



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CENTRO DE TÉCNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

RODOLFO FRANÇA DE LIMA

**ANÁLISE NUMÉRICA DE UMA JUNTA SOLDADA DE AÇOS DISSIMILARES  
UTILIZADA EM EQUIPAMENTOS OFF-SHORE**

Recife

2025

RODOLFO FRANÇA DE LIMA

**ANÁLISE NUMÉRICA DE UMA JUNTA SOLDADA DE AÇOS DISSIMILARES  
UTILIZADA EM EQUIPAMENTOS OFF-SHORE**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para obtenção do título de mestre em Engenharia Mecânica. Área de concentração: Engenharia de Materiais e Fabricação Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira

Coorientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa

Cidade

2025

.Catalogação de Publicação na Fonte. UFPE - Biblioteca Central

Lima, Rodolfo França de.

Análise numérica de uma junta soldada de aços dissimilares utilizada em equipamentos off-shore / Rodolfo França de Lima. - Recife, 2025.

131f.: il.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2025.

Orientador: Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.

Coorientador: José Maria Andrade Barbosa.

Inclui Referências.

1. Simulação Numérica; 2. Trinca; 3. Campos de Tensão; 4. Fluxo Plástico. I. Ferreira, Ricardo Artur Sanguinetti. II. Barbosa, José Maria Andrade. III. Título.

UFPE-Biblioteca Central

RODOLFO FRANÇA DE LIMA

**ANÁLISE NUMÉRICA DE UMA JUNTA SOLDADA DE AÇOS DISSIMILARES  
UTILIZADA EM EQUIPAMENTOS OFF-SHORE**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, Centro Acadêmico Campos Recife, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica. Área de concentração: Engenharia de Materiais e Fabricação.

Aprovado em: \_\_\_/\_\_\_/\_\_\_\_\_.

**BANCA EXAMINADORA**

---

Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira (Orientador)  
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

---

Prof. Dr. Oscar Olímpio de Araújo Filho (Examinador Interno)  
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

---

Prof. Dr. Cézar Henrique Gonzáles (Examinador Externo)  
Universidade Federal de Campina Grande – UFPE

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço primeiramente a Deus pelo dom da vida e pelo que tem me proporcionado até aqui. A minha família por toda a dedicação e paciência contribuindo diretamente para que eu pudesse ter um caminho mais fácil e prazeroso durante esses anos, como também aos professores que sempre estiveram dispostos a ajudar e contribuir para um melhor aprendizado e pesquisa, em especial ao meu orientador.

Além disso, agradeço também a minha instituição por ter me dado a chance e todas as ferramentas que permitiram chegar, hoje, ao final desse ciclo de maneira satisfatória.

## RESUMO

A utilização da soldagem é indispensável na fabricação de inúmeros produtos de geometria complexa, uma vez que confere agilidade de fabricação e versatilidade de aplicação. Soldar componentes mecânicos implica conferir aporte térmico as juntas, dessa forma gerando problemas de fragilização tanto por defeitos, como presença de trincas, agravado pelo surgimento de microestruturas com baixa tenacidade à fratura. Esses efeitos são encontrados, principalmente, na zona termicamente afetada pelo calor. Nesse sentido, estudos realizados nos últimos anos têm buscado compreender a resposta dos materiais à presença de trincas em juntas soldadas dissimilares, porém ainda não suficientes para desvendar por completo as respostas de tenacidade à fratura proporcionada pela heterogeneidade presente nessas juntas. Esse tipo de união de componentes mecânicos é largamente utilizado na indústria mundial, em especial no setor de petróleo e gás. A análise de componentes mecânicos levando em consideração tenacidade à fratura tornaram-se importantes na elaboração de projetos e avaliação de integridade estrutural. Este trabalho analisa o comportamento da região da ponta da trinca, sob a perspectiva da mecânica da fratura, localizada em uma junta soldada dissimilar amanteigada utilizada na união de flanges de tubulações presentes nas linhas offshore. A amostra da junta soldada (SE(B)) apresenta uma trinca localizada a 1 mm da interface aço ASTM A182 F22 – Inconel 625, a qual provoca estado triaxial de tensões no material, como também foram observadas regiões com tensões críticas, evidenciadas através de ferramenta numérica associada ao método de elementos finitos, constatando que o fluxo de deformação plástica é direcionado da ponta da trinca através do material de menor tensão de escoamento.

**Palavras-chave:** Simulação Numérica, Trinca, Campos de Tensão, Fluxo Plástico.

## ABSTRACT

The use of welding is indispensable in the manufacturing of numerous products with complex geometries, as it provides agility in production and versatility in application. Welding mechanical components involves applying thermal input to the joints, which can lead to embrittlement issues due to defects such as cracks, further aggravated by the formation of microstructures with low fracture toughness. These effects are mainly found in the heat-affected zone (HAZ). In this context, studies conducted in recent years have sought to understand the material response to the presence of cracks in dissimilar welded joints. However, these studies are still insufficient to fully reveal the fracture toughness behavior caused by the heterogeneity present in such joints. This type of mechanical component joining is widely used in global industry, especially in the oil and gas sector. The analysis of mechanical components considering fracture toughness has become important in the design and structural integrity assessment. This work analyzes the behavior of the crack tip region from the perspective of fracture mechanics, located in a buttered dissimilar welded joint used in the connection of pipe flanges in offshore lines. The welded joint specimen (SE(B)) features a crack located 1 mm from the ASTM A182 F22 steel – Inconel 625 interface, which induces a triaxial stress state in the material. Critical stress regions were also observed, evidenced through a numerical tool associated with the finite element method, confirming that the plastic deformation flow is directed from the crack tip through the material with lower yield strength.

**Keywords:** Numerical Analysis, Cracking, Stress Fields, Plastic Flow.

## Lista de ilustrações e fluxogramas

Figura 1 – Mecanismos de nucleação, coalescência e propagação da trinca .....	19
Figura 2 – Superfície característica de uma fratura pelo mecanismo de propagação da trinca .....	20
Figura 3 – Superfície característica de uma fratura pelo mecanismo de propagação da trinca .....	21
Figura 4 – Distribuição de tensão residual numa junta soldada .....	22
Figura 5 – Regiões com diferentes tipos de entalhes .....	24
Figura 6 – Linhas de força em material sem entalhe .....	25
Figura 7 – Linhas de tensão em materiais com entalhe .....	25
Figura 8 – Grau de agudez do entalhe .....	26
Figura 9 – Grau de agudez do entalhe .....	26
Figura 10 – Furo elíptico em uma placa plana .....	27
Figura 11 – Modelo utilizado por Inglis .....	27
Figura 12 – Propagação da trinca a partir da janela do avião Comets da Havilland .....	31
Figura 13 – Ruptura por clivagem do pino de sustentação da Silver Bridge .....	31
Figura 14 – Fratura transição dúctil-frágil do navio Liberty .....	32
Figura 15 – Abordagem da Mecânica Clássica .....	32
Figura 16 – Abordagem da Mecânica da Fratura .....	32
Figura 17 – Região da ponta da trinca .....	33
Figura 18 – (a) Modelos usados no estudo de Pippan, Flechsig e Riemelmoser (2000) (b) Representação da bifurcação da trinca .....	35
Figura 19 – Variação do campo de deformação: (a) Espécime homogêneo; (b) e (c) espécimes dissimilares com trinca na solda; (d) espécime dissimilar com trinca na interface .....	38
Figura 20 – Ligação atômica e energia de coesão .....	39
Figura 21 – Placa plana com furo elíptico de espessura B .....	42
Figura 22 – Placa plana com modos de abertura da trinca .....	46
Figura 23 – Estado plano de tensão na ponta da trinca .....	47
Figura 24 – Tamanho da zona plástica de Irwin .....	50
Figura 25 – Estimativas do tamanho da zona plástica $r_y$ e $r_p$ .....	50
Figura 26 – Zona Plástica Tridimensional .....	53

Figura 27 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura .....	54
Figura 28 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura .....	55
Figura 29 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura .....	56
Figura 30 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura .....	57
Figura 31 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura .....	58
Figura 32 – Modelo de Dugdale .....	59
Figura 33 – Estimativa do CTOD a partir do modelo strip-yield .....	59
Figura 34 – Representação do comportamento do corpo de prova no ensaio CTOD .....	60
Figura 35 – Abordagens alternativa de CTOD .....	62
Figura 36 – Grandezas geométricas relacionadas ao ensaio de Mecânica da Fratura via CTOD utilizando-se espécime tipo SE(B) .....	63
Figura 37 – Curva tensão-deformação de material linear e não-linear .....	65
Figura 38 – Comparação entre o comportamento uniaxial elástico não-linear e elasto plástico .....	66
Figura 39 – Contorno arbitrário entorno da ponta da trinca .....	67
Figura 40 – Independência do caminho da integral $J$ .....	68
Figura 41 – Distinção entre frações plástica e elástica da energia absorvida durante ensaio de mecânica da fratura em corpo de prova SE(B) em flexão de três pontos .....	71
Figura 42 – Malha de elementos finitos e ação de força externa na direção vertical e horizontal .....	74
Figura 43 – Malha de elementos finitos deformada sobre a malha de elementos finitos indeformada .....	74
Figura 44 – Chapa curta com tensões principais e suas respectivas direções .....	75
Figura 45 – Chapa curta com seus campos de deslocamentos verticais .....	75
Figura 46 – Chapa curta com seus campos de tensões normais segundo um eixo vertical .....	76
Figura 47 – Aproximação do refinamento de malha .....	76
Fluxograma 1 .....	84
Figura 48 – Gráfico Tensão x Deformação: ASTM A 182 F22 .....	86
Figura 49 – Gráfico Tensão x Deformação: INCONEL 625 .....	87
Figura 50 – (a) Espécime SE (B) (Adaptada da ASTM E1820-11); (b) configuração do ensaio de flexão de 3 pontos SE (B) .....	89

Figura 51 – Dimensões e configurações do entalhe no espécime S(E) utilizado .....	90
Figura 52 – Direção de extração do corpo de prova para ensaio de tração .....	91
Figura 53 – Corpo de prova para ensaio de tração .....	91
Figura 54 – Corpo de prova para ensaio de CTOD .....	92
Figura 55 – Pontos de carregamento e apoio do ensaio CTOD .....	93
Figura 56 – Máquina para carregamento e avaliação CTOD .....	93
Figura 57 – Detalhe do ensaio CTOD realizado por SILVA (2018) .....	94
Figura 58 – Ensaio de mecânica da fratura, corpo de prova do tipo SE(B) da junta soldada (ASTM A36 – Inconel 625 – ASTM A182 F22) .....	96
Figura 59 – Modelo CAD 3D .....	97
Figura 60 – Modelo CAD 2D .....	98
Figura 61 – Condições gerais de contorno do Modelo CAD 2D .....	99
Figura 62 – Aplicação da malha ao elemento CAD 2D da figura 58 .....	99
Figura 63 – Condições de contorno para ensaio do corpo de prova SE(B) CAD 3D .....	102
Figura 64 – Aplicação da malha ao elemento CAD 3D da figura 59 .....	102
Figura 65 – Distribuição Contínua da Tensão de Von Mises CAE 3D .....	105
Figura 66 – Distribuição da Tensão de Von Mises CAD 3D com Discretização Elemento da Malha .....	106
Figura 67 – Distribuição em Volume da Tensão de Von Mises (MPa) CAE 3D .....	107
Figura 68 – Ponto de Máxima Tensão de Von Mises (2092,42 MPa) CAE 3D .....	108
Figura 69 – Distribuição Continua da Tensão de Von Mises Estado Plano de Tensão .....	108
Figura 70 – Comportamento das Tensões na Região da Ponta da Trinca e Entorno CAE 3D .....	109
Figura 71 – Deformação Equivalente de Von Mises (Plastificação) .....	110
Figura 72 – Deformação Equivalente de Von Mises Discretizada .....	110
Figura 73 – Energia de Deformação Plástica .....	111
Figura 74 – Vista Superior do Ensaio de Flexão de 3 Pontos, apresentada na figura 68: Tensões Geradas no Espécime 3D (MPa) (Triaxialidade Discretizada) .....	112
Figura 75 – Triaxialidade da Figura 73 em Campos de Tensão .....	112
Figura 76 – Abertura da Ponta da Trinca (CTOD = 1,34 mm – 1 mm = 0,34 mm) ..	112
Figura 77 – Deformação Plástica no Estado Plano de Deformação .....	114
Figura 78 – Campo de Tensão Gerada na Análise Dinâmica Não – Linear .....	115

Figura 79 – Campo de Deformação Gerado na Análise Dinâmica Não – Linear ....	116
Figura 80 – Campos de Tensão Durante a Fratura do Corpo de Prova .....	117
Figura 81 – Campos de Deformação Durante a Fratura do Corpo de Prova .....	117
Figura 82 – Controle de Malha na Região do Entalhe (Refinamento) .....	118
Figura 83 – Propriedades do Controle de Malha na Região do Entalhe (Refinamento) .....	119
Figura 84 – Deformação Equivalente (Plasticidade) .....	119
Figura 85 – Energia de Deformação Total .....	120
Figura 86 – Refino da Malha e Controle de Malha na Região de Entalhe .....	121
Figura 87 – Aumento da Tensão Equivalente de Von Mises .....	121
Figura 88 – Aumento da Tensão Triaxial na Ponta da Trinca .....	122

## **Lista de tabelas**

Tabela 1 – Dependência da relação $d_n$ .....	72
Tabela 2 – Ensaio de tração ASTM A182 F22 .....	86
Tabela 3 – Ensaio de tração INCONEL 625 .....	86
Tabela 4 – Composição química via FRX, dos CPs do Inconel 625 extraído da junta soldada .....	87
Tabela 5 – Valores de tensão dos materiais da amostra .....	93
Tabela 6 – Carregamento utilizado no experimento de SILVA (2018) .....	94
Tabela 7 – Carregamento utilizado no experimento de SILVA (2018) .....	94
Tabela 8 – Contatos estabelecidos na JSD do elemento CAD 2D da figura 58 .....	99
Tabela 9 – Acessório de fixação ao elemento CAD 2D da figura 58 .....	99
Tabela 10 – Parâmetros de malha no elemento CAD 2D da figura 60 .....	100
Tabela 11 – Parâmetros de malha no elemento CAD 3D da figura 60 .....	102
Tabela 12 – Condições de contorno do elemento CAD 3D da figura 60 .....	102
Tabela 13 – Acessório de fixação no elemento CAD 3D da figura 60 .....	103
Tabela 14 – Propriedades do Estudo .....	105
Tabela 15 – Propriedades do Estudo .....	108
Tabela 16 – Propriedades dos Estudo .....	115
Tabela 17 – Propriedades da Malha (Refinada) .....	119
Tabela 18 – Propriedades do Controle de Malha no Entalhe .....	120

## **Lista de abreviaturas e siglas**

ASTM	American Society for Testing and Materials
CAD	Computer Aided Design
CMOD	Crack Mouth Opening Displacement
CTOD	Crack Tip Opening Displacement
DMS	Dissimilaridade Mecânica da Solda
END	Ensaios Não Destrutivos
EPD	Estado Plano de Deformação
EPT	Estado Plano de Tensão
FIT	Fator de Intensidade de Tensão
GTN	Modelo Gurson-Tvergaard-Needleman
JSD	Juntas Soldadas Dissimilares
LF	Linha de Fusão
LLD	Load Line Displacement
MB	Metal de Base
MEF	Métodos de Elementos Finitos
MF	Mecânica da Fratura
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto Plástica
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MS	Metal de Solda
SSY	Small Scale Yielding
TR	Tensões Residuais
TTAT	Tratamento Térmico de Alívio de Tensões
ZTA	Zona Termicamente Afetada
TRI	Tensão Triaxial
ESTRN	Deformação Equivalente

## Lista de Símbolos

$2a$	Eixo Maior do Furo Elíptico
$2b$	Eixo Menor do Furo Elíptico
$a$	Tamanho da Trinca
$A$	Área do Plano da Trinca
$B$	Espessura da Placa
$C$	Valor Constante
$K$	Constante de Rigidez
$m$	Constante adimensional
$P$	Força de Carregamento
$SE(B)$	Espécime de Ensaio de Flexão de Três Pontos
$a_{eff}$	Comprimento Efetivo da Trinca
$A_{el}$	Área sob a Curva Elástica
$A_n$	Amplitude para os Termo de Ordem Superior
$A_{pl}$	Área sob a Curva Plástica
$\delta_c$	CTOD Crítico
$\delta_{el}$	Componente Elástica do CTOD
$\delta_{pl}$	Componente Plástica do CTOD
$\delta$	CTOD
$d_n$	Coeficiente de relação entre J e CTOD
$E_b$	Energia de Ligação Atômica
$\varepsilon_{ij}$	Tensor de Deformação
$\varepsilon$	Deformação Plástica
$\varepsilon_z$	Deformação na Direção Z
$E$	Módulo de Elasticidade do Material
$\eta$	Fator Função (a/W)
$E_T$	Enegia Total do Sistema
$f_{ij}$	Função Adimensional de THETA
$\Gamma_A$	Contorno Fechado Arbitrário ABC
$\Gamma_B$	Contorno Fechado Arbitrário DEF
$\gamma_P$	Trabalho Plástico por Unidade de Área

$\Gamma$	Contorno Fechado Arbitrário da Integral J
$\gamma_S$	Energia de Superfície por Unidade de Área
$G_c$	Taxa de Liberação de Energia Crítica
$C$	Taxa de Liberação de Energia
$J$	Integral J
$K_c$	Fator de Intensidade de Tensão Crítico
$K_{1c}$	Fator de Intensidade de Tensão Crítico - Modo I
$K_1$	Fator de Intensidade de Tensão - Modo I
$K$	Fator de Intensidade de Tensão
$K_t$	Fator de Concentração de Tensão
$\lambda$	Intervalo de Atuação da Força Coesiva
$M$	Dissimilaridade
$\mu$	Módulo de Cisalhamento
$P_c$	Força de Coesão entre os Átomos
$\Pi_0$	Energia Potencial de uma Placa sem Trinca
$\Pi$	Energia Potencial de Deformação Interna e Forças Externas
$\rho$	Raio de Curvatura
$\rho_{zp}$	Segmento da Zona Plástica
$r_p$	Raio da Zona Plástica
$r$	Raio em Relação à Ponta da Trinca
$r_y$	Raio da Região Afetada
$\sigma_1, \sigma_2$ e $\sigma_3$	Tensões Principais nas Direções 1, 2 e 3
$\sigma_a$	Tensão na Ponta da Trinca
$\sigma_A$	Tensão na Região de Concentração de Tensão
$\sigma_c$	Tensão Coesiva
$\sigma_f$	Tensão de Ruptura do Material
$\sigma_{ij}$	Tensor de Tensão no Ponto Próximo à Ponta da Trinca
$\sigma_{MB}$	Tensão Limite de Escoamento do Metal de Base
$\sigma_{MS}$	Tensão Limite de Escoamento do Metal de Solda
$\sigma$	Tensão Nominal
$\sigma_x$	Tensão Normal na Direção X
$\sigma_y$	Tensão Normal na Direção Y
$\sigma_{YS}$	Tensão de Escoamento do Material

$\sigma_z$	Tensão Normal na Direção Z
$T_{xy}$	Tensão Cisalhante no Plano XY
$T_{yz}$	Tensão Cisalhante no Plano YZ
$\sigma_{zy}$	Tensão Cisalhante no Plano ZY
$\theta$	Ângulo entre a Linha de Propagação da Trinca e o Campo de Tensões
$\mathbf{T}$	Vetor Tensão
$U_{el}$	Energia Elástica
$U$	Energia Armazenada
$u_y$	Deslocamento Médio das Face da Trinca
$(W - a)$	Ligamento Remanescente
$W_f$	Energia de Fratura por Unidade de Área
$W_s$	Trabalho Necessário à Criação de Novas Superfícies
$x_0$	Distanciamento de Equilíbrio
$u$	Deslocamento na Direção X
$V$	Deslocamento da Boca da Trinca (CMOD)
$W$	Altura da Amostra

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>14</b>
<b>2</b>	<b>OBJETIVO</b>	<b>16</b>
2.1	Objetivos Específicos	16
<b>3</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>17</b>
<b>3.1</b>	<b>Conceitos Fundamentais</b>	<b>17</b>
3.1.1	Defeitos Cristalinos	17
3.1.2	Juntas Soldadas Dissimilares	20
3.1.3	Concentradores de Tensão	23
3.1.4	Mecânica da Fratura	28
<b>3.2</b>	<b>Evolução das Teorias da Mecânica da Fratura</b>	<b>34</b>
3.2.1	Balanço Energético de Griffith	42
3.2.3	Taxa de Liberação de Energia	45
3.2.4	Fator de Intensidade de Tensão	46
3.2.5	Correção da Zona Plástica de Irwin	50
3.2.6	Comparação Entre a Tensão Plana e Deformação Plana	52
3.2.7	Mecânica da Fratura Elástico Plástica	53
3.2.8	CTDO Com Base na Zona Plástica de Irwin	55
3.2.9	O Modelo de Wells	55
3.2.10	O Modelo de Dugdale, Burdekin e Stone	58
3.2.11	Modelo de Dawes	60
3.2.12	Abordagens Geométricas	62
3.2.13	Integral J	64
3.2.13.1	Construção de Parâmetro Elástico Plástico	64
3.2.13.2	Caminho Independente da Integral J	67
3.6.13.3	Relação entre J, K e G	69
3.6.13.4	Relação entre J e CTOD	70
<b>4</b>	<b>MÉTODOS NUMÉRICOS</b>	<b>72</b>
4.1	Ferramenta Computacional: SolidWorks	77
<b>5</b>	<b>METODOLOGIA</b>	<b>84</b>
5.1	Caracterização do Estudo de Caso	84
5.2	Ensaio de Flexão 3 Pontos (SE(B))	88

5.3	Direção de Extração do Corpo de Prova da Junta Soldada	90
5.4	Descrição do Problema	92
5.5	Considerações	94
5.6	Modelagem Elementos Finitos	96
<b>6</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b>	<b>105</b>
<b>7</b>	<b>CONCLUSÕES</b>	<b>123</b>
<b>8</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>124</b>
<b>9</b>	<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>125</b>

## 1 INTRODUÇÃO

As juntas soldadas dissimilares estão presentes nas industriais de geração de energia, petroquímica e de transformação. Dentre as aplicações pode-se destacar, revestimentos resistentes à corrosão e uniões de metais de base com composição química e/ou propriedades mecânicas diferentes (FENSKE, 2010). O setor off-Shore usa constantemente solda entre metais dissimilares, principalmente pela forte atmosfera corrosiva do ambiente marítimo. Dessa maneira, o processo construtivo das juntas tem sido dividido em duas etapas de soldagem, com um tratamento térmico intermediário entre os procedimentos.

Inicialmente o aço de alta resistência e baixa liga (ARBL), por exemplo, 8630, 4130 e F22, recebe solda de amanteigamento multipasses com metal de solda em Níquel (por exemplo, Inconel 625, 725 ou 718), onde a junta soldada ainda passa por um tratamento térmico de alívio de tensões, atendendo as normas do setor de petróleo e gás. No mundo off-Shore, não muito distante, ocorreram de algumas juntas dissimilares apresentarem falhas inesperadas, como as ocorridas com as juntas constituídas por aço AISI 8630 – Inconel 625. As falhas mais catastróficas ocorreram na plataforma Thunder Horse operada pela BP no Golfo do México em 2006 (SILVA, 2018), com prejuízos enormes ao meio ambiente, econômicos e de vidas humanas.

Além disso, atualmente uma das maiores indústrias de exploração e transporte de petróleo e seus derivados, Petrobrás, está em constante expansão com ampliação de várias refinarias por todo o Brasil, ampliação da frota de navios, assim como construção de novas plataforma de exploração de petróleo. Isso mostra o compromisso com desenvolvimento de tecnologia confiável para suprir essas novas demandas, fornecendo confiabilidade e integridade para os novos ativos. Essa demanda evolutiva está sendo impulsionada, principalmente, pelo novo plano de negócios Petrobrás 2025-2029 (Petrobrás-Institucional, 2025).

A partir do exposto, vários estudos vêm sendo desenvolvidos buscando soluções a partir da combinação de materiais e procedimentos de soldagem que possam garantir melhores desempenhos em termos de tenacidade à fratura, já que existe um consenso histórico que a falha associada coincide com a linha de fusão, onde são feitas as análises mecânica e microestrutural. Atualmente, além dos procedimentos experimentais de análise de dissimilaridade em juntas soldadas, as empresas estão realizando pesquisas e utilizando de forma veemente software de

análise numérica para identificar as interações da junta soldada. A partir dessa análise prévia via software da dissimilaridade, é possível viabilizar os melhores materiais para compor a união dos materiais, identificando fluxos plásticos, campos de tensão e início de propagação da trinca, gerando dados necessários para previsão da vida do conjunto sobre solicitações mecânicas e térmicas.

Kim e Schwalbe (2004), ao analisarem os efeitos de uma junta soldada dissimilar em materiais perfeitamente plásticos, identificaram os fatores que influenciam as tensões locais: grau de dissimilaridade, esbeltez da solda e localização da trinca dentro da solda. Durante estudos desenvolvidos por Donato (2008), abordou-se tais fenômenos aos procedimentos de determinação experimental de tenacidade à fratura por Integral J, e ainda pelo método CTOD. O método complexo construtivo dessas juntas dissimilares, torna-as pontos suscetíveis a falhas no corpo da estrutura. Dessa forma, nota-se a necessidade de estudo de integridade estrutural nessas juntas, assim garantindo uma operação segura dos componentes mecânicos.

## 2 OBJETIVO

O objetivo geral deste trabalho é realizar uma análise numérica de uma junta soldada dissimilar, composta por um metal de base aço ASTM A182 F22 forjado e soldado ao aço ASTM A36 com Inconel 625, sob a perspectiva da mecânica da fratura, relacionando a propagação da trinca aos campos de tensões e deformações desenvolvidos no material.

### 2.1 Objetivos Específicos

- Modelar numericamente a junta soldada dissimilar ASTM A182 F22 – Inconel 625 – ASTM A36 utilizando software de modelagem CAE;
- Investigar o crescimento da trinca presente na junta heterogênea (JSD), identificando o potencial caminho crítico de falha;
- Correlacionar o CTOD e fator de intensidade de tensão obtido pela simulação numérica e os resultados encontrados experimentalmente por (SILVA, 2018);
- Identificar campos de tensões ao longo do caminho potencial de falha da Junta Soldada Dissimilar;
- Determinar o valor numérico da Integral J para a Junta Soldada Dissimilar ASTM A182 F22 – Inconel 625 – ASTM A36.

### **3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

Este trabalho traz uma janela para conceitos básicos do cenário do petróleo e gás mundial e brasil, assim como sua importância para a economia, motivações para realização deste estudo e desafios ligados a prevenção de falhas, além dos objetivos elencados neste trabalho. Nos capítulos que se seguem serão discutidos e abordados conceitos que fundamentarão as análises que serão desenvolvidas, dentro disso é realizado uma apresentação geral sobre defeitos, juntas soldadas dissimilares, concentradores de tensão e mecânica da fratura, como também os conceitos e equações que regem a região de estudo da mecânica da fratura, tal qual suas abordagens plásticas e elasto plástica, aliando uma explanação sobre o método dos elementos finitos ao longo deste capítulo.

Além disso, no decorrer dessa dissertação será abordado o estado da arte, onde faz-se referência a estudos relacionados à área de pesquisa abordada, buscando-se evidenciar a relevância e contemporaneidade do presente estudo. A forma metodológica adotada é tratada no quinto capítulo, neste são descritos os procedimentos, ferramentas e métodos utilizados na análise numérica empregada. No sexto capítulo serão apresentados os resultados obtidos através da análise numérica e sua comparação com o método experimental quantitativo, as tabelas, imagens e discussões estão presentes nesse capítulo. Por último, o sétimo capítulo contempla as conclusões sobre os resultados obtidos ao longo deste trabalho, contendo também, sugestões para trabalhos futuros.

#### **3.1 CONCEITOS FUNDAMENTAIS**

Este tópico representa a formalização dos conceitos necessários para melhor compreensão deste trabalho. Através de uma ampliação dos conceitos necessários, buscou-se formas de estabelecer o melhor entendimento do leitor.

##### **3.1.1 Defeitos Cristalinos**

Os defeitos cristalinos são irregularidades presentes na estrutura cristalina dos materiais que exercem uma influência significativa sobre suas propriedades físicas e mecânicas. Essas imperfeições podem ocorrer em diferentes escalas e formas,

impactando diretamente a performance e a aplicabilidade dos materiais em diversas situações. A visualização dos materiais numa escala macroscópica, leva-se acreditar que suas estruturas cristalinas são tacitamente perfeitas, dessa forma sem presença de descontinuidades. Entretanto, esse tipo de material não existe, todos os materiais contêm grandes números de uma variedade de imperfeições. Segundo Callister (2012) por defeito cristalino designa-se uma irregularidade na rede cristalina com suas dimensões na ordem do diâmetro atômico.

Os efeitos dos defeitos cristalinos sobre as propriedades dos materiais são multifacetados. No âmbito das propriedades mecânicas, a presença de defeitos pode reduzir tanto a resistência quanto a ductilidade dos materiais. Isso ocorre porque os defeitos podem atuar como pontos de concentração de tensão, facilitando a nucleação e a propagação de trincas.

A importância dos defeitos cristalinos se estende a várias aplicações práticas. Na deformação plástica, por exemplo, a presença e o comportamento dos defeitos cristalinos determinam como um material se deformará sob tensão. Na fratura, os defeitos podem atuar como pontos de iniciação para trincas, levando à falha do material. Além disso, em ambientes corrosivos, os defeitos cristalinos podem fornecer caminhos preferenciais para a penetração de agentes corrosivos, acelerando a degradação do material.

A classificação das imperfeições cristalinas é realizada baseado na geometria e dimensionalidade do defeito, dessa forma apresentam-se como: pontuais, lineares, interfaciais e volumétricos. Dentre esses defeitos, destaca-se o pontual (lacunas), segundo Callister (2012) nenhum material apresenta isenção desse tipo de defeito, além de decorrer de outras formas de defeitos, como discordâncias (lineares) e as falhas na sequência de empilhamento (Callister, 2012). Essas imperfeições atuam como concentradores locais de tensões, provocando níveis maiores de tensão em relação ao longo de toda estrutura, assim aumentando a possibilidade de falha do material.

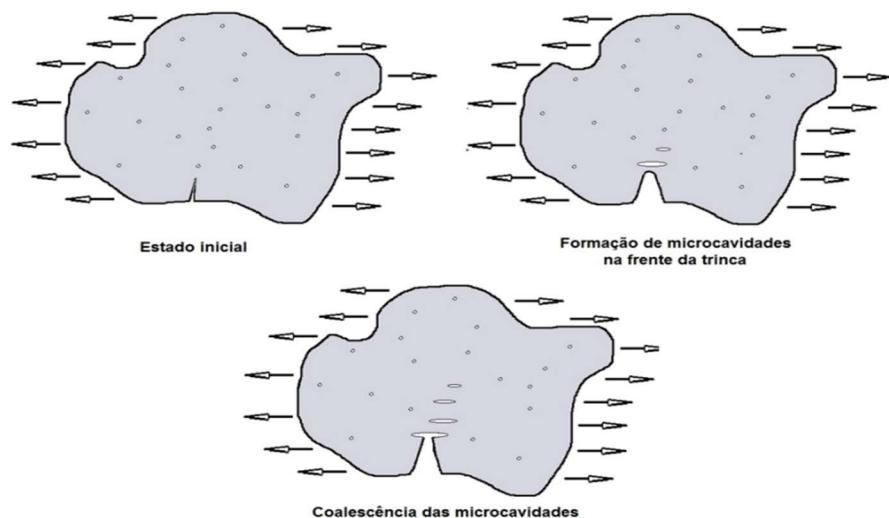
Pela ótica atômica, a falha do material ocorre através de três mecanismos: nucleação de vazios, coalescimento e propagação de trincas. O ponto inicial de nucleação pode ser originado a partir de um processo de fabricação do material, operação e solicitações mecânicas inerentes ao ambiente de trabalho, resultando o deslizamento de planos atômicos compactos, tornando o material encruado e suscetível a propagação de trincas gerando fratura frágil (Chiaverini, 1977).

Uma vez existindo, a singularidade passa a ser um concentrador de tensão fazendo com que naquele local as tensões sejam superiores do que nas demais localidades do componente que não apresentam concentradores de tensões. Essas tensões presentes, em especial as tensões hidrostáticas (RAVI – CHANDAR, 1999), provocam o aumento de volume das micro cavidades, ocasionando a coalescência dos núcleos vizinhos, dando origem uma micro trinca. Tensões concentradas na vizinhança da ponta da trinca podem causar evolução da fissura do material naquela região, mesmo com níveis abaixo do limite de escoamento do material (ANDERSON, 2017).

