura 21b), este último definido por Rice (1968) e muito útil em análises numéricas. Vale ressaltar que, caso o arredondamento da ponta da trinca possa ser descrito por um semicírculo, ambas as definições resultarão no mesmo valor de  $\delta$ .

Figura 21 - Definições geométricas para o CTOD. (a) deslocamento da ponta da trinca original e (b) deslocamento no intercepto de  $90^\circ$



Fonte: Anderson, 2017

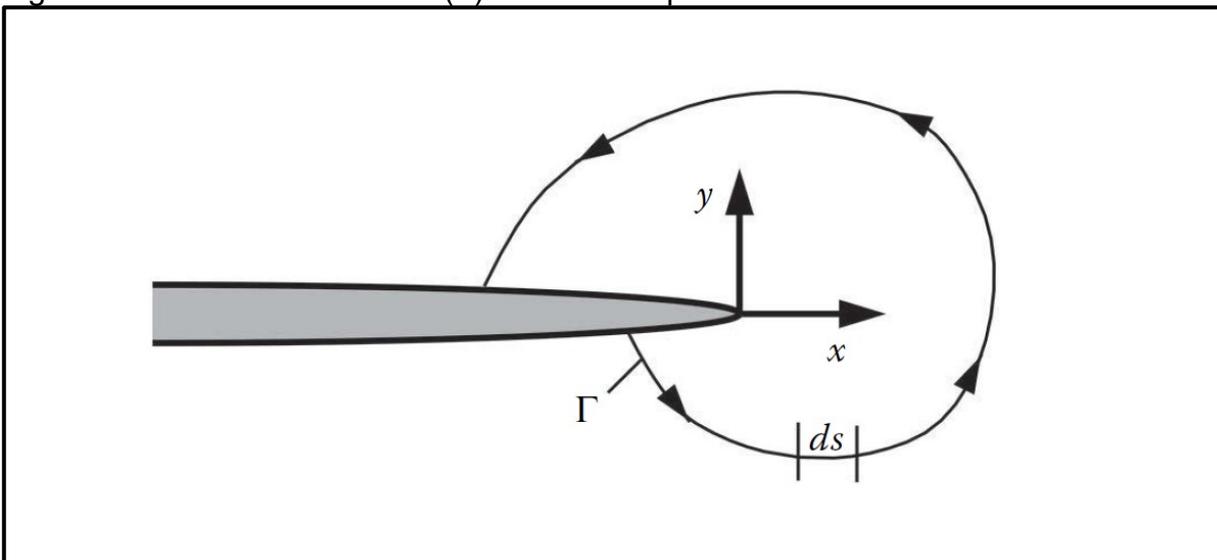
### 2.3.2 Integral J

A Integral J, definida por Rice (1968), pode ser compreendida tanto do ponto de vista energético quanto como parâmetro descritor dos campos de tensão e deformação a frente da trinca, como proposto por Hutchinson (1968) e Rice e

Rosengreen (1968) (campos HRR). Este último caso, entretanto, não será discutido em maior profundidade neste trabalho, uma vez que a Integral J perde sua dominância diante dos elevados níveis de plasticidade envolvidos no processo de fraturamento dúctil em questão (como apresentado na Figura 20c) (ANDERSON, 2017). Por outro lado, a perspectiva energética continua válida, e traz consigo conceitos importantes para aplicação nas análises realizadas ao longo desta pesquisa, como apresentados na sequência.

Do ponto de vista de sua definição, assumindo os materiais elasto-plásticos como elásticos não lineares, onde o descarregamento segue o mesmo caminho do carregamento, e teoria de plasticidade de deformação (seção 2.2), Rice (1968) definiu que a integral de um contorno arbitrário, no sentido anti-horário, à frente da trinca (Figura 22), determina a taxa de liberação de energia do material para crescimento do defeito e, também, para deformação plástica. Deste modo, matematicamente, a Integral J foi definida como na Equação 20.

Figura 22 - Contorno arbitrário ( $\Gamma$ ) ao redor da ponta da trinca



Fonte: Anderson, 2017

$$J = \int_{\Gamma} \left( w \cdot dy - T_i \cdot \frac{\partial u_i}{\partial x} \cdot ds \right) \quad (20)$$

onde,  $w$  é a densidade de energia de deformação (Equação 21),  $T_i$  são as componentes do vetor tração (Equação 22) que define as tensões atuantes no

contorno,  $u_i$  são as componentes do vetor deslocamento remoto e  $ds$  é o incremento de comprimento ao longo do contorno ( $\Gamma$ ).

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij} \quad (21)$$

em que  $\sigma_{ij}$  e  $\varepsilon_{ij}$  são os tensores de tensão e deformação, respectivamente, e,

$$T_i = \sigma_{ij} \cdot n_j \quad (22)$$

no qual  $n_j$  são as componentes do vetor unitário normal a  $\Gamma$ .

Portanto, quando empregada como parâmetro energético, a Integral J contempla, inclusive, os materiais elásticos lineares, como uma condição particular do comportamento elasto-plástico, podendo, também, se relacionar com a taxa de liberação de energia da MFEL ( $\mathcal{G}$ ) (ANDERSON, 2017). Ainda, nota-se, com base na Equação 20, que a Integral J pode ser compreendida como uma energia líquida, resultante da diferença entre aquela utilizada para deformação e o respectivo trabalho fornecido ao sistema.

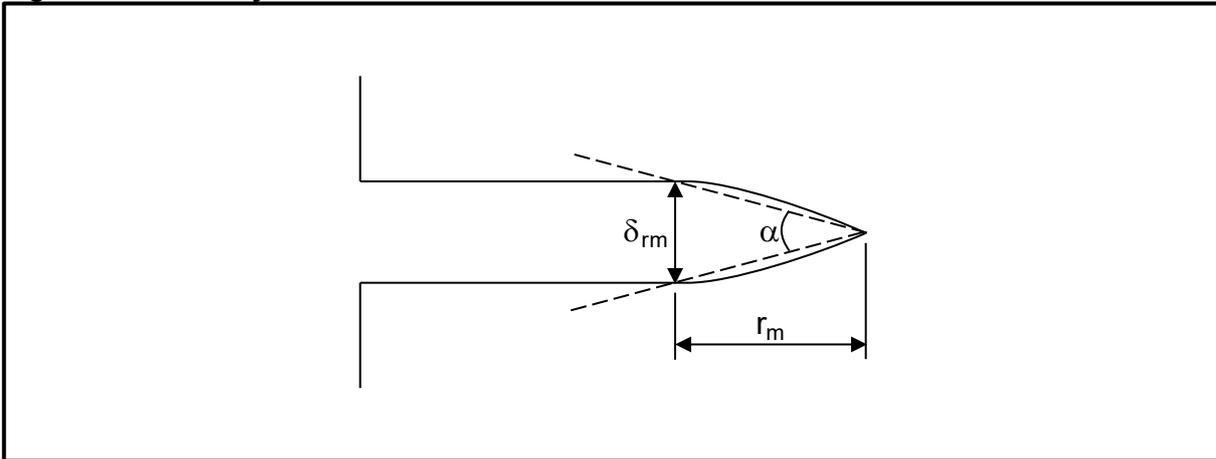
### 2.3.3 CTOA

Diante da problemática apresentada neste trabalho, que envolve a propagação e *arrest* de trincas em materiais de elevada tenacidade, o CTOA surgiu como um parâmetro promissor para quantificação da tenacidade à fratura, haja visto que o uso da energia Charpy para determinar a resistência à propagação em materiais de alta ductilidade tem deixado de garantir a similitude entre espécime e estrutura real (como será discutido em maiores detalhes na seção 2.6).

Assim, o trabalho de Wang et al. (1994) definiu o CTOA como o ângulo formado por duas secantes que conectam a ponta da trinca a pontos localizados a uma distância  $r_m$  atrás da mesma (Equação 23 e Figura 23), onde  $\delta_{r_m}$  trata de um deslocamento da ponta da trinca cuja definição detalhada pode ser encontrada na obra citada.

$$CTOA = \alpha = \frac{\delta_{rm}}{r_m} \quad (23)$$

Figura 23 - Definição de CTOA



Fonte: Autor "adaptado de" Wang et al., 1994, p. 473

Ainda, Wang et al. (1994) mostrou que, após a iniciação da trinca, o CTOA decresce rapidamente até atingir um patamar no qual permanece constante, relacionando-se com o processo de propagação em regime permanente. Consequentemente, ensaios laboratoriais, como o DWTT (tópico 2.5.3), podem ser utilizados para sua determinação, permitindo a direta comparação com estruturas reais, se garantida a similitude, e sua utilização como parâmetro de tenacidade à fratura da MFEP.

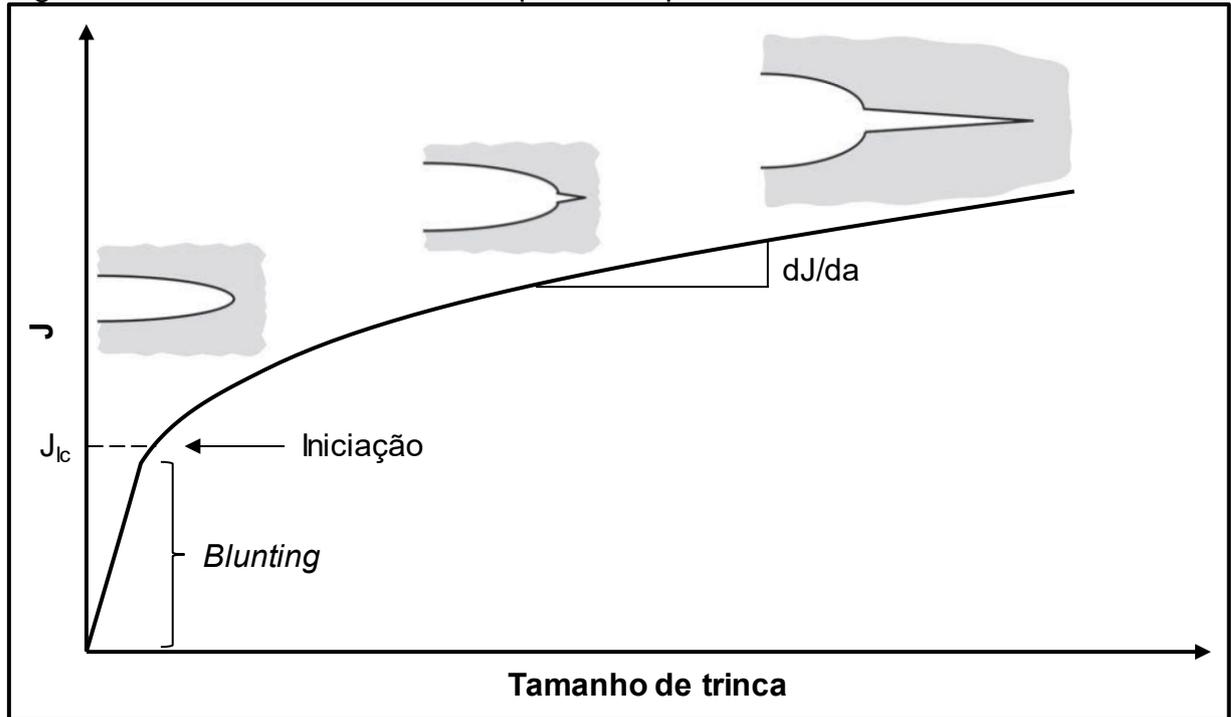
### 2.3.4 Curvas de resistência (curvas-R) de materiais dúcteis

Neste ponto, é relevante apresentar o conceito de curvas de resistência à fratura de materiais dúcteis, bem como as principais diferenças entre propagação estável e instável, de modo a sustentar as discussões da seção 2.4, que versa sobre fratura dinâmica e *crack arrest*.

Sabe-se que, devido aos mecanismos governantes de falha em materiais dúcteis (seção 2.7) e a notável plasticidade na ponta da trinca, a tenacidade à fratura (aqui discutida em termos de Integral J) demonstra uma tendência de crescimento ao longo de um processo de propagação (Figura 24), exigindo maior aporte de energia para geração de novas superfícies a cada incremento de comprimento do defeito. Nesta condição, o crescimento de trinca pode ser observado como estável, cuja

quantificação da estabilidade pode ser obtida por meio do módulo de rasgamento (do inglês: *Tearing Modulus*,  $T_r$ , Equação 24), definido a partir da inclinação da curva-R (ANDERSON, 2017). Observa-se, portanto, que neste cenário só há crescimento de trinca na presença de uma solicitação, sendo que o defeito deixa de propagar caso o esforço seja removido.

Figura 24 - Curva de resistência esquemática para um material dúctil

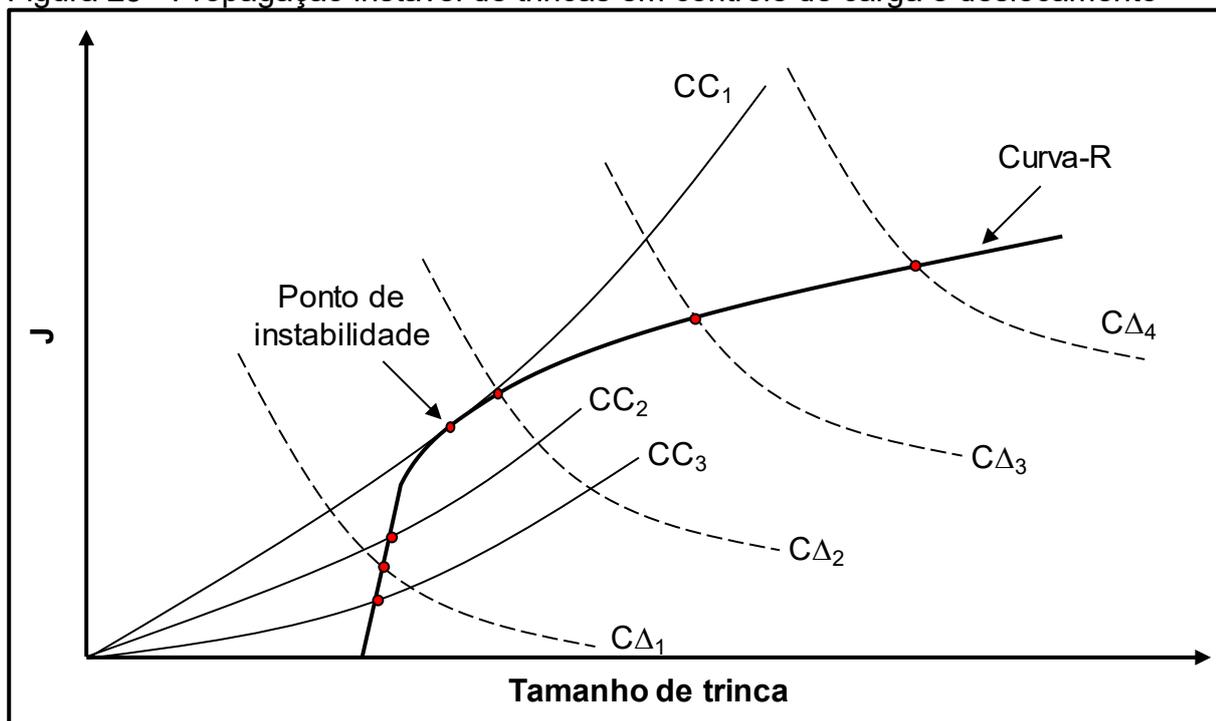


Fonte: Autor "adaptado de" Anderson, 2017, p. 131

$$T_r = \frac{E}{\sigma_o^2} \left( \frac{dJ}{da} \right) \quad (24)$$

Por outro lado, condições de instabilidade podem ocorrer quando a curva de força motriz, determinada pelo carregamento da estrutura, tangencia a curva de resistência do material, estabelecendo um ponto de instabilidade, a partir do qual a solicitação é dominante sobre a capacidade do material de resistir à propagação, cenário no qual a trinca é disparada de forma instável. Assim, a Figura 25 apresenta algumas possibilidades, estando um componente trincado ora em controle de deslocamento (curvas tracejadas -  $C\Delta_i$ ) e ora em controle de carga (curvas cheias -  $CC_i$ ) (ANDERSON, 2017).

Figura 25 - Propagação instável de trincas em controle de carga e deslocamento



Fonte: Autor "adaptado de" Anderson, 2017, p. 131

No primeiro caso ( $C\Delta_i$ ), observa-se que a força motriz decresce com o aumento do tamanho da trinca, de tal forma que, ao cruzar a curva-R, deixa de ser capaz de continuar a propagar, caracterizando um cenário mais seguro para fins de projeto. Por outro lado, em controle de carga (caso típico de dutos, cuja solicitação é predominantemente controlada pela pressão interna), quanto maior o tamanho do defeito, maior será a força motriz, que, caso tangencie a curva-R (ponto de instabilidade), disparará um processo de propagação instável. Assim, é de relevância estabelecer um módulo de rasgamento atuante em controle de carga ( $T_{at}$ , Equação 25), a fim de comparar ao  $T_R$  do material e determinar a possibilidade de propagação instável, quando  $T_{at} > T_R$  (ANDERSON, 2017).

$$T_{at} = \frac{E}{\sigma_0^2} \left( \frac{dJ}{da} \right)_{CC} \quad (25)$$

Vale, ainda, um último comentário de modo contextualizar os tipos de propagação com o fenômeno ocorrente em dutos. Neste caso, uma propagação estável se tornaria instável se, mesmo após a despressurização da estrutura, a trinca continuasse a se propagar sem previsão de parada, ou seja, um cenário no qual o

material não apresentaria capacidade de promover *arrest*. Além disso, ao estágio de propagação compreendido entre a iniciação da falha e a parada (ou instabilização, se consideradas as duas possibilidades), dá-se o nome de regime permanente, quando as condições de energia, tensões e deformações à frente da trinca se mantêm invariantes ao longo do tempo.

## 2.4 FRATURA DINÂMICA E CRACK-ARREST

Segundo Anderson (2017), fraturas dinâmicas compreendem três efeitos que não se fazem presentes nas teorias da MFEL e MFEP, para condições quasi-estáticas: as forças inerciais, a dependência do material à taxa de deformação e as ondas de tensão que varrem o espécime/estrutura durante o cenário de fraturamento. De modo geral, as forças inerciais decorrem de mudanças abruptas de carregamento ou crescimento rápido de trinca, enquanto a resistência do material pode ser diretamente afetada se as taxas de deformação forem variadas em ordens de grandeza relevantes. Já o último efeito citado, em se tratando de ondas, pode afetar as condições de carregamento na ponta da trinca de maneira construtiva ou destrutiva, provocando uma dependência do tempo na distribuição dos campos de tensão à frente da singularidade.

### 2.4.1 Condições de carregamento rápido para iniciação da fratura

No que diz respeito aos efeitos inerciais, que se manifestam de maneira mais acentuada em cenários de carregamento rápido (como por exemplo em ensaios de impacto), Nakamura et al. (1986) e Nakamura et al. (1988), por meio de análises experimentais em corpos de prova de flexão em três pontos, observaram que o comportamento do espécime solicitado dinamicamente pode ser dividido em uma resposta imediata de curta duração e outra posterior, que acontece até o fim do ensaio. O primeiro caso é dominado por disparos de ondas de tensão, enquanto o segundo é essencialmente quase-estático, onde a definição de Integral J, como taxa de liberação de energia, pode ser empregada na forma com que foi apresentada na seção 2.3.2.

Estes dois eventos são separados por um tempo de transição ( $t_{trans}$ ), definido como o momento no qual a energia cinética se iguala à energia de deformação absorvida pelo corpo de prova, e pode ser determinado com base nas características geométricas do espécime (largura –  $W$ , spam –  $S_p$  e espessura –  $B$ ), velocidade de ensaio ( $v$ ), deslocamento da linha de carga (do inglês: *Load Line Displacement*, LLD,  $\Delta$ ) e velocidade do som no meio ( $c_0$ ) (Equação 26). Neste ponto, identificou-se que parâmetros de fratura podem ser obtidos, em ensaios dinâmicos, caso a iniciação da falha ocorra em tempos maiores que o dobro de  $t_{trans}$ , uma vez que os efeitos inerciais deixam de ser dominantes do fenômeno a partir deste instante<sup>12</sup> (NAKAMURA *et al.*, 1986; NAKAMURA *et al.*, 1988; ANDERSON, 2017).

$$t_{trans} = D_{trans} \cdot \Lambda \cdot \frac{W}{c_0} \quad (26)$$

onde,  $D_{trans}$  é um coeficiente adimensional (Equação 27) e  $\Lambda$  é um fator geométrico dado em função do spam, largura e espessura do espécime, módulo de elasticidade ( $E$ ) e flexibilidade elástica (do inglês: *compliance*,  $C_{el}$ ) (Equação 28).

$$D_{trans} = t \cdot \frac{v(t)}{\Delta(t)} \quad (27)$$

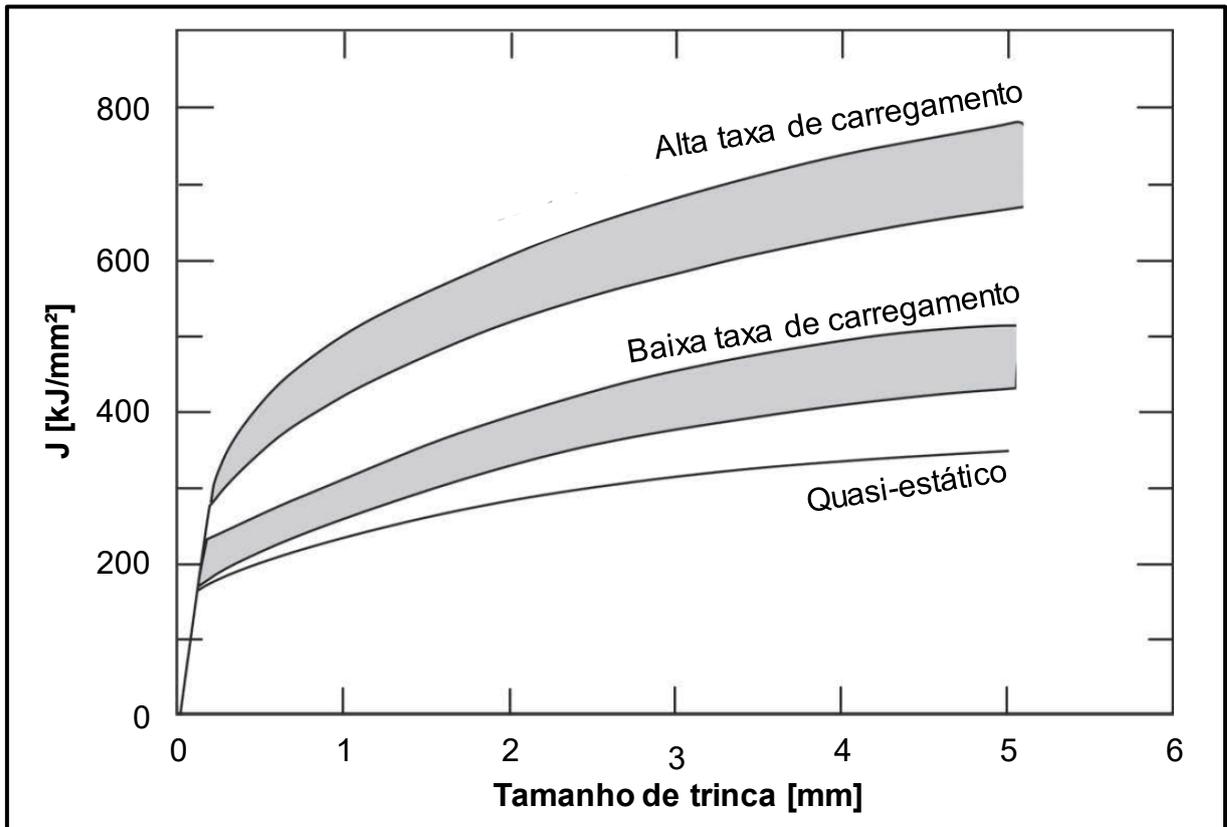
$$\Lambda = \sqrt{\frac{S_p \cdot B \cdot E \cdot C_{el}}{2 \cdot W}} \quad (28)$$

Por fim, vale mencionar que, para altas taxas de carregamento, geralmente observa-se um aumento de tenacidade em materiais cujos mecanismos de fratura são controlados por deformação (a exemplo dos dúcteis). Desta forma, para uma mesma variação de comprimento de trinca, a tenacidade à fratura deverá ser maior quando comparada a uma condição quase-estática (vide curvas de resistência representadas esquematicamente na Figura 26) (ANDERSON, 2017).

---

<sup>12</sup> Apenas a título de curiosidade e para situar o leitor, as referências citadas indicam tempos de transição da ordem de 300  $\mu$ s para materiais dúcteis, considerando espécimes com espessura de 50 mm e solicitados sob flexão em 3 pontos.

Figura 26 - Influência da taxa de carregamento na tenacidade à fratura de materiais dúcteis



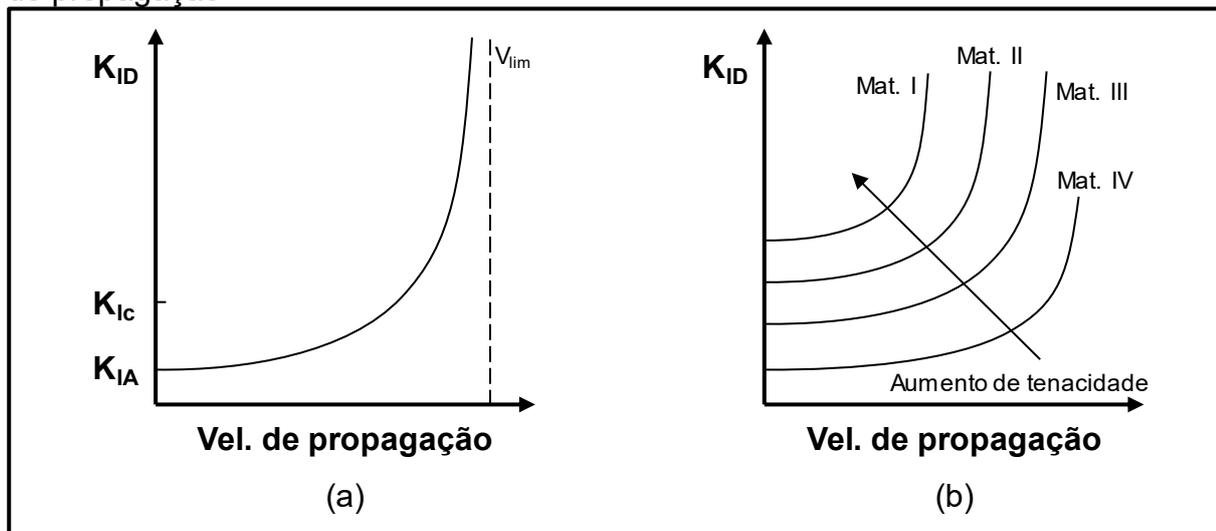
Fonte: Autor "adaptado de" Anderson, 2017, p. 187

#### 2.4.2 Tenacidade à fratura dinâmica e crack arrest<sup>13</sup>

Recorrendo aos conceitos apresentados no tópico 2.3.4, condições de propagação rápida podem ser compreendidas como cenários de propagação instável, ou seja, quando a força motriz de trinca é superior à resistência do material. Deste modo, no contexto de fratura dinâmica, a velocidade de propagação é ditada pela energia cinética que governa o processo e é incorporada pela força motriz de trinca, estabelecendo um parâmetro de tenacidade à fratura dinâmico ( $K_{ID}$ ) dependente da velocidade de propagação (Figura 27) (RAVI-CHANDAR, 2003; ANDERSON, 2017).

<sup>13</sup> As discussões apresentadas na literatura para este tópico, tratam a tenacidade à fratura em termos de fator de intensidade de tensões ( $K$ , da MFEL). Portanto, foram aqui apresentados nesta forma, apesar da provável inviabilidade de aplicação direta destes conceitos aos materiais do presente trabalho.

Figura 27 - Representação esquemática da evolução de  $K_{ID}$  em função da velocidade de propagação



Fonte: Autor “adaptado de” Anderson, 2017, p. 193

Legenda: a observação de interesse em (a) mostra que o  $K_{ID}$  evolui de forma assintótica ao se aproximar de uma velocidade de propagação limite ( $V_{lim}$ ) permitida pelo material. Já em (b), quanto maior a tenacidade do material, menor a velocidade limite, portanto a evolução do  $K_{ID}$  é mais acentuada.

Assim, assumindo-se para o exemplo os pressupostos da MFEL, pode-se definir um  $K_I$  para *arrest* ( $K_{IA}$ , Figura 27), ou seja, para uma condição de velocidade de propagação igual a zero. Geralmente, este valor é inferior à tenacidade à fratura obtida em ensaios quasi-estáticos ( $K_{Ic}$ ), haja visto que trincas em propagação apresentam menores raios de ponta e menores zonas plásticas quando comparadas a trincas estacionárias, ou seja, mais energia é necessária para iniciar uma trinca (condição estacionária,  $K_{Ic}$ ) do que para mantê-la em propagação, onde a condição é mais severa (RAVI-CHANDAR, 2003; ANDERSON, 2017). Finalmente, a Equação 29 estabelece a dependência de  $K_{ID}$  de  $K_{IA}$ , da velocidade de propagação limite ( $V_{lim}$ ), da velocidade de propagação ( $V_f$ ) e de  $m_K$ , uma constante do material determinada experimentalmente (ANDERSON, 2017).

$$K_{ID} = \frac{K_{IA}}{1 - \left(\frac{V_f}{V_{lim}}\right)^{m_K}} \quad (29)$$

Porém, é de amplo conhecimento que o fator de intensidade de tensões é um descritor dos campos de tensão e deformação à frente da trinca, além de que tem seus limites de validade violados quando aplicados em cenários de elevada plasticidade. Assim, é coerente buscar soluções que analisem o problema de um

ponto de vista energético, como por exemplo algum parâmetro que guarde relações com a integral J. Para tanto, determinou-se uma integral de contorno dinâmica, como será apresentada no tópico 2.4.3.

### 2.4.3 Integral de contorno dinâmica ( $J_D$ )

De modo a estender o uso da Integral J (tópico 2.3.2), levando em consideração uma definição mais generalizada da taxa de liberação de energia, incorpora-se ao equacionamento a densidade de energia cinética ( $E_{cin}$ ), que diz respeito aos efeitos inerciais presentes neste novo cenário, resultando na Equação 30 (ANDERSON, 2017).

$$J_D = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left[ (w + E_{cin}) \cdot dy - \sigma_{ij} n_j \cdot \frac{\partial u_i}{\partial x} \cdot ds \right] \quad (30)$$

Vale ressaltar que a aplicação desta integral deve ser feita com cautela, uma vez que não pode ser generalizada como independente do caminho, já que ondas de tensão geradas pela sollicitação dinâmica podem alterar os resultados da integral em contornos distintos, atuando de forma construtiva ou destrutiva, como já mencionado (ANDERSON, 2017).

Portanto, apesar de estas investigações não terem sido foco central do presente trabalho, o assunto é de relevância para o entendimento dos fenômenos envolvidos e para proposição de trabalhos futuros.

## 2.5 ENSAIOS MECÂNICOS DE INTERESSE

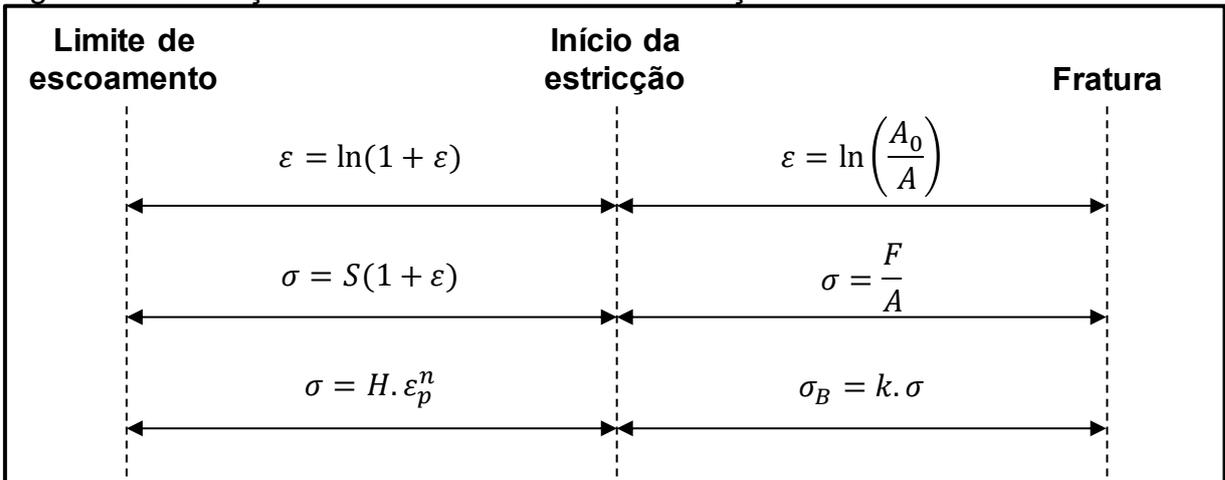
Tendo em vista a necessidade de caracterização dos materiais em estudo para conhecimento de propriedades e posterior reprodução numérica, ensaios de tração figuram como um teste fundamental. Deste modo, o tópico subsequente conta com uma breve apresentação, além das correções de interesse empregadas para obtenção das curvas tensão vs. deformação verdadeiras, considerando os efeitos da ortotropia presente.

Ainda, dada a problemática envolvendo as fraturas de caráter frágil em estruturas de elevada responsabilidade na primeira metade do século XX, foram desenvolvidos espécimes para ensaios dinâmicos capazes de caracterizar a tenacidade à fratura dos materiais, podendo destacar os ensaios Charpy e DWTT (ANDERSON, 2017), sendo que seus usos se expandiram aos materiais dúcteis e foram fundamentais no desenvolvimento de pesquisas na área de mecânica da fratura ao longo dos anos. Desta forma, seguem nesta seção discussões acerca destes espécimes e seus respectivos protocolos de ensaio, que também nortearam o desenvolvimento experimental deste trabalho.

### **2.5.1 Ensaio de tração**

Haja visto que os conceitos básicos do ensaio de tração são amplamente difundidos na literatura, este tópico discorrerá acerca das principais correções para determinação das curvas tensão vs. deformação verdadeiras até a ruptura do espécime. Neste aspecto, não há muito a ser explorado no que diz respeito ao trecho de deformações plásticas uniformes, compreendido entre a tensão limite de escoamento e a tensão limite de resistência, ou ponto de ocorrência da instabilidade plástica, porção na qual aplicam-se correlações matemáticas (Figura 28) fundamentadas na hipótese de manutenção de volume e existência de apenas deformações uniaxiais. Sendo assim, as correções pós instabilidade merecem maior atenção, uma vez que o estado de tensões deixa de ser uniaxial e, quando considerado ortotropia, o comportamento da região estiracionada apresenta algumas particularidades (DOWLING, 2012).

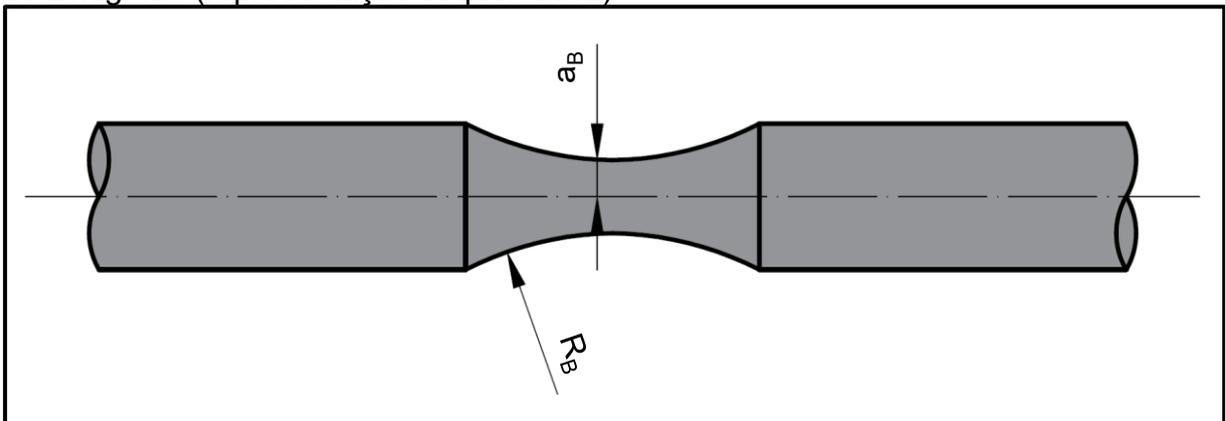
Figura 28 - Correções da curva tensão vs. deformação



Fonte: Autor "adaptado de" Dowling, 2012, p. 145

Portanto, correções empregando a menor área de seção transversal instantânea devem ser utilizadas para determinação de tensão e deformação verdadeiras (Figura 28). Ainda, o cálculo das tensões deve considerar a existência de um estado triaxial na região da estrição, fazendo necessário o emprego da correção proposta por Bridgman (BRIDGMAN, 1952), com base na geometria da região instabilizada (Figura 29), necessária para determinação do fator k (Equação).

Figura 29 - Parâmetros geométricos da estrição utilizados para determinação do fator de Bridgman (representação esquemática)



Fonte: Autor

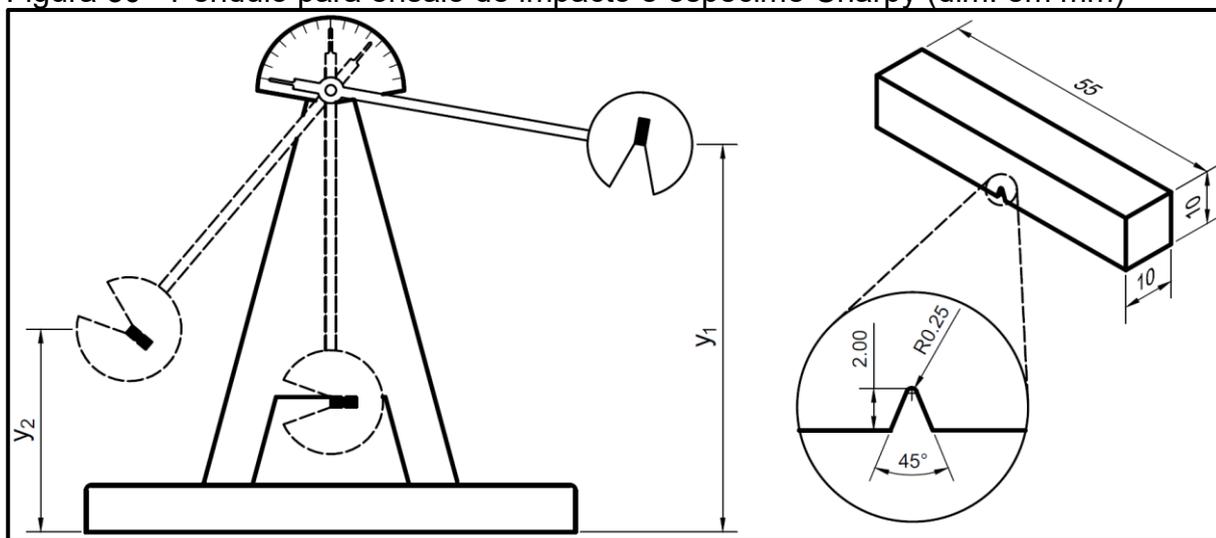
$$k = \frac{1}{\left(1 + \frac{2 \cdot R_B}{a_B}\right) \cdot \ln\left(1 + \frac{a_B}{2 \cdot R_B}\right)} \quad (31)$$

Finalmente, quando considerada a ortotropia das chapas em estudo, verificou-se a ocorrência de uma área de fratura elíptica. Neste caso, o autor entende que exista um estado triaxial não uniforme pós instabilidade, visto que o comportamento dos materiais não é isotrópico, o que implica em duas correções adicionais: a área instantânea considerada nos cálculos de tensão e deformação deve levar em conta um geometria elíptica, e o fator  $k$  deverá ponderar a triaxialidade. Estas duas investigações, portanto, serão exploradas em detalhes na seção 3.3.

### 2.5.2 Charpy V-Notch (CVN)

Norteados pelas normas ASTM E23 (ASTM, 2018) e ISO 148-1 (ISO, 2016), este ensaio consiste em colidir um pêndulo de massa conhecida e geometria característica a um espécime prismático entalhado (Figura 30), através de um carregamento puramente flexional em três pontos, sendo a energia absorvida pelo material obtida por meio da Equação 32 (ANDERSON, 2017).

Figura 30 - Pêndulo para ensaio de impacto e espécime Charpy (dim. em mm)



Fonte: Autor

$$C_V = m_{\text{martelo}} \cdot g \cdot (y_1 - y_2) \quad (32)$$

Todavia, este ensaio apresenta limitações para descrição do fenômeno de propagação de trincas em gasodutos fabricados em aços avançados (classe API grau X80 e superiores), uma vez que há perda de similitude devido ao mecanismo de falha

ocorrente em cada caso (colapso plástico no espécime e propagação estável de fratura na estrutura). Ainda, a literatura também sugere que a ausência de um carregamento puramente trativo (de membrana, presente em dutos) também contribua para um distanciamento entre o fenômeno presente nos testes laboratoriais e no cenário real (LEIS, 2015a; LEIS, 2015b).

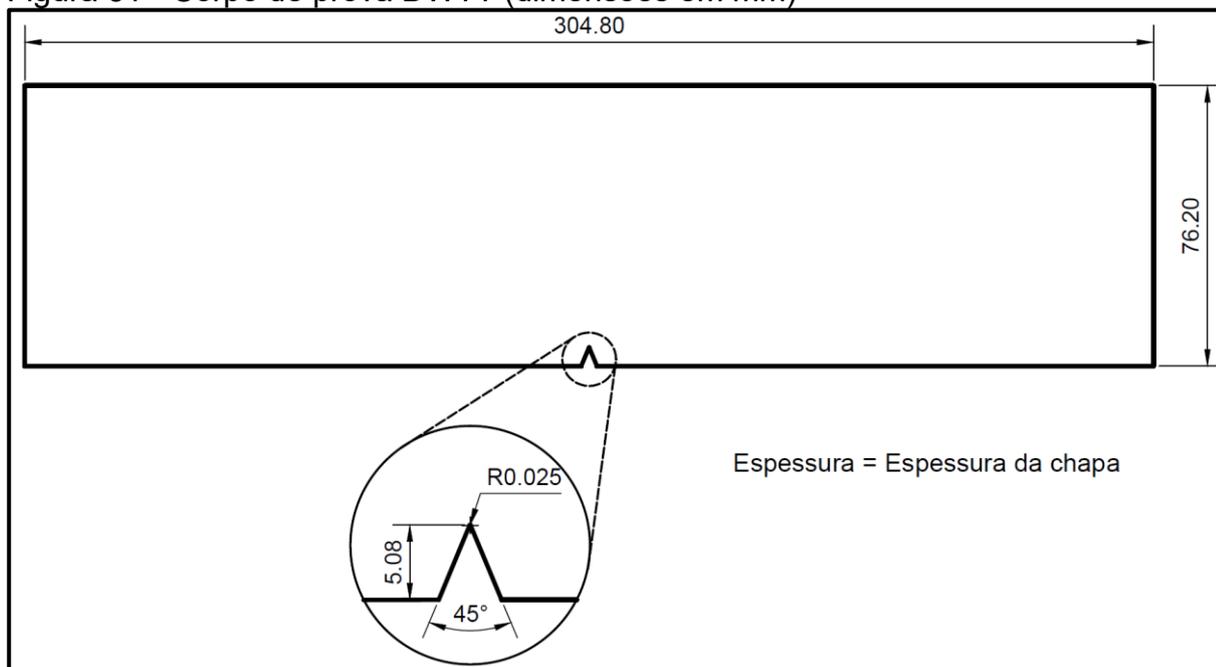
Outra observação de relevância diz respeito à validade do ensaio, que é verificada se houver a separação total do corpo de prova em duas metades (ASTM, 2018). Todavia, esta condição muitas vezes não é atingida para aços de elevada tenacidade, em que a deformação plástica é tamanha que permite com que o espécime passe pelos apoios ainda com uma porção de ligamento remanescente não rompido. Assim, a energia absorvida no ensaio não pode ser utilizada diretamente para fins de caracterização do material.

Por fim, maiores aprofundamentos acerca deste teste não são objetivados neste trabalho, haja visto que o ensaio em questão é amplamente conhecido. Deste modo, detalhes de interesse serão mencionados durante o texto quando oportuno.

### **2.5.3 *Drop Weight Tear test (DWTT)***

Este ensaio, normalizado pela ASTM E-436 (ASTM, 2014), é similar ao anterior, visto que a sollicitação é flexional em três pontos realizada por meio do impacto de um martelo contra o espécime que, por sua vez, apresenta dimensões maiores em relação ao corpo de prova Charpy (Figura 31) (ANDERSON, 2017).

Figura 31 - Corpo de prova DWTT (dimensões em mm)



Fonte: Autor

Como resultado do teste, pode-se quantificar a tenacidade por meio da integral da curva força vs. deslocamento do martelo, o que requer a instrumentação da máquina, bem como qualificar o mecanismo de falha predominante para dado material mediante a análise da superfície de fratura (ANDERSON, 2017).

No entanto, como também observado no ensaio Charpy, o carregamento puramente flexional não é representativo daquele presente em dutos, em sua totalidade. Por outro lado, um dos pontos positivos do espécime DWTT é consequência de suas dimensões, uma vez que sua espessura deve ser a mesma da chapa em estudo, induzindo um nível de triaxialidade similar àquele presente na estrutura real do ponto de vista geométrico, todavia, a condição de carregamento diferente não garante triaxialidade idêntica. Além disso, os resultados apresentados pelas simulações numéricas de Moço (2017) e Pereira (2017), mostram que o ligamento remanescente maior permite que uma porção de energia mais significativa, se comparada ao Charpy, seja destinada à propagação de trinca em regime estacionário, permitindo a comparação com o fenômeno ocorrente durante um processo de falha em um cenário real.

Todavia, ainda se percebe a carência de uma geometria ou técnica de ensaio (o que inclui o pós-processamento dos dados adquiridos) que garanta integralmente

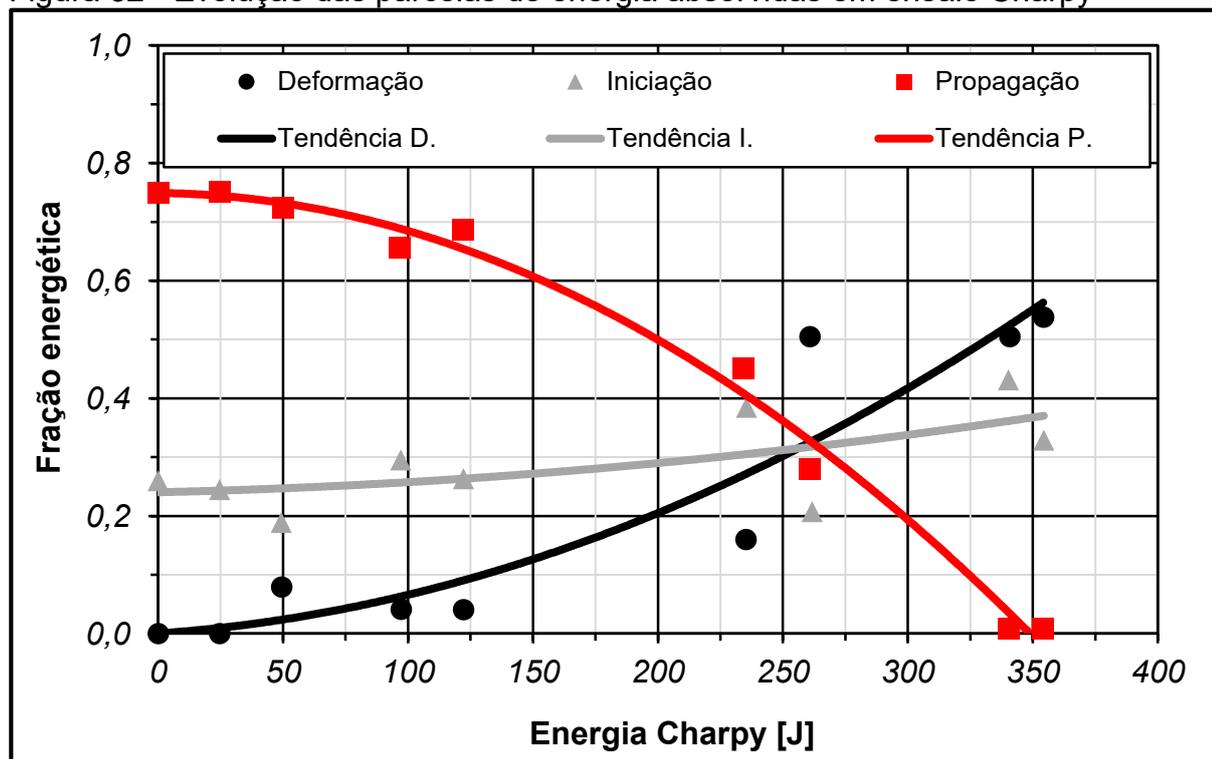
a similitude entre espécime e estrutura real, o que permitiria o desenvolvimento de um protocolo robusto para previsões de falhas.

#### **2.5.4 Parcelas energéticas absorvidas e dissipadas por espécimes CVN e DWTT e limitações destes ensaios**

Existe uma preocupação latente no que diz respeito ao entendimento das energias absorvidas em ensaios de impacto, sejam CVN ou DWTT, uma vez que a correta discretização de suas parcelas deve conduzir à comparação adequada entre as propriedades obtidas em ensaios experimentais e em condições reais de propagações de trincas em estruturas.

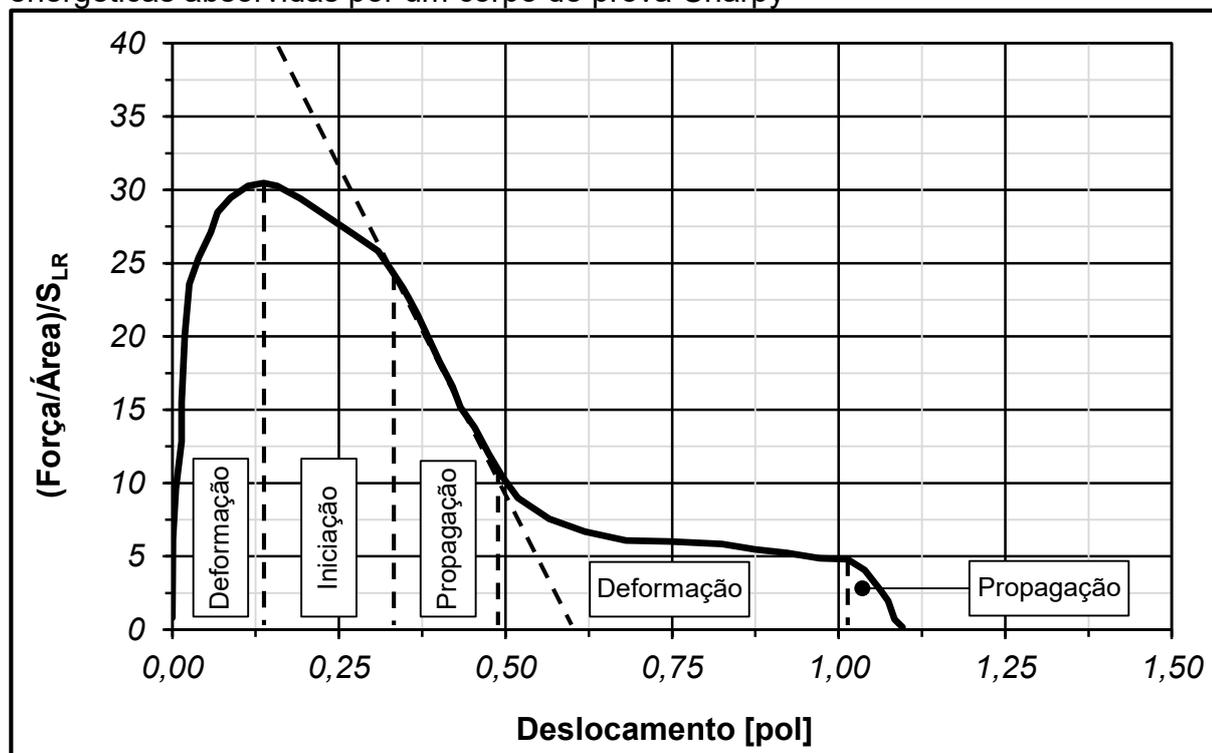
Para tanto, lastreados nas observações de Leis (2013), que versou sobre a divisão da energia absorvida em ensaios CVN em parcelas de deformação de corpo, iniciação de fratura, e propagação (Figura 32), seguindo uma estratégia de separação baseada em trechos específicos da curva força vs. deslocamento resultantes de testes de impacto (Figura 33, cujos trechos foram definidos a partir de observações da variação do *compliance* do espécime ao longo do teste), e no trabalho de Yu e Ru (2016), que definiu regiões de interesse para identificação das parcelas energéticas dissipadas ao longo do ensaio DWTT (Figura 34), Moço (2017) e Pereira (2017) definiram, graficamente, regiões de interesse para estudo exploratório das parcelas energéticas em questão, como apresentado na Figura 35.

Figura 32 - Evolução das parcelas de energia absorvidas em ensaio Charpy



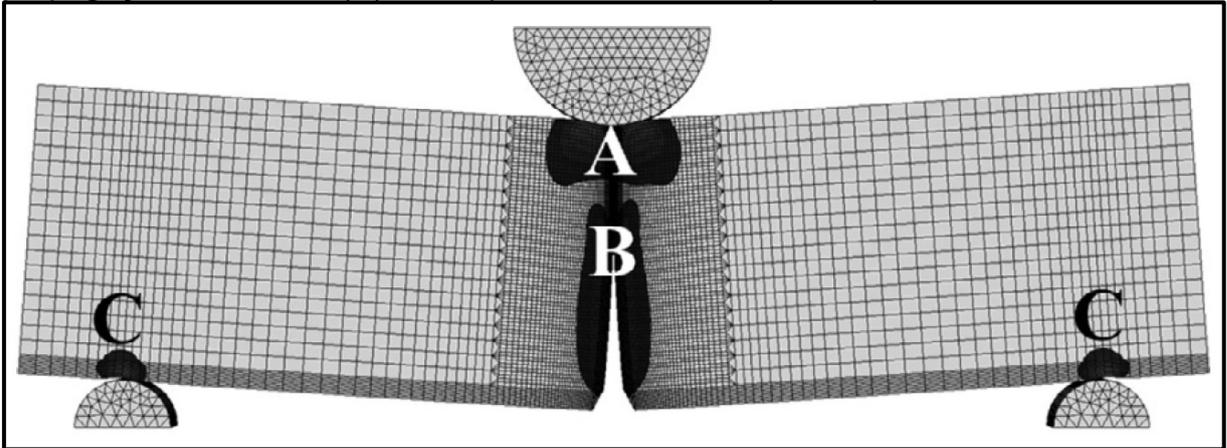
Fonte: Autor "adaptado de" Leis, 2013, p. 190

Figura 33 - Trechos definidos por Leis (2013) para separação das parcelas energéticas absorvidas por um corpo de prova Charpy



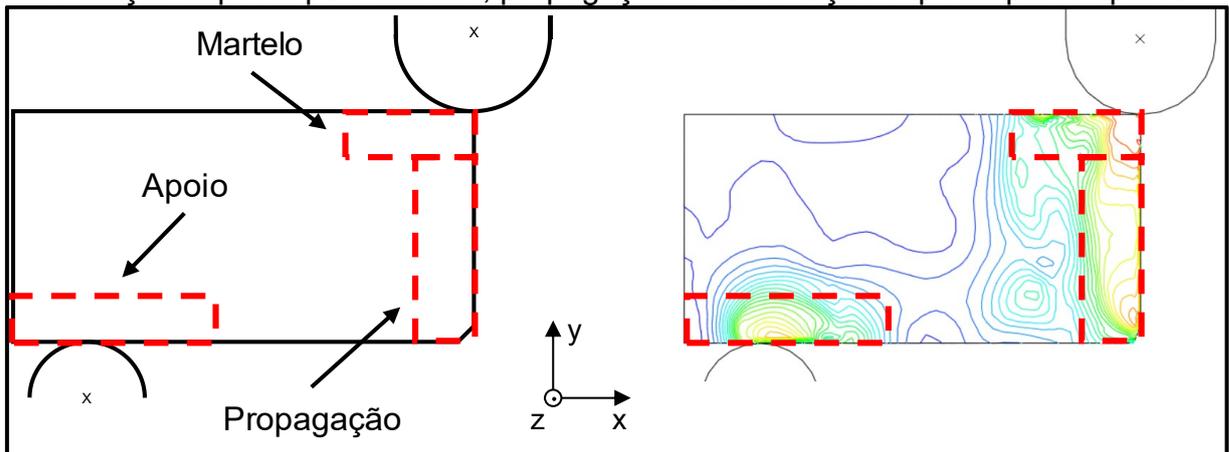
Fonte: Autor "adaptado de" Leis, 2013, p. 188

Figura 34 - Regiões de interesse para estudo das energias associadas às (A) deformações plásticas induzidas pelo martelo, (B) esteira plástica resultante da propagação da trinca e (C) zonas plásticas induzidas pelos apoios



Fonte: Yu e Ru, 2016

Figura 35 - Separação das parcelas energéticas (em espécimes DWTT) dedicadas à deformação imposta pelo martelo, propagação e deformação imposta pelos apoios



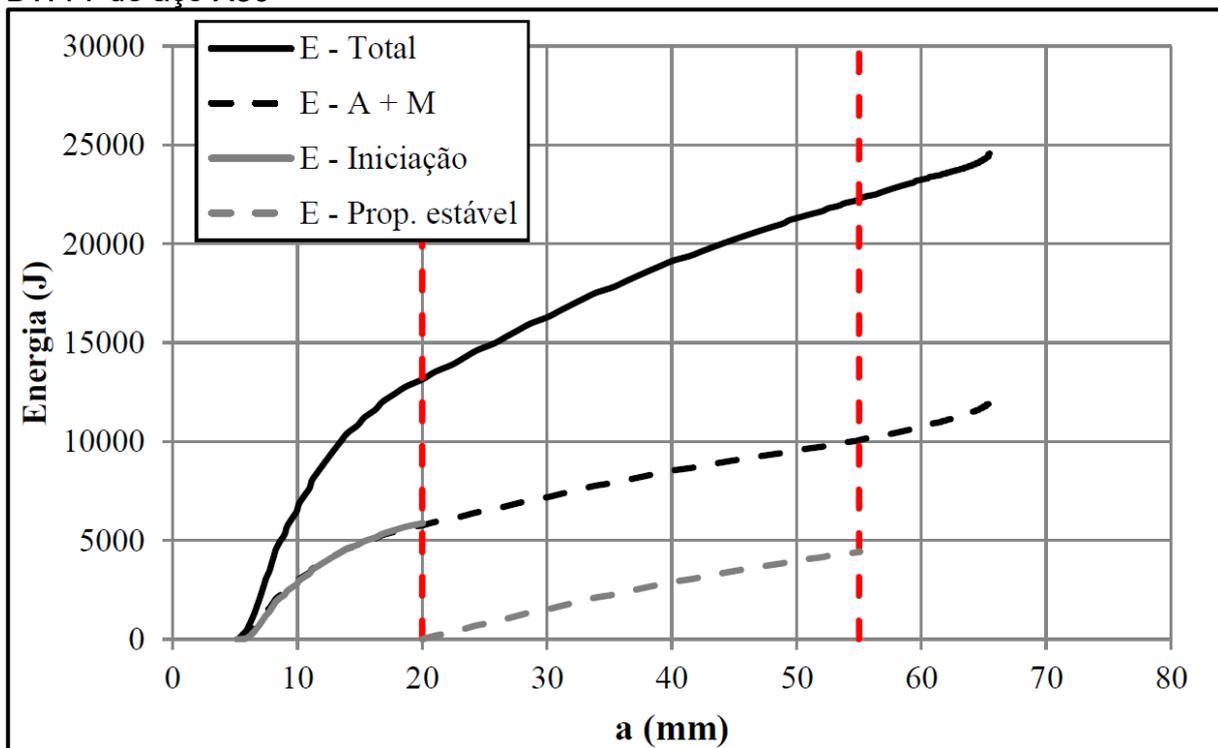
Fonte: Autor "adaptado de" Moço, 2017, p. 111

Esta estratégia vem sendo utilizada como ponto de partida nos estudos subsequentes do autor, objetivando refinamentos que sejam capazes de descrever de maneira fidedigna as energias envolvidas no cenário em questão. Assim, a parcela correspondente à propagação estável deverá ser destacada e comparada àquela presente no duto.

Neste contexto, o trabalho de Moço (2017) ainda identificou em seus resultados duas parcelas energéticas de interesse dentro do domínio de propagação: uma delas foi nomeada como "Energia de iniciação", ou seja, toda a energia absorvida até que a propagação se iniciasse; e a outra nomeada como "Energia de propagação estável", associada à energia absorvida durante a propagação estável. Sendo assim, a Figura

36 apresenta os resultados obtidos para um espécime DWTT em aço API X80. É possível notar, portanto, que a energia dedicada a propagação estável (entre as linhas verticais tracejadas) atinge patamares de aproximadamente 4500 J, enquanto a energia total aproxima-se de 25000 J, logo, apenas 18% da energia total é realmente dedicada à propagação estável de trinca em um corpo de prova DWTT. Apenas a título de curiosidade, a Figura 37 traz os resultados de uma simulação numérica similar para o corpo de prova Charpy, e neste caso nota-se que em torno de apenas 14 J (aproximadamente 4%), de um total de 350 J, destina-se à propagação estável. Moço (2017) ainda conduziu uma análise empregando a mesma metodologia em um anel de duto, desta vez analisando o campo residual de deformações, e como resultado verificou-se que 72% da energia total absorvida pelo duto estava relacionada ao processo de propagação de fratura dúctil.

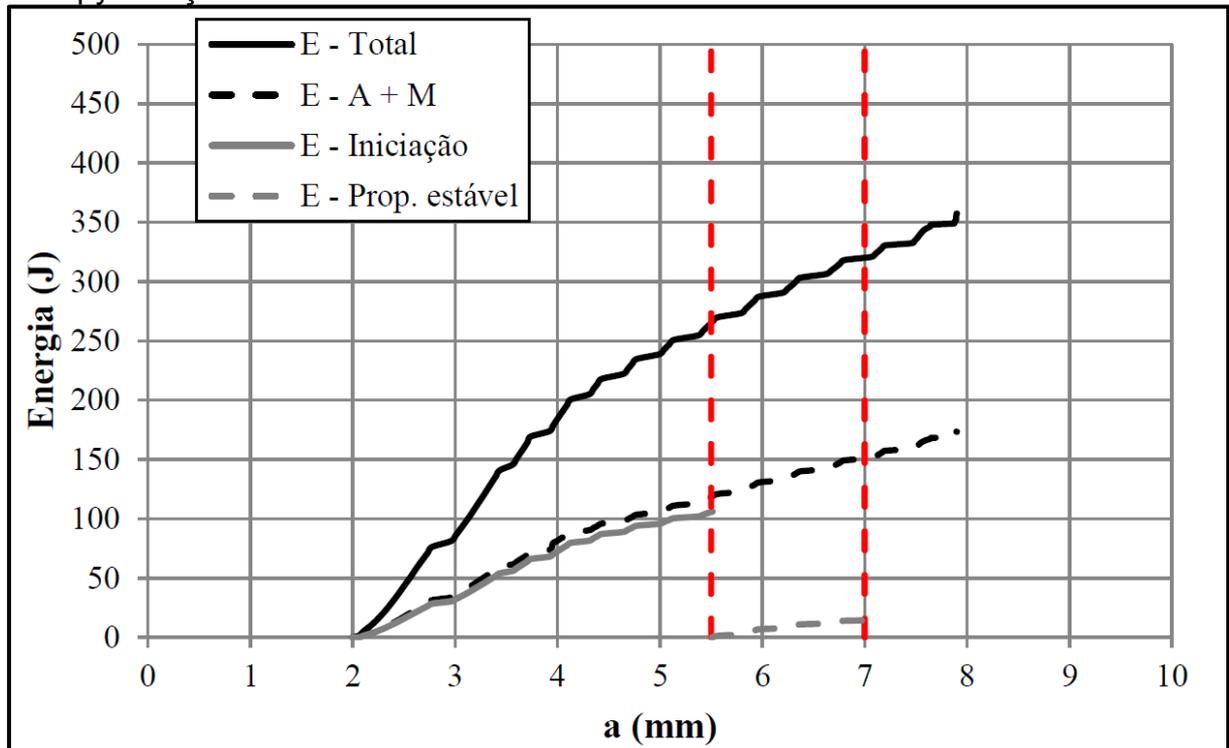
Figura 36 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta em espécime DWTT de aço X80



Fonte: Moço, 2017

Legenda: A+M refere-se às energias absorvidas no apoio e no martelo.

Figura 37 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta em espécime Charpy de aço X80



Fonte: Moço, 2017

Legenda: A+M refere-se às energias absorvidas no apoio e no martelo.

Portanto, apesar de atualmente os espécimes Charpy e DWTT serem considerados como representativos da fratura dúctil de dutos, o uso de ambas as geometrias vem se mostrando insatisfatório para estes fins, haja visto os resultados obtidos por Moço (2017) e pelos demais autores referenciados. Neste aspecto, a compreensão fenomenológica do ponto de vista energético figurou dentre os objetivos principais do presente projeto, ainda que reproduzindo as metodologias de Leis (2013) e Moço (2017).

## 2.6 PROTOCOLOS PARA PREVISÃO DE FALHAS EM GASODUTOS

Ao longo das décadas, o desenvolvimento de aços aplicáveis a dutos tem como principal preocupação a prevenção à iniciação e propagação de trincas, problema, este, que surgiu com a aplicação dos primeiros tubos de aço em linhas de condução de gás à elevadas pressões na primeira metade do século XX. Neste período, os materiais empregados apresentavam temperatura de transição dúctil-frágil superior à temperatura de operação das linhas, o que proporcionava um maior potencial para

ocorrência de fraturas de caráter frágil<sup>14</sup>, cujas velocidades de propagação podiam atingir velocidades da ordem de 500 m/s (LEIS, 2015a). Todavia, realizaram-se esforços a fim de remediar o problema, e, como consequência, novos aços foram desenvolvidos com temperaturas de transição inferiores à temperatura de trabalho. Apesar de a solução parecer ter sido encontrada, ensaios em dutos reais (*burst tests*) mostraram o contrário, permitindo ainda a propagação de trincas em altas velocidades, mas agora exibindo um comportamento parcial ou até mesmo completamente dúctil (ZHU, 2015).

Em paralelo ao desenvolvimento dos materiais aplicáveis às estruturas em discussão, o alto custo e a incerteza de sucesso relacionado aos *burst tests* abriu espaço para o desenvolvimento de protocolos baseados em modelos semi-empíricos relacionados à previsão de falhas em dutos. Estes modelos eram calibrados a partir dos resultados obtidos nos ensaios em estruturas reais, e objetivava determinar se os aços em questão satisfaziam os requisitos para uma operação segura das linhas de condução (LEIS, 2015a).

Neste contexto, o principal objetivo destes planos de controle de falha sempre foi a determinação da tenacidade necessária ao material para que promovesse *arrest*. Entretanto, com a evolução dos aços, o maior desafio tem sido selecionar o parâmetro de tenacidade à fratura mais adequado ao fenômeno de propagação rápida de trincas em materiais modernos e altamente tenazes, haja visto que os modelos não levam em conta considerações a respeito do comportamento dos aços atuais, mas sim daqueles utilizados no período em que foram propostos, há cerca de 50 anos atrás (ZHU, 2015). Portanto, esta seção discute a evolução da metodologia de avaliação estrutural de gasodutos, apresentando os trabalhos precursores, correções propostas ao longo dos anos e limitações.

### **2.6.1 Equações do programa NG-18**

Frente à persistente ocorrência de propagação de trincas por longas distâncias, mesmo que apresentando superfícies de fratura de caráter dúctil, os esforços

---

<sup>14</sup> As obras referenciadas nesta seção contam com discussões detalhadas a respeito do comportamento frágil dos aços aplicados à gasodutos e protocolos para previsão de falhas neste cenário. Portanto, por questões de objetividade, o autor não discorrerá sobre os mesmos, já que este trabalho aborda exclusivamente materiais de caráter dúctil.

passaram a se concentrar na determinação da mínima tenacidade à fratura para evitar que o processo de falha se iniciasse, ou então para que fosse capaz de frear um processo de propagação caso a primeira condição não fosse satisfeita (LEIS, 2015a).

Neste cenário, a Associação Americana de Gás (do inglês: *American Gas Association*, AGA), por meio do programa *Natural Gas #18* (NG-18, iniciado em 1953), propôs uma série de equações calibradas empiricamente por meio de energia Charpy e resultados de tenacidade à fratura obtidos em *burst tests* de dutos contendo uma trinca axial passante. Dentre os equacionamentos, destaca-se a Equação 33, apresentada por Maxey (1974) e posteriormente utilizada como base para o desenvolvimento do *Battelle Two-Curve Model* (BTCM), que será discutido na sequência.

$$K_C^2 = \frac{8a\sigma_f^2}{\pi} \ln \sec\left(\frac{\pi M_t \sigma_c}{2\sigma_f}\right) \quad [SI] \quad (33)$$

onde,  $K_C$  é a tenacidade à fratura,  $a$  é a metade do comprimento da trinca axial,  $\sigma_f$  é denominada tensão *flow* e equivale à tensão limite de escoamento acrescida de 69 MPa,  $M_t$  é o fator de correção de abaulamento e  $\sigma_c$  é a tensão circunferencial atuante.

Esta formulação decorre do modelo da “esteira plástica”, proposta por Dugdale (1960) e complementada por Barenblatt (1962), sendo que a correlação entre a energia Charpy e a tenacidade à fratura é dada pelas Equações 34 e 35, segundo Leis (2015a) e Zhu (2015).

$$\mathcal{G} = \frac{K_C^2}{E} \quad [SI] \quad (34)$$

$$K_C = \sqrt{\frac{EC_V}{A_C}} \quad [SI] \quad (35)$$

onde,  $E$  é o módulo de elasticidade,  $C_V$  é a energia absorvida por um corpo de prova Charpy normalizado em seu patamar dúctil e  $A_C$  equivale à área do ligamento remanescente do espécime, igual a 80 mm<sup>2</sup> (para corpos de prova normalizados segundo a ASTM E23 (ASTM, 2018)). Assim, tornou-se possível realizar uma previsão

sobre o comportamento do aço a partir de uma análise analítica (Equações 33 a 35) e um ensaio experimental (energia Charpy).

Todavia, os equacionamentos apresentados limitavam-se aos aços utilizados para calibração, ou seja, graus API X65 e inferiores. Deste modo, a aplicação desta metodologia para previsão de iniciação e propagação de trincas nos aços atuais tornou-se inviável.

## 2.6.2 BTCM e correções propostas ao modelo

Sob o contexto descrito no trecho introdutório desta seção, o *Batelle Two-Curve Method* (BTCM), desenvolvido nos anos 70 pelo Instituto Batelle e apresentado por Maxey (1974), figura entre os principais trabalhos para fins de previsão de falha em dutos, dada a sua simplicidade e robustez.

Esta metodologia confronta, graficamente, a curva de despressurização do gás em um processo de propagação de trincas, e a resistência à propagação do material por meio de uma curva de resistência, onde estas duas variáveis são independentes entre si mas se relacionam por meio da pressão instantânea na ponta da trinca (MAXEY, 1974; ZHU; LEIS, 2013). A curva de despressurização é descrita segundo um modelo apresentado em 1993 pelo Conselho Internacional de Pesquisas em Dutos (do inglês: *Pipeline Research Council International*, PRCI), denominado GASDECOM<sup>15</sup>, enquanto a resistência do material é dada semi-empiricamente a partir da Equação 36, onde  $P_a$  (pressão para *arrest*) se relaciona à tensão para *arrest* ( $\sigma_a$ , Equação 37) por meio da Equação 38 (ZHU, 2015).

$$V_f = C_{Solo} \frac{\sigma_f}{\sqrt{R_{Charpy}}} \left( \frac{P}{P_a} - 1 \right)^{\frac{1}{6}} \quad [SI] \text{ ou } [US] \quad (36)$$

$$\sigma_a = \left[ \frac{2\sigma_f}{3,33\pi} \right] \arccos \left[ \exp \left( - \frac{\pi R_{Charpy} E}{24\sigma_f^2 \sqrt{\phi t/2}} \right) \right] \quad [US] \quad (37)$$

<sup>15</sup> Para mais detalhes, o leitor pode consultar os relatórios do programa NG-18 em Eiber et al. (1993). Apenas à título de curiosidade, a robustez deste modelo é notável, haja visto que leva em consideração despressurizações monofásicas e bifásicas, além de contar com várias composições de gases possíveis.