A figura 1 e 2 mostram o fenômeno representado pelo mecanismo de propagação de trinca. Nesta fase, ocorre o crescimento da trinca, de maneira estável até que se atinja um tamanho crítico, tornando o crescimento instável e assim inevitável à fratura súbita da estrutura, podendo causar acidentes graves.

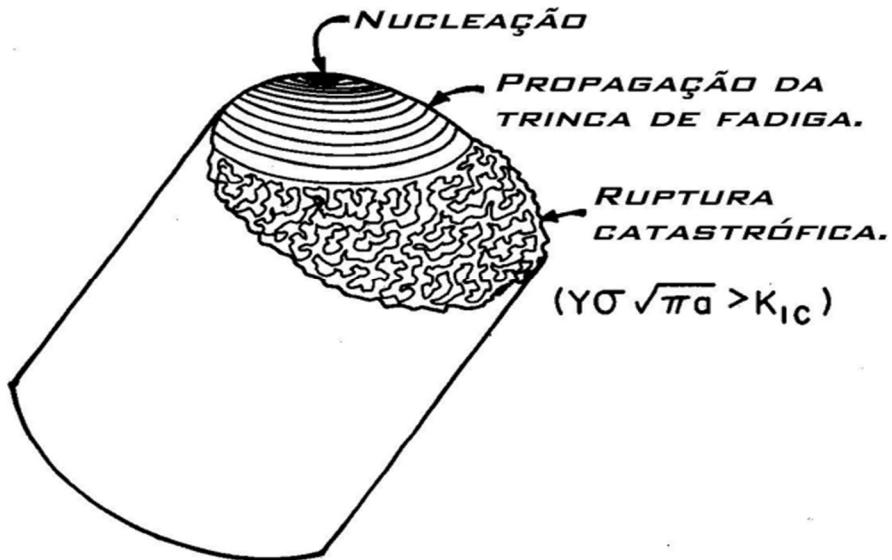
Modelos foram idealizados a partir da premissa de defeitos como elemento intrínseco da composição estrutural, a exemplo de Gurson (1977), que obteve um modelo considerando a presença de micro cavidades numa fração volumétrica de vazio, que definia a porosidade inicial do material. Em seguida esse modelo sofreu modificação por Tvergaard e Needleman (1984) que ampliaram o conceito incluindo a formação de núcleos de cavidades, mesmo a partir de um material sem porosidade, como condição inicial.

Figura 1 – Mecanismos de nucleação, coalescência e propagação da trinca



Fonte: Nicolau (2017)

Figura 2 – Superfície característica de uma fratura pelo mecanismo de propagação da trinca



Fonte: <http://www.fei.edu.br/mecanica/me541/LabMat.html>

### 3.1.2 Juntas Soldadas Dissimilares

A soldagem de juntas dissimilares é um processo complexo e desafiador que envolve a união de dois ou mais materiais diferentes, com propriedades físicas e químicas distintas. Essa técnica é amplamente utilizada em diversas indústrias, incluindo a aeroespacial, automobilística, naval e de petróleo e gás, devido à sua capacidade de criar estruturas e componentes complexos com propriedades específicas.

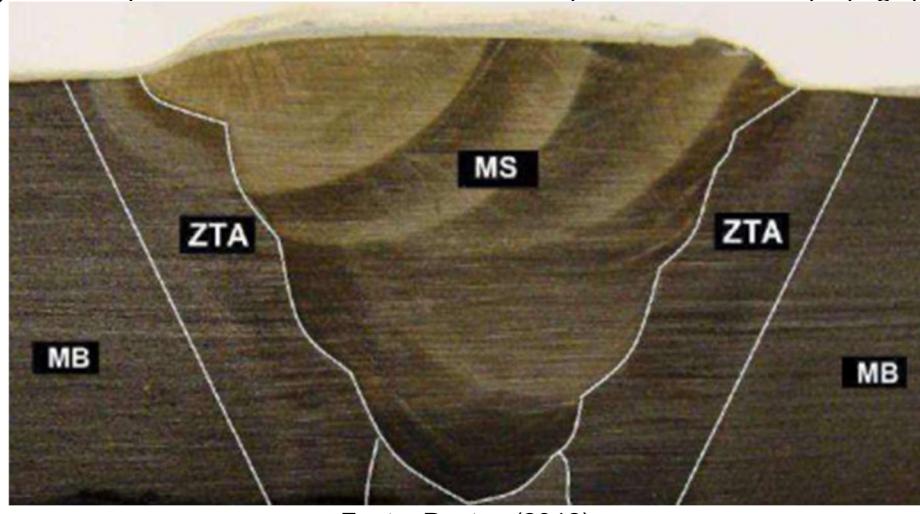
Um dos principais desafios é a diferença nas propriedades físicas dos materiais, como ponto de fusão, condutividade térmica e coeficiente de expansão térmica. Essas diferenças podem levar a problemas de controle de temperatura e distorção durante o processo de soldagem, o que pode afetar negativamente a qualidade da junta soldada. Além disso, as diferenças nas propriedades químicas dos materiais dissimilares também podem levar a problemas de compatibilidade e reatividade durante o processo de soldagem. Isso pode resultar na formação de fases indesejadas, como compostos intermetálicos, que podem afetar negativamente as propriedades mecânicas da junta soldada (SCHVARTZMAN, 2012).

A soldagem de juntas dissimilares tem uma ampla gama de aplicações em diversas indústrias. Na indústria aeroespacial, por exemplo, a soldagem de juntas dissimilares é utilizada para unir materiais leves e resistentes, como alumínio e titânio,

em estruturas de aeronaves. Na indústria automobilística, a soldagem de juntas dissimilares é utilizada para unir materiais diferentes, como aço e alumínio, em estruturas de veículos. Já na indústria naval, a soldagem de juntas dissimilares é utilizada para unir materiais resistentes à corrosão, como aço inoxidável e alumínio, em estruturas de navios (AMERICAN WELDING SOCIETY D1.2, 2023).

Na soldagem, chamam-se de juntas soldadas, a região onde as peças são unidas. Essas juntas formadas apresentam regiões características na soldagem. Na figura 3, podem-se observar as regiões presentes na junta soldadas que são compreendidas por: **Zona Termicamente Afetada (ZTA)**: Trata da região do metal de base que tem sua estrutura e propriedades alteradas pelo calor de soldagem; **Metal de Base (MB)**: Material da peça que está sendo soldada; **Metal de Adição (MA)**: Material que é fornecido para a poça de fusão; **Zona de Fusão (ZF)**: É constituída por um ou mais passes depositados segundo uma sequência de deposição e organizado em camadas; **Linha de Fusão (LF)**: Linha que separa a zona de fusão da zona termicamente afetada (PONTES, 2012).

Figura 3 – Superfície característica de uma fratura pelo mecanismo de propagação da trinca



Fonte: Pontes (2012)

Trata-se de um processo de alta complexidade, pois além de existir várias formas de ser realizado. Uma característica intrínseca da operação de soldagem é o grande aporte térmico necessário para atingir o ponto de fusão e gerar o coalescimento das fases.

O aporte térmico necessário para atingir o ponto de fusão dos materiais, o qual pode causar alterações significativas nas propriedades mecânicas, metalúrgicas e de fratura do material. Dessa forma, tal processo produz efeitos que devem ser

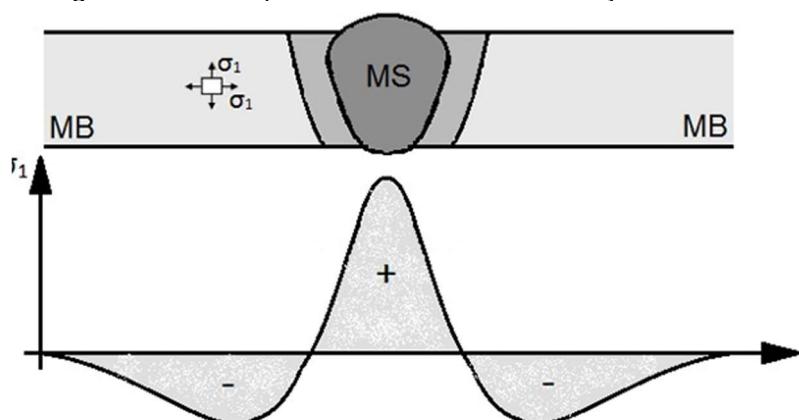
considerados para se garantir a integridade estrutural quanto à fratura (PONTES, 2012).

Através de observações experimentais é revelada uma variedade de defeitos na forma de trincas na região soldada, os quais podem ser trincamento a frio, trincamento a quente, falta de penetração, retração, porosidade e vazios. Histórico de falhas de estruturas soldadas em serviço revelam que essas ocorrências são inevitavelmente a maior fonte de fraturas catastróficas (DONATO, 2008).

A partir da figura 3, nota-se que a ZTA corresponde a região próxima a LF atingida pelo aporte térmico do processo de soldagem, logo suscetível às ações deletérias relacionadas às bruscas trocas de calor que ocorrem durante a etapa de resfriamento da junta soldada. Além disso, em função da distância da linha de fusão, a ZTA apresenta diferentes regiões com diferentes temperaturas. À medida que a distância da LF aumenta, menores temperaturas são registradas no material, o que implica em dilatações diferentes de regiões adjacentes, logo incorrendo no surgimento de um gradiente térmico, resultando em diferentes taxas de deformações, por consequência, tensões internas, mais conhecidas como tensões residuais (TR). As tensões residuais são aquelas que persistem em um corpo mesmo após a interrupção de solicitações externas ou cargas térmicas.

A principal causa das tensões residuais é o elevado gradiente térmico que produz, como consequência, um elevado gradiente de deformação durante o resfriamento da junta. Este último também utilizado como uma solução para o alívio de tensões remanescentes no material. A figura 4 mostra a distribuição de tensão residual ao longo de uma junta soldadas.

Figura 4: Distribuição de tensão residual numa junta soldada



Fonte: ALVES (2017)

A partir da figura 4 mostra uma região de tensão trativa (área positiva) e uma outra região com tensão compressiva (área negativa), portanto o somatório das forças e momentos produzidos por elas é zero, ou seja, independentemente das tensões residuais o material deve estar em equilíbrio. Por uma abordagem gráfica, o resultado da soma das áreas sob as curvas das tensões trativas e compressivas no material deverá ser nulo.

As juntas soldadas podem ser classificadas em homogêneas ou heterogêneas. Essa classificação está relacionada na relação entre o metal de base e o metal de adição. Quando o metal de base é constituído pelo mesmo tipo de material do metal de solda, tem-se uma solda homogênea. De forma contrária, quando os materiais do metal de base e metal de solda são diferentes, ou seja, propriedades mecânicas diferentes, tem-se uma junta soldada heterogênea, conhecida como junta soldada dissimilar (JSD). As juntas soldadas dissimilares são as mais frequentes na engenharia. A dissimilaridade das juntas pode ser tipificada de acordo com a relação mostrada na equação 1.

$$M = \frac{\sigma_{MA}}{\sigma_{MB}} \quad (\text{Equação 1})$$

Onde  $\sigma_{MA}$  e  $\sigma_{MB}$  representam tensão de escoamento do metal de adição (MA) e tensão de escoamento do metal de base (MB), respectivamente. Pode-se classificar valores de M como: undermatching ( $M < 1$ ), tensão de escoamento do metal de solda inferior ao metal de base, evenmatching ( $M = 1$ ), tensão de escoamento da solda igual ao metal de base ou overmatching ( $M > 1$ ), tensão de escoamento do metal de solda superior ao metal de base. Em geral, as soldas tipo *overmatching* são as mais utilizadas.

### 3.1.3 Concentradores de Tensão

Os concentradores de tensão são aspectos inevitáveis nos materiais e estrutura da engenharia. Oriundos de processos de fabricação e condições operacionais, a grande parte das peças e componentes mecânicos apresentam algum tipo de entalhe, como: rasgos, variações de seção, furos e arestas vivas que são necessários à sua fixação, como também operação (RODRÍGUEZ, 2007). GERE

(2003) sugere que a presença dos entalhes cria uma perturbação no padrão uniforme de tensão.

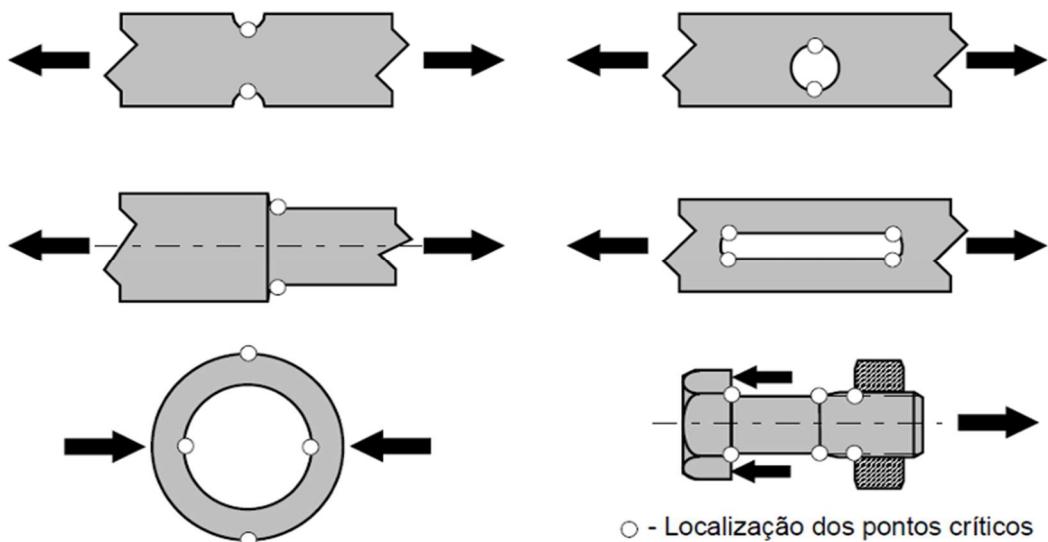
Nesses pontos as tensões que atuam podem ser maiores que as tensões nominais, calculadas usando as expressões habituais, tipo força sobre área ou momento fletor sobre módulo de rigidez (ROSA, 2002).

De um modo geral o efeito de concentração de tensão leva a perturbações localizadas na distribuição de tensões, que ocorrem em toda e qualquer situação onde existem descontinuidades. Para FRANQUETTO (2007), a redução destes picos de tensão pode ter um impacto direto no projeto como: produção de produtos menos robustos, aumento da vida em fadiga, aumento dos coeficientes de segurança e redução da corrosão sob tensão.

A figura 5 traz detalhe de regiões consideradas como entalhes em estruturas mecânicas. Esses concentradores de tensão provocam desvios das linhas de força provenientes dos carregamentos impostos a estrutura.

Tais desvios resultam em uma maior concentração de tensão naquela região específica, exibindo valores superiores naquele local em relação as demais localidades da estrutura.

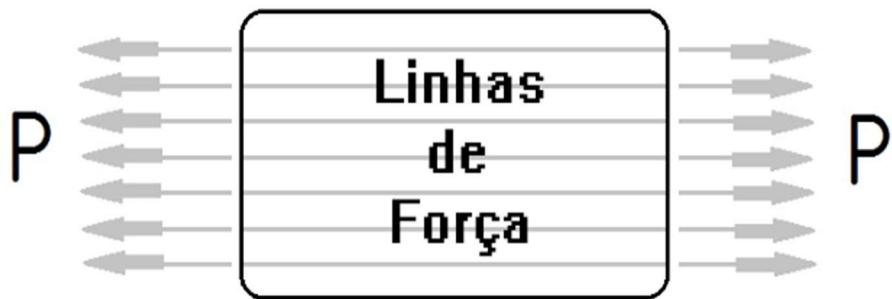
Figura 5 – Regiões com diferentes tipos de entalhes.



Fonte: ROSA (2002)

A figura 6 mostra a passagem do carregamento pelo componente mecânico sem a presença de entalhe, nota-se a inexistência de embarramento das linhas de tensão, como também a ausência de interferência entre elas.

Figura 6 – Linhas de força em material sem entalhe

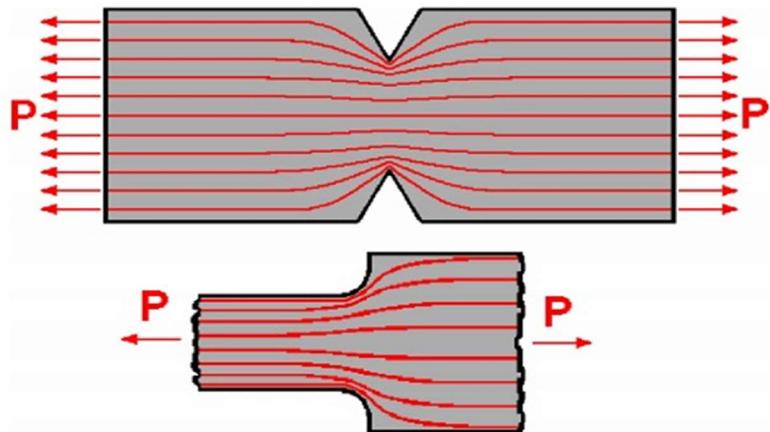


Fonte: RODRÍGUEZ (2007)

A partir da análise efetuada acima, nota-se que as linhas de força são indivisíveis, dessa forma sua trajetória não pode ser interrompida. Ao surgir um entalhe, as linhas de força realizam o desvio, de maneira que continuem sua trajetória.

A figura 7 mostra a condição estabelecida pelo desvio de um concentrador de tensão, esses desvios fazem com que as linhas de força se acumulem nesses sítios, ocasionando aumento abrupto de tensão nessas regiões.

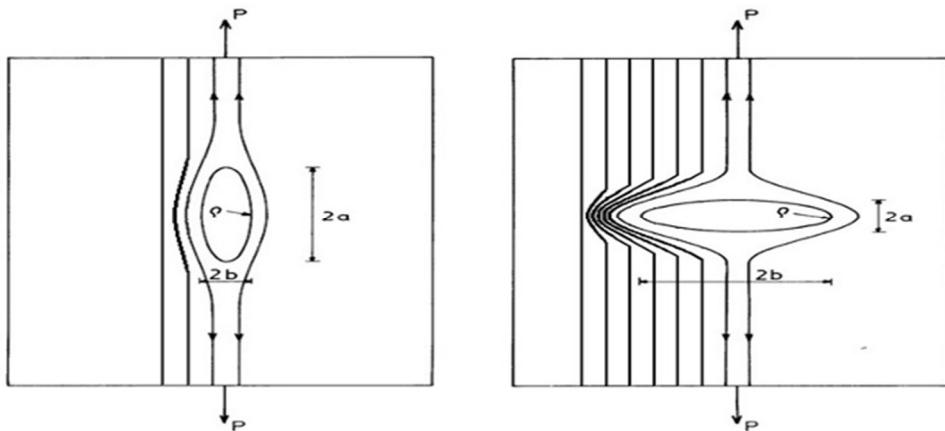
Figura 7 – Linhas de tensão em materiais com entalhe



Fonte: RODRÍGUES (2007)

Ao observar a figura acima, é possível notar que diferentes tipos de entalhes geram diferentes concentrações de tensões. A magnitude da concentração de tensão em determinada localidade está diretamente ligada ao grau de agudez do respectivo entalhe, logo maior a agudez implica menor região para suportar a acumulação das linhas de força provocada pelo entalhe, gerando maior criticidade naquele local, de acordo com a figura 8.

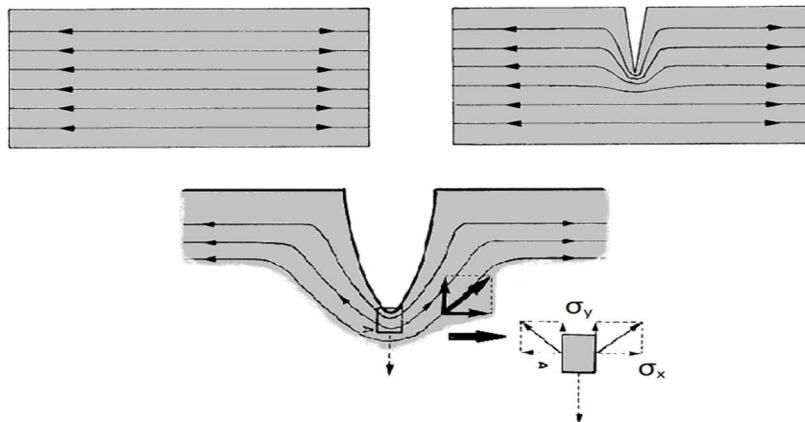
Figura 8 – Grau de agudez do entalhe



Fonte: BROEK (1998)

Além de um concentrador de tensão, um entalhe proporciona uma componente transversal de tensão, por exemplo em carregamento uniaxial, na região próxima a raiz do entalhe surge uma segunda componente de tensão, conforme observa-se na figura 9 as linhas de fluxo de carregamento.

Figura 9 – Grau de agudez do entalhe



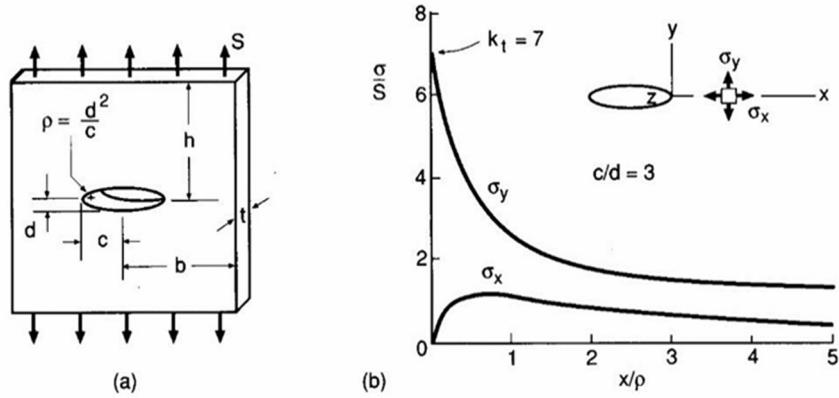
Fonte: BROEK (1998)

Durante o século XIX, Kirsh foi um dos primeiros a estudar o aumento de tensão pela presença de concentradores de tensão, trabalhando com pequenos furos circulares em uma placa infinita plana. Anos depois, Inglis (1913), replicou o mesmo estudo, porém adotando furos elípticos em uma placa plana de vidro, primeira evidência quantitativa do efeito da concentração de tensão gerada por uma falha.

A solução de Inglis pode ser aplicada para diversos tipos de situações, uma vez que, ao se trabalhar com furos elípticos é possível abranger inúmeras combinações relacionadas aos seus parâmetros, eixo maior e eixo menor, desde a

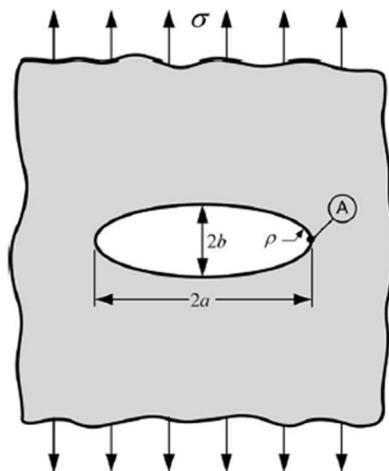
relação de igualdade até a condição limite de absoluta agudez da elipse, característica preponderante de uma trinca. Apesar da utilização de artifícios matemáticos, Inglis obteve um resultado de simples compreensão relacionado ao tamanho e forma da falha. A figura 10 e 11 retrata o modelo analisado por Inglis.

Figura 10 – Furo elíptico em uma placa plana



Fonte: BAPTISTA (2016)

Figura 11 – Modelo utilizado por Inglis



Fonte: ANDERSON (2016).

Nos estudos realizados por Inglis, o autor considerou um furo elíptico com eixo maior de comprimento  $2a$  e  $2b$  para o eixo menor conforme ilustrado na figura 10. A aplicação da força foi perpendicular ao maior eixo do furo. Inglis considerou que as fronteiras da placa não exerciam influência sobre o furo, tendo a largura da placa muito maior que o eixo maior da elipse, como também a altura da placa muito maior que o eixo menor da elipse. Sendo assim, a tensão encontrada na extremidade do maior eixo é expressa pela equação 2.

$$\sigma_A = \sigma \left( 1 + \frac{2a}{b} \right) \text{ (Equação 2)}$$

A razão  $\sigma_A/\sigma$  é definida como fator de concentração de tensão  $K_t$ , logo quando o entalhe é um círculo, temos  $K_t = 3$ , que pode ser encontrado em trabalhos publicados (INGLIS, C. E.. Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners. *Transactions of the Institute of Naval Architects*, v. 55, p. 219–241, 1913). Por outro lado, quando o furo passa a assumir um formato de trinca e ao considerarmos a equação 2, surgirá uma tensão infinita na região da extremidade da falha considerada. Especialmente para esse caso, Inglis determinou uma expressão mais conveniente considerando um termo denominado raio de curvatura  $\rho$ .

$$\sigma_a = \sigma \left( 1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \text{ (Equação 3)}$$

Onde o raio de curvatura, pode ser escrito como  $\rho = \frac{b^2}{a}$ , quando temos  $a \gg b$ , a equação 3 tornar-se-á a equação 4.

$$\sigma_a = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{\rho}} \text{ (Equação 4)}$$

Da equação 4 quando  $b \rightarrow 0$ , a tensão para região da figura 10 tenderá ao infinito. Portanto, através desse modelo matemático, fica evidente o alto grau de criticidade estabelecido na região próxima à raiz de entalhes, sobretudo quando se considera um entalhe do tipo trinca.

### 3.1.4 Mecânica da Fratura

O histórico de falhas catastróficas de estruturas sob carregamentos abaixo do necessário para ocorrência da falha tornou-se um questionamento constante em um passado recente, entre essas ocorrências, por exemplo, Ponte de Ferro Fundido Ashtabula – 1876, Tanque de Ferro Fundido para armazenamento de melaço em Boston – 1919, Ruptura de tanque para armazenamento de gás natural liquefeito em Cleveland – 1944, Ruptura dos navios Liberty-Ships – 1942/52, Queda de 3 aviões

Comets da Havilland, a ruptura da Silver Bridge no estado da Virginia – 1967 e pôr fim falha do tanque de combustível do ônibus espacial Challenger – 1986.

Análises realizadas esclareceu a similaridade entre essas ocorrências para a presença de trincas nos materiais, assim intensificou-se a busca pela compreensão das causas desses acidentes súbitos.

O desastre do tanque de melaço de Boston ocorreu em 15 de janeiro de 1919, quando um tanque de armazenamento de melaço explodiu, liberando uma onda de melaço quente e causando destruição e morte. A falha do tanque foi resultado de uma combinação de fatores. O tanque foi projetado e construído com materiais e técnicas inadequadas para suportar as pressões e cargas envolvidas. Além disso, o tanque não recebeu a manutenção adequada, o que contribuiu para a deterioração da estrutura. O tanque também foi sobrecarregado com melaço, o que aumentou a pressão e a tensão na estrutura. As consequências do desastre foram devastadoras. 21 pessoas morreram e 150 foram feridas. A onda de melaço destruiu edifícios e veículos na área circundante, causando danos significativos. O desastre do tanque de melaço de Boston destaca a importância do projeto e construção adequados de estruturas.

A ruptura do tanque de gás natural liquefeito em Cleveland em 1944 foi um desastre que evidenciou a importância da mecânica da fratura em estruturas. A falha do tanque ocorreu devido a uma combinação de fatores que culminaram em uma fratura catastrófica.

A falha por fratura frágil foi o mecanismo primário que levou à ruptura do tanque. Esse tipo de fratura ocorre sem deformação plástica significativa, o que significa que o material não apresentou sinais de alerta antes da falha. A presença de defeitos ou trincas no material do tanque pode ter contribuído para a falha, pois esses defeitos podem ter atuado como pontos de iniciação para a propagação da trinca. Além disso, as tensões térmicas geradas pela diferença de temperatura entre o gás liquefeito e o ambiente podem ter contribuído para a falha. Essas tensões podem ter aumentado a pressão sobre o material do tanque, tornando-o mais suscetível à fratura.

A ruptura dos navios Liberty-Ships durante a Segunda Guerra Mundial foi um problema significativo que afetou a frota de navios construídos pelos Estados Unidos. Esses navios foram projetados e construídos rapidamente para atender às necessidades da guerra, o que levou a uma série de problemas. Um dos principais

motivos para as rupturas foi o projeto e construção inadequados. A pressa em construir os navios resultou em soldas inadequadas, materiais de baixa qualidade e projeto estrutural deficiente. Além disso, os navios foram construídos com aço de baixa qualidade, que era mais propenso a falhas.

A soldagem também foi um problema significativo. Muitas das soldas eram inadequadas ou defeituosas, o que contribuiu para a falha dos navios. As tensões significativas devido às condições de operação, incluindo ondas, ventos e cargas, também desempenharam um papel importante nas rupturas. A fadiga do material foi outro fator contribuinte. Os navios estavam sujeitos a cargas cíclicas durante longos períodos, o que levou à fadiga do material e aumentou a probabilidade de falha. A combinação desses fatores levou a uma série de rupturas e naufrágios, resultando em perdas significativas de vidas e propriedades. No entanto, as lições aprendidas com esses incidentes contribuíram para melhorias nos projetos e construção de navios posteriores.

A Ponte de Ferro Fundido Ashtabula falhou em 1876 devido a uma combinação de fatores, incluindo tensões excessivas, defeitos na estrutura de ferro fundido e falta de resistência. A falha foi resultado de projeto e construção inadequados, além da falta de inspeção e manutenção adequadas. A análise da falha enfatiza a importância da análise de tensões, projeto adequado e manutenção regular para garantir a segurança e integridade das estruturas.

A Silver Bridge foi uma ponte suspensa que atravessava o rio Ohio, conectando Point Pleasant, Virgínia Ocidental, a Gallipolis, Ohio, nos Estados Unidos. Em 15 de dezembro de 1967, a ponte ruiu durante um período de tráfego intenso, resultando na morte de 46 pessoas. A causa principal da ruptura foi uma falha no olhal da corrente da ponte. Essa falha foi resultado de tensões cíclicas e corrosão que enfraqueceram a estrutura ao longo do tempo. A corrosão desempenhou um papel significativo, pois comprometeu a integridade da ponte e a tornou mais suscetível a falhas.

A falha do ônibus espacial Challenger ocorreu em 28 de janeiro de 1986, quando a espaçonave se desintegrou 73 segundos após o lançamento, matando todos os sete tripulantes a bordo. A causa principal do acidente foi a falha das juntas teóricas primária e secundária em uma articulação do propulsor de combustível sólido direito. Diversos fatores contribuíram para essa falha catastrófica: As temperaturas extremamente baixas na manhã do lançamento estavam abaixo de zero, o que

enrijecia as juntas teóricas de borracha e reduzia sua capacidade de selar as articulações.

Além disso, o projeto da articulação foi feito para permitir uma certa quantidade de movimento, mas as juntas teóricas não foram capazes de acompanhar esse movimento em temperaturas baixas. A falta de testes adequados também desempenhou um papel importante no acidente.

A NASA e a fabricante Meeorton Thiokol não realizaram testes suficientes para garantir a segurança das juntas teóricas em temperaturas baixas. Essa falta de testes rigorosos significou que os riscos potenciais associados às juntas teóricas em condições de baixa temperatura não foram adequadamente avaliados ou mitigados.

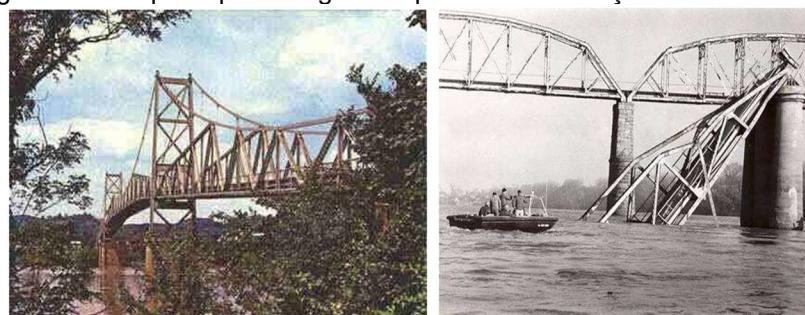
A decisão de lançar o Challenger apesar das preocupações dos engenheiros sobre as juntas tóricas em temperaturas baixas também foi um fator crucial. A pressão para manter o cronograma de lançamentos e a confiança nas avaliações de risco existentes levaram a uma subestimação dos perigos associados às condições climáticas adversas. Essa decisão precipitada e mal avaliada teve consequências devastadoras. As figuras 12, 13 e 14 traz ocorrências de fratura por propagação de trinca.

Figura 12 – Propagação da trinca a partir da janela do avião Comets da Havilland



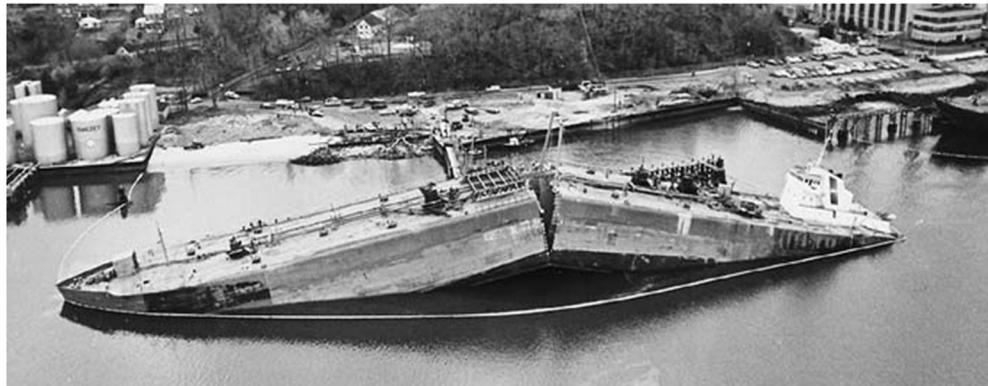
Fonte: <http://ftp.demec.ufpr.br> (2019).

Figura 13 – Ruptura por clivagem do pino de sustentação da Silver Bridge



Fonte: <http://ftp.demec.ufpr.br> (2019).

Figura 14 – Fratura transição dúctil-frágil do navio Liberty



Fonte: <http://ftp.demec.ufpr.br> (2019).

Essas fraturas, de caráter frágil, ocorrem em função da associação de variáveis, como: combinação de tensões, transição dúctil-frágil, altos níveis de pressão, forma geométrica e processo de fabricação. O registro temporal mostrou que para determinados projetos e aplicação do componente mecânico a mecânica clássica, a qual dimensiona a estrutura baseando-se no limite de escoamento, não era suficiente para realização de projetos seguros, uma vez associadas as variáveis acima, subitamente, a fratura é estabelecida.

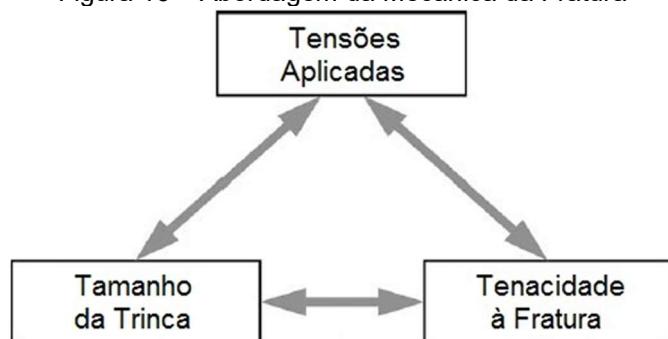
Essa necessidade de desenvolver produtos que resistisse a essa combinação de variáveis, uma nova ciência, conhecida como: Mecânica da Fratura, passou a ser desenvolvida, tendo como premissa principal a presença de defeitos na rede cristalina dos materiais de engenharia. A figura 15 retrata a abordagem da Mecânica Clássica, já a figura 16 traz a abordagem da Mecânica da Fratura.

Figura 15 – Abordagem da Mecânica Clássica



Fonte: Nicolau (2017).

Figura 16 – Abordagem da Mecânica da Fratura

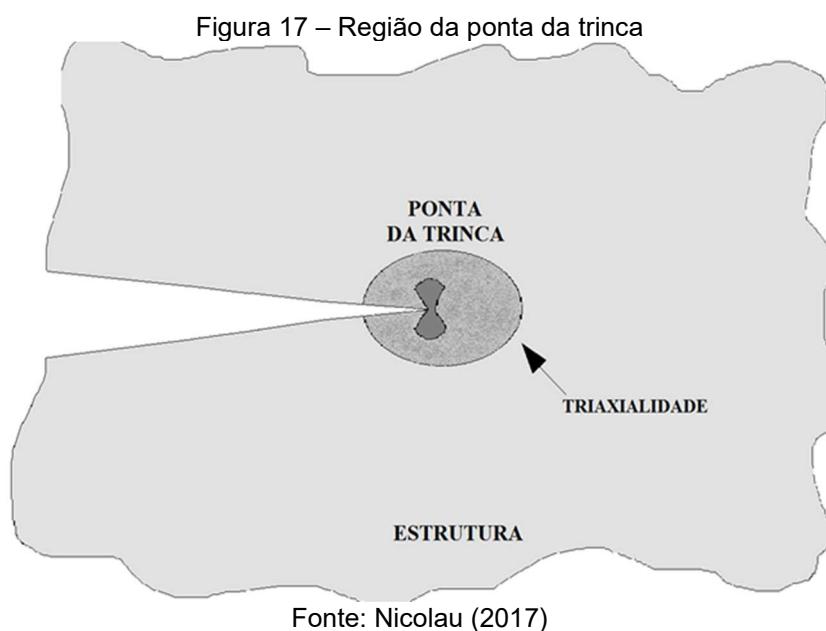


Fonte: Nicolau (2017).

Nota-se a partir da figura 16 a interconexão entre as variáveis tensões aplicadas, tamanho da trinca inicial no material e a capacidade de absorção de energia pela estrutura.

A interação entre eles é estudada de modo evitar a combinação crítica desses parâmetros, dessa forma a Mecânica da Fratura é uma área ampla, que abrange várias disciplinas que garante a integridade dos componentes, tais como: ciência dos materiais, ensaios não-destrutivos, análise de tensão e design.

A figura 17 mostra a região estudada pela Mecânica da Fratura, a qual trata da localidade crítica caracterizada por possuir uma distribuição triaxial de tensão elevada, denominada ponta da trinca.



De acordo com a literatura, o comportamento dessa região determinará qual metodologia será utilizada durante a análise: Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e Mecânica da Fratura Elasto Plástica (MFEP). A primeiro método é aplicado a materiais que apresentam deformação plástica desprezível antes da ruptura. O MFLE adota o fator de intensidade de tensão  $K$  como parâmetro para quantificar a capacidade de resistência a fratura. Quando a deformação plástica à frente da trinca ocorrer de modo significativo, MFEP será adotada, e a determinação da tenacidade do material realizar-se-á através de dois métodos: CTDO e Integral J. Esses métodos, apesar de independentes, possuem uma relação de paralelismo e unicidade, sendo assim seus resultados devem ser análogos (NICOLAU,2017).

### 3.2 EVOLUÇÃO DAS TEORIAS DA MECÂNICA DA FRATURA

A mecânica da fratura tem suas origens nos estudos pioneiros de Inglis (1913) e Griffith (1920), que desenvolveram teorias para explicar a fratura de materiais frágeis. Desde então, essa área da engenharia mecânica evoluiu consideravelmente, graças a contribuições significativas de pesquisadores como Irwin (1957) e Rice (1968). A mecânica da fratura se dedica ao estudo do comportamento de materiais e estruturas sob condições de carga que podem levar à falha. Essa área do conhecimento é fundamental para entender e prevenir falhas em materiais e estruturas, contribuindo para o desenvolvimento de projetos mais seguros e eficientes.

Com o advento da Mecânica da Fratura muitas pesquisas têm sido realizadas a fim de uma clareza maior sobre esse assunto. Em razão da vasta aplicação como também a complexidade envolvida no processo, há esforços concentrados na investigação de trincas presentes em juntas soldadas dissimilares, entretanto por se tratar de quadro de difícil acesso ou confecção de corpo de provas nada trivial, métodos numéricos em especial o MEF têm sido uma ferramenta de análise bastante significativa (LIU; ZHANG; ZHENG, 2012; PAREDES; RUGGIERI, 2012; ROTH; MOHR, 2016), além de um caráter econômico e tempestivo, para a compreensão desse fenômeno em juntas soldadas dissimilares.

De acordo com Bowen, Druce e Knott (1987), a tenacidade à fratura  $K_{IC}$  e a tensão de fratura por clivagem do material apresentam uma dependência significativa da temperatura. Após analisar uma ampla gama de condições microestruturais em aço ASTM A533B de vaso de pressão, eles observaram que a tenacidade à fratura é influenciada pelo tamanho dos carbonetos presentes no material. Em temperaturas muito baixas, a tenacidade à fratura é controlada pelo tamanho médio dos carbonetos, enquanto em temperaturas mais altas, a tenacidade à fratura é controlada por carbonetos de tamanho mais grosso. Isso sugere que a temperatura desempenha um papel importante na alteração dos tamanhos de carbonetos que são propensos a nucleação de microtrincas.

Hao, Schwalbe e Corne (2000) realizaram uma pesquisa importante sobre as restrições na ponta da trinca e seu impacto na mecânica da fratura. Eles descobriram que as restrições na ponta da trinca desempenham um papel crucial na determinação da tenacidade à fratura de materiais. As restrições na ponta da trinca se referem às condições de deformação e tensão que ocorrem na região próxima à ponta da trinca.

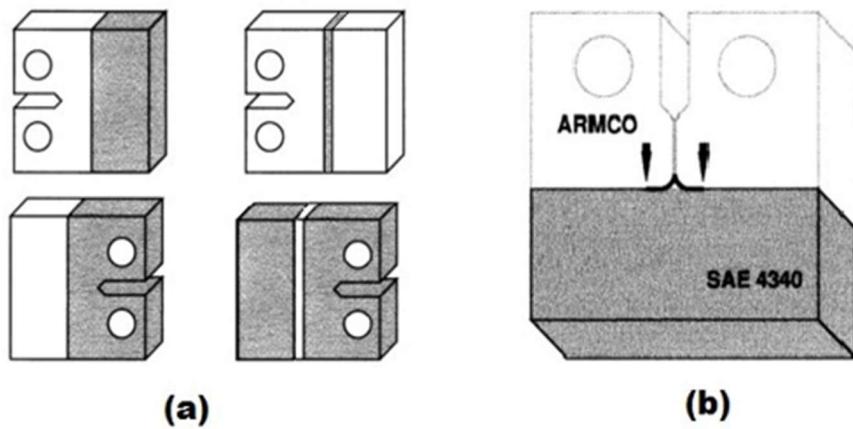
Essas restrições podem ser influenciadas por fatores como a geometria da trinca, a propriedade do material e as condições de carregamento.

A pesquisa de Pippin, Flechsig e Riemelmoser (2000) revelou que a propagação de trincas por fadiga é governada por mecanismos de deformação plástica na ponta da trinca. A formação de bandas de deslizamento e a acumulação de deformação plástica são processos fundamentais que impulsionam a propagação de trincas por fadiga. A plasticidade na ponta da trinca desempenha um papel essencial nesse processo, influenciando diretamente a formação de microtrincas e a subsequente propagação de trincas por fadiga.

Os sistemas estudados, compostos por bimaterial e camada intermediária, foram formados por ferro ARMCO (material fraco) e aço SAE 4340 (material forte), com o plano da trinca orientado perpendicularmente à interface entre os materiais. Os resultados mostraram que a taxa de crescimento da trinca diminuiu quando a trinca se propagou do material fraco para o material forte, enquanto o comportamento oposto foi observado quando a trinca se propagou do material forte para o material fraco. Dois resultados notáveis foram obtidos nesse estudo:

- (i) A trinca bifurcou na interface quando se propagou a partir do material fraco
- (ii) Uma pequena incompatibilidade térmica entre os materiais teve um efeito significativo na taxa de crescimento da trinca, causando um retardamento considerável na propagação da trinca, conforme figura 18.

Figura 18 – (a) Modelos usados no estudo de Pippin, Flechsig e Riemelmoser (2000) (b) Representação da bifurcação da trinca.



Fonte: PIPPAN; FLECHSIG; RIEMELMOSER (2000)

Para Khan (2004), o método de estimativa consistiu em avaliar a integridade de juntas dissimilares/bimetálicas, com foco em determinar as cargas limite de espécimes dissimilares. Ele analisou diferentes tipos de espécimes, incluindo placa de rachadura central, amostra de flexão de três pontos e amostra de tensão compacta. Os resultados mostraram que as soluções analíticas desenvolvidas apresentaram uma estreita concordância com o modelo numérico de elementos finitos (MEF), com um erro médio de apenas 3-4%.

A partir disso, Kim (2006) por elementos finitos em placas planas com propriedades dissimilares, considerando a plasticidade sem endurecimento. Ele avaliou como a geometria da placa afeta a triaxialidade de tensão e descobriu que a tensão máxima ocorre no centro da amostra. A profundidade e o raio do entalhe foram variados sistematicamente para entender melhor a relação entre a geometria e a triaxialidade de tensão. Os resultados mostraram que a triaxialidade de tensão depende fortemente da profundidade relativa do entalhe e da relação entre o raio e a profundidade do entalhe.

Avançando em seus estudos, Kim e Oh (2006) investigaram o efeito do "undermatching" em cargas de limite plástico e triaxialidades de tensão em placas planas dissimilares e espécimes de tração em barra redonda. Eles descobriram que o efeito do "undermatching" é influenciado pela relação entre a largura da solda e a largura da amostra. A análise mostrou que a triaxialidade de tensões aumenta quando a esbeltez da solda diminui, especialmente na região da solda com menor resistência.

A partir do exposto acima, Xue e Wierzbicki (2008) realizaram estudos sobre a fratura dúctil em materiais metálicos. Eles desenvolveram um modelo de fratura dúctil que leva em conta a influência da triaxialidade de tensão e do parâmetro de Lode na deformação plástica e na fratura. Seus estudos mostraram que a triaxialidade de tensão e o parâmetro de Lode têm um impacto significativo na ductilidade e na resistência à fratura de materiais metálicos. Assim, conduziram uma pesquisa experimental e numérica sobre a liga de alumínio 2024-T351, utilizando espécimes de flexão de três pontos e tração compacta. As simulações realizadas mostraram uma concordância satisfatória com os resultados experimentais, especialmente no que diz respeito ao padrão de inclinação da trinca nos espécimes de tração compacta.

Donato (2008), na tentativa de identificar o potencial caminho da falha, associada a dissimilaridade da junta soldada, realizou uma pesquisa sobre a mecânica da fratura em espécimes SE(B) homogêneos e com juntas dissimilares em

flexão de três pontos, testados em diferentes temperaturas. Os resultados mostraram que a presença de dissimilaridade mecânica na solda altera significativamente os campos de tensão e deformação nas proximidades dos defeitos. Essa alteração faz com que a resposta mecânica das regiões de solda seja distinta da resposta das regiões de metal de base.

Wang (2011) realizou uma investigação sobre o comportamento do crescimento de trincas dúcteis em um espécime SE(B) de uma junta soldada dissimilar, composta por quatro materiais, utilizando o método dos elementos finitos (MEF) com base no modelo Gurson - Tvergaard - Needleman. Essa pesquisa foi motivada pela importância de entender o comportamento de juntas soldadas dissimilares em sistemas primários de usinas nucleares, onde a segurança e a integridade estrutural são fundamentais.

Os resultados mostraram que as trincas iniciais em diferentes locais na junta soldada dissimilar obtiveram valores de tenacidade e caminhos de crescimento diferentes. Quando a trinca inicial foi localizada no centro de solda de Liga de Níquel-base 182 e amanteigamento em Liga Níquel - base 82, as deformações plásticas e danos na região da ponta da trinca foram simétricos, enquanto que para as trincas na interface entre os materiais, as deformações plásticas e danos foram assimétricos, levando a um desvio significativo da trajetória de crescimento da trinca para dentro do material com menor limite de escoamento.

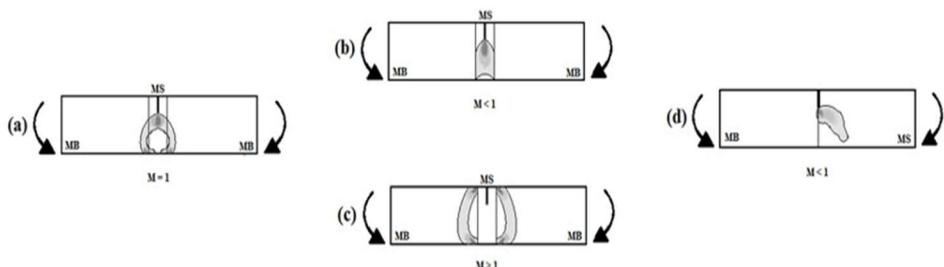
Diversos estudos têm investigado o comportamento de trincas em juntas soldadas dissimilares, que são amplamente utilizadas em diversas indústrias, incluindo a nuclear, aeroespacial e petroquímica. Almeida (2014) analisou uma junta soldada com dissimilaridade undermatching, constituída por aço AISI 8630M e aço ASTM-A36, utilizando o INCONEL 625 como metal de solda e amanteigamento. Nesse estudo, foi observado um desvio acentuado da trinca de ensaio em direção ao material menos resistente, no caso o metal de solda. A pré-trinca de fadiga foi gerada na ZTA do aço AISI 8630M a uma distância de 1 mm da linha de fusão do amanteigamento, interface AISI 8630M - INCONEL 625.

Esse comportamento é crítico para a avaliação da integridade estrutural de componentes soldados, pois pode influenciar na previsão de falhas e na definição de critérios de projeto e manutenção. Além disso, a dissimilaridade de materiais pode levar a uma distribuição não uniforme de tensões e deformações, o que pode afetar a resistência à fratura da junta soldada.

Fan (2015) também realizaram testes para investigar o comportamento da resistência à fratura em uma junta dissimilar, A508 - Liga 52M (amanteigamento) e liga 52M (solda) - 316L. Os autores utilizaram o método de elementos finitos baseado na modelagem de danos mecânicos, que possibilitou uma variância da localização da trinca inicial. Os resultados evidenciaram a permanência da triaxialidade de tensão na ponta da trinca e o desvio do campo de deformação favorável ao material menos resistente.

Os pesquisadores identificaram um padrão de comportamento da deformação plástica, que sugere a trajetória da trinca toma a preferência do fluxo plástico pelo material de menor resistência, o que é consistente com os resultados observados nos estudos mostrados neste trabalho. A partir disso, a compreensão do comportamento de trincas em juntas soldadas dissimilares pode ajudar a desenvolver critérios de projeto e manutenção mais eficazes para garantir a integridade estrutural de componentes críticos.

Figura 19 – Variação do campo de deformação: (a) Espécime homogêneo; (b) e (c) espécimes dissimilares com trinca na solda; (d) espécime dissimilar com trinca na interface.



Fonte: PIPPAN; FLECHSIG; RIEMELMOSER (2000)

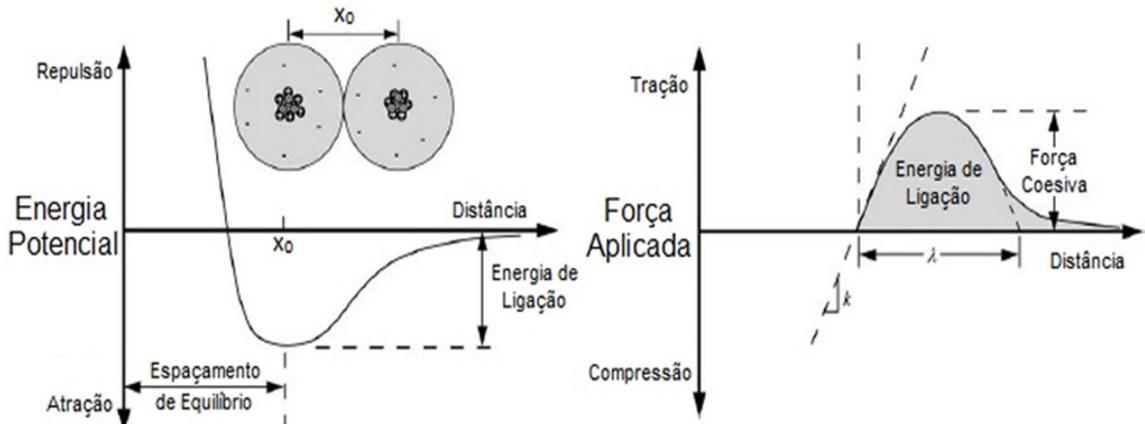
A ilustração apresentada mostra a variação dos campos de deformação de acordo com a configuração de dissimilaridade e localização da trinca em espécimes de ensaio de fratura. As figuras representam diferentes cenários, incluindo corpos de prova homogêneos e heterogêneos com trincas centralizadas no metal de solda ou na interface de uma junta soldada dissimilar. A figura 19(a) representa o comportamento plástico de um espécime homogêneo ( $M = 1$ ) contendo uma trinca simples submetido ao ensaio de flexão de 3 pontos. De maneira análoga, as Fig. 19(b) e Fig. 19(c) representam corpos de prova heterogêneos under-matching e overmatching, respectivamente, com trinca centralizada no metal de solda. Por último, o espécime da Fig. 19(d) mostra o comportamento do campo de deformação para a

trinca localizada na interface de uma junta soldada dissimilar ao ser carregado durante o teste de flexão de 3 pontos.

A Mecânica da Fratura como mostrado acima, apresenta duas formas de aplicação de acordo com o tipo de deformação na ponta da trinca. Desta forma, são usados os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica quando se formam zonas plásticas pequenas na ponta da trinca, tomando como referência um comprimento característico, tal como o tamanho da trinca. Essa condição, reflete em torno da necessidade de as forças aplicadas sobre o material serem suficientes para quebrar as ligações atômicas existentes.

Os átomos estão conectados por uma força atrativa entre eles, denominada tensão coesiva. Sendo assim, uma força trativa de separação é necessária para o distanciamento dos átomos, e quando a tensão coesiva é superada pela tensão trativa imposta, ocorrerá a quebra da ligação atômica, condição necessária para o processo de fratura. A figura 20 mostra os gráficos de energia potencial e força versus distância entre átomos.

Figura 20 – Ligação atômica e energia de coesão



Fonte: Nicolau (2017).

Considerando  $P$  a força aplicada, a energia de ligação dos átomos será dada pela equação 5, demonstrando que essa energia é dada pelo trabalho necessário pela força para realizar a separação entre os átomos do material.

$$E_b = \int_{x_0}^{\infty} P \cdot dx \quad (\text{Equação 5})$$

Como também é possível estimar a tensão coesiva em nível atômico, através da relação força-deslocamento com meio período de uma onda senoidal de acordo com a equação 6.

$$P = P_c \cdot \sin\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \text{ (Equação 6)}$$

Onde  $P_c$  é a força de coesão entre os átomos e  $\lambda$  é a distância definida na figura 20. Ao considerarmos pequenos deslocamentos, a relação força-deslocamento pode ser simplificada para uma relação linear, como mostra a equação 7.

$$P = P_c \cdot \left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \text{ (Equação 7)}$$

A rigidez da ligação atômica é dada pela equação 8 (NICOLAU, 2017):

$$K = P_c \left(\frac{\pi}{\lambda}\right) \text{ (Equação 8)}$$

Substituindo as equações 7 e 8, como também fazendo o uso do conceito de tensão, temos a tensão de coesão atômica dada pela equação 9.

$$\sigma_c = \frac{E \cdot \lambda}{\pi \cdot x_0} \text{ (Equação 9)}$$

Onde  $E$  é o módulo de elasticidade. Assim, a energia de superfície pode ser determinada pela equação 10.

$$\gamma_s = \frac{1}{2} \int_0^\lambda \sigma_c \sin\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) dx = \sigma_c \left(\frac{\lambda}{\pi}\right) \text{ (Equação 10)}$$

A energia de superfície por unidade de área corresponde à metade da energia de fratura, uma vez que a fratura do material gera duas novas superfícies. Sendo assim, substituindo a equação 9 em 10, chegamos na equação 11.

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{x_0}} \text{ (Equação 11)}$$

Portanto, a equação 11 traz a tensão coesiva atômica, a partir do momento que a tensão trativa externa supera-la, teremos a falha do material.

Em 1920, Griffith desenvolveu a primeira análise bem-sucedida do comportamento à fratura de componentes trincados. Griffith realizou experiências em vidro, assumindo que a fratura ocorre em um material frágil ideal, com uma trinca de tamanho  $2a$  no interior de uma placa. Nessa época imaginava-se que as resistências dos materiais registravam valores próximos a  $0,1E$ , sendo  $E$  o Módulo de Elasticidade do material, também chamado de Módulo de Young. Todavia, eram frequentes as falhas de materiais com valores muito aquém do valor estimado para falha dos materiais.

Griffith (1921) durante seus estudos fez uso de fibras de vidro afim de compreender o mecanismo de falha do material. Para realizar suas experiências, Griffith considerou diferentes diâmetros de amostras. Os resultados indicaram uma crescente resistência à fratura à medida que os diâmetros das amostras diminuían. Desta forma, Griffith associou a redução da resistência à fratura a quantidade de falhas microscópicas presentes no material, pois essas falhas atuariam como concentradores de tensão. A validação dessa hipótese veio a partir da inserção, por Griffith, falhas nas amostras, partindo da teoria de furos elípticos em uma placa de Inglis (1913), Griffith introduziu furo elíptico em uma placa plana.

A interpretação dos trabalhos de Inglis traz que qualquer material na sua forma sólida na presença de uma trinca, mesmo com uma carga baixa, incide sobre ele uma tensão infinita, responsável pela fratura do material. Entretanto, na prática isso não é verificado, portanto Griffith (1921) criou uma teoria para explicar o comportamento real dos materiais à presença de trinca, que será demonstrada a seguir.

De uma forma geral, a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) avalia os mecanismos de fratura dos materiais frágeis ou quase-frágeis, através dos conceitos da teoria da elasticidade linear. Embora todo corpo trincado sob carga apresente uma região sujeita à deformação plástica na ponta da trinca, pode-se sob certas condições negligenciar a existência desta zona plástica e estudar o fenômeno do fraturamento pela teoria da MFLE. Tais condições que viabilizam a aplicação da MFLE referem-se

aos casos em que o volume de deformação plástica é pequeno quando comparado às dimensões da peça.

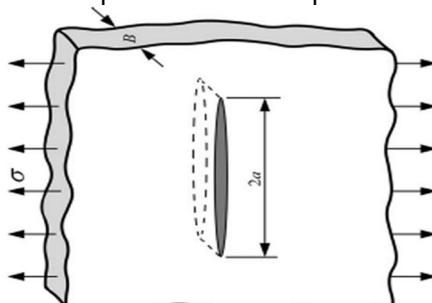
As bases da MFLE foram introduzidas por Griffith, através de um critério energético. Um segundo critério foi proposto por Irwin, que introduziu um parâmetro denominado fator de intensidade de tensão, e supôs que a trinca se propaga quando o fator de intensidade de tensão atinge um valor crítico, denominado de tenacidade à fratura. Em segundo momento Irwin introduziu as técnicas necessárias para calcular os fatores de intensidade de tensão. Os dois modelos propostos apresentam equivalência, representada por uma relação entre as duas abordagens estabelecidas por Irwin. Devido às limitações de aplicação para este ramo da mecânica da fratura, mínima tolerância à deformação permanente na vizinhança da ponta da trinca durante o processo de trincamento, impede uma abordagem MFLE na maior parte dos materiais utilizados na indústria contemporânea.

### 3.2.1 Balanço Energético de Griffith

Segundo Griffith, em materiais idealmente frágeis, a trinca se propagaria de maneira instável caso a energia de deformação liberada fosse maior que a energia requerida para formar uma nova superfície de trinca, quando a trinca avançasse de um comprimento infinitesimal.

Considerando uma placa infinita, com uma trinca de comprimento  $2a$  sujeita a uma tensão uniforme aplicada no infinito, conforme a figura 21, o balanço energético desenvolvido por Griffith é baseado na Primeira Lei da Termodinâmica, para explicar a formação da trinca. Griffith (1921) afirma que o processo de formação ou propagação da trinca causa decréscimo da energia total do sistema devido a criação de novas superfícies.

Figura 21 – Placa plana com furo elíptico de espessura B



Fonte: Anderson (2005).

Sendo assim, para o crescimento da trinca, a energia potencial disponível na placa deve superar a energia de superfície do material. Logo, temos.

$$\frac{dE_T}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0 \text{ (Equação 12)}$$

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{dW_s}{dA} \text{ (Equação 13)}$$

Onde  $E_T$  é a energia total,  $\Pi$  é a energia potencial fornecida pela energia de deformação interna e forças externas e  $W_s$  é o trabalho necessário para criar novas superfícies. Griffith utilizando a análise desenvolvida por Inglis, mostrou que:

$$\Pi = \Pi_0 - \frac{\pi\sigma^2 a^2 B}{E} \text{ (Equação 14)}$$

Onde  $\Pi_0$  é a energia potencial de uma placa sem trinca com espessura  $B$ . Para a formação da trinca é necessário a formação de duas superfícies, logo  $W_s$  será dado pela equação 15.

$$W_s = 4aB\gamma_s \text{ (Equação 15)}$$

Dessa forma, a energia potencial fornecida pela energia de deformação interna e forças externas, é dado pela equação 16.

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \text{ (Equação 15)}$$

E o trabalho necessário para criar novas superfícies, é dado pela equação 16.

$$\frac{dW_s}{dA} = 2\gamma_s \text{ (Equação 16)}$$

Após a realização da substituição das equações 15 e 16, chega-se à equação 17, que configura a tensão de fratura do material.

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \text{ (Equação 17)}$$

Experimentalmente, Griffith notou que o produto entre a tensão de fratura do material ( $\sigma_f$ ) e a raiz quadrada do comprimento da trinca ( $a$ ) tem um comportamento constante ( $C$ ), conforme a equação 18.

$$\sigma_f \sqrt{a} = C \text{ (Equação 18)}$$

Realizando a substituição da equação 17 na equação 18, temos a equação 19.

$$C = \sigma_f \sqrt{a} = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi}} \text{ (Equação 19)}$$

A equação 19 desenvolvida por Griffith tinha sua aplicação limitada a materiais idealmente frágeis, uma vez que sua investigação foi realizada pela utilização de placas de vidro. Logo, uma análise de resistência à fratura nos materiais de engenharia, sobretudo os de metais, subestima a tenacidade dos metais, haja vista que, mesmos para os materiais de engenharia mais frágeis sempre há formação de uma zona plástica na região da ponta da trinca e essa plasticidade deve ser levada em consideração.

A partir dessa ideia, Orowan (1948) realizou modificações na equação 19 de Griffith, sendo sugeridas a fim de possibilitar materiais capazes de desenvolver um fluxo plástico, para isso, associou o trabalho plástico por unidade de área da superfície criada ( $\gamma_p$ ) e este parâmetro é normalmente maior que ( $\gamma_s$ ), portanto, Orowan ao incorporar o trabalho plástico a equação 19, temos a equação 20.

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a}} \text{ (Equação 20)}$$

A aplicação deste modelo é válida para materiais com comportamento exclusivamente elástico, qualquer evidência de comportamento plástico deve estar restrita a região da vizinhança da trinca. Em adição, a equação 20 assume um valor

constante para a soma de  $(\gamma_s + \gamma_p)$ , e em muitos materiais dúcteis a energia de fratura é incrementada com o crescimento da trinca sendo necessário uma outra abordagem que será trabalhada adiante.

### 3.2.3 Taxa de Liberação de Energia

O estudo desenvolvido por Griffith (1921) não foi capaz de criar um parâmetro conveniente para predizer o carregamento de falha de um componente através do crescimento da trinca. Para tanto, um segundo critério foi proposto por Irwin, que introduziu um parâmetro denominado fator de intensidade de tensão, e supôs que a trinca se propaga quando o fator de intensidade de tensão atinge um calor crítico, denominado de tenacidade à fratura. Essa energia crítica para causar a fratura do material, Irwin definiu a energia absorvida para propagar uma trinca,  $G$ , que é a taxa de liberação da energia potencial armazenada no sistema por unidade de área de trinca.  $G$  é obtida da derivada do potencial causada pela deformação interna e a realizada pelas forças externas, fornecida pela equação 21.

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \text{ (Equação 21)}$$

O parâmetro  $G$ , também é conhecido como força motriz para crescimento da trinca, é obtido através da derivada de um potencial energético. Portanto, para uma placa no estado plano de tensão com tamanho  $2a$  demonstrada anteriormente, tem-se:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \text{ (Equação 22)}$$

Assim, o crescimento do tamanho da trinca ocorrerá quando  $G$  atingir um valor crítico, conforme equação 23.