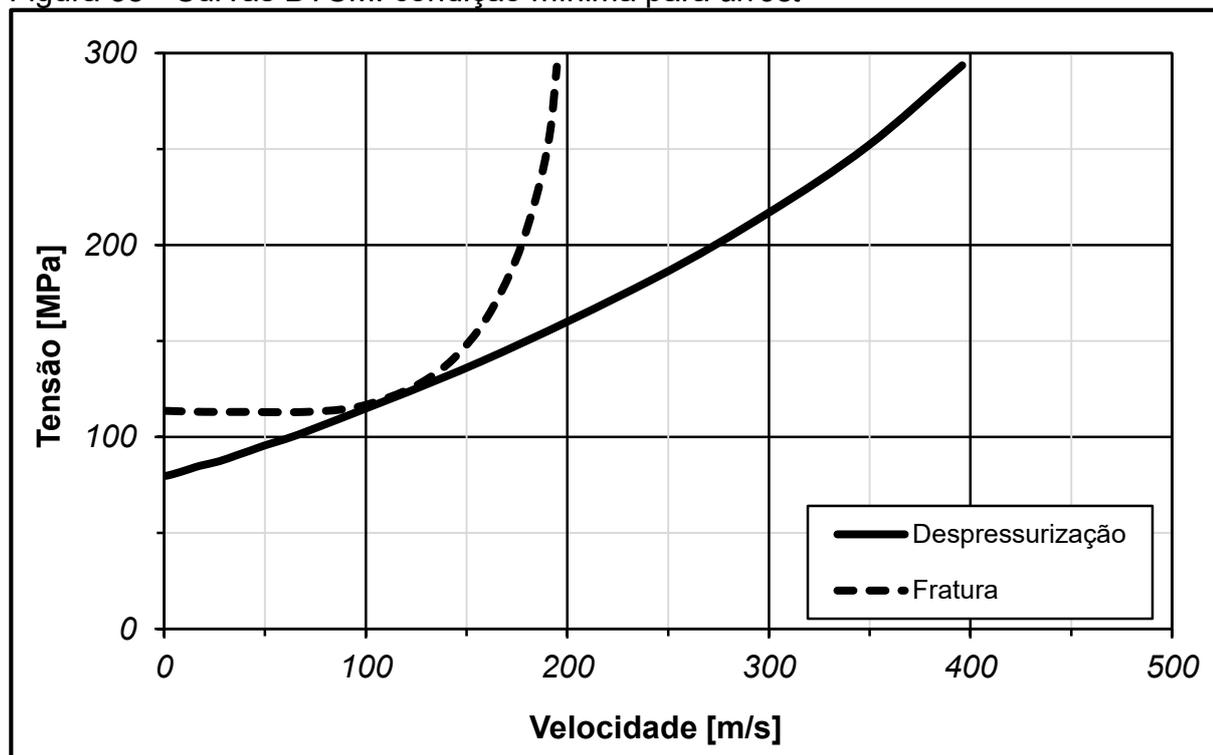
$$P_a = \frac{2t\sigma_a}{\phi} \quad [SI] \text{ ou } [US] \quad (38)$$

onde,  $V_f$  é a velocidade de propagação da trinca,  $C_{Solo}$  é uma constante relativa ao *backfill* (se o duto está enterrado ou não),  $R_{Charpy}$  é a resistência à fratura por unidade de área, que pode ser determinada por meio da razão entre a energia absorvida por um espécime Charpy normalizada pela área de seu ligamento remanescente ( $C_v/A_c$ ),  $P$  é pressão na ponta da trinca,  $\phi$  o diâmetro do tubo e  $t$  a sua espessura. Nota-se, portanto, que se deve atentar às unidades de modo a compatibilizar as constantes numéricas.

Deste modo, duas conclusões são possíveis a partir dos equacionamentos apresentados:

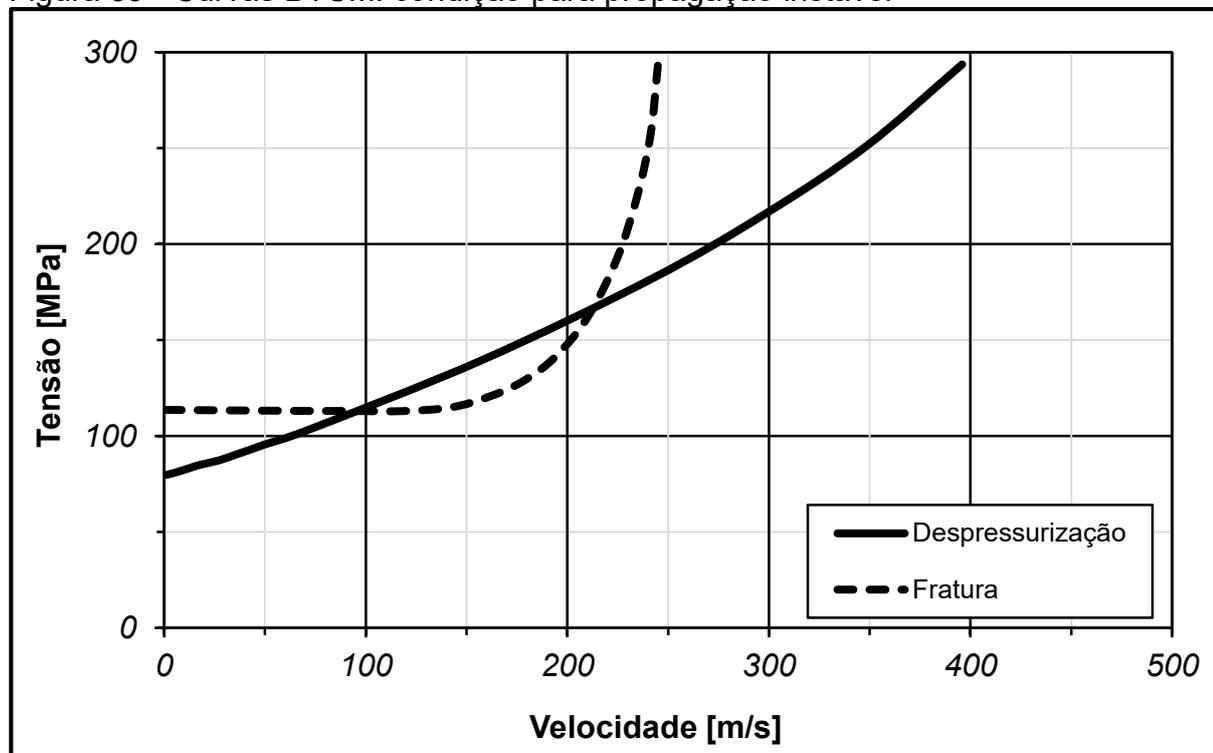
- a) se a velocidade de despressurização for maior que a velocidade de propagação, ocorre a frenagem (*arrest*) do processo de fratura, uma vez que a força motriz na ponta da trinca decrescerá;
- b) se a velocidade de despressurização for menor que a velocidade de propagação da trinca, o processo de fratura se estende ao longo da estrutura sem previsão de *arrest*, visto que o estado de solitação na ponta do defeito será sempre o máximo possível.

Estão exemplificadas nas figuras abaixo as duas condições mencionadas. Na Figura 38 observa-se a condição mínima para *arrest*, onde a velocidade de fratura será no mínimo igual à velocidade de despressurização (ponto de tangência entre as curvas). Por outro lado, para materiais de menor tenacidade, pode-se notar um comportamento semelhante à Figura 39, onde a curva de resistência intercepta a curva de despressurização e permite velocidades de despressurização menores que a de fratura, contribuindo para a propagação instável do defeito.

Figura 38 - Curvas BTCM: condição mínima para *arrest*

Fonte: Autor "adaptado de" Zhu, 2015, p. 267

Figura 39 - Curvas BTCM: condição para propagação instável

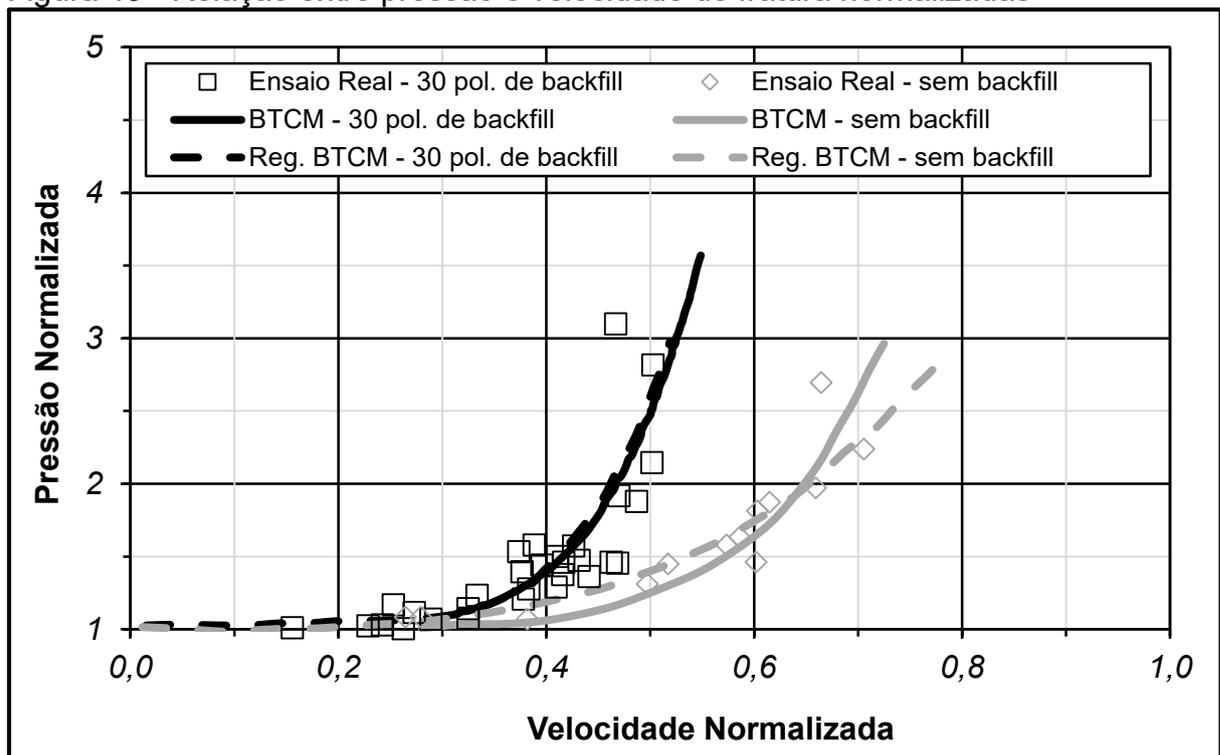


Fonte: Autor

Segundo Leis (2015a), duas calibrações empíricas foram determinantes para o desenvolvimento do BTCM. A mais relevante observou os efeitos do *backfill*, que se

manifestam por meio da constante  $C_{Solo}$  na Equação 36. Para tanto, confrontou-se a pressão na ponta da trinca ( $P/P_a$ ) e a velocidade de propagação ( $V_F/\sqrt{(\sigma_f/R_{Charpy})}$ ) normalizadas à um banco de dados de ensaios em dutos reais da década de 60 (aços até API grau X65). Além disso, o expoente da Equação 36 também fora calibrado neste momento, de modo a promover um melhor ajuste entre os dados experimentais e as curvas do BTCM. Os resultados podem ser observados na Figura 40, que mostra a relevante influência do *backfill*, além de velocidades de propagação maiores para condições onde o duto encontra-se desenterrado, como é esperado. A partir desta calibração, determinaram-se a constante  $C_{Solo}$ , igual a 2,75 para duto desenterrado e 2,34 para duto enterrado (para unidades do SI), e um expoente igual a 1/6 (ZHU, 2015).

Figura 40 - Relação entre pressão e velocidade de fratura normalizadas



Fonte: Autor "adaptado de" Leis, 2015a, p. 5

Contudo, a obtenção dos dados experimentais utilizados para calibração do modelo exigia ensaios economicamente impraticáveis, haja visto a necessidade de instrumentação capaz de aquistar a velocidade de fratura, a velocidade da onda de decompressão do gás, a pressão de despressurização e até mesmo a temperatura em pontos estratégicos, além da necessidade de construção de uma linha de teste com aproximadamente 70 metros composta por tubos de diferentes tenacidades.

Assim, apesar de ser fundamentado em uma metodologia muito robusta, o uso do BTCM em sua forma original esbarrou na inviabilidade econômica imposta pela necessidade de calibração de aços modernos (ZHU, 2015; LEIS, 2015a).

Dada a necessidade de uma solução iterativa ao modelo, visto que a determinação das curvas de resistência dos materiais exigiam *burst tests*, Maxey et al. (1975) propuseram uma equação simplificada (Equação 39) válida para determinadas condições<sup>16</sup>, que envolvem desde as características e pressão do gás conduzido, passando pelos dimensionais e propriedades mecânicas dos dutos e os considerando enterrados. Neste caso,  $C_{V(1/1)}$  corresponde à energia necessária a ser absorvida em um ensaio de impacto Charpy, em espécime normalizado, para que ocorra a frenagem da trinca no duto, ou seja, o método garantia similitude entre corpo de prova e estrutura real para os materiais da época (aços classe API grau X65 e inferiores), além de ser função também do raio do tubo ( $r$ ), da espessura de parede do mesmo ( $t$ ) e da tensão circunferencial atuante ( $\sigma_c$ ). Esta equação ficou conhecida como *Battelle Simplified Equation* (BSE) (LEIS, 2015a).

$$C_{V(1/1)} = 3,57 \cdot 10^{-5} \cdot \sigma_c^2 \cdot (r \cdot t)^{\frac{1}{3}} \quad [SI] \quad (39)$$

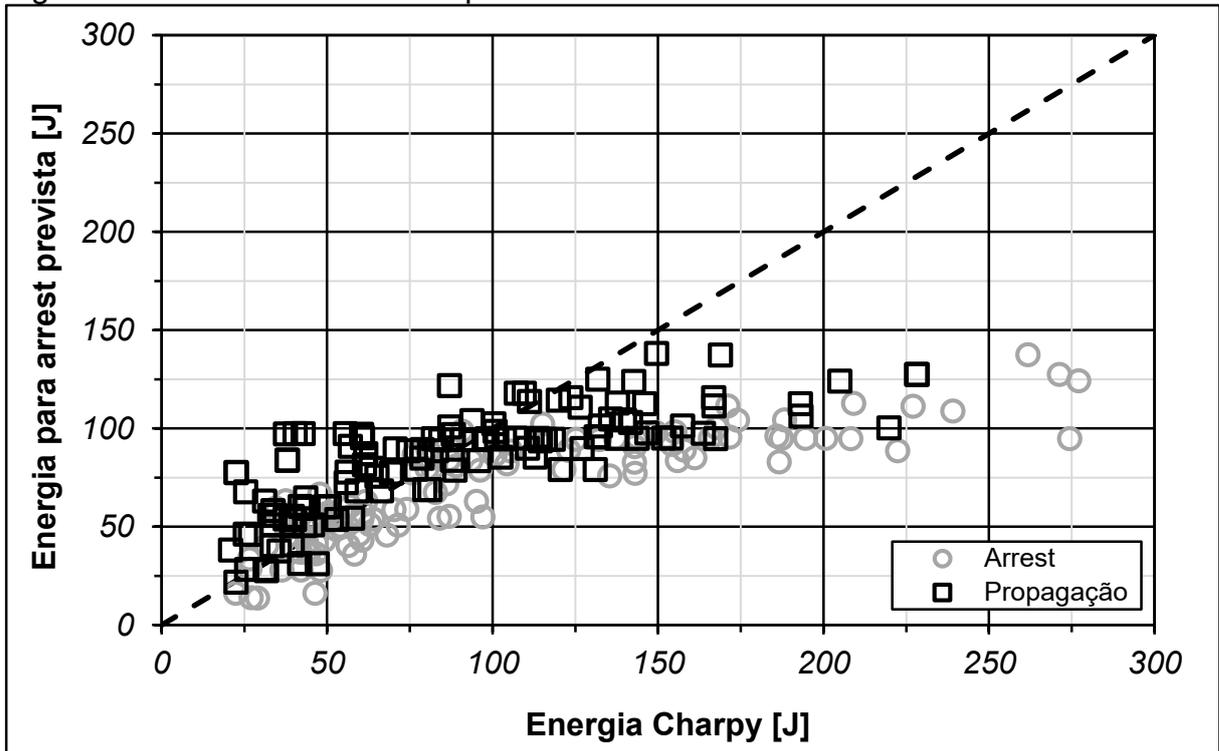
Contudo, esta equação funcionava de maneira satisfatória para previsão de *arrest* nos materiais utilizados para sua calibração, mas com o desenvolvimento de aços avançados e o aumento significativo de tenacidade, a BSE passou a cometer erros, sendo ora conservadora, quando a previsão indicava propagação de trincas e o ensaio real apresentava *arrest* (circunferências acima da linha 1:1 na Figura 41), ora contra a segurança, onde no ensaio real ocorreu propagação enquanto o modelo previu *arrest* (quadrados abaixo da linha 1:1 na Figura 41). Conseqüentemente, observou-se que para energias maiores que 100 J os resultados e a aplicabilidade do modelo deixavam de ser satisfatórios (LEIS, 2015a).

---

<sup>16</sup> Condições geométricas: diâmetros externos de 305 mm a 1219 mm e espessuras de parede maiores que 2,54 mm.

Condições de carregamento: pressões internas entre 4092 kPa e 15158 kPa, causando tensões circunferenciais da ordem de 64% a 80% do mínimo limite de escoamento especificado.

Figura 41 - Previsões do BTCM para materiais de maior tenacidade



Fonte: Autor "adaptado de" Leis, 2015a, p. 11

Legenda: a linha tracejada representa a relação 1:1 da energia prevista vs. energia absorvida, e atua de maneira auxiliar nestes gráficos.

Frente a esta dificuldade, a partir de ensaios Charpy em pêndulo instrumentado, Leis (1998) observou que a energia associada à propagação da fratura nestes corpos de prova era tanto menor quanto maior fosse a tenacidade do material, tendendo a zero (Figura 32). Desta forma, a falha no espécime se dava, basicamente, por colapso plástico, onde grande parte da energia absorvida se associava aos fenômenos de iniciação de fratura e deformação, deixando de garantir a similitude com a estrutura real e inviabilizando uma comparação direta entre a energia absorvida no ensaio de impacto Charpy e os resultados experimentais de *burst tests*.

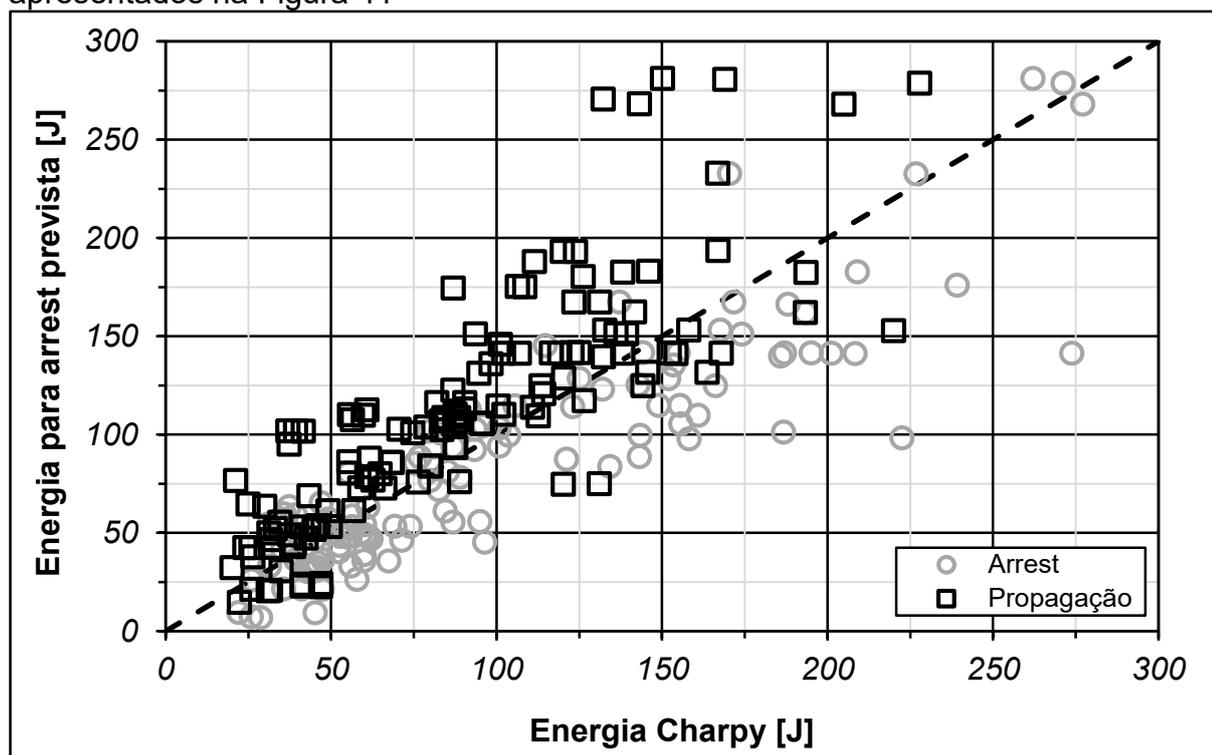
Assim, Leis (1998) propôs uma correção para a BSE (conhecida na literatura como Correção de Leis) levando em consideração os casos onde a energia medida no ensaio Charpy fosse maior que 95 J (momento a partir do qual iniciava-se o notável desvio na Figura 41), resultando na Equação 40. A Figura 42, por sua vez, exibe as previsões de acordo com a correção proposta por Leis (1998)<sup>17</sup>, onde ainda se observam algumas respostas não conservadoras, mas que de modo geral podem

<sup>17</sup>A obra referenciada conta com validações para materiais de diferentes tenacidades e gases de variadas composições. Convém ao leitor consultá-la caso seja de interesse.

ser incorporadas à natureza estocástica do fenômeno e não merecem maiores preocupações.

$$C_V^{Leis} = C_{V(1/1)} + 0,002C_{V(1/1)}^{2,04} - 21,18 \quad [SI] \quad (40)$$

Figura 42 - Previsões do BTCM envolvendo as correções de Leis aos resultados apresentados na Figura 41



Fonte: Autor "adaptado de" Leis, 2015a, p. 13

A correção proposta por Leis (1998) permitia com que as previsões tivessem uma boa aderência apenas ao banco de dados para o qual foi validado, neste caso os aços grau API X70 e inferiores, então, Eiber (2008a) e Eiber (2008b), utilizando uma base de dados referente a aços X70 e X80, propôs uma sutil modificação para a Equação 40, desta vez sem nenhuma base fenomenológica, apenas fruto da observação, e que permitiu estender satisfatoriamente a aplicação das previsões para aços X80 (Equação 41). Esta equação ficou conhecida como Correção de Leis Modificada (ZHU; LEIS, 2013; ZHU, 2015).

$$C_V^{Leis Modif.} = C_{V(1/1)} + 0,003C_{V(1/1)}^{2,04} - 21,18 \quad [SI] \quad (41)$$

Existiram, ainda, outros modelos propostos por diferentes núcleos de pesquisa, podendo citar o Fator Estatístico proposto por Wolodko e Stephens (2006) e o Fator CSM, desenvolvido pelo Centro Sviluppo Materiali (DEMOFONTI; ROOVERS, 2007). Contudo, em pesquisas comparativas a fim de avaliar o potencial das propostas citadas, observou-se que a Correção de Leis Modificada ainda apresentava as melhores previsões (ZHU; LEIS, 2013).

Apesar de todos os esforços realizados para estender o uso do BTCM e das equações simplificadas com base em ensaios de impacto Charpy, notou-se uma divergência entre o tipo de falha na estrutura e no espécime (propagação estável de fratura e colapso plástico, respectivamente), levando o BTCM a subestimar a tenacidade necessária para *arrest* e questionando o uso do corpo de prova em questão para estes fins. Neste cenário, surgiu como alternativa a aplicação de corpos de prova DWTT para quantificação de resistência a fratura dúctil e tenacidade para *arrest* dos aços modernos, uma vez que suas dimensões eram mais representativas do duto (mesma espessura de parede) e o maior ligamento remanescente permitia suportar maior espalhamento de deformações plásticas, permitindo a ocorrência de propagação estável (LEIS, 2015b). Portanto, correlações entre DWTT e CVN foram estabelecidas a fim de prolongar o uso do BTCM.

No Instituto Battelle, por Wilkowski et al. (1977), uma correlação linear foi desenvolvida (Equação 42) entre a densidade de energia de CVNs e DWTTs. Entretanto, estudos posteriores realizados por Leis (2002) mostraram que esta relação não era linear para aços de graus superiores ao API X70.

$$\left(\frac{E_{frat}}{A_{frat}}\right)_{DWTT} = 3 \left(\frac{E_{frat}}{A_{frat}}\right)_{CVN} + 300 \quad [US] \quad (42)$$

onde,  $E_{frat}$  é a energia total de fratura absorvida e  $A_{frat}$  é a área fraturada do espécime.

A constatação de Leis (2002) abriu espaço para o trabalho de Wilkowski et al. (2006), que propôs uma relação não linear entre densidade de energia de CVNs e DWTTs (Equação 43), porém também apresentou algumas limitações e sua aplicabilidade ficou condicionada aos aços X70, exigindo aplicação de fatores estatísticos para utilização além destes materiais (ZHU; LEIS, 2012).

$$\left(\frac{E_{frat}}{A_{frat}}\right)_{CVN (Wilk. 1977)} = \frac{175}{3} \left[ \left(\frac{E_{frat}}{A_{frat}}\right)_{DWTT} \right]^{0,385} - 600 \quad [US] \quad (43)$$

### 2.6.3 Modelo *High-Strength Line Pipe* (HLP)

Por fim, o modelo de maior relevância empregando espécimes DWTT foi o HLP, proposto por Sugie et al. (1982) e Makino et al. (2001), a partir de um programa subsidiado pelo Instituto de Ferro e Aço do Japão (do inglês: *Iron and Steel Institute of Japan*, ISIJ) iniciado ao final da década de 70. Na ocasião, foram realizados *burst tests* em uma série de tubos grau X70, porém, graças à algumas delaminações na superfície de fratura dos tubos, o modelo BTCM e suas equações simplificadas baseadas em energia obtida por meio de ensaio Charpy não apresentaram boa aderência aos resultados dos testes em escala real, em decorrência da queda de ductilidade provocada pelo fenômeno descrito. O corpo de prova DWTT pré-trincado (do inglês: *pre-cracked*, PC), por sua vez, foi capaz de representar o mesmo nível de delaminações encontrado nos dutos testados, despertando o interesse para o desenvolvimento de um novo protocolo baseado exclusivamente em ensaios DWTT-PC (ZHU, 2015).

A ideia do HLP foi exatamente a mesma do BTCM, inclusive a formulação, que remete às Equações 36, 37 e 38, sendo que apenas alguns ajustes foram realizados a fim de calibrar as constantes numéricas e incorporar considerações a respeito do novo espécime. Desta forma, a curva de velocidade de fratura foi descrita pela Equação 44, sendo a pressão para *arrest* definida pela Equação 45 (ZHU; LEIS, 2012).

$$V_f = 0,670 \frac{\sigma_f}{\sqrt{R_{DWTT-PC}}} \left(\frac{P}{P_a} - 1\right)^{0,393} \quad [SI] \quad (44)$$

$$P_a = \left(0,382 \frac{t\sigma_f}{\phi}\right) \arccos \left[ \exp \left( -\frac{3,81 \times 10^{-7} R_{DWTT-PC}}{\sigma_f^2 \sqrt{\phi t}} \right) \right] \quad [SI] \quad (45)$$

onde:  $R_{PC-DWTT}$  corresponde à resistência do material em J/mm<sup>2</sup>, ou seja, a razão entre a energia absorvida pelo espécime DWTT-PC e a área fraturada.

Assim como os demais modelos semi-empíricos apresentados neste trabalho, a aplicação do HLP se restringiu aos aços X70 para os quais fora calibrado. Diante deste impasse, esforços foram realizados a fim de estender o uso desta metodologia, de modo que Makino et al. (2008), Makino et al. (2009) e Higuchi et al. (2009) investigaram a influência da geometria do tubo no potencial para *arrest*, propondo o modelo HLP Modificado (Equações 46 e 47) e conseguindo estender seu uso para aços X100 e X120 de maneira satisfatória.

$$V_f = \xi \frac{\sigma_f}{\sqrt{R_{DWTT-PC}}} \left( \frac{P}{P_a} - 1 \right)^{\beta} \quad [SI] \quad (46)$$

$$P_a = \gamma \left( 0,382 \frac{t\sigma_f}{\phi} \right) \arccos \left[ \exp \left( - \frac{4,57 \times 10^{-7} R_{DWTT-PC}}{\sigma_f^2 \sqrt{\phi t}} \right) \right] \quad [SI] \quad (47)$$

onde:  $\xi$ ,  $\beta$  e  $\gamma$  são função do diâmetro e espessura da parede do tubo.

Portanto, como observou-se, todos os modelos apresentam uma limitação geral que diz respeito ao banco de dados utilizados em suas calibrações, restringindo as aplicações apenas a estes materiais. Assim, com o desenvolvimento dos aços modernos, estas metodologias foram perdendo espaço no que diz respeito à caracterização da fratura dúctil, dando espaço a um novo critério baseado no ângulo de abertura da ponta da trinca (do inglês: *crack-tip opening angle*, CTOA).

#### 2.6.4 Critério de fratura baseado no ângulo de abertura da ponta da trinca (CTOA)

O uso do CTOA começou a ser explorado para previsão de fratura dinâmica dúctil em gasodutos na década de 80, em projetos patrocinados pelo PRCI. Na ocasião, códigos numéricos foram desenvolvidos, à exemplo do PFRAC (DEMOFONTI *et al.*, 1995) e do PICPRO (BERARDO *et al.*, 2000), sendo o primeiro para determinação da força motriz de trinca em termos do CTOA como função da velocidade de propagação, e o segundo para utilização conjunta do CTOA e do modelo de zona coesiva (que não será discutido nesta dissertação por questões de objetividade), de grande utilidade em análises de elementos finitos (ZHU, 2015).

O potencial da utilização deste parâmetro de fratura para fins de predição de falhas em gasodutos decorre da invariabilidade do CTOA ao longo de um processo de propagação, seja sob solicitação dinâmica ou quasi-estática. Assim, estabeleceu-se um critério para *arrest* (Equação 48), que deve ocorrer quando a força motriz de trinca calculada por meio do CTOA máximo ( $CTOA_{m\acute{a}x}$ ) atuante, é menor que a tenacidade à fratura do material, definida por um CTOA crítico ( $CTOA_c$ ) (ZHU, 2015).

$$CTOA_{m\acute{a}x} < CTOA_c \quad (48)$$

Entretanto, a evolução do uso deste parâmetro em ensaios laboratoriais esbarrou nas dificuldades de execução dos mesmos, uma vez que a captura do CTOA ao longo dos testes incorre em grandes desafios. Ainda, em análises numéricas, o critério mostrou-se sensível ao tamanho de malha e ao modo como a singularidade é induzida (HORSLEY, 2003). Algumas outras incertezas na definição deste parâmetro também podem ser endereçadas, como por exemplo a influência do comprimento do ligamento remanescente e a sensibilidade do CTOA à velocidade de fratura (DUAN; ZHOU, 2009), culminando em questionamentos à respeito da transferabilidade entre os resultados obtidos em espécimes laboratoriais e o comportamento de estruturas reais, principalmente para materiais avançados de alta resistência.

Por fim, as obras referenciadas indicam, ainda, que correlações empíricas são necessárias para aplicação de critérios de fratura envolvendo CTOA, sendo que soluções bem consolidadas para dutos trincados ainda não existem e, portanto, análises numéricas são as principais fontes de estudo para determinação deste parâmetro.

Deste modo, é conveniente abordar, na sequência, o método numérico utilizado nesta pesquisa, o qual foi amplamente avaliado por Moço (2017) e tem sido muito utilizado na literatura para fins de análises em materiais dúcteis envolvendo grandes deformações e ocorrência de dano.

## 2.7 FRATURA DÚCTIL E MODELAGEM NUMÉRICA ENVOLVENDO DANO

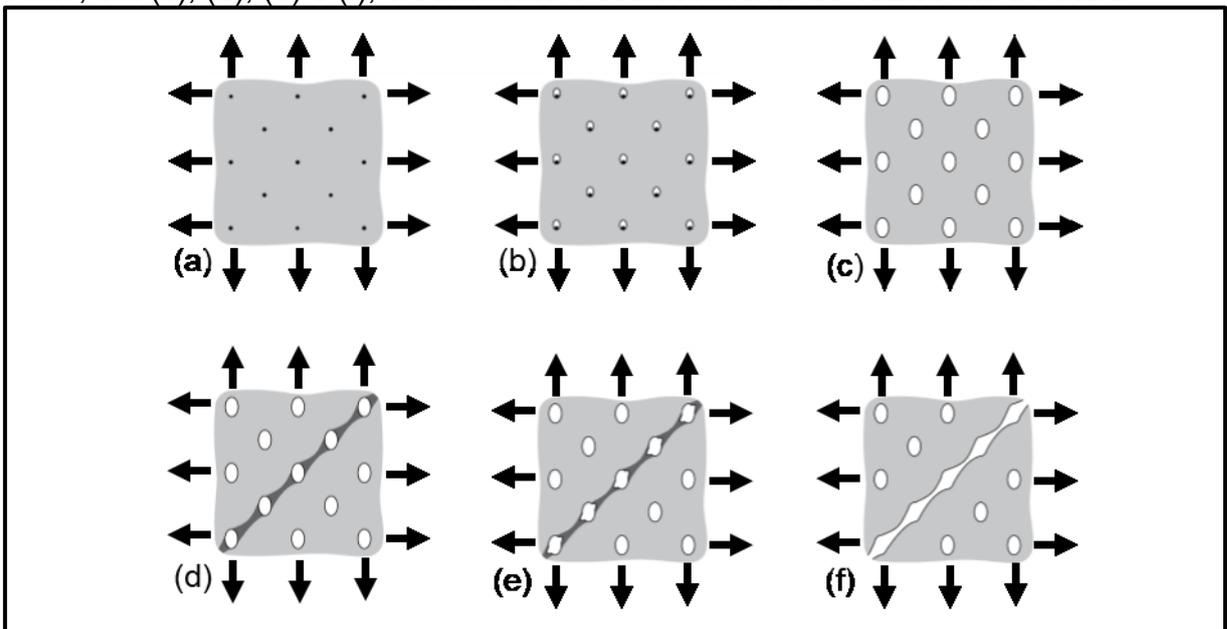
A fim de estabelecer um paralelo entre os corpos de prova mencionados e o fenômeno de propagação de trincas no gasoduto, buscando o completo entendimento das variáveis envolvidas para assim estabelecer um protocolo capaz de prever o

comportamento da estrutura em operação, simulações refinadas e não lineares de elementos finitos surgiram como uma alternativa viável para este propósito. Sendo assim, esta seção revisa o modelo de *Gurson-Tvergaard-Needleman* (GTN), aplicado com sucesso por Moço (2017) e que foi utilizado neste trabalho. Todavia, a literatura ainda aponta outros modelos para as aplicações em questão, a exemplo dos modelos de zona coesiva, e o *Extended Finite Elements Model* (XFEM), porém, por questões de objetividade, estes últimos não serão tratados em detalhes aqui<sup>18</sup>.

### 2.7.1 Modelo de *Gurson-Tvergaard-Needleman* (GTN)

O fraturamento de materiais dúcteis é governado pela nucleação, crescimento e coalescimento de vazios (termo em inglês denominado *voids*) a partir da interface entre inclusões ou partículas de segunda fase e a matriz, como apresentado na Figura 43. Nestes casos, a fratura é acompanhada de acentuada deformação plástica, a níveis capazes de promover a instabilidade (MRÓZ, 2003; ANDERSON, 2017).

Figura 43 - Mecanismo de fratura dúctil em metais. Em (a) e (b), nucleação de *voids*, em (c), (d), (e) e (f), crescimento e coalescimento de vazios até a fratura



Fonte: Autor "adaptado de" Anderson, 2017, p. 234

<sup>18</sup> Caso seja do interesse do leitor, uma revisão destes modelos pode ser encontrada em Pereira (2017), que também os aplicou a simulações de impacto Charpy e DWTT.

Um dos meios capazes de representar matematicamente o micro mecanismo de fratura dúctil em análises numéricas é o modelo de *Gurson-Tvergaard-Needleman* (GTN) (GURSON, 1977; TVERGAARD, 1982; TVERGAARD; NEEDLEMAN, 1984; BROCKS *et al.*, 2003), que através de parâmetros calibrados para cada material (Tabela 1) inclui nas simulações propriedades relacionadas a porosidade da matriz. Além disso, o tamanho dos elementos também figura dentre as variáveis, fazendo do método dependente da malha (do inglês: *mesh dependent*). Deste modo, segundo Simulia (2013), a Equação 49 apresenta o modelo de GTN como empregado pelo software Abaqus, que foi utilizado para as análises numéricas deste trabalho.

Tabela 1 - Definições das variáveis do modelo GTN

Parâmetro	Definição sob o ponto de vista fenomenológico	Fase que descreve
$\varepsilon_n$	Média da distribuição normal da deformação plástica durante a nucleação de novos <i>voids</i>	Nucleação dos <i>voids</i>
$s_n$	Desvio padrão referente a $\varepsilon_n$	
$f_n$	Fração volumétrica da nucleação de <i>voids</i>	
$f$	Fração volumétrica de <i>voids</i> ( $f_{(t=0)} = f_0$ )	Crescimento e coalescimento das porosidades até a falha final
$f_c$	Fração volumétrica crítica de <i>voids</i> , a partir da qual o dano passa a ocorrer de forma acelerada	
$f_f$	Fração volumétrica final de <i>voids</i> , a partir da qual o material perde a capacidade de suportar carga	
$q_1, q_2$ e $q_3$	Fatores de ajuste aplicados por Tvergaard e Needleman ao modelo proposto inicialmente por Gurson, os quais descrevem o comportamento do escoamento do material.	

Fonte: Autor

$$\left(\frac{\sigma'}{\sigma_y}\right)^2 + 2q_1 f^* \cosh\left[-q_2 \left(\frac{3\sigma_h}{2\sigma'}\right)\right] - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad (49)$$

onde,

$$f^* = \begin{cases} f & f \leq f_c \\ f_c + \frac{\bar{f}_f - f_c}{f_f - f_c} (f - f_c) & f_c < f < f_f \\ \bar{f}_f & f \geq f_f \end{cases} \quad (50)$$

e,

$$\bar{f}_f = \frac{q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}}{q_3} \quad (51)$$

Ainda, a evolução da fração volumétrica de *voids* ( $\dot{f}$ , Equação 52) é função de sua taxa de crescimento ( $\dot{f}_g$ , Equação 53) e taxa de nucleação ( $\dot{f}_n$ , Equação 54).

$$\dot{f} = \dot{f}_g + \dot{f}_n \quad (52)$$

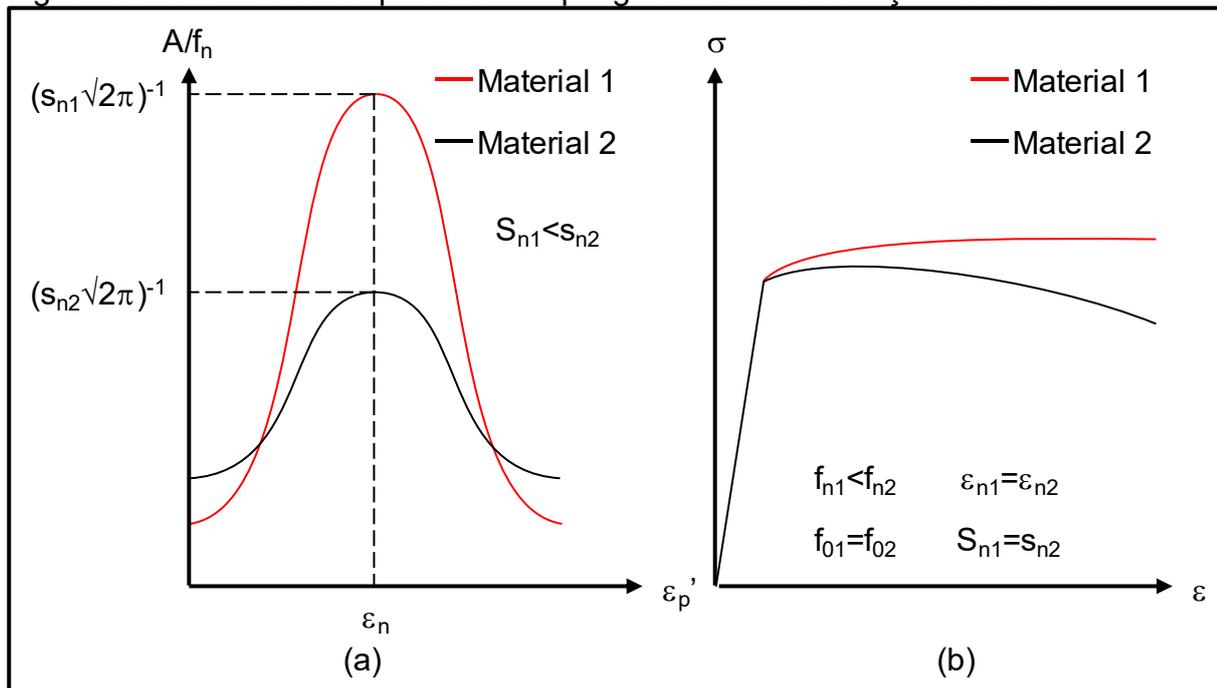
$$\dot{f}_g = (1 - f) \text{tr}(\dot{\varepsilon}'_p) \quad (53)$$

$$\dot{f}_n = A \dot{\varepsilon}'_p \quad (54)$$

$$A_n = \frac{f_n}{s_n \sqrt{2\pi}} \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{\varepsilon'_p - \varepsilon_n}{s_n} \right)^2 \right] \quad (55)$$

onde, o operador  $\text{tr}$  indica a soma da diagonal principal da matriz correspondente à taxa de deformação plástica efetiva. Portanto, observa-se que a função de nucleação ( $A_n/f_n$ , Equação 55) é dada por uma distribuição normal, em que os parâmetros  $s_n$  e  $\varepsilon_n$  influenciam da forma mostrada na Figura 44a e  $f_n$  implica na resistência do material, conforme as curvas esquemáticas representadas na Figura 44b (SIMULIA, 2013).

Figura 44 - Influência dos parâmetros que governam a nucleação de voids

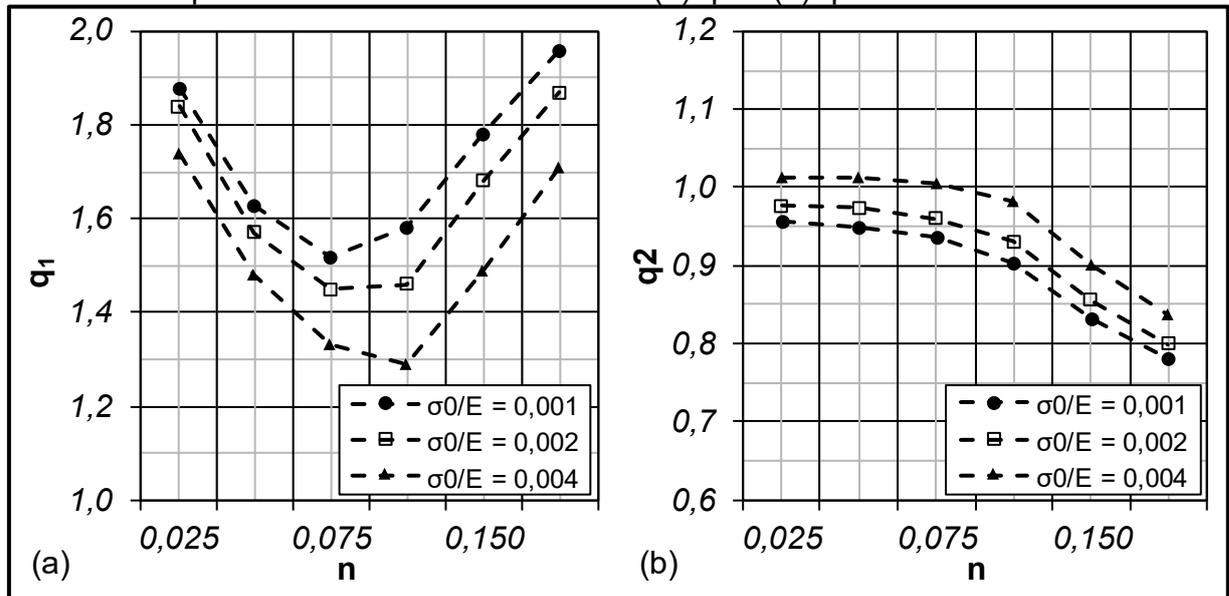


Fonte: Autor "adaptado de" Simulia, 2013, p. 4.3.6-4

Legenda: (a) impacto da média e desvio padrão na distribuição da função de nucleação; e (b) influência da fração volumétrica de nucleação no comportamento mecânico do material.

Neste ponto, algumas observações são pertinentes a respeito da calibração dos parâmetros de GTN. Segundo Mróz (2003),  $f_0$  guarda relações com a microestrutura, de modo que pode ser determinado por análises metalográficas e deve retornar valores entre  $1 \times 10^{-4}$  e  $4 \times 10^{-3}$ , como observado em análises realizadas por Ruggieri et al. (1996) em aços ferríticos. No que diz respeito aos parâmetros  $q_1$ ,  $q_2$  e  $q_3$ , Faleskog et al. (1998) mostrou a dependência destes em relação ao expoente de encruamento ( $n$ ) e da tensão limite de escoamento ( $\sigma_0$ ) normalizada pelo módulo de elasticidade ( $E$ ), sendo os resultados obtidos apresentados na Figura 45, assim, estes ábacos foram utilizados como ponto de partida para a calibração dos parâmetros  $q_i$  (para  $i = 1, 2$  e  $3$ ) dos materiais desta pesquisa. Os demais parâmetros, entretanto, devem ser determinados por meio de ajustes das curvas numéricas às experimentais, ou então, partindo de parâmetros recomendados pela literatura para materiais similares (MRÓZ, 2003).

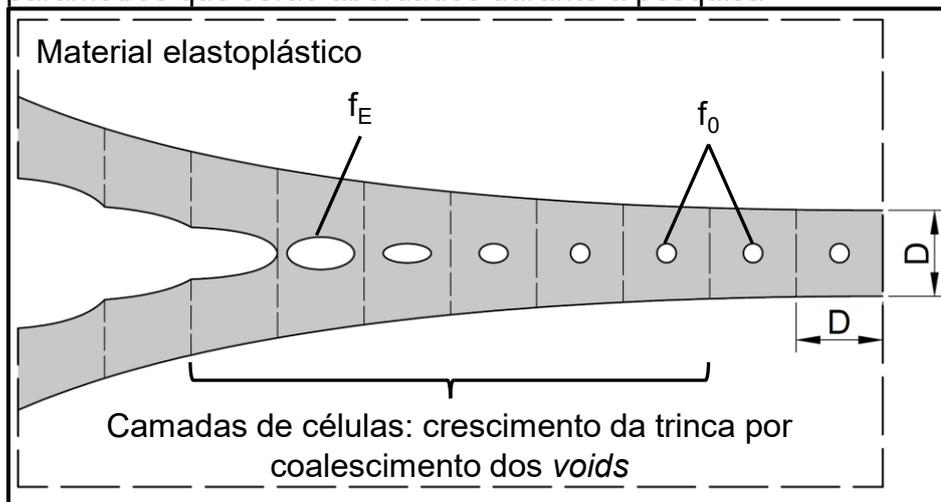
Figura 45 - Influência do expoente de encruamento e do limite de escoamento normalizado pelo módulo de elasticidade em (a)  $q_1$  e (b)  $q_2$



Fonte: Autor "adaptado de" Faleskog et al., 1998, p. 370

No entanto, estudos conduzidos por Xia e Shih (1995) e aprofundados por Ruggieri et al. (1996), entre outros, afirmam que o modelo GTN aplicado a todas as regiões do material em estudo pode resultar em erros, haja visto que os dados fornecidos ao software foram obtidos experimentalmente e, portanto, já consideram os defeitos relativos à matriz do material, ou seja, aplicar novamente parâmetros a fim de indicar estas características reduziria em demasia a rigidez da estrutura. Logo, as observações apontadas por estes autores indicaram que se deve utilizar um domínio denominado célula computacional, aplicado a região sob a qual ocorrerá o processo de fratura, e somente dentro deste limite serem associados os fatores definidos pelo modelo GTN (Figura 46). Entretanto, vale ressaltar que esta abordagem não surgiu apenas a partir de uma análise fenomenológica, mas também devido à escassez de recursos computacionais da época (em termos de processamento de dados), cenário sob o qual o modelo da célula computacional demonstrou ser numericamente viável e devido a sua confiabilidade é aplicado até hoje.

Figura 46 - Aplicação da célula computacional e respectivos parâmetros que serão abordados durante a pesquisa



Fonte: Autor "adaptado de" Faleskog et al., 1998, p. 356

Legenda:  $f_E$  corresponde ao valor crítico, como o  $f_c$  apresentado na Tabela 1

Sendo assim, este modelo (GTN + célula computacional) demonstrou um grande potencial no trabalho de Moço (2017), seja do ponto de vista de sua representação fenomenológica quando comparado ao micro mecanismo de fratura dúctil, ou então através das análises de sensibilidade realizadas na obra citada (e que aqui também foram realizadas), as quais permitiram um maior controle sobre os parâmetros envolvidos no modelo e serão de grande valia para o desenvolvimento deste projeto no que diz respeito à caracterização completa dos materiais em estudo.

## 2.8 VARIÁVEIS QUE IMPACTAM NA FRATURA DÚCTIL DE AÇOS APLICADOS À GASODUTOS

Muito foi descrito nas seções anteriores a respeito das variáveis que impactam na fratura dúctil, portanto, essa seção condensará brevemente o que foi exposto e adicionará outras questões investigadas no presente trabalho ou indicadas como de potencial interesse na sequência dos desenvolvimentos.

Do ponto de vista mecânico e como mencionado na seção 2.2, cenários de fratura dúctil são caracterizados pela elevada plasticidade envolvida no fenômeno, assim, de um ponto de vista matemático, o entendimento do tensor desvio é fundamental. Por outro lado, estados hidrostáticos e com elevada triaxialidade (definida como a razão entre a tensão hidrostática e a equivalente de von Mises, segundo Pineau e Pardoen (2003)) não desempenham um papel desejável ao

fenômeno de *crack arrest*, uma vez que contribuem apenas para alteração de volume e, na presença de trincas, potencializam a severidade induzida pela ponta do defeito, conduzindo a um estado plano de deformação (EPD) e direcionando a energia, que seria utilizada para deformação, para geração de novas superfícies (ANDERSON, 2017).

Ainda, como exposto, a taxa de deformação e a variação de temperatura podem desempenhar um papel importante na resistência mecânica dos materiais (como observado na Figura 19). No segundo caso, sabe-se que a dissipação de energia térmica é um fenômeno resultante das deformações plásticas que guarda relação com o trabalho plástico, todavia, é importante considerar a transformação de fase do fluido em transporte em um cenário de falha, neste caso GLP em expansão, cuja reação endotérmica tende a resfriar o material e afetar os estágios onde a despressurização se aproxima da ponta da trinca, tendendo ao *crack-arrest*, que pode ser postergado caso a queda de temperatura seja relevante, tornando o material menos tenaz. Portanto, apesar da importância destes efeitos, não foram tidos como foco deste trabalho e merecem investigações futuras.

Paralelas aos fatores mecânicos, existem também variáveis microestruturais que impactam no comportamento destes materiais, as quais podem ser controladas ao longo dos processos de fabricação e conformação mecânica destes aços. Assim, é possível citar o tamanho de grão (SHIN *et al.*, 2007), impactado indiretamente por adição de micro ligantes como o nióbio e outros discutidos em Gray e Siciliano (2009), além de textura, segregação central e decorrências da interação entre cada uma destas variáveis.

Muitos trabalhos científicos, portanto, apresentam resultados que dizem respeito à contribuição destes fatores microestruturais no comportamento mecânico dos materiais em questão e similares, à exemplo das delaminações apontadas por Pyshmintsev *et al.* (2014), a taxa de crescimento de trinca em fadiga analisada por Godefroid *et al.* (2014), o impacto do tamanho de grão e presença de precipitados no expoente de encruamento, por Silva *et al.* (2018), entre outros. Todavia, o presente trabalho se dedicou, principalmente, à avaliação numérico-experimental da resposta mecânica dos aços em estudo, tendo como suporte a revisão e investigação das variáveis mecânicas e microestruturais de relevância.



### 3 METODOLOGIA

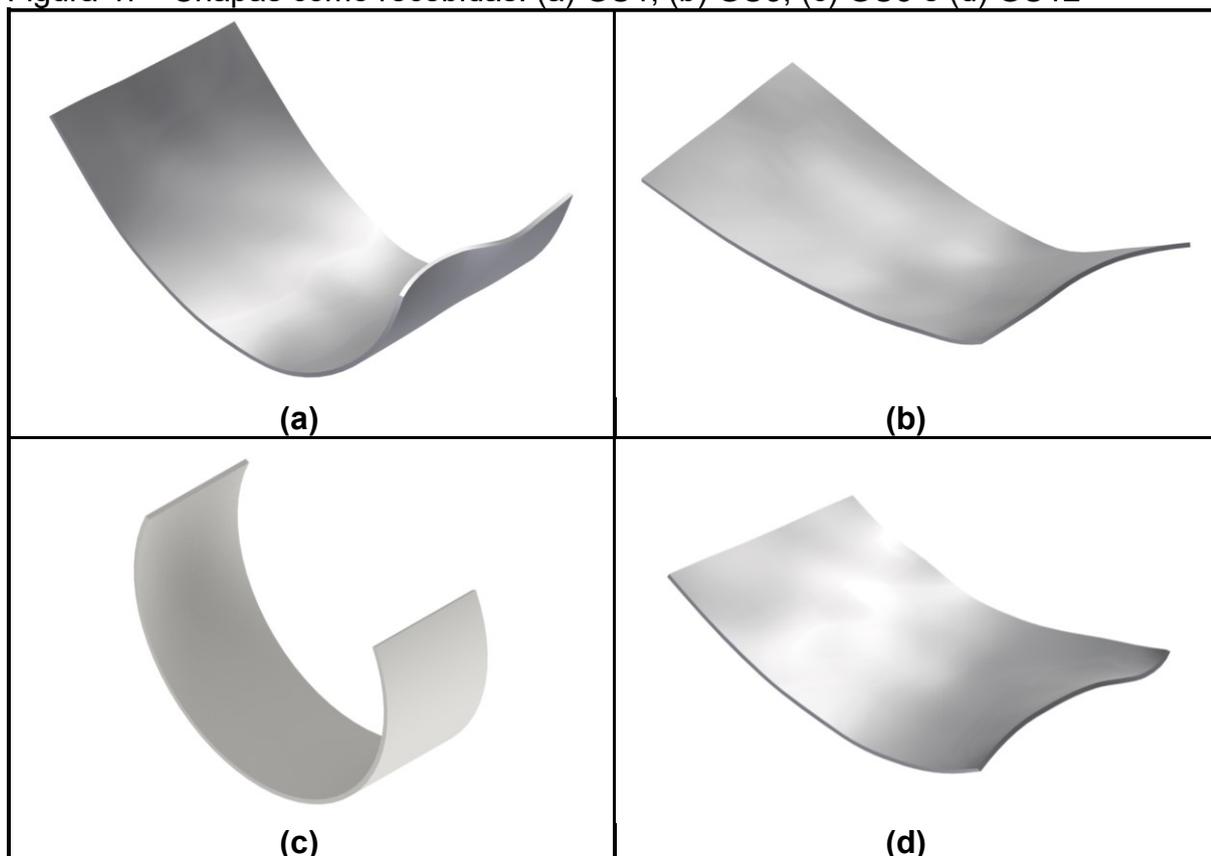
Este capítulo aborda todas as etapas do desenvolvimento desta dissertação, desde os materiais utilizados até os ensaios experimentais e simulações numéricas que nortearam os estudos e investigações do autor.

#### 3.1 MATERIAIS DISPONÍVEIS PARA CONDUÇÃO DA PESQUISA

Esta pesquisa utilizou chapas de aço classe API grau X80, provenientes de gasodutos que passaram por processo de falha catastrófica (fratura dúctil). No total, quatro chapas de 4 aços API 5L X80 distintos foram recebidas pelo Centro Universitário FEI em forma de doação, para que fossem utilizadas nas investigações propostas por este trabalho e em Iniciações Científicas, sendo duas delas conduzidas pelo próprio autor no passado (SILVA, 2016a; SILVA, 2017). É importante ressaltar, também, a designação destes materiais, que serão referenciados ao longo deste trabalho como: GU1, GU3, GU5 e GU12.

Entretanto, as amostras GU1, GU3 e GU12 apresentavam excessiva deformação, uma vez que foram obtidas de regiões próximas à falha. Então, para que o estudo pudesse ser conduzido de maneira mais controlada, todas as chapas foram reproduzidas em software de CAD tridimensional, conforme metodologia apresentada em Silva (2017), permitindo que as regiões menos afetadas fossem selecionadas para extração dos corpos de prova. Para conhecimento do leitor, a Figura 47 mostra o estado das chapas como recebidas, enquanto o Apêndice B traz as projeções com as respectivas dimensões aproximadas.

Figura 47 - Chapas como recebidas. (a) GU1, (b) GU3, (c) GU5 e (d) GU12



Fonte: Autor

Por fim, informações adicionais sobre os materiais disponíveis podem ser observadas na Tabela 2, sendo que o tipo de solda foi determinante para identificação das direções preferenciais de extração das amostras para fabricação dos corpos de prova e caracterização de propriedades (helicoidal ou longitudinal).

Tabela 2 - Informações adicionais dos materiais disponíveis para condução deste trabalho

<b>Chapa</b>	<b>Comportamento</b>	<b>Tipo de solda</b>	<b>Diâmetro [mm]</b>	<b>Espessura [mm]</b>
GU1	Propagação	HSAW	1220	18,4
GU3	Propagação	HSAW	1220	18,4
GU5	<i>Arrest</i>	HSAW	1220	18,4
GU12	<i>Arrest</i>	LSAW	1220	18,4

Fonte: Autor

Legenda: HSAW se trata de soldagem a arco submerso helicoidal, enquanto LSAW diz respeito a soldagem a arco submerso longitudinal.

### 3.1.1 Características normalizadas dos aços API grau X80

Segundo a norma API 5L (API, 2013), aços API X80 podem ser fornecidos apenas sob PSL2, segundo processos de têmpera e revenimento (X80Q), ou então conformados termomecanicamente (X80M). Para este trabalho, entretanto, os aços fornecidos não contavam com esta especificação, assim, serão tratados como X80 apenas<sup>19</sup>. Independente disso, a Tabela 3 e a Tabela 4 apresentam as composições químicas esperadas para cada caso (em porcentagem máxima), enquanto a Tabela 5 mostra as propriedades mecânicas exigidas, segundo a norma citada.

Tabela 3 - Composição química para o aço API X80Q (porcentagem máxima)

C	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti	Outros	CE <sub>IW</sub>	CE <sub>Pcm</sub>
0,18	0,45	1,90	0,025	0,015	V+Nb+Ti ≤ 0,15%			*	À combinar	

Fonte: Autor "adaptado de" API, 2013, p. 29

Legenda: \*Cu ≤ 0,50%, Ni ≤ 1,00%, Cr ≤ 0,50%, Mo ≤ 0,50% e B ≤ 0,004%.

Tabela 4 - Composição química para o aço API X80M (porcentagem máxima)

C	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti	Outros	CE <sub>IW</sub> <sup>20</sup>	CE <sub>Pcm</sub> <sup>21</sup>
0,12	0,45	1,85	0,025	0,015	V+Nb+Ti ≤ 0,15%			*	0,43	0,25

Fonte: Autor "adaptado de" API, 2013 p. 29

Legenda: \*Cu ≤ 0,50%, Ni ≤ 1,00%, Cr ≤ 0,50%, Mo ≤ 0,50% e B ≤ 0,004%.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas do aço API X80

SLE <sub>0,5%</sub> [Mpa]		SLR [Mpa]		SLE/SLR	Along. [%]	SLR da solda [Mpa]	Energia Charpy [J]
Mín.	Máx.	Mín.	Máx.	Máx.	Mín.	Mín.	Mín.
555	705	625	825	0,93	*	625	54

Fonte: Autor "adaptado de" API, 2013, p. 32

Legenda: \*o alongamento mínimo é função da área da seção transversal do corpo de prova e da tensão limite de resistência mínima, para mais informações o leitor pode consultar API (2013).

## 3.2 PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

A etapa de fabricação inicial para todos os corpos de prova foi a extração das amostras por meio de jato d'água, no Centro de Laboratórios Mecânicos (CLM) da FEI. A Figura 48a mostra o procedimento citado e indica os *blanks* para os três tipos

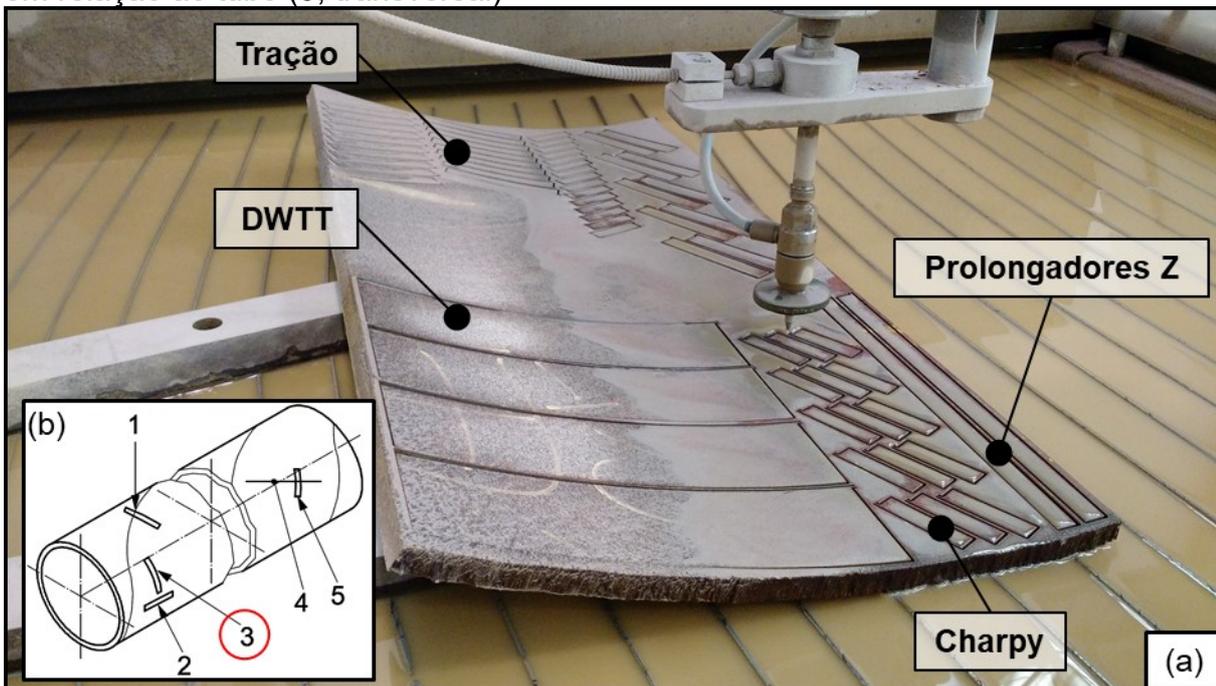
<sup>19</sup> Entretanto, em virtude da aplicação, o autor entende que os aços em estudo são X80M.

<sup>20</sup> Carbono equivalente baseado na equação do Instituto Internacional de Soldagem (API, 2013).

<sup>21</sup> Carbono equivalente baseado na equação de Ito-Bessyo (API, 2013).

de espécime em estudo, onde observa-se a presença de diferentes orientações no plano da chapa para corpos de prova de tração e Charpy, enquanto os DWTT foram extraídos da direção transversal do tubo (Figura 48b). Na sequência, as geometrias finais foram obtidas por meio de usinagem em torno CNC (tração) e fresadora (Charpy e DWTT), com as dimensões mostradas na Figura 49.

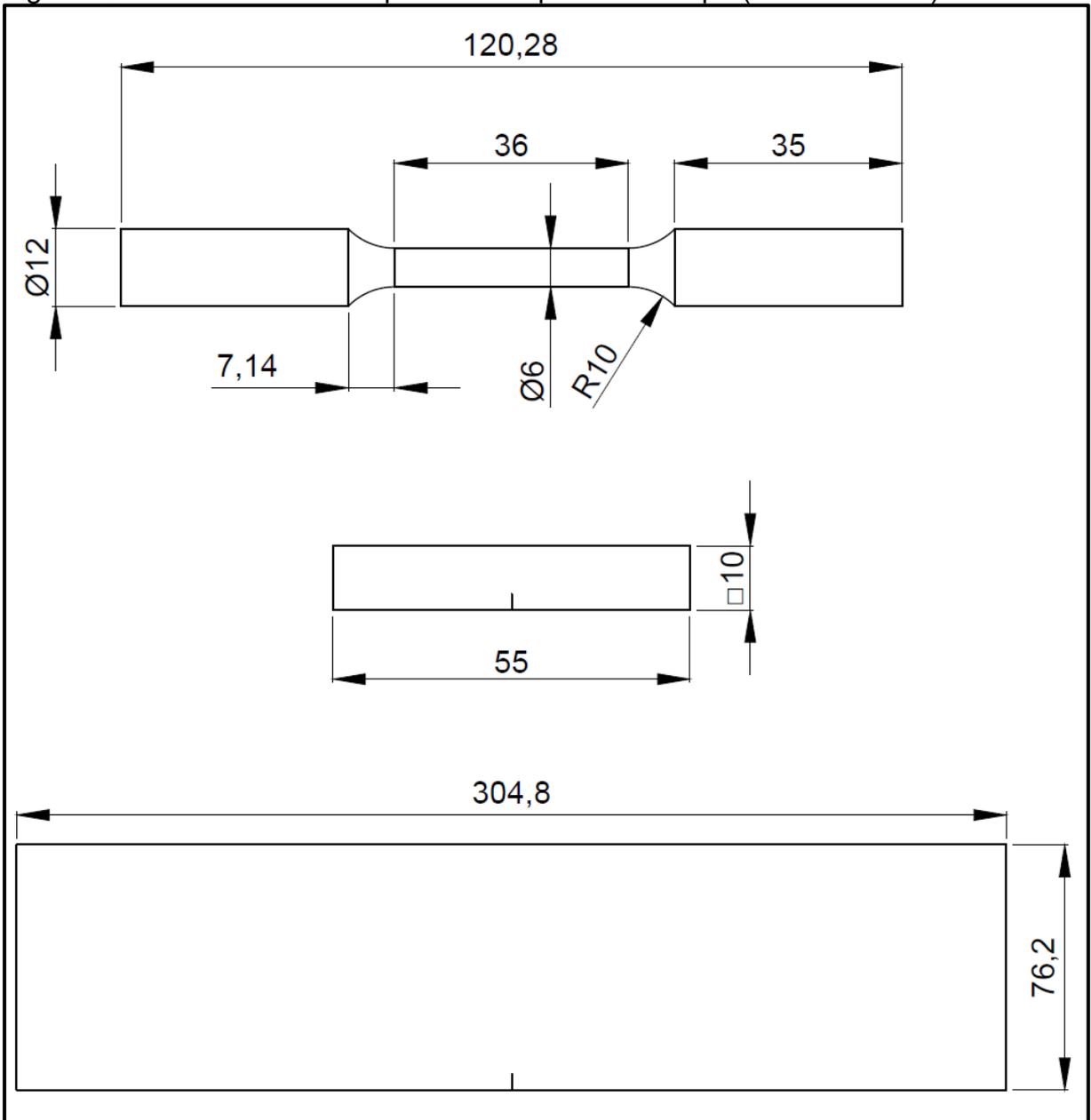
Figura 48 - (a) retirada das amostras para confecção dos corpos de prova de tração, Charpy e DWTT por meio de corte a jato d'água, (b) orientação dos espécimes DWTT em relação ao tubo (3, transversal)



Fonte: (a) Autor e (b) Autor “adaptado de” API, 2013, p. 56

Legenda: a indicação “Prolongadores Z” diz respeito aos extensores para fabricação dos espécimes de tração e Charpy da direção Z (espessura da chapa).

Figura 49 - Dimensões dos espécimes do plano da chapa (fora de escala)

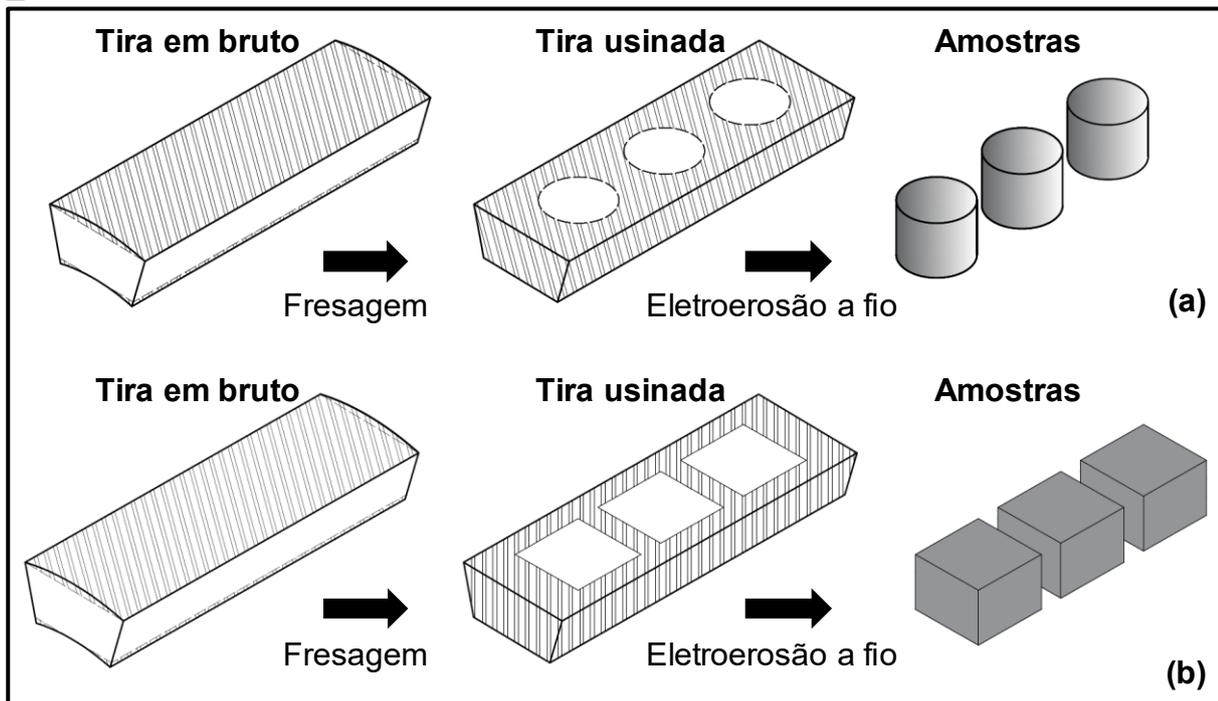


Fonte: Autor

### 3.2.1 Corpos de prova de tração e Charpy da direção Z

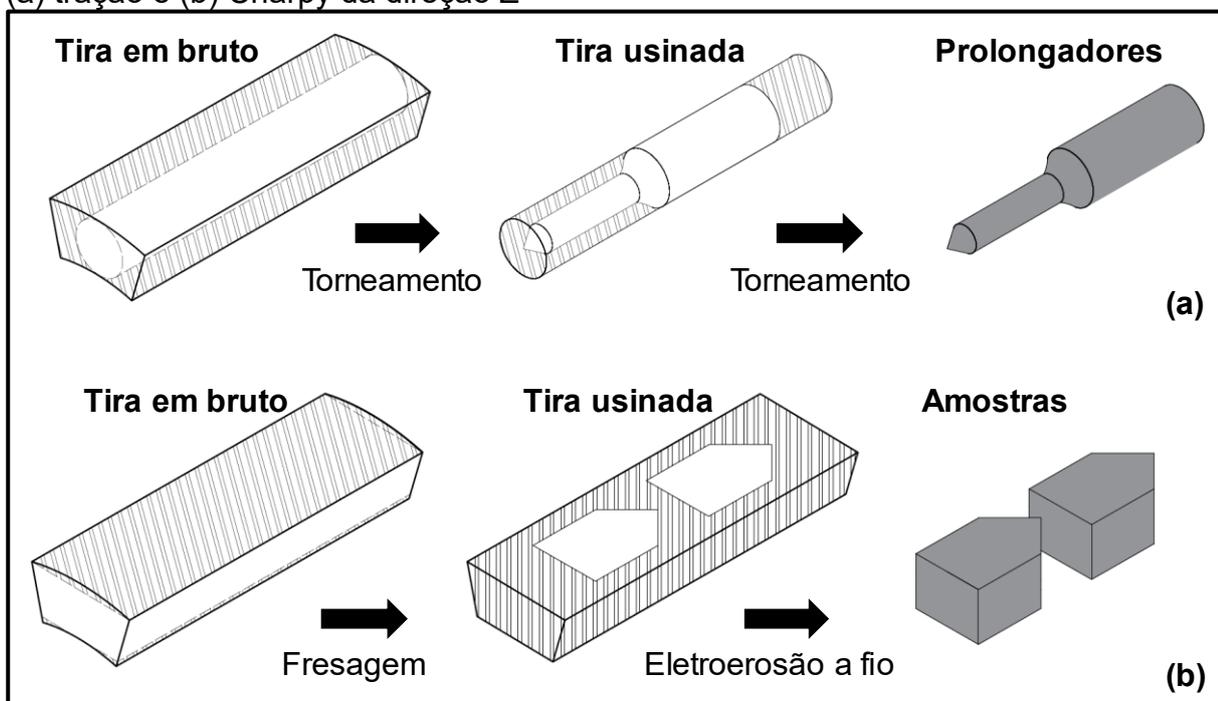
Os corpos de prova de tração e Charpy da direção da espessura seguiram os procedimentos desenvolvidos por Silva (2106a) e Silva (2016b), respectivamente, contando com processos de fresamento, eletroerosão a fio e torneamento, como apresentado na Figura 50, para obtenção das amostras, e Figura 51 para confecção dos prolongadores.