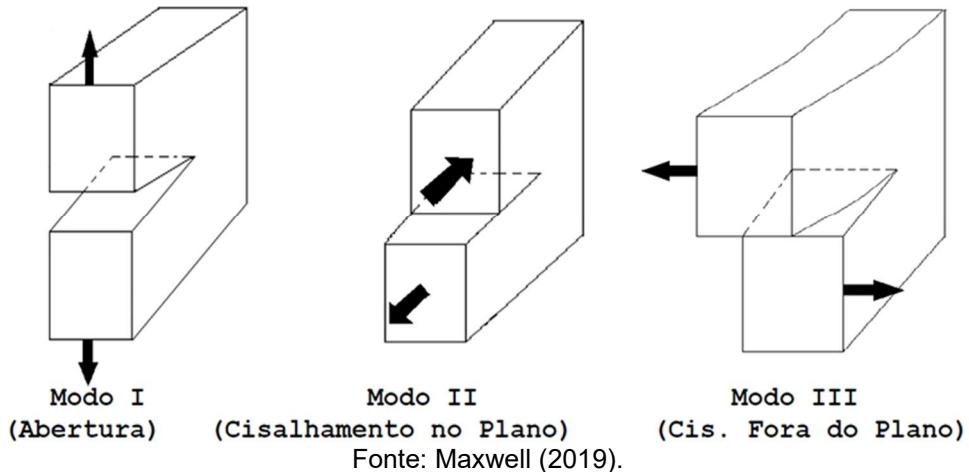
$$G_c = \frac{dW_s}{dA} = 2\omega_f \text{ (Equação 23)}$$

Onde  $G_c$  representa uma medida de tenacidade à fratura do material. Para materiais frágeis, assim para valores constantes de  $\omega_f$ , onde  $\omega_f = \gamma_s + \gamma_p$ , haverá  $G_c$  para a fratura do material. Na equação 22 é determinada a energia disponível para o crescimento da trinca para determinada geometria, tensão e material. Já a equação 23 é possível notar a quantidade necessária de energia para a criação de novas superfícies em decorrência do avanço da trinca.

### 3.2.4 Fator de Intensidade de Tensão

Existem três modos básicos de carregamento que podem provocar a abertura de uma trinca. As literaturas apresentam três modos de falhas conhecidos, modo I, modo II e modo III, conforme apresenta-se na figura 22.

Figura 22 – Placa plana com furo elíptico de espessura B

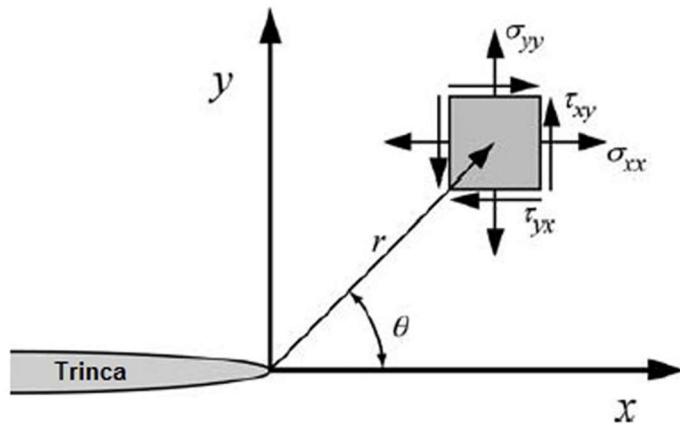


O modo I, abertura, refere-se a um carregamento trativo perpendicular ao plano da trinca, provocando a separação das faces da trinca. O modo II, o carregamento é realizado perpendicular à frente da propagação da trinca, induzindo o deslizamento das superfícies da trinca entre si. Por fim, o modo III denominado rasgamento. As possibilidades de abertura da trinca derivam dos três modos apresentados, podendo ocorrer uma combinação entre eles, ocorrendo um modo misto de propagação da trinca. Dentre os três modos, o modo I é o mais importante (BROEK, 1982) e perigoso, pois pode provocar uma ruptura por clivagem. Através da teoria elástica, Westergaard (1939) ao analisar o plano de tensões encontrou uma forma de expressar os campos

de tensões em uma placa plana infinita contendo uma trinca. A partir desse estudo, Irwin (1957) formulou uma solução aproximada para tensão na vizinhança da trinca.

A figura 23 mostra o esquema de relações dos parâmetros para o cálculo da tensão na região próxima a trinca.

Figura 23 – Placa plana com furo elíptico de espessura B



Fonte: Nicolau (2017).

A equação 24, representa a tensão na região próxima da ponta da trinca.

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right) f_{ij}(\theta) + \sum_{n=0}^{\infty} A_n r^{\left(\frac{n}{2}\right)} g_{ij}^n(\theta) \quad (\text{Equação 24})$$

Onde  $\sigma_{ij}$  é o tensor tensão,  $k$  é uma constante,  $r$  e  $\theta$  estão definidos na figura 20,  $f_{ij}$  é uma função adimensional de  $\theta$  no coeficiente líder,  $A_n$  amplitude para os termos de ordem superior e  $g_{ij}^n$  função adimensional de  $\theta$  para os  $n$ -ésimos termos.

Observa-se que o modelo apresenta uma singularidade devido à proporcionado existente de  $\frac{1}{\sqrt{r}}$  no termo de maior ordem. Desta forma, o termo se aproxima do infinito à medida que  $r \rightarrow 0$ , mas os outros termos permanecem finitos ou se aproximam de zero. Assim, a tensão perto da ponta da trinca varia com  $\frac{1}{\sqrt{r}}$ , independentemente da configuração do corpo trincado. Nas regiões mais próximas à ponta da trinca são geradas altas tensões, como consequência, deformações plásticas são desenvolvidas e assim uma solução linear elástica não é mais suficiente. Todavia, se a zona plástica apresenta dimensões de ordem inferior às dimensões da trinca e espessura do componente, a equação 24 ainda pode ser aplicada para a análise de fratura do

material. Para uma placa infinita com trinca passante, considerando o modo I, tem-se as seguintes equações para  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\sigma_z$ .

$$\sigma_x = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \text{ (Equação 25)}$$

$$\sigma_y = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \text{ (Equação 26)}$$

$$\sigma_z = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi}r} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \text{ (Equação 27)}$$

Onde  $\sigma_z$  é zero considerando o Estado Plano de Tensões,  $\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y)$  para o Estado Plano de Deformações e  $\tau_{xy} = \tau_{zy} = 0$ .

Considerando  $\theta = 0$ , no Modo I as tensões nas direções x e y são iguais, calculadas pela equação 28.

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi}r} \text{ (Equação 28)}$$

A singularidade existente no modelo acima, mesmo para pequenos valores torna sua aplicação direta inviável. Para contornar essa situação foi criado uma medida para intensidade de tensão na região critica denominada fator de intensidade de tensão,  $K$ . Utilizando os conceitos de limites, tem-se:

$$K_1 = \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_{max} \sqrt{\rho} \frac{\sqrt{\pi}}{2} \text{ (Equação 29)}$$

Onde  $\frac{\sqrt{\pi}}{2}$  é uma constante adotada por conveniência. Considerando o caso da placa infinita com furos elípticos, tem-se as seguintes equações 30 e 31.

$$K_1 = \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_0 \left( 1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \sqrt{\rho} \frac{\sqrt{\pi}}{2} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_0 \sqrt{a} \sqrt{\pi} \text{ (Equação 30)}$$

$$K_1 = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \text{ (Equação 31)}$$

A equação 31 determina a severidade da trinca e sua unidade no Sistema Internacional de Unidades é dada por  $MPa\sqrt{m}$ . O índice I do fator de intensidade de tensão é referência ao modo I de abertura da trinca. Para os demais casos também existe uma expressão relacionada ao fator de intensidade de tensão.

Assim, substituindo a equação 28 na equação 31, temos:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_0 \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \text{ (Equação 32)}$$

Na equação 32, fica evidenciado que as tensões na vizinhança da trinca são dependentes da tensão nominal ( $\sigma_0$ ), tamanho da trinca ( $a$ ) e da posição em relação a trinca ( $r$ ). Quando a severidade presente no material atingir um valor crítico,  $K_i = K_{ic}$  ocorrerá a fissura do material. O parâmetro  $K_{ic}$  é uma propriedade de resistência do material independentemente do tamanho, e  $K_i$  é a força eletromotriz da trinca (ANDERSON, 2005). Logo, existem dois critérios para a força motriz da trinca, conforme as equações 31 e 32. Portanto, ao comparar esses critérios tem-se a equação 33 que descreve a relação entre os parâmetros de força motriz na mecânica da fratura linear elástica.

$$G = \frac{K_i^2}{E} \text{ (Equação 33)}$$

Essa equação 33 também poderá ser aplicada para determinação das propriedades  $G_c$  e  $K_{ic}$ .

### 3.2.5 Correção da Zona Plástica Irwin

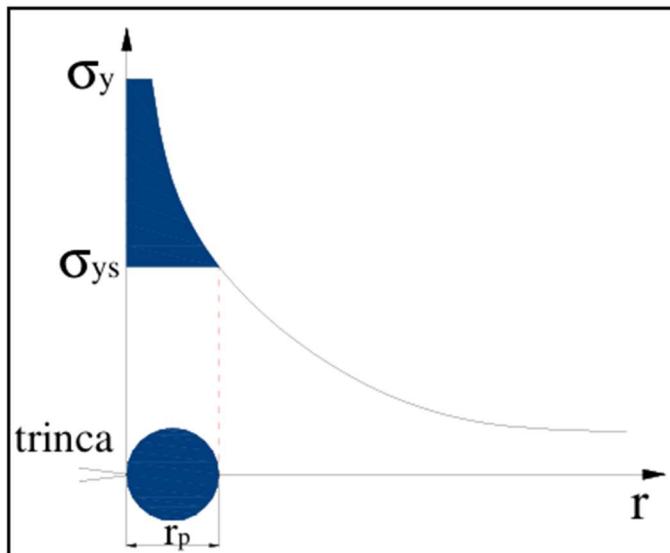
Na prática, os materiais apresentam certo grau de plasticidade à frente da trinca. Desta forma, singularidades de tensão não podem existir no vértice da trinca (BROEK, 1982). A área plástica formada à frente da trinca reduz os valores de tensão lá presentes, logo o material apresentará maior resistência à fratura frágil. Essa deformação permanente é responsável por suavizar a agudeza da trinca, de modo que

a tensão infinita prevista nos modelos analíticos, nessa região não ocorra em função do relaxamento das tensões existentes (ANDERSON, 2005; ARANA, 2002; GDOUTOS, 2005).

Para materiais que desenvolvem pequena plasticidade na dianteira da trinca é possível aplicar algumas correções viabilizando a aplicação da MFLE. Em geral, esse limitado escoamento plástico é conhecido como escoamento de pequena monta e o domínio plástico estabelecido avante a trinca é conhecido por zona plástica (GDOUTOS, 2005).

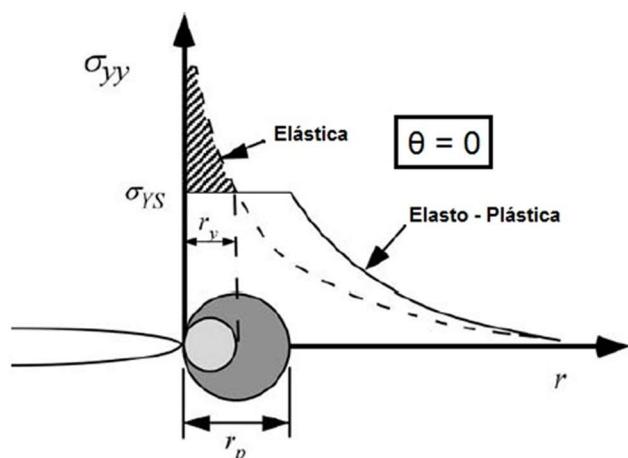
De acordo com a figura 24 e 25, uma zona plástica está contida na região onde ocorre tensões superiores a o limite de escoamento do material.

Figura 24 – Tamanho da zona plástica de Irwin



Fonte: Maxwell (2019).

Figura 25 – Estimativas do tamanho da zona plástica  $r_y$  e  $r_p$



Fonte: Nicolau (2017)

O tamanho da zona plástica pode ser estimado de modo facilmente. A Figura 25 apresenta um gráfico tensão  $\sigma_{yy}$  em função do distanciamento da ponta da trinca, no plano para  $\theta = 0$ . A distância  $r_y$  representa região afetada por uma tensão levemente maior que a tensão de escoamento  $\sigma_{YS}$ . Portanto, uma aproximação simples da distância  $r_y$ , será o tamanho da zona plástica obtida através da equação 34 ao adotar o valor da tensão limite de escoamento  $\sigma_{YS}$  (ARANA; GONZÁLEZ, 2002; BROEK, 1982).

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \text{ (Equação 34)}$$

Conhecido como correção da zona plástica de Irwin,  $r_y$  é calculado considerando o estado plano de tensão, já para o estado plano de deformação o escoamento é realizado pela condição de triaxialidade na ponta da trinca, consequentemente a correção da zona plástica de Irwin tende a ser menor (ANDERSON, 2005). Pelo critério de Von Mises o escoamento do material ocorrerá quando a tensão sobre o material ( $\sigma_{YY}$ ), estabelecer a condição da equação 35.

$$\sigma_{YY} = \sqrt{3}\sigma_{YS} \text{ (Equação 35)}$$

Realizando a substituição da equação 35 na equação 34, chegamos na equação 36, a qual retrata uma primeira estimativa que observa premissas lineares elásticas, para tanto o tamanho da zona plástica deverá ser maior que  $r_y$ , pelo fato do carregamento indicado hachurado na figura 22 ainda será acondicionado pelo material (ANDERSON, 2005; ARANA; GONZÁLES, 2002; GDOUTOS, 2005). Esse carregamento acima da tensão limite de escoamento  $\sigma_{YS}$ , produzirá uma região plástica no material.

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \text{ (Equação 36)}$$

No transcorrer do escoamento, as tensões são redistribuídas a fim de restabelecer um novo equilíbrio. A região hachurada na figura 25 representa supostos valores de tensões que estariam presentes em um material elástico, todavia, não

ocorrendo o mesmo no material elástico-plástico em razão do fenômeno plástico, o qual delimita as tensões no material no decorrer do processo de deformação. Com isso, a expansão da zona plástica está diretamente relacionada à acomodação desses esforços. Uma simples análise de força leva a uma estimativa de segunda ordem do tamanho da zona plástica  $r_p$  (ANDERSON, 2005; NICOLAU, 2017):

$$\sigma_{YS}^{r_p} = \int_0^{r_y} \sigma_{yy} dr = \int_0^{r_y} \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} dr \quad (\text{Equação 37})$$

Resolvendo a equação 37 para  $r_p$ , temos a equação 38.

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (\text{Equação 38})$$

Comparando-se  $r_y$  e  $r_p$  verifica-se que a estimativa de segunda ordem é duas vezes maior que a estimativa de primeira ordem,  $r_p = 2r_y$ . Partindo disso, Irwin (1961) compreendeu que a plasticidade a frente da trinca provocava um comportamento efetivo de trinca, como mostra a equação 39.

$$a_{eff} = a + r_y \quad (\text{Equação 39})$$

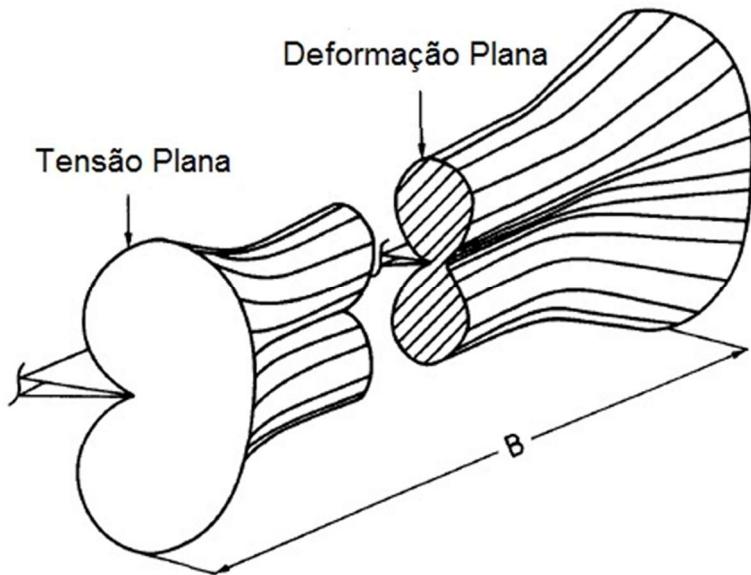
Desta forma Irwin definiu um tamanho de trinca chamado comprimento efetivo de trinca que leva em consideração o real tamanho da trinca e uma correção devido a zona plástica (ANDERSO, 2005; ARANA; GONZÁLES, 2002).

### 3.2.6 Comparação Entre a Tensão Plana e Deformação Plana

O estado plano de tensão ocorre sempre que existir uma condição de carregamento uniaxial; ou biaxial para uma placa plana, de modo que não ocorra tensão perpendicular a existente. A condição para o Estado Plano de Tensão será  $\sigma_3 = \sigma_z = 0$ . No entanto, a ocorrência de valores  $\sigma_3 \neq 0$  irá provocar uma transição do estado plano de tensão para o estado plano de deformação, onde  $\varepsilon_3 = \varepsilon_z = 0$  (BROEK, 1982). A condição de Estado Plano de Deformação ocasiona a eclosão de uma triaxialidade, consecutivamente um estado crítico de tensão triaxial local. A

variação da zona plástica em função condição tensional do material pode ser observada na figura 26.

Figura 26 – Zona Plástica Tridimensional



Fonte: Nicolau (2017).

As duas condições tensionais podem coexistir em um mesmo corpo (ARANA; GONZÁLEZ, 2002). A figura acima ilustra a relação do tamanho da zona plástica situada na crista da trinca com a posição relativa à espessura do material. Nota-se um maior alcance da área plástica nas extremidades do material, devido às superfícies livres onde não há qualquer tipo de restrição, resultando no Estado Plano de Tensão. Porém, à medida que se afasta das extremidades livres, surgirá uma componente tensional na direção da espessura do corpo, resultando em uma restrição ao crescimento da zona plástica com valor máximo na região central do material, estabelecendo o Estado Plano de Deformação.

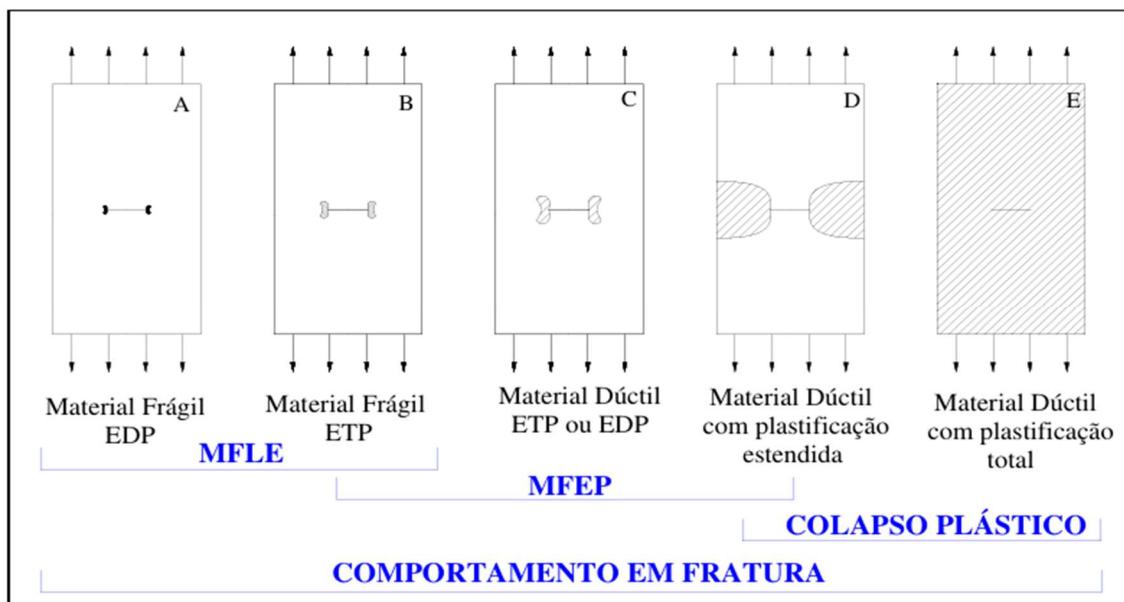
À vista disso, é possível afirmar que para um mesmo valor de tensão  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  a deformação relacionada ao Estado Plano de Tensão será maior quando comparado como o Estado Plano de Deformação, consequentemente, maiores tensões deverão ser aplicadas para a formação de uma zona plástica no estado de tensão triaxial.

### 3.2.7 Mecânica da Fratura Elástico Plástica

Na prática, em um número bastante grande de aplicações, os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica não podem ser aplicados, devido ao

comportamento elasto plástico dos materiais usados. A Mecânica da Fratura Linear Elástica tem resultados satisfatórios e coerentes quando a deformação não linear de um material é confinada em uma pequena região plástica em torno da ponta da trinca. Entretanto, quando esta região se torna significativa em relação à espessura do corpo, a Mecânica da Fratura Linear Elástica não deve ser aplicada. Para esse caso, deve-se considerar a Mecânica da Fratura Elasto Plástica, que reconhece o comportamento não linear do material. A Figura 27 mostra um esquema da aplicação da Mecânica da Fratura em diversos casos considerando o tamanho da zona plástica.

Figura 27 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura



Fonte: Maxwell (2019)

A teoria da mecânica da fratura elasto plástica provém da carência de uma metodologia que permita associar, em componentes estruturais, tensões e deformações sob regime elasto plástico (DONATO, 2008). A Mecânica da Fratura Elasto Plástica é adotada para avaliar materiais com comportamento não-linear, possui independência do tempo (deformação plástica) (ANDERSON, 2005). Portanto, para grandes deformações plásticas, a abordagem elasto plástica prevalecerá, podendo ser empregada duas técnicas para a determinação da tenacidade do material: CTOD e Integral J.

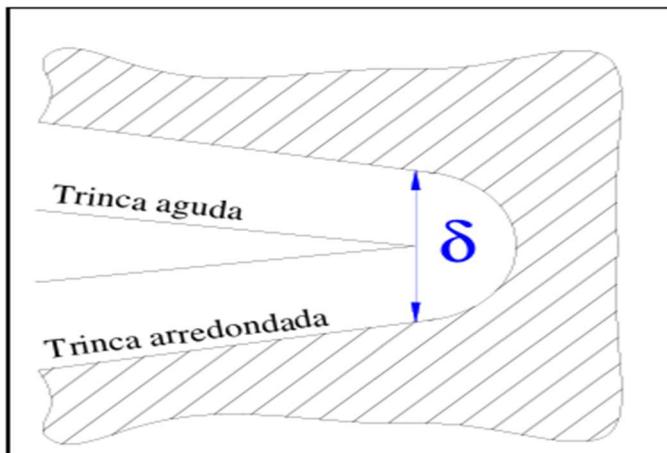
Em 1961, Weels propôs que o comportamento à fratura nas vizinhanças de uma trinca aguda poderia ser caracterizado pelo deslocamento de abertura entre as faces da trinca (CTOD, Crack Tip Opening Displacement). O método da Integral J é

outro enfoque da mecânica da MFEP para medir tenacidade. Este enfoque é puramente mecânico (não considera aspectos metalúrgicos e microestruturais da fratura), foi proposta inicialmente por J. R. Rice em 1968.

### 3.2.8 CTDO Com Base na Zona Plástica de Irwin

Este método foi desenvolvido por Wells e Cottrel para os casos onde ocorre plasticidade significativa. O parâmetro proposto foi chamado de CTOD (Crack Tip Opening Displacement), ao observar o deslocamento dos flancos da trinca seguido do arredondamento de sua ponta sem que a mesma se propagasse e aços de alta tenacidade, conforme Figura 28.

Figura 28 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura



Fonte: Maxwell (2019).

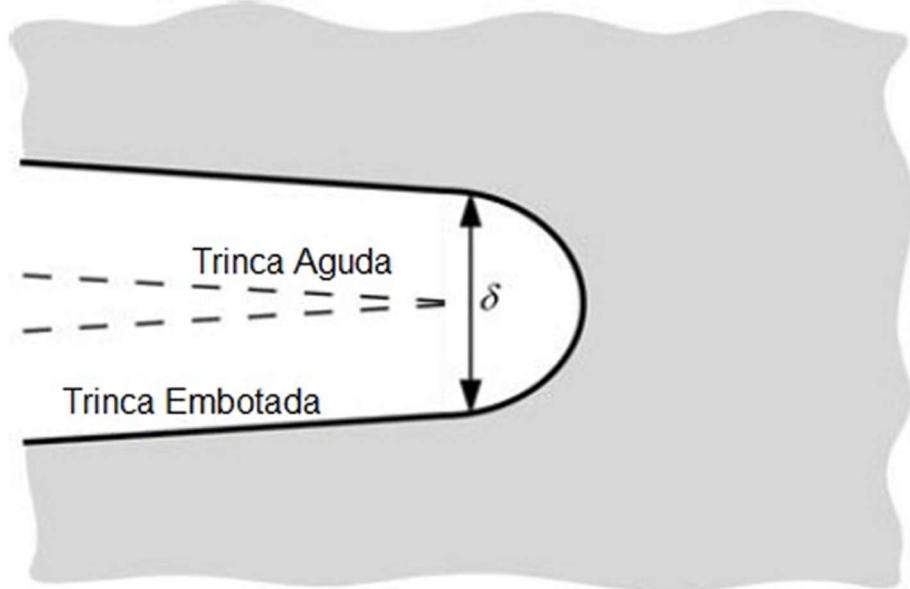
Segundo isto, existe um valor crítico da abertura da ponta da trinca. Esse valor depende do critério de falha adotado, pode ser o CTOD de iniciação da propagação estável da trinca, CTOD de iniciação da propagação instável da trinca ou CTOD de carga máxima. A seguir mostram-se alguns modelos desenvolvidos para calcular o parâmetro CTOD.

### 3.2.9 O Modelo de Wells

Esses materiais desenvolviam um embotamento da ponta da trinca como apresenta-se na figura 29. O embotamento é uma espécie de arredondamento da trinca o qual diminui sua agudez, devido à difusão plástica. Por outro lado, foi

observado uma relação de direta proporcionalidade entre o embotamento da trinca e a tenacidade do material, ou seja, materiais com maiores tenacidades produziam maiores embotamentos da trinca (ANDERSON, 2005; ARANA; GONZÁLEZ, 2002).

Figura 29 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura



Fonte: Anderson (2005).

O primeiro modelo com aceitação internacional foi proposto por Wells. Ele relaciona a abertura da ponta da trinca às tensões atuantes. Wells propôs a abertura da ponta da trinca como um parâmetro para medição da tenacidade à fratura. Em decorrência da relação revelada, Wells propôs uma forma de mensurar a tenacidade à fratura, em materiais como grande capacidade de plastificação. Esse modelo tem como máxima: o crescimento da trinca ocorrerá quando a abertura da trinca (embotamento) atingir um valor crítico, característico do material a uma dada temperatura, espessura da placa, taxa de deformação e condições ambientais (ARANA, 2002; GDOUTOS, 2005).

Logo o modelo ficou conhecido como CTOD, do inglês Crack Tip Opening Displacement, Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca.

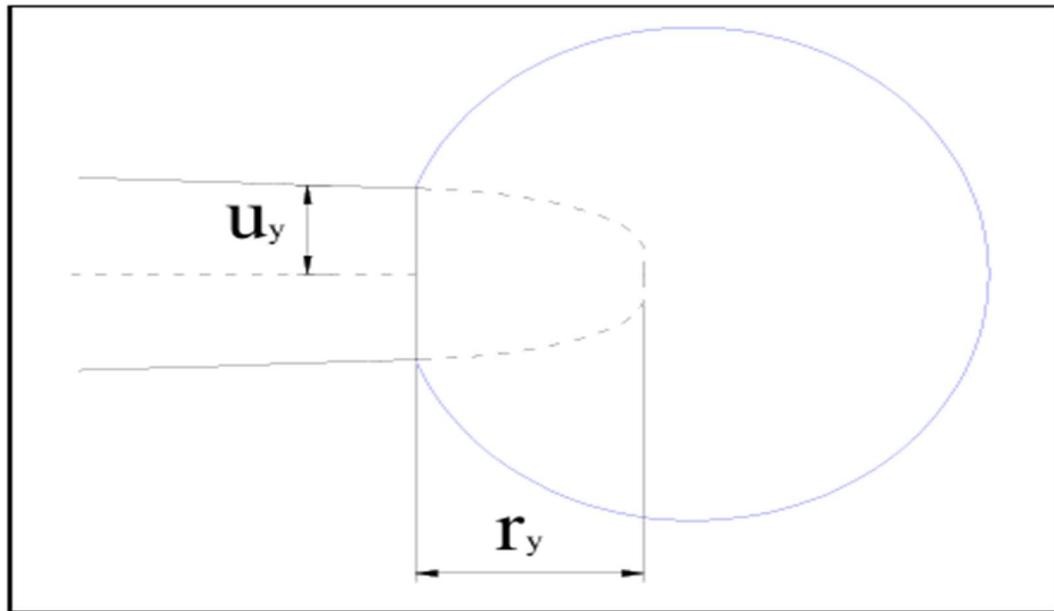
Para a condição crítica temos:

$$\delta = \delta_c \text{ (equação 40)}$$

Onde  $\delta$  é a abertura da trinca e  $\delta_c$  é o valor crítico da abertura da trinca. Após realizações de vários experimentos indicando que  $\delta$  tem o mesmo valor para a fratura,

ficou constatado que  $\delta_c$  é uma constante do material independente da configuração do espécime e comprimento da trinca (GDOUTOS, 2005).

Figura 30 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura



Fonte: Maxwell (2019).

A partir da solução de Irwin (1961), para o deslocamento entre as faces da trinca, tem-se a equação 41.

$$u_y = \frac{K_1}{2u} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[ k + 1 - 2 \left( \cos \frac{\theta}{2} \right)^2 \right] \quad (\text{Equação 41})$$

Para  $r = r_y$  e  $\theta = \pi$ , temos:

$$u_y = \frac{k+1}{2\mu} K_1 \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}} \quad (\text{Equação 42})$$

Onde  $\mu$  é o módulo de cisalhamento. Substituindo da correção da zona plástica de Irwin, equação 34, e  $k = \frac{3-\nu}{1+\nu}$  para o Estado Plano de Tensão, tem-se:

$$\delta = 2u_y = \frac{4K_I^2}{\pi E_{ys}} = \frac{4G}{\pi \sigma_{ys}} \quad (\text{Equação 43})$$

Onde  $\sigma_{ys}$  é a resistência ao escoamento do material. Com essa relação, Wells (1961) afirma a adequação do parâmetro CTOD para caracterização da ponta da trinca quando a Mecânica da Fratura Linear Elástica não é mais eficaz. Anos depois, tal afirmação foi consolidada após o estabelecimento de uma relação entre CTOD e Integral  $J$ .

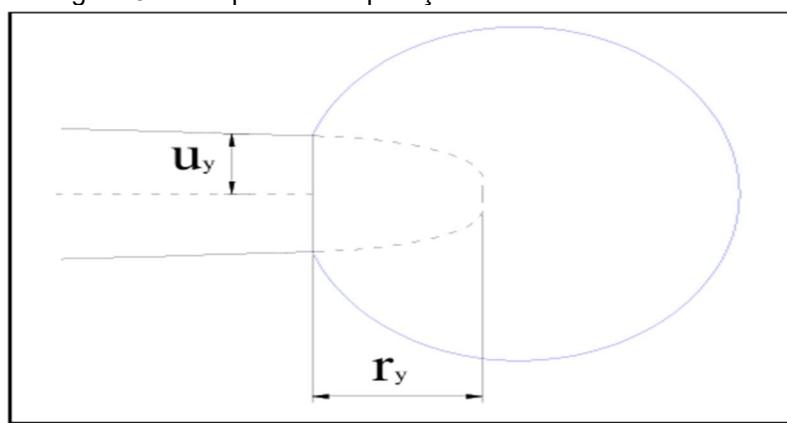
### 3.2.10 O Modelo de Dugdale, Burdekin e Stone

Alternativamente fora proposto um modelo com uma longa e estreita zona plástica na ponta da trinca, para um material elasto plástico perfeito. Conhecido como modelo strip-yield (faixa de escoamento), Dugdale (1960) e Barenblatt (1962) consideraram uma trinca em uma placa fina infinita, onde predomina o estado plano de tensão (GDOOUTOS, 2005; ANDERSON, 2005; ARANA, 2002).

Semelhante a Irwin (1961), Dugdale considerou uma trinca virtual com comprimento maior que trinca real, conforme a figura 31 e 32. A faixa de escoamento, zona plástica, é modelada por uma trinca de comprimento  $2a + 2\rho$ , onde  $\rho$  é o segmento da zona plástica com uma tensão de fechamento igual a  $\sigma_{ys}$  aplicadas em cada extremidade.