Figura 50 - Etapas de usinagem das amostras de (a) tração e (b) Charpy da direção Z



Fonte: (a) Autor "adaptado de" Silva, 2016a, p. 61 e (b) Autor

Figura 51 - Etapas de usinagem dos prolongadores para confecção dos espécimes de (a) tração e (b) Charpy da direção Z

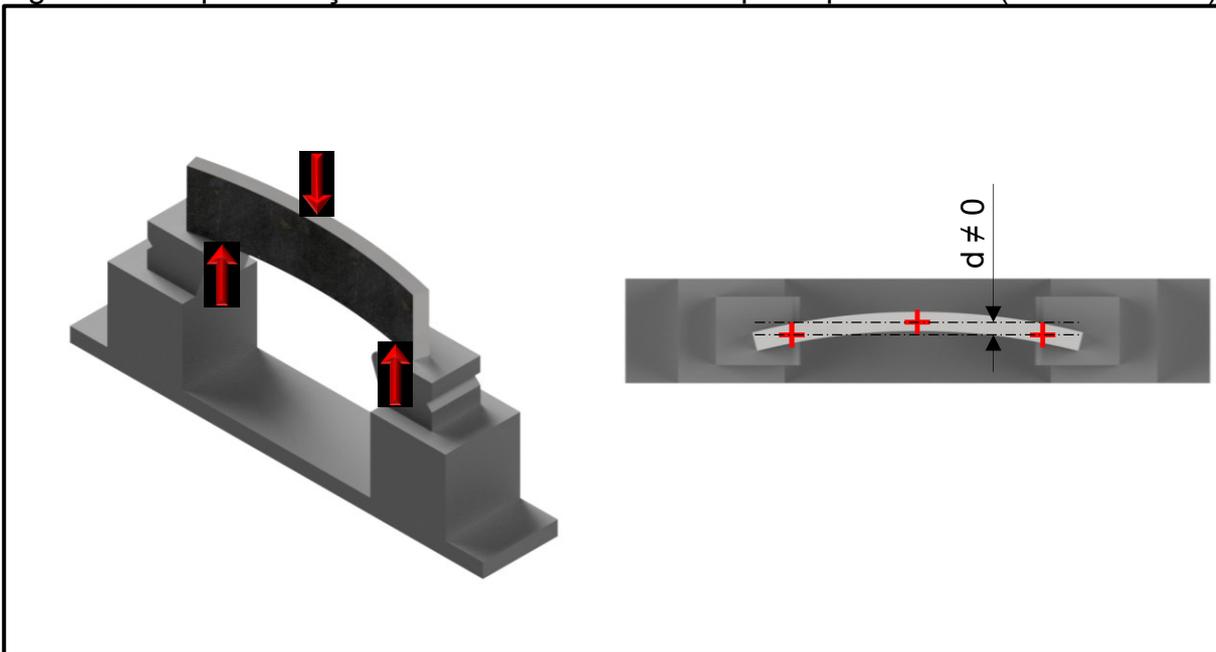


Fonte: (a) Autor "adaptado de" Silva, 2016a, p. 61 e (b) Autor

Após as etapas de usinagem, cada amostra foi soldada a *laser* a um par de seus respectivos prolongadores, uma vez que a dimensão destas como extraídas



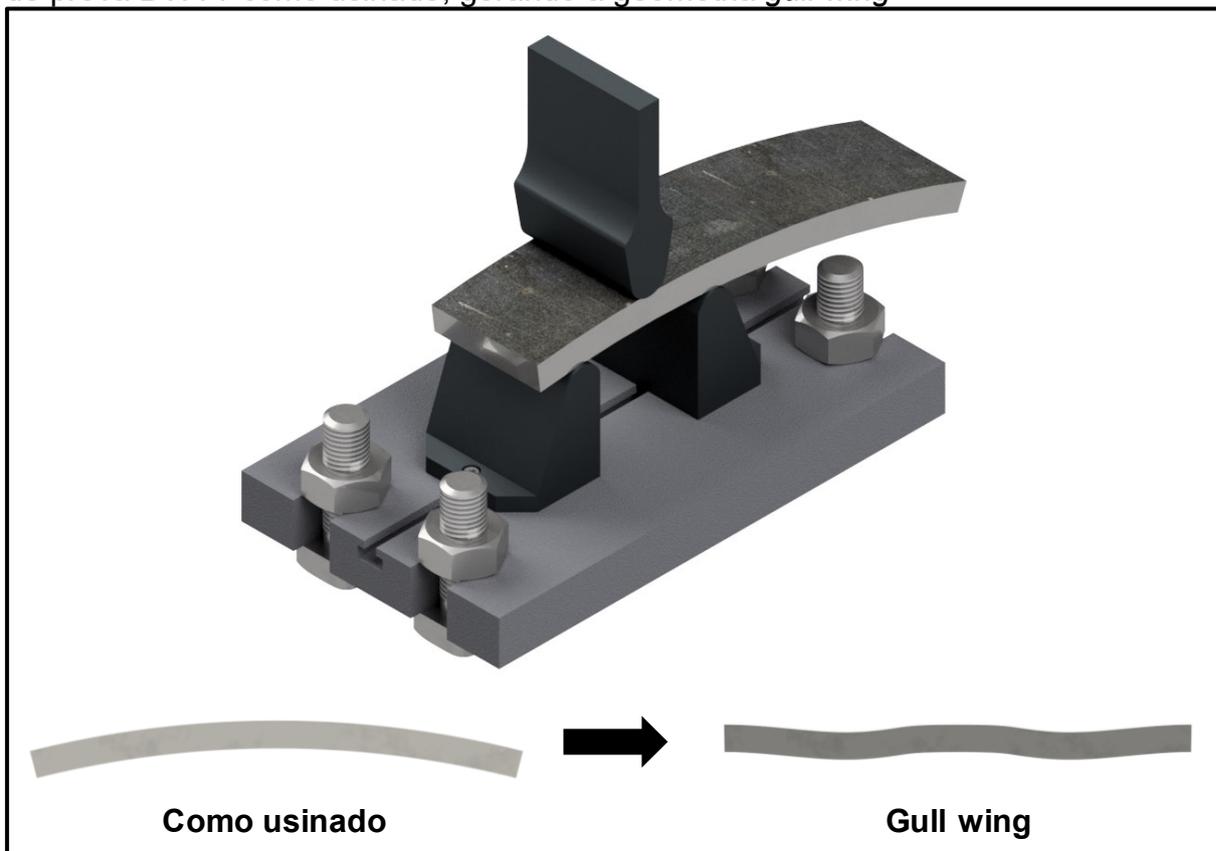
Figura 53 - Representação do ensaio DWTT com corpo de prova curvo (como usinado)



Fonte: Autor

Portanto, a literatura (DAWES *et al.*, 1989) recomenda uma técnica denominada *gull wing*, cujo procedimento se resume a flexionar em três pontos as extremidades do espécime (uma por vez), “blindando” a porção central para que se evite a alteração das propriedades mecânicas advinda de encruamento. A Figura 54 apresenta o dispositivo elaborado pelo autor para realização do processo, que foi desenvolvido para ser acoplado à máquina de testes Losenheimwerk, de 40 toneladas (segundo ficha técnica), disponível no CLM-FEI (Figura 55). Por fim, na Figura 56 verifica-se a eliminação do momento que poderia gerar problemas durante a execução do ensaio.

Figura 54 - Dispositivo de flexão em três pontos projetado para desempenho do corpo de prova DWTT como usinado, gerando a geometria *gull wing*



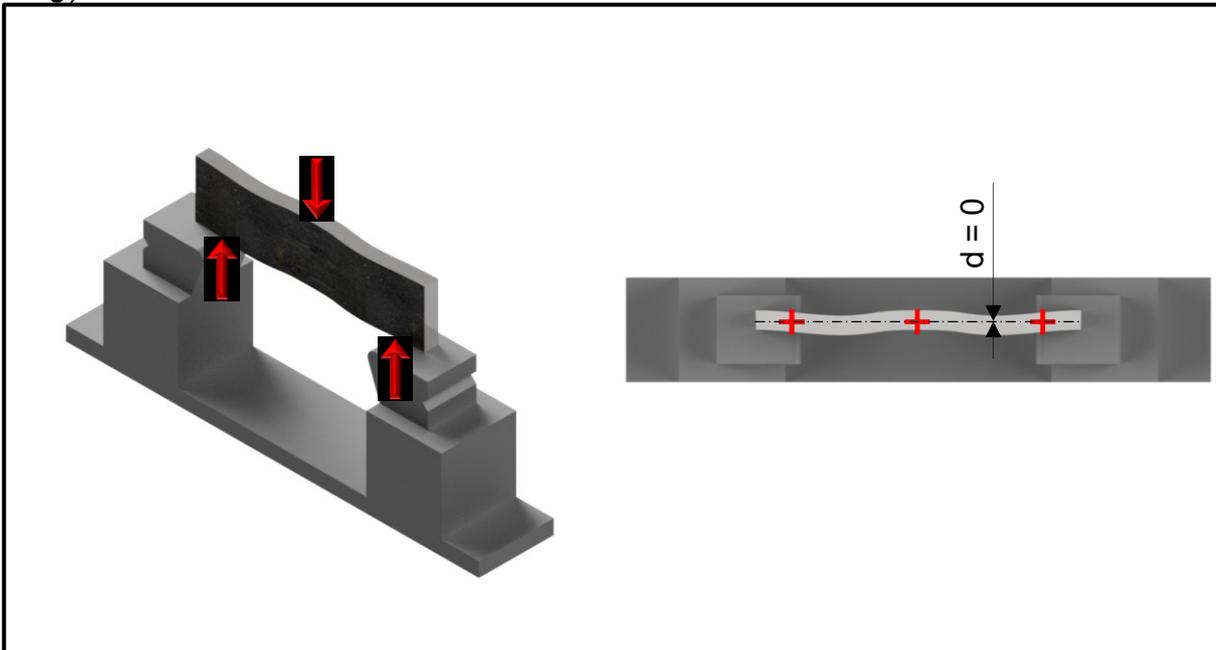
Fonte: Autor

Figura 55 - Máquina de ensaios Losenhausenwerk



Fonte: Autor

Figura 56 - Representação do ensaio DWTT com corpo de prova desempenado (*gull wing*)



Fonte: Autor

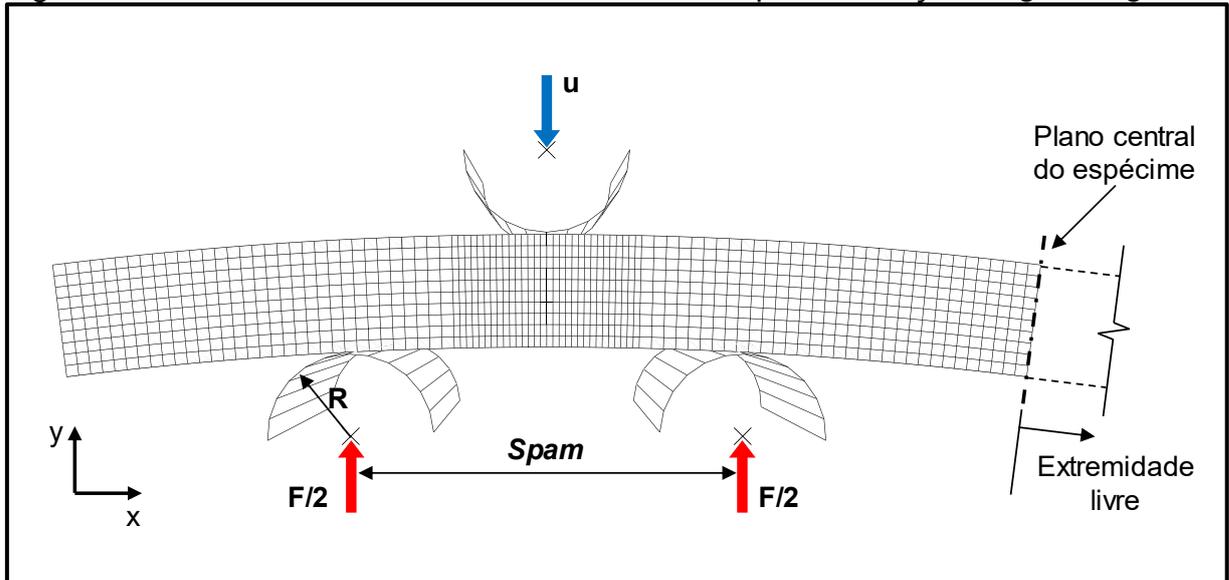
Apenas a título de curiosidade, uma alternativa para contorno do problema mencionado seria realizar a prensagem do espécime todo, conformando-o em uma chapa plana. Esta estratégia é comumente realizada no meio industrial, como o autor já pôde presenciar, inclusive. Todavia, nestes ambientes o ensaio DWTT é utilizado para fins qualitativos de caracterização da fratura (se dúctil ou frágil) e sem interesse nas energias envolvidas, então, no âmbito da pesquisa, esta solução não foi cogitada, uma vez que deve alterar significativamente os resultados de interesse.

Ainda, considerando que a literatura é vaga nas especificidades do processo, realizaram-se simulações de elementos finitos (no software Abaqus 2018, utilizando o *solver* implícito) para determinar o *spam* (entre apoios), o deslocamento do apoio superior ( $u$ ) e a força ( $F$ ) necessários para executar a técnica de *gull wing*, de modo que os pontos de interesse se alinhassem. Portanto, modelou-se o espécime nas dimensões originais (apenas meio comprimento, 152,4 mm x 76,2 mm x 18,4 mm) como uma geometria deformável<sup>22</sup>, discretizada por aproximadamente 35800 elementos hexaédricos com integração reduzida (C3D8R) e 40800 nós. Já os apoios, foram gerados como elementos rígidos analíticos, cujo raio de contato foi modelado

<sup>22</sup> Comportamento descrito pelas curvas tensão vs. deformação completas e corrigidas por Bridgman para os materiais em questão.

com 12,7 mm, suficiente para evitar indentações acentuadas na região (a Figura 57 mostra a disposição da geometria e apoios utilizados na análise numérica). Por fim, a simulação foi conduzida em duas etapas: a primeira, avançando o apoio superior contra a peça segundo um deslocamento determinado. Posteriormente, recuou-se o apoio superior para verificar o efeito de *spring back*.

Figura 57 - Modelo utilizado nas análises numéricas para avaliação do *gull wing*



Fonte: Autor

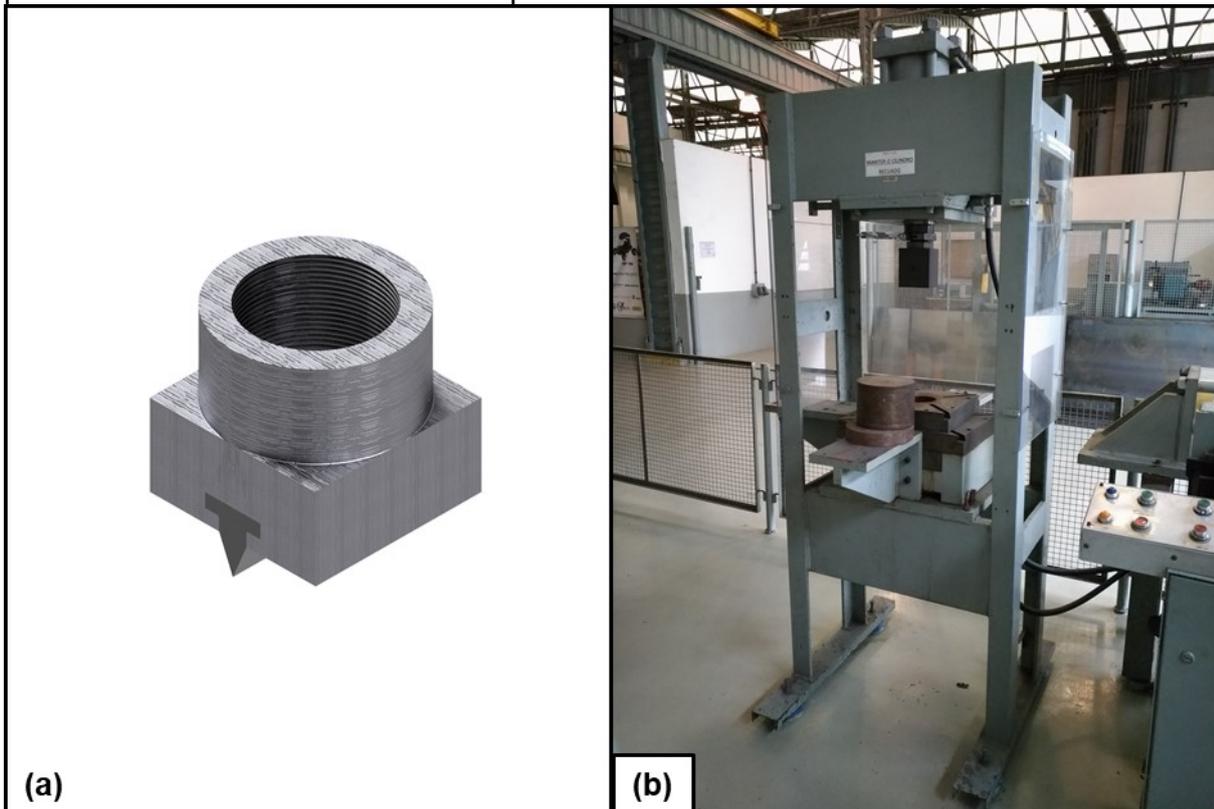
Legenda: só meio comprimento (um lado a partir do entalhe/plano central do espécime) foi simulado, uma vez que a outra metade sofrerá apenas movimento de corpo rígido (extremidade livre).

Dimensões dos elementos na região central do modelo (x y z): 1,00 mm x 1,86 mm x 2,00 mm.

### 3.2.3 Técnica de para execução do entalhe conformado (*pressed notch*)

Como mencionado no tópico 2.5.3, espécimes DWTT possuem entalhe conformado a frio. As pesquisas do autor retornaram ferramentas comercializadas para execução deste procedimento (WANCE GROUP, 2019; MCS, 2019), todavia, julgou-se inviável a compra e, portanto, um dispositivo similar foi desenvolvido pelo autor (Figura 58a). O equipamento foi utilizado em conjunto com a prensa disponível no Centro de Laboratórios Mecânicos da FEI (CLM-FEI) (Figura 58b), com capacidade de 40 toneladas, e consiste em duas peças: um bloco em aço ferramenta H13 e um inserto intercambiável também em aço H13, porém tratado termicamente para atingir uma dureza de 50 HRC.

Figura 58 - (a) Dispositivo para execução de *pressed notch* em espécime DWTT e (b) prensa hidráulica a ser utilizada no procedimento



Fonte: Autor

### 3.3 ANÁLISES EXPERIMENTAIS

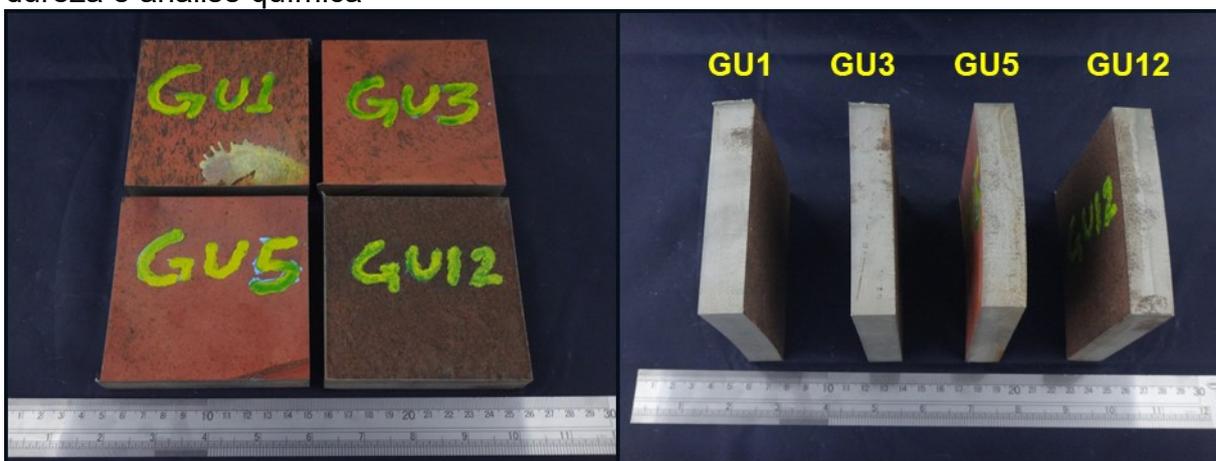
No contexto estruturante deste trabalho, ensaios de tração foram realizados para suportar as análises numéricas e investigar o caráter ortotrópico das chapas em estudo. Além destes, ensaios de impacto Charpy e DWTT também foram conduzidos, ambos com o objetivo de serem fielmente reproduzidos numericamente, possibilitando, assim, futuras investigações das energias dissipadas durante um evento de fratura rápida em materiais de elevada tenacidade, como ocorrente em processos de falha de significativa parcela de gasodutos atualmente em operação. Por fim, foram realizados ensaios de dureza, análises químicas e microestruturais.

#### 3.3.1 Ensaio de dureza e análises químicas

Os ensaios de dureza foram realizados pelo autor no CLM-FEI e também no laboratório da Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração (CBMM), em Araxá –

MG, onde conduziram-se conjuntamente as análises químicas a partir das amostras da Figura 59, encaminhadas pelo autor à empresa. Vale ressaltar que a duplicidade dos ensaios de dureza foi mantida por escolha do autor, uma vez que julgou-se interessante a manutenção dos resultados da escala Brinell para fins de validação, mesmo que a escala mais comum encontrada na literatura para estes materiais seja a Vickers.

Figura 59 - Amostras das quatro chapas disponíveis encaminhadas para ensaio de dureza e análise química



Fonte: colaboração do laboratório CBMM

Um detalhamento acerca do equipamento e limites de detecção utilizados para as análises químicas não foi informado pela CBMM. Já em relação aos ensaios de dureza, foram realizados em Araxá utilizando escala Brinell com carga de 187,5 kgf e esfera de 2,5 mm de diâmetro. Os testes feitos na FEI, por outro lado, foram conduzidos em escala Vickers com carga de 10 kgf em um durômetro digital Wilson Hardness (Figura 60).

Figura 60 - Durômetro digital Wilson Hardness



Fonte: Autor

### 3.3.2 Análises microestruturais

As amostras para as análises metalográficas (realizadas no CLM-FEI) foram retiradas da cabeça dos corpos de prova de tração (região isenta de deformações significativas oriundas do ensaio), uma para cada chapa nas direções de 0° e 90° (totalizando 8 amostras), com o objetivo de identificar o achatamento e alongamento dos grãos, além de investigar a ocorrência ou não de bandeamento, segregação central e inclusões. Cogitou-se, também, a possibilidade de estimar o tamanho de grão dos aços disponíveis, todavia, a norma ASTM E112 (ASTM, 2013) adverte como não indicada esta prática para materiais que tenham passado por excessiva conformação a frio, caso dos aços estudados neste trabalho.

Portanto, após embutidas, as amostras foram manualmente lixadas (granulações 320, 400 e 600), polidas com pastas de diamante de 6  $\mu\text{m}$  e 1  $\mu\text{m}$ , e

então atacadas com solução de Nital 2% por aproximadamente 15 segundos de imersão. Na sequência, as micrografias foram obtidas em um microscópio óptico Olympus BX60M (Figura 61) por meio de captura digital de imagens.

Figura 61 - Microscópio óptico Olympus BX60M

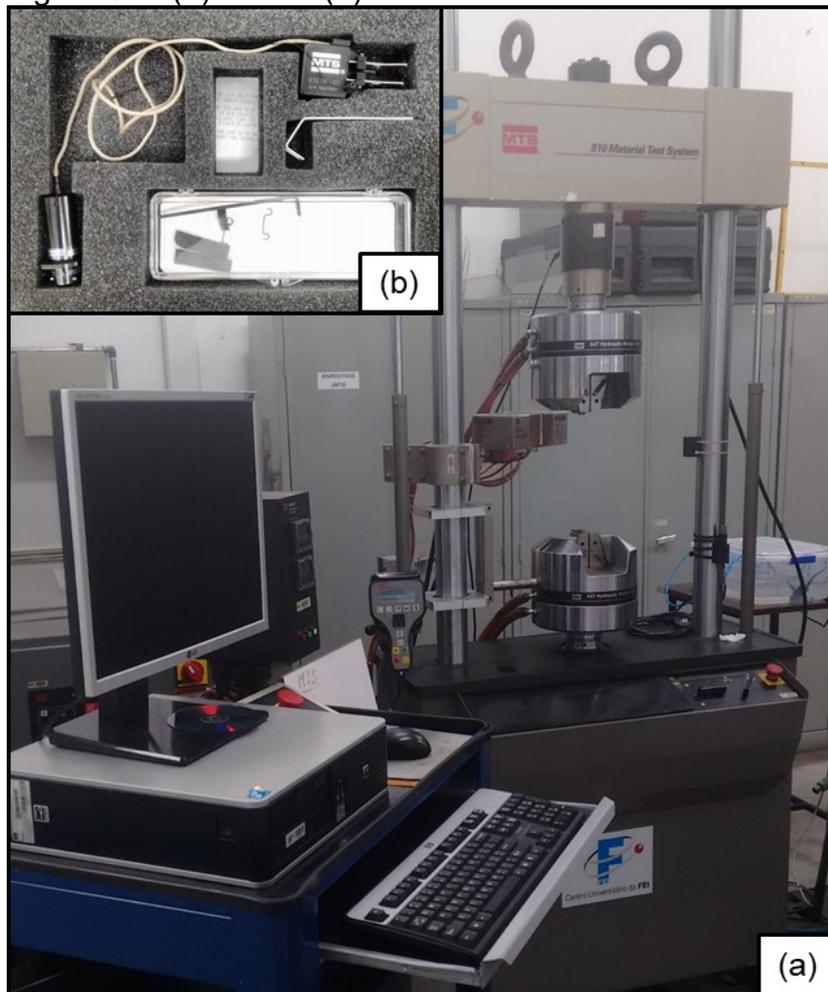


Fonte: Autor

### 3.3.3 Ensaio de tração

Os ensaios de tração foram realizados no CLM-FEI na máquina de ensaios universal MTS servo-controlada com capacidade de 250 kN (Figura 62a), seguindo as orientações da norma ASTM E8/E8M (ASTM, 2016) e com controle de deslocamento (velocidade constante de 0,8 mm/min). A aquisição das deformações axiais foi feita com o auxílio de um extensômetro de 25 mm + 25 mm (Figura 62b) e um paquímetro digital com resolução de 0,01 mm foi utilizado para as demais medições (a exemplo do diâmetro inicial do corpo de prova).

Figura 62 - (a) MTS e (b) extensômetro axial

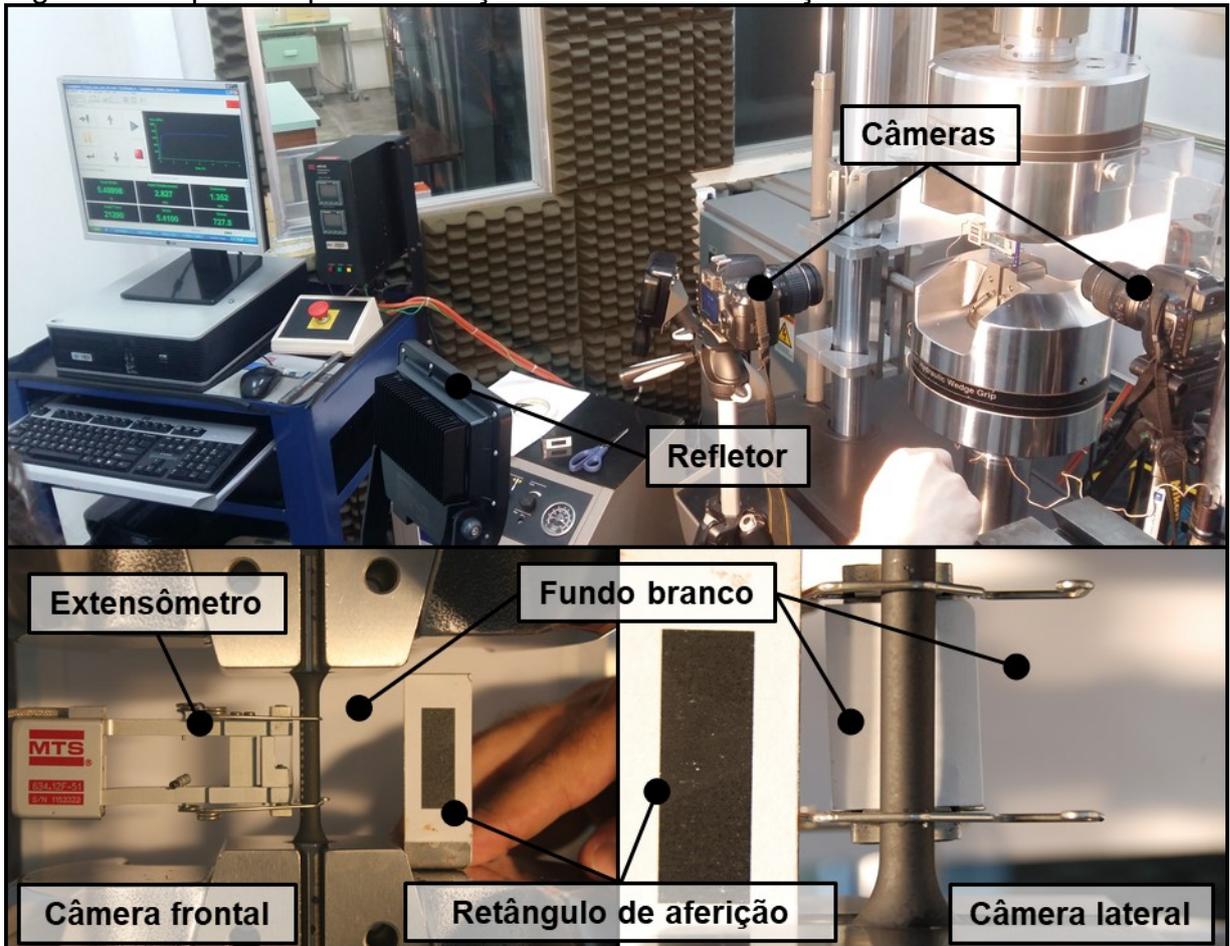


Fonte: Autor

Além disso, o ensaio contou com aparatos para aquisição de imagens ao longo do teste (Figura 63), conforme metodologia desenvolvida por Silva (2017), onde duas câmeras digitais<sup>23</sup> de alta resolução foram posicionadas perpendicularmente de modo a captar as deformações no plano da chapa e na direção da espessura. Este procedimento é fundamental para que as curvas tensão vs. deformação verdadeiras possam ser obtidas até a ruptura empregando correções por triaxialidade (correção de Bridgman), como também para verificar a ortotropia das chapas, que implica em áreas fraturadas elípticas e impactam diretamente nas correções para determinação das curvas verdadeiras.

<sup>23</sup> Para a captura frontal, foi utilizada uma câmera Canon EOS 550D (18 MP), enquanto para captura lateral utilizou-se uma Nikon D40 (6 MP), ambas disparadas remotamente e de forma sincronizada.

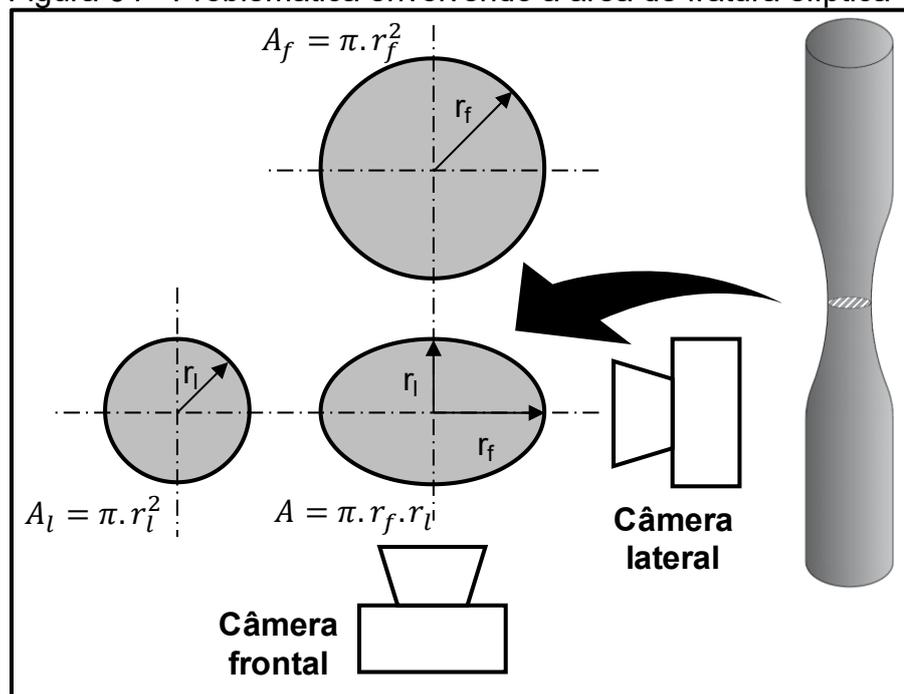
Figura 63 - Aparatos para realização dos ensaios de tração



Fonte: Autor

A Figura 64, em conjunto com a Figura 63, elucida a questão da área elíptica. Fica claro que, se corrigidas as curvas tensão vs. deformação verdadeiras utilizando ou a câmera frontal ou a lateral, as áreas instantâneas serão relativas a uma área circular calculada com base no raio projetado do plano em que são feitas as capturas ( $r_f$  ou  $r_l$ ). Deste modo, os algoritmos desenvolvidos para análise das imagens consideram este comportamento e fazem as devidas correções para que seja calculada a área elíptica real. Em relação à variação de triaxialidade, notou-se que os fatores  $k$  obtidos por cada câmera também divergiam, portanto, nesta etapa utilizou-se um fator  $k_{\text{médio}}$  para correção da curva final por triaxialidade, sendo que este estudo merece maior aprofundamento em trabalhos futuros.

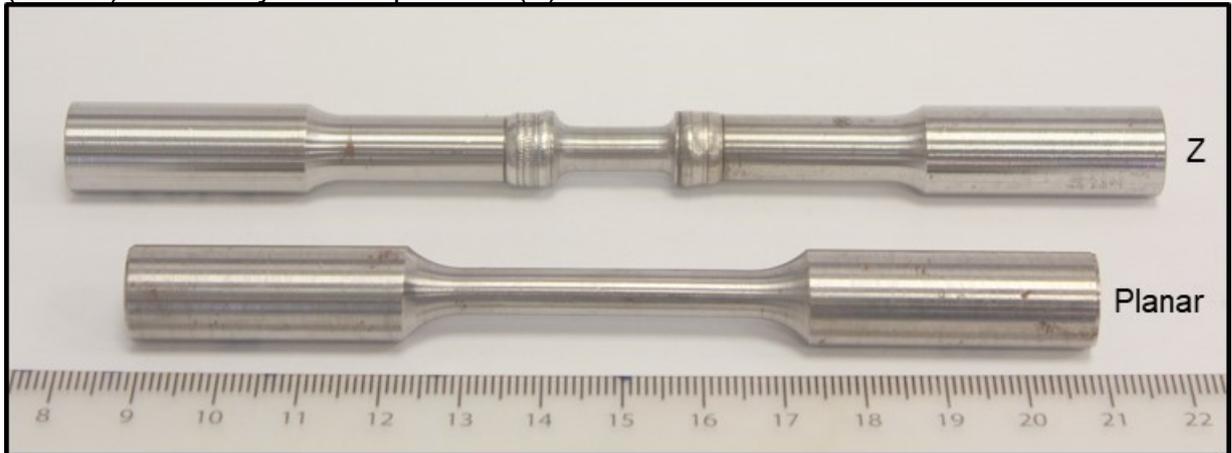
Figura 64 - Problemática envolvendo a área de fratura elíptica



Fonte: Autor

Finalmente, para execução dos ensaios, corpos de prova foram fabricados segundo as geometrias mostradas na Figura 49 e Figura 52, para as direções planares de  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$  (Figura 65a), além da direção da espessura (Z, Figura 65b, conforme metodologia proposta por Silva (2016a)) e da direção transversal do tubo (T). Ainda, tiveram sua superfície pintada com *spray* preto fosco para que o devido contraste com o plano de fundo fosse obtido, contribuindo para o sucesso da análise de imagens via algoritmo em Matlab, desenvolvido pelo grupo de pesquisa e aprimorado por Silva (2017). Por fim, identificaram-se os ensaios por meio do seguinte código: GUX\_TY\_Z, onde X refere-se ao número da chapa (1, 3, 5 ou 12), Y à direção do espécime (00, 45, 90, T ou Z) e Z ao número do teste (variando de 01 à 10). Esta codificação será importante para compreensão dos resultados.

Figura 65 - Exemplos de corpos de prova de tração das direções do plano (Planar) e da direção da espessura (Z)



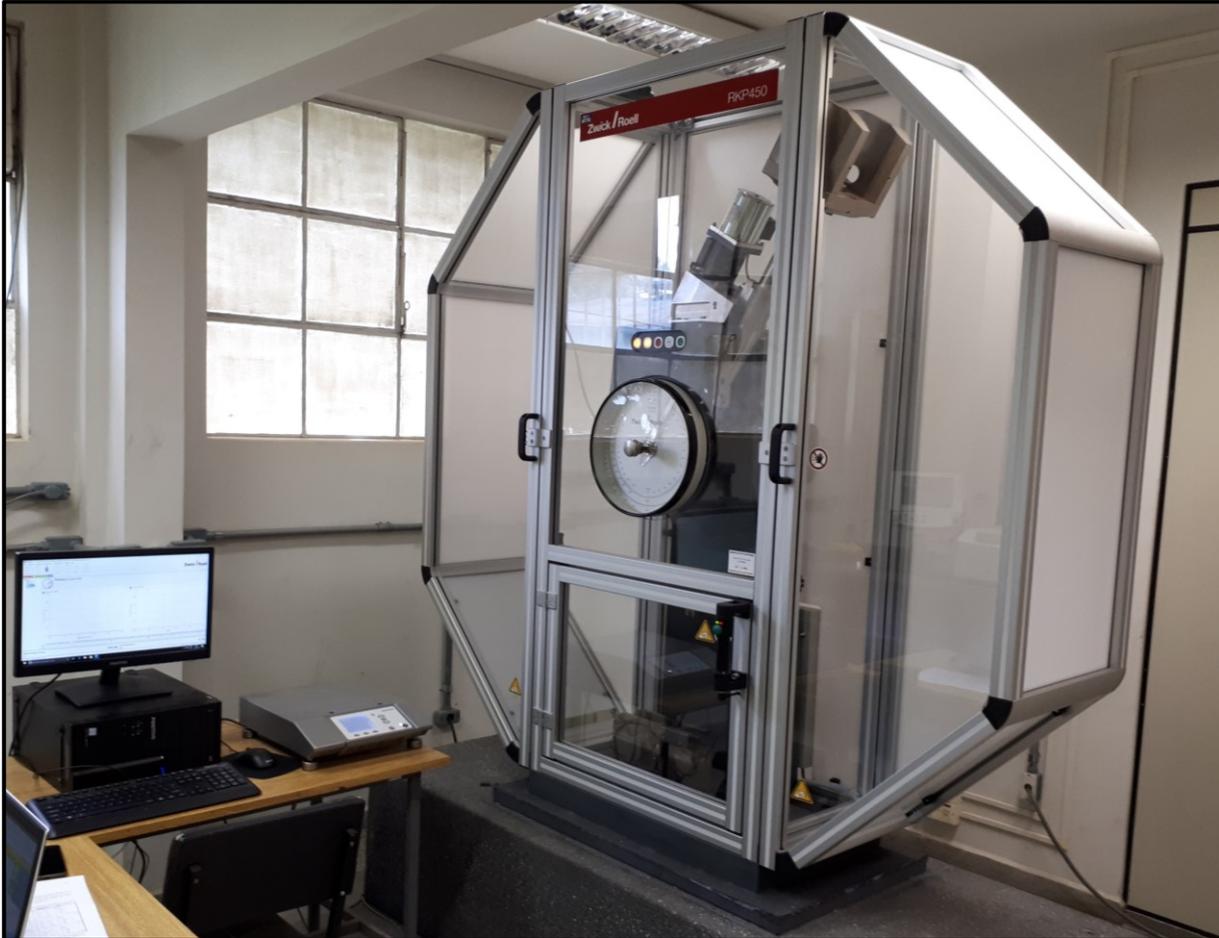
Fonte: Autor

### 3.3.4 Ensaio de impacto Charpy

Além das propriedades de tração, que são úteis para fins de *input* de propriedades nos softwares de simulação, obter as curvas de força vs. deslocamento em ensaios de impacto (Charpy ou DWTT) também é de grande interesse, uma vez que, por meio delas, é possível calibrar modelos de dano para variadas condições de triaxialidade, bem como discernir acerca das energias absorvidas pelos espécimes.

Deste modo, em parceria com a Universidade Estadual de Ponta Grossa, realizaram-se ensaios de impacto Charpy à temperatura ambiente no pêndulo Zwick Roell modelo RKP450 (Figura 66), com capacidade de 450 J, velocidade de impacto de 5,23 m/s e sistema de aquisição de dados para obtenção das curvas citadas, segundo as orientações da norma ISO 14556 (ISO, 2015).

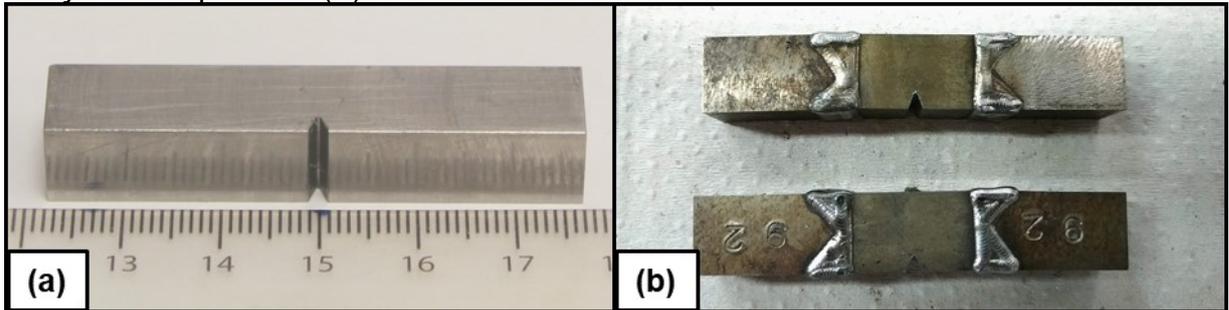
Figura 66 - Pêndulo de impacto Charpy Zwick Roell RKP450 do laboratório de materiais da Universidade Estadual de Ponta Grossa, Paraná.



Fonte: Autor

Assim como para os demais ensaios, as geometrias dos espécimes utilizados já foram mostradas na Figura 49 e Figura 52, sendo que também foram usinados para as três direções planares (Figura 67a), para a espessura (neste caso, segundo metodologia proposta por Silva (2016b), Figura 67b) e direção transversal do tubo. Vale citar, por fim, que uma codificação para os testes também foi empregada da seguinte forma: GUX\_CY\_Z, onde X refere-se ao número da chapa (1, 3, 5 ou 12), Y à direção do espécime (00, 45, 90, T ou Z) e Z ao número do corpo de prova (variando conforme exposto na Tabela 18, página 237).

Figura 67 - Exemplos de corpos de prova Charpy (a) das direções do plano e (b) da direção da espessura (Z)



Fonte: Autor

### 3.3.5 Ensaio DWTT

Os ensaios de impacto DWTT foram conduzidos em uma máquina Instron Dynatup 8150 (Figura 68). Este equipamento foi recebido pela FEI como uma doação da empresa CBMM, e o autor teve a oportunidade de acompanhar todas as etapas e procedimentos realizados para que ela se tornasse funcional, desde a construção da fundação para absorção das ondas de vibração geradas pelo impacto, até a montagem e instrumentação<sup>24</sup> com sistema totalmente novo e independente do original (mantendo apenas a instrumentação da ponta de impacto). O Apêndice C mostra maiores detalhes acerca do exposto.

<sup>24</sup> Possivelmente, no futuro será realizada captura de imagens ao longo do ensaio utilizando uma câmera Sony Cybershot DSC-RX100 IV, com capacidade de gravação de filmes em câmera lenta na ordem de 1000 quadros por segundo, que deverá retornar ao menos 5 quadros válidos (considerando um tempo de impacto de aproximadamente 5 ms) para confronto dos resultados numéricos aos experimentais. Todavia, esta aquisição de imagens será melhor avaliada, visto que estratégias para o melhor posicionamento da câmera deverão ser discutidas, evitando danos à mesma.

Figura 68 - Instron Dynatup 8150



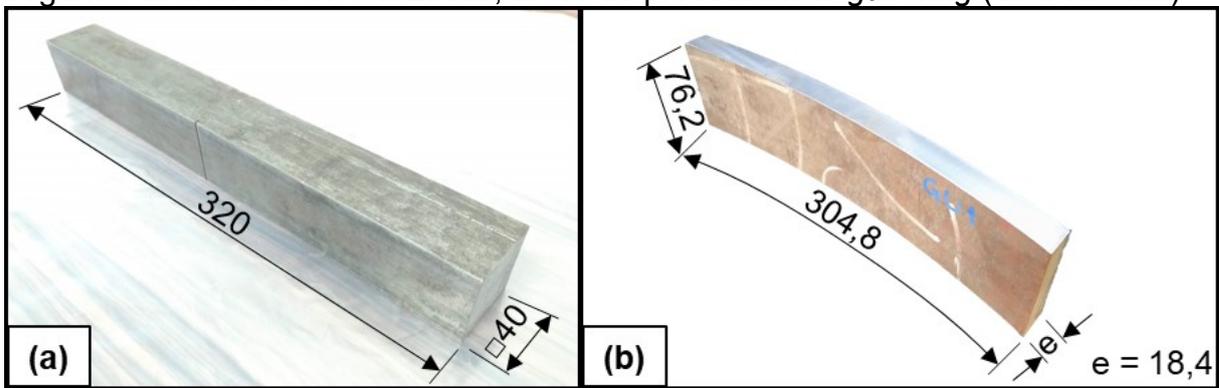
Fonte: Autor

O manual de operação do equipamento aborda inúmeras questões, mas as de maior interesse nesse momento dizem respeito às características físicas e capacidades. Portanto, segundo o documento mencionado, a altura máxima (livre) de elevação do martelo é de 2,51 m, enquanto a máxima carga do conjunto (martelo + massas adicionais + ponta de impacto) é de 1106 kg, resultando em uma energia potencial disponível máxima de 27224 J a uma velocidade de impacto de 7,02 m/s. Além disso, é mencionada também a máxima carga de impacto, igual a 1 MN (INSTRON, 2006).

No que diz respeito à execução dos testes, foram utilizados, preliminarmente, corpos de prova prismáticos provenientes de uma barra de aço genérica disponível no almoxarifado do CLM-FEI, com as seguintes dimensões: 40 mm x 40 mm x 320 mm e entalhados em serra de fita, apenas para direcionamento do início da trinca

(Figura 69a). Estes ensaios iniciais foram executados para fins de validação do sistema de aquisição instalado pelo autor, bem como para verificação da reprodutibilidade do equipamento, sendo que os corpos de prova fabricados segundo a norma ASTM E436 (ASTM, 2014) já se encontram usinados (Figura 69b e dimensões na Figura 49) e preparados para execução da técnica *gull wing* e conformação do *pressed notch*, para que sejam utilizados em trabalhos futuros do grupo.

Figura 69 - Corpo de prova (a) genérico para ensaio DWTT e (b) espécime usinado segundo dimensões normalizadas, antes do procedimento *gull wing* (dim. em mm)



Fonte: Autor

### 3.4 TRATAMENTO DOS DADOS EXPERIMENTAIS

O tratamento dos dados dos ensaios de tração tem sido realizado por meio da rotina em Matlab desenvolvida pelo grupo de pesquisas durante os trabalhos de Azevedo (2011) e Ganharul (2012) e depois aprimorada pelo autor em Silva (2017). Atualmente, alunos de Iniciação Científica contribuem com estas análises como suporte ao presente trabalho, para tanto, maiores detalhes serão suprimidos aqui por questões de objetividade.

No que diz respeito aos ensaios Charpy, realizados em pêndulo instrumentado, os dados desejados foram selecionados na interface do software de aquisição, que além de gerar relatórios em PDF também exporta os dados brutos, sendo estes últimos de maior interesse para fins de pesquisa. Deste modo, arquivos .txt foram gerados contendo valores de carga, deslocamento, velocidade, entre outros, ao longo

do ensaio, sendo que os dois primeiros são de maior importância e, portanto, foram organizados em planilhas do Excel<sup>25</sup>, onde plotaram-se as curvas.

Por fim, os dados dos ensaios DWTT foram coletados por meio dos sistemas de aquisição adquiridos (Apêndice C, Figura 123) com interface em códigos de LabVIEW, cujos instrumentos virtuais (do inglês: *virtual instruments*, VI's) foram desenvolvidos pelo autor. Os dados foram automaticamente exportados para arquivos de texto .lvm (formato específico do software em uso) novamente como dados brutos, e na sequência tratados em Matlab e escritos em planilhas em Excel, com o objetivo de facilitar a visualização e análise dos resultados.

### 3.5 ANÁLISES NUMÉRICAS

Nesta seção são apresentadas as modelagens realizadas para fins de análises numéricas, incluindo uma simulação exploratória de duto para desenvolver a competência. É importante salientar que todas simulações foram implementadas utilizando modelo envolvendo plasticidade e critérios de dano (GTN, a exceção das análises de tração, nas quais tal abordagem não se mostrou necessária para os interesses desta pesquisa), em conjunto com a técnica de célula computacional, que será indicada para cada caso em particular.

Como pré e pós processador utilizou-se o software Abaqus 2018 (*solver* implícito para a análise de tração e explícito para as demais), disponível na instituição, em paralelo com sub-rotinas em Fortran (para o caso do duto), *scripts* em Python (para extração de resultados de interesse dos arquivos de *output* - .odb) e Matlab (para tratamento dos dados obtidos via Python).

As propriedades elásticas ( $E$  e  $\nu$ ), plásticas ( $\sigma$  vs.  $\epsilon$ ) e o parâmetro  $\epsilon_0$  de Johnson-Cook foram aqueles obtidos por meio do tratamento dos resultados dos ensaios de tração, enquanto as variáveis envolvidas no modelo de dano (e o  $C_{JC}$  do modelo de Johnson-Cook para dependência de taxa de deformação)<sup>26</sup> foram calibrados por meio de ajustes entre as curvas numéricas e experimentais (de referência). Ademais, vale ressaltar que as curvas  $\sigma$  vs.  $\epsilon$ , obtidas para as direções

---

<sup>25</sup> O procedimento para extração dos dados do arquivo de texto para planilhas em Excel foi realizado por meio de uma rotina em Matlab, uma vez que foram cerca de 60 ensaios no total.

<sup>26</sup> A literatura indica que este parâmetro pode ser calibrado por meio de ajustes de curva (FARAHANI *et al.*, 2017).

0°, 45°, 90° (em relação à laminação), Z e transversal ao duto, a partir do tratamento das imagens obtidas pela câmera frontal, foram suavizadas para *input* nas simulações, com o objetivo de evitar instabilidades numéricas.

A Tabela 6 condensa todas as análises que foram realizadas e consideradas essenciais para contribuição científica deste trabalho. Em trabalhos futuros, sugere-se a expansão das simulações dentro desta matriz de análise.

Tabela 6 - Análises numéricas realizadas

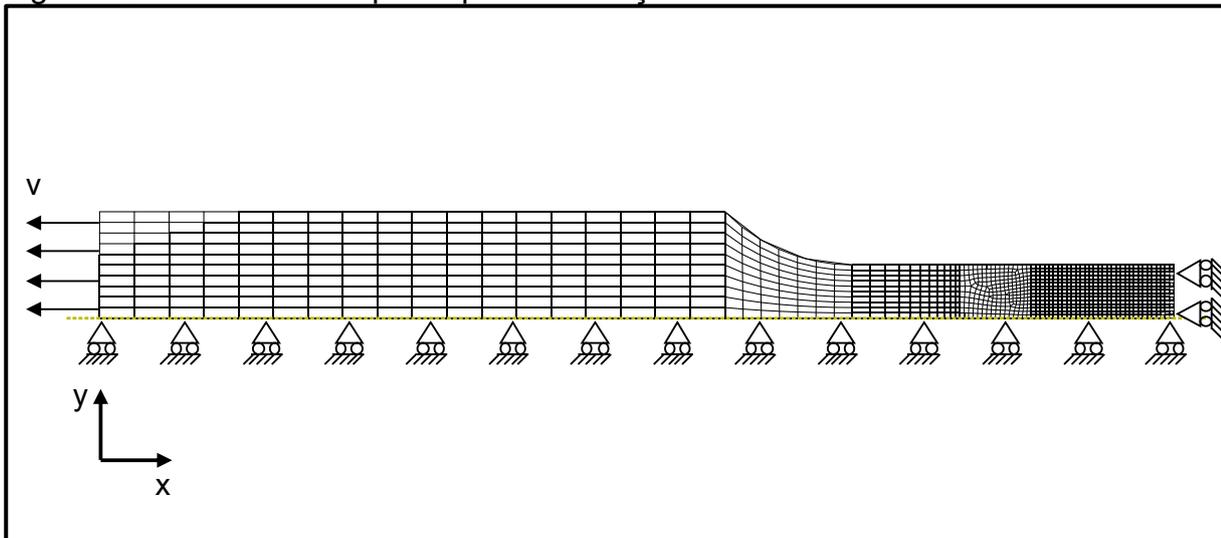
Chapa	Propriedade (orientação)	Análise			
		Tração	Charpy	DWTT	Duto
GU1	0°	-	-	-	-
	45°	X	X	X	-
	90°	-	-	-	-
	Z	-	-	-	-
	T	-	X	-	-
GU3	0°	-	-	-	-
	45°	X	X	X	-
	90°	-	-	-	-
	Z	-	-	-	-
	T	-	X	-	-
GU5	0°	-	-	-	-
	45°	X	X	X	-
	90°	-	X	-	X
	Z	-	-	-	-
	T	-	X	-	-
GU12	0°	-	-	-	-
	45°	X	X	-	-
	90°	-	-	-	-
	Z	-	-	-	-
	T = 90°	-	-	X	-

Fonte: Autor

### 3.5.1 Ensaio de tração

O ensaio de tração foi modelado conforme geometria axissimétrica apresentada na Figura 70, submetido a uma velocidade constante como no teste experimental (0,8 mm/min). A malha gerada resultou em aproximadamente 1300 nós e 1200 elementos quadriláteros de 4 nós e integração reduzida (CAX4R), associados às propriedades elastoplásticas com influência de taxa de deformação, segundo o modelo de Johnson-Cook.

Figura 70 - Modelo do corpo de prova de tração



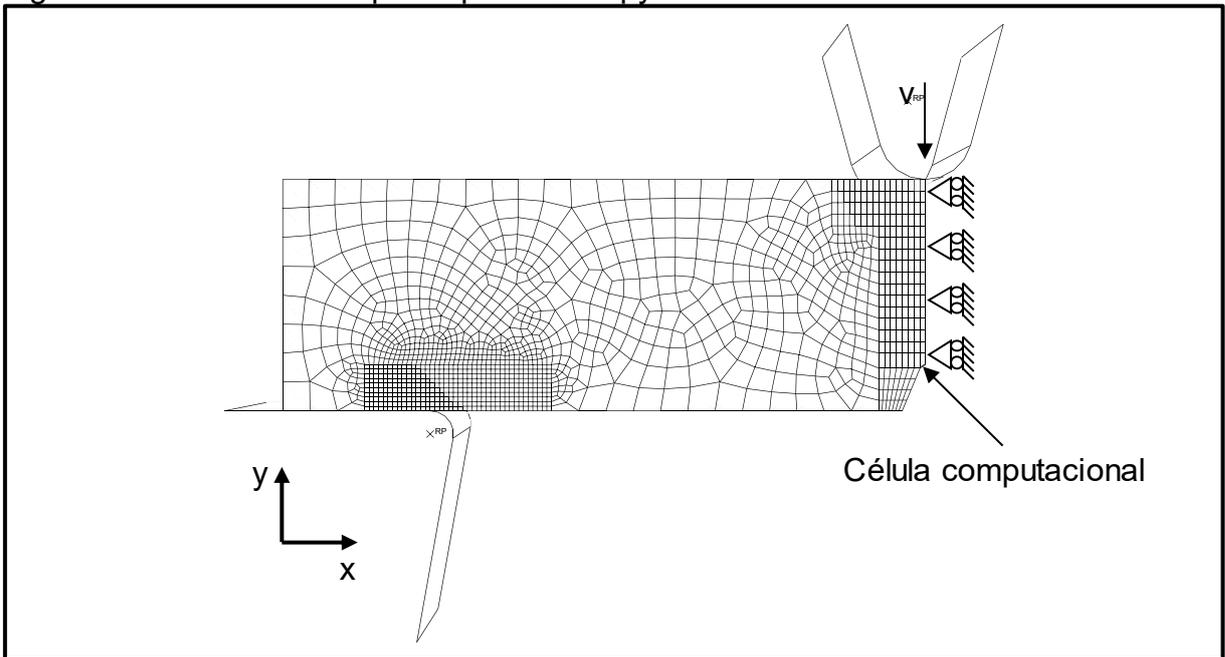
Fonte: Autor

Legenda: dimensões dos elementos na região da estrição para melhor descrição das deformações pós-instabilidade (x y): 0,20 mm x 0,20 mm.

### 3.5.2 Ensaio de impacto Charpy

O corpo de prova Charpy foi modelado em  $\frac{1}{4}$  de sua geometria (Figura 71, partindo das dimensões originais como exposto na Figura 30), fazendo uso da simetria em relação ao eixo y (no plano de propagação da fratura) e na meia espessura (no plano da página, xy), reduzindo expressivamente a demanda computacional. A malha foi gerada por aproximadamente 9700 nós e 7900 elementos hexaédricos de 8 nós com integração reduzida (C3D8R), associados às propriedades elastoplásticas e, quando pertencentes à célula computacional, aos parâmetros de GTN. Ainda, o apoio e o martelo foram modelados como elementos rígidos analíticos segundo as geometrias propostas na norma ASTM E23 (ASTM, 2018) e de fato empregadas nos ensaios.

Figura 71 - Modelo do corpo de prova Charpy



Fonte: Autor

Legenda: dimensões dos elementos no refinamento do apoio (x y z): 0,20 mm x 0,20 mm x 0,83 mm.  
Dimensões dos elementos no ligamento remanescente e zona de contato com o martelo (x y z): 0,25 mm x 0,50 mm x 0,83 mm.

É possível observar os refinamentos de malha nas regiões de contato entre apoio/espécime, martelo/espécime e ao redor do plano de propagação, cujo propósito é permitir uma melhor descrição das tensões, deformações e energias nestas regiões. O restante da geometria, portanto, foi discretizado por meio de elementos maiores, uma vez que não apresentam relevância para as análises em questão. É importante mencionar que esta malha, assim como a do espécime DWTT e do duto, foi avaliada no trabalho de Moço (2017) de forma positiva, assim, todas foram utilizadas como ponto de partida nesta pesquisa e passarão por refinamentos se necessário.

Por fim, uma velocidade de 5,23 m/s foi imposta ao martelo como condição inicial, e além dos *outputs* de tensão, deformação e energia, monitoraram-se também as coordenadas dos nós do ligamento remanescente (aqueles onde a simetria em y foi associada) de modo a rastrear a ponta instantânea da trinca<sup>27</sup>. Contudo, estes resultados ainda não foram processados, já que até o momento o autor preocupou-se em calibrar os parâmetros de dano para cada material por meio das curvas de carga vs. deslocamento, garantindo a reprodução numérica da fenomenologia mecânica dos ensaios.

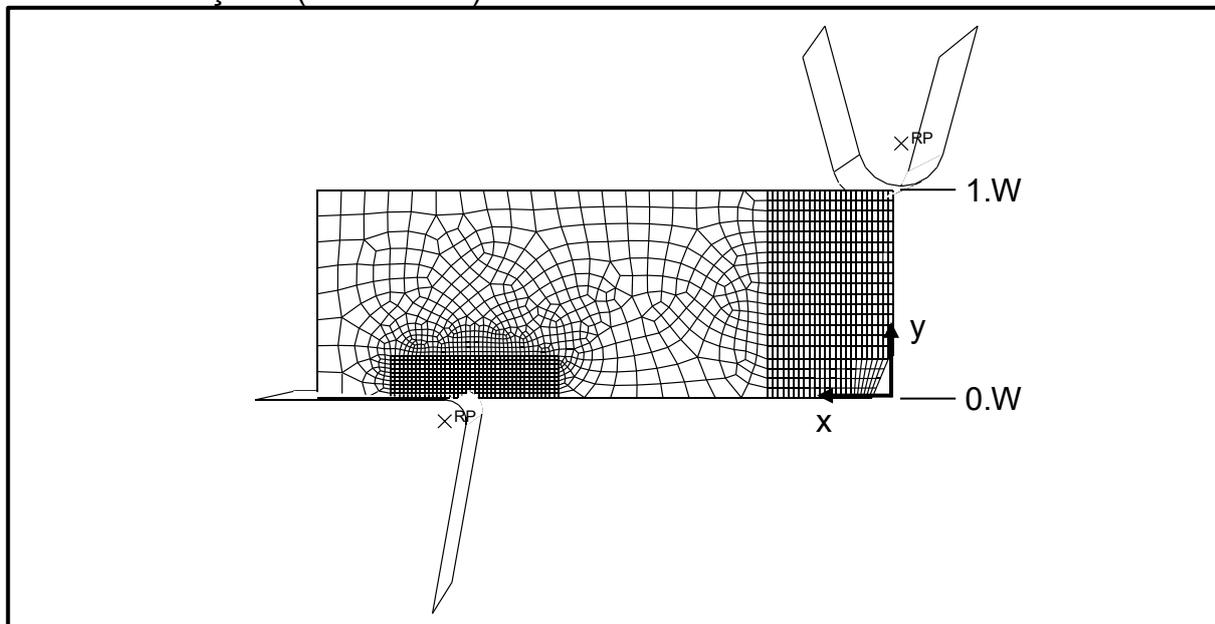
<sup>27</sup> Isso é interessante para tentar estabelecer patamares de propagação estável da trinca, como proposto por Moço (2017).

### 3.5.2.1 Investigação dos campos de tensão no domínio de propagação

Adicionalmente, investigações preliminares acerca dos gradientes de tensão na direção  $x$  (de acordo com os eixos apontados na Figura 72 e na Figura 73) foram realizadas. O objetivo, neste caso, foi identificar a variação das tensões provocada pela presença da trinca em propagação, buscando avaliar seu impacto nos campos de tensão e, portanto, a possibilidade de refinamento da proposta de Moço (2017) no que diz respeito ao domínio em questão.

Para tanto, a resposta de um modelo CVN (Figura 72, partindo da mesma geometria apresentada no tópico anterior) foi confrontada a um modelo de viga sem entalhe (Figura 73), estando ambos sob a mesma condição de carregamento. Desta forma, estendeu-se a malha estruturada da região de propagação além do domínio proposto por Moço (2017), viabilizando a análise das tensões ao longo de  $x$  em uma maior região.

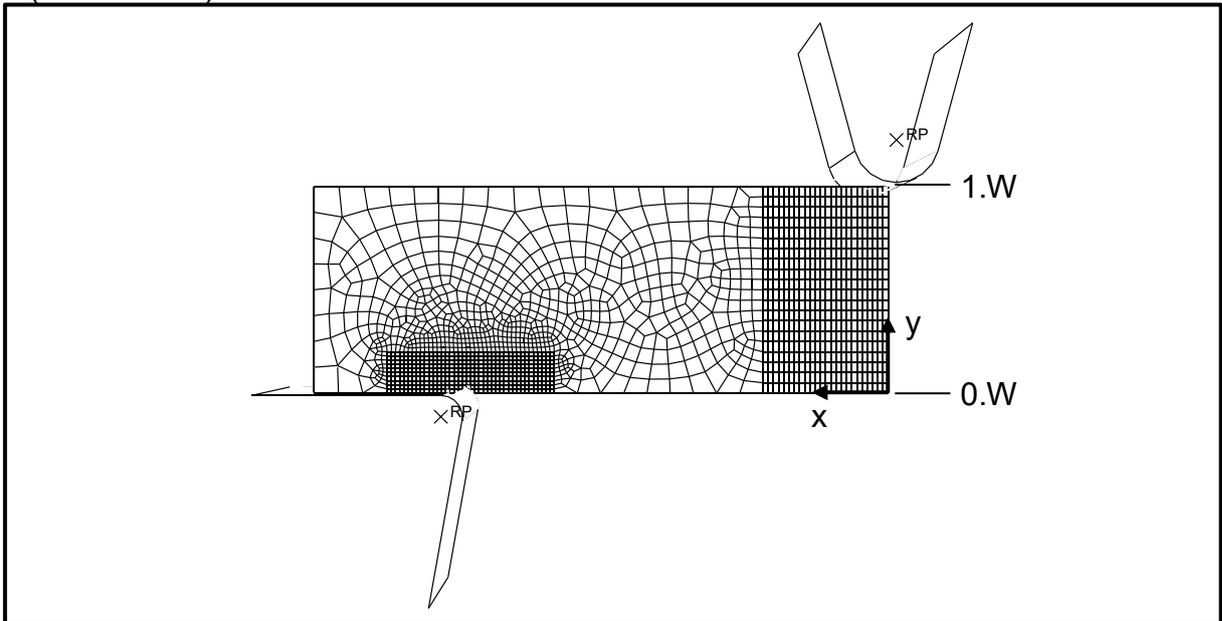
Figura 72 - Modelo de corpo de prova Charpy para investigação dos gradientes de tensão na direção  $x$  ( $W = 10$  mm)



Fonte: Autor

Legenda: as condições de contorno, tipos e dimensões de elementos não foram alteradas. Este modelo contou com aproximadamente 11400 elementos e 9300 nós.

Figura 73 - Modelo sem entalhe para investigação dos gradientes de tensão na direção  $x$  ( $W = 10$  mm)



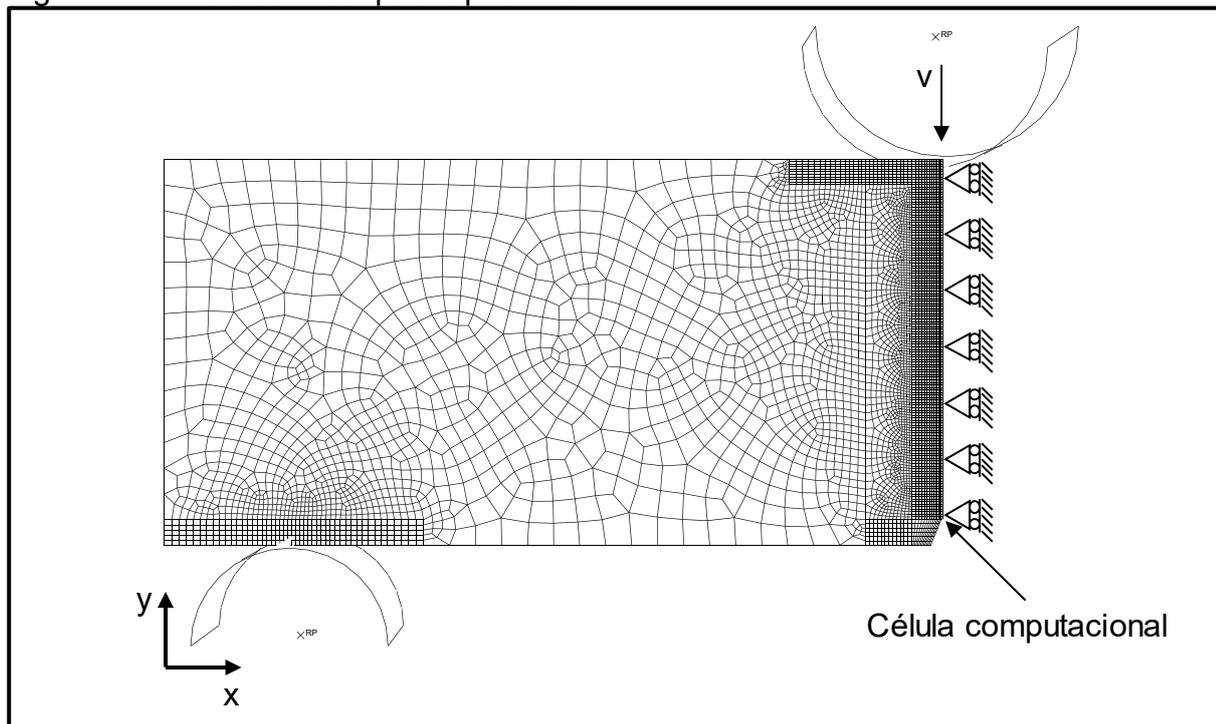
Fonte: Autor

Legenda: as condições de contorno, tipos e dimensões de elementos não foram alteradas. Este modelo contou com aproximadamente 11700 elementos e 9600 nós.

### 3.5.3 Ensaio DWTT

A análise do teste DWTT é muito similar ao Charpy, sendo apenas em uma escala de tamanho maior. Desde modo, a simetria em relação aos mesmos eixos e planos foi utilizada, os elementos também foram C3D8R (aproximadamente 63700 e 71100 nós), o apoio e o martelo modelados como elementos rígidos analíticos e uma velocidade de 7 m/s foi utilizada como condição inicial. A célula computacional foi associada à primeira camada de elementos e as coordenadas dos nós desta região também foram rastreados para as análises futuras do patamar de propagação estável do processo de fratura (Figura 74).

Figura 74 - Modelo do corpo de prova DWTT



Fonte: Autor

Legenda: dimensões dos elementos no refinamento do apoio (x y z): 0,73 mm x 1,00 mm x 0,77 mm. Dimensões dos elementos no ligamento remanescente e zona de contato com o martelo (x y z): 0,25 mm x 0,50 mm x 0,77 mm.

De modo a concluir sobre as análises de impacto, é importante salientar o cuidado que foi tomado com as unidades empregadas nestas análises, sendo que para tensões em MPa [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ], o manual do software recomenda a massa do martelo em toneladas, dimensões em milímetros e tempo em segundos (SIMULIA, 2013).

### 3.5.4 Duto

O autor modelou um duto de acordo com as recomendações de Shim et al. (2008) e Moço (2017), com o objetivo de empregar as sub-rotinas em Fortran e compreender a lógica do algoritmo, para que, na sequência do trabalho, possa ter flexibilidade suficiente para alterar parâmetros necessários e conduzir as implementações pretendidas com as propriedades reais dos materiais ensaiados.

Portanto, para essa análise, reproduziu-se o modelo gerado por Moço (2017), cuja base foi a apresentada em Shim et al. (2008), com diâmetro externo de 1422,4 mm, espessura de parede de 27,7 mm e comprimento de aproximadamente seis vezes o diâmetro, para garantir que a trinca atinja a condição de propagação estável.

A concentração de tensão para início de propagação foi induzida por uma trinca passante de comprimento inicial de uma vez o diâmetro, sendo sua ponta definida pela ausência de elementos ao longo de toda a espessura (frente reta).

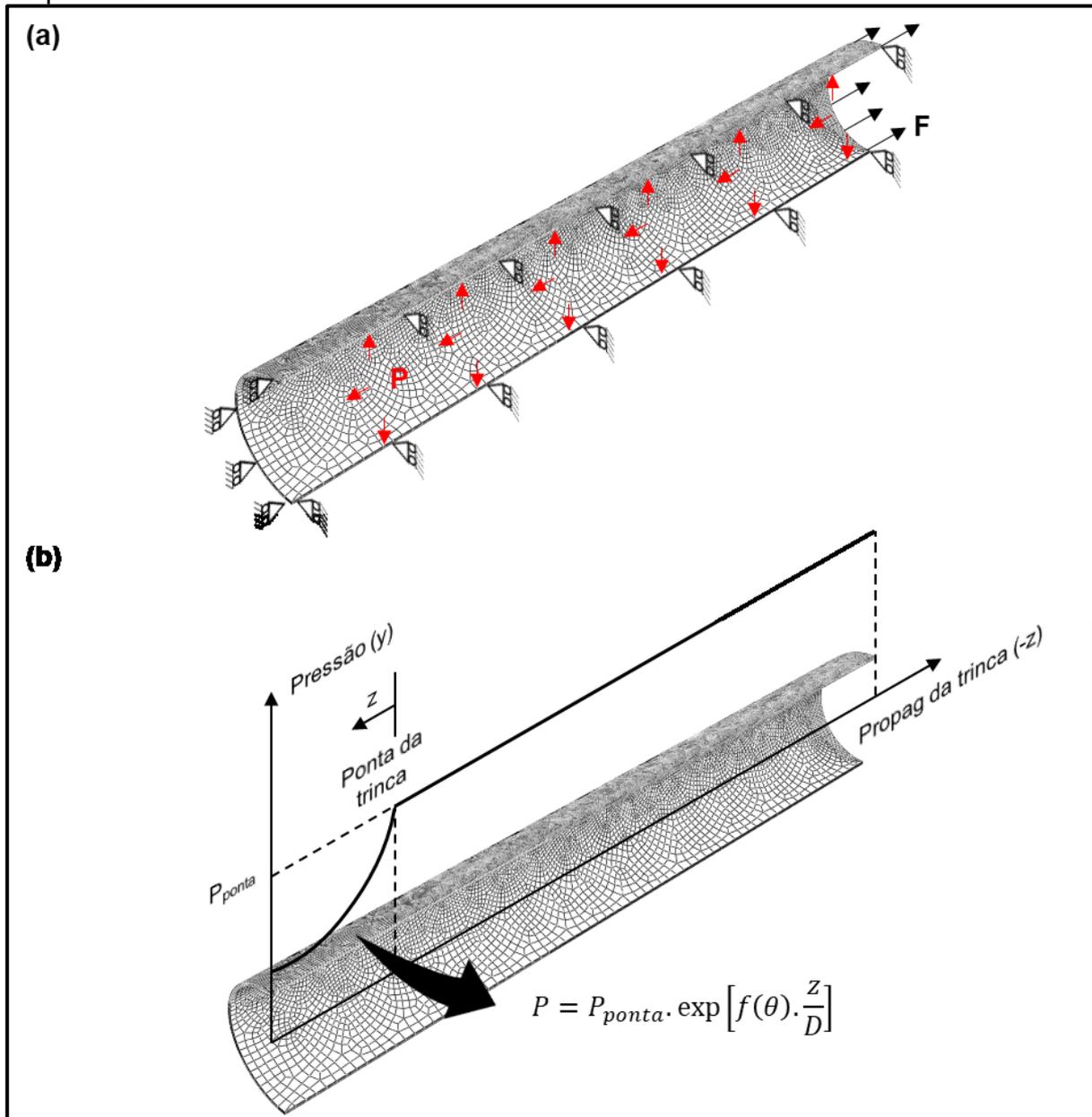
Deste modo, o tubo foi modelado em simetria ao plano de propagação da trinca, sendo a geometria discretizada por meio de elementos C3D8R (aproximadamente 433400 e 492100 nós), aos quais foram associadas propriedades elastoplásticas. A célula computacional foi aplicada em uma fileira de elementos no plano de simetria (a frente da trinca induzida), sendo a ela atribuídos os parâmetros de GTN.