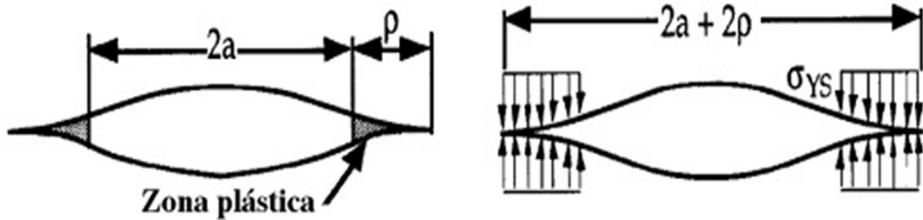
Este modelo trata-se de uma aplicação clássica do princípio da superposição, por meio de duas soluções elásticas: uma trinca passante sob tensão remota e uma trinca passante com tensões de fechamento nas extremidades (ANDERSON, 2005). Com isso, o tamanho da faixa de escoamento ( $\rho$ ), também chamado de correção de Dugdale, pode ser encontrado através das tensões de fechamento à frente da trinca (DUGDALE, 1960), conforme equação 44.

Figura 31 – Esquema de Aplicação da Mecânica da Fratura



Fonte: Maxwell (2019)

Figura 32 – Modelo de Dugdale

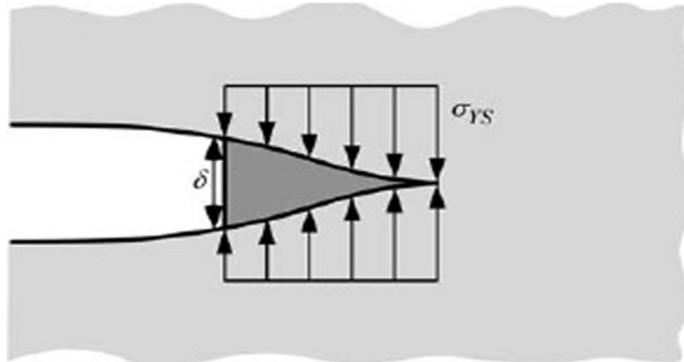


Fonte: Arana, González, (2002)

$$\rho = \frac{\pi^2 \sigma^2 a}{8 \sigma_{YS}^2} = \frac{\pi}{8} \left( \frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \text{ (Equação 44)}$$

Utilizando a aproximação de Dugdale, Burdekin e Stone (1966) definiram CTOD, como o deslocamento de abertura da trinca no final da faixa de escoamento (ANDERSON, 2005), como ilustra a figura 33.

Figura 33 – Estimativa do CTOD a partir do modelo strip-yield



Fonte: ARANA, GONZÁLES, (2002)

De acordo com esta definição, o CTOD para uma trinca passante em uma placa infinita submetida a uma tensão remota é dado por (BURDEKIN; STONE, 1966).

$$\delta = \frac{8 \sigma_{YS} a}{\pi E} \left( \ln \left( \sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{YS}} \right) \right) \text{ (equação 45)}$$

Realizando a expansão em séries do termo  $\ln \left( \sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{YS}} \right)$ , temos:

$$\delta = \frac{K_I^2}{\sigma_{YS} E} = \frac{G}{\sigma_{YS}} \text{ (equação 46)}$$

A diferença de coeficiente em relação equação 43, refere-se ao estado de tensão e a ocorrência de encruamento. Assim, de forma geral, a relação CTOD,  $G$  e  $K_I$  pode ser expressa como:

$$\delta = \frac{K_I^2}{m\sigma_{YS}E} = \frac{G}{m\sigma_{YS}} \text{ (Equação 47)}$$

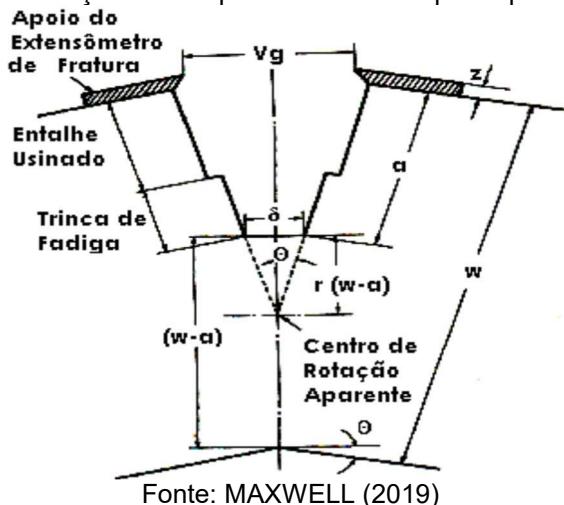
Onde  $m$  é uma constante adimensional de valor 1 para Estado Plano de Tensões e valor 2 para Estado Plano de Deformações.

### 3.2.11 Modelo de Dawes

A partir da expressão desenvolvida por Burdekin e Stone e baseado em dados experimentais, Dawes propôs uma nova expressão para o cálculo do CTOD. O uso de um instrumento denominado extensômetro de fratura, permite um monitoramento da abertura das faces da trinca durante o ensaio do corpo de prova. Como é difícil determinar experimentalmente o valor de  $\delta$ .

Achou-se conveniente medir a abertura da boca da trinca ( $Vg$ ), e relacionar com a abertura da ponta da trinca. O método utilizado é baseado no modelo esquematizado na figura 34, que descreve a deformação plástica do corpo de prova como uma rotação em torno de um ponto, localizado a uma distância  $r = (w-a)$ , abaixo da extremidade da trinca inicial de fadiga.

Figura 34 – Representação do comportamento do corpo de prova no ensaio CTOD



Fonte: MAXWELL (2019)

O ponto indicado como centro de rotação aparente, funciona como um ponto de deslocamento nulo, tendo o entalhe usinado mais a trinca de fadiga girando em torno dele. O resultado deste modelo é uma relação geométrica entre  $V_g$  e  $\delta$ .

$$\delta = \frac{V_g}{1 + \frac{(a+z)}{r(W-a)}} \quad (\text{equação 48})$$

Onde:

$V_g$  - Valor do deslocamento medido pelo extensômetro de fratura;

$a$  - Dimensão do defeito no início do ensaio;

$z$  - Distância da face do corpo de prova ao apoio do extensômetro de fratura;

$r$  - Distância do centro de rotação aparente à extremidade da trinca de fadiga;

$W$  - Largura do corpo de prova.

O valor de  $r$  varia entre 0 e 1, sua determinação é feita a partir de uma curva de calibração obtida metalograficamente, para aços, e normalmente considerado igual a 1/3.

A equação 31 foi utilizada em 1972 na elaboração de um projeto de norma, pela British Standards. Em 1979 foi substituída pela equação abaixo, na norma BS 5762.

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2E\sigma_Y} + \frac{0,44(W-a)V_p}{0,44W+0,5a+z} \quad (\text{Equação 49})$$

onde:

$K$  - Fator de intensidade de tensões;

$\nu$  - Coeficiente de Poisson;

$E$  - Módulo de elasticidade;

$\sigma_Y$  - Limite de escoamento;

$V_p$  - Componente plástico do deslocamento  $V_g$ ;

$W, a$  e  $z$  - Definidos anteriormente.

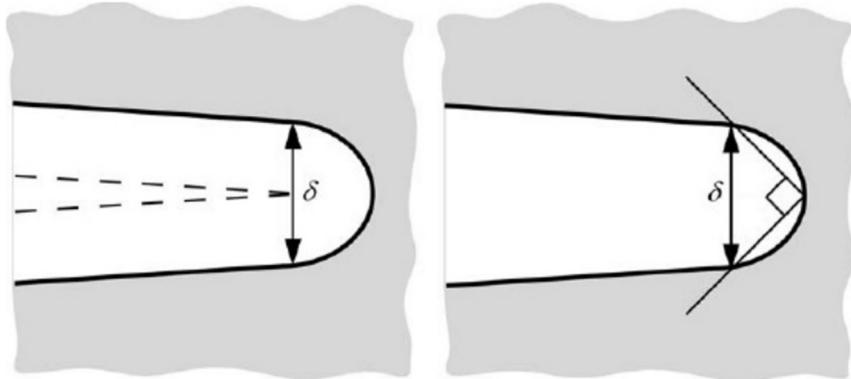
A equação 49 é uma tentativa de unificar uma situação de fratura elástica ou elástico-plástica que porventura possa aparecer num determinado ensaio. A primeira

parcela da equação determina a parte elástica do CTOD, e a segunda parcela, a parte plástica. No comportamento essencialmente elástico, terá  $V_p$  aproximadamente igual a zero e a equação se reduz à primeira parcela. Caso o contrário, uma fratura essencialmente plástica, tem-se a primeira parcela da equação com um valor desprezível em relação ao segundo.

### 3.2.12 Abordagens Geométricas

Conforme exposto, há abordagens alternativas para avaliação do CTOD. Este tópico tratará de duas das abordagens mais usuais na mecânica da fratura, as quais podem ser depreendidas a partir da figura 35.

Figura 35 – Abordagens alternativa de CTOD



Fonte: NICOLAU (2017).

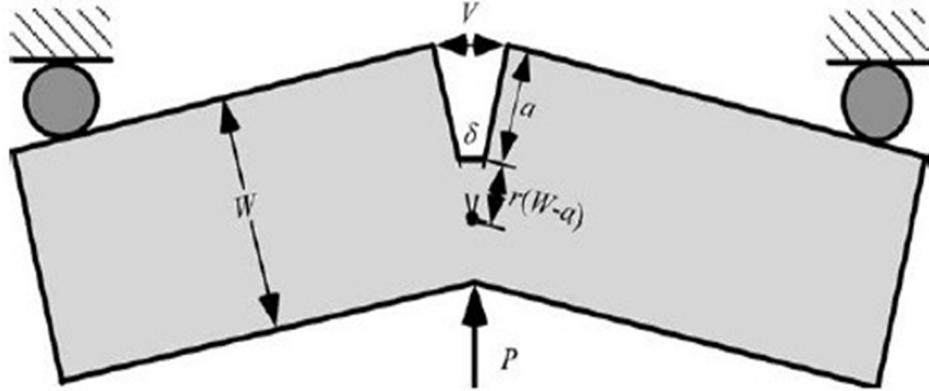
Uma dessas corresponde ao evidente deslocamento na ponta da trinca (a) já a outra está associada à intersecção das arestas da trinca como um ângulo de 90° com origem no vértice da trinca (b). A última, empregada com frequência em análises numéricas para o cálculo do CTOD através do Método de Elementos Finitos (MEF), sugerida por Rice (1968) e denominada CTOD 90°.

Um relação de equivalência pode ser estabelecida caso o embotamento da trinca seja semicircular (ANDERSON, 2005). Muitas investigadas foram realizadas com intuito de detectar o deslocamento da ponta da trinca, porém esses métodos não apresentavam uma boa precisão.

Atualmente, o cálculo de CTOD é baseado na semelhança de triângulos, onde através da abertura da boca da trinca estima-se o valor de CTOD. Para isto, considera-se que as metades da amostra, com altura  $W$  e tamanho de trinca  $a$ , sejam rígidas e

rotacionam em torno de um ponto de articulação, de acordo com a figura 36. Esse método é conhecido como método da rótula plástica (DONATO, 2008; ANDERSON, 2005).

Figura 36 – Grandezas geométricas relacionadas ao ensaio de Mecânica da Fratura via CTOD utilizando-se espécime tipo SE(B)



Fonte: NICOLAU (2017).

$$\delta = \frac{r(W-a)V}{r(W-a)+a} \text{ (Equação 50)}$$

Onde **V** é o deslocamento da boca da trinca, (**W - a**) é o ligamento remanescente e **r** é o Fator rotacional, constante adimensional entre 0 e 1.

Nada obstante à prática corrente de determinação do CTOD, tal metodologia dispõe de certa imprecisão quando avalia-se deslocamentos essencialmente elásticos. Desta forma, procedimentos padronizados de ensaio CTOD (ASTM E 1820, 1996; BS 7448, 1997) dividem o deslocamento em duas componentes, uma elástica e outra plástica. Utilizando esse método geométrico apenas na determinação da componente plástica, tem-se na equação 51.

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K_I^2}{m\sigma_{YS}E} + \frac{r_p(W-a)V_p}{r_p(W-a)+a} \text{ (Equação 51)}$$

O fator de intensidade de tensão elástica é calculado inserindo as dimensões do espécime e os valores de cargas do ensaio na expressão adequada a cada tipo de corpo de prova. Essas expressões são fornecidas pelas normas citadas acima. O fator de rotação plástica  $r_p$  é de aproximadamente 0,44 para materiais típicos e amostras de teste (NICOLAU, 2017).

### 3.2.13 INTEGRAL J

Historicamente a Integral J surgiu após o CTOD, como uma alternativa para estudar o fenômeno da fratura quando precedido de significativa deformação plástica. Alguns autores relataram como contabilizar problemas que envolvem grandes zonas de plastificação (WELLS, 1961; COTTRELL, 1961). O trabalho de Rice (1968) é um axioma da mecânica da fratura, sendo ele um dos mais citados na literatura, ilustrando uma fundamental contribuição para a ciência. Rice abriu caminho para estender a aplicação da mecânica da fratura além do limites da MFLE (ANDERSON, 2005).

#### 3.2.13.1 Construção de Parâmetro Elasto Plástico

A partir de uma análise linear elástica, é possível estender a análise para o regime não linear elástico utilizando a Integral J. Essa abordagem permite considerar a deformação plástica e a energia associada à propagação de trincas em materiais. Ao considerar uma região submetida a uma tensão e respectiva deformação plástica, o produto entre tensão e deformação revela a energia por unidade de volume. Isso é fundamental para entender a densidade de energia armazenada no material e como ela se relaciona com a propagação de trincas. A Integral J é uma ferramenta poderosa para avaliar a energia disponível para a propagação de trincas em materiais elasto-plásticos.

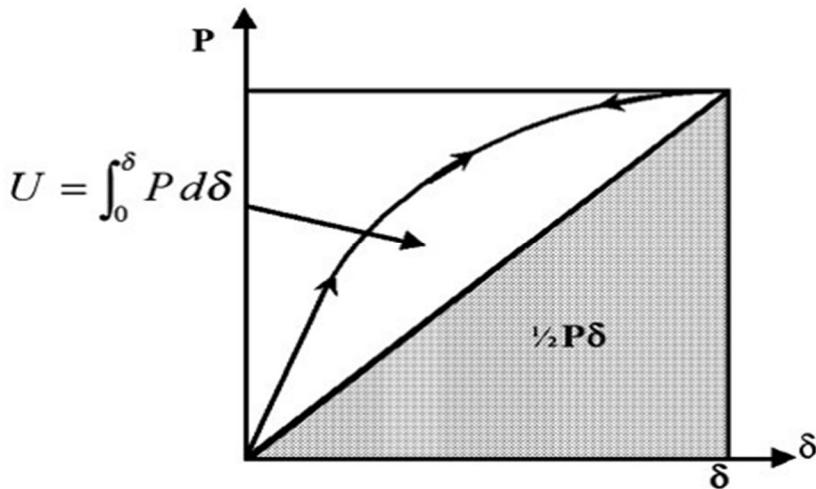
Ela é amplamente utilizada em mecânica da fratura para avaliar a resistência à propagação de trincas em materiais e estruturas, fornecendo uma medida da energia disponível para a propagação de trincas e permitindo prever a falha de componentes e estruturas. A partir de uma análise linear elástica pode-se estender a análise não linear elástica através da Integral J. Ao considerar uma região que está submetida a uma de tensão  $\sigma$  com respectiva deformação plástica  $\epsilon$ , o produto  $\sigma\epsilon$  revela, em termos dimensionais, a energia por unidade de volume (JORGE; DINIS, 2005).

Portanto, para um corpo elástico que pode-se definir a densidade de energia por unidade de volume, de acordo com a equação geral:

$$W = W(\epsilon_{mn}) = \int_0^{\epsilon_{mn}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (\text{Equação 52})$$

Onde  $\sigma_{ij}$  e  $\epsilon_{ij}$  são tensores de tensão e deformação respectivamente. A figura 37 apresenta o comportamento de um material elástico não-linear e um material elástico linear, assim como a respectiva capacidade de armazenar energia.

Figura 37 – Curva tensão-deformação de material linear e não-linear



Fonte: NICOLAU (2017).

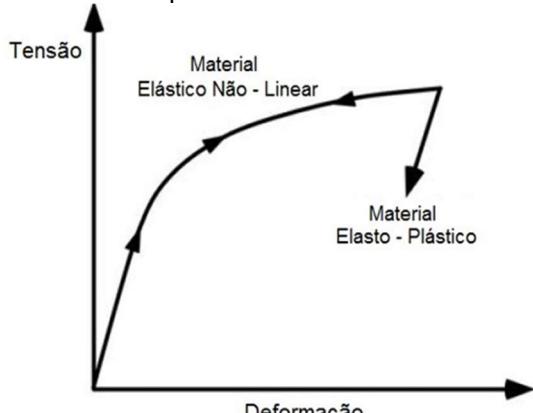
Materiais elásticos não lineares têm uma capacidade maior de absorver energia do que materiais lineares elásticos devido à sua capacidade de deformação plástica. Isso significa que esses materiais podem sofrer deformações significativas antes de sofrerem fratura, tornando-os mais resistentes à propagação de trincas e falha. A capacidade de absorver energia é fundamental para a seleção de materiais em projetos de engenharia, pois permite que os engenheiros escolham materiais que possam suportar cargas e tensões sem sofrer falhas catastróficas.

Além dos materiais elásticos lineares e não lineares, existe um outro tipo de material denominado elasto-plástico. Esse grupo de materiais apresenta um comportamento único, que pode ser semelhante ao dos materiais elásticos não lineares em alguns aspectos. Os materiais elasto-plásticos são capazes de sofrer deformações elásticas e plásticas, o que significa que eles podem retornar à sua forma original após a remoção da carga, mas também podem sofrer deformações permanentes se a carga for suficientemente alta. Isso os torna diferentes dos materiais elásticos lineares, que sempre retornam à sua forma original após a remoção da carga.

A figura 38 ilustra o esquema comparativo do comportamento uniaxial entre materiais elásticos não lineares e elasto-plásticos. Nessa figura, é possível observar

as semelhanças e diferenças entre os dois tipos de materiais. Enquanto os materiais elásticos não lineares apresentam uma curva de tensão-deformação não linear, os materiais elasto-plásticos apresentam uma curva de tensão-deformação que inclui uma região elástica e uma região plástica.

Figura 38 – Comparação entre o comportamento uniaxial elástico não-linear e elasto plástico



Fonte: ANDERSON (2005)

Durante o carregamento os dois materiais, elástico não-linear e elasto plástico, têm o mesmo comportamento, entretanto existe uma notável diferença no percurso de descarregamento conforme a figura 38. O material elástico não linear ao ser descarregado retorna pelo mesmo percurso de carregamento, porém com sentido inverso. O descarregamento do material elasto plástico trilha um outro percurso diferente do carregamento, trata-se de um trajeto linear, com a inclinação igual ao módulo de Young (ANDERSON, 2005).

Restringindo apenas a carregamento crescentes as respostas mecânicas dos dois materiais serão idênticas. Desta forma, uma análise de comportamento elástico não linear pode ser válida para um comportamento elasto-plástico (ANDERSON, 2005; ARANA; GONZÁLEZ, 2002; BROEK, 1982). Sob essa condição, a teoria da deformação da plasticidade, que relaciona tensões totais com tensões em um material, é equivalente à elasticidade não-linear.

Não obstante as diferenças entre materiais não-lineares e elasto plásticos, após o estabelecimento de algumas considerações, se faz viável a expansão da aplicação da integral  $J$  aos materiais de comportamento elasto plástico. Características, essas, são atribuídas principalmente aos metais, material de ampla e usual aplicação na engenharia.

### 3.2.13.2 Caminho Independente da Integral J

Ao analisar uma trinca em um material não-linear, Rice (1968) utilizou a teoria da deformação da plasticidade como base para seus estudos, e evidenciou que a taxa de liberação de energia poderia ser representada por uma linha integral independente da linha, a qual foi denominada Integral J. Anteriormente, ao considerar o teorema da conservação de energia, Eshelby (1956) definira uma série de integrais de contorno independentes do caminho, porém não aplicaria para casos de trinca. A equação 53 apresenta a integral de linha proposta por Rice para um sistema bidimensional.

$$J = \oint (W dy - T \frac{du}{dx} ds) \quad (\text{Equação 53})$$

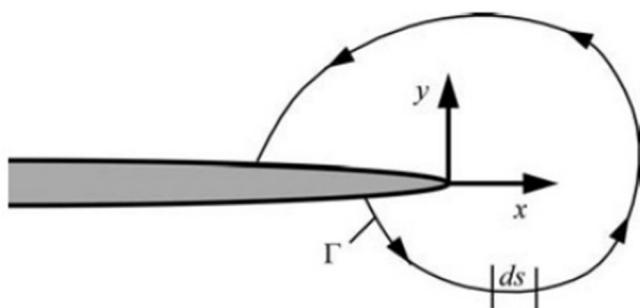
Onde:

$$W = \int_0^e \sigma_{ij} d_{ij} \quad (\text{Equação 54})$$

É a energia de deformação por unidade de volume,  $\Gamma$  representa uma curva de contorno fechado, com sentido anti-horário,  $T$  é o vetor tensão (tração) perpendicular à  $\Gamma$  no lado externo,  $u$  é o deslocamento na direção x e  $ds$  é um elemento de  $\Gamma$ .

O contorno  $\Gamma$  tem forma arbitrária, porém deve envolver a ponta da trinca, de maneira que inicie em uma face da trinca e termine na outra face de maneira anti-horária, conforme a figura 39.

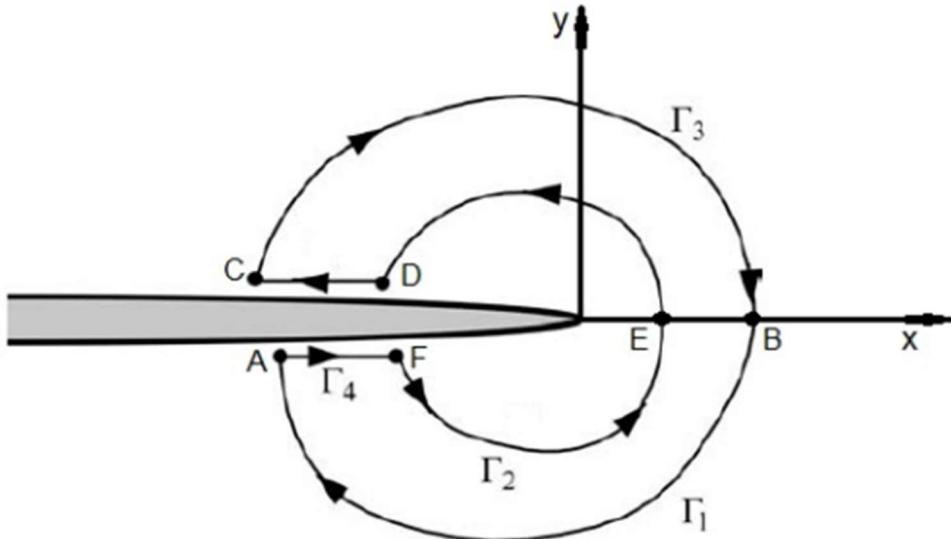
Figura 39 – Contorno arbitrário entorno da ponta da trinca



Fonte: NICOLAU (2017)

A Integral J apresenta dois termos, o primeiro representa a densidade de energia de deformação e o segundo o trabalho realizado. Para verificar a independência do caminho analisa-se a figura 40.

Figura 40 – Independência do caminho da integral J



Fonte: SILVA (1998)

Utilizando os resultados de Eshelby (1968), onde é dito que a integral de qualquer um contorno fechado deve ser igual a zero. Logo, dividindo o contorno da figura 40 tem-se:

$$\int_A^C d\Gamma + \int_C^D d\Gamma + \int_D^F d\Gamma + \int_F^A d\Gamma = 0 \text{ (Equação 55)}$$

Onde  $\Gamma_A = ABC$  (segmento) e  $\Gamma_B = DEF$  (segmento). Sabendo que a trinca na figura acima em forma de V é ilustrativa, ou seja, na realidade pode ser aproximado à uma linha reta, logo  $dy = 0$ , e para as superfícies livres, ausência de carregamento,  $T = 0$ . Portanto, considerando a equação 55 tem-se:

$$\int_A^C d\Gamma + \int_D^F d\Gamma = 0 \text{ (Equação 56)}$$

$$\int_A^C d\Gamma = - \int_D^F d\Gamma \text{ (Equação 57)}$$

O sinal negativo está relacionado ao sentido horário do contorno. Logo, fica evidenciado que independente da forma do contorno o valor da integral permanecerá o mesmo.

### 3.3 RELAÇÃO ENTRE J, K e G

Inicialmente Rice propôs a Integral J como uma solução substituta da taxa de liberação de energia G (ARANA; GONZÁLEZ, 2002). Hutchinson (1968) e J.R. Rice e G.F. Rosengren (1968) mostraram que tensões e deformações na ponta da trinca, exclusivamente, são caracterizadas por J em materiais não-lineares. Por consequência, além de um parâmetro de energia, a Integral J pode ser vista como um parâmetro de intensidade de tensão.

Essa técnica por se tratar da quantificação de energia relacionada a propagação da trinca, medindo a intensidade de trabalho mecânico em uma área específica, pode ser relacionada ao parâmetro de densidade de energia G (MANDAI, 2010).

Logo para uma material linear elástico, tem-se a Integral J:

$$J = \frac{-dU_{el}}{da} = G \text{ (Equação 58)}$$

Por consequência, pode-se relacionar a Integral J também com o fator de intensidade K, portanto para EPT e EPD, respectivamente:

$$J = \frac{K_I^2}{E} \text{ (Equação 59)}$$

$$J = \frac{(1-\nu^2)K_I^2}{E} \text{ (Equação 60)}$$

Sendo assim a aplicação da Integral J se faz bastante conveniente, uma vez que, pode-se obter o contorno mais simples para o seu cálculo. Por esse motivo, essa técnica é largamente utilizada nos cálculos de elementos finitos, para então obter o fator de intensidade de tensão, como também em alguns casos analíticos específicos.

### 3.4 Relação entre J e CTOD

De modo análogo ao CTOD também se fez conveniente dividir a Integral J em componentes elástica e plástica. Esse método de separação das parcelas da Integral J é preconizado pelas normas ASTM E 1820 (1996), BS 7448 (1991) e outras (DONATO, 2008).

$$J = J_{el} + J_{pl} - \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{Bb} + \frac{\eta_{pl} A_{el}}{Bb} \quad (\text{Equação 61})$$

onde  $\eta$  é o fator função de  $\left(\frac{a}{W}\right)$ , independente das propriedades do material,  $b$  é o ligamento remanescente ( $W - a$ ) e  $A$  é a área sob a curva da figura 41.

A figura 41 ilustra uma curva de formato semelhante a uma curva tensão-deformação, com um segmento linear seguido de outro não linear motivado pelo desenvolvimento da deformação plástica. No entanto, essa curva não representa diretamente a relação entre tensão e deformação, mas sim a relação entre a carga aplicada ( $P$ ) e a abertura da boca da trinca (CMOD - Crack Mouth Opening Displacement) ou o deslocamento na linha de carga (LLD - Load Line Displacement).

Essa curva é traçada durante ensaios de mecânica da fratura em corpos de prova SE(B) submetidos a flexão de três pontos, com o objetivo de avaliar a resistência à fratura de materiais. Esses ensaios são utilizados para determinar parâmetros como o CTOD (Crack Tip Opening Displacement) e a Integral J, que são fundamentais para entender o comportamento de materiais sob cargas de fratura.

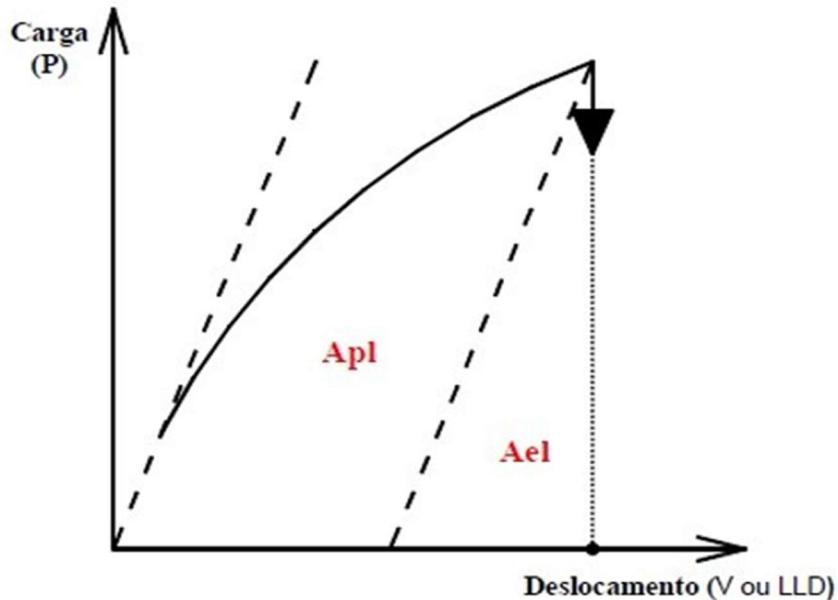
A análise dessas curvas é fundamental para entender o comportamento de materiais sob cargas de fratura e para desenvolver estruturas mais seguras e confiáveis. Segundo Donato (2008), a compreensão desses parâmetros é essencial para avaliar a resistência à fratura de materiais e estruturas, e para prevenir falhas catastróficas.

A área sob a curva de carregamento é dividida em duas parcelas referentes ao ciclo elástico e plástico, essas equivalem à energia absorvida pelo material em cada ciclo (SUMPTER; TURNER, 1976 apud DONATO, 2008).

Pela relação já mencionada com a taxa de liberação de energia (equação 59 e 60), a componente elástica pode ser calculada através do fator de intensidade  $K$  (ZHU; JOYCE, 2012).

$$J = \frac{K^2}{E} + \frac{\eta_{el} A_{el}}{Bb} \text{ (Equação 61)}$$

Figura 41 – Distinção entre frações plástica e elástica da energia absorvida durante ensaio de mecânica da fratura em corpo de prova SE(B) em flexão de três pontos.



Fonte: DONATO (2008)

Os conceitos de Integral  $J$  e CTOD foram desenvolvidos de forma independente, todavia, mais tarde houveram tentativas de relacioná-los. Através da associação entre as equações 47, 58 e 59 obtém-se a seguinte relação:

$$\delta = \frac{J}{m\sigma_{YS}} \text{ (Equação 62)}$$

Segundo Shih (1981), baseado na singularidade Hutchinson-Rice-Rosengren (HRR) na região da ponta da trinca e ao utilizar também análises por elementos finitos para verificar a precisão da relação, existe uma relação única capaz de associar a integral  $J$  e o CTOD ( $\delta$ ) para um dado material. Sendo assim, essa relação tem a seguinte forma:

$$d_n = \frac{\delta\sigma_{YS}}{J} \text{ (Equação 63)}$$

$$\delta = \frac{J}{\sigma_{YS}} \text{ (Equação 64)}$$

O coeficiente  $d_n$  que relaciona  $\mathbf{J}$  a  $\delta$ , é dependente das propriedades de deformação do material e é independente da configuração da trinca em condições de escoamento em pequena escala. Em geral, essa relação é influenciada pelo grau de plasticidade e encruamento provocado no material. Conforme apresenta-se na tabela 1.

Tabela 1 – Dependência da relação  $d_n$

<b>n</b>	<b>Tensão Plana <math>d_n</math></b>	<b>Deformação Plana <math>d_n</math></b>
$\infty$	1	0,8
10	0,8	0,6
5	0,5	0,4
3	0,4	0,3
2	0,2	0,15

Fonte: NICOLAU (2017)

Comparando as equações 63 e 64, é possível estabelecer uma relação direta entre os parâmetros  $J$  e CTOD, onde  $d_n = \frac{1}{m}$ . Isso significa que, na condição de Estado Plano de Tensões (EPT) e na ausência de encruamento ( $d_n = 1$ ), as equações se tornam equivalentes. Essa equivalência demonstra que ambos os parâmetros,  $J$  e CTOD, são igualmente válidos para caracterizar trincas em materiais elasto-plásticos.

Essa unicidade entre os parâmetros  $J$  e CTOD é fundamental para a caracterização da tenacidade à fratura de materiais. Segundo Anderson (2005), a tenacidade à fratura de um material pode ser quantificada por um valor crítico de  $J$  ou CTOD, o que demonstra o paralelismo entre esses dois parâmetros. Isso significa que os engenheiros e pesquisadores podem utilizar qualquer um desses parâmetros para avaliar a resistência à fratura de materiais e estruturas, dependendo das necessidades específicas do projeto ou da análise.

#### 4 MÉTODOS NUMÉRICOS

A análise por elementos finitos é uma técnica numérica amplamente utilizada em diversas áreas da engenharia e da física para simular e analisar problemas complexos. Essa abordagem permite dividir um problema em partes menores,

chamadas de elementos finitos, e resolver as equações que governam o comportamento de cada elemento.