Condições de contorno foram aplicadas de modo a garantir a estabilidade da geometria, além disso, uma força axial foi atribuída para simular o efeito de tampa, já que modelar o tubo todo seria muito custoso do ponto de vista de processamento computacional, e uma pressão interna inicial foi admitida. Um modelo de decaimento de pressão em decorrência da propagação da trinca também foi associado à análise (Equação 56, o qual foi obtido por meio de calibrações com os resultados de *burst tests* apresentados por Berardo et al. (2000). Neste ponto foram utilizadas as sub-rotinas em Fortran que serão discutidas na sequência (sub-tópico 3.5.4.1).

$$P = P_{ponta} \cdot \exp \left[ f(\theta) \cdot \frac{z}{\phi} \right] \quad (56)$$

onde,  $P_{ponta}$  equivale à pressão na ponta da trinca,  $f(\theta)$  é uma função que descreve a posição a um ângulo  $\theta$  a partir do plano de propagação,  $z$  é a distância a partir da ponta da trinca (para trás) e  $\phi$  o diâmetro. Toda modelagem descrita neste tópico encontra-se condensada na Figura 75.

Figura 75 - (a) Condições de contorno aplicadas ao tubo e (b) modelo de decaimento de pressão



Fonte: Autor

Legenda: dimensões dos elementos na célula computacional (x y z): 0,25 mm x 3,46 mm x 10,11 mm.

### 3.5.4.1 Sub-rotinas

Para que o decaimento de pressão acontecesse de forma adequada, foi necessário executar, em conjunto com a análise, sub-rotinas internas do Abaqus 2018 escritas em Fortran, com o objetivo de recalculas as condições de contorno do modelo a cada incremento de cálculo levando em consideração a propagação da trinca.

Deste modo, as sub-rotinas VDISP e VDLOAD, adaptadas por Moço (2017), foram executadas em paralelo, sendo que a primeira foi utilizada para identificação da ponta da trinca e a segunda pela aplicação da pressão variável nos elementos desejados. Resumidamente, a lógica por trás desta abordagem é verificar a posição da trinca em propagação a cada instante e, com base nas coordenadas do centroide dos elementos, identificar aqueles que estão atrás da ponta, nos quais aplicam-se as devidas pressões de acordo com a Equação 56.

Como *inputs*, as sub-rotinas basicamente demandam os nós de interesse para modificação das condições de contorno e os elementos internos que se sujeitarão ao modelo de decaimento de pressão. Internamente a elas, os cálculos desejados são realizados, e o *output* principal diz respeito à posição da trinca ao longo do tempo, sendo que resultados adicionais podem ser solicitados se desejado.

### 3.5.5 Análises de sensibilidade para calibração do modelo numéricos

De acordo com o exposto no tópico 2.2.3, o modelo de Johnson-Cook possui dois parâmetros a serem determinados, mas efetivamente apenas o  $C_{JC}$  para ser calibrado, enquanto o modelo de GTN é composto por nove variáveis. Desta forma, valores iniciais foram assumidos, sendo o  $C_{JC}$  o mesmo utilizado por Moço (2017) e os de GTN de acordo com Nonn e Kalwa (2013), cujos valores também foram calibrados para aços API X80 (Tabela 7).

Tabela 7 - Valores iniciais dos parâmetros calibrados nas análises numéricas

Johnson-Cook	GTN			
$C_{JC}$	$q_1$	$q_2$	$q_3$	$f$
0,005	1,5	1,0	2,25	0,00015
GTN				
$f_c$	$f_F$	$\epsilon_n$	$s_n$	$f_n$
0,02	0,1817	0,3	0,1	0,0015

Fonte: Autor "adaptado de" Moço, 2017, p. 92, e Nonn e Kalwa, 2013, p. 12

Deste modo, utilizaram-se como referência as curvas carga vs. deslocamento obtidas nos ensaios experimentais de impacto Charpy, enquanto os parâmetros citados foram variados um a um e mantendo os demais constantes (tal abordagem é mostrada na Tabela 14, página 170, por questões lógicas de proximidade com os resultados), de forma a verificar o impacto nas curvas numéricas. A sistemática

resumiu-se a executar um conjunto de análises dobrando o valor de cada variável, e outro conjunto reduzindo-as à metade.

Apesar de parecer uma tarefa onerosa em termos de tempo, o autor contornou este obstáculo realizando as alterações dos parâmetros nos próprios arquivos de *input* do software Abaqus 2018, enquanto as simulações foram executadas via *prompt* de comando do Windows e os resultados de interesse extraídos via algoritmo escrito em Python, desta forma, o processo se tornou otimizado.

Por fim, compreendida a influência de cada variável nas curvas carga vs. deslocamento, selecionaram-se os que demonstraram maior impacto, e estes foram variados até que a aderência entre as curvas se mostrasse aceitável. Esse processo foi mais demandante, já que para cada chapa e em cada direção uma nova calibração foi necessária, entretanto, uma vez calibrado um modelo de cada chapa, as alterações necessárias para as demais direções foram sutis.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos ao longo dos desenvolvimentos deste trabalho, bem como as discussões pertinentes.

### 4.1 ANÁLISES EXPERIMENTAIS

No que diz respeito às análises experimentais, são apresentados aqui resultados de análise química e dureza para cada chapa, além de curvas selecionadas de tração e Charpy, uma vez que as réplicas<sup>28</sup> não mostraram variabilidade relevante. Ainda, como exposto na seção 3.3, ensaios experimentais DWTT não foram realizados dentro do escopo do trabalho, já que a máquina se encontra em fase final de calibração e as amostras, escassas, demandam cautelosa preparação e não podem ser perdidas.

#### 4.1.1 Ensaio de dureza

Os resultados de dureza Brinell para cada material encontram-se na Tabela 8, onde observam-se valores comparáveis com durezas de aços médio carbono, apesar de tratar de materiais com níveis bem reduzidos desse elemento (vide tópico 4.1.2 na sequência). Nota-se, ainda, uma diferença expressiva na propriedade da chapa GU12 em relação às demais (de 8% a 9% considerando os valores médios).

Tabela 8 - Resultados dos ensaios de dureza Brinell (HB30)

<b>Dureza Brinell [HB] com esfera de 2,5 mm e carga de 187,5 kgf</b>							
<b>Chapa</b>	<b>Ponto 1</b>	<b>Ponto 2</b>	<b>Ponto 3</b>	<b>Ponto 4</b>	<b>Ponto 5</b>	<b>Média</b>	<b>Desv. Pad.</b>
<b>GU1</b>	239	234	234	234	234	<b>235</b>	2
<b>GU3</b>	239	234	234	239	234	<b>236</b>	2
<b>GU5</b>	239	239	234	244	239	<b>239</b>	3
<b>GU12</b>	215	215	215	219	215	<b>216</b>	2

Fonte: colaboração do laboratório CBMM

<sup>28</sup> Ensaios de tração exigem maior número de réplicas ainda, que serão obtidas na sequência do trabalho em pesquisas paralelas.

Na Tabela 9, estão reproduzidos os resultados de dureza Vickers obtidos pelo autor, onde nota-se a mesma tendência de comportamento observada pelos resultados em escala Brinell. Por fim, na Tabela 10 é mostrada uma comparação entre os dados obtidos pelo autor e convertidos para dureza Brinell (HB a partir de HV, por meio de tabelas amplamente difundidas na literatura) e os resultados cedidos pela CBMM (HB Experimental), o que mostra uma divergência menor que 5% e corrobora com os resultados obtidos.

Tabela 9 - Resultados dos ensaios de dureza Vickers (HV10)

<b>Dureza Vickers [HV] com carga de 10 kgf</b>							
<b>Chapa</b>	<b>Ponto 1</b>	<b>Ponto 2</b>	<b>Ponto 3</b>	<b>Ponto 4</b>	<b>Ponto 5</b>	<b>Média</b>	<b>Desv. Pad.</b>
<b>GU1</b>	240	241	251	269	271	<b>254</b>	15
<b>GU3</b>	256	241	278	249	269	<b>259</b>	15
<b>GU5</b>	283	253	251	253	254	<b>259</b>	13
<b>GU12</b>	224	231	229	217	230	<b>227</b>	2

Fonte: Autor

Tabela 10 - Comparação entre os resultados obtidos pelo autor e pela CBMM

<b>HV Experimental</b>	<b>HB a partir de HV</b>	<b>HB Experimental</b>	<b>Dif [%]</b>
254	<b>243</b>	<b>235</b>	<b>3%</b>
259	<b>247</b>	<b>236</b>	<b>4%</b>
259	<b>247</b>	<b>239</b>	<b>3%</b>
227	<b>216</b>	<b>216</b>	<b>0%</b>

Fonte: Autor

#### 4.1.2 Análise química

As análises químicas também foram realizadas para cada chapa e os resultados apresentam-se condensados na Tabela 11. Pode-se observar que, à exceção do manganês, todas as porcentagens em massa respeitam as condições estabelecidas pela norma API (API, 2013), como exposto na Tabela 4, inclusive a somatória de V, Nb e Ti. Ainda, elementos como Al, N e Ta não são explicitamente exigidos em norma, portanto não há meios de realizar uma avaliação de conformidade.

Ademais, nota-se que a chapa GU12 possui teores de Nb, Cr e Mo expressivamente diferentes em relação aos outros materiais (a Tabela 12 destaca isso), o que poderá auxiliar no entendimento das variáveis que impactam no *arrest*.

Tabela 11 - Resultados das análises químicas para os quatro materiais em estudo (em % em massa)

<b>GU1</b>	<b>C</b>	<b>Si</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>V</b>	<b>Nb</b>	<b>Ti</b>
	0,047	0,263	2,159	0,013	0,0024	0,003	0,062	0,011
	<b>Al</b>	<b>Cr</b>	<b>Cu</b>	<b>Fe*</b>	<b>Mo</b>	<b>N</b>	<b>Ni</b>	<b>Ta</b>
	0,02	0,085	0,179	96,67	0,176	0,004	0,307	<0,001
<b>GU3</b>	<b>C</b>	<b>Si</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>V</b>	<b>Nb</b>	<b>Ti</b>
	0,046	0,256	2,094	0,012	0,0026	0,004	0,062	0,011
	<b>Al</b>	<b>Cr</b>	<b>Cu</b>	<b>Fe*</b>	<b>Mo</b>	<b>N</b>	<b>Ni</b>	<b>Ta</b>
	0,018	0,091	0,170	96,77	0,168	0,0041	0,288	<0,001
<b>GU5</b>	<b>C</b>	<b>Si</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>V</b>	<b>Nb</b>	<b>Ti</b>
	0,0509	0,259	2,062	0,013	<0,002	0,004	0,062	0,011
	<b>Al</b>	<b>Cr</b>	<b>Cu</b>	<b>Fe*</b>	<b>Mo</b>	<b>N</b>	<b>Ni</b>	<b>Ta</b>
	0,019	0,100	0,185	96,72	0,200	0,0038	0,311	<0,001
<b>GU12</b>	<b>C</b>	<b>Si</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>V</b>	<b>Nb</b>	<b>Ti</b>
	0,0525	0,181	1,964	0,010	<0,002	0,005	0,082	0,010
	<b>Al</b>	<b>Cr</b>	<b>Cu</b>	<b>Fe*</b>	<b>Mo</b>	<b>N</b>	<b>Ni</b>	<b>Ta</b>
	0,031	0,287	0,119	96,57	0,045	0,0056	0,251	<0,001

Fonte: laboratório CBMM

Legenda: \*valor estimado

Tabela 12 - Comparação entre os teores de Nb, Cr e Mo das chapas em estudo

<b>Chapa</b>	<b>Nb</b>	<b>Cr</b>	<b>Mo</b>
<b>GU1</b>	0,062	0,085	0,176
<b>GU3</b>	0,062	0,091	0,168
<b>GU5</b>	0,062	0,100	0,200
<b>GU12</b>	0,082	0,287	0,045

Fonte: Autor

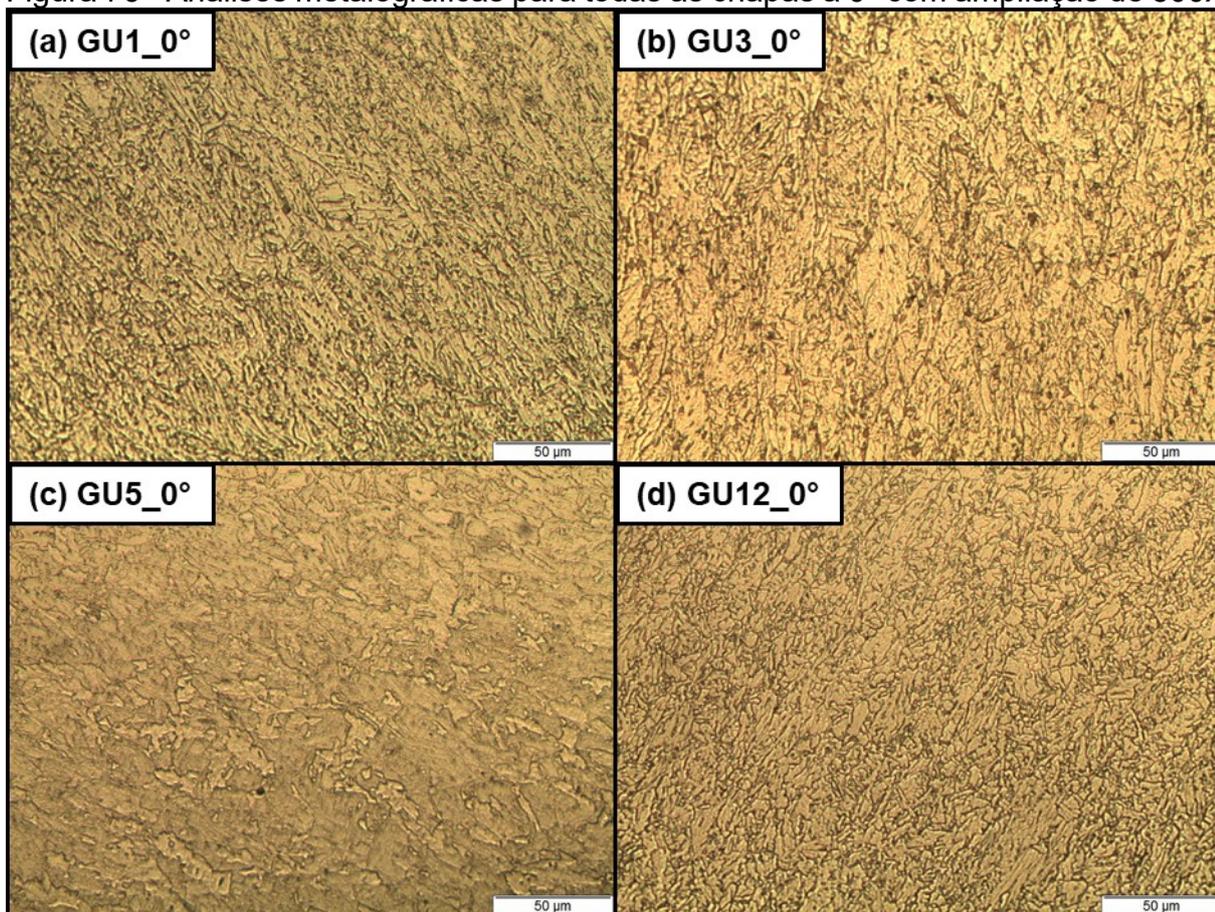
#### 4.1.3 Análises metalográficas

Um conjunto de fotos obtidas por meio de microscopia óptica encontram-se na Figura 76, onde apresentam-se as microestruturas das quatro chapas em estudo obtidas de amostras retiradas das cabeças dos espécimes a 0°. Algumas observações gerais de interesse ao trabalho puderam ser obtidas, sendo elas:

- as quatro chapas apresentam alto nível de encruamento, o que de fato inviabilizou a determinação do tamanho de grão;
- não há sinais evidentes de bandejamento;
- não há sinais evidentes de segregação;
- apresentam uma microestrutura bastante homogênea com matriz ferrítica;

- e) na chapa GU3, especificamente, observa-se a ocorrência de precipitados nos contornos de grão (pontos mais escuros dispersos na Figura 76b);
- f) por meio de avaliação visual (qualitativa), a chapa GU5 apresenta grãos sutilmente maiores que as demais chapas.

Figura 76 - Análises metalográficas para todas as chapas a 0° com ampliação de 500x



Fonte: Autor

Deste modo, o autor entende que análises em microscópio eletrônico de varredura (MEV) são mais esclarecedoras (como observado na literatura e mostrado no tópico 2.1.3), uma vez que a identificação exata dos microconstituintes poderia nortear as discussões acerca das variáveis microestruturais que impactam no *crack arrest* dos aços em estudo. Portanto, estas análises seguiram como sugestão para trabalhos futuros.

#### 4.1.4 Ensaio de tração

Neste tópico são apresentados alguns resultados selecionados dos ensaios de tração, apenas para fins de conhecimento do leitor a respeito do comportamento mecânico dos materiais em estudo e para suporte às conclusões do trabalho, assim, os demais resultados podem ser avaliados no Apêndice D. Todavia, vale ressaltar que, apesar de todos os corpos de prova estarem disponíveis para teste, não foram realizados ensaios para todas as direções de todas as chapas com as devidas réplicas (à exemplo das orientações T e Z), deste modo, algumas curvas não apareceram.

Para tornar a leitura fluida, o autor optou por separar os resultados aqui apresentados na seguinte ordem:

- a) curvas tensão vs. deformação de engenharia, verdadeira e verdadeira corrigida por Bridgman de mesmas direções para cada uma das chapas (Figura 77 e Figura 78), sendo que as curvas verdadeiras foram obtidas por meio da câmera frontal, ainda;
- b) curvas tensão vs. deformação de engenharia, verdadeira e verdadeira corrigida por Bridgman da mesma chapa para cada uma das direções (Figura 79 e Figura 80), sendo que as curvas verdadeiras foram obtidas por meio da câmera frontal, ainda;
- c) curvas tensão vs. deformação verdadeira e verdadeira corrigida por Bridgman da mesma chapa considerando as correções pelas câmeras frontal e lateral, e a curva final corrigida por área elíptica e fator  $k_{\text{médio}}$  (Figura 81).

Figura 77 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 45° de todas as chapas

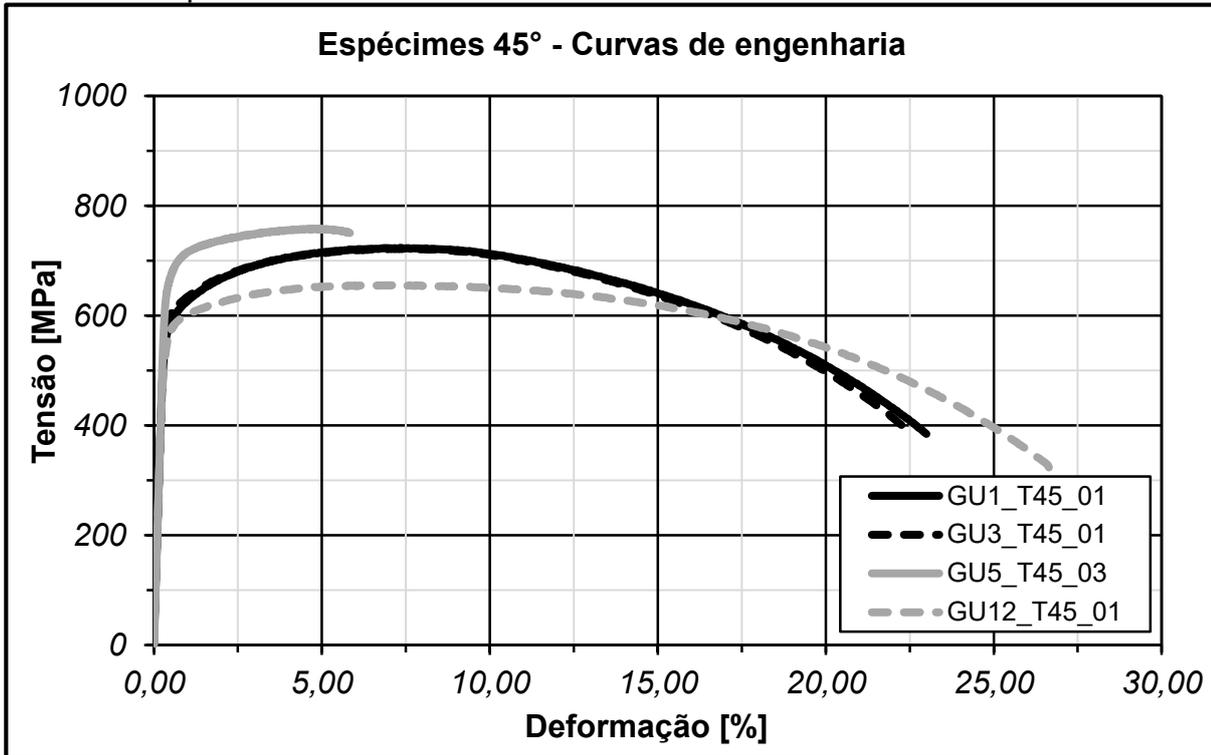


Figura 78 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman para espécimes a 45° de todas as chapas

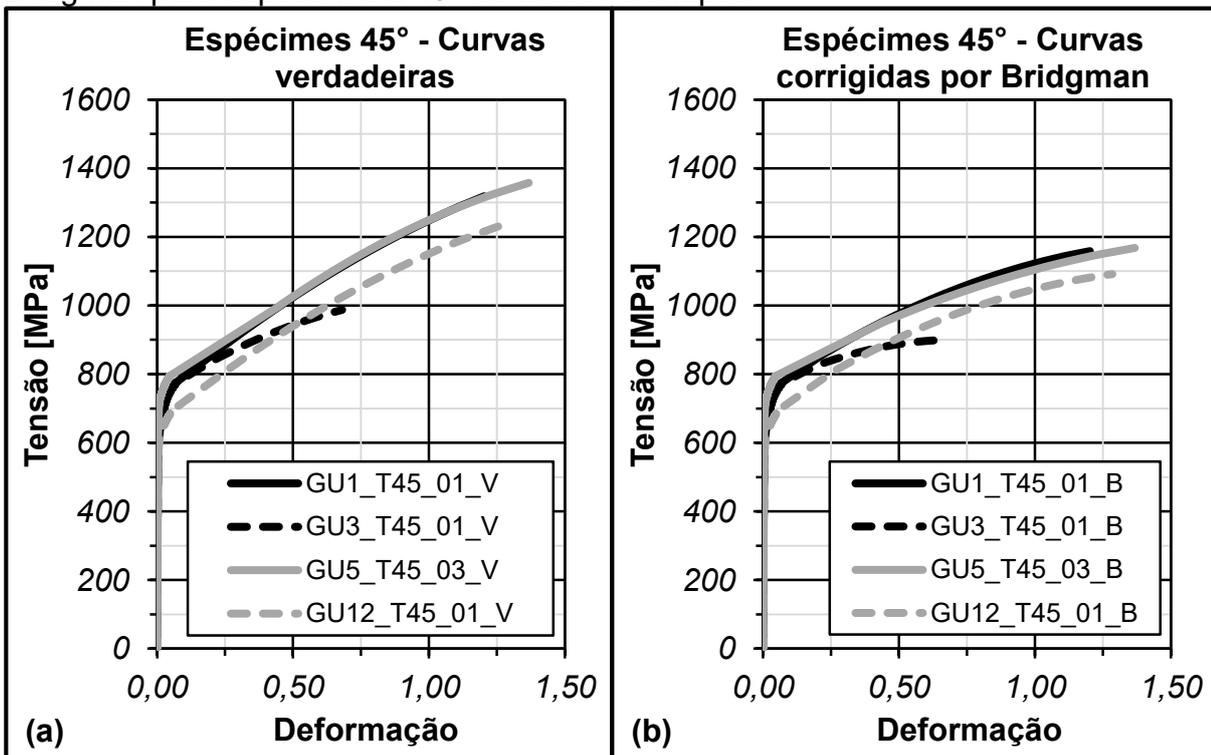
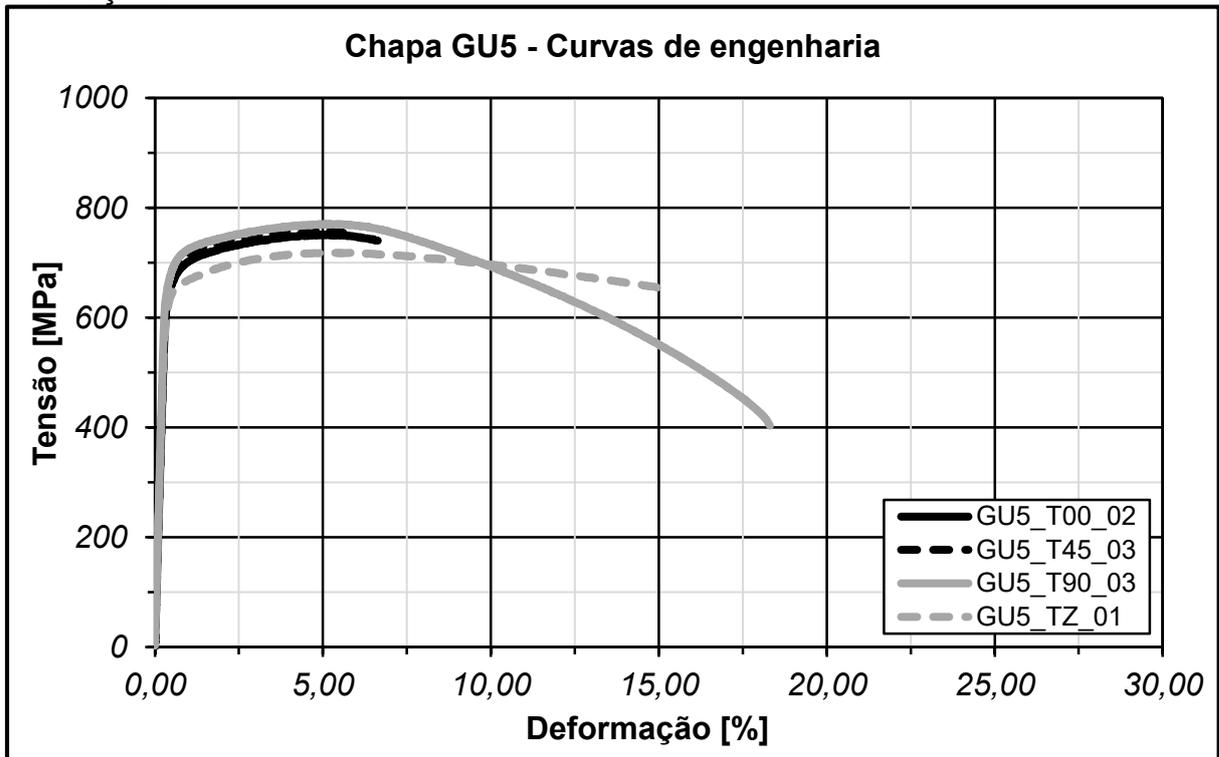
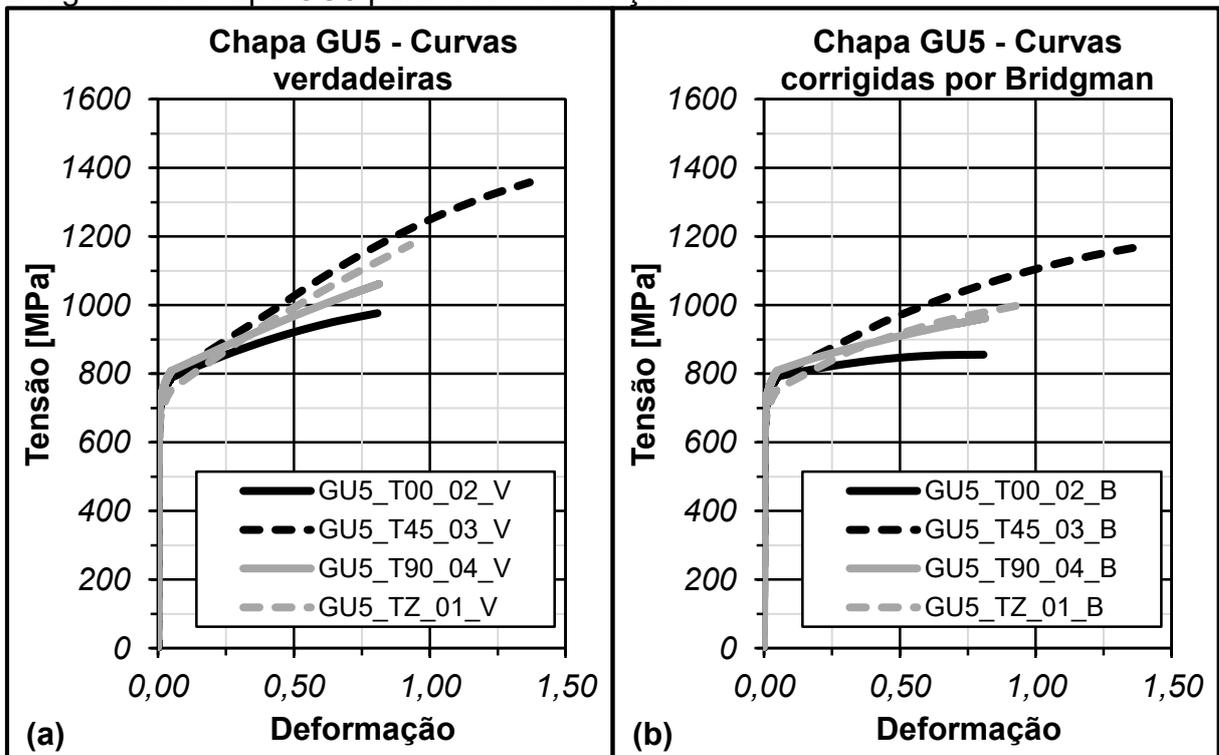


Figura 79 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU5 para todas as direções



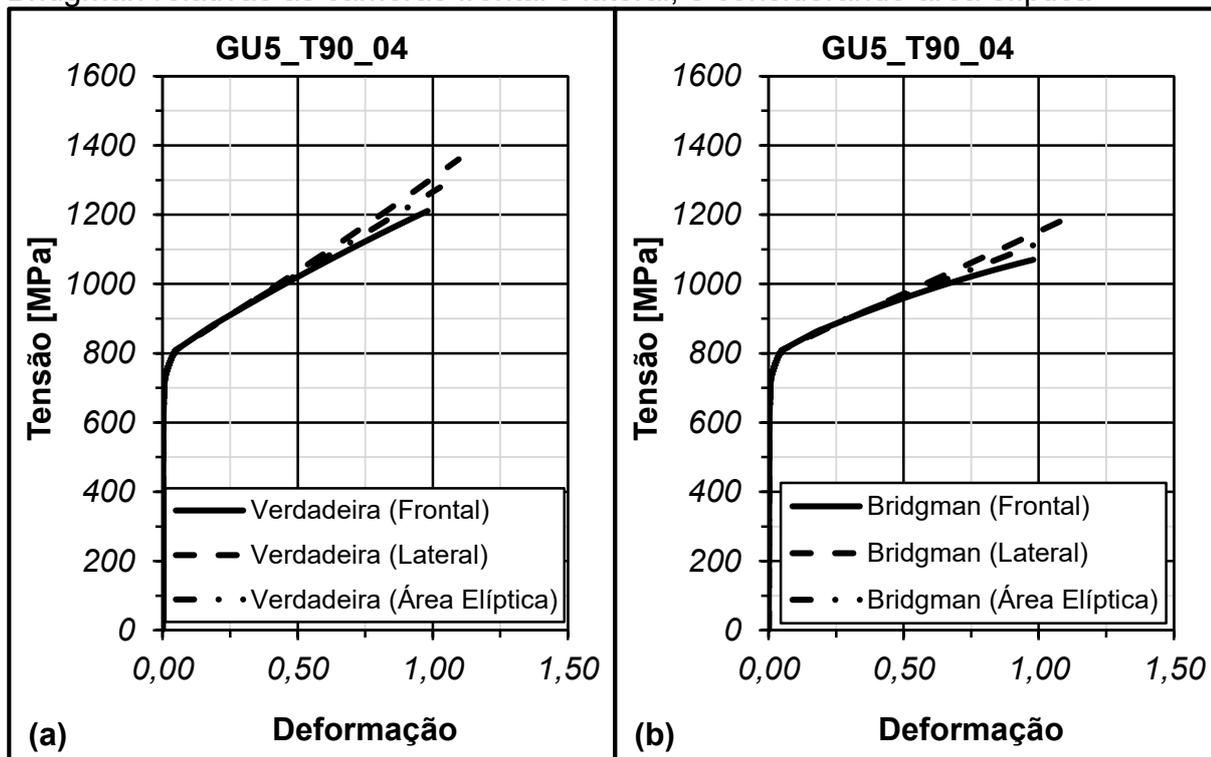
Fonte: Autor

Figura 80 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman da chapa GU5 para todas as direções



Fonte: Autor

Figura 81 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman relativas às câmeras frontal e lateral, e considerando área elíptica



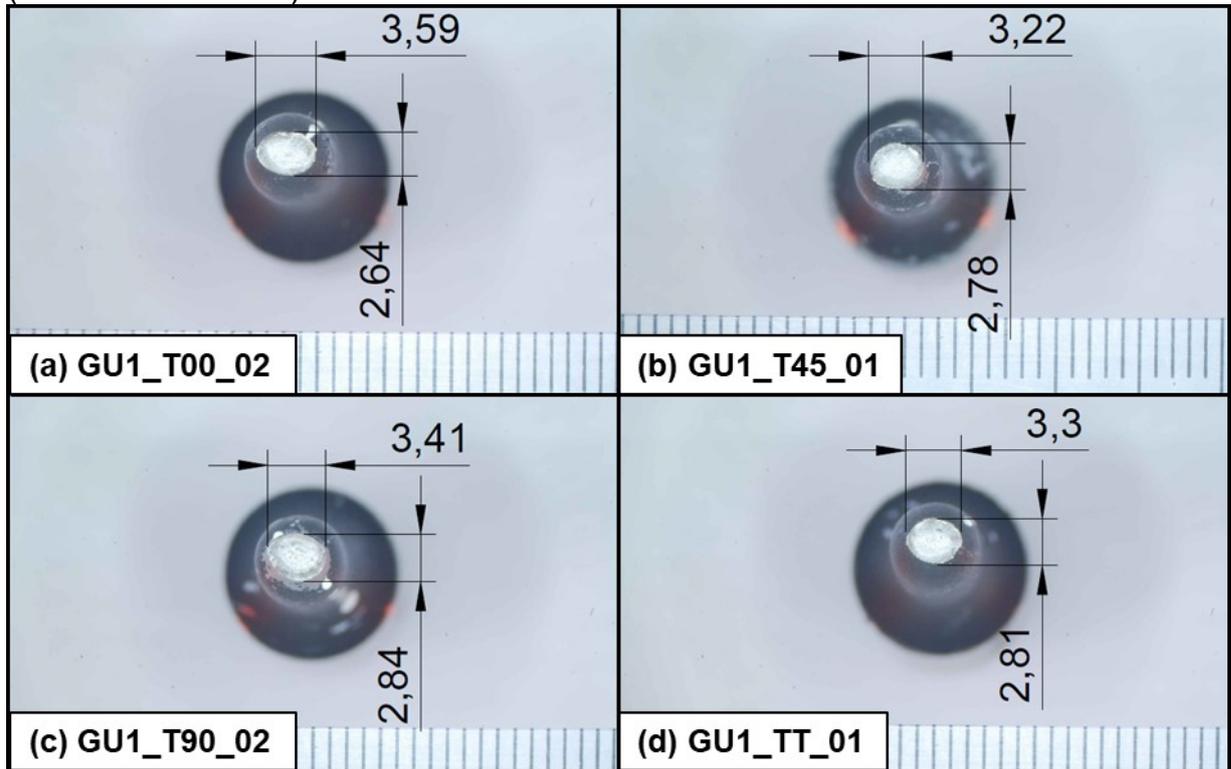
Fonte: Autor

Portanto, algumas observações puderam ser feitas a partir das curvas mostradas neste tópico e no Apêndice D. Primeiramente, nos gráficos do item (a), especificamente na Figura 78, nota-se que as chapas GU5 e GU12 mostraram-se mais dúcteis em relação às demais, o que vai de encontro aos dados do relatório de recebimento deste material (sintetizado na Tabela 2), uma vez que estas chapas provocaram o *arrest* de trincas e, desta forma, esperava-se que fossem as de maior tenacidade, permitindo a realização de maior trabalho plástico e dissipação de energia, atrasando a propagação da trinca.

No que diz respeito aos resultados do item (b), principalmente nas curvas de engenharia (Figura 79), é o fato de o comportamento mecânico em tração destes materiais não apresentar diferença relevante entre as direções, caracterizando um cenário mais próximo da isotropia.

Por outro lado, quando observadas as superfícies de fratura dos espécimes ensaiados (Figura 82), a grande maioria apresentou uma área elíptica, corroborando com a existência de diferentes propriedades em função da direção, e, também, justificando a necessidade de aplicar a metodologia proposta para obtenção das curvas do item (c).

Figura 82 - Superfícies de fratura obtidas em espécimes de tração ensaiados (dimensões em mm)



Fonte: Autor

Por fim, a Tabela 13 mostra a relação entre o limite de escoamento e o limite de resistência, de modo a confrontar com a tendência apresentada por Leis (2015a) na Figura 13. Neste caso, nota-se que as chapas que promoveram *arrest* apresentam um valor maior desta grandeza, o que não corrobora com as preocupações sugeridas pela referência mencionada.

Tabela 13 - Relação entre limite de escoamento e limite de resistência das chapas estudadas

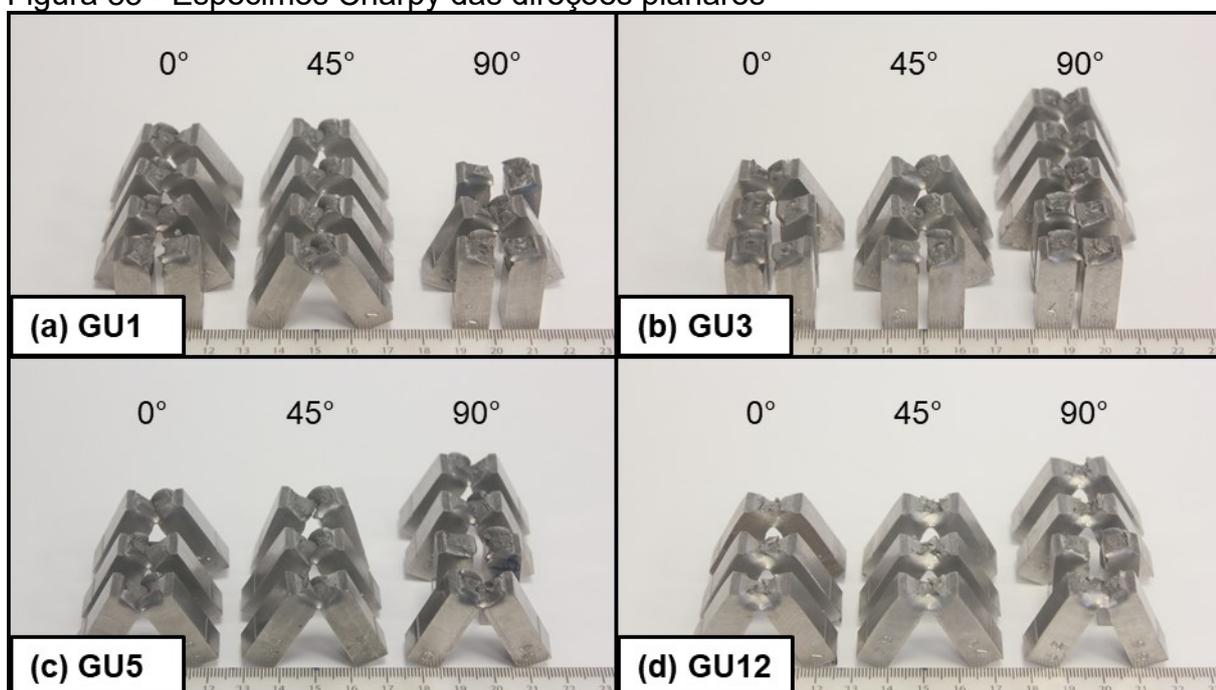
Chapa	S <sub>LE</sub> /S <sub>LR</sub>
GU1	0,825
GU3	0,846
GU5	0,897
GU12	0,901

Fonte: Autor

#### 4.1.5 Ensaio de impacto Charpy

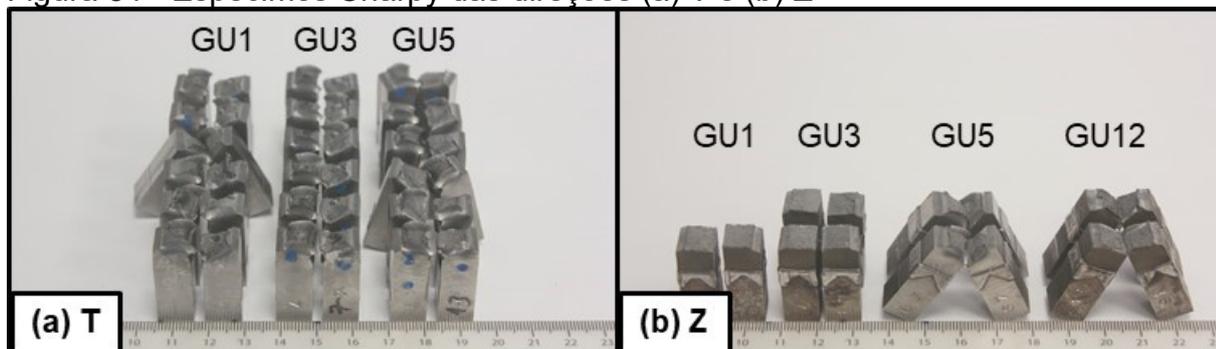
Primeiramente, a Figura 83 e a Figura 84 mostram todos os espécimes ensaiados. Assim como no ensaio de tração, curvas carga vs. deslocamento selecionadas são apresentadas no corpo do texto, enquanto as demais encontram-se no Apêndice D, junto de um compêndio das energias absorvidas por cada espécime (Tabela 12, página 237). Portanto, a Figura 85a mostra o comportamento de cada chapa para a direção de 45°, enquanto a Figura 85b apresenta as curvas da chapa GU5 para todas as direções.

Figura 83 - Espécimes Charpy das direções planares



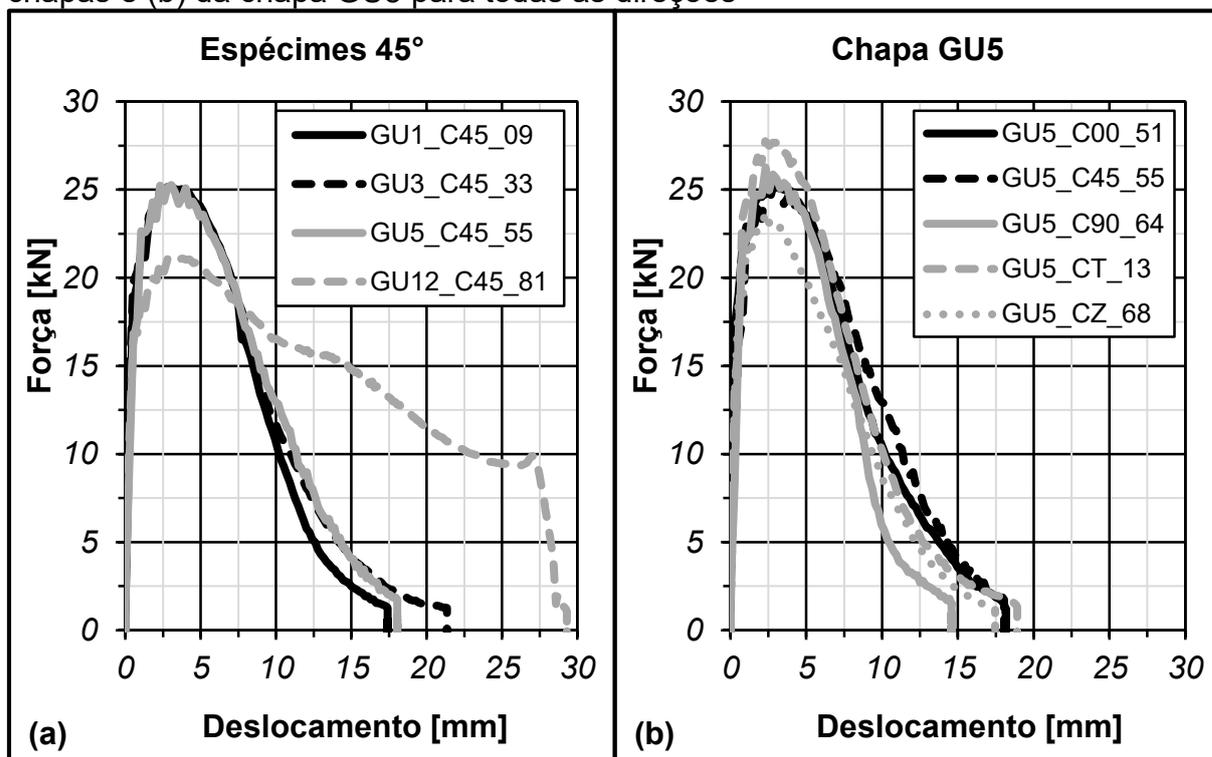
Fonte: Autor

Figura 84 - Espécimes Charpy das direções (a) T e (b) Z



Fonte: Autor

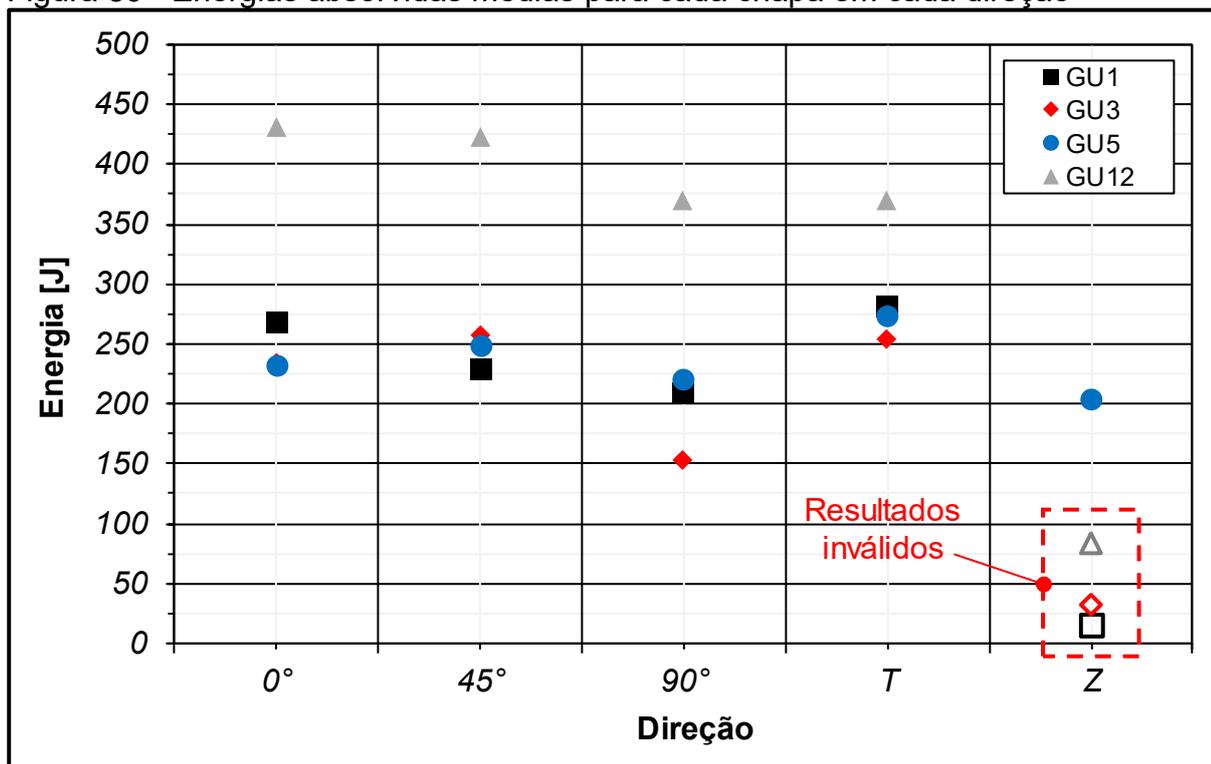
Figura 85 - Curvas carga vs. deslocamento para (a) espécimes a 45° de todas as chapas e (b) da chapa GU5 para todas as direções



Fonte: Autor

Neste cenário, a partir da observação de todas as curvas apresentadas e dos corpos de prova ensaiados, duas reflexões principais podem ser destacadas. A primeira delas diz respeito ao nível de anisotropia das chapas, haja visto que as chapas mostraram diferenças significativas de comportamento entre suas curvas (Apêndice D) e/ou níveis de energia absorvidos entre as direções, com a direção de 0° como a mais resistente e a de 90° apresentando menor resistência (Figura 86).

Figura 86 - Energias absorvidas médias para cada chapa em cada direção

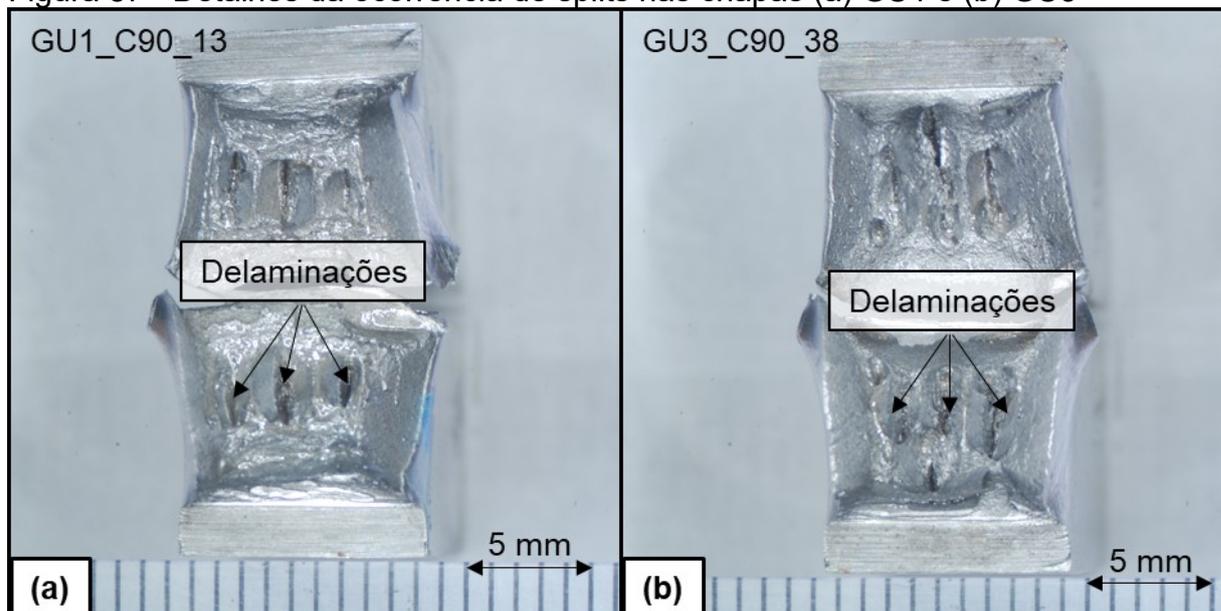


Fonte: Autor

Legenda: os resultados para a direção Z (a exceção da chapa GU5) devem ser considerados como inválidos, uma vez que o processo de fabricação do espécime foi questionável. Maiores detalhamentos ao final deste tópico.

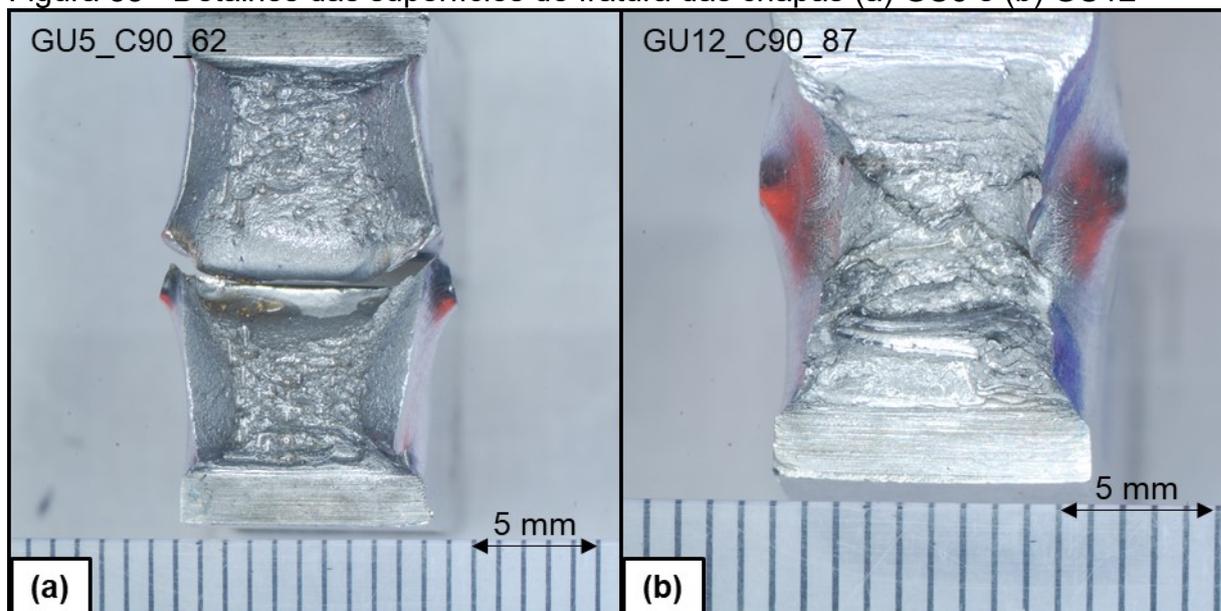
Em segundo lugar, é notável a diferença das curvas da chapa GU12, a qual absorveu níveis de energia de praticamente o dobro se comparado às outras (Tabela 18, página 237), o que vai de encontro ao esperado no que diz respeito ao *arrest* promovido por essa chapa. Já a chapa GU5, que também provocou *arrest*, não apresentou diferenças relevantes a partir da observação das curvas, todavia, quando analisadas as superfícies de fratura de todos os materiais, observou-se a ocorrência de delaminações nas duas primeiras chapas (GU1 e GU3, conforme detalhes da Figura 87), enquanto a GU5 mostrou uma superfície de fratura isenta deste tipo de ocorrência, assim como a GU12, na qual soma-se uma superfície caracterizada por altos níveis de deformação plástica e praticamente isenta de qualquer tipo de fratura plana (Figura 88). Sendo assim, maiores discussões acerca deste fenômeno podem levar a conclusões que estejam diretamente conectadas à fenomenologia de frenagem de trincas em propagação, e, portanto, seguirá como sugestão para trabalhos futuros.

Figura 87 - Detalhes da ocorrência de splits nas chapas (a) GU1 e (b) GU3



Fonte: Autor

Figura 88 - Detalhes das superfícies de fratura das chapas (a) GU5 e (b) GU12



Fonte: Autor

Por fim, uma última discussão é válida no que diz respeito aos cuidados envolvendo a preparação dos corpos de prova da direção Z, que são soldados a *laser*. Neste caso, observou-se que para as chapas GU1, GU3 e GU12, a resposta durante o ensaio foi a de um material frágil, apresentando uma fratura plana (Figura 84b) e valores de energia absorvida muito baixos (da ordem de 10 J para os casos mais críticos, Figura 86). Entretanto, para a chapa GU5 isto não se verificou, como observa-

se na Figura 83c. Portanto, sabendo-se que os corpos de prova que apresentaram fratura frágil foram soldados em prestador de serviço diferente do que realizou a confecção do espécime da chapa GU5, o autor sugere que faltaram cuidados durante a etapa de soldagem para o primeiro caso, podendo apontar como principais fatores o aporte de calor excessivo e taxa de resfriamento inadequada, resultando no comportamento inesperado desses materiais. De qualquer forma, esta investigação merece maior aprofundamento para que se obtenha uma conclusão embasada e ações corretivas sejam tomadas.

#### 4.1.6 Ensaio DWTT

Para que siga um encadeamento lógico adequado, os resultados da análise numérica para execução da técnica *gull wing* serão apresentados na sequência, visto que eles deram suporte para realização do procedimento experimental.

##### 4.1.6.1 *Gull wing*

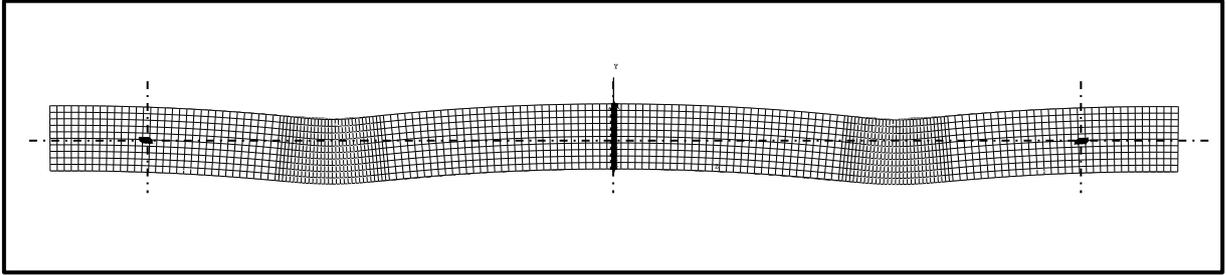
Esta análise foi conduzida objetivando alinhar os dois pontos de apoio inferior do corpo de prova ao ponto de impacto do martelo, conforme representação na Figura 56 (página 124), assim, na análise numérica, o *spam* e o deslocamento do apoio superior foram as variáveis de entrada, sendo que a força para desempenho também foi monitorada, buscando níveis factíveis para o equipamento onde o procedimento será realizado.

Deste modo, a Figura 89<sup>29</sup> apresenta os resultados de interesse no que diz respeito ao alinhamento dos pontos de apoio para ensaio DWTT, onde atingiu-se com sucesso as condições esperadas utilizando um *spam* de 87,4 mm e um deslocamento de 5,3 mm do apoio superior.

---

<sup>29</sup> Para exibição dos resultados, mostrou-se a geometria toda espelhando os resultados da análise.

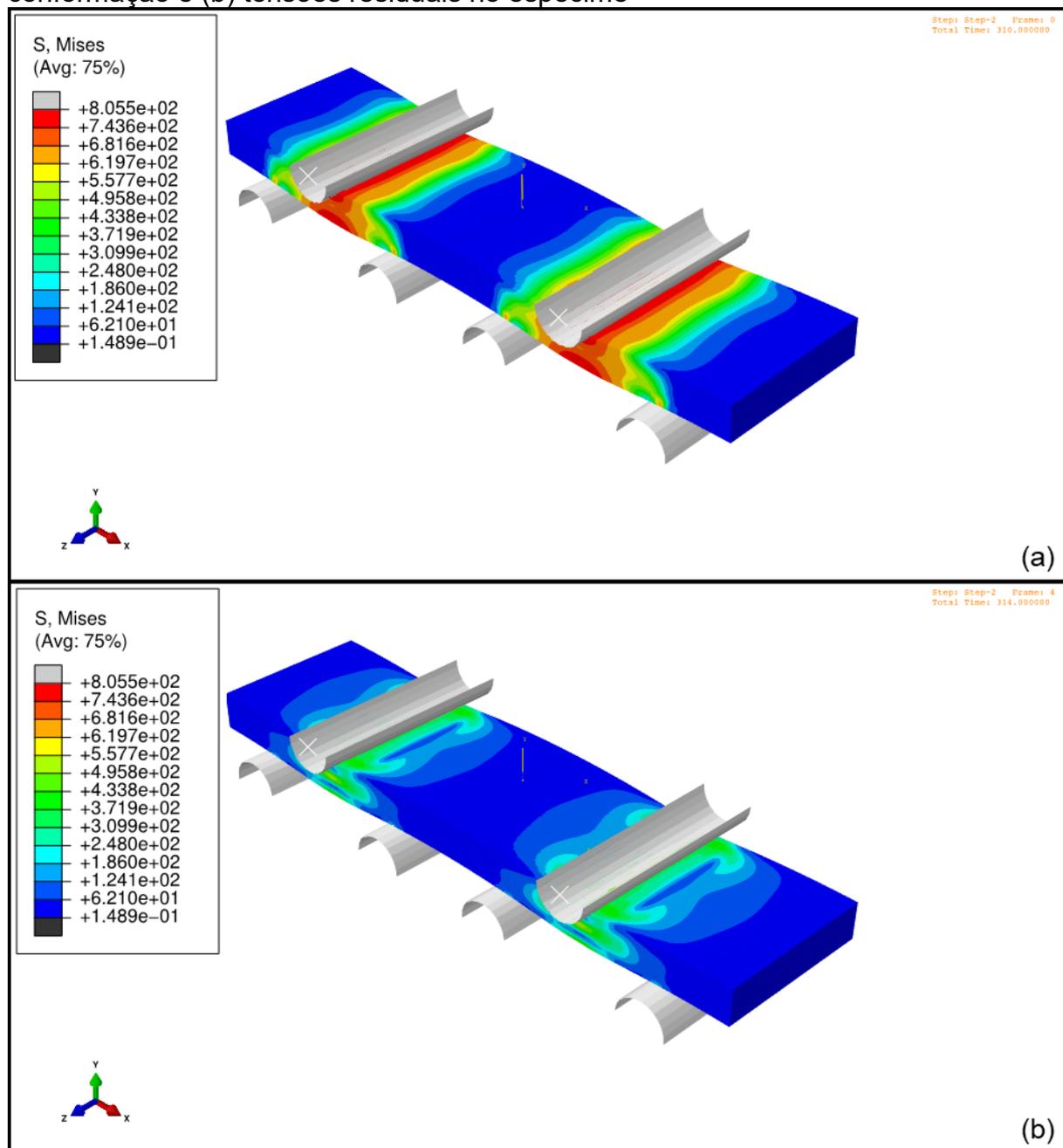
Figura 89 - Alinhamento dos pontos de interesse na geometria final esperada



Fonte: Autor

A Figura 90a, por sua vez, mostra os níveis de tensão ao final do processo de conformação (no instante de deslocamento máximo do apoio superior) e a Figura 90b após o retorno do apoio, considerando o efeito de *spring back* e mostrando as tensões residuais. Observa-se, em ambos os casos, que a porção central do espécime não será afetada pelo procedimento, mantendo as propriedades originais que são de interesse neste estudo.

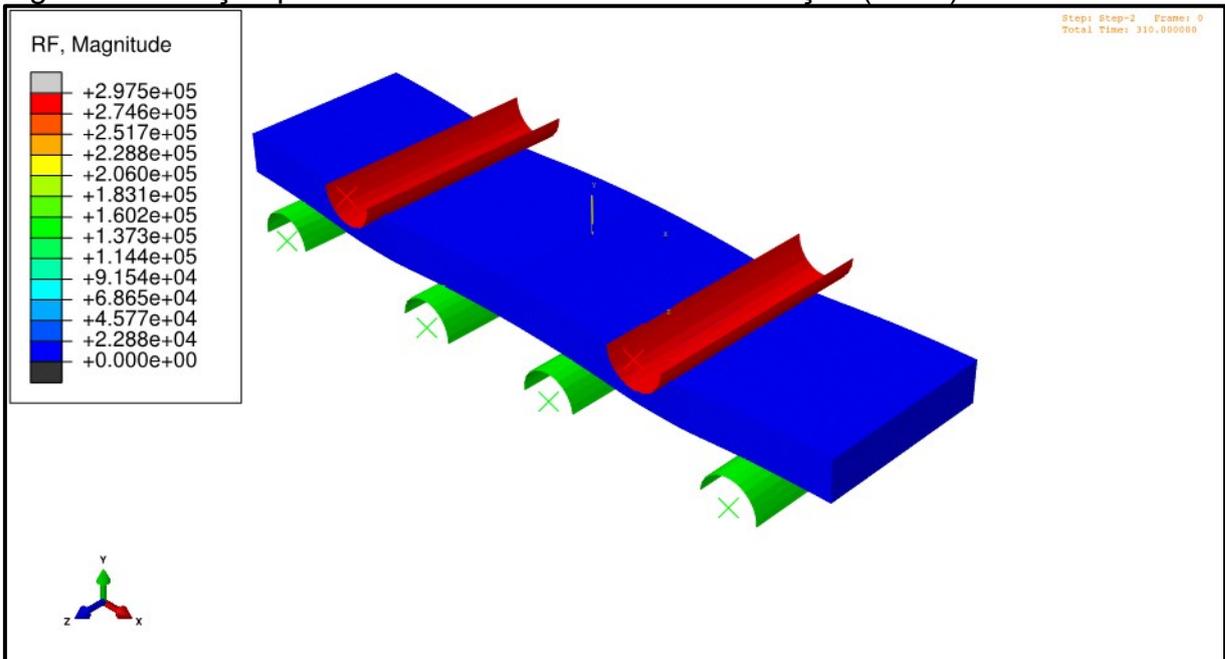
Figura 90 - (a) Níveis de tensão (von Mises, em MPa) ao final do processo de conformação e (b) tensões residuais no espécime



Fonte: Autor

Por fim, a Figura 91, mostra a magnitude da força necessária para conformação do corpo de prova no instante em que o martelo se encontra em seu deslocamento máximo, que é de aproximadamente 297500 N, ou 30,3 toneladas-força, o que permitiu inferir que o equipamento selecionado para a execução desta conformação seria suficientemente capaz.

Figura 91 - Força aplicada no instante final de conformação (em N)



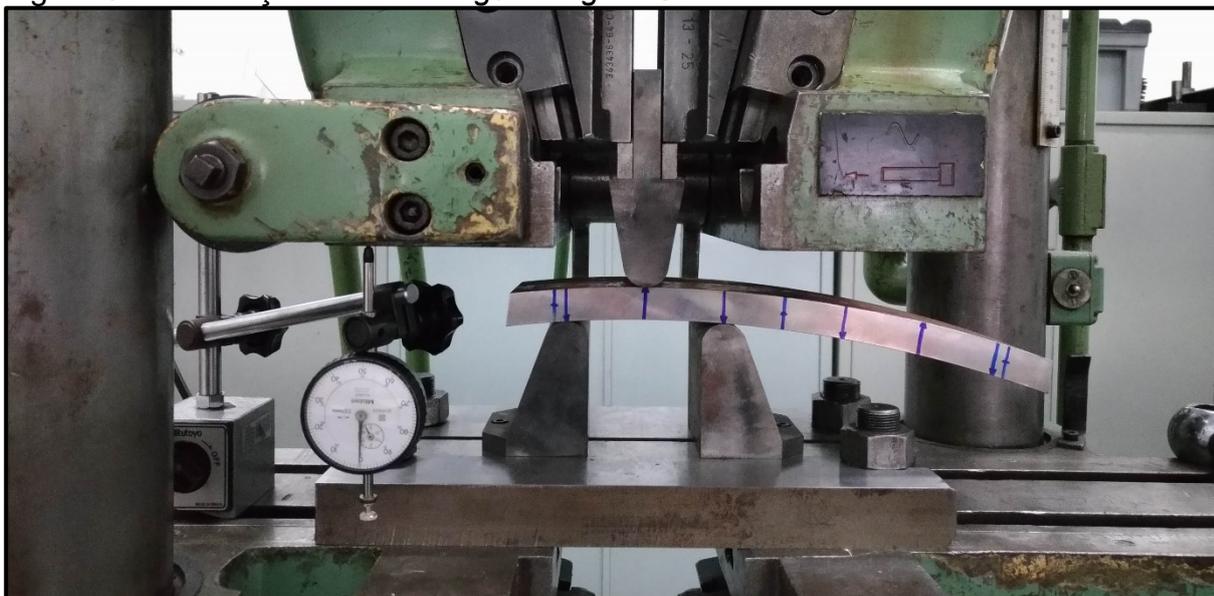
Fonte: Autor

Legenda: nesta imagem, os resultados são verificados nas reações de apoios.

#### 4.1.6.2 Resultados experimentais

A execução dos procedimentos para *gull wing* e *pressed notch* foram conduzidas com sucesso, como pode-se observar da Figura 92 até a Figura 94. Contudo, em relação à ferramenta para conformação do entalhe, notou-se um desgaste excessivo nos flancos do inserto, indicando que o tratamento térmico realizado para obtenção de dureza igual a 50 HRC não foi suficiente. Deste modo, o autor sugere que tratamentos termoquímicos (à exemplo de nitretação) sejam realizados para continuidade dos trabalhos em pesquisas futuras, de forma que durezas ainda maiores possam ser obtidas na ponta desta ferramenta.

Figura 92 - Execução de técnica *gull wing* no CLM-FEI



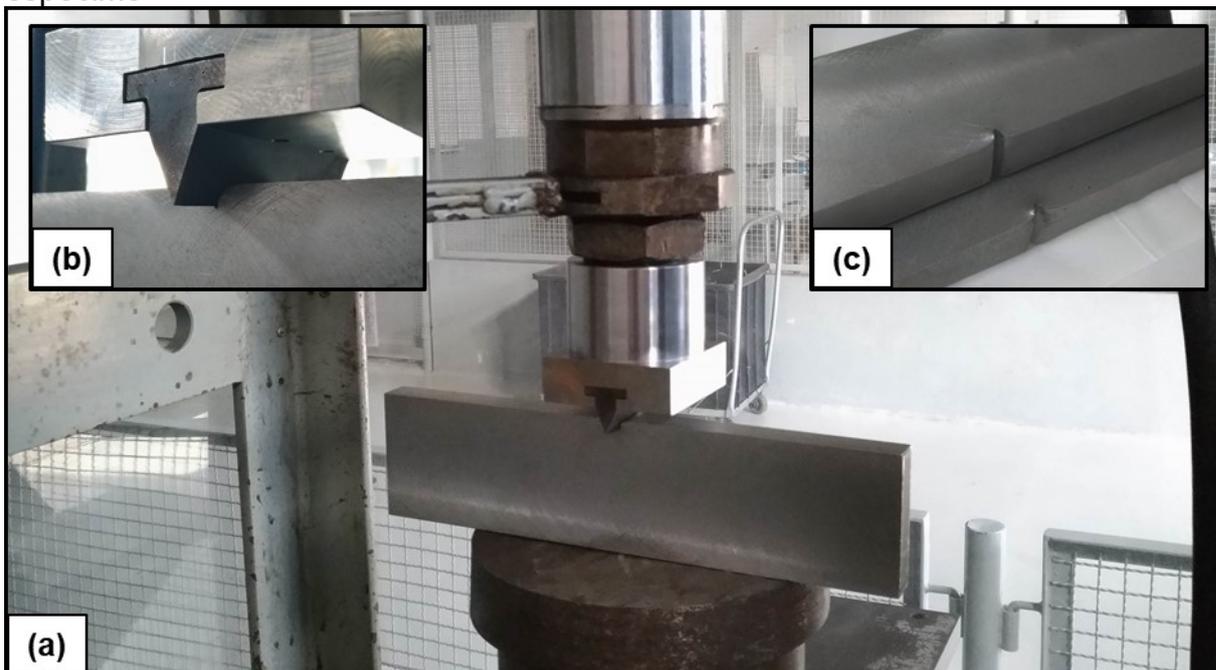
Fonte: Autor

Figura 93 - Corpo de prova DWTT (a) como usinado e (b) após execução da técnica *gull wing* e *pressed notch*



Fonte: Autor

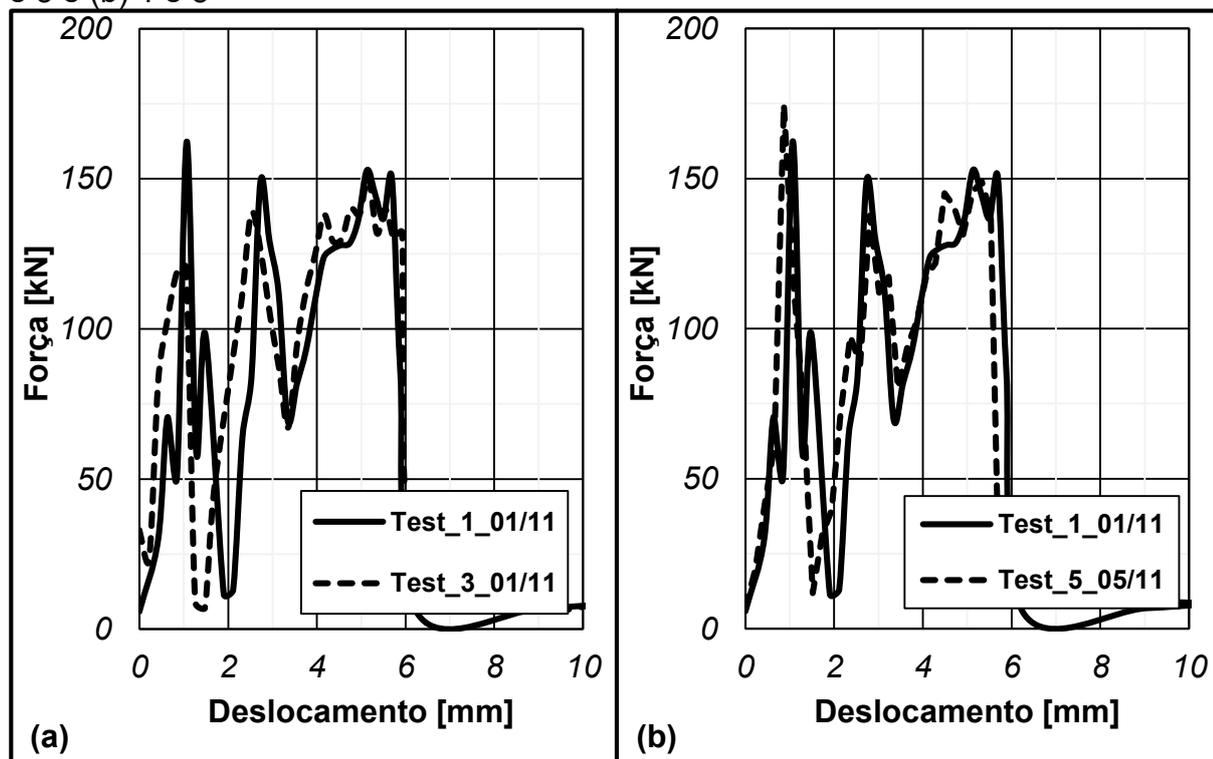
Figura 94 - (a,b) execução do *pressed notch* e (c) detalhe do entalhe resultante no espécime



Fonte: Autor

Embora a metodologia para preparação dos espécimes DWTT a partir de chapas curvas tenha sido comprovada, optou-se por não realizar os ensaios envolvendo estes corpos de prova até a data da entrega da última versão deste texto, em virtude da necessidade de garantia da calibração e repetibilidade da máquina de ensaios, trabalho este sendo feito de forma detalhada com espécimes fabricados com aços convencionais. Porém, em relação a estes testes executados nos materiais genéricos, mencionados no tópico 3.3.5 (cinco corpos de prova no total), são exibidas abaixo (Figura 95) curvas de força vs. deslocamento selecionadas e aos pares, para avaliar a reprodutibilidade de todo o sistema de aquisição.