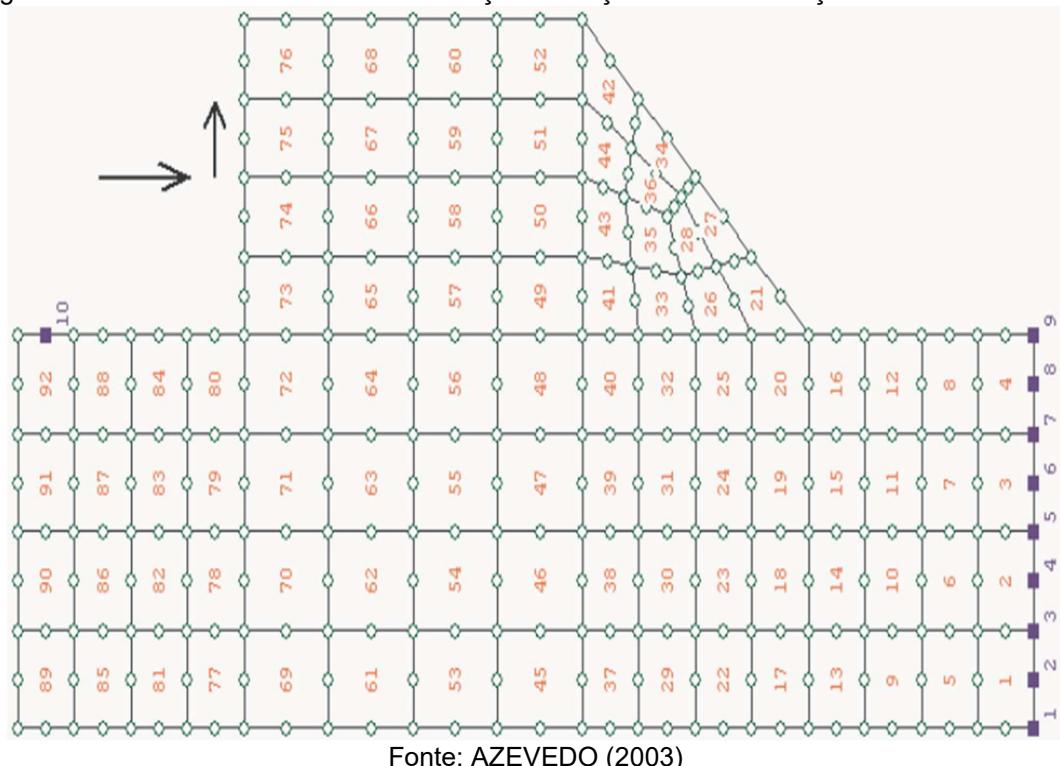
Com o avanço da tecnologia computacional, a análise por elementos finitos se tornou uma ferramenta essencial para engenheiros e cientista, reduzindo a necessidade de experimentos físicos e melhorando a compreensão dos fenômenos estudados. É baseada na ideia de que um problema complexo pode ser dividido em partes menores e mais simples. Cada elemento finito é uma pequena parte do problema total e é governado por equações que descrevem seu comportamento. Os elementos finitos podem ser utilizados para analisar problemas de diversas naturezas, incluindo problemas de mecânica do contínuo aplicada aos sólidos, líquidos e propriedades termofísicas de um modo geral.

Além disso essa técnica, é possível simular e analisar problemas complexos, incluindo problemas de deformação, fratura e fadiga. Também permite avaliar o desempenho de estruturas e componentes sob diferentes condições de carga e ambiente. É fundamental para o desenvolvimento de produtos e sistemas mais seguros, eficientes e sustentáveis.

Oferecendo muitas vantagens, incluindo a capacidade de simular problemas complexos, reduzir a necessidade de experimentos físicos e melhorar a compreensão dos fenômenos estudados. Além disso, permite-se o desenvolvimento de produtos e sistemas mais seguros, eficientes e sustentáveis, que é uma técnica que continua a evoluir e melhorar. A partir dela, é possível simular e analisar problemas complexos, incluindo problemas de deformação, fratura e fadiga, e avaliar o desempenho de estruturas e componentes sob diferentes condições de carga e ambiente.

Apresenta-se em seguida um exemplo de aplicação do MEF, que consiste na análise de uma estrutura do tipo chapa curta de pequena espessura, sujeita às ações indicadas na Figura 42. Nestas condições pode-se admitir que se trata de um meio contínuo, sujeito a um estado plano de tensão. Na Figura 42 está representada a malha utilizada, que é constituída por 92 elementos finitos quadriláteros, sendo cada um destes elementos definido por 8 nós. Encontram-se também assinalados os 10 nós que estão ligados ao meio exterior.

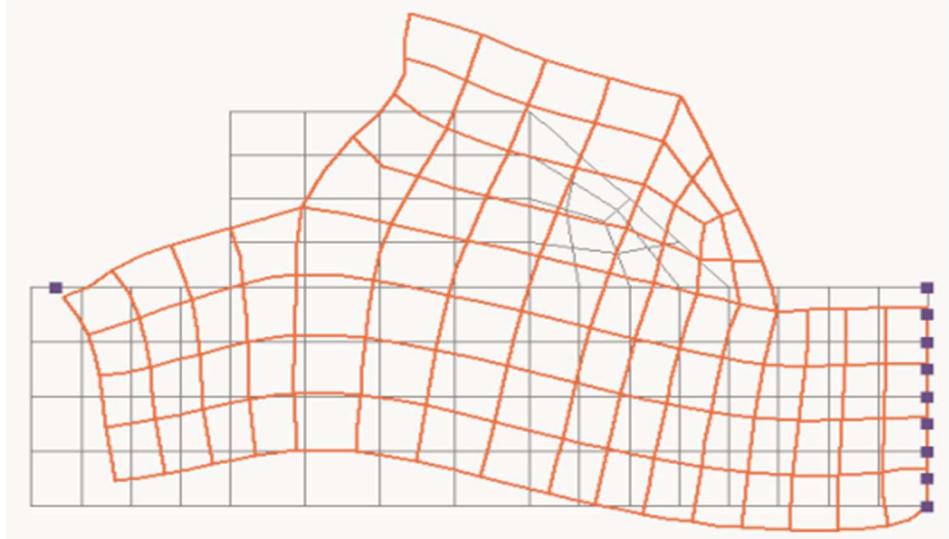
Figura 42 – Malha de elementos finitos e ação de força externa na direção vertical e horizontal



Fonte: AZEVEDO (2003)

Depois de completada a análise da estrutura pelo MEF, fica-se a conhecer os valores aproximados dos deslocamentos e das tensões instaladas. Na Figura 43 está representada a malha deformada pela ação das forças aplicadas à estrutura. Para permitir uma melhor visualização dos deslocamentos, estes são multiplicados por um fator de ampliação. Como referência, é também representada a malha original indeformada.

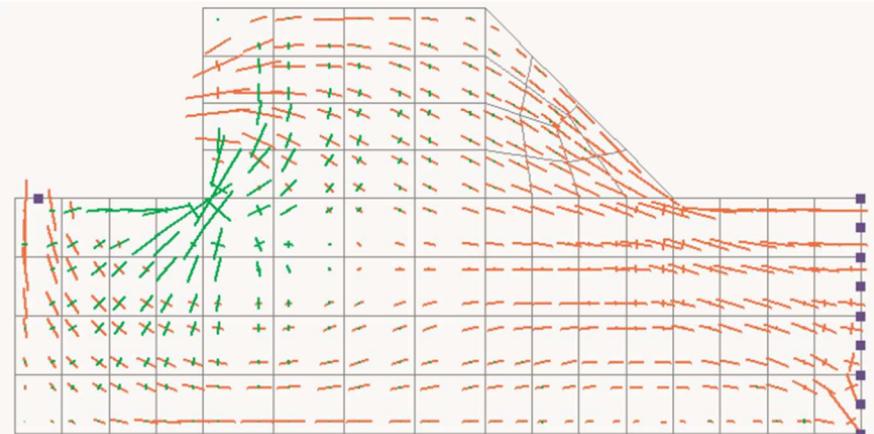
Figura 43 – Malha de elementos finitos deformada sobre a malha de elementos finitos indeformada



Fonte: AZEVEDO (2003)

Neste tipo de representação cada segmento de reta está orientado segundo uma direção principal de tensão e a sua grandeza é proporcional ao valor da correspondente tensão normal. A cor verde indica que se trata de uma tração e à cor vermelha está associada uma compressão. Com o tipo de visualização utilizado na Figura 44 é possível ter uma percepção imediata dos locais em que as tensões principais apresentam maiores valores, bem como da trajetória das tensões dentro da estrutura.

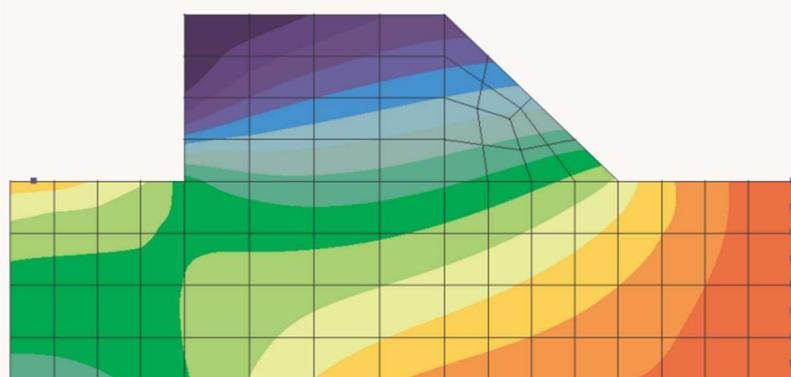
Figura 44 – Chapa curta com tensões principais e suas respectivas direções



Fonte: AZEVEDO (2003)

Na Figura 45, o valor da componente vertical do vetor deslocamento é representado, em cada ponto, por intermédio de uma codificação por cores. Consultando a escala lateral, fica-se a conhecer a ordem de grandeza do deslocamento vertical em qualquer ponto da estrutura.

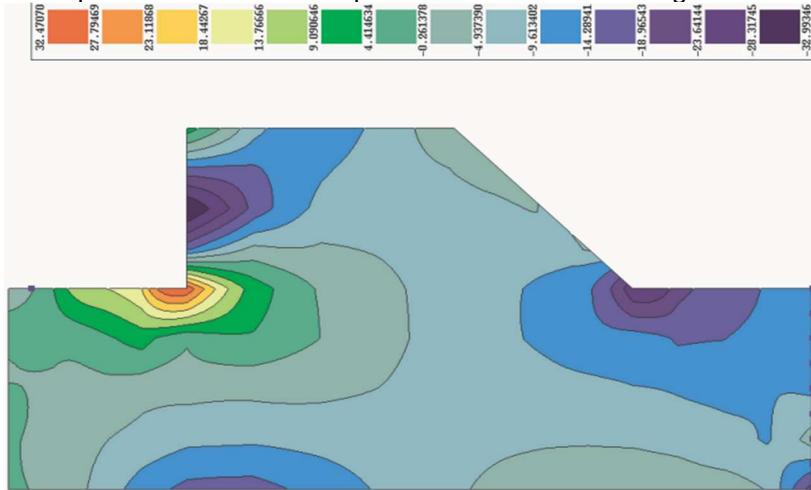
Figura 45 – Chapa curta com seus campos de deslocamentos verticais



Fonte: AZEVEDO (2003)

Na Figura 46, o tipo de visualização gráfica coincide com o da Figura 45, tratando-se também da representação de um campo escalar por intermédio de uma codificação por cores. O campo representado na Figura 46 é o das tensões normais  $\sigma_y$ , sendo  $y$  o eixo vertical, sendo a componente do tensor das tensões é sempre perpendicular a faces horizontais.

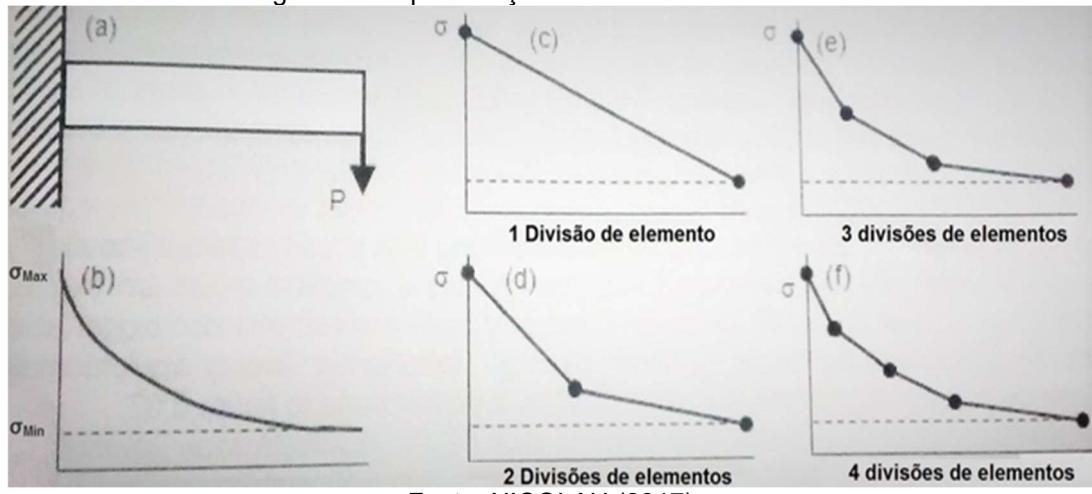
Figura 46 – Chapa curta com seus campos de tensões normais segundo um eixo vertical



Fonte: AZEVEDO (2003)

O MEF é uma ferramenta muito valiosa utilizada para obter soluções aproximadas do problema. Os elementos (subdivisões) são mais simples de analisar e o conjunto desses elementos é conhecido como malha, que trata-se de uma aproximação do problema.

Figura 47 – Aproximação do refinamento de malha



Fonte: NICOLAU (2017)

A figura 47 ilustra (a) objeto problema, (b) as tensões geradas na barra durante o carregamento, (c) , (d), (e) e (f) apresenta a acurácia das respostas numéricas em função do refinamento da malha. O refinamento da malha gera menores elementos, em contrapartida um maior número de elementos para serem analisados. Os elementos finitos são representados por equações polinomiais, onde o aumento da ordem dos polinômios também aumenta a acuracidade do modelo.

Em teoria, um alto grau de refinamento da malha tende a um modelo mais aproximado do real, logo maior acurácia na solução do problema. Contudo, apesar de apresentarem soluções mais simples, a quantidade dessas soluções aumenta, exigindo bastante da capacidade computacional. Desta forma, se faz necessário uma relação refinamento de malha x capacidade computacional bem equilibrada de modo que, se obtenha uma solução aproximada aceitável com menor custo computacional, uma vez que, o custo computacional é diretamente proporcional a sua capacidade de processamento.

Muitos autores concordam que um indicador confiável para o refinamento é a convergência da solução. À medida que o refinamento aumenta, a convergência também melhora. No entanto, há um ponto em que o refinamento adicional da malha não resulta em melhorias significativas na solução, por três motivos: a solução numérica atingiu a solução exata dentro da tolerância da análise, limites de precisão do software e hardware, como também equilíbrio entre refinamento e erro de modelagem. Nesse ponto, a malha pode ser considerada adequada para a análise. Além disso, a escolha do elemento é crucial para garantir um refinamento de qualidade. Se o elemento for mal escolhido, pode gerar erros residuais significativos. Portanto, é fundamental selecionar elementos apropriados para garantir a precisão da solução.

#### 4.1 Ferramenta Computacional: Solidworks

O programa Solidworks Simulation é uma ferramenta computacional amplamente utilizada para realizar cálculos e análises por meio do Método dos Elementos Finitos. Ele oferece diversos módulos de análise, incluindo mecânica estrutural, transferência de calor, escoamento de fluidos e eletromagnetismo. Com o avanço da computação na engenharia, o SOLIDWORKS tem sido aplicado em diversas áreas, como aeroespacial, construção civil, automotiva, eletrônica e nuclear.

No contexto da análise mecânica estrutural, que é o foco do presente estudo, o SOLIDWORKS oferece várias opções de análise, incluindo:

- Análise estática
- Análise transiente
- Dinâmica explícita
- Fadiga
- Fluênci
- Flambagem
- Análise modal
- Análise espectral
- Análise harmônica

Para cada tipo de análise, existem duas maneiras de entrada de dados, o que permite aos usuários escolher a abordagem mais adequada para suas necessidades específicas. Essa flexibilidade e variedade de opções tornam o SOLIDWORKS uma ferramenta poderosa para engenheiros e pesquisadores que buscam simular e analisar problemas complexos em diversas áreas da engenharia.

- GUI (“Graphical User Interface”) – É um método mais interativo, onde os comandos estão dispostos na tela e podem ser acionados com um click, similar ao ambiente Windows.
- Solidworks API – Baseada em Component Object Model, permite automações e extensões usando linguagem C++, VB.NET ou VBA. Dessa forma, permite que o usuário através de variáveis paramétricas seja capaz de criar modelos e automatizar o uso de comandos conforme desejado.

O pacote SIMULATION é uma ferramenta poderosa que permite a associação de vários tipos de simulações e o gerenciamento de projetos de forma eficiente. Ele utiliza uma interface guiada e uma abordagem por etapas para a construção do modelo, tornando-o mais prático e fácil de usar. O Workbench cria um fluxograma que representa o fluxo de dados no projeto, onde cada bloco representa um sistema de análise específico. Esses blocos podem ser conectados uns aos outros, permitindo o

compartilhamento e a transferência de dados entre eles. Isso facilita a modificação ou atualização do projeto e permite obter novos resultados de simulação de forma rápida e eficiente, essa abordagem permite aos usuários:

- Gerenciar projetos complexos de forma organizada
- Realizar simulações múltiplas e integradas
- Compartilhar e transferir dados entre diferentes sistemas de análise
- Atualizar e modificar projetos com facilidade
- Obter resultados de simulação precisos e confiáveis

O SOLIDWORKS Simulation é um exemplo de software de Engenharia Auxiliada por Computadores (CAE) que oferece várias vantagens para os engenheiros durante as fases de desenvolvimento, dimensionamento e validação de projetos. Algumas das principais vantagens do uso de softwares CAE como o Workbench incluem:

- Redução do custo e tempo de desenvolvimento do projeto, pois é possível eliminar a necessidade de construir e testar protótipos físicos em estágios iniciais do projeto.
- Otimização do projeto antes da sua execução, o que pode reduzir custos relacionados ao desperdício de materiais e processos de fabricação.
- Minimização da probabilidade de falha dos componentes, pois é possível prever e identificar problemas potenciais durante as simulações, antes que eles ocorram na realidade.

O SolidWorks oferece uma variedade de ferramentas de análise para avaliar o comportamento de estruturas e componentes sob diferentes condições de carga. Essas análises permitem que os engenheiros e projetistas avaliem a resistência, rigidez e segurança de suas criações, garantindo que atendam aos requisitos de desempenho e segurança.

Como foco deste trabalho, iremos explorar simulações nos cinco tipos de análises que podem ser realizadas com o SolidWorks: análise estática linear, dinâmica

explícita, análise estática não linear, análise dinâmica linear e análise dinâmica não linear, como pode ser observado:

- A análise estática linear avalia o comportamento de estruturas e componentes sob cargas estáticas, considerando o material como linear elástico, e é útil para determinar as tensões e deformações em estruturas e componentes sob cargas estáticas.
- A dinâmica explícita simula eventos dinâmicos, como impactos e choques, considerando a inércia e a resposta dinâmica do sistema, e é útil para avaliar a resposta dinâmica de estruturas e componentes sob cargas dinâmicas.
- A análise estática não linear avalia o comportamento de estruturas e componentes sob cargas estáticas, considerando a não linearidade do material, e é útil para determinar as tensões e deformações em estruturas e componentes sob cargas estáticas complexas.
- A análise dinâmica linear avalia o comportamento dinâmico de estruturas e componentes sob cargas dinâmicas, considerando o material como linear elástico, e é útil para avaliar a resposta dinâmica de estruturas e componentes sob cargas dinâmicas.
- Já a análise dinâmica não linear avalia o comportamento dinâmico de estruturas e componentes sob cargas dinâmicas complexas, considerando a não linearidade do material e a geometria complexa.

Essas ferramentas de análise fazem uso de “solvers” para determinar ou chegar próximo da solução desejada. Dessa forma, na análise de elementos finitos, um problema é representado por um conjunto de equações algébricas que devem ser resolvidas simultaneamente, sendo possível utilizar dois tipos de métodos de solução: direto e iterativo.

Os métodos diretos empregam técnicas numéricas exatas para resolver as equações, enquanto os métodos iterativos utilizam técnicas de aproximação, nas quais uma solução inicial é pressuposta e os erros associados são avaliados a cada iteração, até que atinjam um nível aceitável. Para a solução desse conjunto de

equações, estão disponíveis no Solidworks Simulation três solvers diretos e um solver iterativo.

- FFEPlus (Iterativo): Usa técnicas avançadas de reordenação de matrizes que o tornam mais eficiente para grandes problemas. Em geral, o FFEPlus é mais rápido na solução de grandes problemas e torna-se mais eficiente à medida que o problema se torna maior (até o máximo de memória disponível).
- Direct Sparse: Aproveita os algoritmos de alocação de memória aprimorados, o solver do Direct Sparse para grandes problemas pode processar a simulação de problemas que excedem a memória física do seu computador.
- Large Problem Direct Sparse: Quando o tamanho do modelo excede o máximo de memória disponível, o Large Problem Direct Sparse é o solver mais eficiente.
- Intel Direct Sparse: O solver Intel Direct Sparse, disponível para estudos estáticos, térmicos, de frequência, dinâmicos lineares, não lineares e de topologia, utiliza algoritmos aprimorados de alocação de memória e a capacidade de processamento multi-core para aumentar as velocidades de solução em problemas de simulação resolvidos no núcleo.

A escolha do melhor solver leva em consideração os seguintes fatores:

- Tamanho do Problema: Em geral, o FFEPlus é mais rápido para resolver problemas com graus de liberdade (DOF) superiores a 100.000. Esta técnica será mais eficiente quanto maior for o problema.
- Recursos Computacionais: O Direct Sparse para grandes problemas utiliza a capacidade de processamento multicore e melhora a velocidade de solução para estudos estáticos e não lineares.
- Propriedades do Material: Quando os módulos de elasticidade dos materiais usados em um modelo forem muito diferentes (como Aço e Náilon), os métodos iterativos podem ser menos precisos do que os métodos diretos. Os solvers Direct são recomendados nesses casos.

- Recurso da Análise: A análise com contatos sem penetração e Unido impostos por meio das equações de restrição será normalmente resolvida mais rápido com os solvers Direct.

Como o foco deste trabalho está voltado para análise não – linear, dentro deste campo existem duas técnicas de solução interativa, listadas abaixo:

- Newton – Raphson: Este esquema, a matriz de rigidez tangencial é formada e decomposta a cada iteração em uma etapa específica. O método Newton - Raphson tem uma taxa de convergência alta e que é quadrática. No entanto, como a rigidez tangencial é formada e decomposta a cada iteração, o que pode ser bastante trabalhoso para modelos grandes, pode ser vantajoso usar outro método de iteração.
- Newton – Raphson Modificado: O método de Newton-Raphson Modificado é uma variação do método original, projetada para superar algumas de suas limitações. Ele reduz a necessidade de calcular a derivada em todas as iterações, o que pode melhorar a eficiência computacional em alguns casos.

Várias técnicas de controle foram desenvolvidas para a execução de análises não lineares. Estas técnicas podem ser classificadas como:

- Método de Controle de Carga Incremental: Nesta estratégia, as cargas aplicadas ao sistema são utilizadas como as variáveis prescritas. Cada estado (ponto) do caminho de equilíbrio é determinado pela interseção de uma superfície ( $F = \text{constante}$ ) com o caminho para a determinação dos parâmetros de distorção. Na adaptação desta técnica para a análise de elemento finito, as cargas são aplicadas em incrementos, como especificado pelas curvas de "tempo" associadas.
- Método de Controle de Deslocamento Incremental: Nesta técnica, um ponto no caminho de equilíbrio é determinado pela interseção de uma superfície definida por um parâmetro de distorção constante.

- Método de Controle de Comprimento de Arco Incremental: Nesta estratégia, um parâmetro especial é prescrito por meio de uma equação (auxiliar) de restrição, que é adicionada ao conjunto de equações que governam o equilíbrio do sistema.

Técnicas de integração implícitas no tempo foram desenvolvidas para a execução de análises não lineares, conforme definição abaixo:

- Newmark: Baseado em aproximações para deslocamento e velocidade para sistemas lineares e não lineares.
- Wilson – Theta: Extensão do método de integração implícita que melhora a estabilidade para sistemas altamente não lineares ou com resposta dinâmica complexa.

Modelos feitos de material elastoplástico são necessários para descrever o comportamento de materiais em que as tensões excedem o ponto de escoamento. As características básicas do comportamento elastoplástico capturam os caminhos de carga e descarga de tensão-deformação e o estado de tensão multiaxial correspondente ao início do fluxo plástico. Para este trabalho foi adotado o modelo de plasticidade de Von Mises.

O modelo de Von Mises é usado para descrever o comportamento de metais. Devem ser observadas as considerações a seguir quando este modelo de materiais for usado:

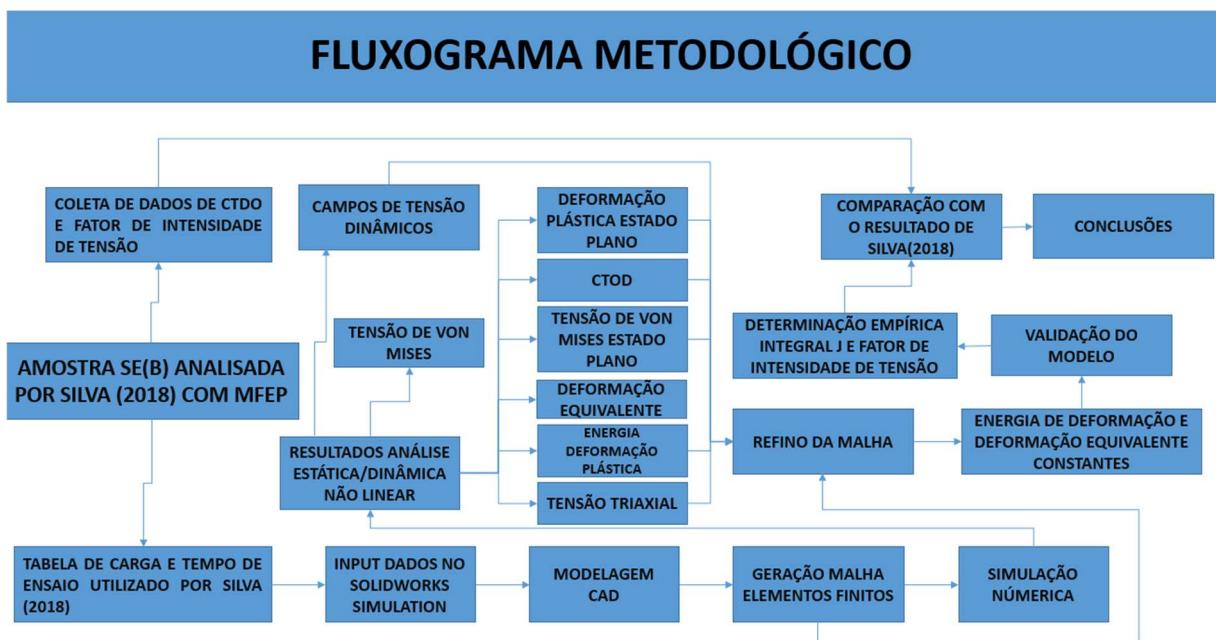
- É assumida uma plasticidade de grande deformação quando são usados grandes deslocamentos.
- É feita uma pressuposição de regra de fluxo associada.
- As regras de endurecimento isótropico é implementado baseado no modelo de escoamento de Huber-Von Mises, configurado através de curva bilinear, criada a partir do input no software do limite de escoamento, módulo de elasticidade e módulo tangente.

## 5 METODOLOGIA

### 5.1 Caracterização do Estudo de Caso

Neste estudo, adotamos uma abordagem numérica baseada no método dos elementos finitos para simular o comportamento de uma junta soldada dissimilar com uma trinca de fadiga posicionada a 1 mm da linha de fusão em direção ao metal base. O objetivo principal foi comparar os resultados numéricos obtidos com os dados experimentais de CTOD e Fator de Intensidade de Tensão obtidos por Silva (2018), além de identificar o possível caminho crítico da falha pela quantificação dos estados de deformação e tensão, como também determinar o valor da Integral J para JSD analisada neste trabalho. Buscando facilitar o entendimento, o fluxograma 1, ilustra o encadramento metodológico deste trabalho.

Fluxograma 1 – Sequenciamento Metodológico.



Fonte: AUTOR

A junta soldada dissimilar analisada é utilizada na conexão de flanges a tubulações em linhas de produção offshore de petróleo e gás, o que destaca a importância da pesquisa para a indústria. Esta pesquisa é classificada como ex-post facto, pois busca analisar situações que ocorreram naturalmente em relação a um fenômeno já ocorrido, conforme definido por Silva (2018).

A seguir, serão apresentados os materiais e métodos utilizados neste estudo, que incluem a descrição detalhada da metodologia adotada, os parâmetros utilizados na simulação numérica e os procedimentos experimentais utilizados por Silva (2018). O estudo referencial de Silva (2018), envolveu uma amostra constituída por três tipos de materiais diferentes, logo trata-se de uma amostra heterogênea. A junta soldada dissimilar fora constituída pelos seguintes materiais: ASTM 182 F22, ASTM A36 e INCONEL 625. Os primeiros atuando como metais de base e o último, utilizado também tanto como amanteigamento do aço ASTM 182 F22, como também metal de solda.

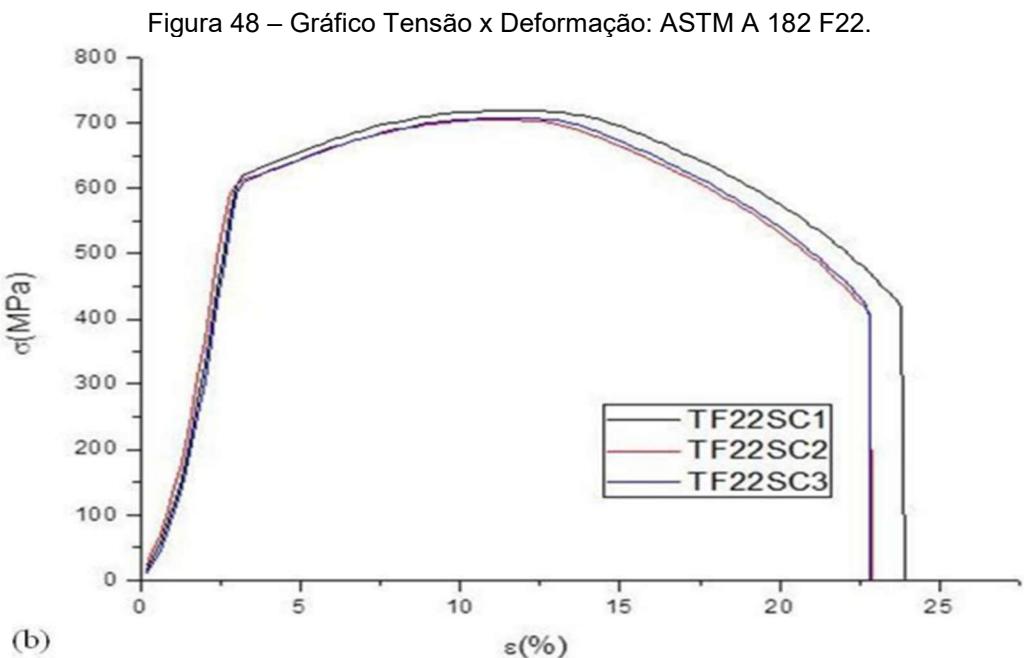
O ASTM 182 F22 é um aço de grande aplicação na indústria de petróleo e gás, em especial em JSD, devido sua relação de alta resistência, boa tenacidade e baixo custo (CAVALCANTE, 2014; DUARTE, 2014). Já o aço ASTM A36 é um aço estrutural bastante comum que apresenta baixa resistência mecânica e usinabilidade, porém uma boa soldabilidade. Em relação ao INCONEL 625, uma liga a base de níquel, que possui alta soldabilidade, e apresenta alta resistência e ductilidade com grande capacidade de resistência a corrosão (ALMEIDA, 2014; CANTARIN, 2011).

Atuantes como MB, os aços descritos acima apresentam grandes disparidades em relação as suas propriedades, a exemplo da resistência mecânica e ponto de fusão, o que inviabiliza união desses materiais diretamente. Em função disto, faz-se necessário a operação de amanteigamento, a qual consiste na adição de material com propriedades intermediárias tornando exequível a união de materiais metalurgicamente incompatíveis (FRATARI; SCHVARTZMAN; SCOTTI, 2010; MITEVA; TAYLOR, 2006).