Figura 95 - Comparação das curvas força vs. deslocamento entre os espécimes (a) 1 e 3 e (b) 1 e 5



Fonte: Autor

Obviamente, o comportamento não é o mesmo esperado para um espécime DWTT de aço classe API (similar às curvas obtidas numericamente neste trabalho e amplamente difundidas na literatura), uma vez que a superfície de fratura desses aços ensaiados apresentou um comportamento completamente frágil, como pode ser observado na Figura 96. Ainda, é possível observar um desvio na superfície de fratura, aproximadamente na linha neutra do corpo de prova, o que é previsível, uma vez que é nesta região onde ocorre o máximo cisalhamento para uma viga em flexão (GOODNO; GERE, 2018).

Figura 96 - Superfície de fratura dos espécimes ensaiados na *Drop Tower*



Fonte: Autor

Legenda: espécimes usinados com as dimensões de 320 mm x 40 mm x 40 mm.

## 4.2 ANÁLISES NUMÉRICAS

Como mencionado, os resultados experimentais foram confrontados às análises numéricas, de modo a desenvolver um arcabouço que permitirá, no futuro, compreender os fenômenos ocorrentes nos experimentos por meio das simulações. Deste modo, são apresentados nessa seção, além da análise para execução da técnica para *gull-wing*, os resultados para os espécimes de tração e Charpy, enquanto simulações de DWTT e duto foram conduzidas apenas de modo exploratório para entendimento dos campos e da resposta estrutural, já que decidiu-se que curvas experimentais (no primeiro caso) são alvo de sugestões para trabalhos futuros.

#### 4.2.1 Calibração dos parâmetros de GTN

A Tabela 14 apresenta os parâmetros das 18 análises conduzidas para verificação da sensibilidade do espécime Charpy às variáveis do modelo GTN. Para estes casos, o  $C_{JC}$  e o  $\epsilon_0$  foram mantidos constantes e com valores de 0,005 e 0,0005, respectivamente, sendo último de acordo com a taxa de deformação média dos ensaios de tração.

Tabela 14 - Parâmetros de GTN empregados nas análises de sensibilidade.

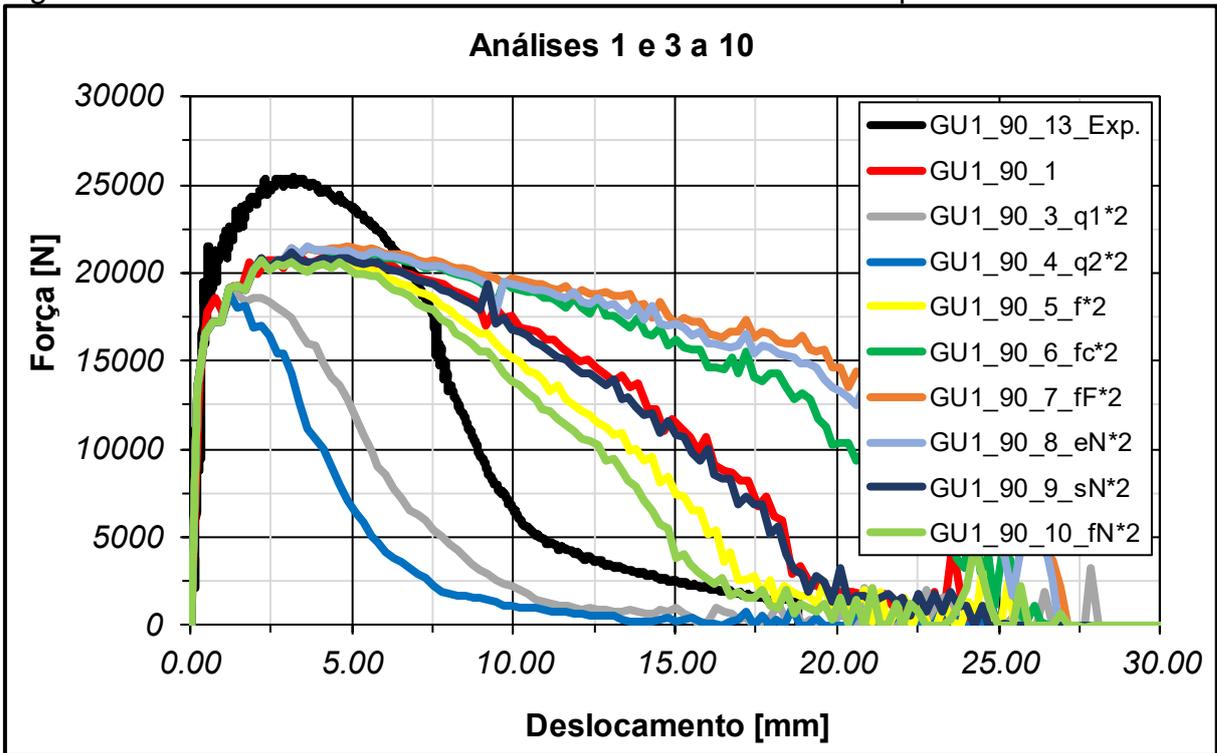
Nº	Variáveis Independentes								Variáveis Dependentes	
	q <sub>1</sub>	q <sub>2</sub>	f	f <sub>c</sub>	f <sub>F</sub>	ε <sub>N</sub>	s <sub>N</sub>	f <sub>N</sub>	q <sub>3</sub>	f <sub>F</sub>
1	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
2	1.39	0.99	1.5E-04	0.02	0.1951	0.3	0.1	0.0015	1.93	0.7205
3	<b>3.00</b>	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	0.1	0.0015	9.00	0.3333
4	1.50	<b>2.00</b>	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
5	1.50	1.00	<b>3.0E-04</b>	0.02	0.1817	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
6	1.50	1.00	1.5E-04	<b>0.04</b>	0.1817	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
7	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	<b>0.3634</b>	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
8	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	<b>0.6</b>	0.1	0.0015	2.25	0.6667
9	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	<b>0.2</b>	0.0015	2.25	0.6667
10	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	0.1	<b>0.0030</b>	2.25	0.6667
11	<b>0.75</b>	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	0.1	0.0015	0.56	1.3333
12	1.50	<b>0.50</b>	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
13	1.50	1.00	<b>7.5E-05</b>	0.02	0.1817	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
14	1.50	1.00	1.5E-04	<b>0.01</b>	0.1817	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
15	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	<b>0.09085</b>	0.3	0.1	0.0015	2.25	0.6667
16	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	<b>0.15</b>	0.1	0.0015	2.25	0.6667
17	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	<b>0.05</b>	0.0015	2.25	0.6667
18	1.50	1.00	1.5E-04	0.02	0.1817	0.3	0.1	<b>0.00075</b>	2.25	0.6667

Fonte: Autor

Legenda: em negrito, os valores alterados em cada simulação.

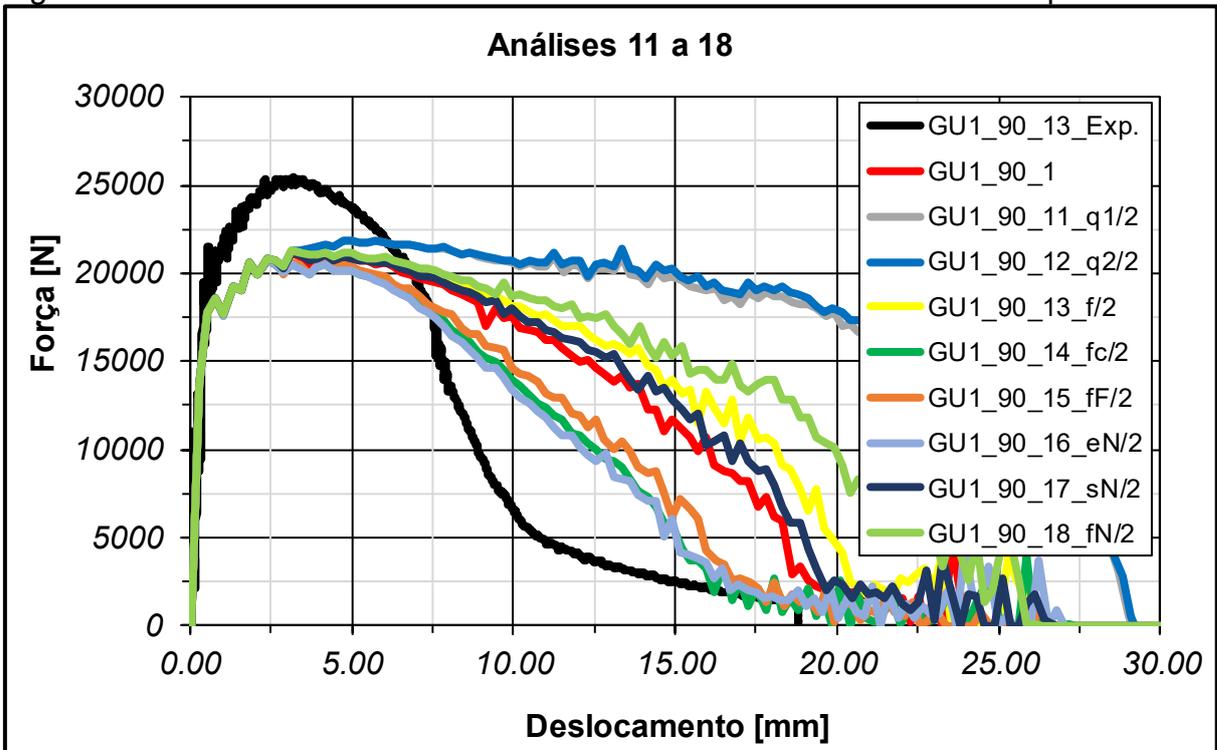
Portanto, os resultados foram comparados à curva experimental do espécime GU1\_C90\_13, dando origem a Figura 97 e a Figura 98 para as análises de 1 a 10 (excluindo a número 2) e 11 a 18, respectivamente.

Figura 97 - Análises de sensibilidade dobrando os valores dos parâmetros



Fonte: Autor

Figura 98 - Análises de sensibilidade reduzindo a metade os valores dos parâmetros



Fonte: Autor

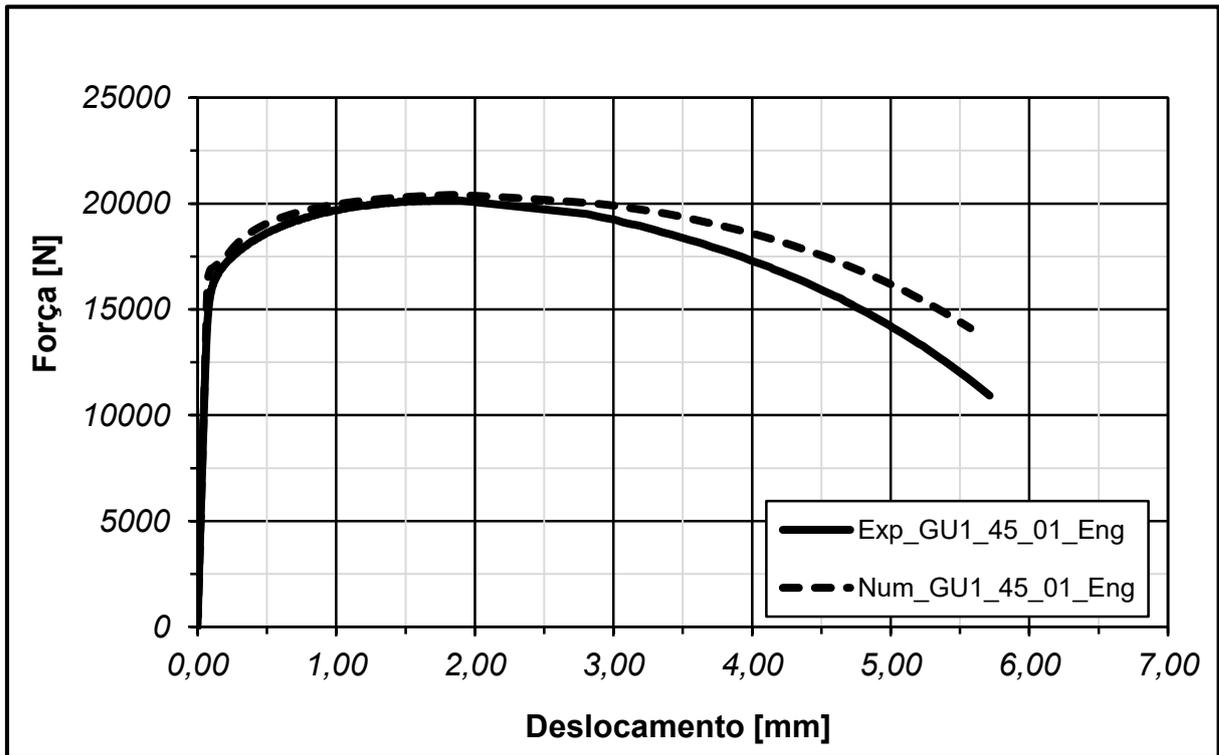
Observou-se, então, que os parâmetros  $q_1$  e  $q_2$  foram aqueles que mais impactaram nas análises, atuando de forma diretamente proporcional ao dano, ou seja, quanto maiores  $q_1$  e  $q_2$ , maior o dano (queda da curva após o ponto de máximo). Além disso, notou-se que os picos dos gráficos independeram das variáveis de GTN, o que levou a calibração do parâmetro  $C_{JC}$  e a solução do problema. Neste caso, entretanto, não foram realizadas análises dedicadas apenas a avaliação da sensibilidade, porém, durante a calibração para cada material, verificou-se que  $C_{JC}$  implica no aumento dos níveis de força para um mesmo deslocamento, levando a curva para cima.

Os tópicos seguintes, portanto, apresentam as curvas numéricas e experimentais para os ensaios de tração e Charpy, enquanto apenas a numérica é mostrada para o DWTT, além de considerações para o duto. Ainda, serão mencionados os valores das variáveis de dano (de modo geral, alterou-se apenas  $q_1$  e mantiveram-se os outros valores iguais às variáveis correspondentes à combinação Nº 1 da Tabela 14) e Johnson-Cook que conduziram à aderência das curvas, assim como outros comentários que sejam de relevância.

#### **4.2.2 Ensaio de tração (numérico vs. experimental)**

Para fins de comparação, selecionaram-se curvas de força vs. deslocamento das análises de tração, uma vez que a tensão é normalizada pela área e, dada a problemática já discutida no tópico 4.1.4 (área circular vs. área elíptica), optou-se por descartar a influência desta variável, comparando apenas as curvas mencionadas. Portanto, a Figura 99 mostra uma das análises em questão, enquanto as demais podem ser analisadas no Apêndice F.

Figura 99 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio de tração experimental e numérico



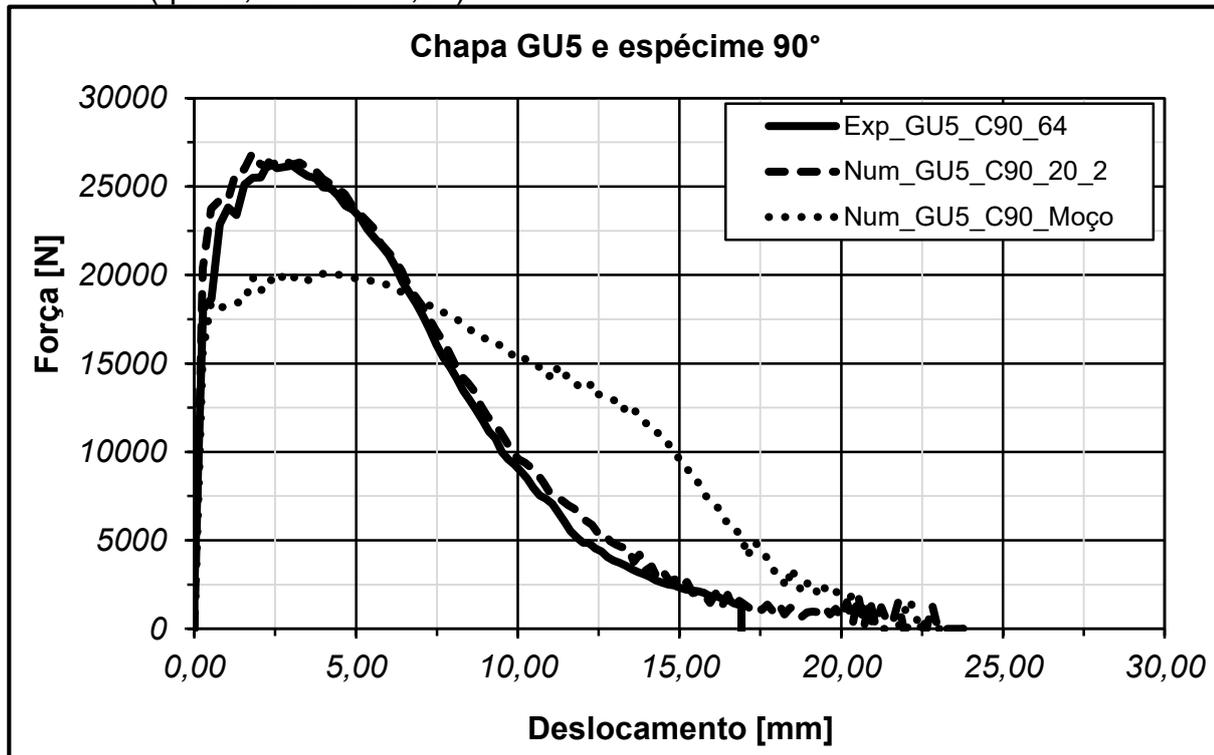
Fonte: Autor

Não há muito a ser discutido neste aspecto, já que as colocações pertinentes já foram mencionadas. Além disso, a boa aderência destas curvas era esperada, uma vez que existe experiência nas referidas análises e os *inputs* no software foram justamente com base nas curvas tensão-deformação experimentais e devidamente corrigidas.

#### 4.2.3 Ensaio de impacto Charpy (numérico vs. experimental)

A Figura 100 apresenta uma das curvas numéricas calibradas para aderência ao resultado experimental, sendo que as demais se encontram no Apêndice F. É possível observar que as curvas aderiram muito bem por meio da simples calibração de  $q_1$  (e  $q_3$ , conseqüentemente) e  $C_{JC}$ , portanto, para os espécimes DWTT, espera-se atingir os resultados desejados com a mesma facilidade.

Figura 100 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico ( $q_1 = 2,2$  e  $C_{JC} = 0,04$ )

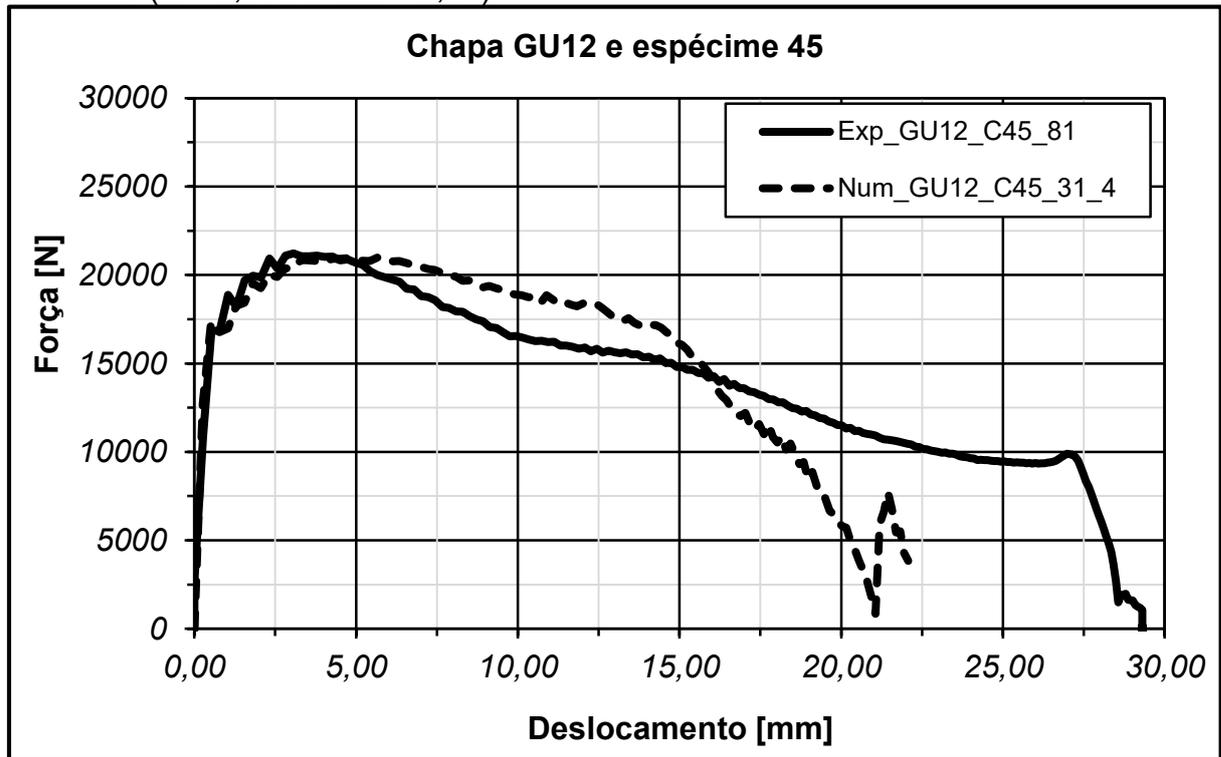


Fonte: Autor

Legenda: Os números 21 e 8 na legenda, indicam para valores de  $q_1$  e  $C_{JC}$  em planilhas geradas pelo autor com novas combinações de parâmetros. A curva de identificada como "Num\_GU5\_C90\_Moço" trata dos parâmetros de referência mencionados no tópico 3.5.5, e foi mostrada a título de curiosidade.

Todavia, apenas a chapa GU12 apresentou limitações para calibração, que não foram integralmente sanadas, dado o comportamento de falha notoriamente diferente, no qual observou-se excessiva deformação e propagação quase nula. A Figura 101 mostra a diferença entre a curva experimental e numérica, sendo que, nesta única situação, a alteração de  $q_1$  não surtiu efeito e a calibração se expandiu para os demais parâmetros, onde a modificação de  $f_c$  se mostrou mais promissora e retornou a curva exposta. Deste modo, as observações foram inconclusivas e maior dedicação a estes espécimes se faz necessária, lembrando que se trata de uma chapa que promoveu o *arrest*.

Figura 101 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico ( $f_c = 0,015$  e  $C_{JC} = 0,02$ )

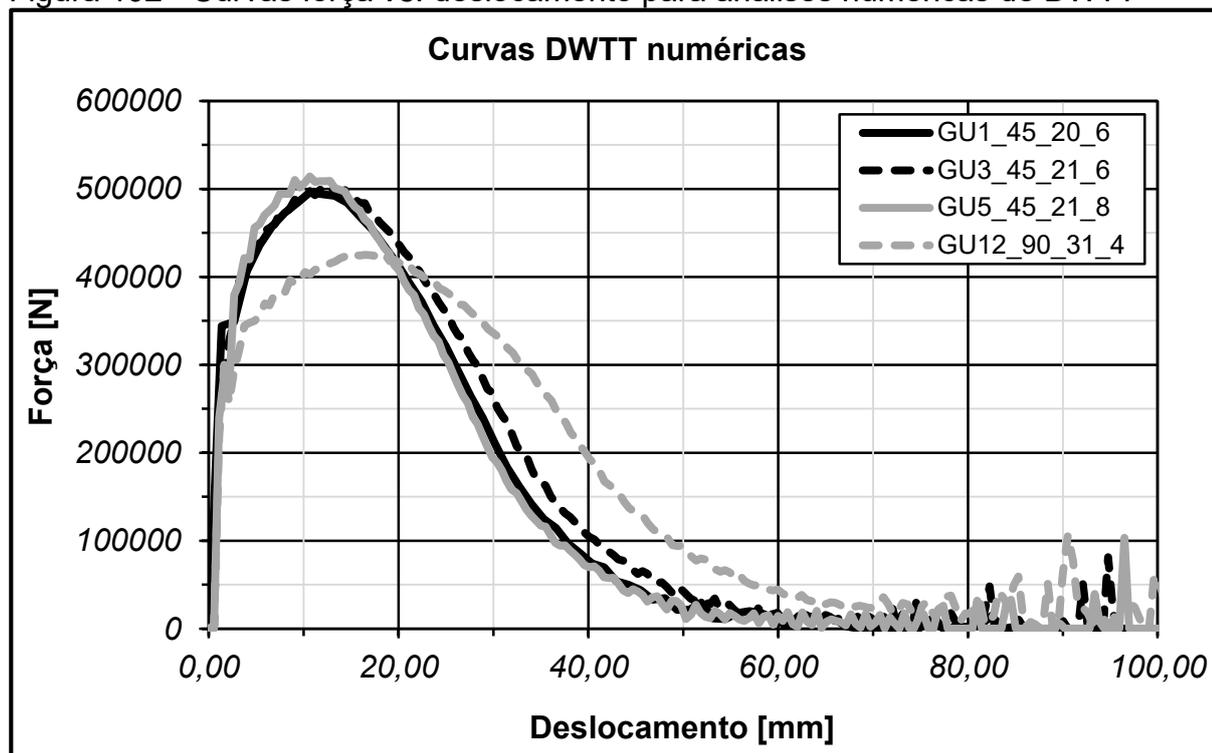


Fonte: Autor

#### 4.2.4 Ensaio DWTT

As curvas DWTT para as chapas em estudo e considerando espécimes normalizados pela ASTM E436 (ASTM, 2014) foram obtidas apenas numericamente (Figura 102). Todavia, é importante ressaltar que as curvas utilizadas como *input* das propriedades para essas análises foram aquelas que mais se aproximavam da direção T, uma vez que estes ensaios de tração não foram realizados. Assim, no caso das chapas GU1, GU3 e GU5, utilizou-se a direção de 45°, enquanto para a GU12 a direção de 90°, que coincide com a transversal do tubo. Evidentemente, calibrações dos modelos de dano serão necessárias a partir de curvas experimentais que deverão ser obtidas em trabalhos futuros.

Figura 102 - Curvas força vs. deslocamento para análises numéricas de DWTT



Fonte: Autor

Portanto, não é possível discutir a respeito destes resultados, já que ensaios experimentais não foram conduzidos em espécimes DWTT de aço API X80<sup>30</sup> para sequer garantir que os resultados numéricos são representativos do comportamento real. Todavia, o autor realizou estas análises sem grandes dificuldades e detém a competência necessária para a modelagem e tratamento dos resultados em trabalhos futuros.

#### 4.2.5 Análise das parcelas energéticas

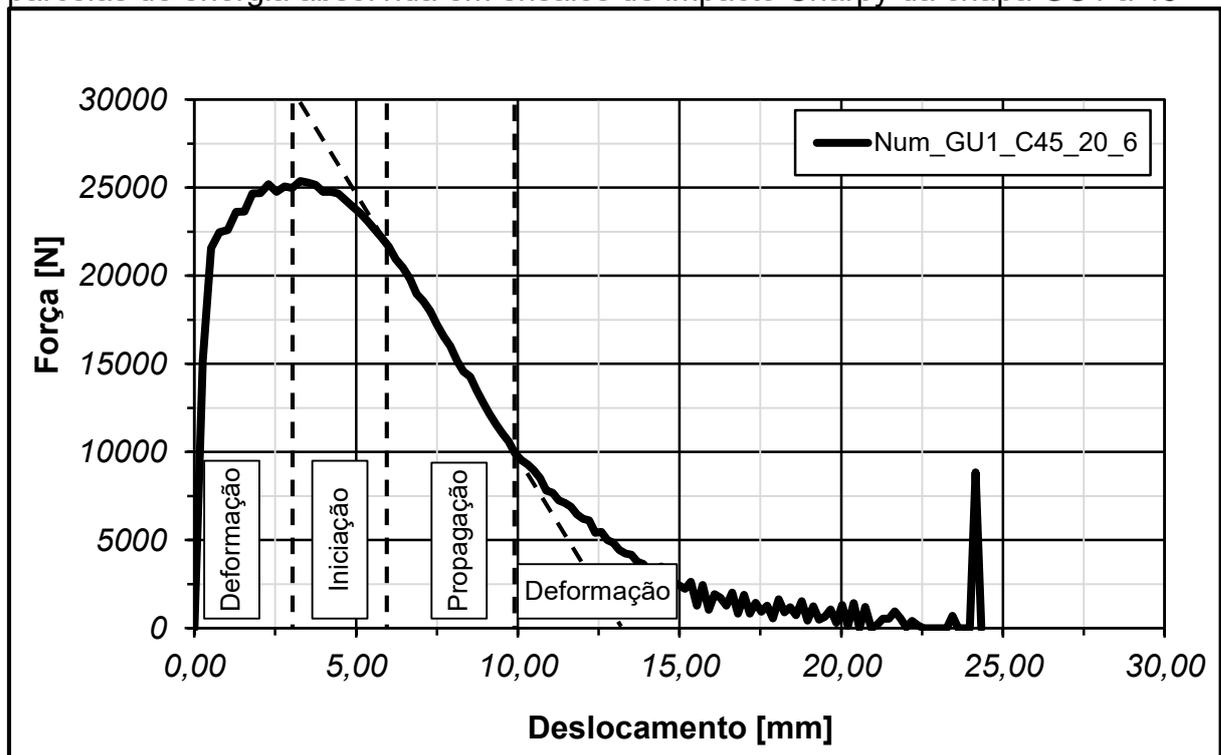
De modo a finalizar a apresentação dos resultados envolvendo análises numéricas de espécimes laboratoriais, são mostrados na sequência os desdobramentos da aplicação das metodologias propostas por Leis (2013) e Moço (2017), no que diz respeito à separação das parcelas energéticas dedicadas à deformação de corpo, iniciação de propagação da trinca e à propagação estável de fato. Vale ressaltar que os resultados desta seção para a chapa GU12 merecem maior

<sup>30</sup> Sobre o aço genérico que foi ensaiado, não eram conhecidas as propriedades mecânicas, o que impossibilitou qualquer comparação no âmbito numérico-experimental.

aprofundamento, haja visto que a calibração do modelo numérico não foi satisfatória e, mesmo os resultados experimentais são ambíguos quanto a identificação de um regime de propagação estável da trinca.

Deste modo, a Figura 103 mostra a discretização das regiões de interesse da curva força vs. deslocamento segundo a metodologia proposta por Leis (2013), para a chapa GU1 estudada neste trabalho (os resultados para as demais chapas encontram-se no Apêndice F), com destaque para a reta inclinada indicando o trecho de propagação estável. Conseqüentemente, as energias e respectivas frações energéticas obtidas segundo essa metodologia são apresentadas na Tabela 15, e a Figura 104 congrega esses resultados sobrepondo as previsões de Leis (2013) anteriormente mencionadas na Figura 32.

Figura 103 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU1 à 45°



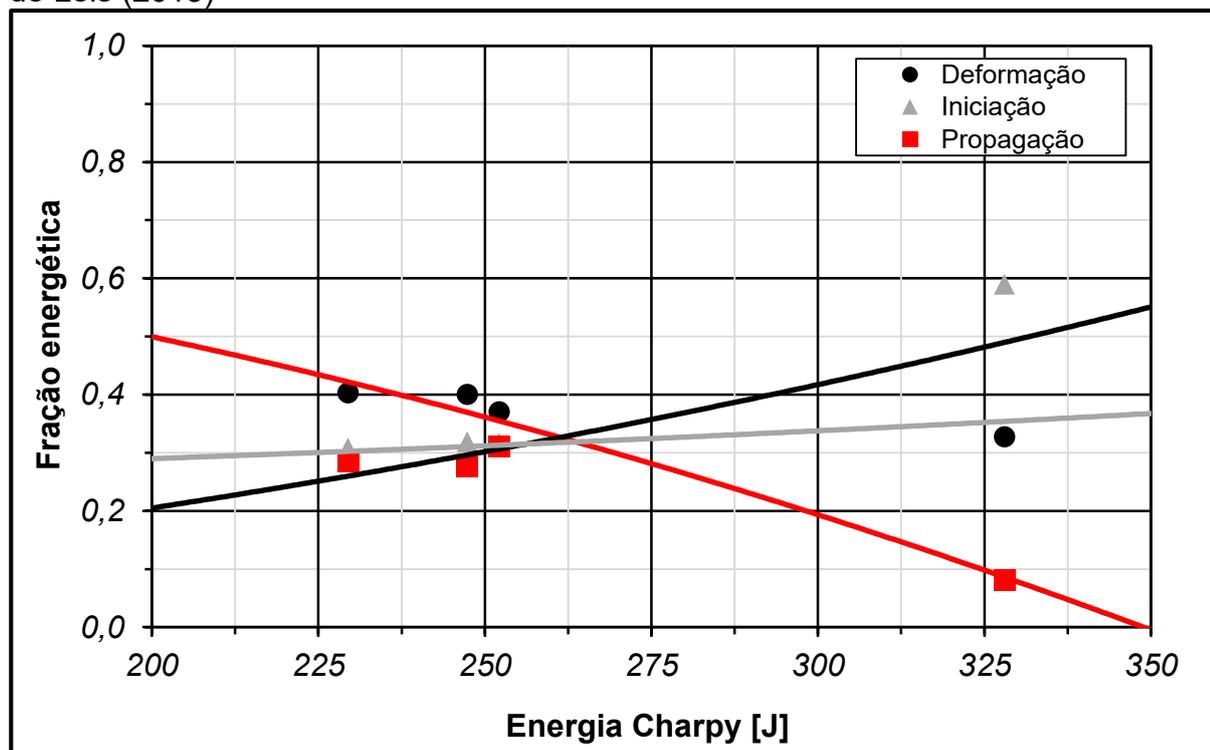
Fonte: Autor

Tabela 15 - Energias e frações energéticas dedicadas a cada fenômeno segundo metodologia proposta por Leis (2013), para ensaio Charpy

<b>Energias [J]</b>	<b>GU1</b>	<b>GU3</b>	<b>GU5</b>	<b>GU12</b>
<b>Deformação</b>	92,88	99,42	93,72	107,57
<b>Iniciação</b>	70,89	79,12	79,91	193,71
<b>Propagação</b>	65,68	68,81	78,49	26,69
<b>Total</b>	<b>229,45</b>	<b>247,35</b>	<b>252,11</b>	<b>327,98</b>
<b>Frações Energéticas</b>	<b>GU1</b>	<b>GU3</b>	<b>GU5</b>	<b>GU12</b>
<b>Deformação</b>	0,40	0,40	0,37	0,33
<b>Iniciação</b>	0,31	0,32	0,32	0,59
<b>Propagação</b>	0,29	0,28	0,31	0,08

Fonte: Autor

Figura 104 - Representação gráfica das frações energéticas obtidas pela metodologia de Leis (2013)

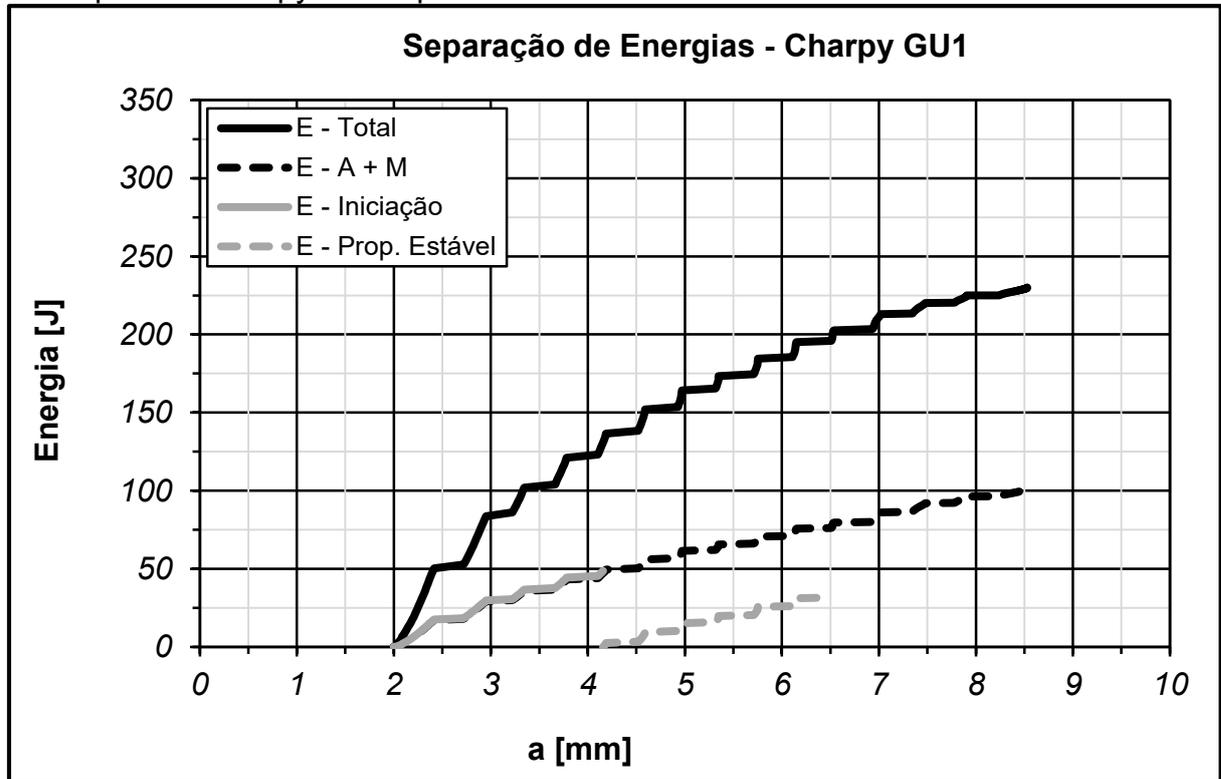


Fonte: Autor

Na sequência, é apresentada a separação de energias segundo modelo proposto por Moço (2017), assim como as energias e frações energéticas referentes a cada parcela (Tabela 16). Contudo, diferentemente da discretização discutida por Leis (2013), neste caso a porção de energia dedicada a deformação é a soma das energias absorvidas nas regiões de contato com o apoio e o martelo (A+M), e daquelas destinadas a deformação de corpo do espécime. Esta segunda parcela,

porém, foi suprimida na Figura 105, de modo a reproduzir a metodologia de Moço (2017) e destacar as frações de maior interesse.

Figura 105 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta por Moço (2017) em espécime Charpy da chapa GU1 à 45°



Fonte: Autor

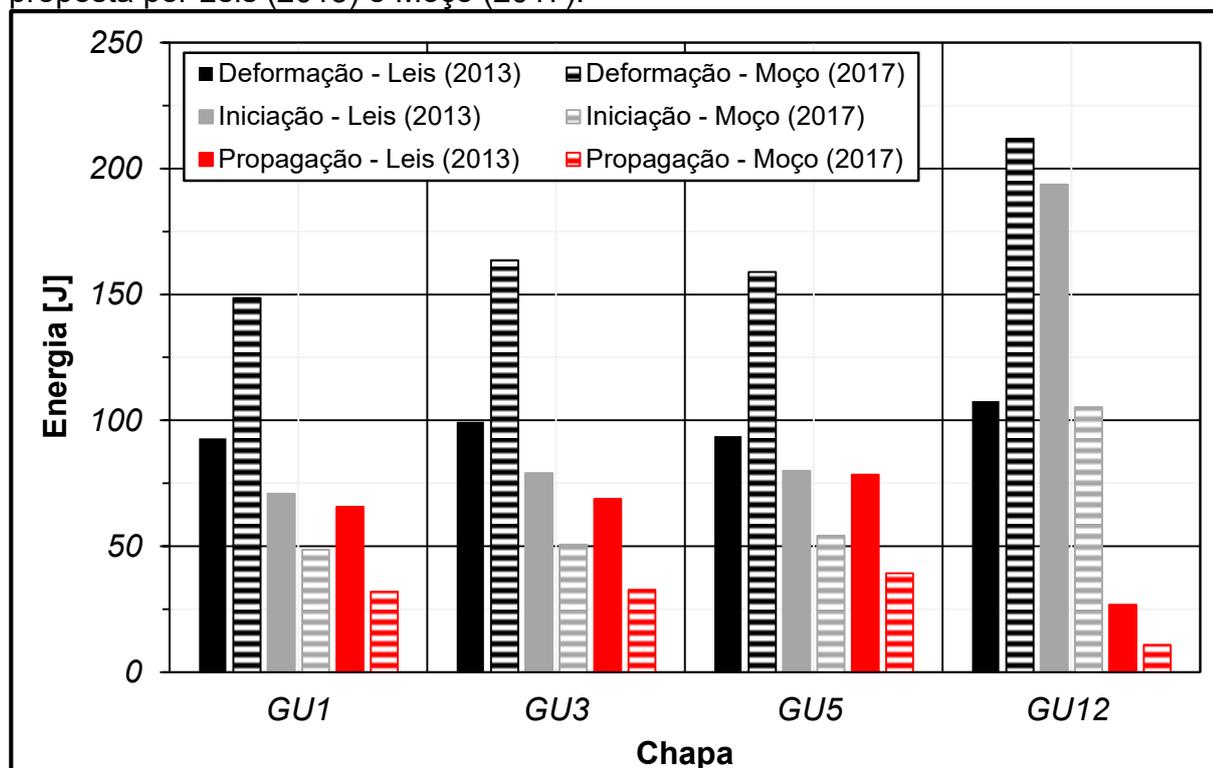
Tabela 16 - Energias e frações energéticas dedicadas a cada fenômeno segundo metodologia proposta por Moço (2017), para ensaio Charpy

<b>Energias [J]</b>	<b>GU1</b>	<b>GU3</b>	<b>GU5</b>	<b>GU12</b>
<b>Deformação (Corpo)</b>	47,28	54,73	49,72	100,45
<b>Deformação (A+M)</b>	101,24	108,89	109,26	111,44
<b>Iniciação</b>	48,64	50,64	54,18	105,26
<b>Propagação</b>	31,92	32,67	39,28	10,83
<b>Total</b>	<b>229,08</b>	<b>246,93</b>	<b>252,44</b>	<b>327,97</b>
<b>Frações Energéticas</b>	<b>GU1</b>	<b>GU3</b>	<b>GU5</b>	<b>GU12</b>
<b>Deformação (Corpo)</b>	0,21	0,22	0,20	0,31
<b>Deformação (A+M)</b>	0,44	0,44	0,43	0,34
<b>Iniciação</b>	0,21	0,20	0,21	0,32
<b>Propagação</b>	0,14	0,13	0,16	0,03

Fonte: Autor

De modo a concluir as discussões a respeito deste tópico, é possível observar uma tendência semelhante no comportamento das parcelas de deformação, iniciação e propagação entre as metodologias apresentadas (observando de uma perspectiva qualitativa), de acordo com o gráfico auxiliar da Figura 106, apesar de maiores refinamentos serem necessários e considerando as limitações da investigação envolvendo a chapa GU12.

Figura 106 - Comparação entre as parcelas de energia segundo discretização proposta por Leis (2013) e Moço (2017).

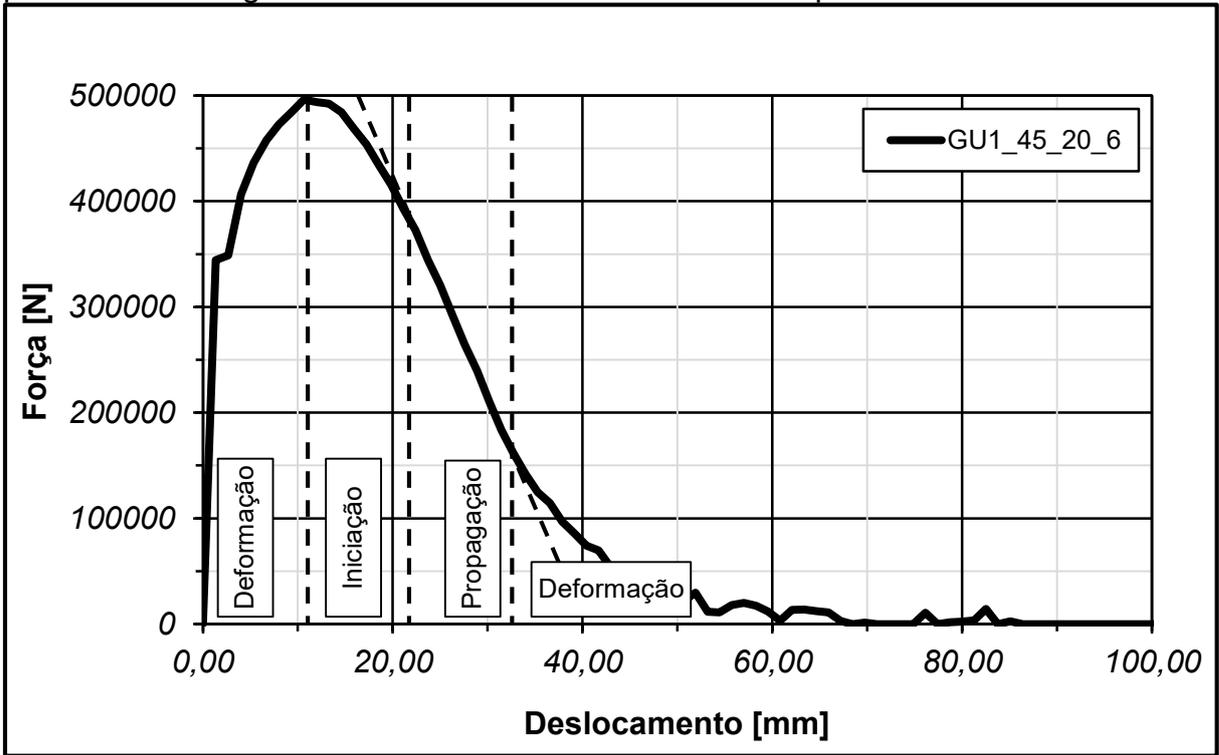


Fonte: Autor

Legenda: onde a "Deformação - Moço (2017)" diz respeito às parcelas de deformação dedicadas ao corpo e às regiões do apoio e do martelo.

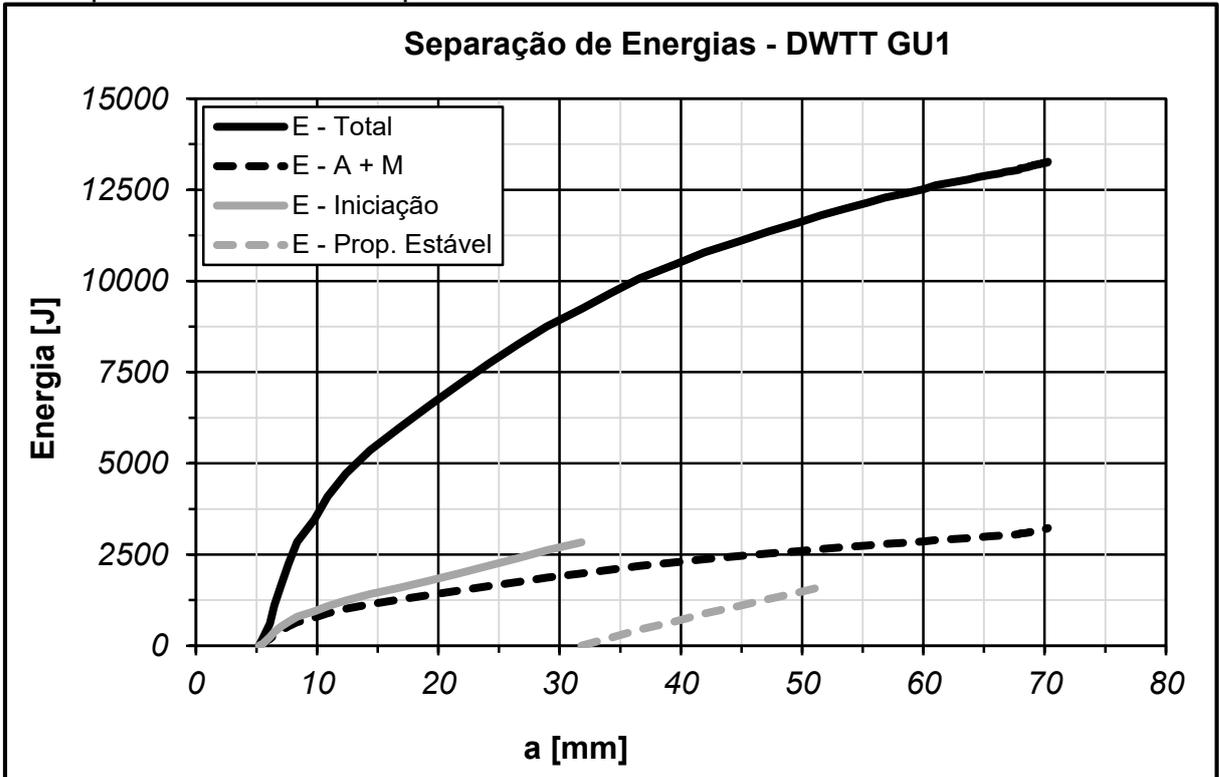
As análises realizadas para o Charpy também foram conduzidas para DWTT, cujos resultados são apresentados da mesma forma na sequência apenas para a chapa GU1, demonstrando a aplicabilidade da metodologia (Figura 107, Figura 108 e Tabela 17). Todavia, observa-se que as frações de energia dedicadas à propagação estável são comparáveis àquelas obtidas em ensaios Charpy, contrapondo as afirmações de Moço (2017), que estudara apenas um aço API X80 da literatura. O autor ressalta que isto não é uma crítica ao trabalho referido, mas sim um possível alerta para a dependência do comportamento do material em análise.

Figura 107 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios DWTT da chapa GU1 à 45°



Fonte: Autor

Figura 108 - Parcelas energéticas obtidas pela metodologia proposta por Moço (2017) em espécime DWTT da chapa GU1 à 45°



Fonte: Autor

Tabela 17 - Frações energéticas dedicadas a cada fenômeno segundo metodologia proposta por Moço (2017), para ensaio DWTT

<b>Energias [J] - GU1</b>	<b>Leis (2013)</b>	<b>Moço (2017)</b>
<b>Deformação (Corpo)</b>	-	5449,78
<b>Deformação (A+M)</b>	-	3227,24
<b>Deformação</b>	5368,30	-
<b>Iniciação</b>	5144,77	2837,80
<b>Propagação</b>	2752,48	1750,73
<b>Total</b>	<b>13265,55</b>	<b>13265,55</b>
<b>Frações Energéticas - GU1</b>	<b>Leis (2013)</b>	<b>Moço (2017)</b>
<b>Deformação (Corpo)</b>	-	0,41
<b>Deformação (A+M)</b>	-	0,24
<b>Deformação</b>	0,40	-
<b>Iniciação</b>	0,39	0,21
<b>Propagação</b>	0,21	0,13

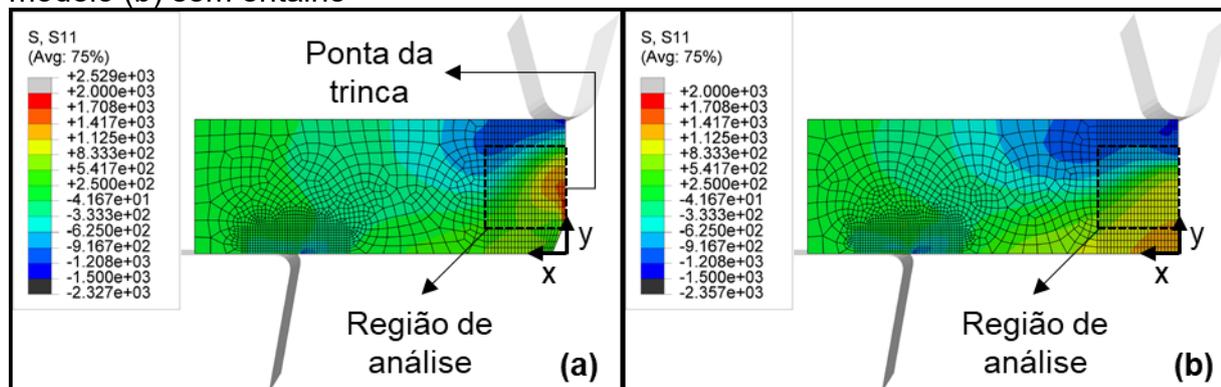
Fonte: Autor

#### 4.2.6 Investigação dos campos de tensão no domínio de propagação

A partir da metodologia apresentada para investigação dos campos de tensão no domínio de interesse, destacam-se neste tópico os resultados para um instante referente a um tamanho de trinca de 5 mm ( $a/W = 0,5$ ) no espécime CVN.

Portanto, a Figura 109 mostra os campos de tensão na direção x considerando a geometria indeformada (para facilitar a visualização), enquanto a Figura 110 exhibe os valores graficamente para algumas fatias de ambos modelos (em função da largura W).

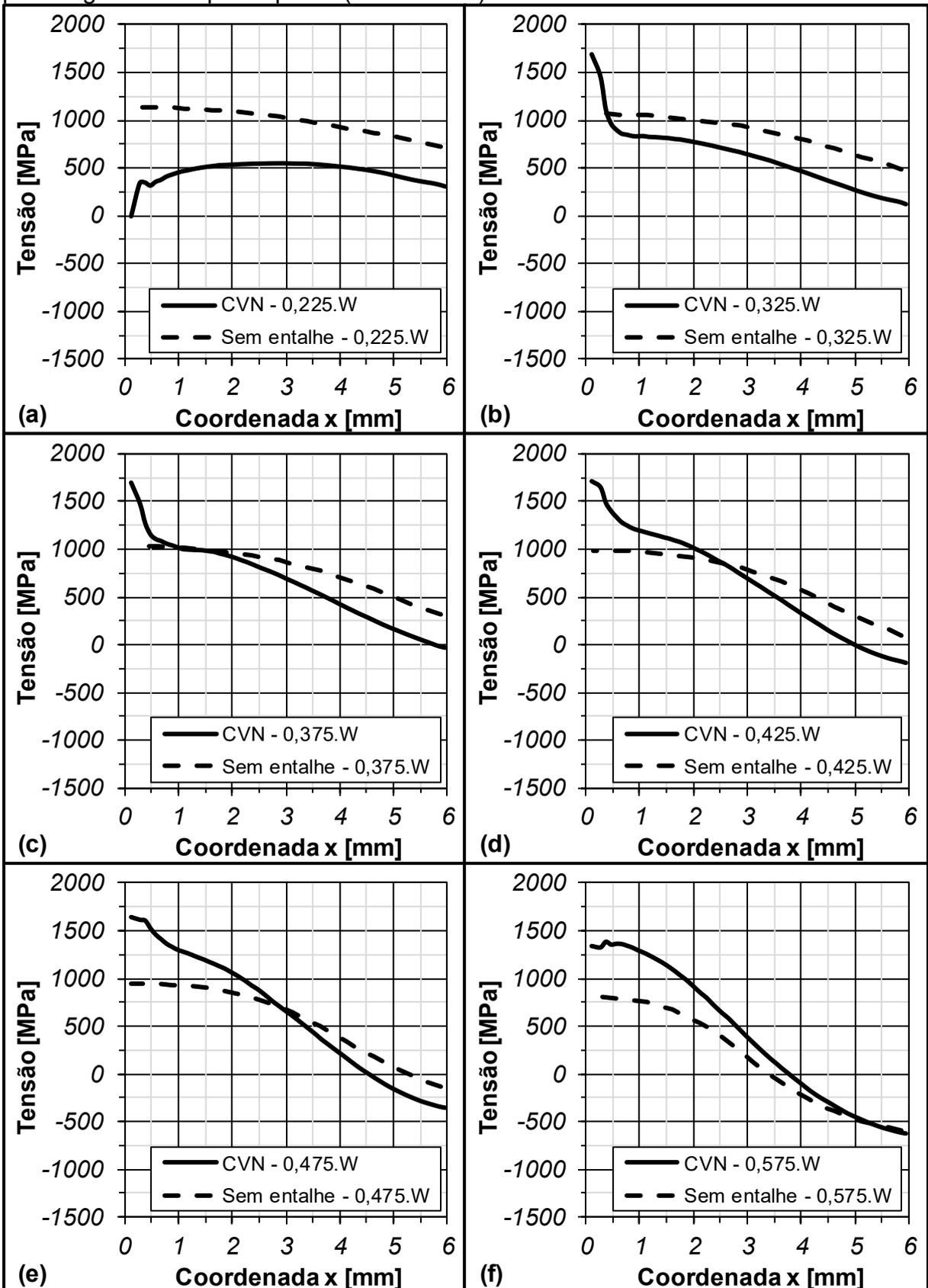
Figura 109 - Resultados de tensão na direção x para o modelo (a) CVN e para o modelo (b) sem entalhe



Fonte: Autor

Legenda: a orientação dos eixos foi redefinida para melhor compreensão dos resultados gráficos.

Figura 110 - Gradientes de tensão na direção x para distâncias em y normalizadas pela largura do corpo de prova ( $W = 10 \text{ mm}$ )



Fonte: Autor

Legenda: de acordo com o sistema de coordenadas apresentado na Figura 112

Observa-se, então, o notável desvio entre os gradientes de tensão para cada fatia entre os modelos. Para o CVN, fica evidente o aumento das tensões próximo da região da ponta da trinca (coordenada  $x = 0$  mm), enquanto remotamente a magnitude desta grandeza em ambos os modelos tende a convergir (coordenada  $x > 6$  mm). Deste modo, se investigações futuras de fato mostrarem tal convergência, será possível definir de maneira mais criteriosa a região afetada pela presença da trinca, que vai além da dimensão do domínio de propagação definido por Moço (2017)<sup>31</sup>, os quais deverão ser reconfigurados para que as avaliações energéticas sejam aprimoradas.

#### 4.2.7 Duto

As simulações realizadas para a estrutura real, até o momento, foram conduzidas apenas de forma exploratória, uma vez que o autor dedicou esforços a caracterização completa do material para que, nesta análise, possam ser incorporadas as propriedades adequadas.

Em um primeiro momento, o autor realizou simulações sem incorporar as sub-rotinas de depressurização, apenas com a finalidade de gerar o modelo. Na sequência, a depressurização foi levada em consideração e, na Figura 111 é possível notar a diferença do comportamento da estrutura em ambos os casos, principalmente no que diz respeito a formação de *flaps* ondulados atrás da trinca em propagação quando considerada a queda de pressão.

Figura 111 - (a) Modelo envolvendo pressão interna constante e (b) análise com decaimento de pressão



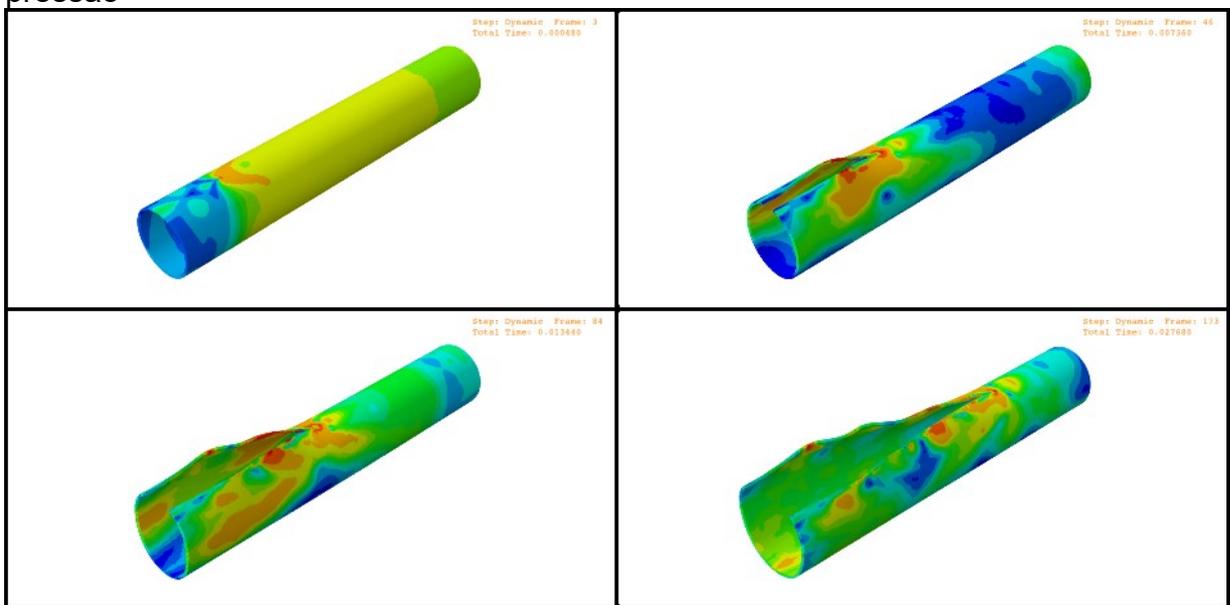
Fonte: Autor

Legenda: a escala foi suprimida pois os valores de tensão não são relevantes nesse momento.

<sup>31</sup> Moço (2017) definiu coordenada  $x = 2$  mm como limite para o domínio de propagação.

Deste modo, a Figura 112 mostra alguns instantes da simulação completa, sendo que a sequência do trabalho explorará em detalhes as energias, tensões e deformações envolvidas, tanto para início da fratura quanto para o regime de propagação estável. Porém, para que esse aprofundamento possa ser realizado de forma proveitosa, é necessário conhecer as propriedades dos materiais em estudo por completo, de forma que os resultados obtidos possam ser interpretados coerentemente.

Figura 112 - Resultados da simulação preliminar do duto envolvendo decaimento de pressão



Fonte: Autor



## 5 CONCLUSÕES

Para que seja traçado um paralelo entre as conclusões e o fenômeno de *crack arrest*, o autor rememora que as chapas GU1 e GU3 permitiram a propagação de trincas sem previsão de frenagem, enquanto as chapas GU5 e GU12 promoveram o *arrest*, segundo informações de recebimento dos materiais.

Assim, a partir das análises de dureza e química, conclusões breves sucederam-se, merecendo atenção a menor dureza da chapa GU12 e, ainda para este material, as marcantes diferenças de composição química, salientando a maior porcentagem em massa de Nióbio. Nestes aspectos, a dureza por si só não permite uma conclusão direta e tem caráter mais informativo, por outro lado, o resultado da análise química pode nortear pesquisas futuras, haja visto que o uso de micro adições de Nióbio para aumento de resistência mecânica tem sido amplamente difundido, e, no cenário do presente estudo, pode ter desempenhado papel relevante na ocorrência do *arrest*.

Ainda no que tange os aspectos microestruturais, a ocorrência de delaminações nas chapas GU1 e GU3 merece maiores investigações, neste caso podendo ser suportadas por análises metalográficas envolvendo MEV. Este fato chama atenção, pois foi ocorrente apenas nas chapas que permitiram propagação, enquanto a GU5 apresentou uma superfície de fratura livre de qualquer evento como este, enquanto a GU12 exibiu um comportamento muito diferente das demais, como será discutido.

No que diz respeito aos ensaios experimentais de tração, chamou-se atenção para os cuidados necessários durante a etapa de fabricação dos espécimes, uma vez que fração significativa dos testes foi invalidada para fins de análise de imagem, em virtude de ocorrência de estrição próxima aos raios de concordância. Todavia, após solucionado este inconveniente, usinando um grande raio de curvatura na região sensível, os ensaios foram executados sem maiores problemas, assim como o tratamento dos dados. Finalmente, os resultados envolvendo o estudo da área elíptica demonstraram potencial, e, por meio deles, foi possível notar a implicação da ortotropia no comportamento real do material.

Os ensaios de impacto Charpy, por sua vez, foram os mais esclarecedores. Primeiramente, a simples avaliação visual das superfícies de fratura permitiu inferir sobre a tendência de comportamento das chapas. As duas primeiras, GU1 e GU3,

que permitiram propagação, apresentaram, invariavelmente, delaminações, enquanto GU5 e GU12 não. Além disso, quando observadas as deformações nas duas chapas que promoveram *arrest*, notaram-se ocorrências diferentes entre ambas. Enquanto a primeira (GU5) exibiu um comportamento característico de materiais dúcteis, com fratura plana no centro e bandas de cisalhamento nas bordas, somado a acentuado afinamento lateral, a segunda (GU12) caracterizou-se por deformação plástica generalizada, ausência de fratura plana no centro, praticamente nenhuma evidência de propagação da trinca, mas sim de rasgamento dúctil, e notável deformação nas regiões de contato entre espécime e apoios.

De modo a complementar as conclusões sobre o ensaio de impacto Charpy, os resultados quantitativos (curvas força vs. deslocamento e energias absorvidas) corroboraram com as observações mencionadas no parágrafo anterior, mas com uma pequena ressalva: as energias absorvidas pelas três primeiras chapas (GU1, GU3 e GU5) foram similares, inclusive exibindo mesmo comportamento em termos de força vs. deslocamento. Sendo assim, investigações adicionais na chapa GU5, em nível microestrutural, poderão identificar potenciais diferenças que indiquem razões para ocorrência de *arrest* neste material. A chapa GU12, por sua vez, novamente apresentou comportamento diferenciado, absorvendo energias de aproximadamente o dobro em relação às demais e praticamente atingindo a capacidade do pêndulo de impacto (450 J).

Em relação aos ensaios de impacto DWTT, a metodologia para preparação das amostras se mostrou apropriada para se atingir amostras planejadas e prontas para realização dos ensaios na *Drop Tower* disponível na instituição. Ainda, a execução da técnica *gull wing* é algo pouco utilizada por ser desafiadora e onerosa, assim, o desenvolvimento desta competência foi fundamental para a expansão dos conhecimentos e versatilidade do grupo de pesquisa. Quanto aos resultados dos testes preliminares empregando corpos de prova genéricos, foram importantes para comprovar a reprodutibilidade da máquina, avaliar o funcionamento do sistema de aquisição instalado e a robustez do equipamento como um todo, pontos que resultaram positivos.

Sobre as análises numéricas, apresentaram apropriada capacidade para descrição do comportamento dos materiais em estudo, seja por meio das curvas força vs. deslocamento dos ensaios de tração incluindo apenas plasticidade, ou das curvas Charpy envolvendo dano. Neste ponto, a calibração das variáveis do modelo GTN e

Johnson-Cook também mostraram êxito, com ressalvas para a chapa GU12 cujo comportamento díspar merece avaliações mais cautelosas. As simulações DWTT e do duto compartilham dos mesmos comentários, sendo que, no primeiro caso, trata-se de uma análise similar à Charpy e, portanto, há domínio em termos de metodologia. Quanto ao duto, a modelagem e compreensão das sub-rotinas em Fortran foram realizadas sem maiores problemas, permitindo com que o autor detivesse a devida flexibilidade para lidar com esta linguagem de programação – a deformada típica esperada do duto foi obtida, embora não existam dados reais à disposição para uma validação neste sentido.

O estudo das parcelas energéticas em espécimes Charpy, por sua vez, as discretizando em porções dedicadas a deformação de corpo, iniciação de trinca e propagação estável, segundo metodologias propostas por Leis (2013) e Moço (2017), também foram realizadas sucesso, sendo que maior aprofundamento se faz necessário para que critérios ainda mais robustos sejam estabelecidos, eliminando qualquer subjetividade envolvida na separação dos domínios propostos por Moço (2017) ou nas regiões definidas por Leis (2013). Quanto aos espécimes DWTT, foi mostrado que as metodologias são aplicáveis, porém, as análises numéricas exigem calibrações com os ensaios experimentais, os quais deverão ser executados em estudos futuros.

As análises numéricas envolvendo a investigação preliminar acerca dos campos de tensão do espécime CVN mostraram potencial, uma vez que pôde-se observar um distúrbio além dos domínios sugeridos por Moço (2017), gerado pela trinca em propagação. Assim, os próximos desenvolvimentos nesta linha de pesquisa deverão investigar e aplicar a metodologia proposta em maior profundidade, de modo a mapear as regiões de interesse e reconfigurar os domínios de forma mais criteriosa.

Por fim, o autor entende que um panorama geral acerca do assunto foi estabelecido, bem como um alicerce que trata de diversas frentes de investigação necessárias para continuidade dos estudos em trabalhos futuros que aprofundem o entendimento sobre as variáveis mecânicas e microestruturais que impactam no *crack arrest*.



## 6 TRABALHOS FUTUROS

Como sugestões para trabalhos futuros, devem ser considerados:

- a) a caracterização completa dos aços à tração, incorporando estudos para determinação do fator  $k$  de Bridgman em cenários de notável ortotropia;
- b) a caracterização completa das chapas estudadas por meio de ensaios de impacto DWTT;
- c) a caracterização microestrutural, incluindo MEV e *Electron BackScatter Diffraction* (EBSD), das quatro chapas, visando identificar diferenças e potenciais relações com o fenômeno de *crack arrest*;
- d) o estudo dos conceitos de fratura dinâmica sob uma perspectiva energética, levando em consideração efeitos inerciais e ondas de tensão;
- e) a partir de análises numéricas dos ensaios CVN e DWTT, e baseando-se na metodologia proposta por Moço (2017), a investigação das energias dissipadas no contato do espécime com o martelo e apoios, além de energias espúrias que não sejam de interesse, buscando isolar a parcela dedicada à propagação estável, empregando critérios mais robustos e objetivos, a exemplo da análise envolvendo os campos de tensão realizada neste trabalho;
- f) a identificação, nas simulações numéricas do duto, as condições para instabilidade plástica na presença de trinca e como ocorre (se de forma localizada ou distribuída à frente da trinca), analisando a influência da singularidade para o início do processo de falha. Caso se justifique a partir da caracterização mecânica completa das chapas, aplicar propriedades ortotrópicas nestas análises.



## REFERÊNCIAS

- AL-ANEZI, M. A. et al. Pipeline failure by transit fatigue. **Journal of Failure Analysis and Prevention**, n. 9, p. 35-38, 31 Dec. 2009.
- ANDERSON, T. L. Fracture mechanics: fundamentals and applications. Boca Raton: Taylor & Francis, 2017.
- ANP. **Anuário estatístico brasileiro do petróleo, gás natural e biocombustíveis**. Rio de Janeiro: [s.n.], 2019.
- API. **API 5L**: Specification for Line Pipe. 45<sup>a</sup>. ed. Washington D. C.: API Publishing Services, 2013.
- ASTM. **E112**: Standard test methods for determining average grain size. West Conshohocken: ASTM International, 2013.
- ASTM. **E436**: Standard test method for drop-weight tear tests os ferritic steels. West Conshohocken: ASTM International, 2014.
- ASTM. **ASTM E8/E8M**: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic. West Conshohocken: ASTM International, 2016.
- ASTM. **E23**: Standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials. West Conshohocken: ASTM International, 2018.
- AZEVEDO, N. B. **Avaliação experimental de curvas tensão por deformação verdadeiras de materiais ferrosos e não ferrosos utilizando a Correção de Bridgman**. Centro Universitário FEI. São Bernardo do Campo. 2011.
- BARENBLATT, G. I. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. **Advances in Applied Mechanics**, New York, v. VII, p. 55-129, 1962.
- BBC. World News: US & Canada. **BBC**, 2019a. Disponível em: <<https://www.bbc.com/news/world-us-canada-49049378>>. Acesso em: 11 Nov. 2019.
- BBC. World News: US & Canada. **BBC**, 2019b. Disponível em: <<https://www.bbc.com/news/world-us-canada-47055952>>. Acesso em: 11 Nov. 2019.

BERARDO, G. et al. **On longitudinal propagation of a ductile fracture in a gas line pipe**: numerical and experimental analysis. Proceedings of International Pipeline Conference. Calgary: [s.n.]. 2000.

BRIDGMAN, P. W. **Studies in large plastic flow and fracture**. 1<sup>a</sup>. ed. New York: McGraw-Hill Book Company, 1952.

BRITISH PETROLEUM. **BP statistical review of world energy**. 68<sup>a</sup>. ed. Londres: Whitehouse Associates, 2019.

BROCKS, W. et al. Computational Aspects of Nonlinear Fracture Mechanics. In: MILNE, I.; RITCHIE, R. O.; KARIHALOO, B. **Comprehensive Structural Integrity: Fracture of Materials from Nano to Macro**. [S.I.]: Elsevier, v. III, 2003. Cap. 3.03.4, p. 146-154.