Silva (2018) realizou o processo de fabricação da junta soldada, utilizando dois aportes térmicos. O primeiro aporte térmico foi empregado durante a operação de amanteigamento do metal de base ASTM 182 F22. Posteriormente para a união dos dois metais de base, um segundo aporte térmico foi utilizado. Na sequência, foi realizada a caracterização do metal de base e da ZTA do amanteigamento, antes e depois do tratamento térmico de alívio de tensões (TTAT). Segundo o autor, as cargas térmicas inerentes ao processo de soldagem (assim como o amanteigamento) não causaram alterações significativas na geometria e nas propriedades dos materiais.

Desta forma, uma vez livres de tensões de soldagem, a amostra atende à condição de ausência de tensões residuais preconizada pela norma BS EN ISO 15653 (2010). Foram utilizados três tipos de amostra uma homogênea e duas heterogênea,

uma como hidrogenação e outra sem hidrogenação (SILVA, 2014). O corrente estudo buscou analisar apenas a amostra heterogênea sem hidrogenação. As propriedades apresentadas pelos materiais durante os ensaios de tensão versus deformação podem ser verificadas nas figuras abaixo:



SILVA (2018)  
Tabela 2 – Ensaio de tração ASTM A182 F22

Corpo de Prova	Limite de Escoamento $R_{p0,2}$ (MPa)	Limite de Resistência à tração $\sigma_{rt}$ (MPa)	Deformação (%)	Estricção (%)	Energia K(J)
TF22SC1	629,15	718,57	23,80	60,00	85,01
TF22SC2	615,65	704,63	22,80	58,33	79,79
TF22SC3	616,92	707,75	22,80	59,38	79,50
Média	620,57	710,32	23,13	59,24	81,43

Fonte: SILVA (2018)

Mostrado na figura 48, os comportamentos dos espécimes do aço ASMT A182 F22 apontaram valores críticos característicos. De acordo com a tabela 2 as tensões médias de limite de escoamento e tração são 620,57 MPa e 710,32 MPa, respectivamente.

Figura 49 – Gráfico Tensão x Deformação: INCONEL 625.

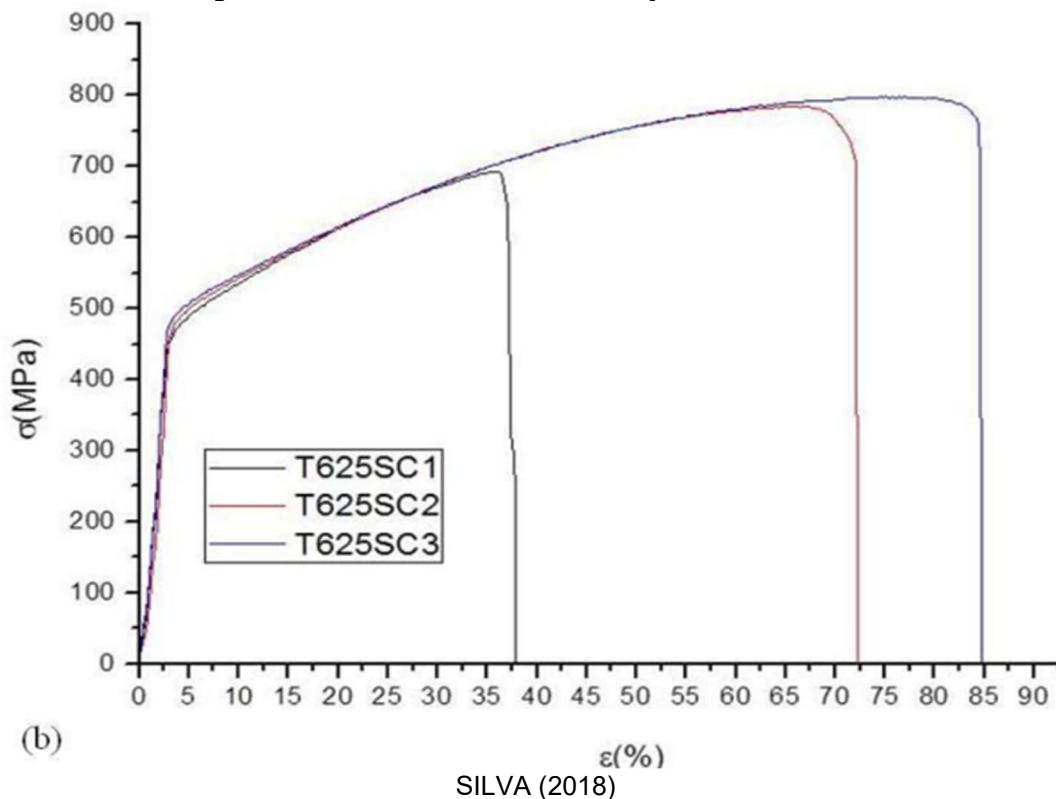


Tabela 3 – Ensaio de tração INCONEL 625

Corpo de Prova	Limite de Escoamento $R_{p0,2}$ (MPa)	Limite de Resistência à tração $\sigma_{ut}$ (MPa)	Deformação (%)	Estricção (%)	Energia (J)
T625SC1	449,43	692,93	37,80	25,63	128,80
T625SC2	474,30	784,25	72,00	40,78	286,59
T625SC3	481,30	797,36	84,60	39,29	348,73
Média	468,34	758,18	64,80	35,23	254,71

Fonte: SILVA (2018)

As curvas relacionadas ao INCONEL 625 ilustrada na figura 49 retratam diversos ensaios de resistência mecânica, os quais seus correspondentes valores estão indicados na tabela 3. Logo, a tensão média do limite de escoamento foi 468,34 MPa e 758,18 MPa correspondeu ao limite de resistência do material.

Buscando um melhor entendimento das propriedades mecânicas do Inconel 625, principalmente, os aumentos de ductilidade e resistência à tração apresentados na Figura 49, (SILVA, 2018) fez uma investigação da composição química dos CPs de tração, empregando a fluorescência de raios-X (FRX). Essa análise foi realizada nas proximidades da linha de centro dos CPs; desta forma, a análise do corpo **T625SC1** foi realizada a aproximadamente 2 mm da linha de fusão, ao passo que, para os **T625SC2** e **T625SC3**, as análises foram realizadas às distâncias de 6 e 10

mm, respectivamente. O corpo de prova **T625SC1** apresenta-se com baixa duclitidate devido a baixo percentual de cromo e níquel, que são elementos de liga que possibilitam o material sofrer deformações plásticas significantes antes da fratura.

Na Figura 49, observa-se que o elemento em maior proporção no três CPs analisados é o **Ni**, esse resultado já era esperado pois o Inconel 625 é uma liga de base **Ni**. Com relação ao **Fe**, verifica-se uma redução no teor desse elemento nos CPs **T625SC2** e **T625SC3** que estão mais afastados da linha de fusão. Ao passo que os demais elementos detectados, com exceção do **Cr** e **Mo**, apresentaram variação insignificante. Esses resultados demonstram uma redução na diluição dos aços ASTM A182 F22 e ASTM A36 no Inconel 625.

Essa redução comprova que, principalmente as propriedades dos CPs, **T625SC2** e **T625SC3**, foram governadas pelas características do Inconel 625, que se destaca pela capacidade de aliar resistência e ductilidade.

Por fim, acredita-se que o aumento da ductilidade e da resistência à tração, observados entre os CPs **T625SC1** e **T625SC2**, esteja associada à redução na densidade dos carbetas, acompanhado do aumento da fase matriz austenítica do Inconel 625, em função do afastamento da linha de fusão.

Tabela 4 – Composição química via FRX, dos CPs do Inconel 625 extraído da junta soldada

CP	Ni	Fe	Cr	Mo	Nb	Ti	Si	Al
T625SC1	49,55	21,11	18,88	7,14	2,83	0,24	0,13	0,12
T625SC2	58,07	7,88	22,08	8,21	3,38	0,27	0,04	0,08
T625SC3	60,77	4,49	22,50	8,33	3,53	0,17	0,05	0,16

Fonte: SILVA (2018)

Sendo assim, o espécime em analisado trata-se de uma junta soldada com dissimilaridade  $M < 1$ , ou seja, um junta undermatching. Através da equação 65 é possível calcular o grau de dissimilaridade.

$$M = \frac{\sigma_{MS}}{\sigma_{MB}} = \frac{468,34}{620,57} = 0,754 \text{ (equação 65)}$$

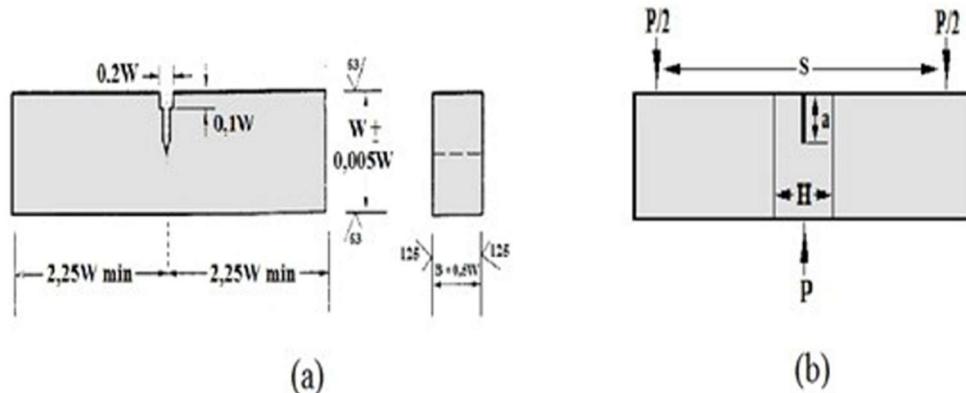
## 5.2 Ensaio de Flexão 3 Pontos (SE(B))

O ensaio de mecânica da fratura realizado por Silva (2018) consistiu em um ensaio de CTOD (Crack Tip Opening Displacement), que foi conduzido de acordo com

as normas BS EN ISO 15653 (2010), ASTM E 1820 (1996) e BS 7448 (1997). Esse tipo de ensaio é essencialmente um teste de flexão de 3 pontos que visa avaliar a tenacidade à fratura do material, bem como detectar defeitos metalúrgicos e de compacidade. Durante o ensaio, o corpo de prova é submetido a uma deformação plástica por flexão, com o objetivo de correlacionar o comportamento mecânico do material com a abertura provocada do entalhe.

A fabricação do corpo de prova seguiu as normas referidas, que fornecem diretrizes para a preparação de diferentes tipos de corpos de prova. No entanto, no presente trabalho, foram utilizados corpos de prova convencionais SE(B) de flexão de três pontos em barra com trinca simples, conforme ilustrado na figura 50. Esses corpos de prova são projetados para avaliar a resistência do material à propagação de trincas e à fratura, fornecendo informações valiosas sobre a tenacidade do material.

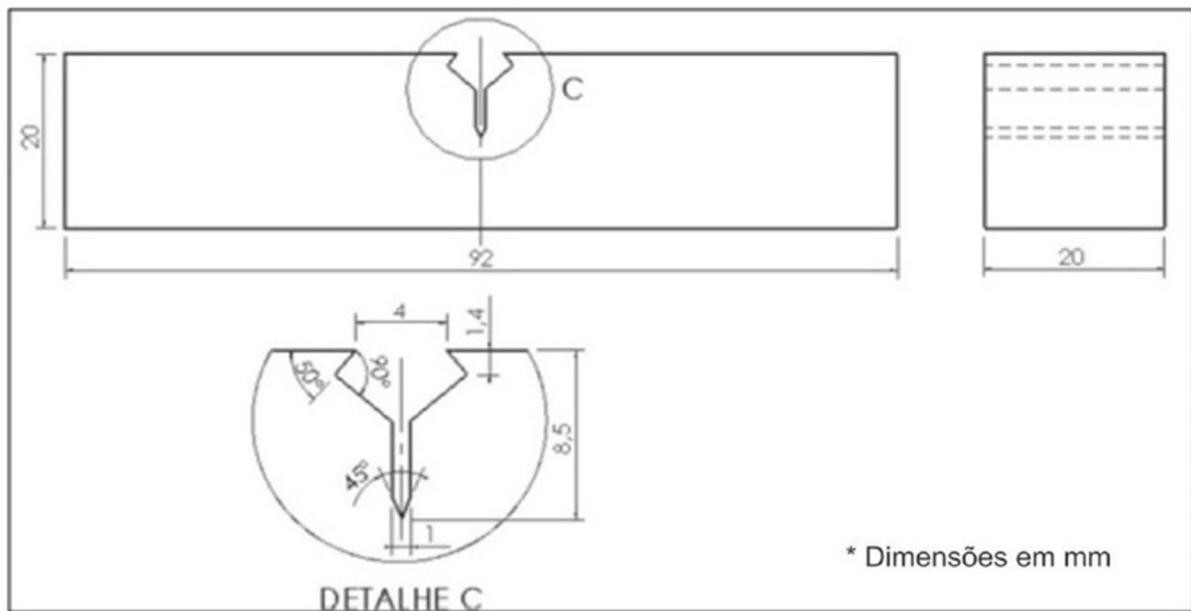
Figura 50 – (a) Espécime SE (B) (Adaptada da ASTM E1820-11); (b) configuração do ensaio de flexão de 3 pontos SE (B).



Fonte: NICOLAU (2017)

Na ilustração anterior estão indicados: (a) forma do espécime SE(B) e (b) configuração do ensaio que deve ser praticado, as dimensões são utilizadas conforme o Sistema Internacional de Unidades, onde  $W$  é uma dimensão basilar. As dimensões determinadas para o corpo de prova são mostradas na figura 51.

Figura 51 – Dimensões e configurações do entalhe no espécime S(E) utilizado.



Fonte: NICOLAU (2017)

A dimensão basilar estabelecida para o corpo de prova foi de  $W = 20$  mm, uma medida fundamental para garantir a precisão e a consistência dos resultados do ensaio. Para a realização dos experimentos, foi necessário confeccionar um entalhe no corpo de prova, conforme detalhado na figura 50, especificamente no detalhe C. Esse entalhe foi projetado para permitir a fixação do *clip gage*, um dispositivo de alta precisão responsável por medir a abertura da boca da trinca (CMOD, Crack Mouth Opening Displacement) quando o corpo de prova é submetido a uma solicitação mecânica controlada.

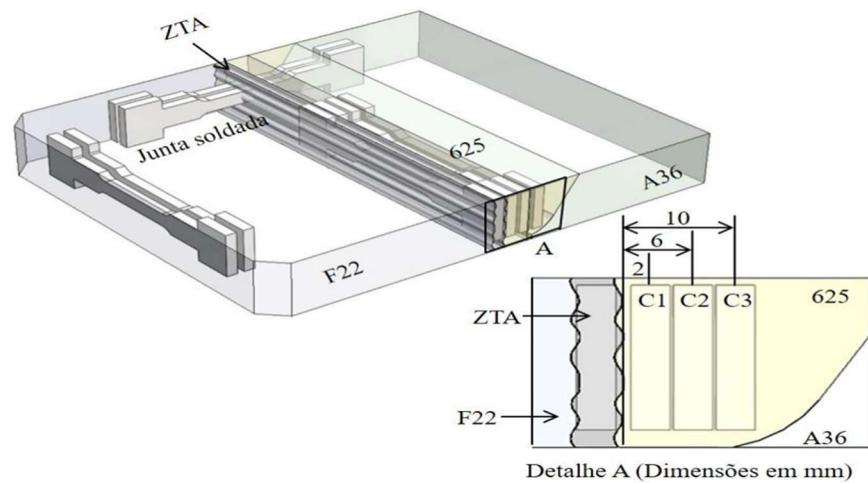
A precisão na confecção do entalhe é crucial para garantir a exatidão das medições e a confiabilidade dos resultados do ensaio, pois qualquer variação pode afetar significativamente os dados coletados. No detalhe C da figura 50, podem ser observados os parâmetros adotados para a confecção do entalhe, que seguem rigorosamente as especificações necessárias para garantir a qualidade e a consistência dos resultados, assegurando assim a validade dos dados obtidos.

### 5.3 Direção de Extração do Corpo de Prova da Junta Soldada

A modelagem numérica busca criar modelos representativos que sejam o mais semelhantes possível ao modelo real, permitindo uma análise precisa e confiável. Neste estudo, o modelo real corresponde a um corpo de prova extraído de uma junta

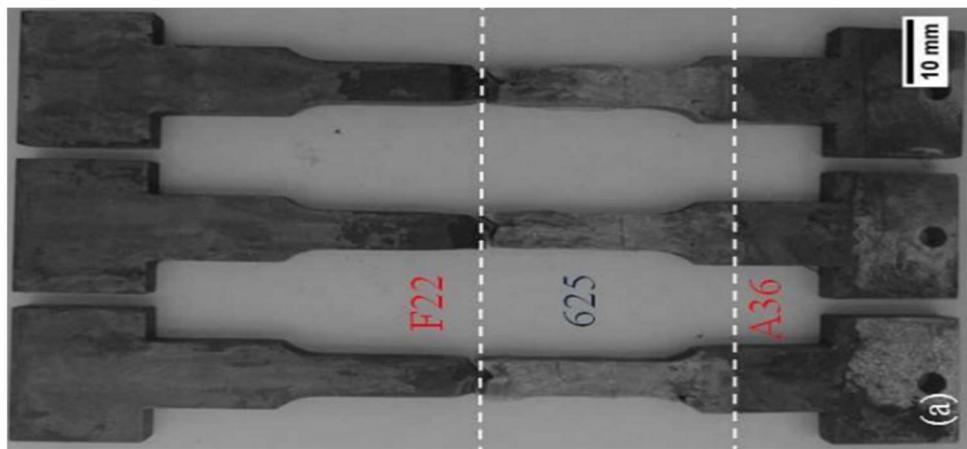
soldada dissimilar amanteigada, constituída por três diferentes tipos de materiais, com dimensões e formas específicas previamente definidas. A figura 52 e 53 ilustra a direção de extração e o corpo de prova utilizado por SILVA (2018), que serve como base para a modelagem numérica e obtenção das propriedades mecânicas através do ensaio de tração utilizando uma máquina Shimadzu modelo Servo Pulser de 200 kN com velocidade de carga empregada de 0,6 mm/min, permitindo a comparação entre os resultados numéricos e experimentais.

Figura 52 – Direção de extração do corpo de prova para ensaio de tração.



Fonte: SILVA (2018)

Figura 53 – Corpo de prova para ensaio de tração.

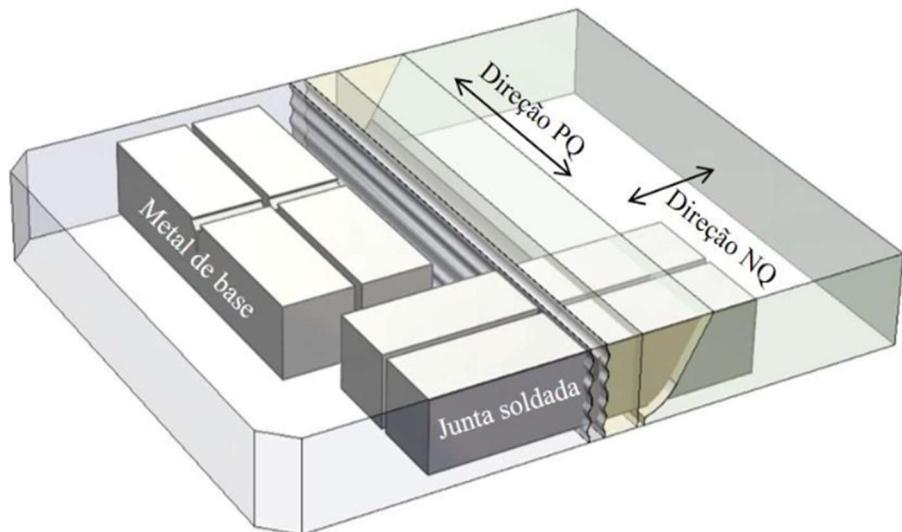


Fonte: SILVA (2018)

Na Figura 54, verifica-se a direção de extração dos espécimes de CTOD, sendo possível observar que os entalhes tiveram direções diferentes para o metal de base e junta soldada. Ou seja, segundo a especificação da norma BS EN ISO 15653 (2010) os entalhes dos CPs do metal de base ficaram na direção NQ, enquanto que nas

juntas soldadas localizaram-se na direção PQ. Lembrando que o Q indica que o entalhe está na superfície da solda, enquanto que N e P representam as direções do entalhe com relação a solda, ou seja são as direções normal e paralela, respectivamente. É importante destacar que essa mudança na direção do entalhe foi decorrente da limitação de material.

Figura 54 – Corpo de prova para ensaio de CTOD.



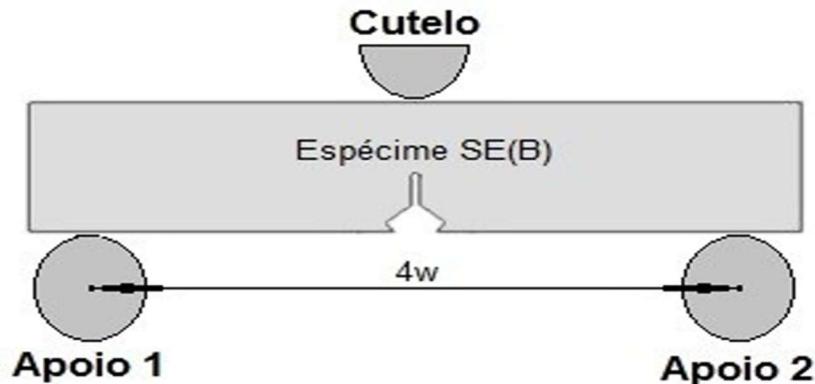
Fonte: SILVA (2018)

#### 5.4 Descrição do Problema

O caso estudado envolve um ensaio de flexão de três pontos em uma amostra heterogênea submetida a um carregamento quase estático. A figura 55 ilustra os pontos de carregamento e apoio da amostra. O objetivo é realizar uma análise detalhada dos campos de tensão e deformação na amostra, com foco específico na região da ponta da trinca, onde ocorrem concentrações de tensão que podem influenciar a propagação da trinca e a falha do material.

O espaçamento entre os apoios no valor de  $4W$ , como o cutelo posicionado ao centro do corpo de prova, alinhado com a trinca. A figura 55 mostra a configuração utilizada durante os ensaios de mecânica da fratura por (SILVA, 2018), empregando uma máquina Shimadzu modelo Servo Pulser de 200 kN.

Figura 55 – Pontos de carregamento e apoio do ensaio CTOD.



Fonte: NICOLAU (2017)

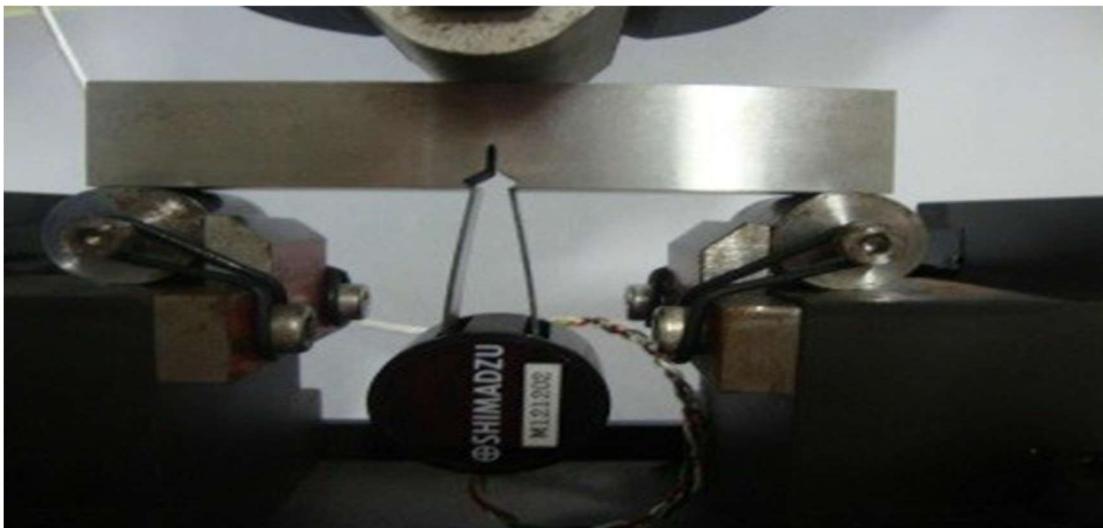
Figura 56 – Máquina para carregamento e avaliação CTOD.



Fonte: SILVA (2018)

Além dos elementos típicos do ensaio de flexão de 3 pontos ilustrados na figura 57, há também um componente adicional chamado *clip gage*. Esse dispositivo é utilizado para medir a abertura da boca da trinca (CMOD) durante o ensaio. As condições específicas do ensaio, incluindo a configuração do *clip gage*, serão discutidas em detalhes nas próximas seções.

Figura 57 – Detalhe do ensaio CTOD realizado por SILVA (2018).



Fonte: SILVA (2018)

## 5.5 Considerações

Foi considerada uma amostra heterogênea com modelagem elasto-plástica para todos os materiais, incluindo os valores de tensão de escoamento e tensão de ruptura. No caso do aço ASTM A36, não foram realizados testes de resistência mecânica, portanto, foram adotados valores teóricos da literatura, especificamente 250 MPa como limite de escoamento e 400 MPa para a tensão de ruptura. Esses valores foram considerados adequados para a análise e estão apresentados na tabela 4 para referência.

Tabela 5 – Valores de tensão dos materiais da amostra

MATERIAIS	TENSÃO LIMITE DE	TENSÃO DE LIMITE
	ESCOAMENTO (MPa)	RUPTURA (MPa)
ASTM A36	250,00	400,00
INCONEL 625	468,34	758,18
ASTM A182 F22	620,57	710,32

SILVA (2018)

Conforme dito anteriormente, apesar dos materiais apresentaram significativas mudanças de propriedades geométricas ou mecânicas, foi considerada ausência de tensões residuais para o modelo CAE.

Os resultado obtidos através do ensaio CTOD de (SILVA, 2018), podem ser observadas na tabela 6, dessa forma o experimento encerrou com força limite média de 24,26 kN.

Tabela 6 – Carregamento utilizado no experimento de SILVA (2018)

Amostra	Pré-trinca	Fator Geométrico		CTOD		Fator de Intensidade de Tensão Equivalente		
		Nº de ciclos	a <sub>0</sub> (mm)	a <sub>0</sub> /W	g (a <sub>0</sub> /W)	V <sub>P</sub> (mm)	Força (kN)	δ <sub>m</sub> (mm)
MJSSC1	65406	10,17	0,508	2,73	1,10467	23,6880	0,36137	90,97964
MJSSC2	55854	9,96	0,498	2,64	1,09830	24,1425	0,36826	89,72894
MJSSC3	74537	10,07	0,503	2,69	1,10343	23,7390	0,36539	89,52748
Média					1,14099	23,8930	0,36501	90,06353
					SILVA (2018)			

A partir da tabela 7 é possível notar a implementação realizada por (SILVA, 2018) para os parâmetros da ensaio SE(B). Foi associado uma taxa de carregamento de  $0,55 \text{ MPa.m}^{-0,5} \cdot \text{s}^{-1}$  e uma carga limite de 24,26 kN.

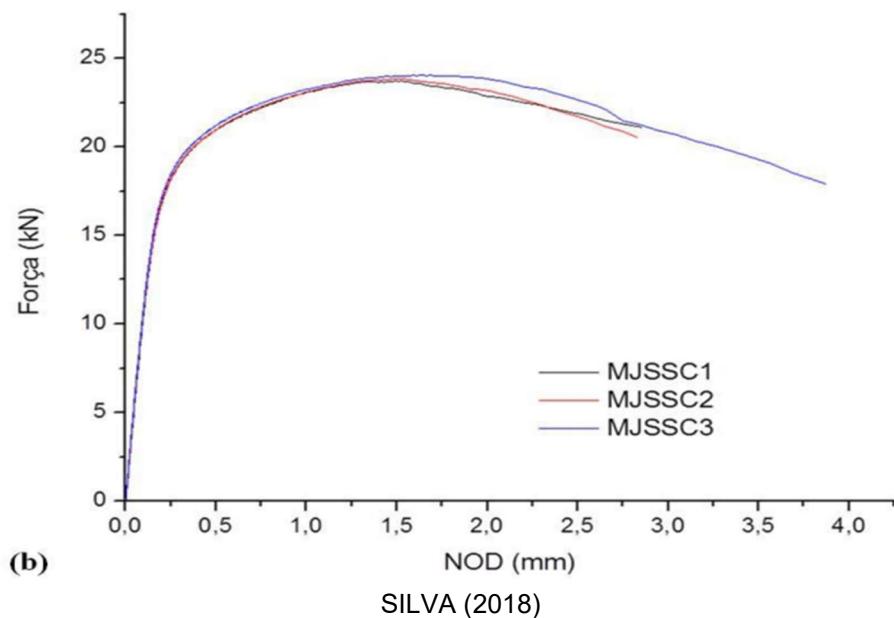
Tabela 7 – Carregamento utilizado no experimento de SILVA (2018)

Tempo (s)	Força (kN)	Tempo (s)	Força (kN)
0	0,00	5	0,74
10	1,47	15	2,21
20	2,94	25	3,68
30	4,41	35	5,15
40	5,88	45	6,62
50	7,35	55	8,09
60	8,82	65	9,56
70	10,29	75	11,03
80	11,76	85	12,50
90	13,24	95	13,97
100	14,71	105	15,44
110	16,18	115	16,91
120	17,65	125	18,38
130	19,12	135	19,85
140	20,59	145	21,32
150	22,06	155	22,79
160	23,53	165	24,26
	SILVA (2018)		

Esse ensaio experimental de mecânica da fratura desenvolvido por (SILVA 2018), utilizando as taxas de carregamento mostrada na tabela 7, pode ser visualizado através da figura 58, onde no eixo vertical temos a carga aplicada e no horizontal o deslocamento da abertura do entalhe (NOD).

O parâmetro de deslocamento da abertura do entalhe, torna-se fundamental para determinação do embotamento da trinca (CTOD), limite determinado para início da propagação da trinca, partindo da existência de pré-trinca no material.

Figura 58 – Ensaio de mecânica da fratura, corpo de prova do tipo SE(B) da junta soldada (ASTM A36 – Inconel 625 – ASTM A182 F22)



## 5.6 Modelagem Elementos Finitos

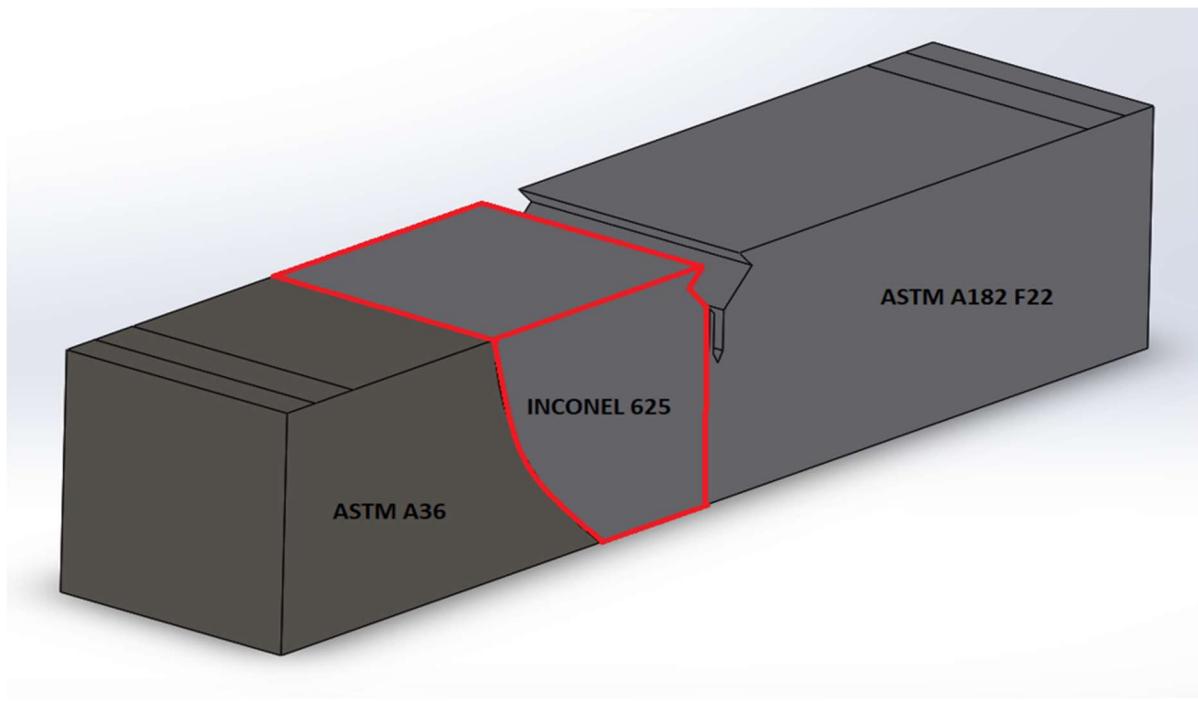
Sendo assim, a partir das informações apresentadas acima, foi construído, na plataforma Solidworks, um modelo CAD (Desenho Assistido por Computador) de modo que se obtenha um modelo fiel ao espécime utilizado pelo autor. Esse modelo CAD foi desenvolvido com precisão para garantir que todas as características geométricas e materiais da amostra fossem representadas de forma acurada.