BURDEKIN, F. M.; STONE, D. E. W. The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials. **Journal of Strain Analysis**, v. 1, p. 145-153, Sept. 1966.

CASTANEDA, H.; ROSAS, O. External corrosion of pipelines in soil. In: REVIE, R. W. **Oil and gas pipelines: integrity and safety handbook**. Hoboken: Wiley, v. II, 2015. Cap. 20, p. 267-274.

CHANDA, S. **Temperatura effects on dynamic fracture of pipeline steel**. Universidade de Alberta. Alberta, p. 89. 2015.

CONFAB INDUSTRIAL S.A. **Tubos para Condução**. [S.I.], p. 12. 2004.

DAWES, M. G. et al. Fracture mechanics tests on welded joints. **Nonlinear Fracture Mechanics, ASTM STP 995**, Philadelphia, v. I, p. 191-213, 1989.

DEMOFONTI, G. et al. **Step by step procedure for the two specimen CTOA test**. The 9th EPRG/PRCI Biennial Joint Techlogy Meeting on Pipeline Research. [S.I.]: [s.n.]. 1995. p. 18.1-18.10.

DEMOFONTI, M. G.; ROOVERS, P. **Existing methods for the evaluation of material fracture resistance for high grade steel pipelines**. Proceedings of the PRCI-EPRG-APRA 16th Biennial Joint Technical Meeting on Pipeline Research. Canberra: [s.n.]. 2007.

DOWLING, N. E. Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue. 4<sup>a</sup>. ed. Nova Jersey: Prentice Hall, 2012.

DUAN, D. M.; ZHOU, J. **Speed dependent fracture toughness and the effect on fast ductile fracture propagation in gas pipelines**. The 12th International Conference on Fracture. Ottawa: [s.n.]. 2009.

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

EIBER, B. Fracture Propagation - 1: fracture-arrest prediction requires correction factors. **Oil e Gas Journal**, v. 106, Oct. 2008a.

EIBER, B. Fracture Propagation - conclusion: prediction steel grade dependent. **Oil e Gas Journal**, v. 106, Oct. 2008b.

EIBER, R. J. et al. **Fracture Control Technology for Natural Gas Pipelines, NG-18 Report 208**. Pipeline Research Council International. [S.I.]. 1993.

FALESKOG, J. et al. Cell model for nonlinear fracture analysis - I. Micromechanics calibration. **International Journal of Fracture**, 1998. 355-373.

FARAHANI, H. K. et al. Determination of Johnson-Cook plasticity model parameters for Inconel718. **Journal of Materials Engineering and Performance**, Outubro 2017.

GANHARUL, G. K. Q. **Avaliação fenomenológico-experimental do efeito da triaxialidade de tensões pós-instabilidade na determinação das propriedades tensão-deformação por meio de ensaio de tração uniaxial**. Centro Universitário FEI. São Bernardo do Campo. 2012.

GAO, M.; KRISHNAMURTY, R. Mechanical damage in pipelines: a review of the methods and improvements in characterization, evaluation, and mitigation. In: REVIE, R. W. **Oil and Gas Pipelines: integrity and safety handbook**. 1. ed. Hobken: Wiley, 2015. Cap. 22, p. 289-325.

GODEFROID, L. B. et al. Microstructure and mechanical properties of two API steels for iron ore pipelines. **Materials Research**, n. 17, p. 114-120, 2014.

GOODNO, B. J.; GERE, J. M. Stresses in Beams (Basic Topics). In: GOODNO, B. J.; GERE, J. M. **Mechanics of Materials**. 9<sup>a</sup>. ed. Boston: Cengage Learning, 2018. Cap. 6, p. 445-551.

GRAY, J. M.; SICILIANO, F. High strength microalloyed linepipe: half a century of evolution. **Microalloyed Steel Institute**, Houston, 2009. 20-45.

GURSON, A. L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part 1 - Yield criteria and flow rules for porous ductile media. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 99, p. 2-15, 1977.

HIGUCHI, R. et al. **New concepts and test methods on running ductile fracture arrest for high pressure gas pipeline**. Proceedings of the 24th World Gas Conference. Buenos Aires: [s.n.]. 2009.

HILL, R. **The Mathematical Theory of Plasticity**. [S.I.]: Oxford University Press, 1998.

HISLOP, M. smart-pig-pipeline. **North American Energy News**, 2017. Disponível em: <<http://theamericanenergynews.com/markham-on-energy/pipeline-integrity-keystone-canada-29nov17/attachment/smart-pig-pipeline>>. Acesso em: 12 Fev. 2019.

HORSLEY, D. J. Background to the use of CTOA for prediction of dynamic ductile fracture arrest in pipelines. **Engineering Fracture Mechanics**, Calgary, n. 70, p. 547-552, 2 Julho 2003.

HOSFORD, W. F.; CADDELL, R. M. **Metal forming: mechanics and metallurgy**. 4<sup>a</sup>. ed. New York: Cambridge University Press, 2011.

HSU, J. et al. Deadly Gas-Pipeline Explosions Rock Taiwan. **The Wall Street Journal**, 2014. Disponível em: <<http://www.wsj.com/articles/gas-explosions-in-taiwan-kill-at-least-25-1406893177>>. Acesso em: 21 Jun. 2017.

HUTCHINSON, J. W. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material. **Journal of Mechanics and Physics of Solids**, v. 16, p. 13-31, 1968.

INSTRON. **Model 8150 Impact Tester: Operating Instructions**. [S.I.]: [s.n.], 2006.

IRWIN, G. R. **Plastic zone near a crack and fracture toughness**. Sagamore Research Conference Proceedings. [S.I.]: [s.n.]. 1961. p. 63-78.

ISO. **ISO 14556: Metallic materials - Charpy V-notch pendulum impact test - Instrumented test method.** Geneva: ISO, 2015.

ISO. **ISO 148-1: Metallic materials - Charpy pendulum impact test - Part 1: Test method.** Geneva. 2016.

JOHNSON, R.; COOK, W. K. **A constitutive model and data for metals subjected to large strains high strain rates and high temperatures.** The 7th International Symposium on Ballistics. [S.l.]: [s.n.]. 1983. p. 541-548.

KALWA, C. Pipe Manufacture: longitudinal submerged arc welded large diameter pipe. In: REVIE, R. W. **Oil and Gas Pipelines: integrity and safety handbook.** 1<sup>a</sup>. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2015. Cap. 12.

KNAUF, G.; KULGEMEYER, A. Pipe Manufacture: introduction. In: REVIE, R. W. **Oil and Gas Pipelines: integrity and safety handbook.** 1<sup>a</sup>. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2015. Cap. 11.

KNOOP, F. M. Pipe manufacture: spiral pipe. In: REVIE, R. W. **Oil and gas pipelines: integrity and safety handbook.** Hoboken: Wiley, v. II, 2015. Cap. 13, p. 195-201.

LEIS, B. N. **Relationship between apparent Charpy vee-notch toughness and the corresponding dynamic crack propagation resistance.** Batelle Report to R. J. Eiber Constultant Inc. Canada. [S.l.], p. 3-97. 1998.

LEIS, B. N. **Evolution of line pipe steel and its implication for transmission pipeline design.** Proceedings of International Pipeline Conference. Calgary: [s.n.]. 2002.

LEIS, B. N. The Charpy impact test and its applications. **The Journal of Pipeline Engineering**, p. 183-198, Sept. 2013.

LEIS, B. N. Arresting propagating shear in pipelines (part 1). **Steel in Translation**, v. 45, n. 1, p. 1-17, 2015a. ISSN 0967-0912.

LEIS, B. N. Arresting propagating shear in pipelines (part 2). **Steel in Translation**, v. 45, n. 3, p. 161-174, 2015b. ISSN 0967-0912.

LIU, H. **Pipeline Engineering.** Boca Raton: CRC Press, 2018.

MAKINO, H. et al. Prediction for crack propagation and arrest of shear fracture in ultra-high pressure natural gas pipelines. **Iron and Steel Institute of Japan**, v. 41, n. 4, p. 381-388, 2001.

MAKINO, H. et al. **Fracture propagation and arrest in high-pressure gas transmission pipeline by ultra high strength line pipes**. Proceedings of 7th International Pipeline Conference. Calgary: [s.n.]. 2008.

MAKINO, H. et al. **Fracture arrestability of high pressure gas transmission pipelines by high strength pipelines**. Proceedings of Pipeline Technology Conference. Ostend: [s.n.]. 2009.

MAXEY, W. A. **Fracture initiation, propagation and arrest**. 5th Symposium on Line Pipe Research. Houston: [s.n.]. 1974.

MAXEY, W. A. et al. **Ductile fracture arrest in gas pipeline**. Arlington: American Gas Association, 1975.

MCS. Dead Weight Tear Test. **MCS**, 2019. Disponível em: <<http://www.mcstestingmachines.com/dead-weight-tear-test.html>>. Acesso em: 29 Maio 2019.

MOÇO, R. F. **Correlação da fenomenologia da fratura dúctil de gasodutos e corpos de prova dinâmicos Charpy e DWTT empregando o modelo GTN a aços avançados classe API**. Centro Universitário FEI. São Bernardo do Campo. 2017.

MRÓZ, Z. Strength Theories. In: MILNE, I.; RITCHIE, R. O.; KARIHALOO, B. **Comprehensive Structural Integrity: Fracture of Materials from Nano to Macro**. [S.l.]: Elsevier, v. II, 2003. Cap. 2.01.9, p. 42-44.

NAKAMURA, T. et al. Analysis of a dynamically loaded three-point-bend ductile fracture specimen. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 25, p. 323-339, 1986.

NAKAMURA, T. et al. Three-dimensional transient analysis of a dynamically loaded three-point-bend ductile fracture specimen. **Nonlinear Fracture Mechanics, ASTM STP 995**, Philadelphia, v. I, p. 217-241, 1988.

NONN, A.; KALWA, C. **Analysis of dynamic ductile fracture propagation in pipeline steels: a damage-mechanics' approach.** 6th International Pipeline Technology Conference. Ostend: [s.n.]. 2013. p. 20.

NTSB. **20-inch-diameter buried steel transmission pipeline.** National Transportation Safety Board. Indianapolis, p. 7. 1997.

NTSB. **Rupture of Florida gas transmission pipeline and release of natural gas.** National Transportation Safety Board. Washington, p. 17. 2009.

PEREIRA, L. D. S. **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.** Centro Universitário FEI. São Bernardo do Campo. 2017.

PINEAU, A.; PARDOEN, T. Failure of Metals. In: MILNE, I.; RITCHIE, R. O.; KARIHALOO, B. **Comprehensive Structural Integrity: Fracture of Materials from Nano to Macro.** [S.I.]: Elsevier, v. II, 2003. Cap. 2.06.3, p. 709-770.

PISTONE, V.; MANUCCI, G. **Fracture arrest criteria for spiral welded pipes.** Pipeline Technology Conference. Brugge: [s.n.]. 2000. p. 455-469.

POBEREZHZNYI, L. et al. Fatigue and failure of steel of offshore gas pipeline after the laying operation. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, n. 16, p. 524-536, April 2016.

PYSHMINTSEV, I. et al. **Mechanical and metallurgical aspects of the resistance to ductile fracture propagation in the new generation of gas pipelines.** International Pipeline Conference. Alberta: [s.n.]. 2014. p. 1-11.

RAGAB, A.-R.; BAYOUMI, S. E. **Engineering solid mechanics: fundamentals and applications.** Boca Raton: CRC Press, 1999.

RAVI-CHANDAR, K. Dynamic Fracture. In: MILNE, I.; RITCHIE, R. O.; KARIHALOO, B. **Comprehensive Structural Integrity: Fracture of Materials from Nano to Macro.** [S.I.]: Elsevier, v. II, 2003. Cap. 2.05.6, p. 286-361.

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, 1968.

RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material. **Journal of Mechanics and Physics of Solids**, v. 16, p. 1-12, 1968.

ROESLER, J. et al. **Mechanical Behaviour of Engineering Materials**. New York: Springer, 2007.

RUGGIERI, C. et al. Numerical modeling of ductile crack growth in 3-D using computational cell elements. **International Journal of Fracture**, 1996. 67-95.

SHIM, D.-J. et al. **Numerical simulation of dynamic ductile fracture propagation using cohesive zone modeling**. Proceedings of 7th International Pipeline Conference. Alberta: [s.n.]. 2008.

SHIN, S. Y. et al. Correlation of microstructure and charpy impact properties in API X70 and X80 line-pipe steels. **Materials Science and Engineering**, n. 458, p. 281-289, 2007.

SILVA, L. N. G. D. **Desenvolvimento de metodologia para confecção e ensaio de amostras extraídas da espessura de chapas grossas - parte 1: ensaios de tração**. Centro Universitário FEI. São Bernardo do Campo. 2016a.

SILVA, L. N. G. D. **Investigação experimental das propriedades mecânicas ortotrópicas de aços API 5L X80**. Centro Universitário FEI. São Bernardo do Campo. 2017.

SILVA, R. A. et al. Precipitation and grain size effects on the tensile strain-hardening exponents of an API X80 steel pipe after high-frequency hot-induction bending. **Metals**, v. 8, n. 168, p. 1-13, 2018.

SILVA, T. Z. D. **Desenvolvimento de metodologia para confecção e ensaio de amostras extraídas da espessura de chapas grossas - parte 2: ensaios de impacto Charpy**. Centro Universitário FEI. São Bernardo do Campo. 2016b.

SIMHA, C. H. M. et al. Non-local phenomenological damage-mechanics-based modeling of the drop-weight tear test. **Engineering Fracture Mechanics**, n. 118, p. 66-82, Janeiro 2014.

SIMULIA. **Abaqus theory guide**. [S.l.]: Abaqus Software Documentation, v. 6.13-4, 2013.

SUGIE, E. et al. A study of shear crack propagation in gas-pressurized pipelines. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 104, p. 338-343, Nov. 1982.

TVERGAARD, V. On localization in ductile materials containing spherical voids. **International Journal of Fracture**, v. 18, p. 237-252, 1982.

TVERGAARD, V.; NEEDLEMAN, A. Analysis of a cup-cone fracture in a round tensile bar. **Acta Metall**, v. 3, p. 157-169, 1984.

WANCE GROUP. DWTT specimen notch press machine. **Wance Group**, 2019. Disponivel em: <<http://www.wance.net/products/luochuichongji/luochuiquekou/620675b7-fa67-4d1e-936f-98d2ef3e15a8.html>>. Acesso em: 29 Maio 2019.

WANG, B. et al. An engineering fracture parameter for non-J-controlled crack growth. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. XVII, n. 4, p. 469-477, 1994.

WELLS, A. A. Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. **Proceedings of the Crack Propagation Symposium**, Cranfield, UK, v. 1, 1961.

WILKOWSKI, G. M. et al. **Use of a brittle notch DWTT specimens to predict fracture characteristics of line pipe steels**. The ASME 1977 Energy Technology Conference. Houston: [s.n.]. 1977.

WILKOWSKI, G. M. et al. **Effect of grade on ductile fracture arrest criteria for gas pipelines**. Proceedings of the International Pipeline Conference. Calgary: [s.n.]. 2006.

WOLODKO, J.; STEPHENS, M. **Applicability of existing models for predicting ductile fracture arrest in high pressure pipelines**. Proceedings of International Pipeline Conference. Calgary: [s.n.]. 2006.

XIA, L.; SHIH, C. F. Ductile crack growth - I. A numerical study using computational cells with microstructurally-based length scale. **Journal of Mechanics and Physics of Solids**, 1995. 233-259.

YU, P. S.; RU, C. Q. Analysis of energy absorptions in drop-weight tear tests of pipeline steel. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 160, p. 138-146, Apr. 2016.

ZHU, X. K. State-of-the-art review of fracture control technology for modern and vintage gas transmission pipelines. **Engineering Fracture Mechanics Journal**, v. 148, p. 260-280, 2015.

ZHU, X. K.; LEIS, B. N. Ductile fracture arrest methods for gas transmission pipelines using Charpy impact energy or DWTT energy. **Journal of Pipeline Engineering**, v. 12, p. 259-272, 2013.

ZHU, X.-K.; LEIS, B. N. **CVN and DWTT energy methods for determining fracture arrest toughness of high strength pipeline steels**. Proceedings of the 2012 9th International Pipeline Conference. Calgary: [s.n.]. 2012.

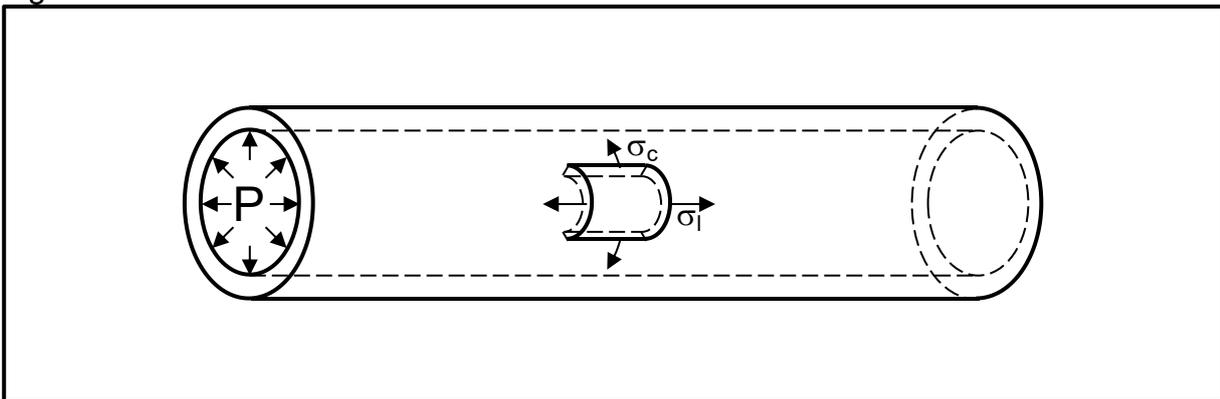
## **APÊNDICE A – DEDUÇÃO DA INSTABILIDADE PLÁSTICA PARA UM TUBO**

Este apêndice apresentará as deduções para duas condições de carregamento em um duto. Assim, rememorando a representação esquemática da Figura 113, o primeiro caso levará em conta as duas tensões (circunferencial e longitudinal), enquanto o segundo descartará a solicitação longitudinal, sendo que as considerações para estas hipóteses já foram discutidas no corpo do texto.

Para as deduções, descrever-se-á o comportamento mecânico do material segundo o modelo constitutivo de Hollomon, para tensões e deformações efetivas, como na Equação A.1. Ainda, todo o desenvolvimento será realizado a partir da teoria de plasticidade incremental.

$$\sigma' = H \cdot d\varepsilon^n \quad (\text{A.1})$$

Figura 113 - Tensões atuantes em um tubo



Fonte: Autor

### HIPÓTESE 1: $\sigma_c$ e $\sigma_l \neq 0$

Partindo do pressuposto que na condição de instabilidade a derivada da pressão é nula, é de interesse escrever esta variável em função das demais, assim:

$$\sigma_c = \frac{P \cdot r}{t} \therefore P = \frac{\sigma_c \cdot t}{r} \quad (\text{A.2})$$

ou,

$$\sigma_l = \frac{P \cdot r}{2t} \therefore P = \frac{\sigma_l \cdot 2t}{r} \quad (\text{A.3})$$

Sabendo que para um duto as tensões circunferencial e longitudinal são as principais, iguais a  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  ( $\sigma_1 = 2\sigma_2$  e  $\sigma_3 = 0$ ), respectivamente, parte-se da Equação A.2, derivando a pressão em relação a todos os termos e igualando a zero, conforme apresentado na Equação A.4.

$$dP = \frac{d\sigma_c \cdot t}{r} + \frac{\sigma_1 \cdot dt}{r} - \frac{\sigma_1 \cdot t \cdot dr}{r^2} = 0 \quad (\text{A.4})$$

Manipulando a Equação A.4 algebricamente, determina-se a igualdade da Equação A.5, em que  $dr/r$  equivale à  $d\varepsilon_1$  e  $dt/t$  à  $d\varepsilon_3$ , as duas deformações principais.

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{dr}{r} - \frac{dt}{t} \rightarrow \frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = d\varepsilon_1 - d\varepsilon_3 \quad (\text{A.5})$$

É de interesse, portanto, definir  $d\varepsilon_1$  e  $d\varepsilon_3$ , mas antes, partindo das leis de escoamento para a direção 2, tem-se que  $d\varepsilon_2$  é nula, como apresentado na Equação A.6.

$$d\varepsilon_2 = d\lambda[\sigma_2 - 0,5(\sigma_1 + \sigma_3)] \rightarrow d\varepsilon_2 = d\lambda \left[ \frac{P \cdot r}{2t} - \frac{1}{2} \left( \frac{P \cdot r}{t} + 0 \right) \right] \therefore d\varepsilon_2 = 0 \quad (\text{A.6})$$

Portanto, a partir da hipótese isocórica para deformações plásticas, determina-se que  $d\varepsilon_1 = -d\varepsilon_3$ , o que permite reescrever a Equação A.5:

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = 2d\varepsilon_1 \therefore \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = 2\sigma_1 \quad (\text{A.7})$$

Na sequência, calculam-se a tensão e deformação efetivas, objetivando relacioná-las ao modelo constitutivo de Hollomon, como segue:

$$\sigma' = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \rightarrow$$

$$\sigma' = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(0,5\sigma_1)^2 + (\sigma_1 - 0)^2 + (0,5\sigma_1 - 0)^2} \therefore \sigma' = \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_1 \quad (\text{A.8})$$

$$d\varepsilon' = \sqrt{\frac{2}{3}(d\varepsilon_1^2 + d\varepsilon_2^2 + d\varepsilon_3^2)} \rightarrow d\varepsilon' = \sqrt{\frac{2}{3}(d\varepsilon_1^2 + 0 + (-d\varepsilon_1)^2)} \therefore$$

$$d\varepsilon' = \frac{2}{\sqrt{3}} d\varepsilon_1 \quad (\text{A.9})$$

Relacionando as Equações A.8 e A.9 com a Equação A.1, tem-se a Equação A.10, que derivada em  $d\varepsilon_1$  retorna a Equação A.11.

$$\frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_1 = H \left( \frac{2}{\sqrt{3}} d\varepsilon_1 \right)^n \rightarrow \sigma_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} H \left( \frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n d\varepsilon_1^n \quad (\text{A.10})$$

$$\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = \frac{2}{\sqrt{3}} H \left( \frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n n \cdot d\varepsilon_1^{n-1} \quad (\text{A.11})$$

Então, substituindo as Equações A.10 e A.11 na Equação A.7, e então a deformação  $d\varepsilon_1$  na Equação A.9, obtém-se a deformação efetiva para a qual ocorrerá a instabilidade plástica.

$$\frac{2}{\sqrt{3}} H \left( \frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n n \cdot d\varepsilon_1^{n-1} = 2 \left( \frac{2}{\sqrt{3}} H \left( \frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n d\varepsilon_1^n \right) \therefore d\varepsilon_1 = \frac{n}{2} \rightarrow d\varepsilon' = \frac{n}{\sqrt{3}} \quad (\text{A.12})$$

Todavia, é de interesse maior identificar a pressão para a qual a instabilidade acontece, portanto, há de se levar em conta a variação geométrica da estrutura, em termos de raio e espessura de parede, os quais se relacionam com as deformações da seguinte maneira:

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 &= \ln\left(\frac{r}{r_0}\right) \therefore r = r_0 \cdot \exp \varepsilon_1 \rightarrow \mathbf{r} = \mathbf{r}_0 \cdot \mathbf{exp} \frac{\mathbf{n}}{2} \\ \varepsilon_3 &= \ln\left(\frac{t}{t_0}\right) \therefore t = t_0 \cdot \exp \varepsilon_3 \rightarrow t = t_0 \cdot \exp(-\varepsilon_1) \rightarrow \mathbf{t} = \mathbf{t}_0 \cdot \mathbf{exp} \left(-\frac{\mathbf{n}}{2}\right)\end{aligned}\tag{A.13}$$

Então, substituindo as relações das Equações A.10 e A.13 na Equação A.2, onde  $\sigma_c = \sigma_1$ , determina-se a pressão para ocorrência de instabilidade, como na Equação M.

$$P_{inst} = \frac{\left[\frac{2}{\sqrt{3}}H\left(\frac{n}{\sqrt{3}}\right)^n\right] t_0 \exp\left(-\frac{n}{2}\right)}{r_0 \exp \frac{n}{2}} \rightarrow P_{inst} = \frac{2}{\sqrt{3}}H\left(\frac{n}{\sqrt{3}}\right)^n \left(\frac{t_0}{r_0}\right) \exp(-n)\tag{A.14}$$

#### **HIPÓTESE 2: $\sigma_c \neq 0$ e $\sigma_I = 0$**

As etapas de desenvolvimento, neste caso, são as mesmas realizadas para a hipótese 1, assim, serão descritas de forma mais direta. Deste modo, as principais alterações aqui dizem respeito ao cálculo das tensões e deformações efetivas, sendo  $\sigma_1$  a própria tensão efetiva, enquanto  $d\varepsilon_1$  é a deformação efetiva, já que  $d\varepsilon_2 = d\varepsilon_3 = -0,5 \cdot d\varepsilon_1$ . Portanto, em decorrência de  $dP = 0$ , tem-se a relação da Equação A.15.

$$\begin{aligned}\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} &= \frac{dr}{r} - \frac{dt}{t} \rightarrow \frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = d\varepsilon_1 - d\varepsilon_3 \rightarrow \frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = d\varepsilon_1 - \left(-\frac{d\varepsilon_1}{2}\right) \rightarrow \\ \frac{d\sigma_1}{\sigma_1} &= \frac{3}{2}d\varepsilon_1 \therefore \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = \frac{3}{2}\sigma_1\end{aligned}\tag{A.15}$$

Do modelo constitutivo, tem-se:

$$\sigma_1 = H \cdot d\varepsilon_1^n \rightarrow \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = H \cdot n \cdot d\varepsilon_1^{n-1}\tag{A.16}$$

e, substituindo de forma pertinente na Equação A.15 as duas expressões apresentadas na Equação A.16, determina-se a deformação efetiva para ocorrência de instabilidade.

$$H \cdot n \cdot d\varepsilon_1^{n-1} = \frac{3}{2} H \cdot d\varepsilon_1^n \rightarrow d\varepsilon_1 = \frac{2n}{3} \therefore d\varepsilon' = \frac{2n}{3} \quad (\text{P})$$

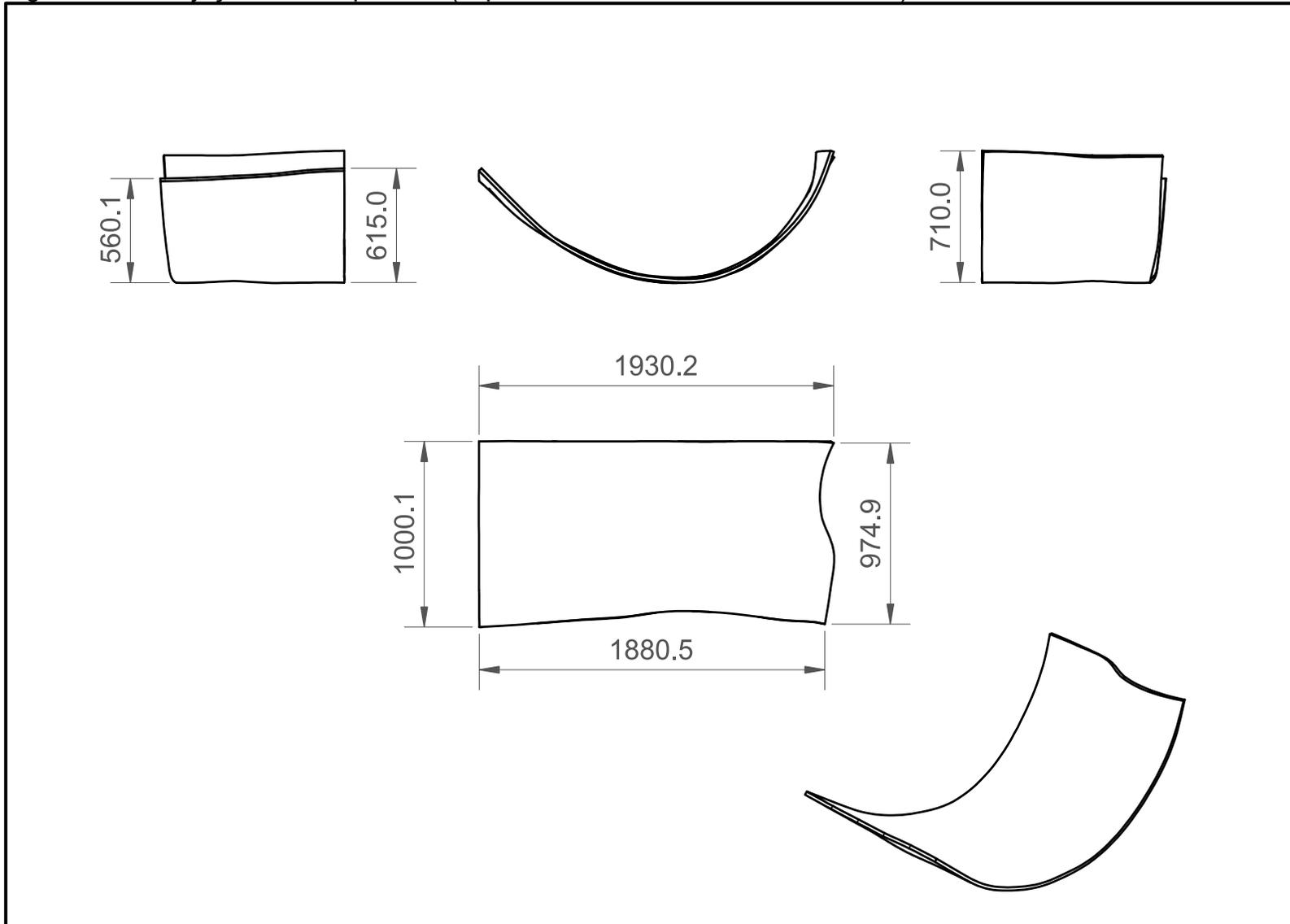
Por fim, define-se a pressão para instabilidade plástica, como na Equação A.17.

$$P_{inst} = H \left( \frac{2n}{3} \right)^n \left( \frac{t_0}{r_0} \right) \exp(-n) \quad (\text{A.17})$$

Nota-se, portanto, que para a hipótese 1 se exige uma pressão maior para a instabilidade. Isto decorre de uma sollicitação biaxial, onde o estado hidrostático é maior, causando oposição às deformações plásticas.

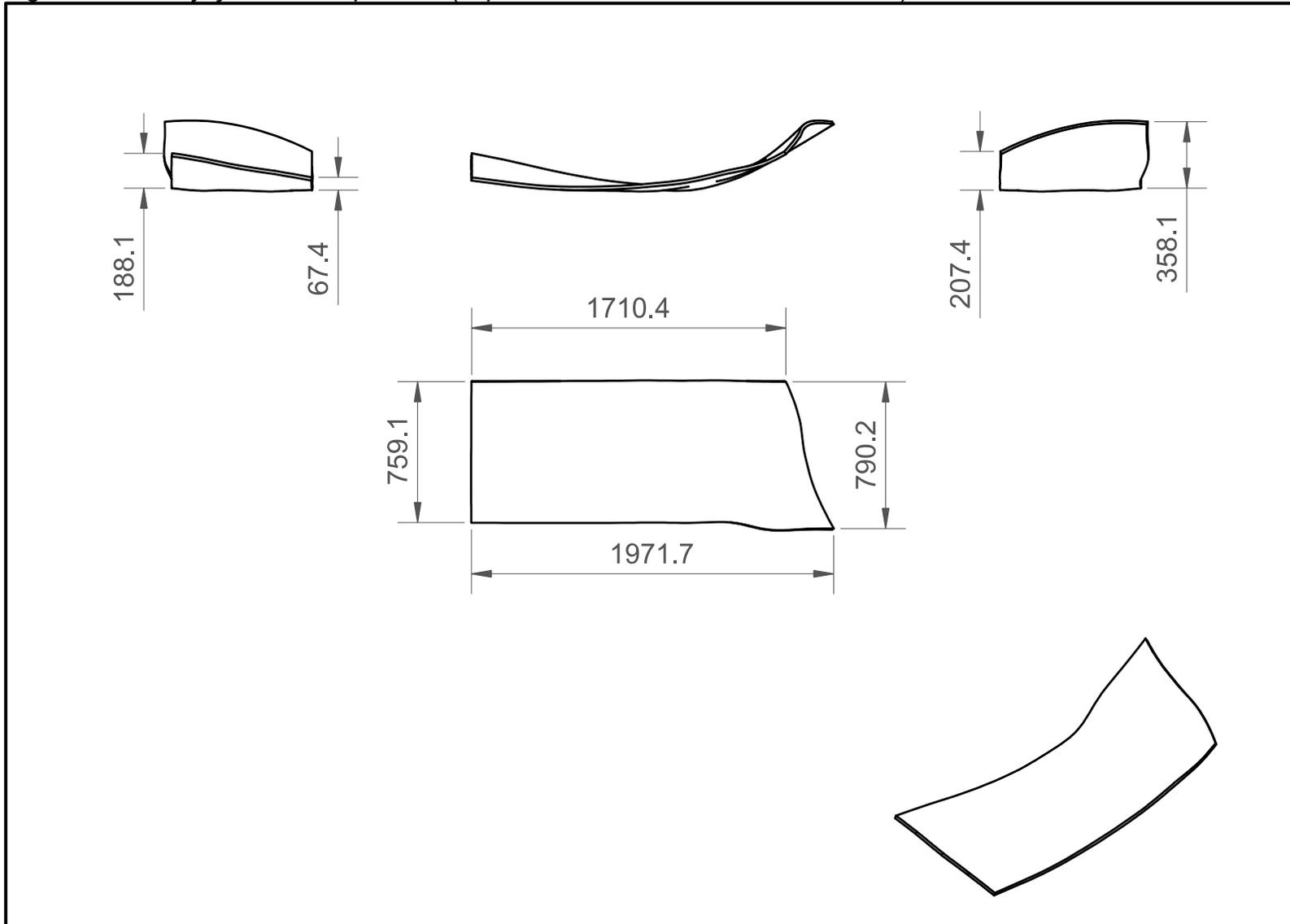
## **APÊNDICE B – PROJEÇÕES DAS CHAPAS**

Figura 114 - Projeções da chapa GU1 (esp. de 18,4 mm e dimensões em mm)



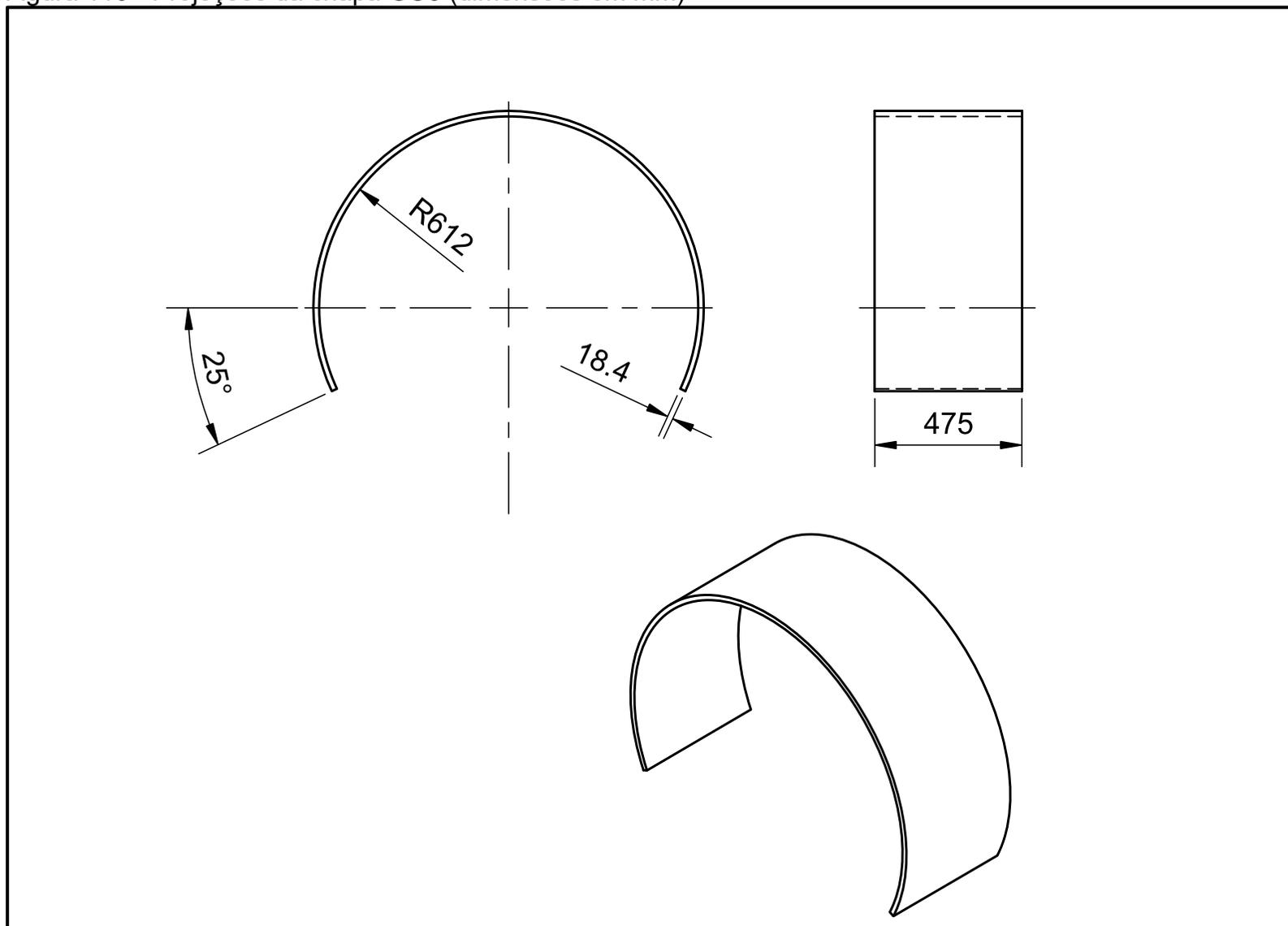
Fonte: Autor

Figura 115 - Projeções da chapa GU3 (esp. de 18,4 mm e dimensões em mm)



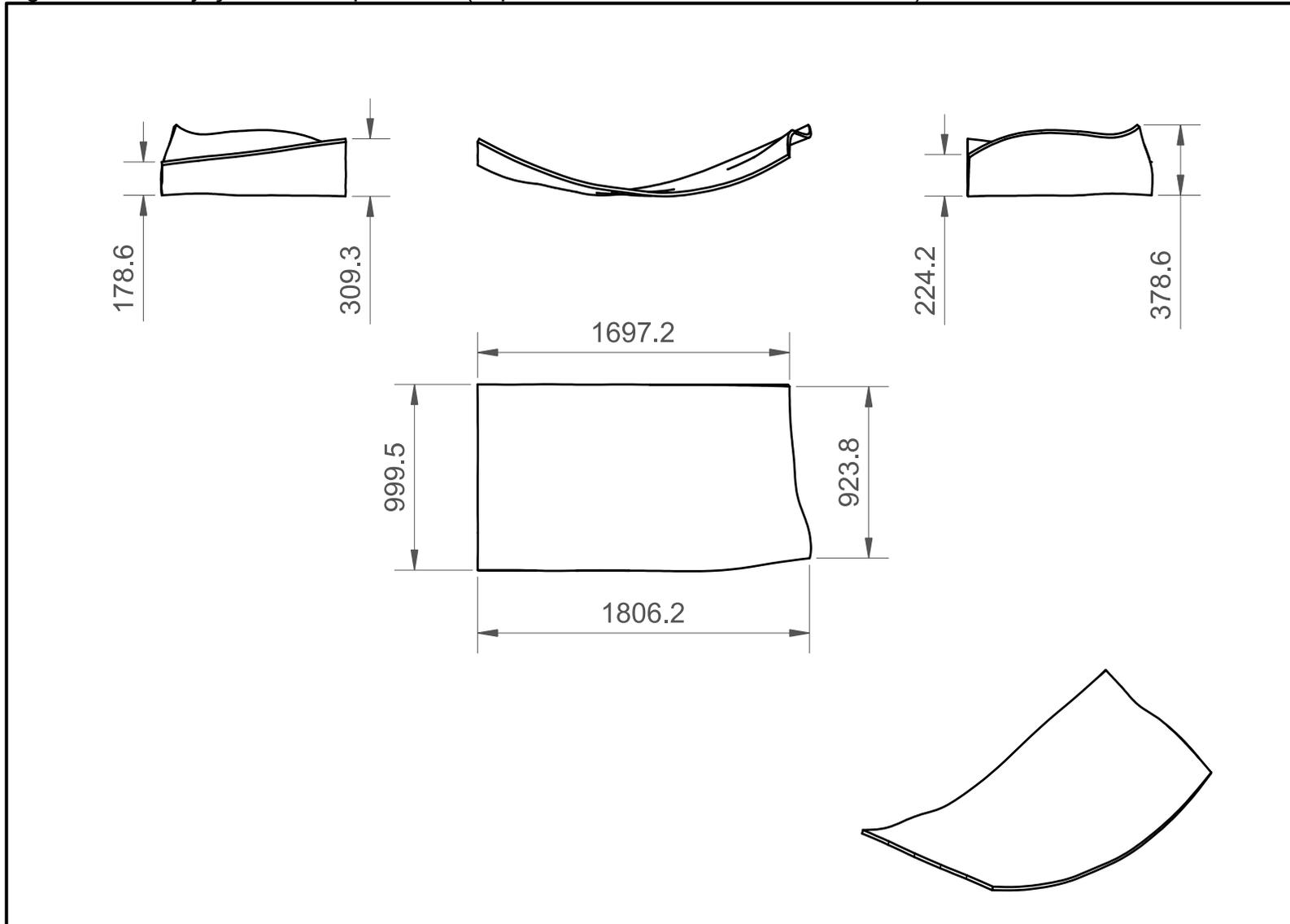
Fonte: Autor

Figura 116 - Projeções da chapa GU5 (dimensões em mm)



Fonte: Autor

Figura 117 - Projeções da chapa GU12 (esp. de 18,4 mm e dimensões em mm)

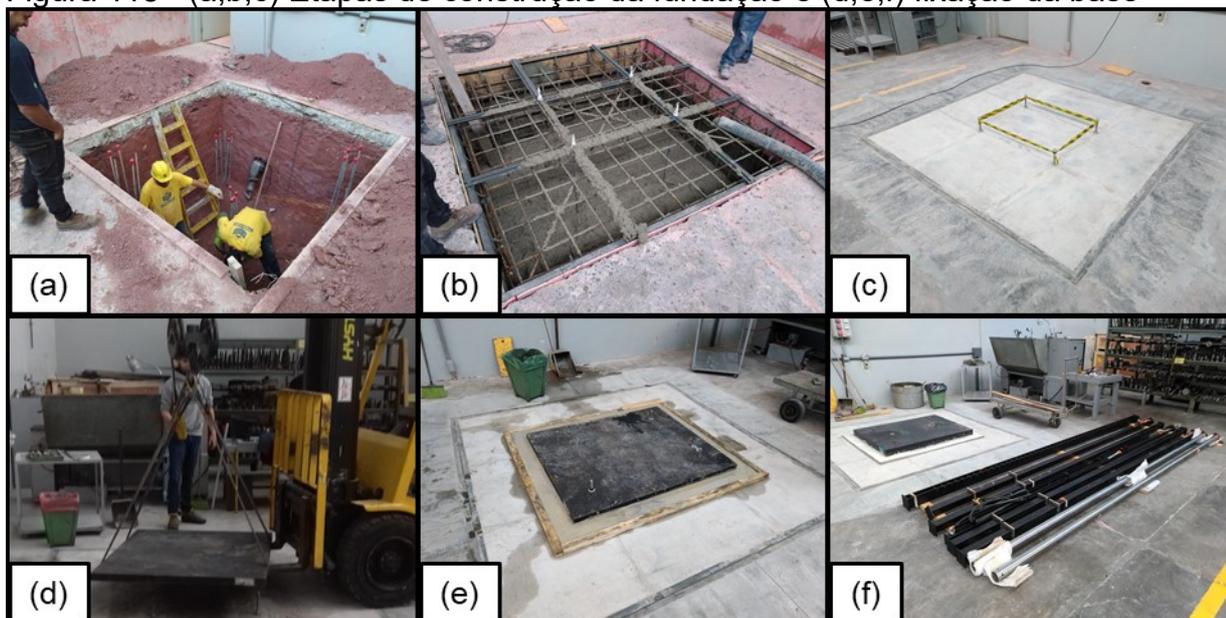


Fonte: Autor



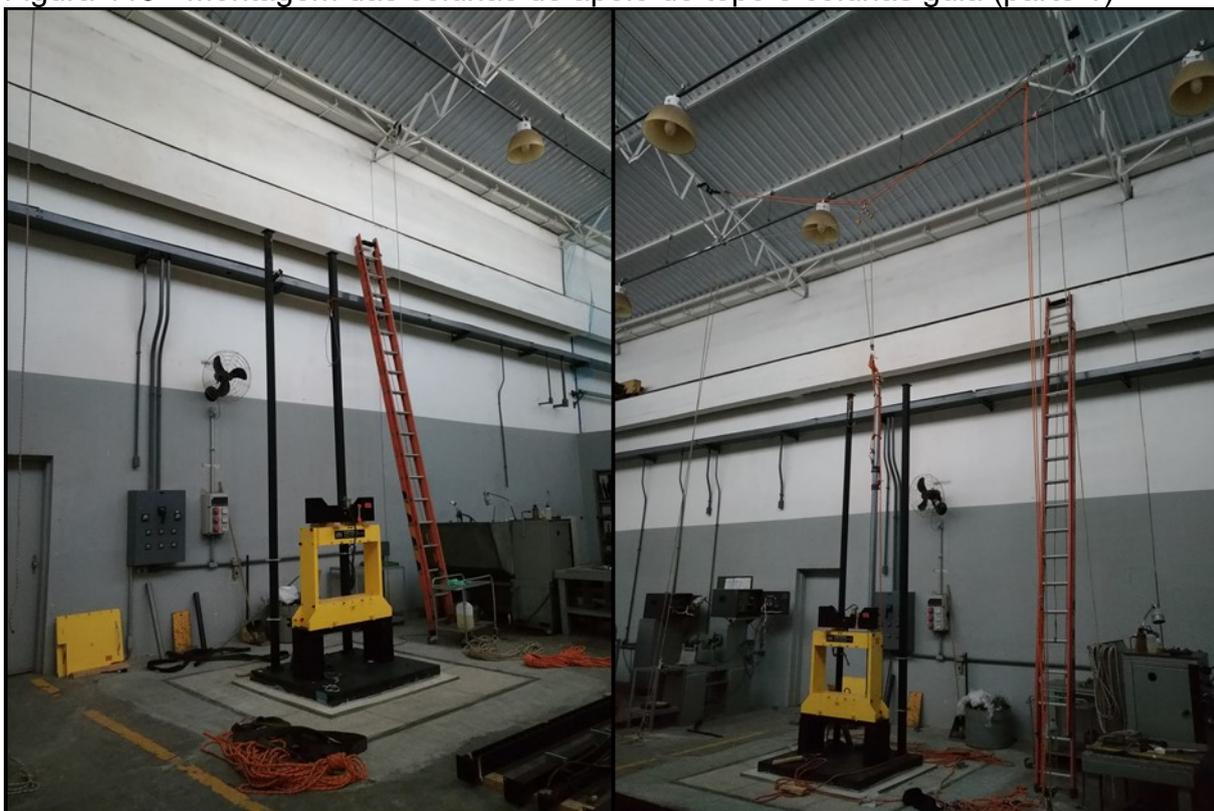
**APÊNDICE C – ETAPAS DE MONTAGEM DA MÁQUINA DROP TOWER E  
SISTEMA DE AQUISIÇÃO**

Figura 118 - (a,b,c) Etapas de construção da fundação e (d,e,f) fixação da base



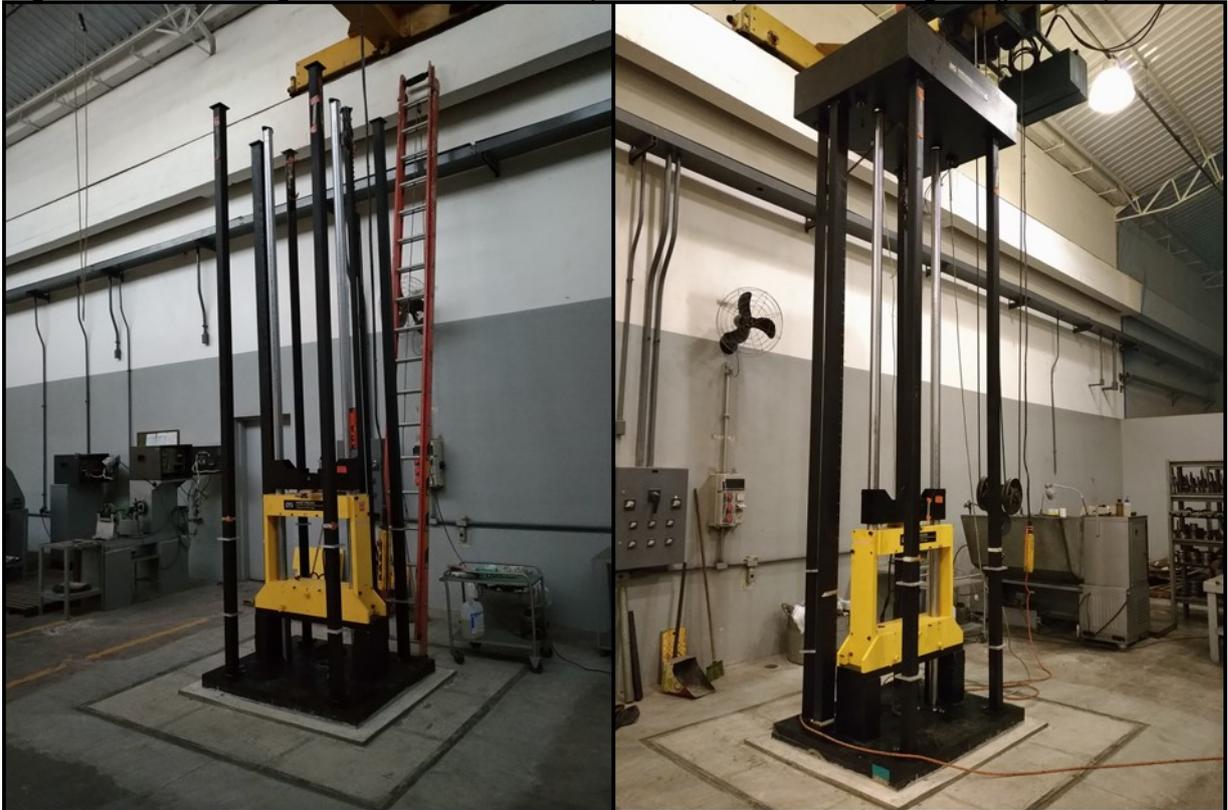
Fonte: Autor

Figura 119 - Montagem das colunas de apoio do topo e colunas guia (parte 1)



Fonte: Autor

Figura 120 - Montagem das colunas de apoio do topo e colunas guia (parte 2)



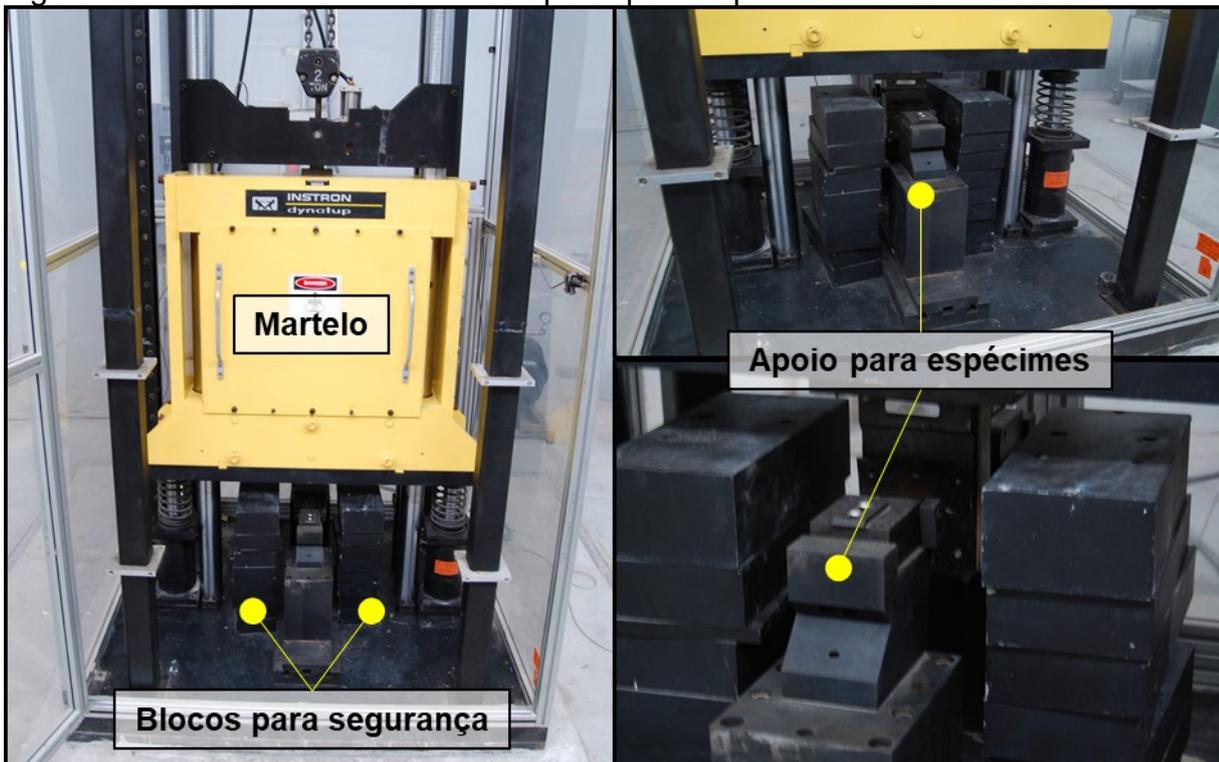
Fonte: Autor

Figura 121 - Finalização da montagem mecânica



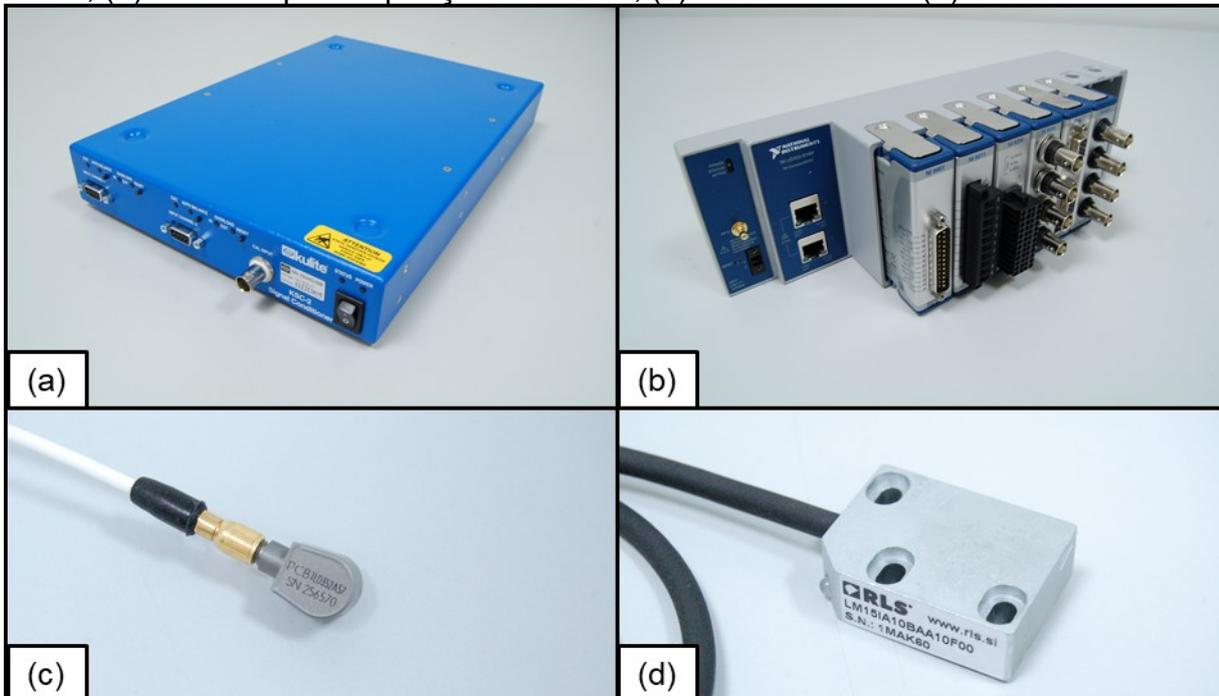
Fonte: Autor

Figura 122 - Detalhes do martelo e suporte para espécime



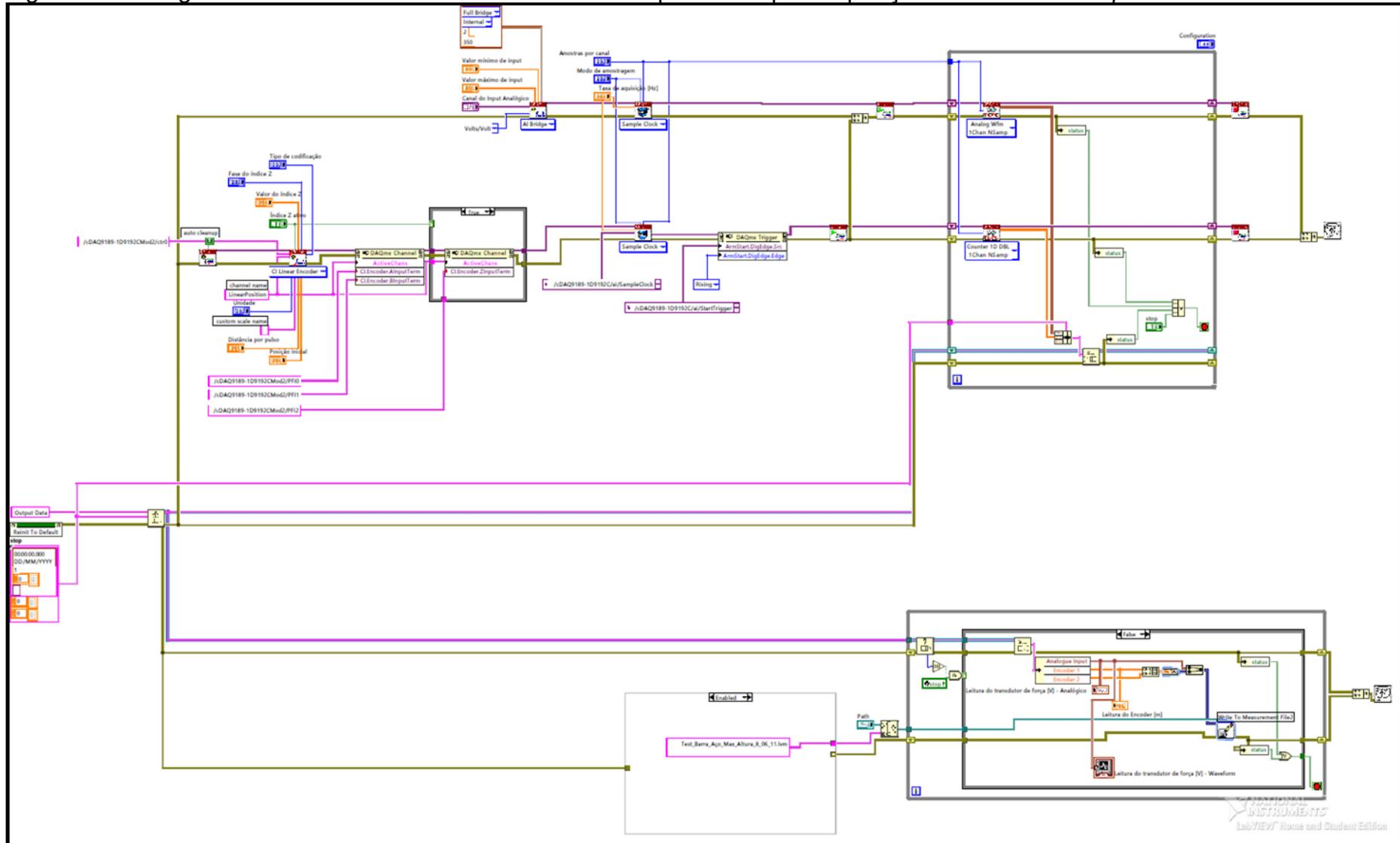
Fonte: Autor

Legenda: os blocos empilhados à esquerda e direita do apoio para corpos de prova são temporários. Foram colocados aí apenas para fins de segurança durante a etapa de montagem.

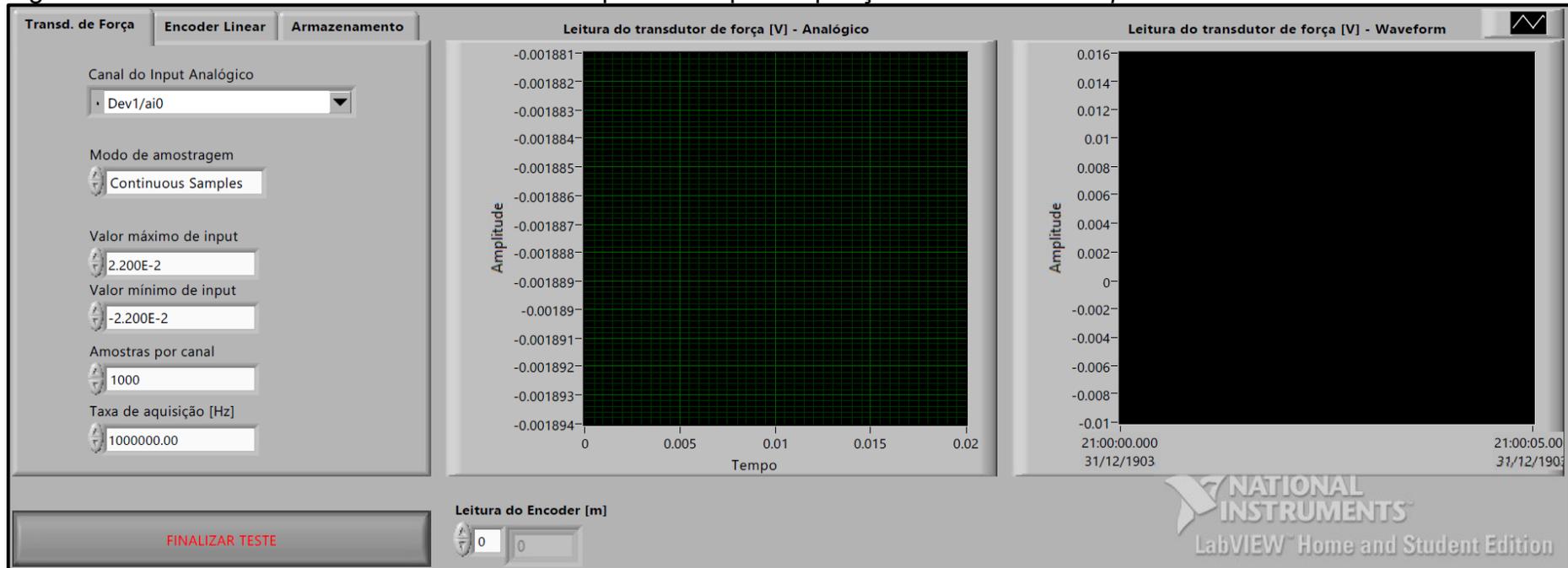
Figura 123 - Equipamentos para instrumentação da Drop Tower. (a) Condicionador de sinais, (b) módulos para aquisição de dados, (c) acelerômetro e (d) *encoder* linear

Fonte: Autor

Figura 124 - Diagrama de blocos em LabVIEW desenvolvido pelo autor para aquisição de dados da *Drop Tower*



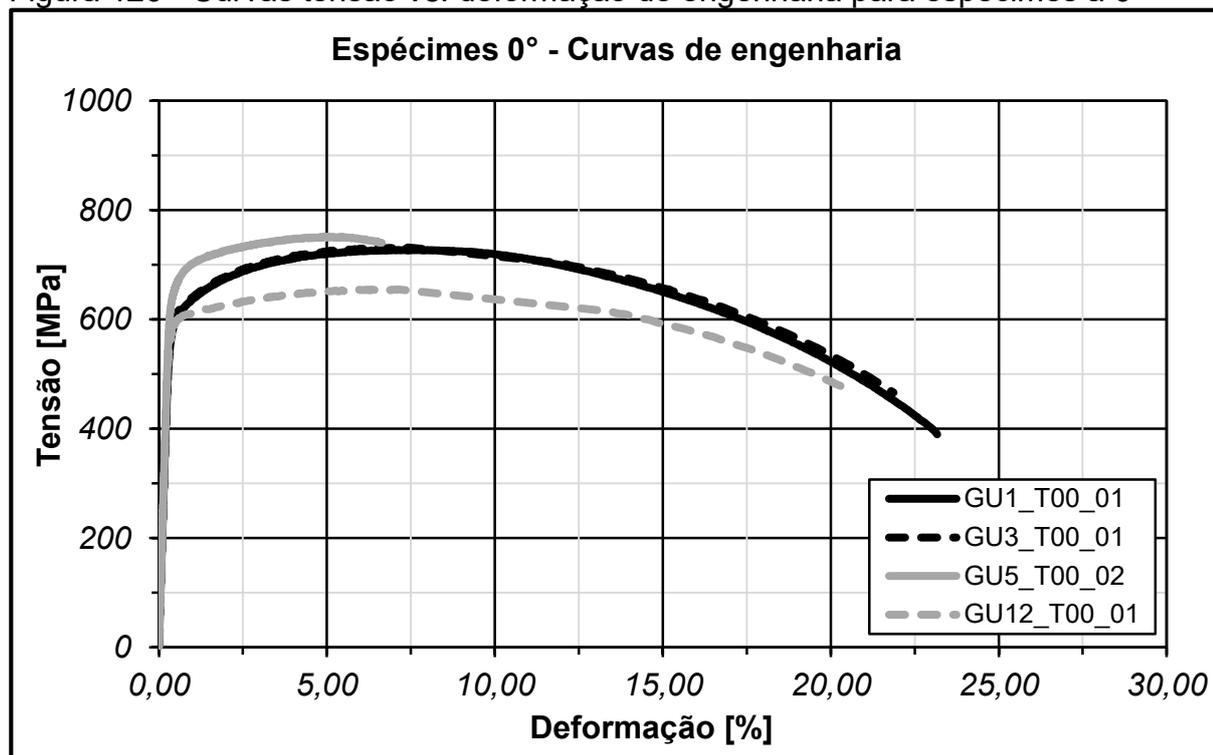
Fonte: Autor

Figura 125 - Interface em LabVIEW desenvolvida pelo autor para aquisição de dados da *Drop Tower*

Fonte: Autor

## **APÊNDICE D – CURVAS EXPERIMENTAIS**

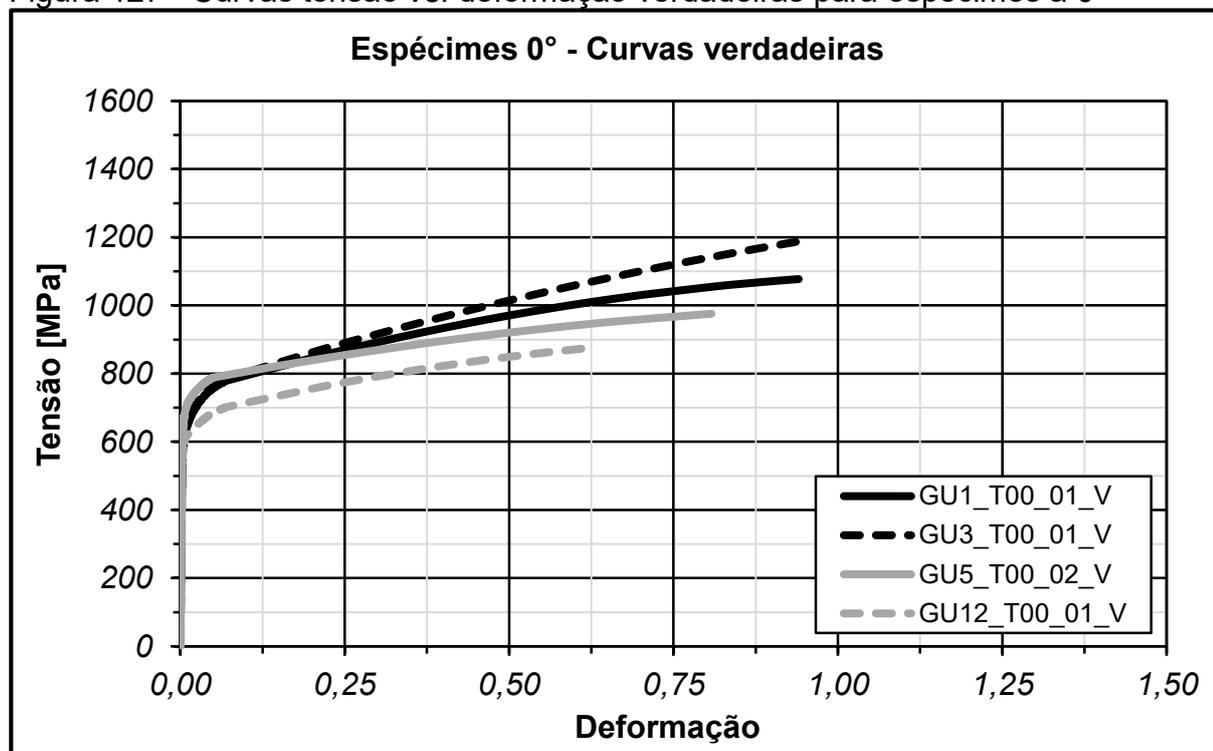
Figura 126 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 0°



Fonte: Autor

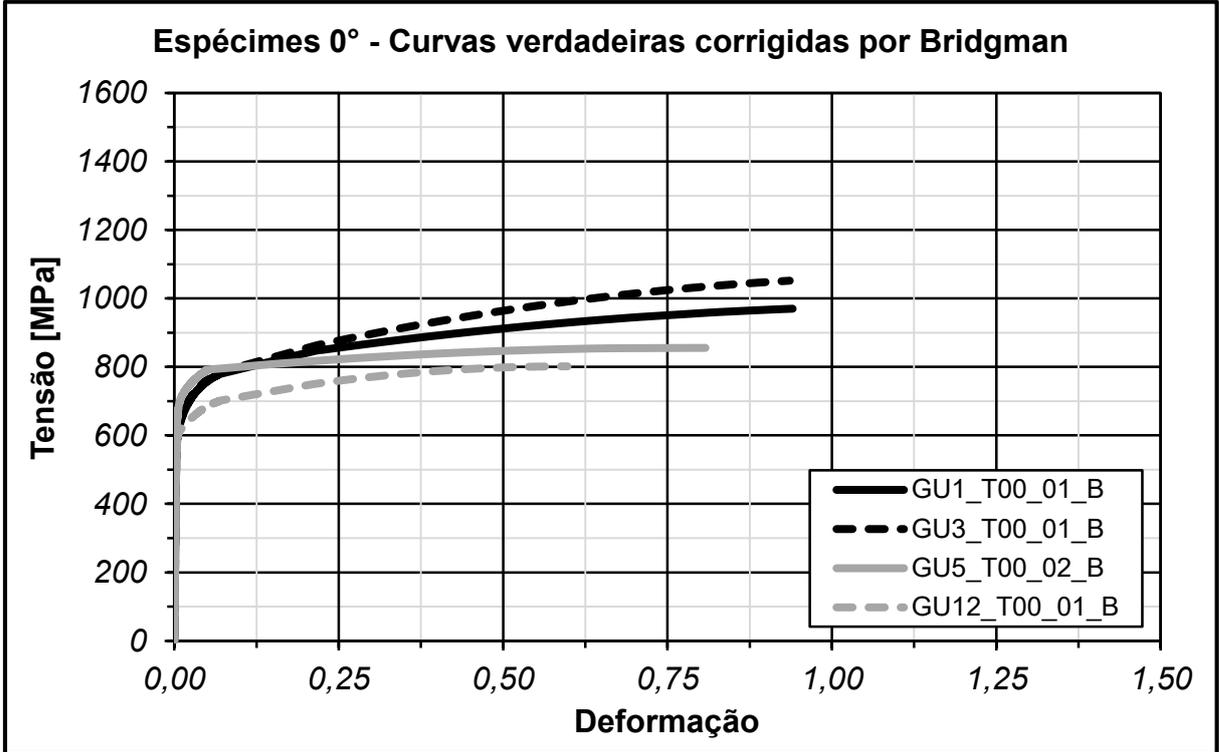
Legenda: a curva GU5\_T45\_03 foi mostrada até o limite de resistência, pois, a partir deste ponto, o extensômetro foi removido por questões de cautela, já que este foi um dos primeiros testes conduzidos.

Figura 127 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras para espécimes a 0°



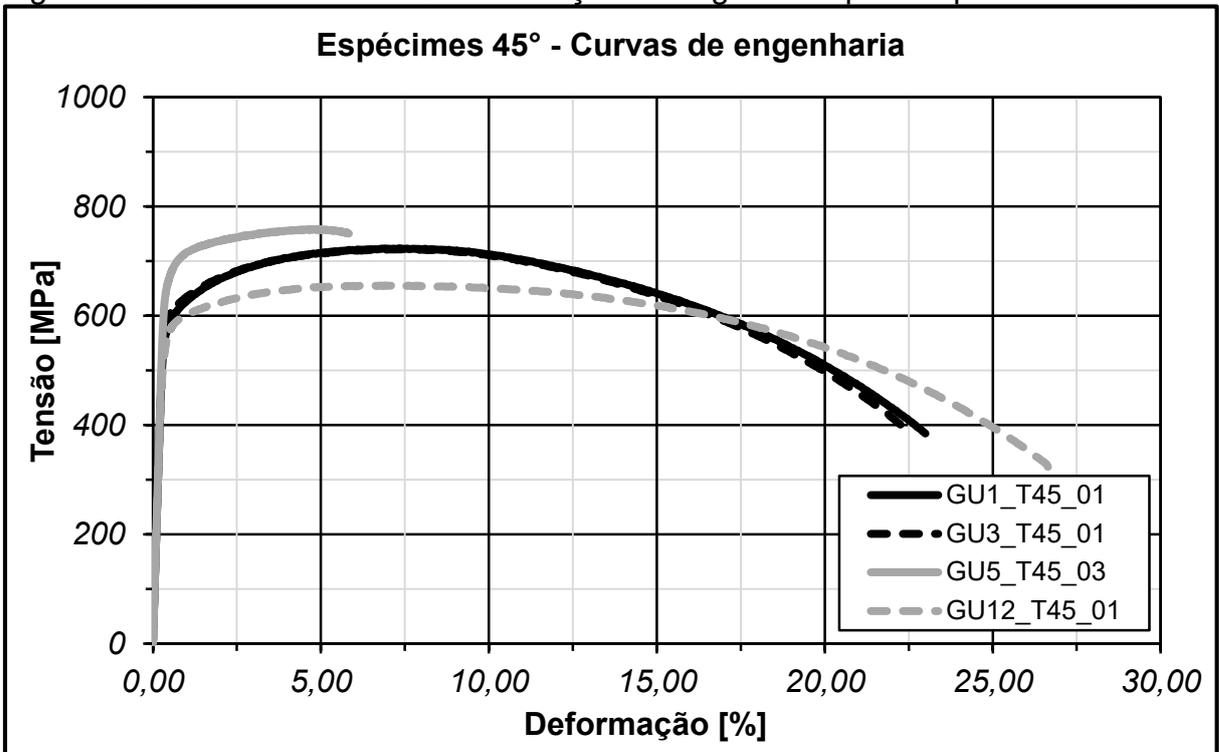
Fonte: Autor

Figura 128 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras corrigidas por Bridgman para espécimes a 0°



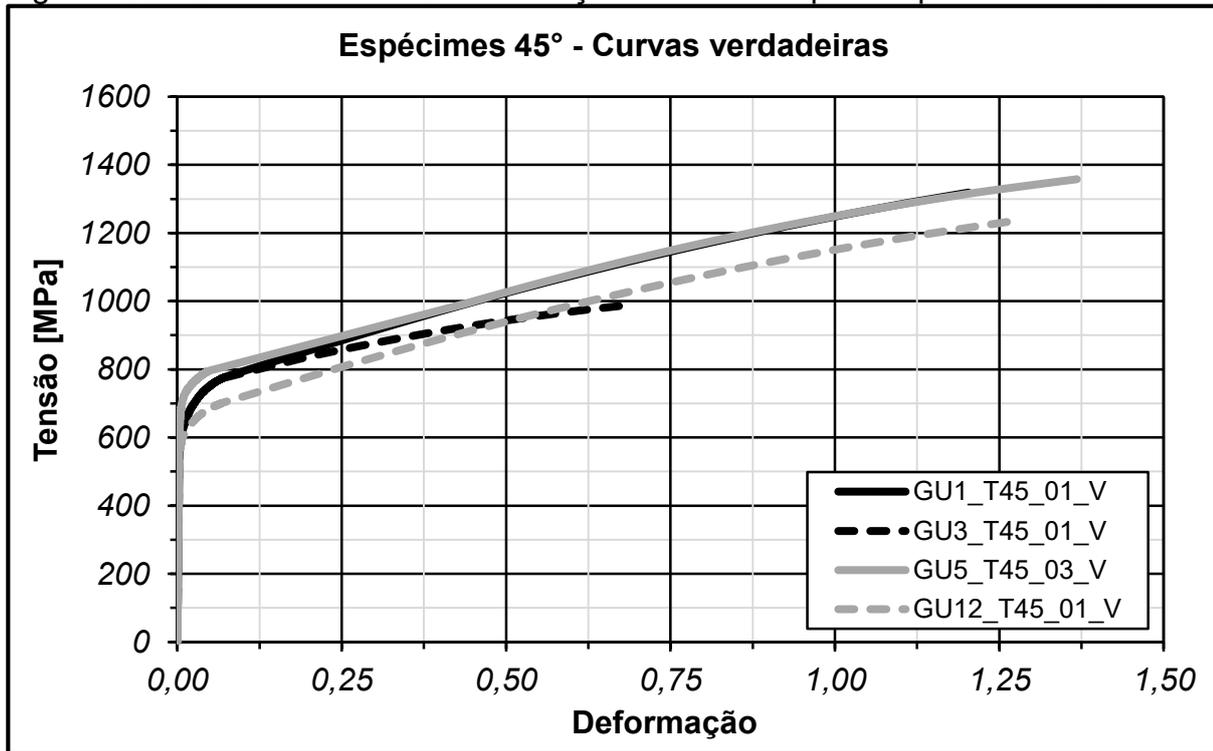
Fonte: Autor

Figura 129 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 45°



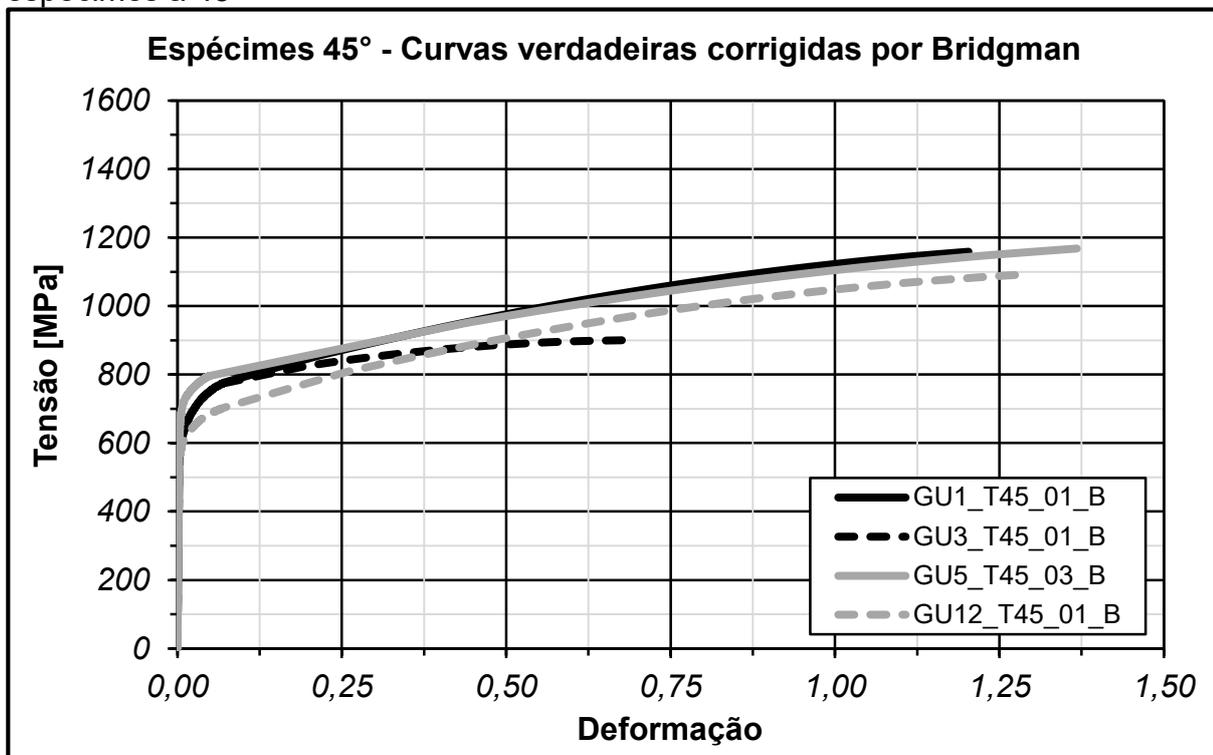
Fonte: Autor

Figura 130 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras para espécimes a 45°



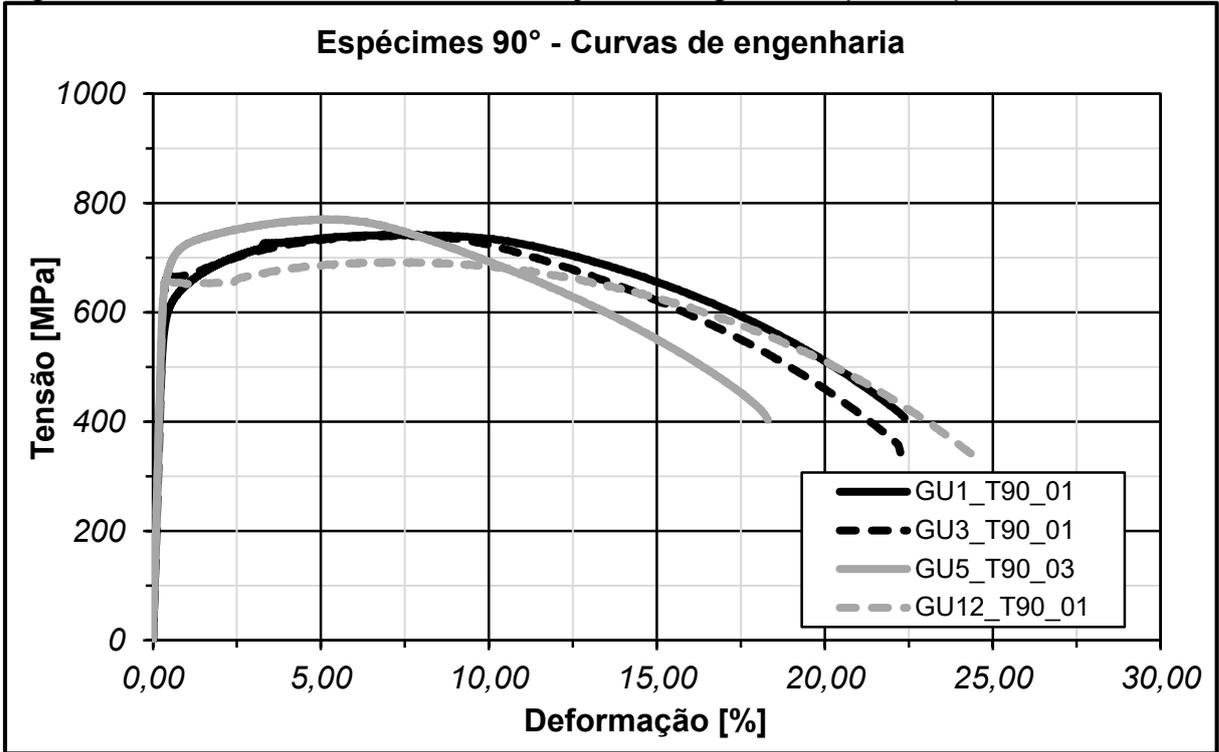
Fonte: Autor

Figura 131 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras corrigidas por Bridgman para espécimes a 45°



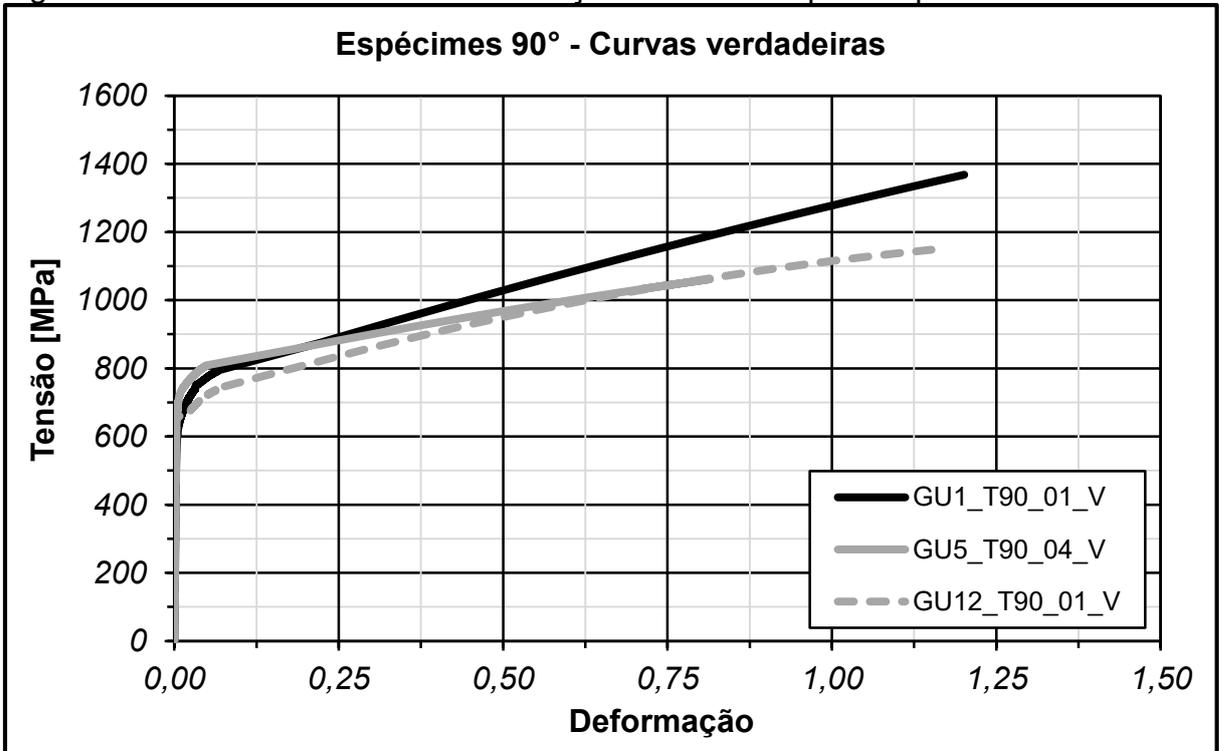
Fonte: Autor

Figura 132 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia para espécimes a 90°



Fonte: Autor

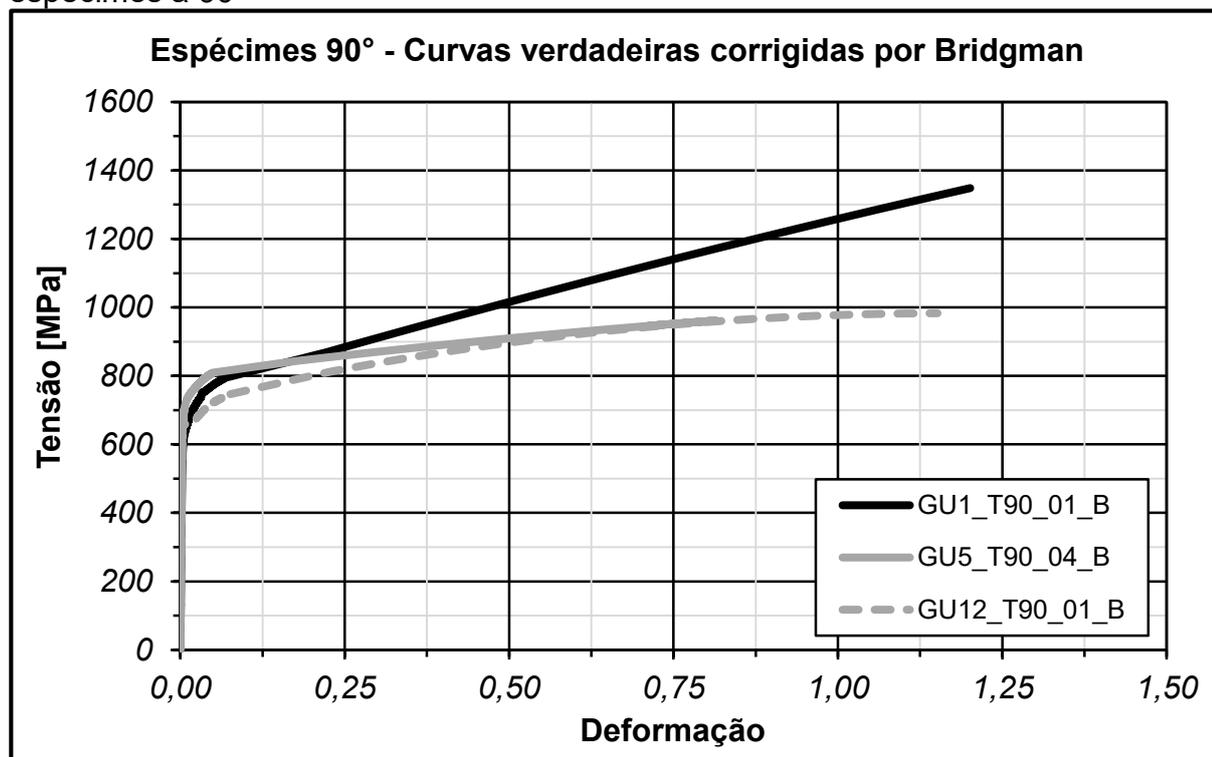
Figura 133 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras para espécimes a 90°



Fonte: Autor

Legenda: os ensaios envolvendo a chapa GU3 e espécime a 90° não obtiveram sucesso para correções envolvendo análise de imagens, uma vez que a estricção ocorreu próximo ao extensômetro. Desta forma, mais ensaios se fazem necessários.

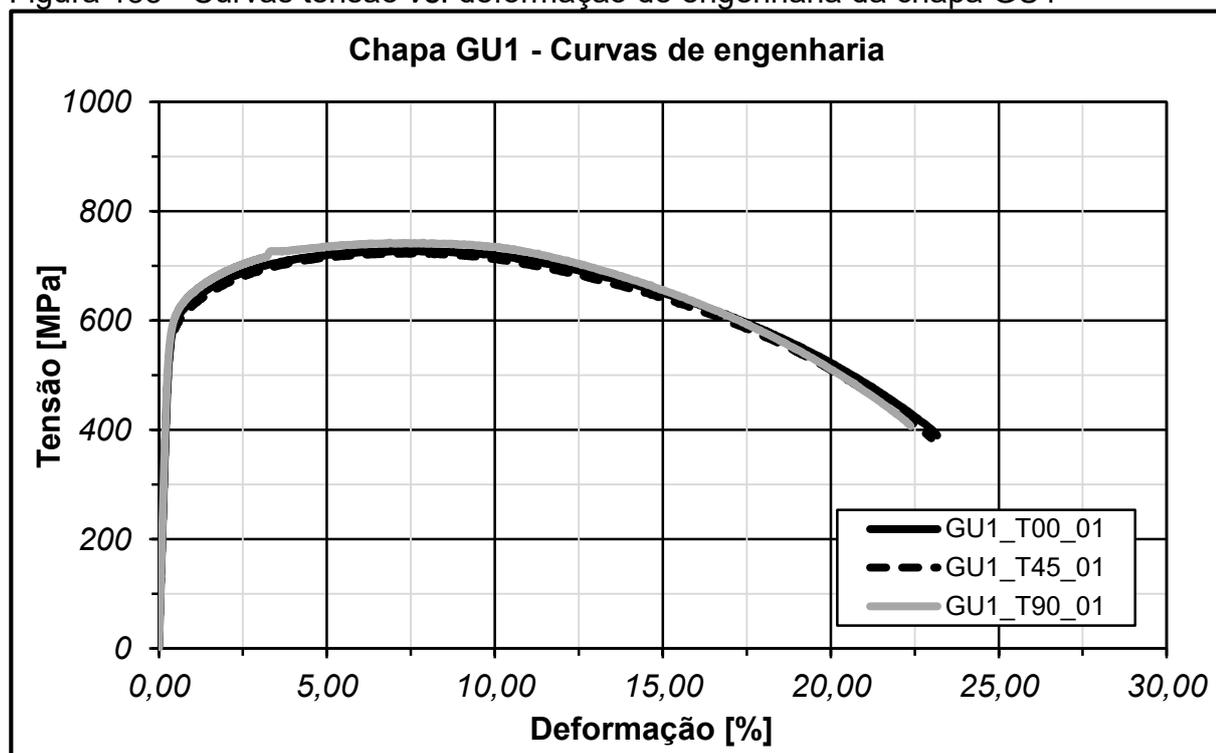
Figura 134 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras corrigidas por Bridgman para espécimes a 90°



Fonte: Autor

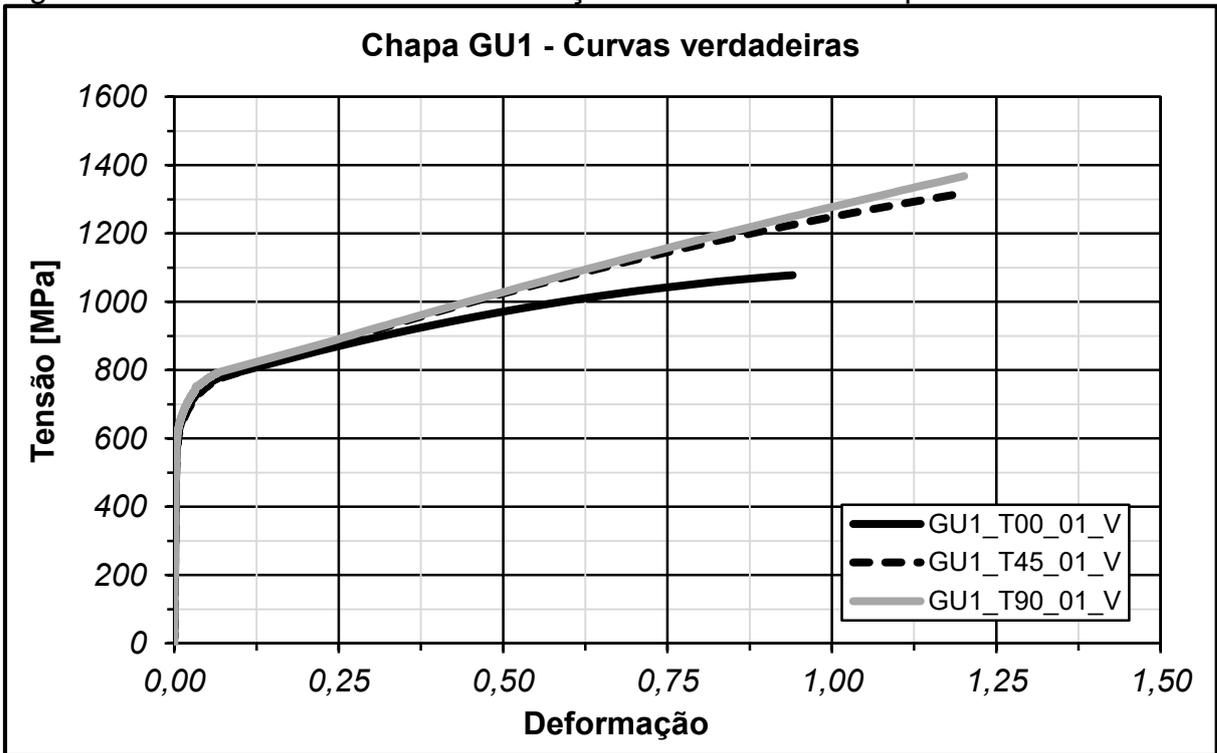
Legenda: os ensaios envolvendo a chapa GU3 e espécime à 90° não obtiveram sucesso para correções envolvendo análise de imagens, uma vez que a estricção ocorreu próximo ao extensômetro. Desta forma, mais ensaios se fazem necessários.

Figura 135 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU1



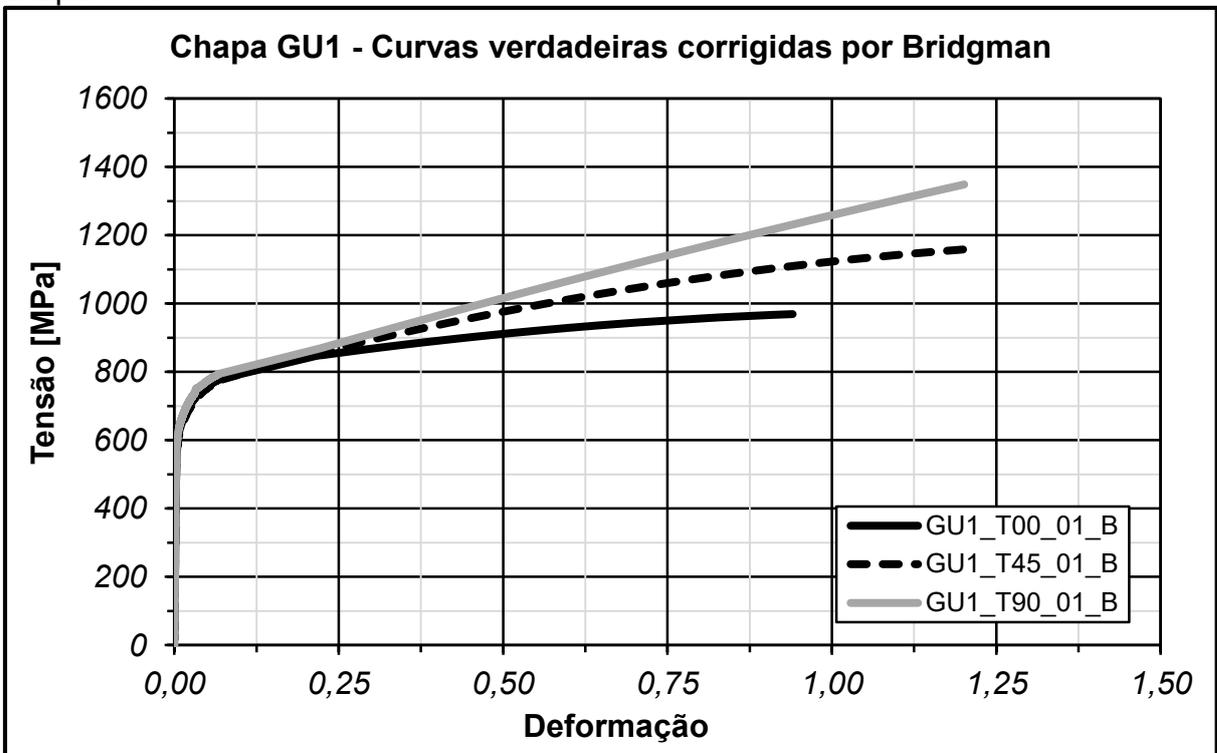
Fonte: Autor

Figura 136 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU1



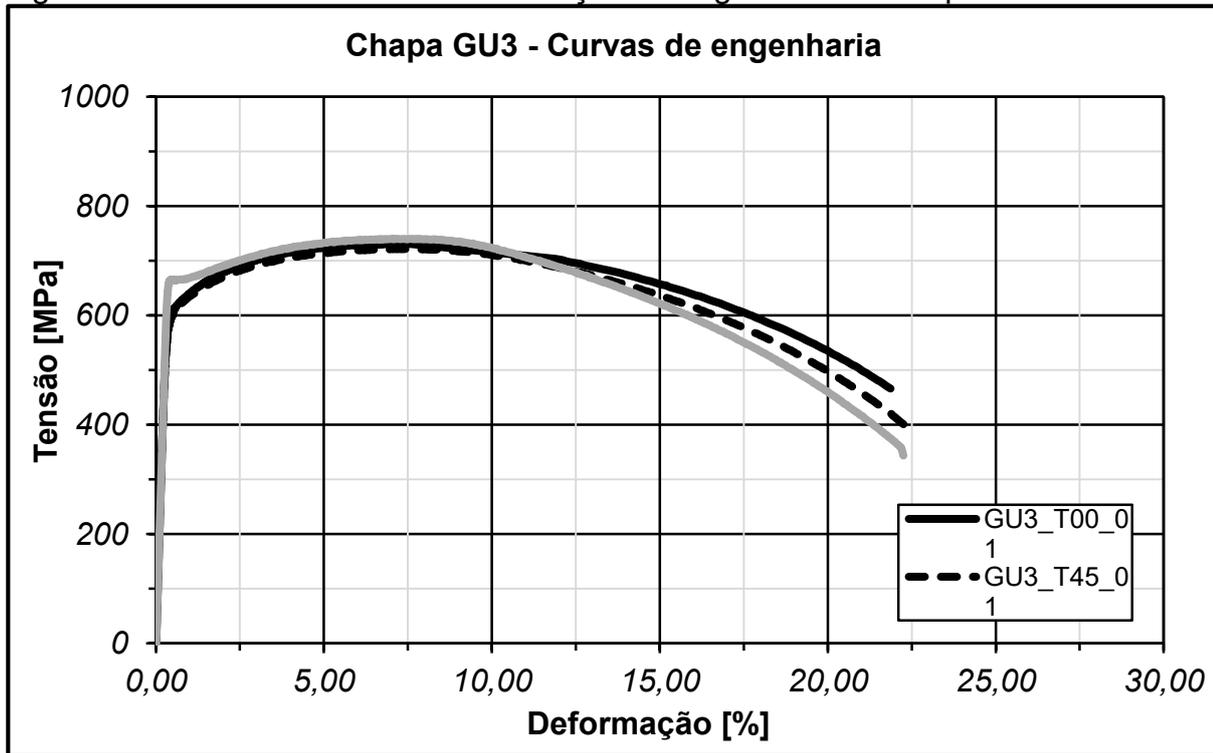
Fonte: Autor

Figura 137 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU1



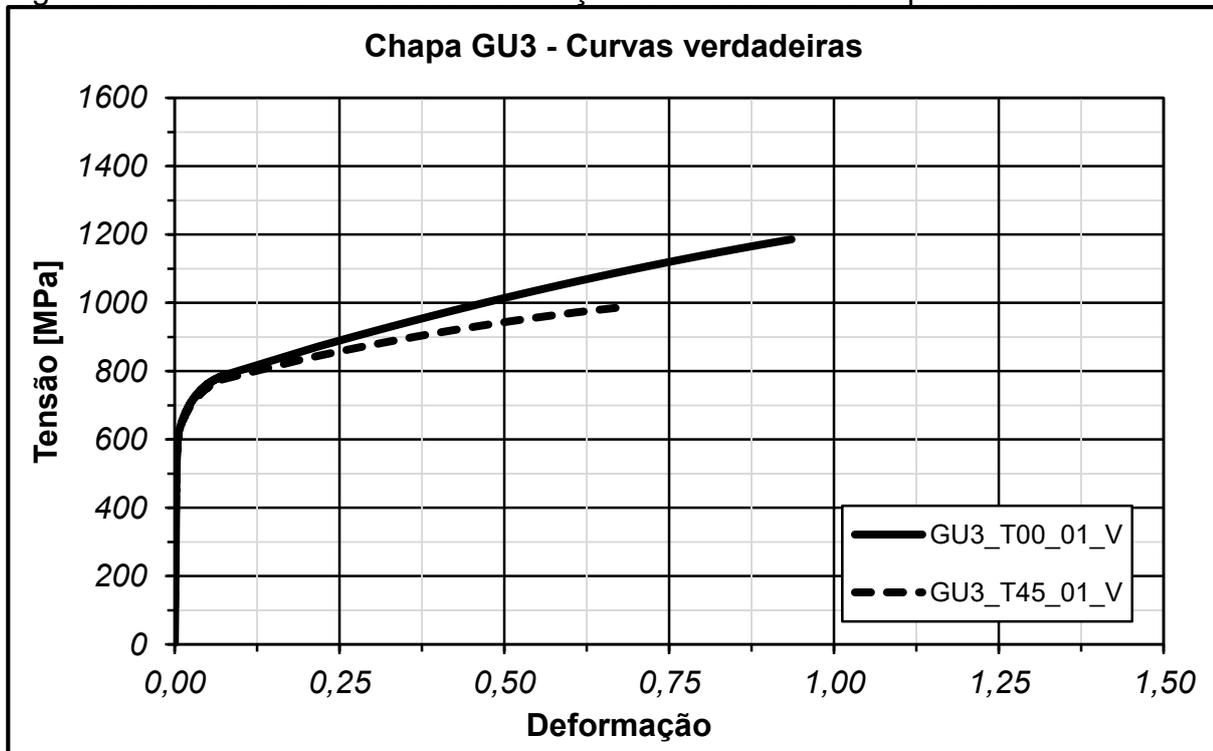
Fonte: Autor

Figura 138 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU3



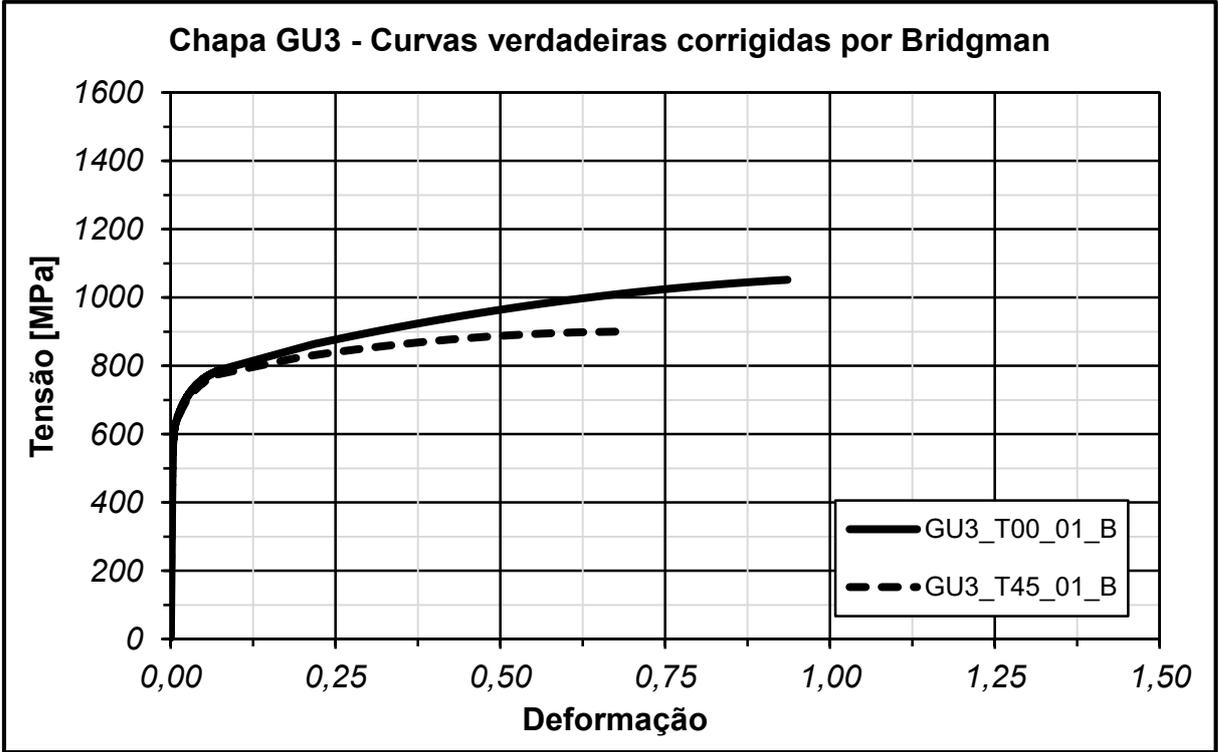
Fonte: Autor

Figura 139 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU3



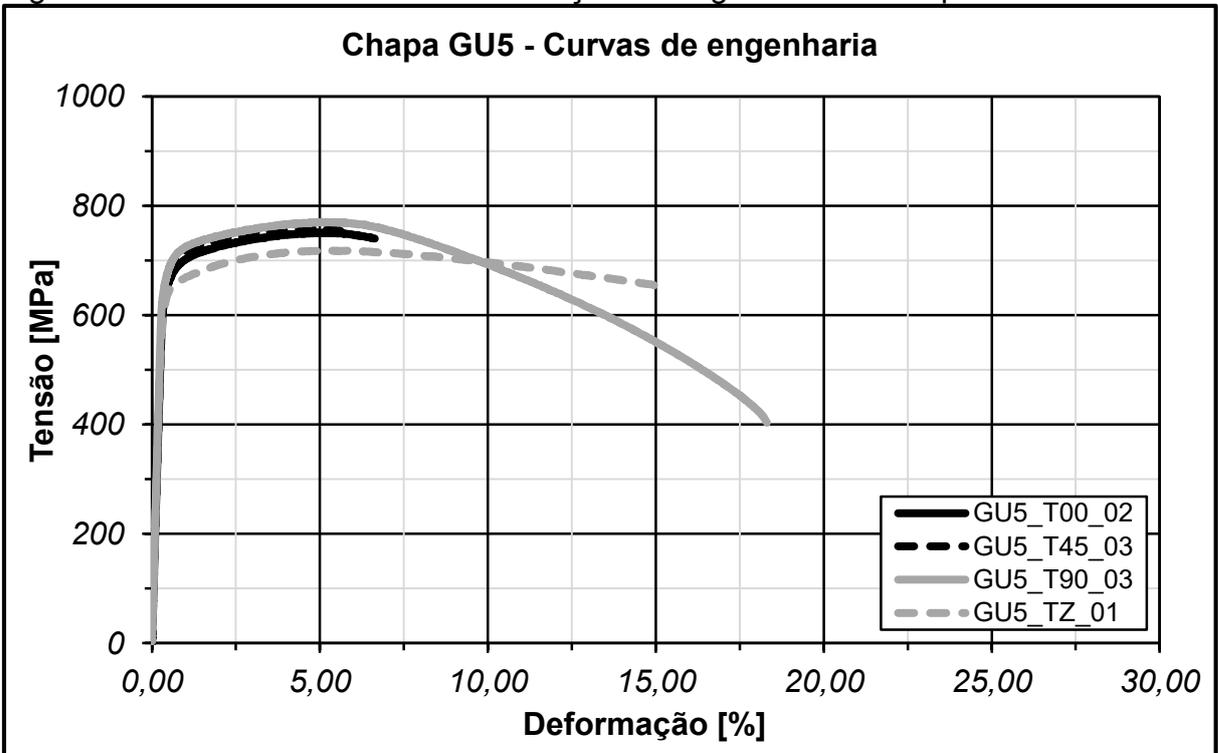
Fonte: Autor

Figura 140 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU3



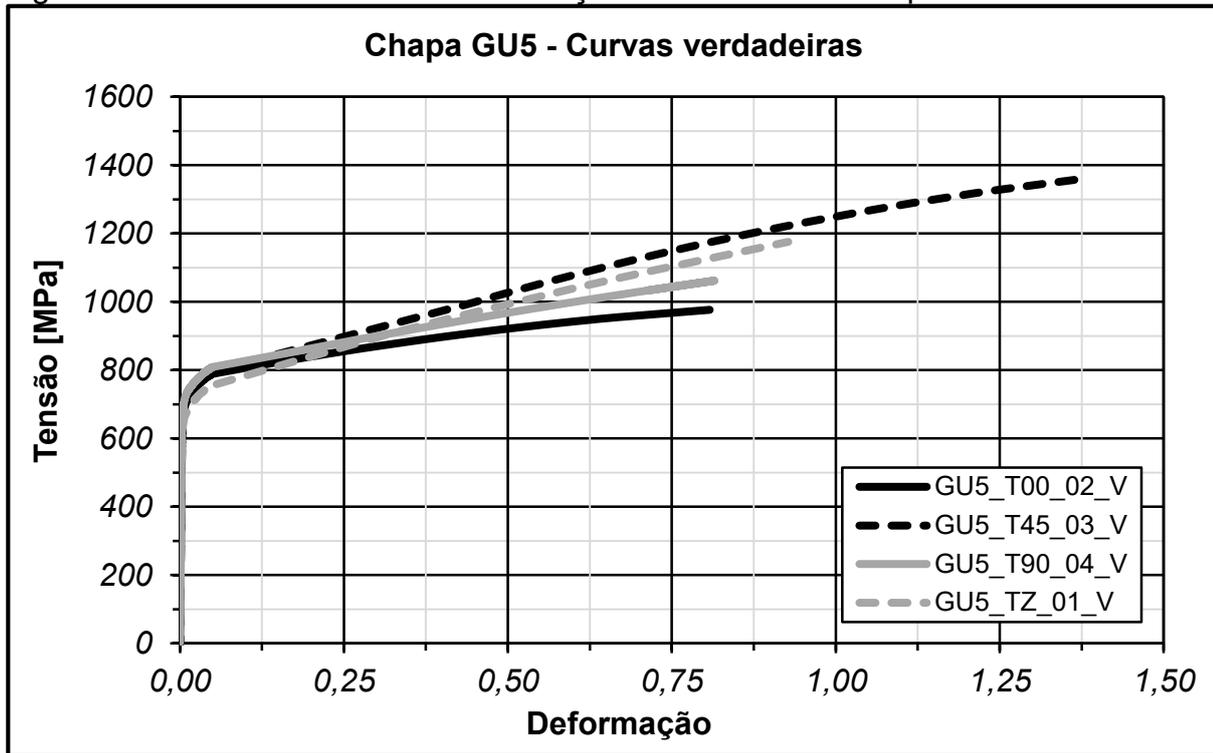
Fonte: Autor

Figura 141 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU5



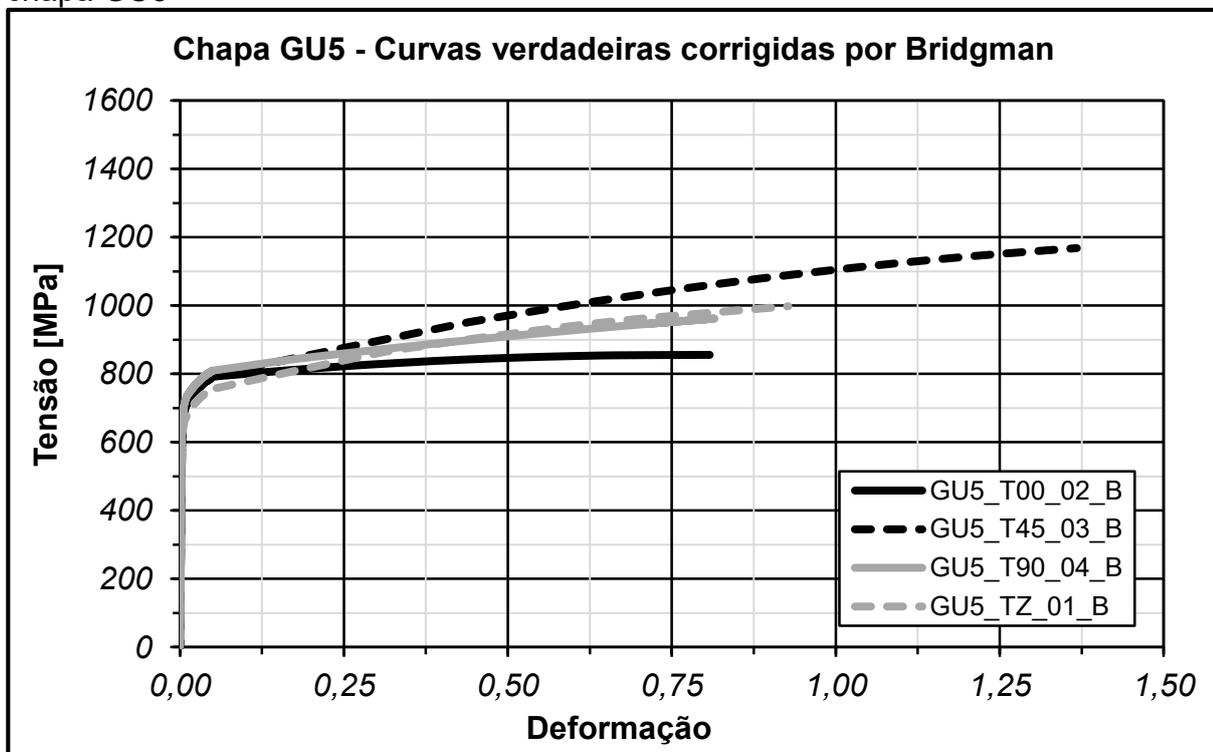
Fonte: Autor

Figura 142 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU5



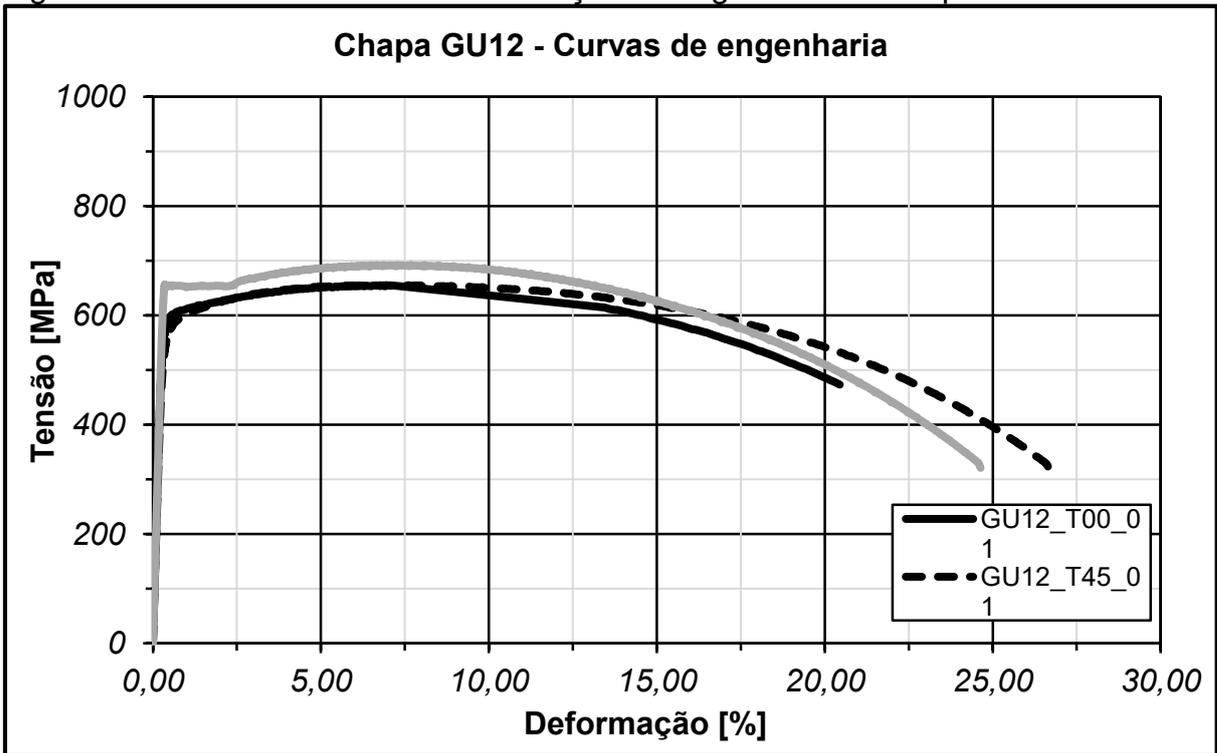
Fonte: Autor

Figura 143 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU5



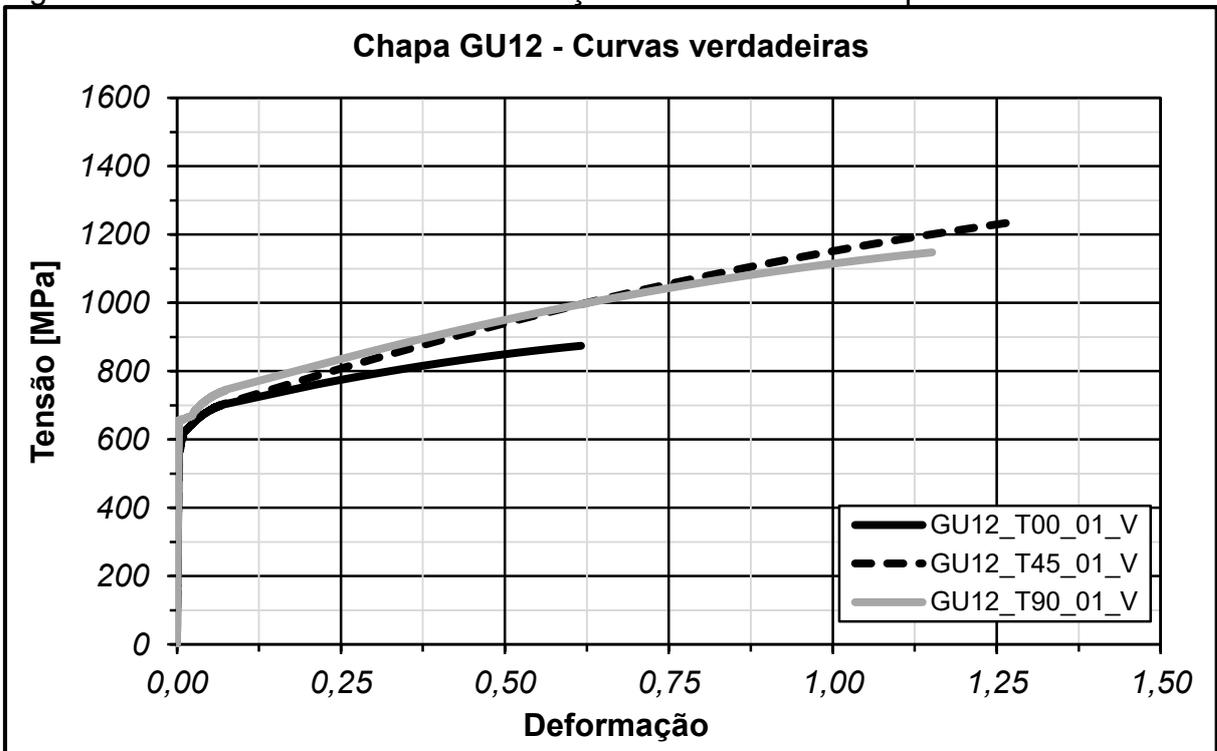
Fonte: Autor

Figura 144 - Curvas tensão vs. deformação de engenharia da chapa GU12



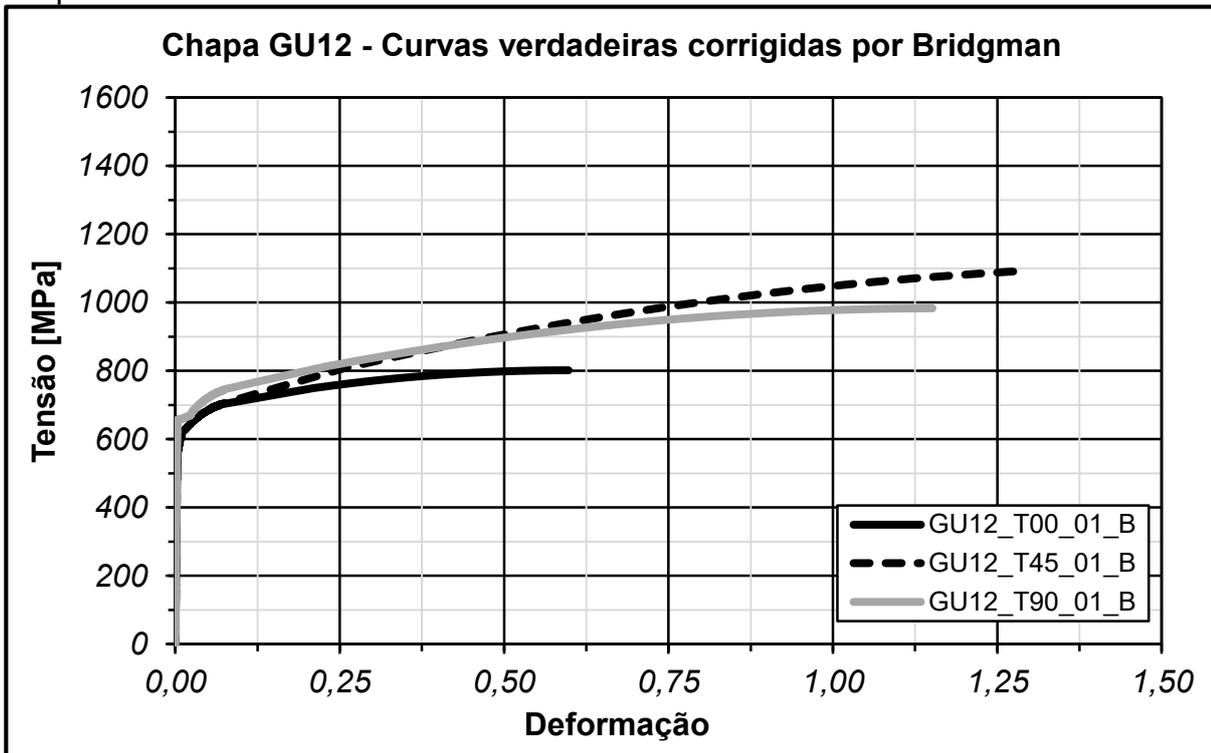
Fonte: Autor

Figura 145 - Curvas tensão vs. deformação verdadeiras da chapa GU12



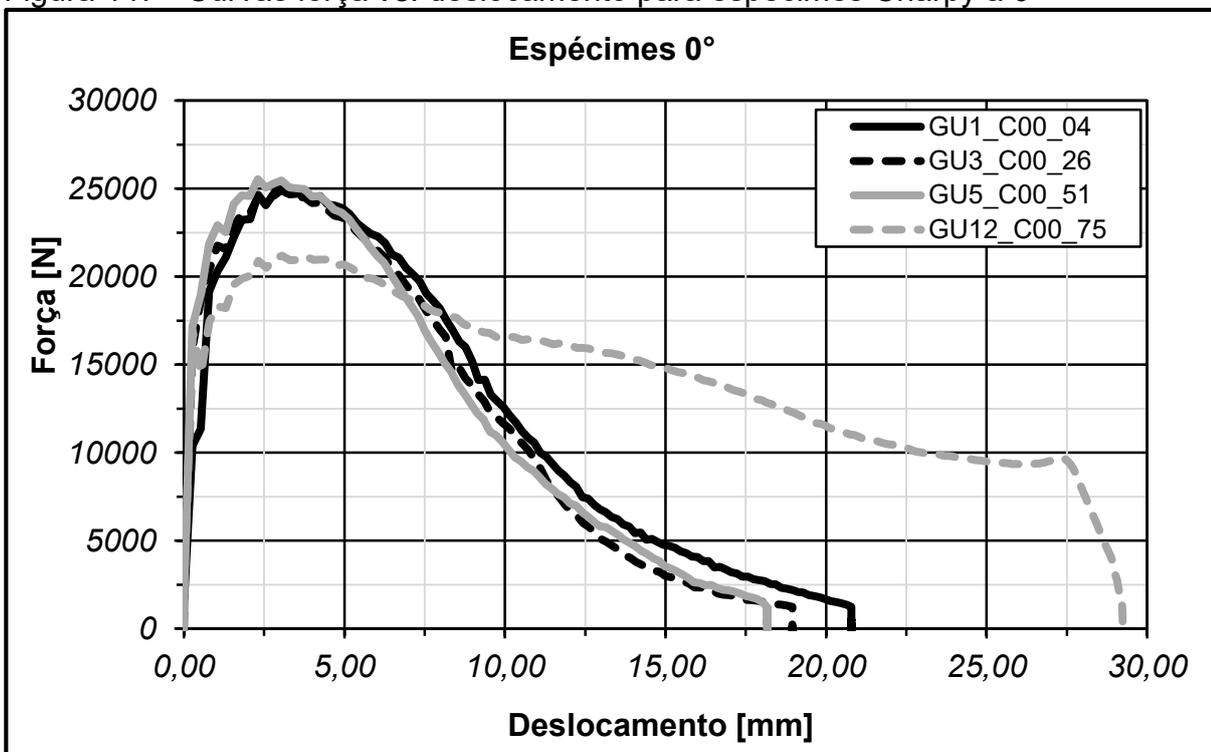
Fonte: Autor

Figura 146 - Curvas tensão vs. deformação verdadeira corrigidas por Bridgman da chapa GU12



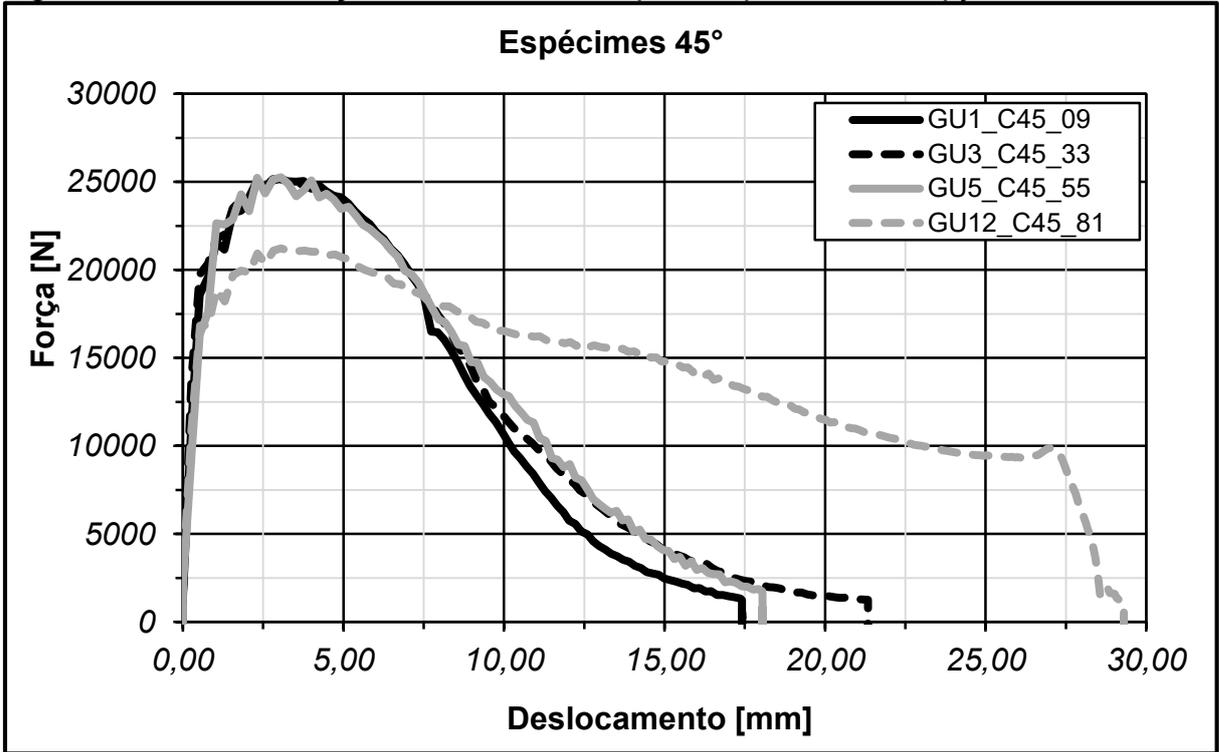
Fonte: Autor

Figura 147 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy a 0°



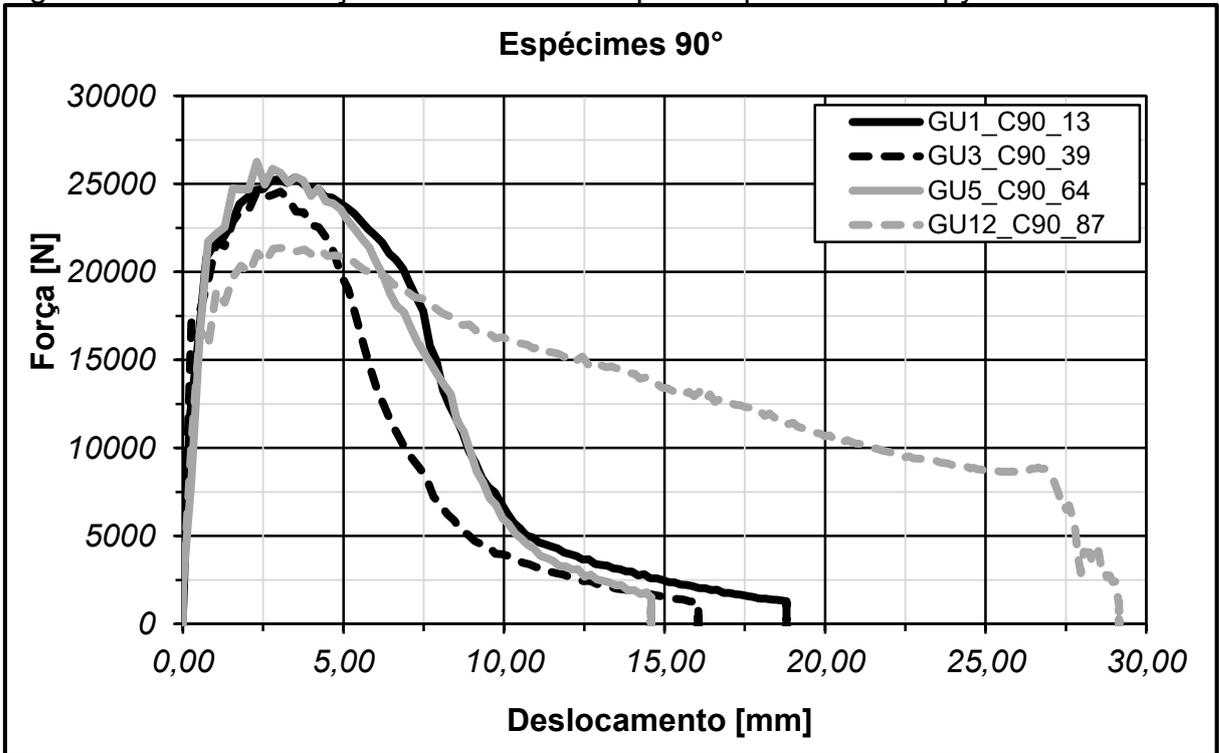
Fonte: Autor

Figura 148 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy a 45°



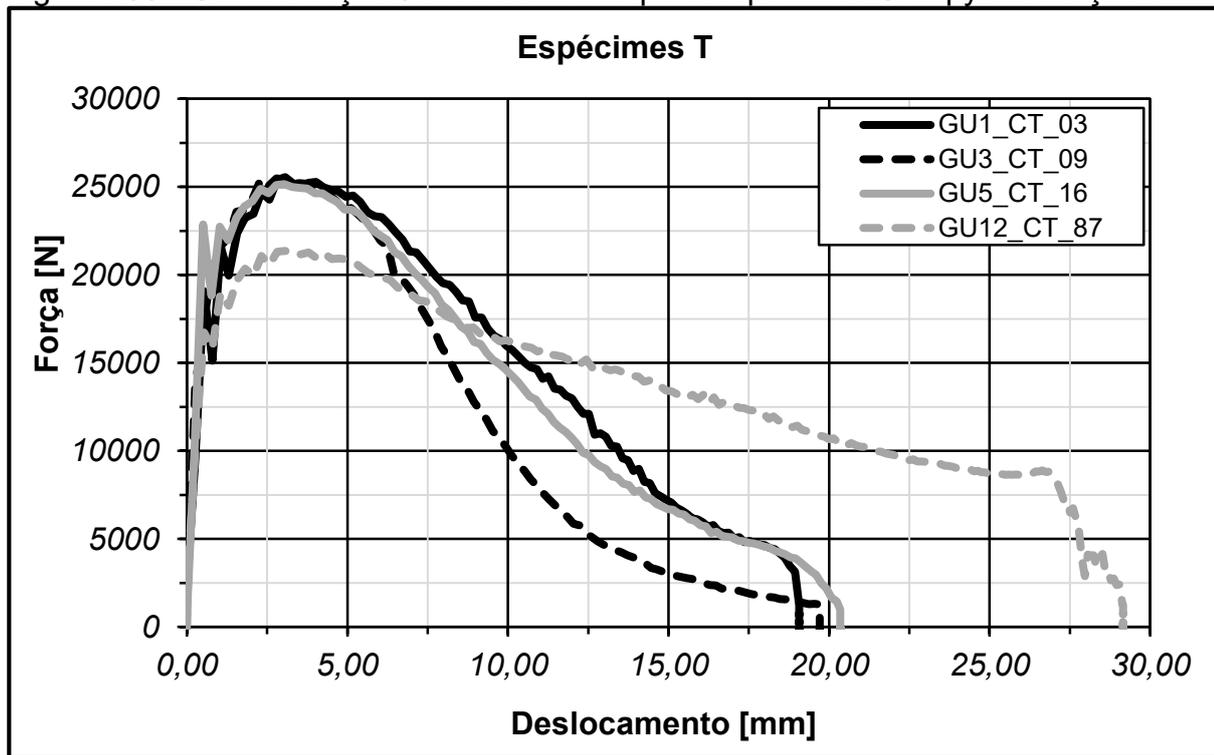
Fonte: Autor

Figura 149 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy a 90°



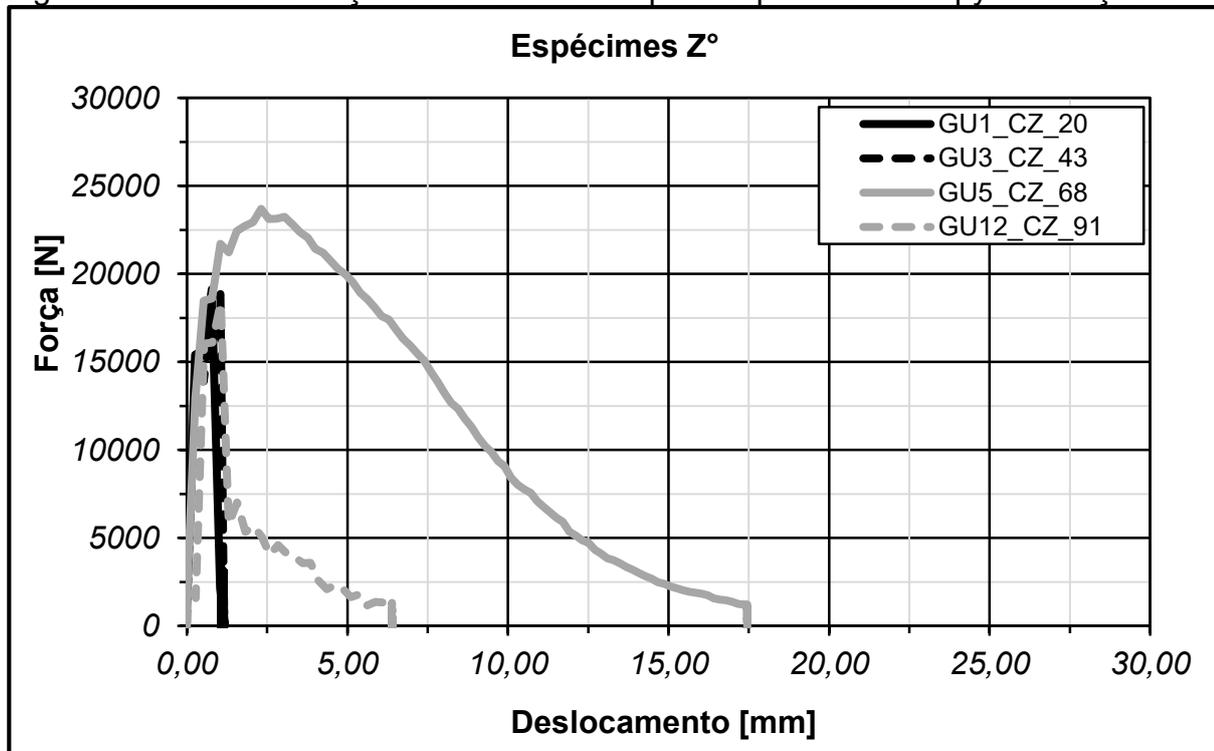
Fonte: Autor

Figura 150 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy da direção T



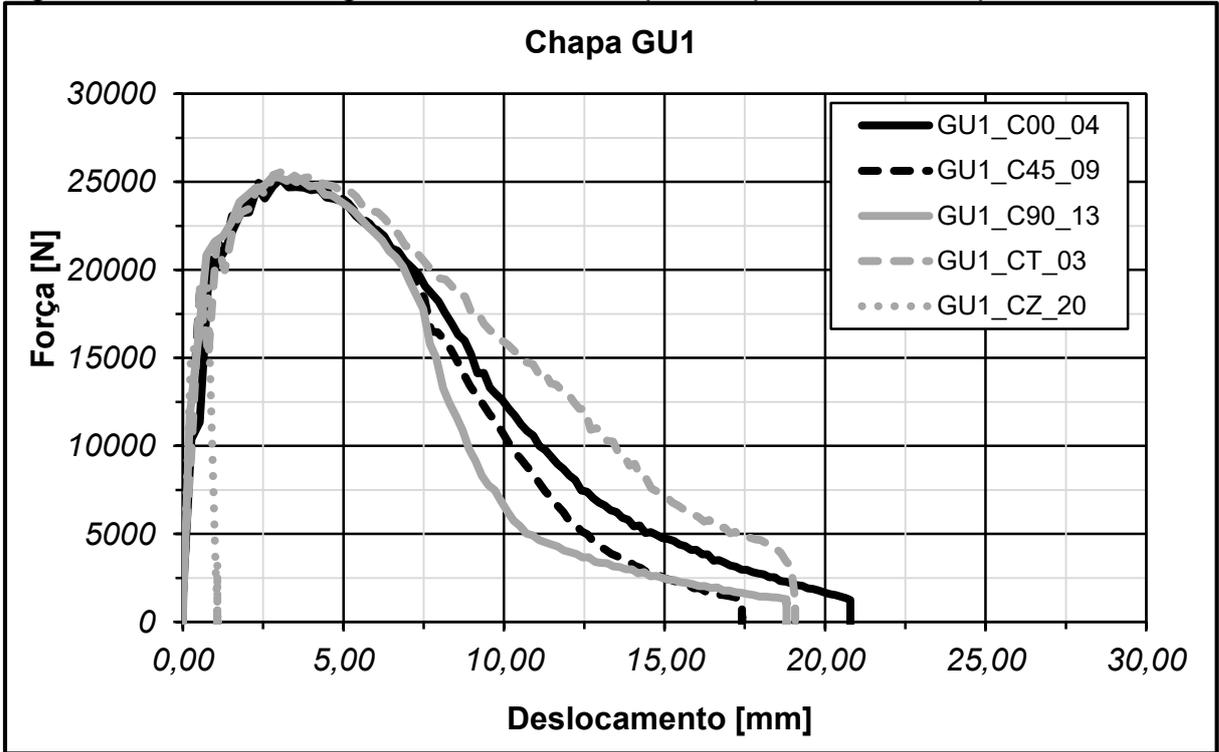
Fonte: Autor

Figura 151 - Curvas força vs. deslocamento para espécimes Charpy da direção Z



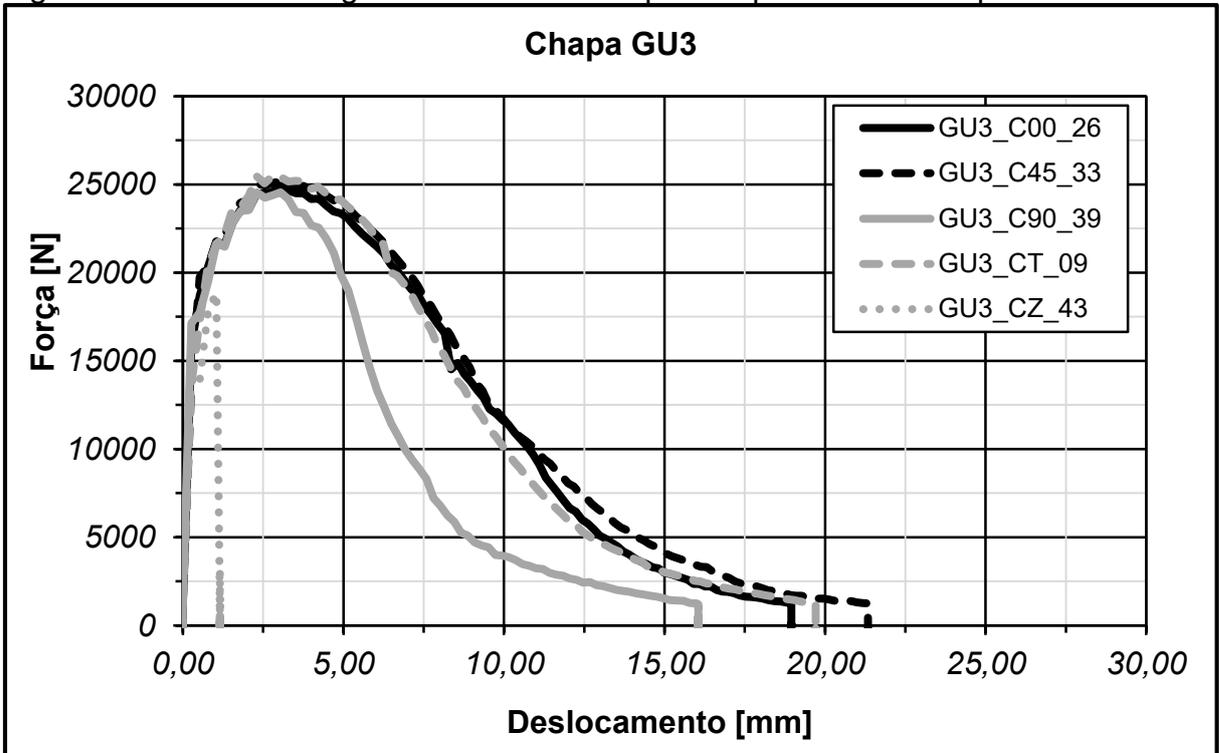
Fonte: Autor

Figura 152 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU1



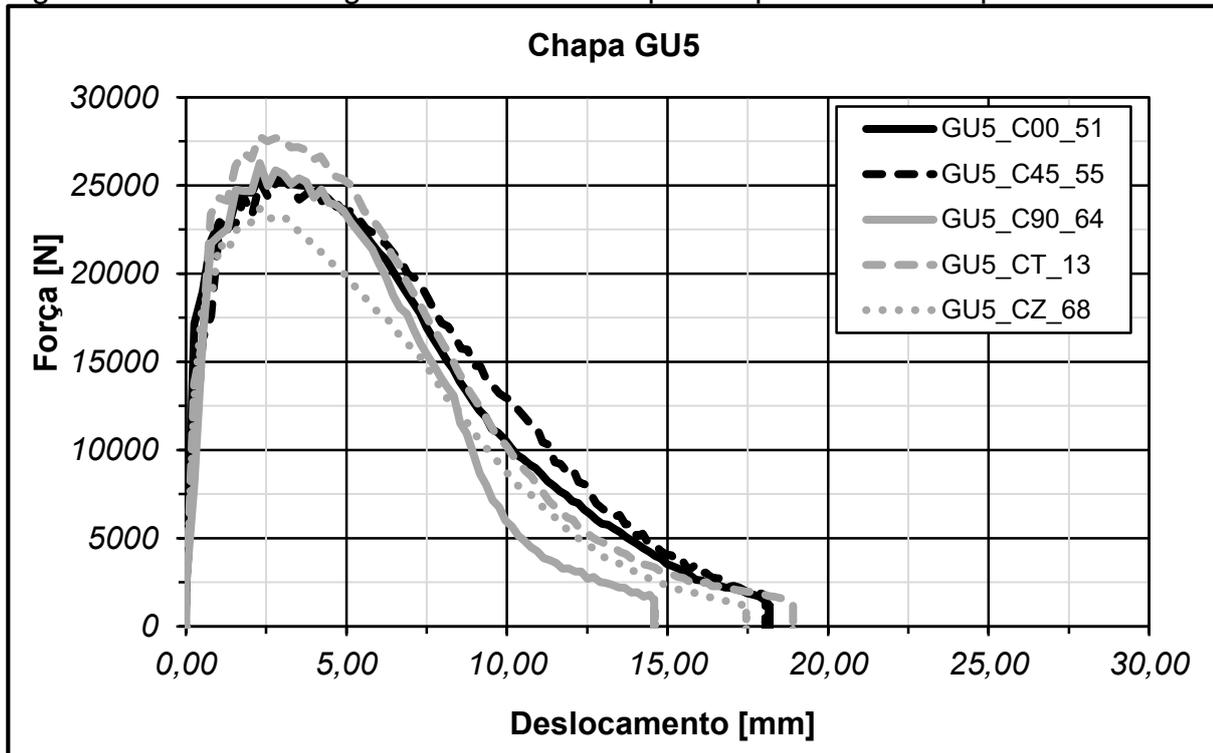
Fonte: Autor

Figura 153 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU3



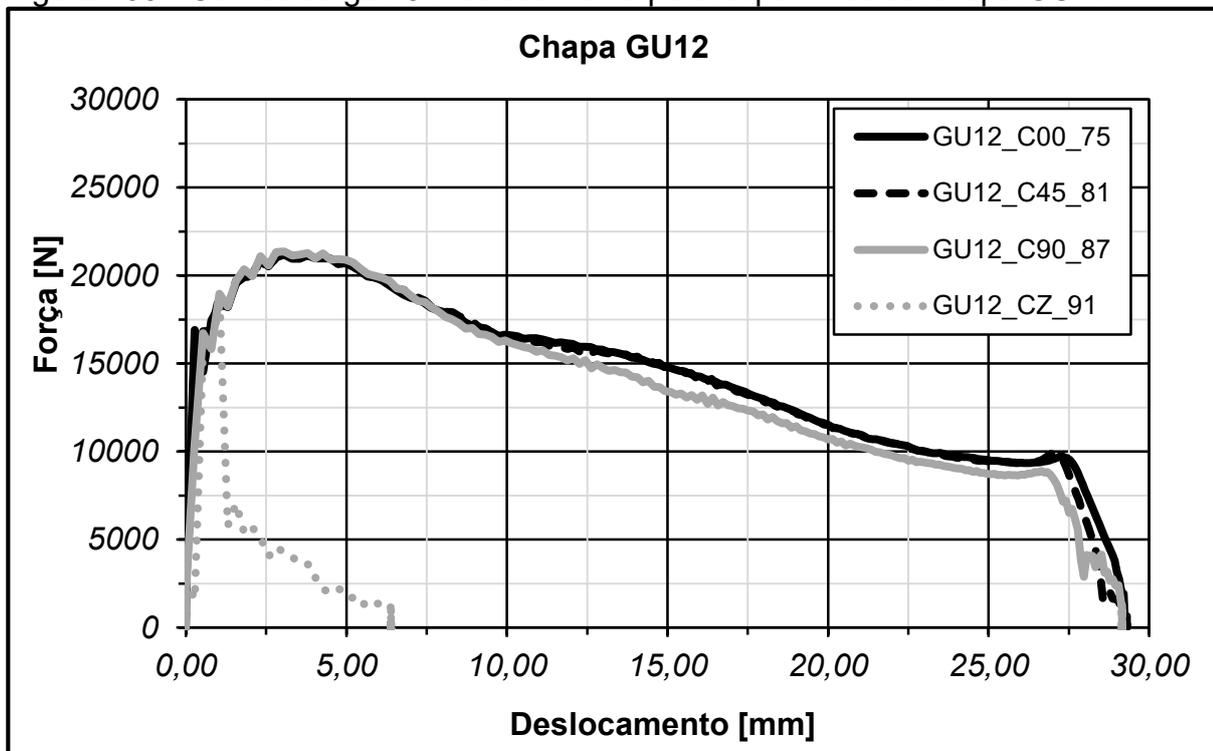
Fonte: Autor

Figura 154 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU5



Fonte: Autor

Figura 155 - Curvas carga vs. deslocamento para espécimes da chapa GU12



Fonte: Autor

Legenda: para a chapa GU12, as direções 90° e T são coincidentes, pois trata-se de chapa LSAW.

Tabela 18 - Resultados dos ensaios de impacto Charpy instrumentado (parte 1)

**ENSAIOS CHARPY - CHAPAS API X80 - ISO 14556**

Chapa	Orientação	Nº	Energia	Chapa	Orientação	Nº	Energia
<b>GU1</b>	<b>0°</b>	1	326.60 J	<b>GU5</b>	<b>0°</b>	49	226.10 J
		2	257.20 J			50	230.20 J
		3	235.90 J			51	241.20 J
		4	258.40 J			52	
		5				53	
		6				54	
	<b>45°</b>	7	232.80 J		<b>45°</b>	55	252.12 J
		8	229.60 J			56	240.30 J
		9	231.10 J			57	254.70 J
		10	221.90 J			58	
		11				59	
		12				60	
	<b>90°</b>	13	221.90 J		<b>90°</b>	61	189.60 J
		14	199.00 J			62	197.50 J
		15	204.80 J			63	289.80 J
		16				64	206.40 J
		17				65	
		18				66	
	<b>Z</b>	19	10.80 J		<b>Z</b>	67	203.70 J
		20	20.10 J			68	205.80 J
		21				69	
		22				70	
		23				71	
		24				72	
<b>GU3</b>	<b>0°</b>	25	232.90 J	<b>GU12</b>	<b>0°</b>	73	433.50 J
		26	241.95 J			74	425.80 J
		27	226.10 J			75	433.90 J
		28				76	
		29				77	
		30				78	
	<b>45°</b>	31	256.60 J		<b>45°</b>	79	423.40 J
		32	257.80 J			80	418.00 J
		33	259.60 J			81	428.10 J
		34				82	
		35				83	
		36				84	
	<b>90°</b>	37	117.40 J		<b>90°</b>	85	391.60 J
		38	170.20 J			86	262.40 J
		39	170.20 J			87	415.40 J
		40	136.50 J			88	407.80 J
		41	167.10 J			89	
		42				90	
	<b>Z</b>	43	22.20 J		<b>Z</b>	91	40.40 J
		44	41.40 J			92	123.30 J
		45				93	
		46				94	
		47				95	
		48				96	

Fonte: Autor

Legenda: para que pudesse ser exibida em uma página, a fonte da tabela foi reduzida.

Tabela 19 - Resultados dos ensaios de impacto Charpy instrumentado (parte 2)

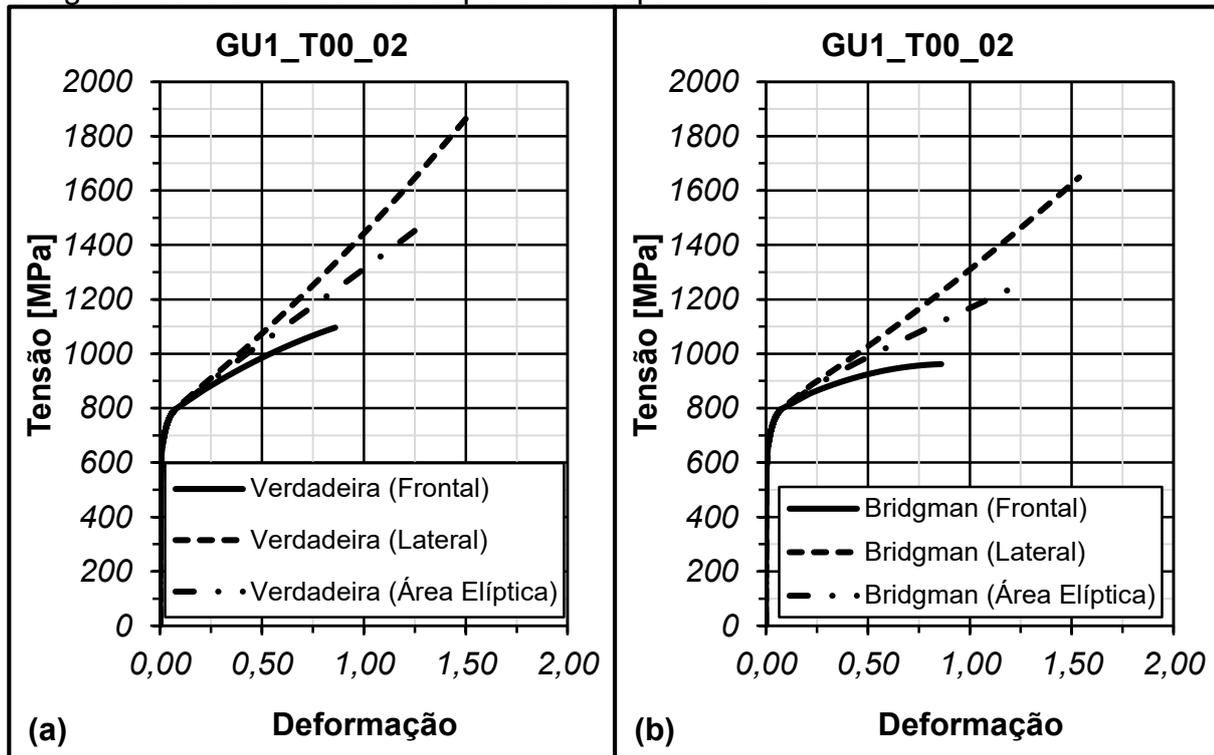
Chapa	Orientação	N°	Energia	Chapa	Orientação	N°	Energia
<b>GU1</b>	<b>T</b>	1	244.00 J	<b>GU5</b>	<b>T</b>	13	246.70 J
		2	334.00 J			14	304.50 J
		3	291.60 J			15	253.00 J
		4	281.10 J			16	283.40 J
		5	298.50 J			17	295.80 J
		6	243.40 J			18	259.60 J
<b>GU3</b>	<b>T</b>	7	238.30 J	<b>GU12</b>	<b>T</b>	85	391.60 J
		8	259.30 J			86	262.40 J
		9	239.80 J			87	415.40 J
		10	274.10 J			88	407.80 J
		11	265.90 J			89	
		12	246.40 J			90	

Fonte: Autor

Legenda: para que pudesse ser exibida em uma página, a fonte da tabela foi reduzida.

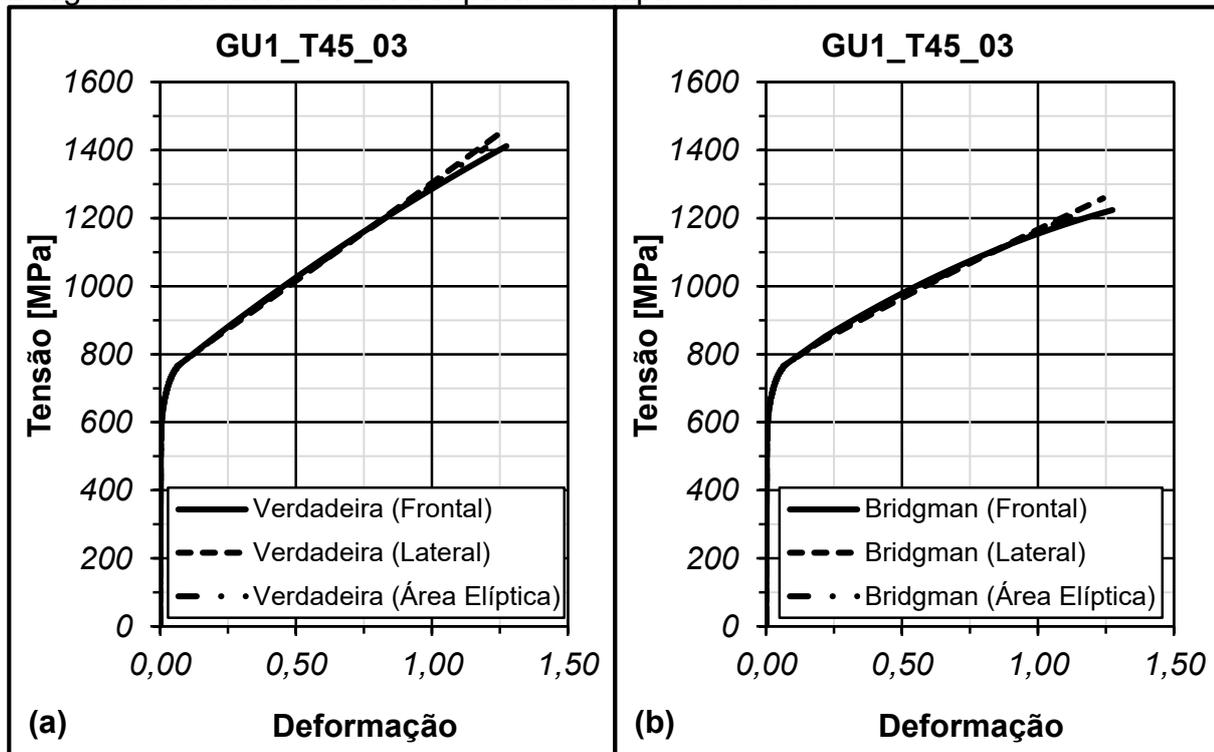
**APÊNDICE E – CORREÇÕES DAS CURVAS TENSÃO VS. DEFORMAÇÃO  
CONSIDERANDO ÁREA ELÍPTICA E FATOR K MÉDIO**

Figura 156 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU1 à 0°



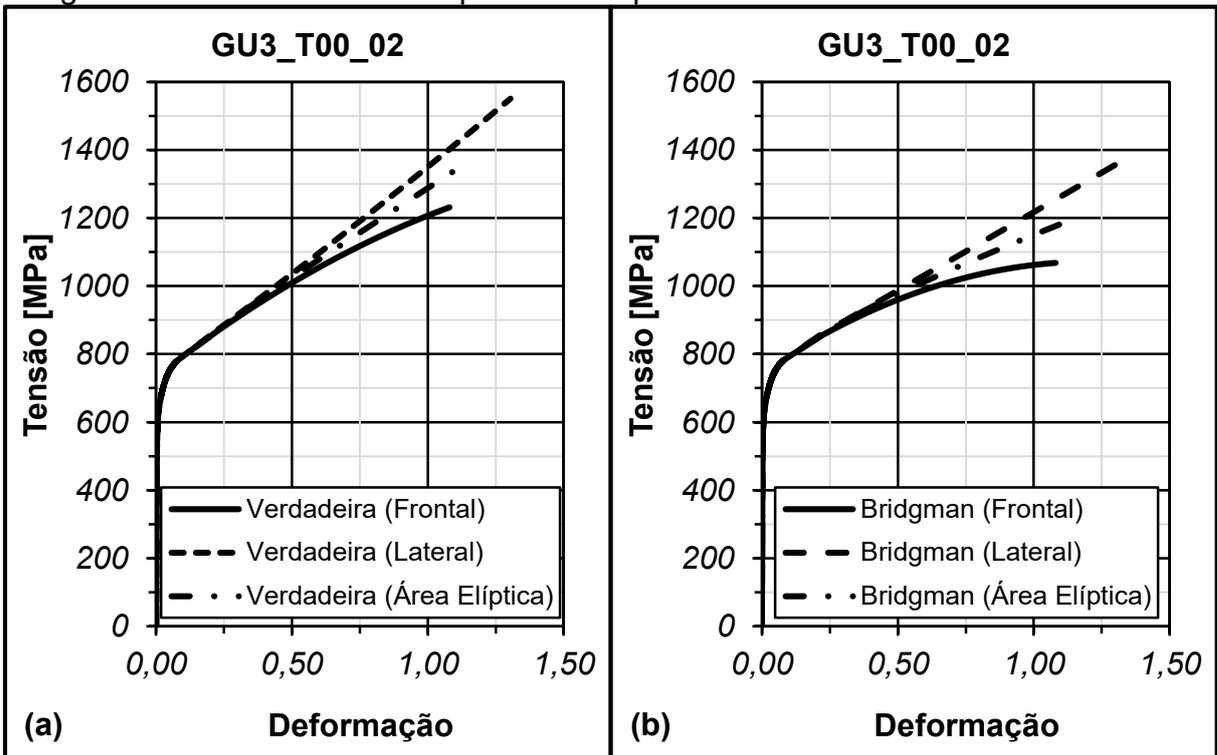
Fonte: Autor

Figura 157 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU1 à 45°



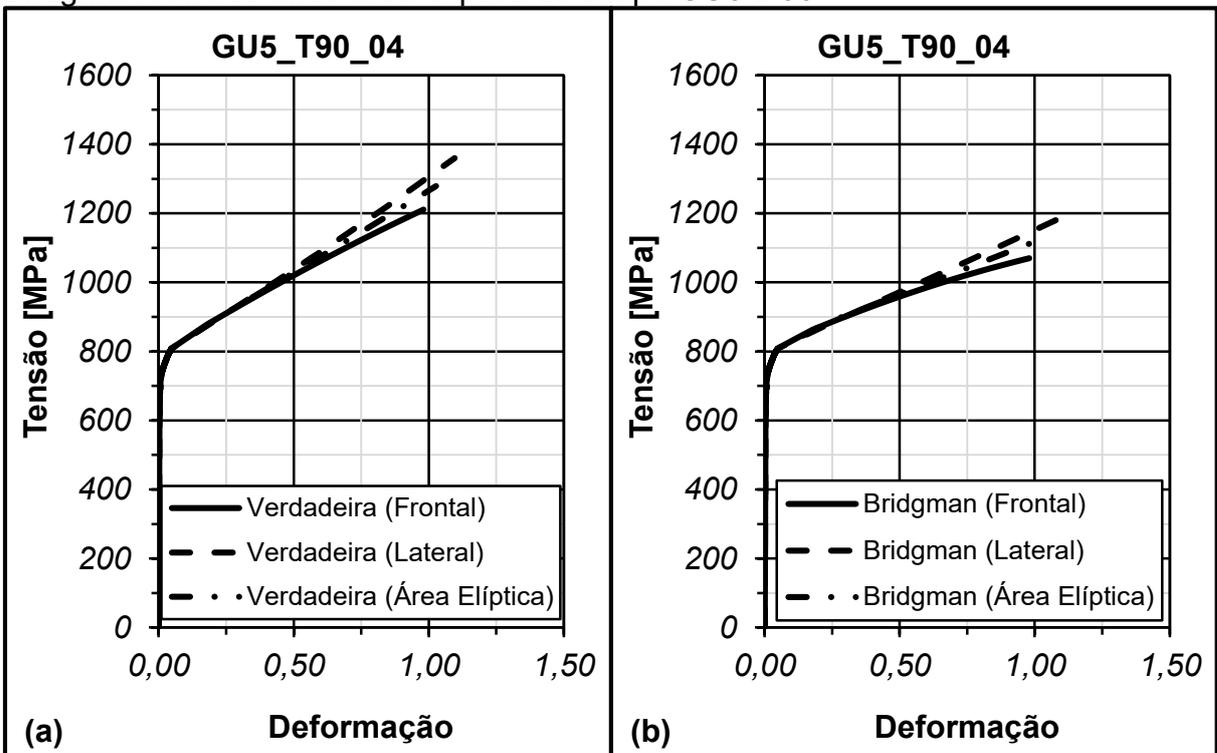
Fonte: Autor

Figura 158 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU3 à 0°



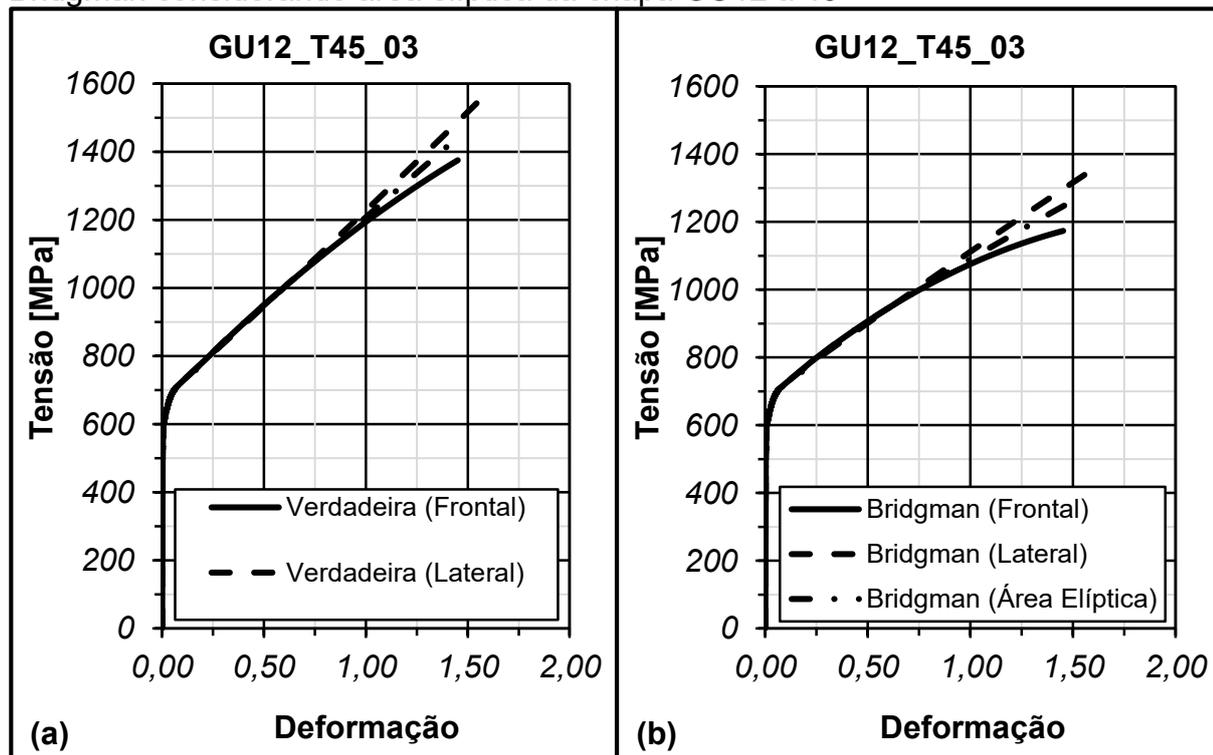
Fonte: Autor

Figura 159 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU5 à 90°



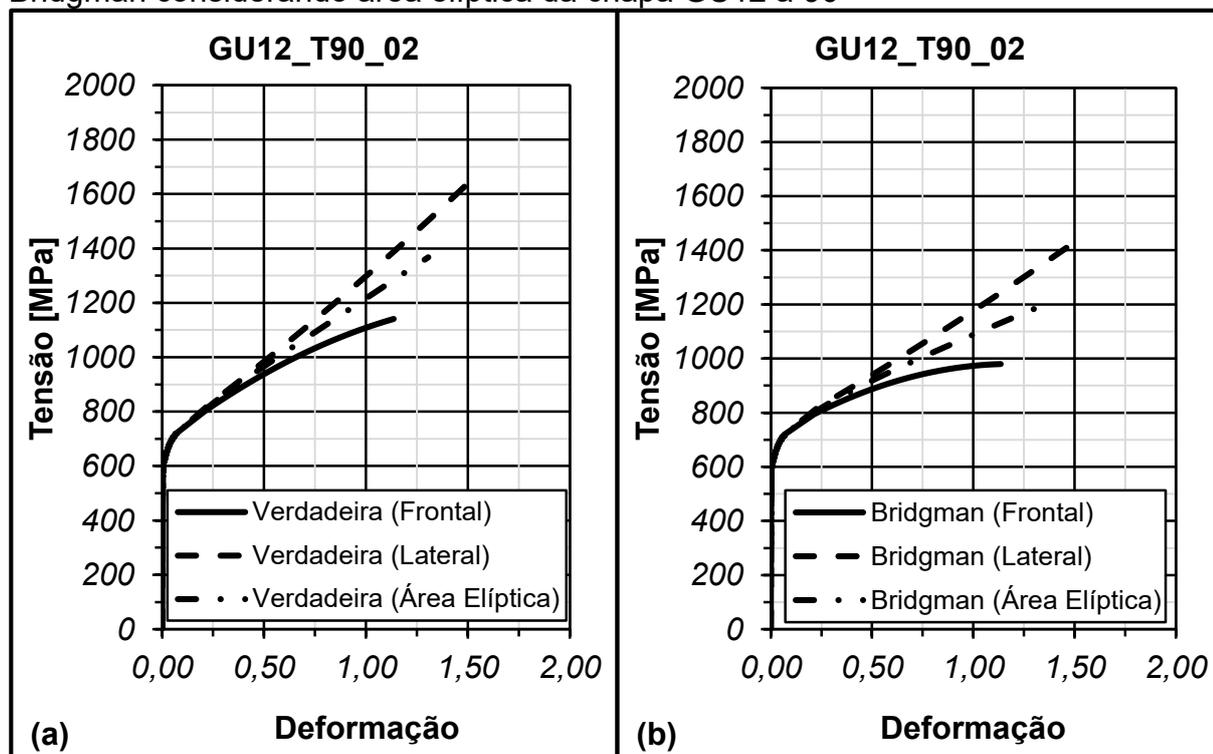
Fonte: Autor

Figura 160 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU12 à 45°



Fonte: Autor

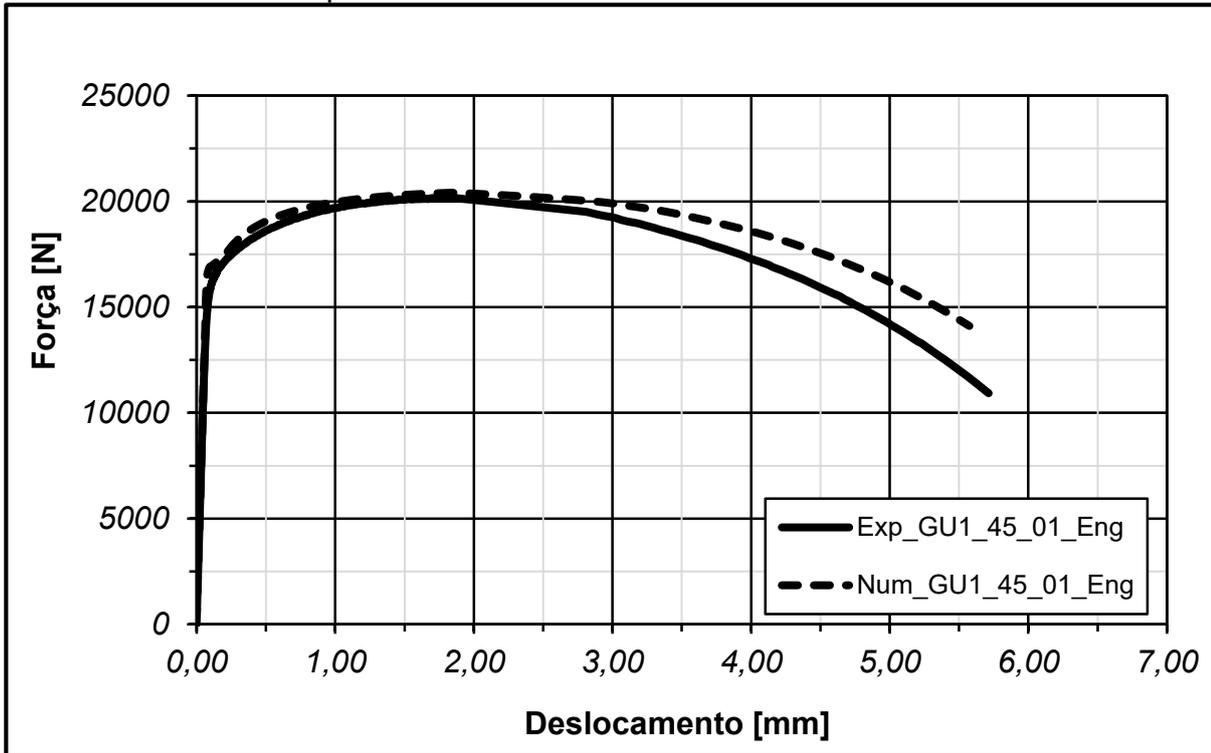
Figura 161 - Curvas tensão vs. deformação (a) verdadeiras e (b) corrigidas por Bridgman considerando área elíptica da chapa GU12 à 90°



Fonte: Autor

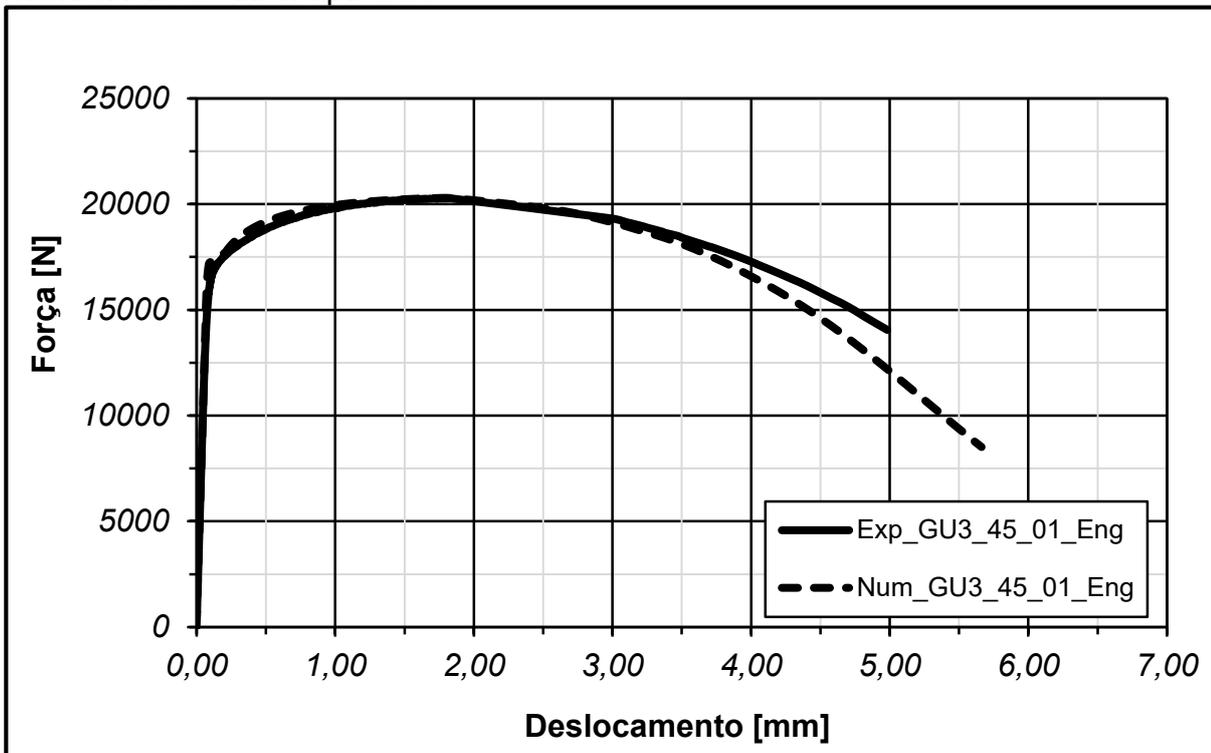
## **APÊNDICE F – CURVAS NUMÉRICAS VS. EXPERIMENTAIS**

Figura 162 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU1



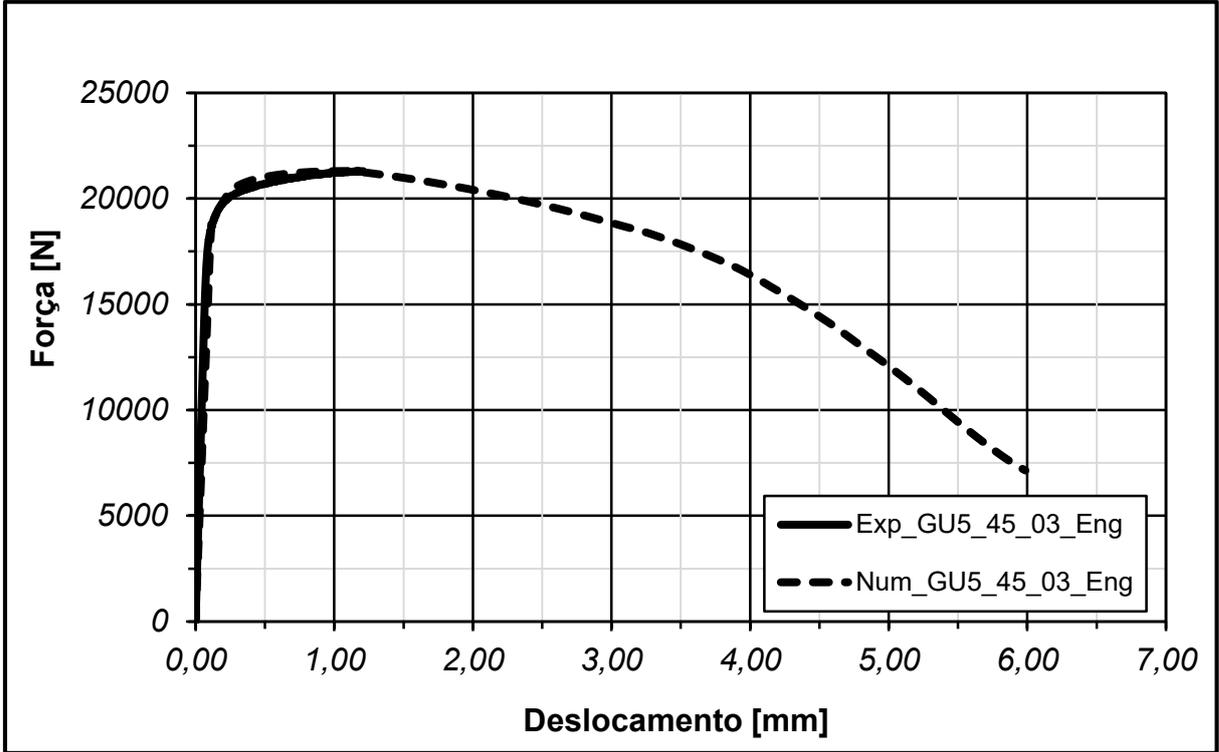
Fonte: Autor

Figura 163 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU3



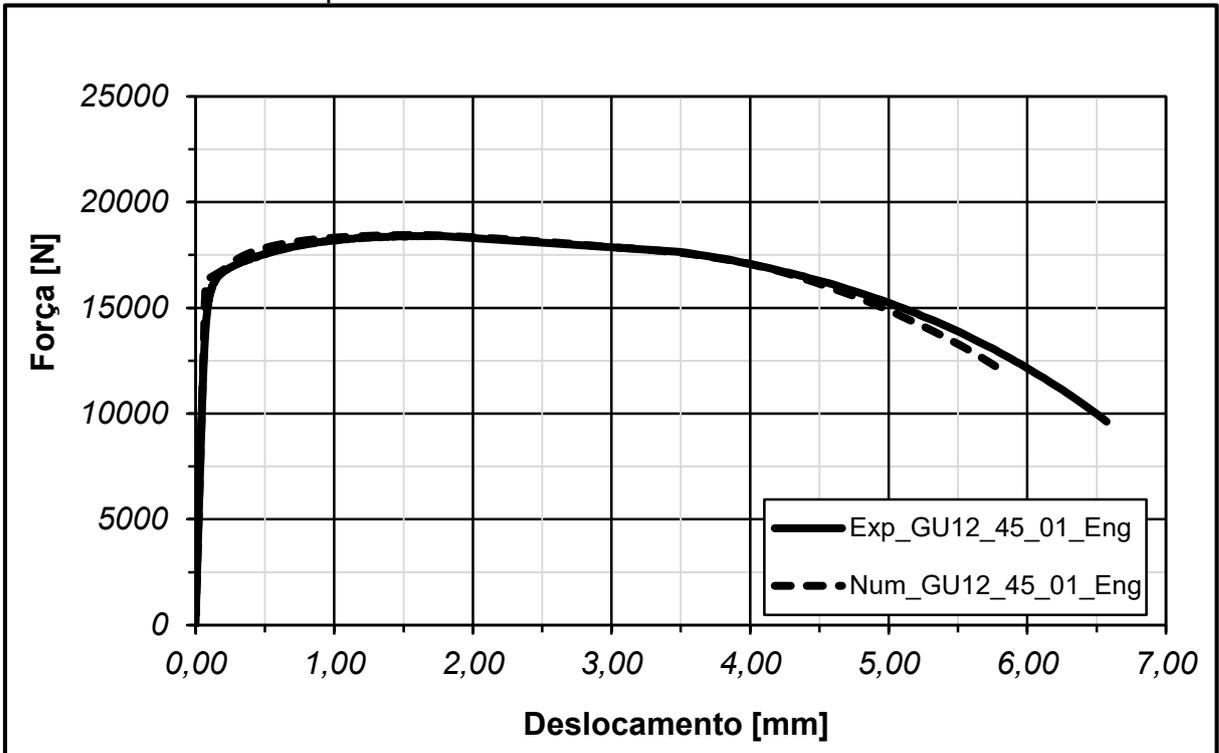
Fonte: Autor

Figura 164 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU5



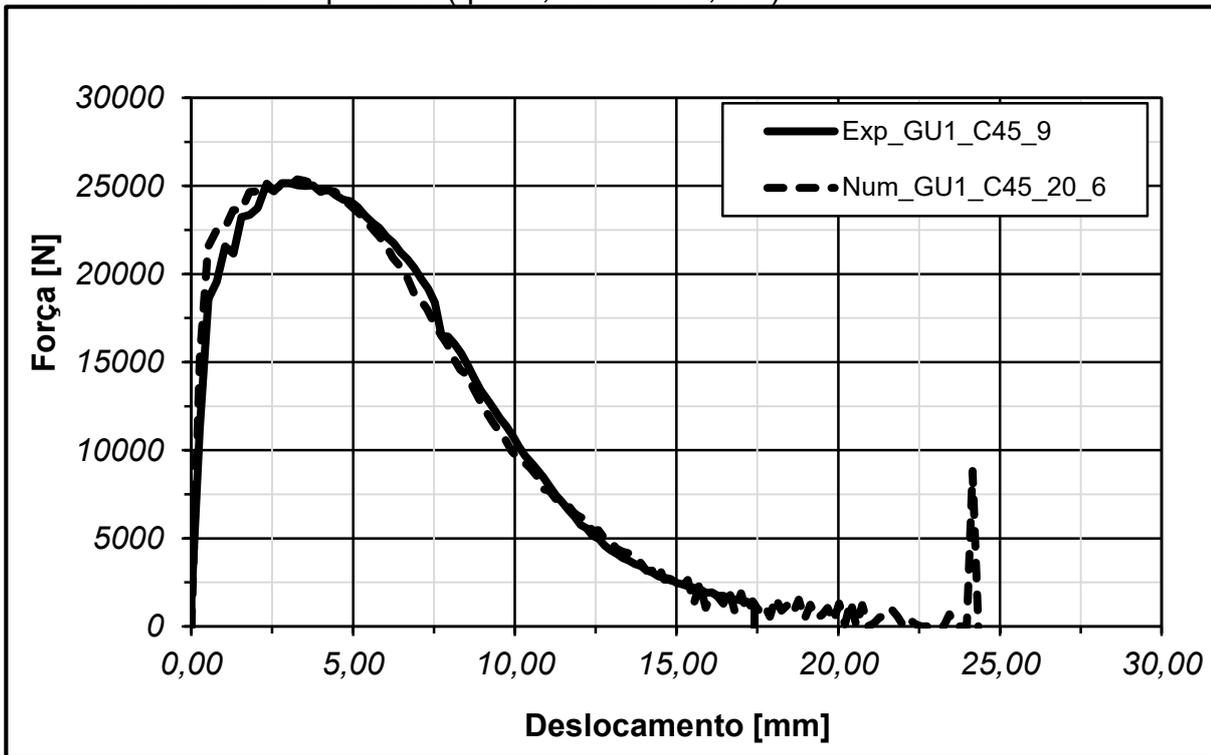
Fonte: Autor

Figura 165 - Curvas força vs. deslocamento para o ensaio de tração experimental e numérico à 45° da chapa GU12



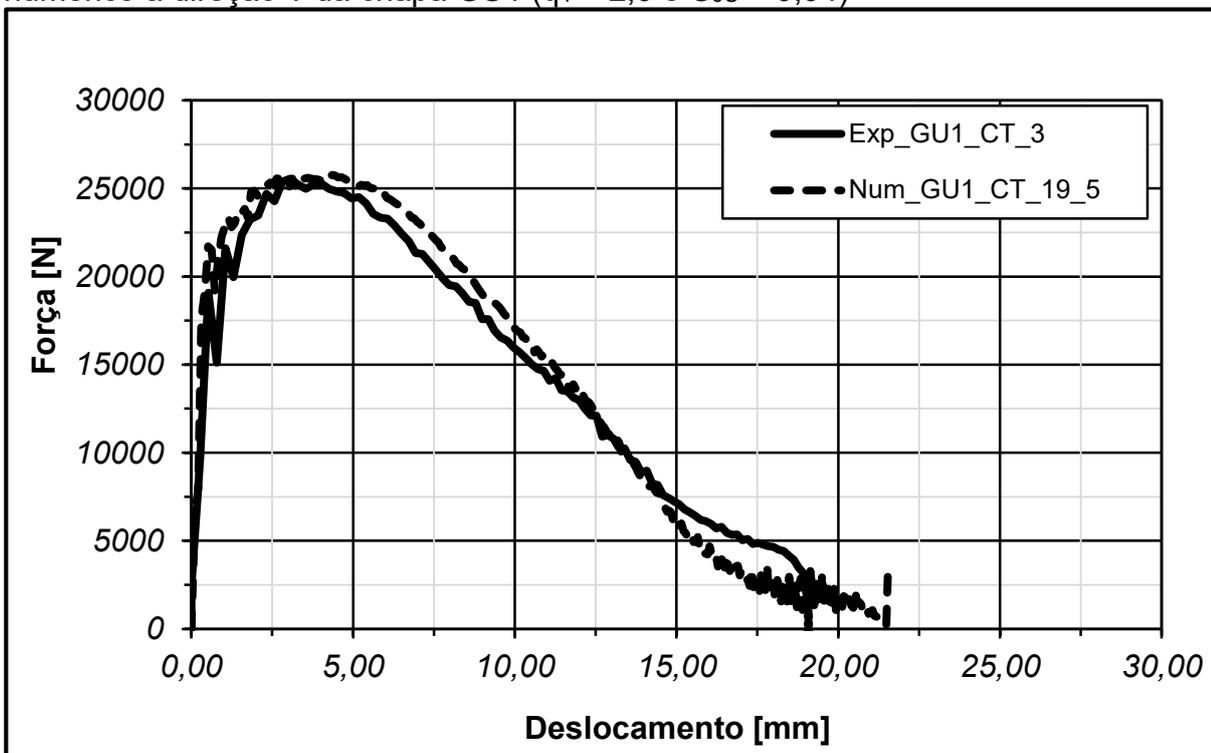
Fonte: Autor

Figura 166 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 45° da chapa GU1 ( $q_1 = 2,5$  e  $C_{JC} = 0,042$ )



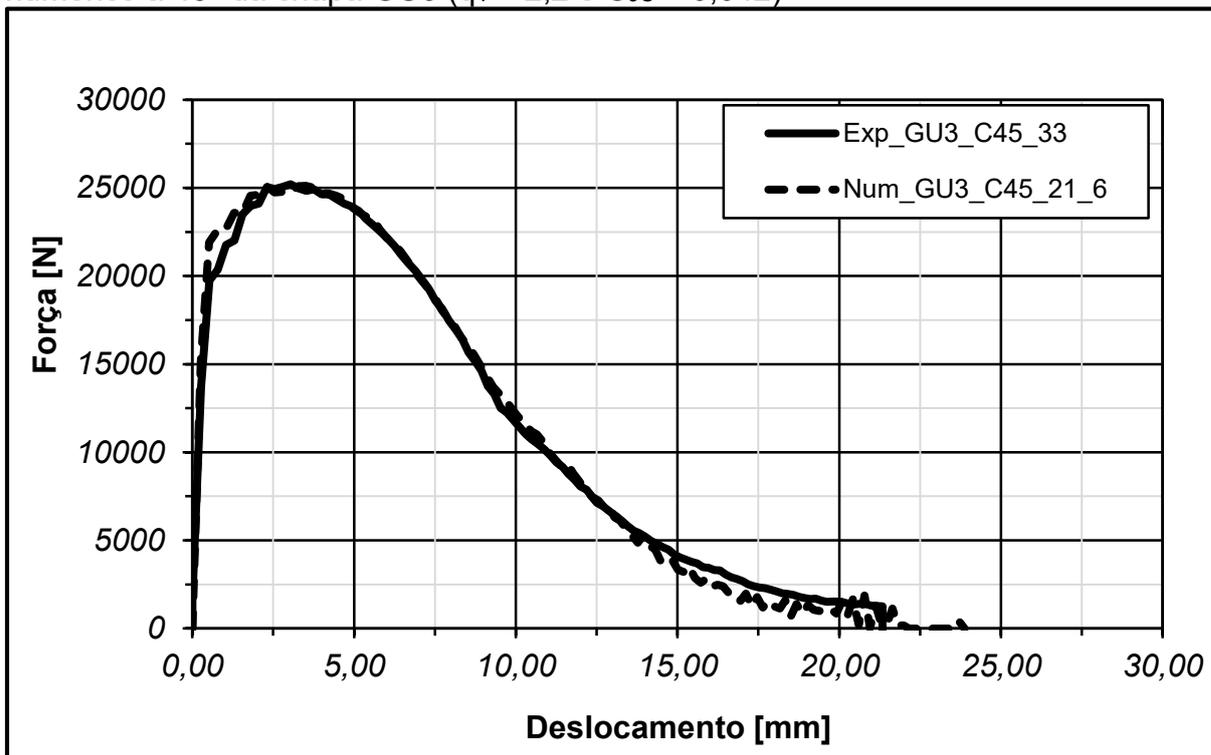
Fonte: Autor

Figura 167 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à direção T da chapa GU1 ( $q_1 = 2,0$  e  $C_{JC} = 0,04$ )



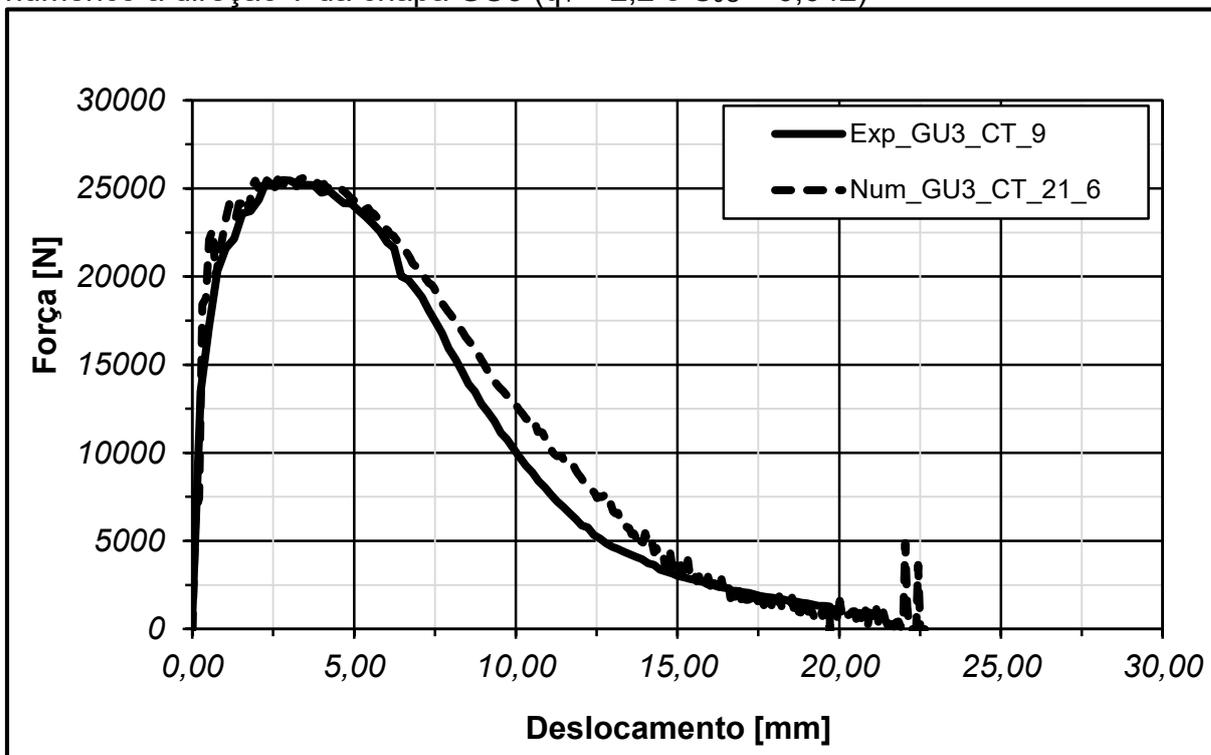
Fonte: Autor

Figura 168 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 45° da chapa GU3 ( $q_1 = 2,2$  e  $C_{JC} = 0,042$ )



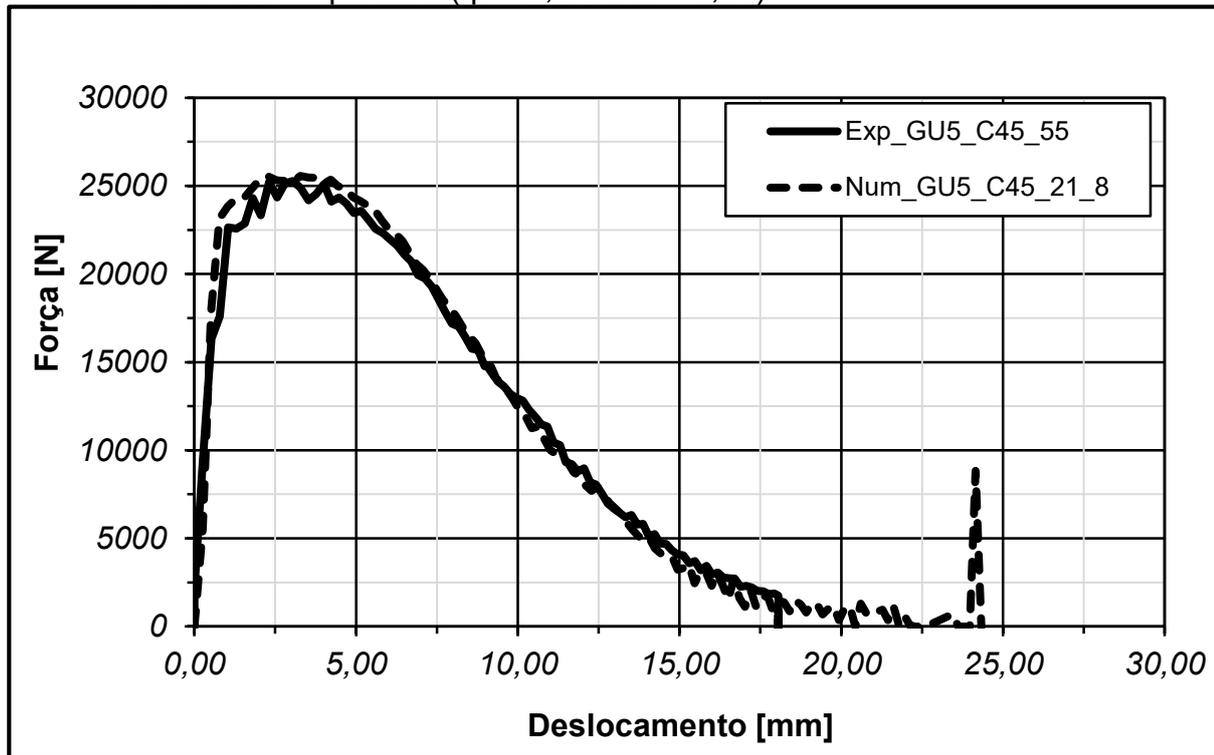
Fonte: Autor

Figura 169 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à direção T da chapa GU3 ( $q_1 = 2,2$  e  $C_{JC} = 0,042$ )



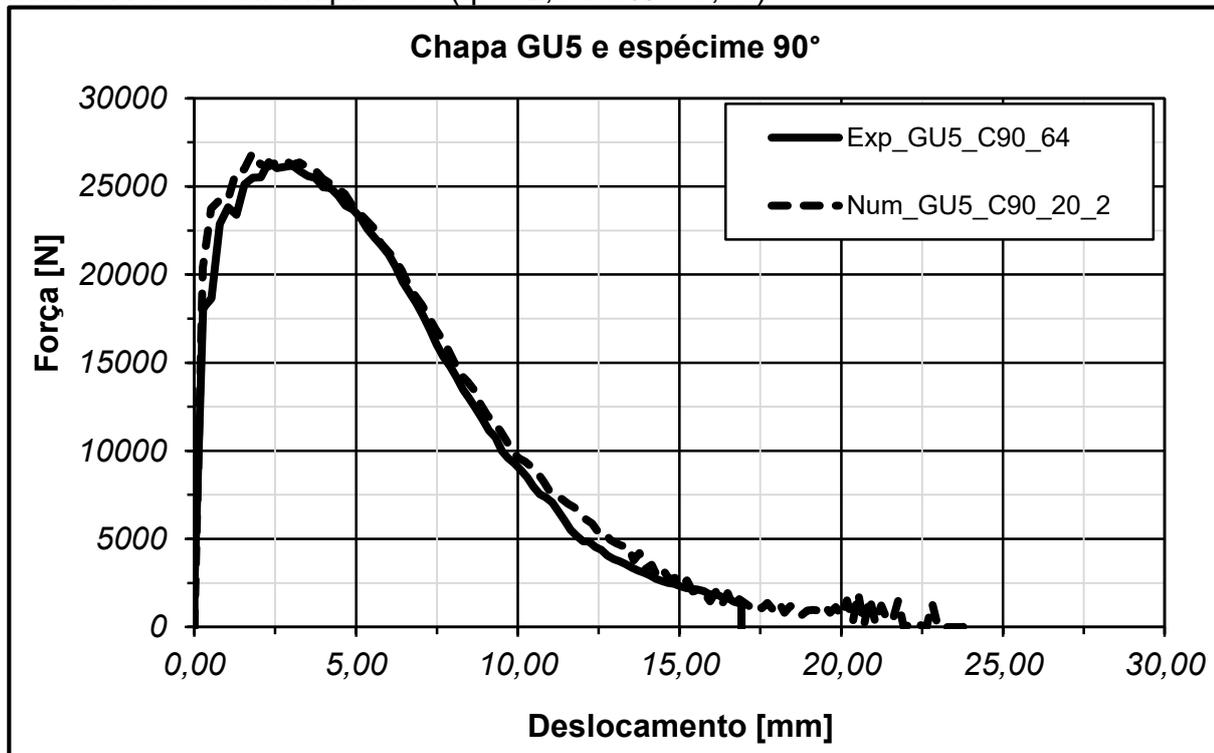
Fonte: Autor

Figura 170 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 45° da chapa GU5 ( $q_1 = 2,2$  e  $C_{JC} = 0,04$ )



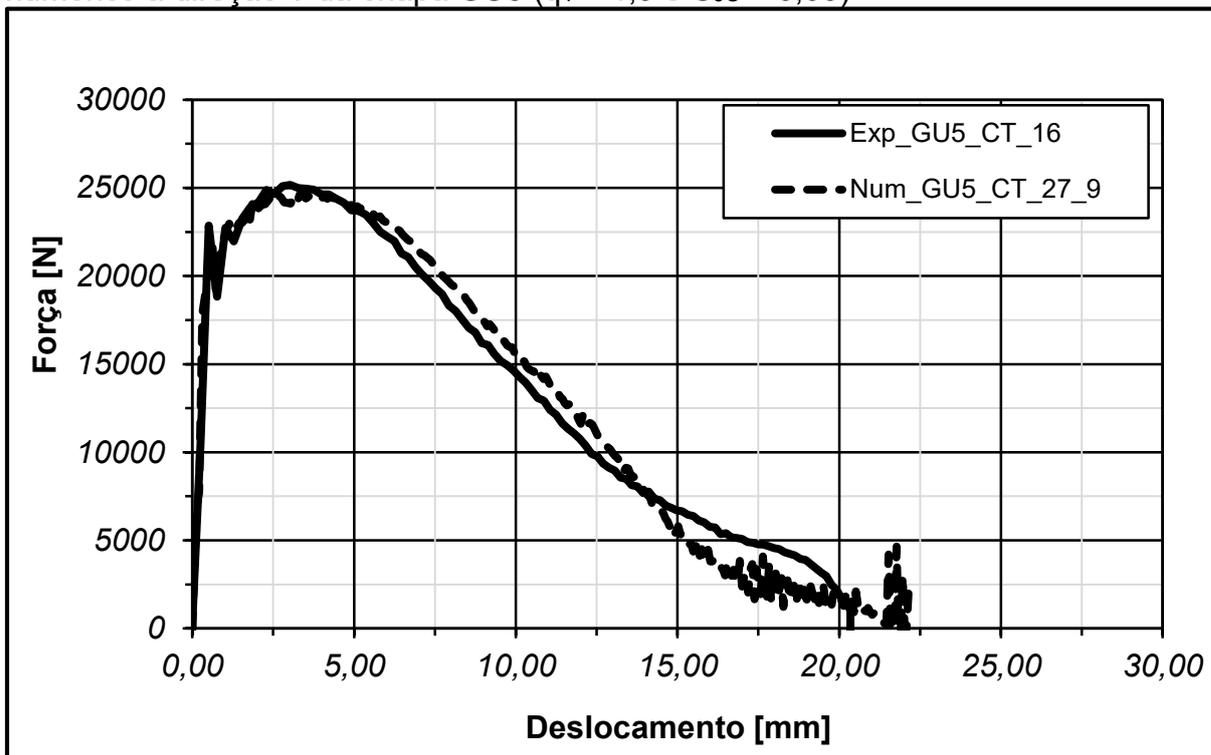
Fonte: Autor

Figura 171 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 90° da chapa GU5 ( $q_1 = 2,5$  e  $C_{JC} = 0,05$ )



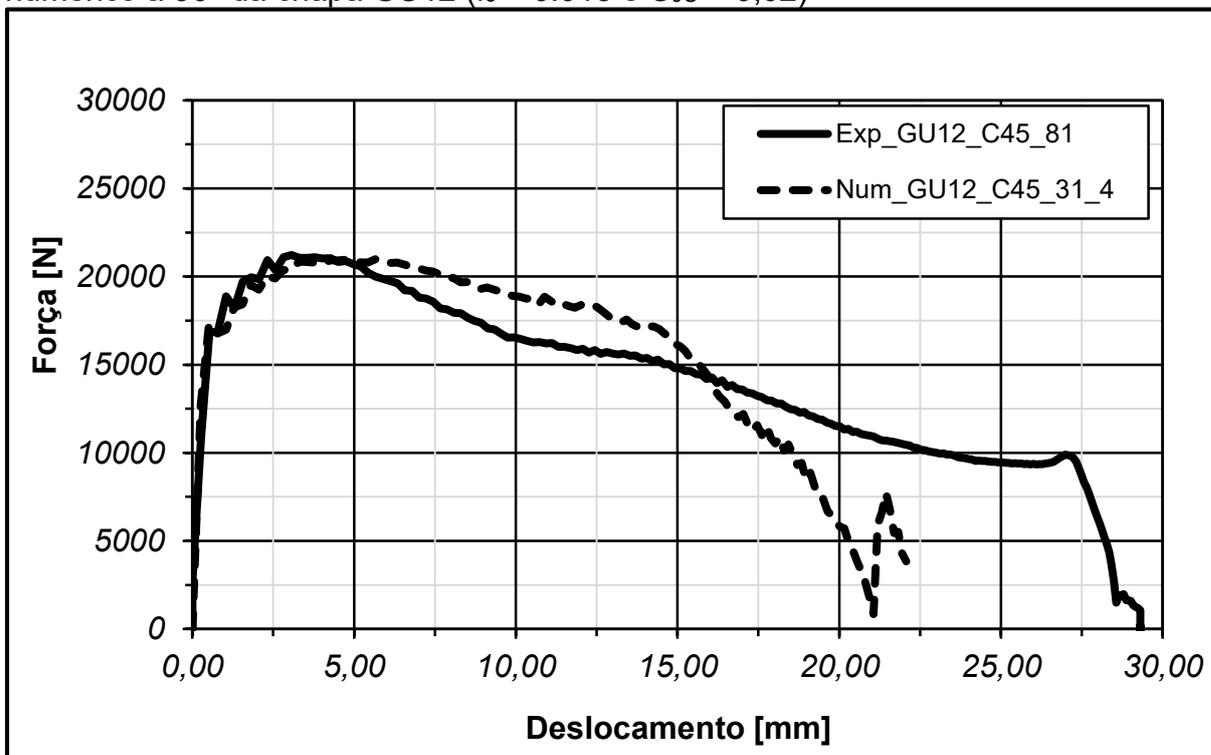
Fonte: Autor

Figura 172 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à direção T da chapa GU5 ( $q_1 = 1,9$  e  $C_{JC} = 0,03$ )



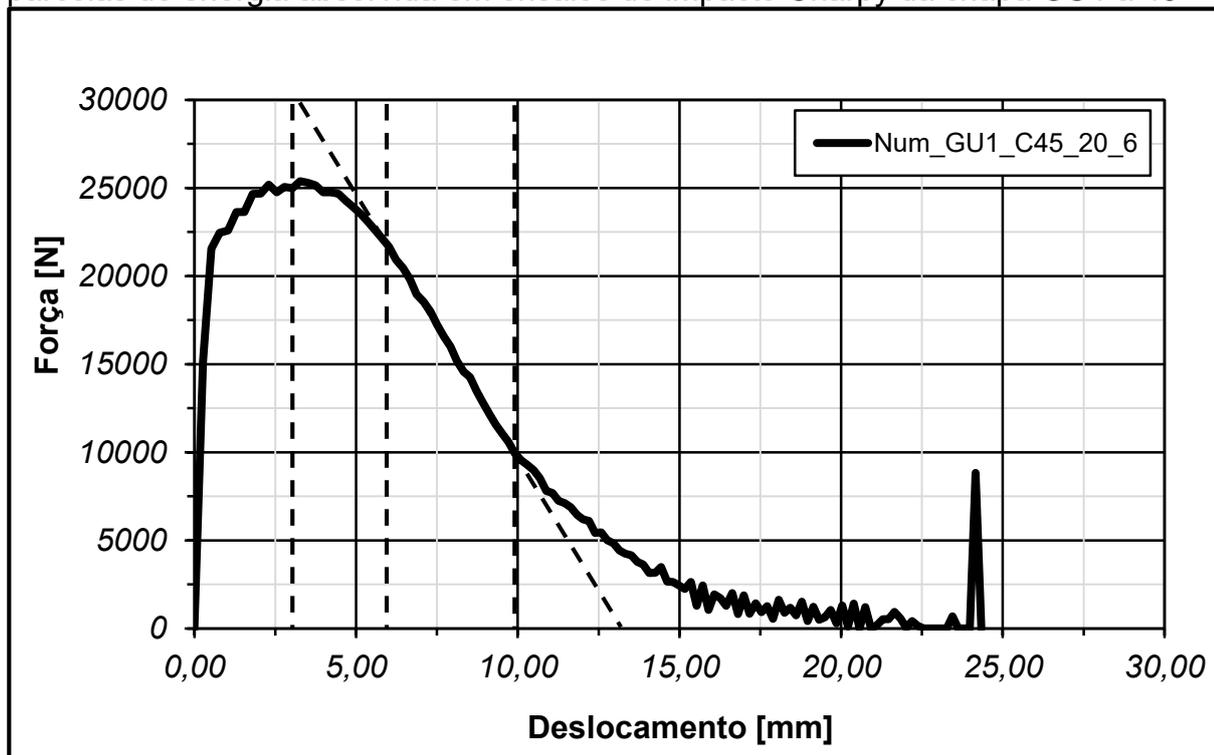
Fonte: Autor

Figura 173 - Curvas força vs. deslocamento para ensaio Charpy experimental e numérico à 90° da chapa GU12 ( $f_c = 0.015$  e  $C_{JC} = 0,02$ )



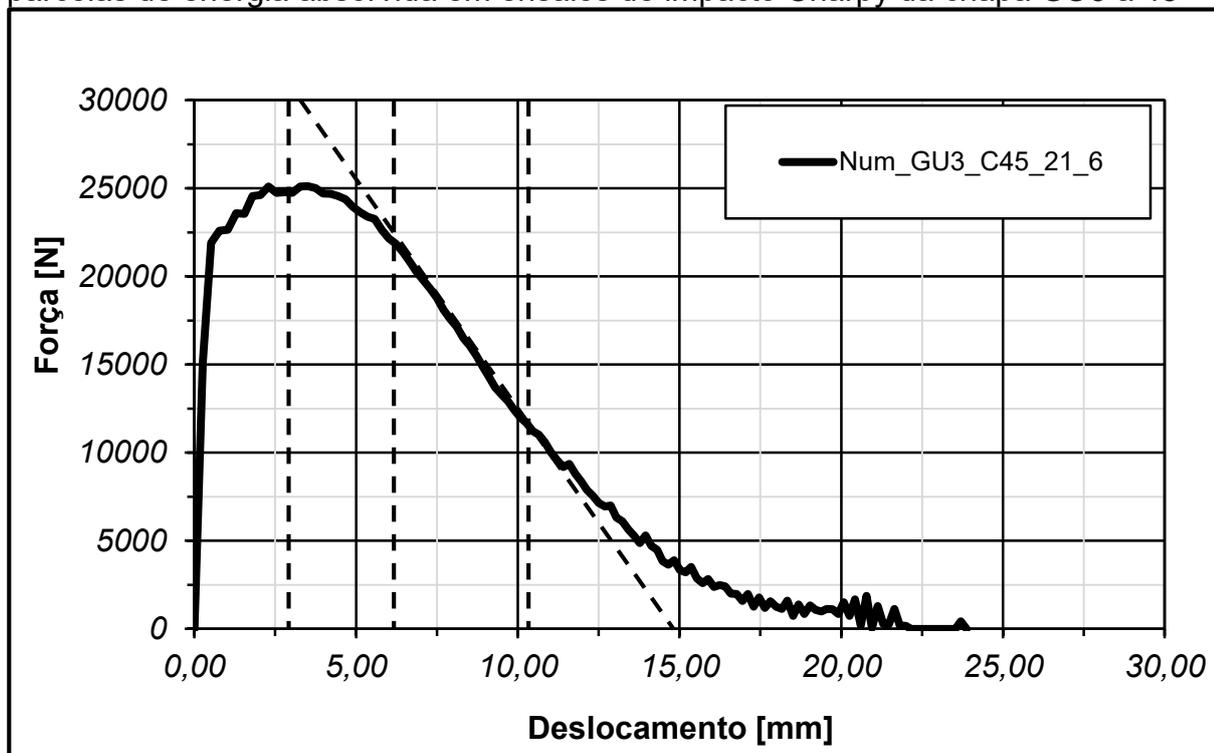
Fonte: Autor

Figura 174 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU1 à 45°



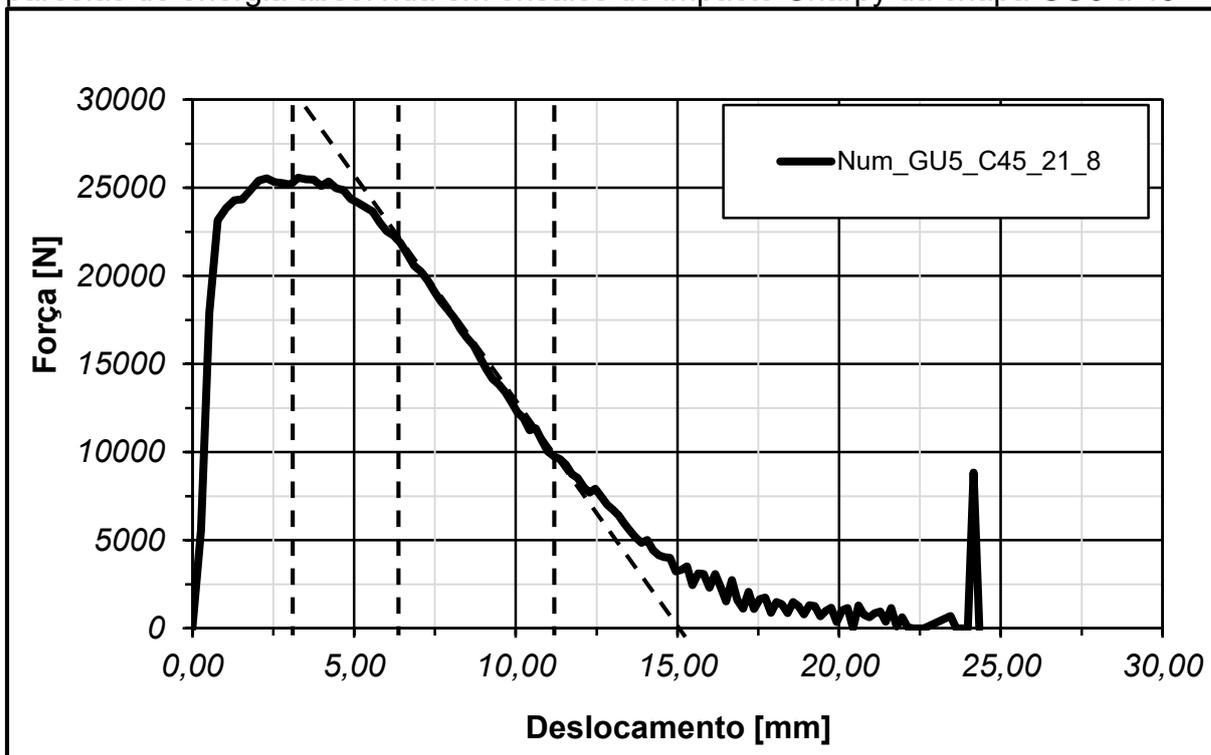
Fonte: Autor

Figura 175 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU3 à 45°



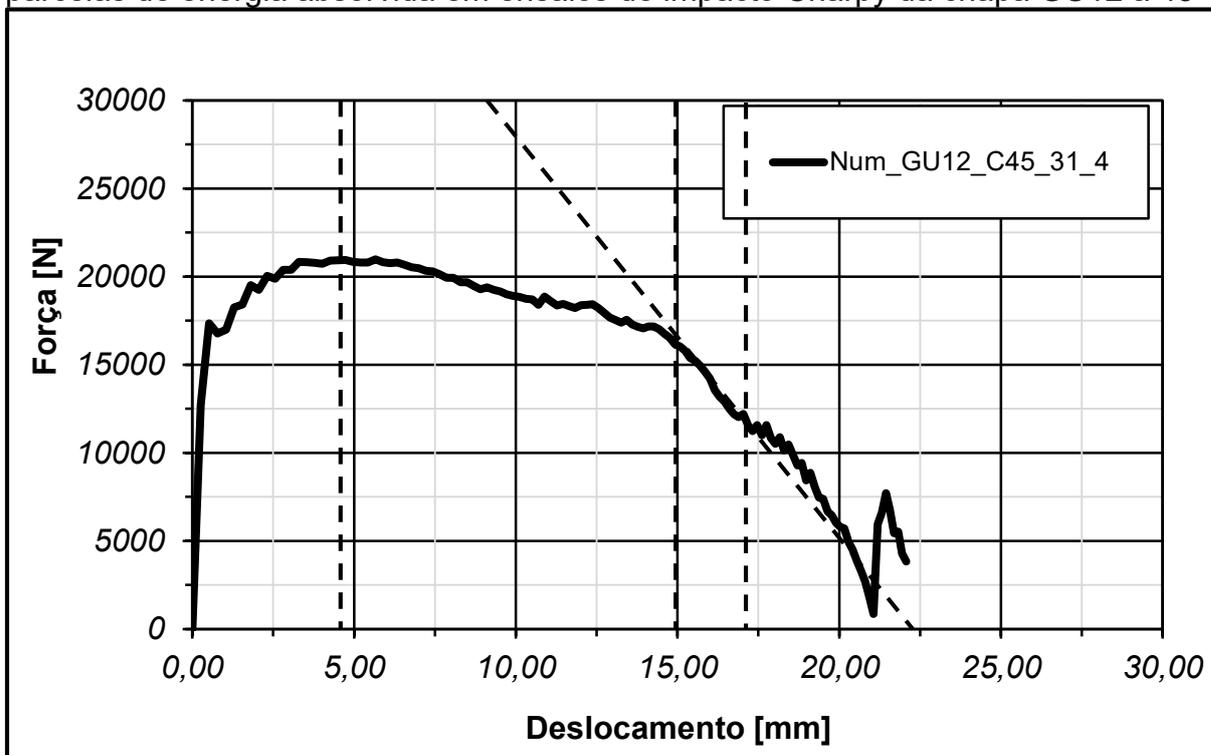
Fonte: Autor

Figura 176 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU5 à 45°



Fonte: Autor

Figura 177 - Aplicação da metodologia proposta por Leis (2013) para separação das parcelas de energia absorvida em ensaios de impacto Charpy da chapa GU12 à 45°



Fonte: Autor