A construção do modelo CAD é uma etapa crucial para a análise via elementos finitos, pois permite simular o comportamento da amostra sob diferentes condições de carga e restrições. No caso específico desse estudo, o modelo foi elaborado para refletir a complexidade da junta soldada, considerando as propriedades distintas dos materiais A-36, INCONEL 625 e ASTM A182 F22.

Na figura 58, apresenta-se o modelo CAD 3D da amostra para ser analisado via elementos finitos no Solidworks. Essa figura ilustra a geometria detalhada da amostra, mostrando como os diferentes materiais estão distribuídos e como a junta soldada é representada no modelo. A precisão do modelo CAD é fundamental para garantir que os resultados da análise por elementos finitos sejam confiáveis e representativos do comportamento real da amostra. A partir da figura 59, pode-se observar a interface entre os materiais delimitada por um contorno vermelho.

Com o modelo CAD pronto, a próxima etapa envolve a definição das condições de contorno, cargas aplicadas e propriedades dos materiais no software Solidworks. Essas definições são essenciais para que a simulação via elementos finitos possa fornecer resultados precisos sobre o comportamento mecânico da junta soldada, incluindo tensões, deformações e possíveis pontos de falha.

Figura 59 – Modelo CAD 3D.



Para uma análise mais detalhada do problema, foram desenvolvidos modelos tanto em 2D quanto em 3D, permitindo a realização de análises em Estado Plano de Tensão (EPT) e Estado Plano de Deformação (EPD). Devido à assimetria da amostra nos planos XZ e YX, foi necessário modelar toda a geometria da amostra, sem simplificações que aproveitassem possíveis simetrias.

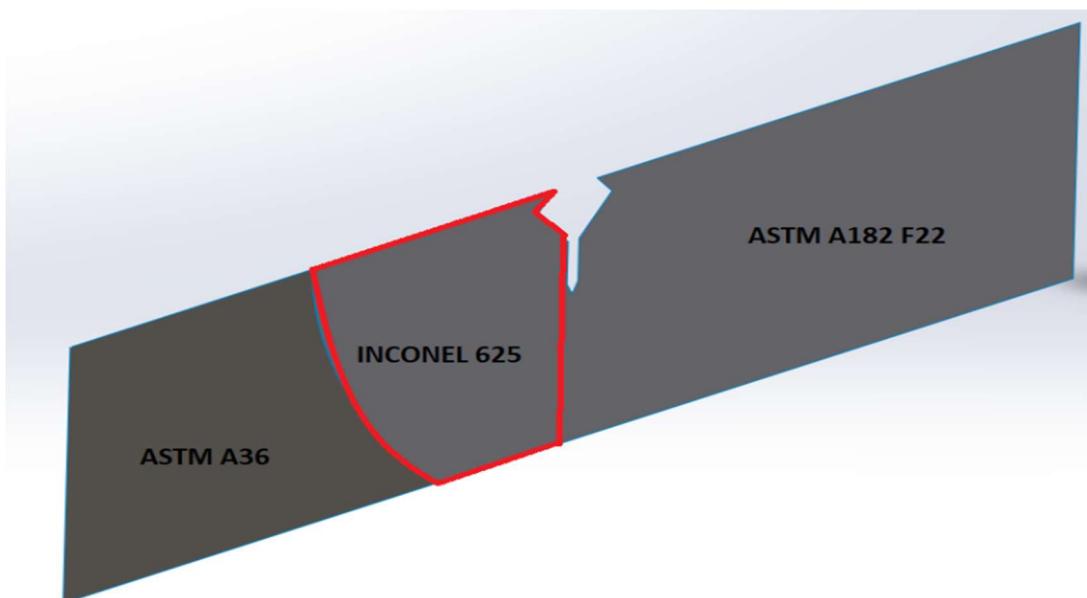
O modelo 2D foi construído utilizando Elemento Triangular. Esse elemento é caracterizado por um comportamento de deslocamento quadrático, o que lhe confere uma boa capacidade de representar geometrias complexas e malhas irregulares com precisão.

A escolha do Elementos Triangular é adequada para análises que exigem uma boa precisão na representação de campos de tensão e deformação, especialmente em regiões críticas como a ponta da trinca. A capacidade de lidar com malhas irregulares também é vantajosa, pois permite uma melhor adaptação à geometria complexa da junta soldada e à região da trinca.

Dessa forma, o Elemento Triangular é definido por 8 nós com dois graus de liberdade em cada nó (translações nas direções nodais x e y). O elemento poderá ser usado como um elemento plano (tensão plana, deformação plana e tensão plana generalizada) ou como um elemento aximétrico. Este elemento tem plasticidade, hiperelasticidade, fluênciça, encruamento, grande deflexão e grandes capacidades de deformação.

Possui também capacidade de formulação mista para simular deformações de materiais elasto plásticos (Solidworks, 2018). Sendo assim, adotaremos o elemento plano para simulação do modelo bidimensional, ilustrado na figura 60, consiste em 6834 elementos e 14077 nós, conforme tabela 8 e ilustração da figura 61. A partir da figura 60 é possível observar as condições gerais de contorno para o modelo CAD 2D

Figura 60 – Modelo CAD 2D.

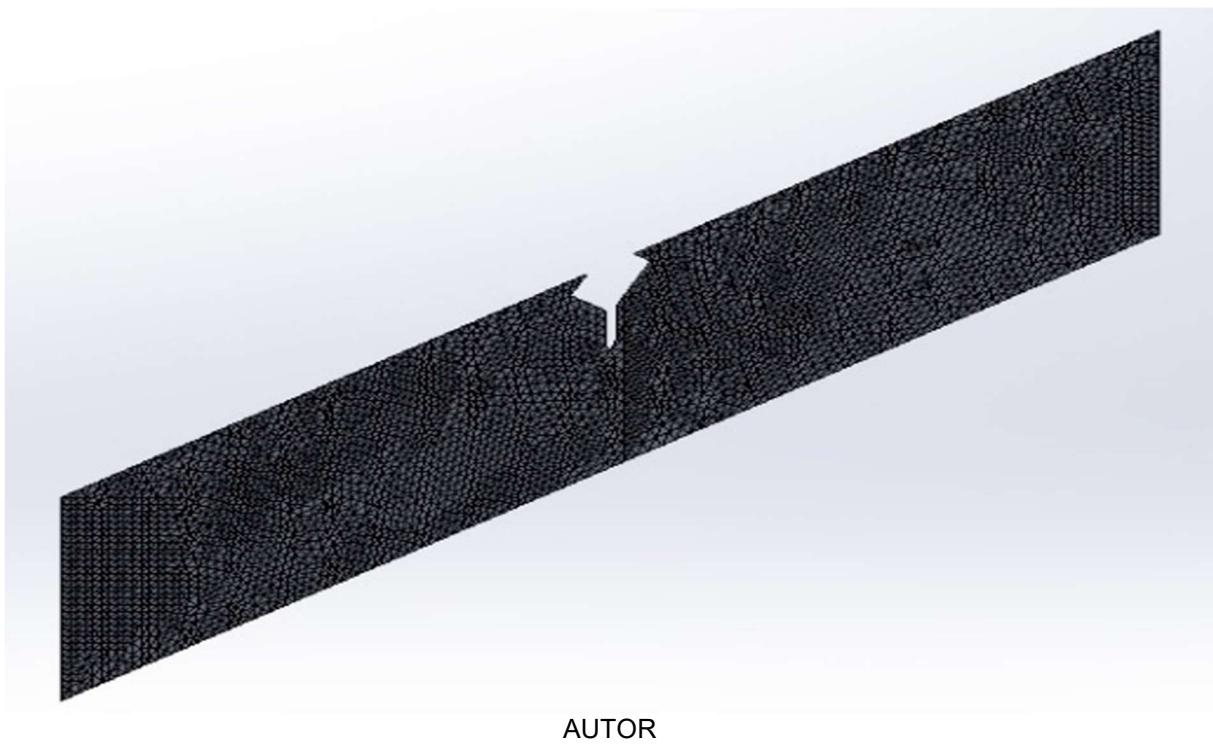


AUTOR

Figura 61 – Condições gerais de contorno do Modelo CAD 2D.



Figura 62 – Aplicação da malha ao elemento CAD 2D da figura 60.



Os pontos de apoio para simulação foram configurados como suportes fixos, enquanto o deslocamento do pistão de força (cutelo) foi restrito ao eixo Y (vertical).

Os contatos entre os materiais da JSD foram definidos como "bonded", também conhecido na literatura como "unido", indicando um contato total sem fricção, conforme ilustrado tabela 8. Já para o contato entre a amostra e (cutelo + suporte) foi definido como rolagem, conforme tabela 9.

Tabela 8 – Contatos estabelecidos na JSD do elemento CAD 2D da figura 60.

Contato	Imagen do contato	Propriedades de contato
Contact Set-1		<p><b>Propriedades de contato</b></p> <p><b>Entidades:</b> 2 borda(s)</p> <p><b>Tipos:</b> Par de contato Unido</p>
Contact Set-2		<p><b>Propriedades de contato</b></p> <p><b>Entidades:</b> 2 borda(s)</p> <p><b>Tipos:</b> Par de contato Unido</p>

AUTOR

Tabela 9 – Acessório de fixação ao elemento CAD 2D da figura 60.

Nome do acessório de fixação	Imagen de acessório de fixação	Detalhes de acessório de fixação
Roller/Slider-8		<p><b>Entidades:</b> 2 borda(s)</p> <p><b>Tipos:</b> Rolagem/Deslizamento</p>

AUTOR

Exposto, acima, o conceito aplicado para simulação do modelo CAD 2D, adotou-se o Elemento Tridimensional Tetraédrico, pois é um tipo de elemento finito tridimensional definido por 20 nós, cada um com três graus de liberdade que correspondem às translações nas direções x, y e z.

Esse elemento é particularmente indicado para análises que envolvem estados triaxiais de tensão, onde as tensões e deformações ocorrem em todas as direções do espaço. O Elemento Tridimensional Tetraédrico é um elemento versátil que suporta uma ampla gama de comportamentos de materiais, incluindo plasticidade, hiperelasticidade, fluênciça e encruamento.

Uma característica adicional importante desse elemento é sua capacidade de formulação mista, que permite simular de forma precisa deformações de materiais elasto-plásticos quase incompressíveis. O modelo tridimensional desenvolvido, ilustrado na figura 63, é composto por 111.447 elementos Tridimensional Tetraédrico e 162.120 nós, conforme pode ser observado através da malha na figura 63.

Essa discretização detalhada permite uma representação precisa da geometria e do comportamento mecânico da amostra, possibilitando uma análise fiel das tensões, deformações e outros parâmetros de interesse sob diferentes condições de carga. A utilização desse modelo tridimensional robusto é essencial para capturar os complexos estados de tensão e deformação presentes na junta soldada, especialmente em regiões críticas (concentradores de tensão). Os parâmetros de malha que garantem a sua convergência estão ilustrados na tabela 10.

Tabela 10 – Parâmetros de malha no elemento CAD 2D da figura 60.

<b>Tipo de malha</b>	Malha 2D plana
<b>Gerador de malhas usado:</b>	Malha com base em curvatura
<b>Tamanho máximo de elemento</b>	0,852611 mm
<b>Tamanho de elemento mínimo</b>	0,852611 mm
<b>Plotagem de qualidade de malha</b>	Alta
<b>Total de nós</b>	14077
<b>Total de elementos</b>	6834
<b>Pontos Jacobianos para malha de alta qualidade</b>	4
<b>Proporção máxima</b>	8,3789
<b>% de elementos com Proporção &lt; 3</b>	99,9
<b>% de elementos com Proporção &gt; 10</b>	0
<b>% de elementos distorcidos (Jacobiana)</b>	0
<b>Tempo para conclusão da malha (hh:mm:ss):</b>	00:00:01

AUTOR

Os pontos de apoio para simulação foram configurados como suportes fixos, enquanto o deslocamento do pistão de força foi restrito ao eixo Y (vertical). Os contatos entre os materiais da JSD foram definidos como "bonded", indicando um contato total sem fricção. Já para o contato entre a amostra e (cutelo + suporte) foi definido como rolagem. A partir da figura 62 é possível entender as condições de contorno gerais adotadas ao modelo CAD 3D.

Foram adotados modelos de materiais não lineares, considerando materiais dúcteis que sofrem significativa deformação plástica antes da falha. Portanto, foi realizada uma análise de grandes deslocamentos para capturar adequadamente o comportamento do material sob carga.

Figura 63 – Condições de contorno para ensaio do corpo de prova SE(B) CAD 3D.

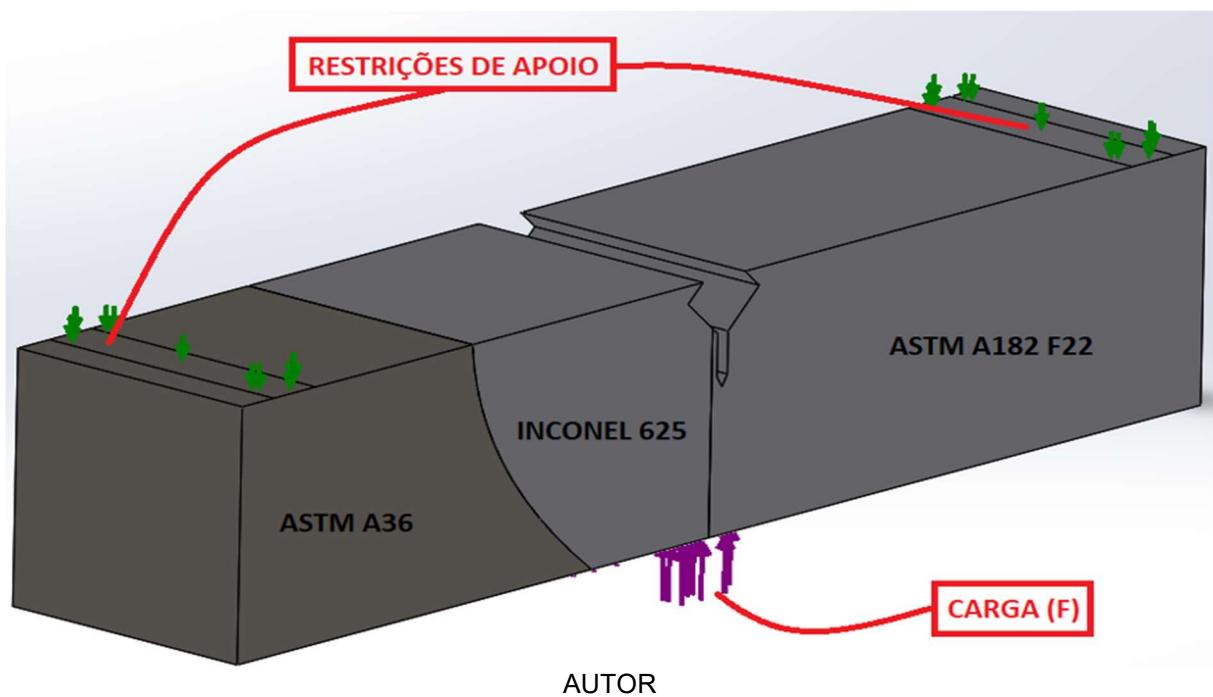
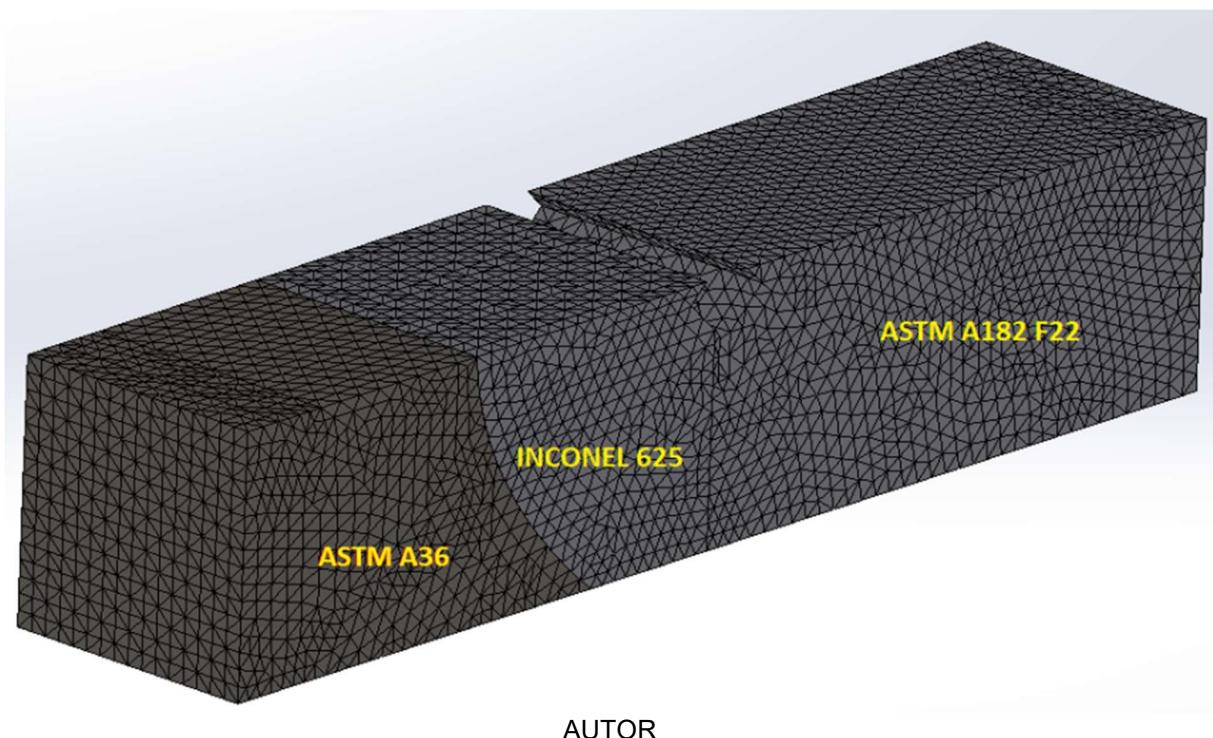


Figura 64 – Aplicação da malha ao elemento CAD 3D da figura 63.



A tabela 11 mostra os parâmetros de malha, confirmando a inexistência de elementos deformados ou matrizes Jacobianais inconsistentes para análise.

Tabela 11 – Parâmetros de malha no elemento CAD 3D da figura 63.

<b>Tipo de malha</b>	Malha sólida
<b>Gerdor de malhas usado:</b>	Malha com base em curvatura
<b>Pontos Jacobianos para malha de alta qualidade</b>	4 Pontos
<b>Tamanho máximo de elemento</b>	1,32546 mm
<b>Tamanho de elemento mínimo</b>	1,32546 mm
<b>Qualidade da malha</b>	Alta
<b>Total de nós</b>	162120
<b>Total de elementos</b>	111447
<b>Proporção máxima</b>	8,7546
<b>% de elementos com Proporção &lt; 3</b>	99,9
<b>% de elementos com Proporção &lt; 10</b>	0
<b>% de elementos distorcidos(Jacobiana)</b>	0
<b>Tempo para conclusão da malha (hh:mm:ss):</b>	00:00:03

AUTOR

A tabela 12 apresenta as condições de contorno de contato entre as interfaces da JSD (ASTM A182 F22 – Inconel 625 – ASTM A36).

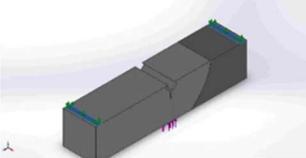
Tabela 12 – Condições de contorno do elemento CAD 3D da figura 63.

Contato	Imagem do contato	Propriedades de contato
Contact Set-1		<b>Propriedades de contato</b> Tipo: Par de contato Unido Entidades: 2 face(s)
Contact Set-2		<b>Propriedades de contato</b> Tipo: Par de contato Unido Entidades: 2 face(s)

AUTOR

A tabela 13 mostra a forma como foram estabelecidas as condições de acessórios de fixação na face superior do corpo de prova da figura 63.

Tabela 13 – Acessório de fixação no elemento CAD 3D da figura 63.

Nome do acessório de fixação	Imagem de acessório de fixação	Detalhes de acessório de fixação
Roller/Slider-1		<b>Entidades:</b> 2 face(s) <b>Tipo:</b> Rolagem/Deslizamento

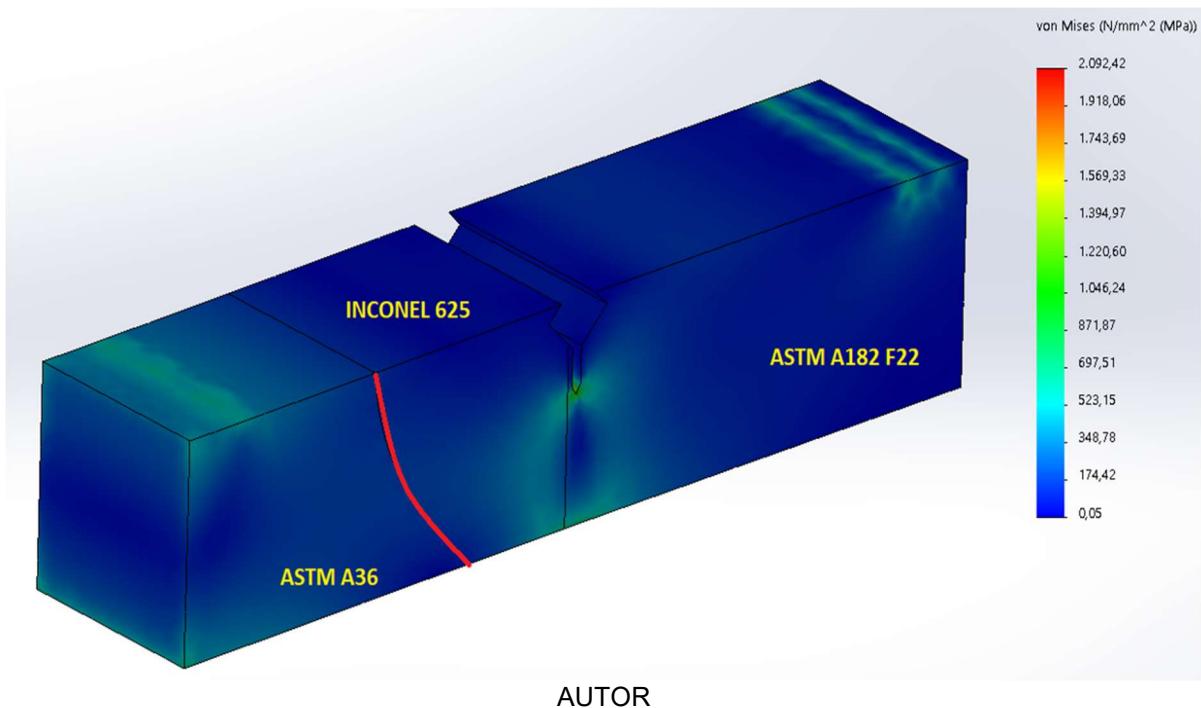
AUTOR

## 6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A figura 65 ilustra a Distribuição Contínua da Tensão de Von Mises para o caso estudado: Espécime com Trinca. A presença da trinca introduz uma concentração de tensões significativa na região próxima à ponta da trinca, o que é uma característica típica de problemas de mecânica da fratura. Essa concentração de tensões pode levar a uma redução substancial na resistência do material e aumentar a probabilidade de falha (Almeida, s.d.; Castro & Meggiolaro, 2002; Westergaard & Irwin, apud USP, s.d.).

A simulação Não – Linear Estática de Flexão de Três Pontos com carregamento de 24,26 kN, aplicada para um período de tempo de ensaio de 165 s, conforme experimento realizado por (SILVA, 2018). As propriedades desse ensaio podem ser observados a partir da tabela 14, permitindo visualizar e comparar os efeitos da trinca para distribuição de tensões no material. A presença da trinca altera significativamente o campo de tensões, concentrando tensões na região da ponta da trinca, o que pode levar a uma falha prematura do material. Essa análise é crucial para entender como defeitos como trincas afetam a integridade estrutural de componentes sob carga.

Figura 65 – Distribuição Contínua da Tensão de Von Mises CAE 3D



AUTOR

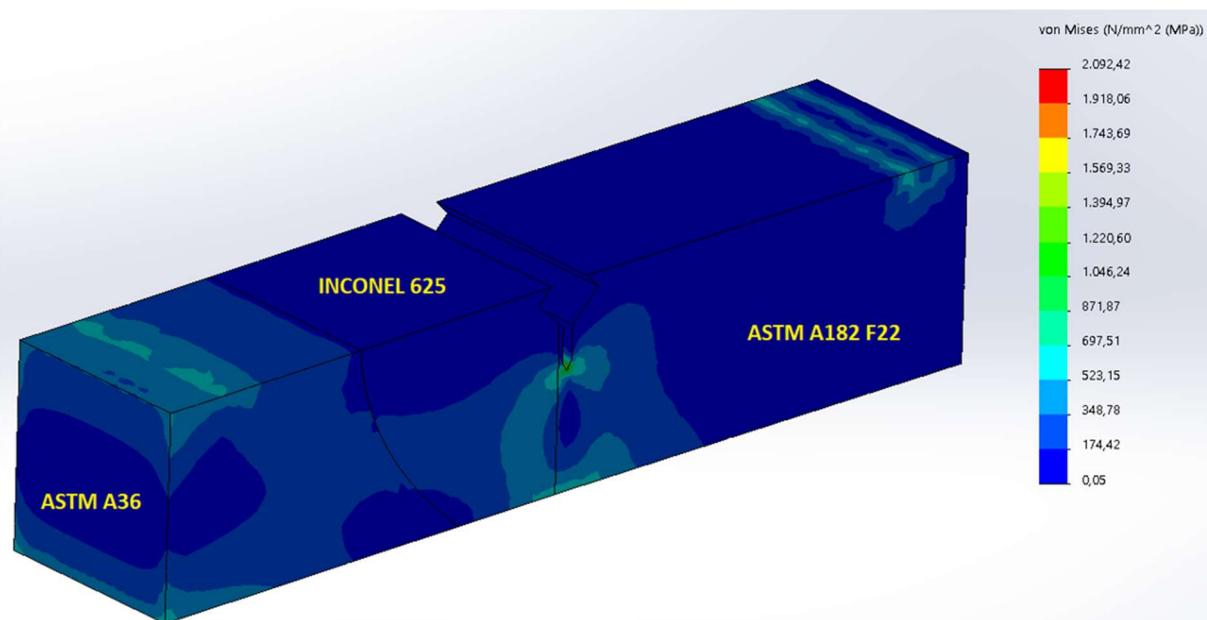
Tabela 14 – Propriedades do Estudo

Tipo de análise	Não Linear - Análise Estática
Tipo de malha	Malha sólida
Hora inicial	0 Segundos
Hora final	165 Segundos
Incremento de tempo	5 Segundos
Fórmula de grande deslocamento:	Ativada
Fórmula de grande deformação:	Ativada
Tipo de Solver	Large Problem Direct Sparse
Opções de união incompatíveis	Simplificada
Técnica de controle:	Força
Técnica iterativa:	NR (Newton-Raphson)
Método de integração	Newmark

AUTOR

A geometria exerce influência sobre o comportamento dos campos de tensão no material, destacando-se sobretudo a tensão gerada na região da ponta da trinca (2092,42 MPa), como pode ser observado na figura 65. Em virtude da dissimilaridade existente, observam-se campos de tensão assimétricos no corpo de prova, onde tensões maiores são geradas no aço ASTM A36 (à direita) devido às maiores deformações localizadas na região de interação com o cutelo, a partir da aplicação da carga.

Figura 66 – Distribuição da Tensão de Von Mises CAD 3D com Dicretização Elemento da Malha



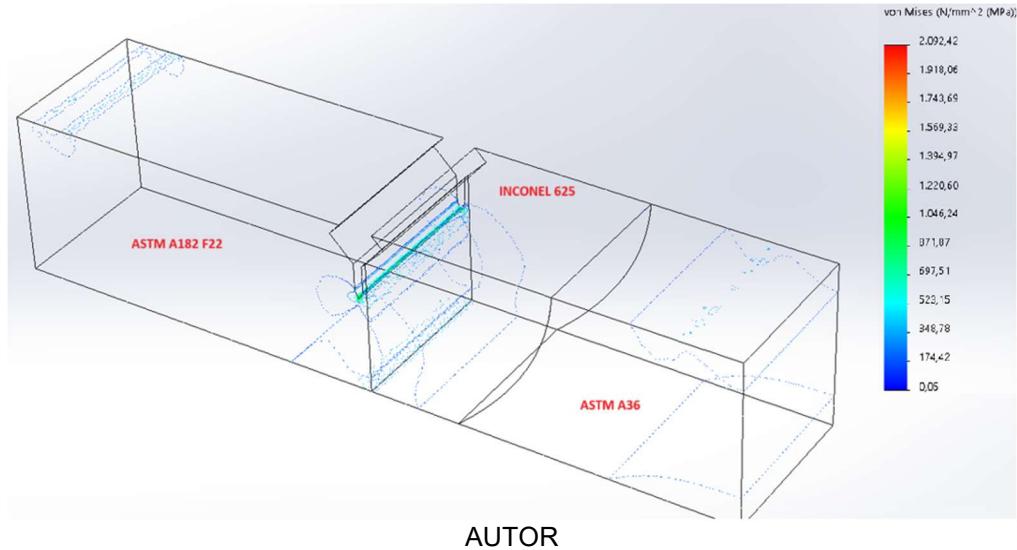
AUTOR

A figura 66 ilustra a elasticidade do corpo de prova, destacando que, devido à deformação elástica no extremo direito (ASTM A36), a região central esquerda, composta pelo Inconel 625, apresenta maiores tensões e deformações com relação ao ASTM A36.

Para uma melhor visualização dos limites de propagação da tensão no corpo de prova SE(B), originada no ponto de concentração de tensão mostrado na figura 67, os contornos dos campos de tensão são representados por pontos, com o corpo de prova SE(B) sendo apresentado de forma transparente, conforme figura 67. Assim, é possível observar o fluxo de tensão sendo transferido para a região menos resistente, composta pela combinação de Inconel 625 e ASTM A36.

Esse comportamento é esperado, já que a deformação plástica, guiada pelo movimento das discordâncias do material, tende a seguir o caminho de menor resistência mecânica (DIETER, 1998).

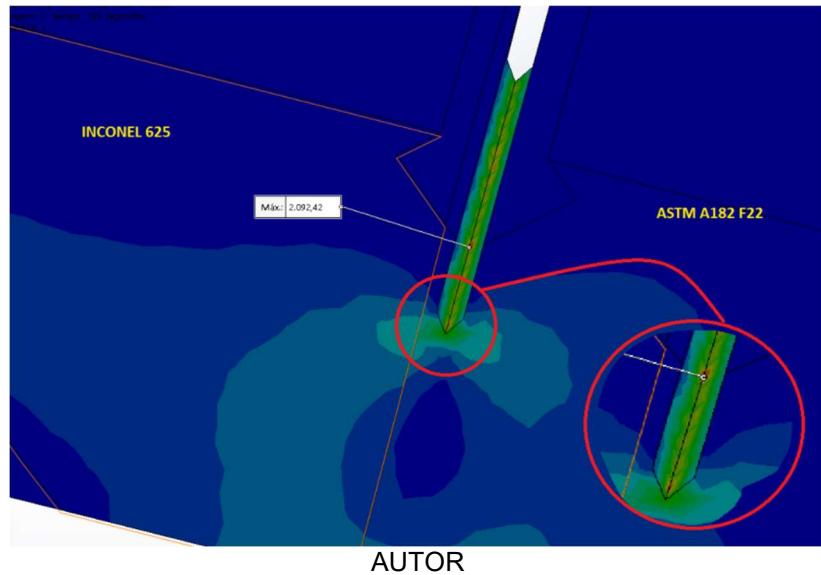
Figura 67 – Distribuição em Volume da Tensão de Von Mises (MPa) CAE 3D.



A figura 68 destaca o ponto de máxima concentração de tensão localizado na ponta da trinca, evidenciando a região mais crítica do material. Esse ponto representa a área onde a tensão atinge valores suficientes para superar a resistência local, tornando-se o local provável para o início da propagação da trinca (ALMEIDA, 2018).

Esse comportamento é característico de materiais submetidos a condições de carregamento intensas, em que a concentração de tensão na ponta da trinca gera deformações localizadas que podem levar ao avanço da falha.

Figura 68 – Ponto de Máxima Tensão de Von Mises (2092,42 MPa) CAE 3D.

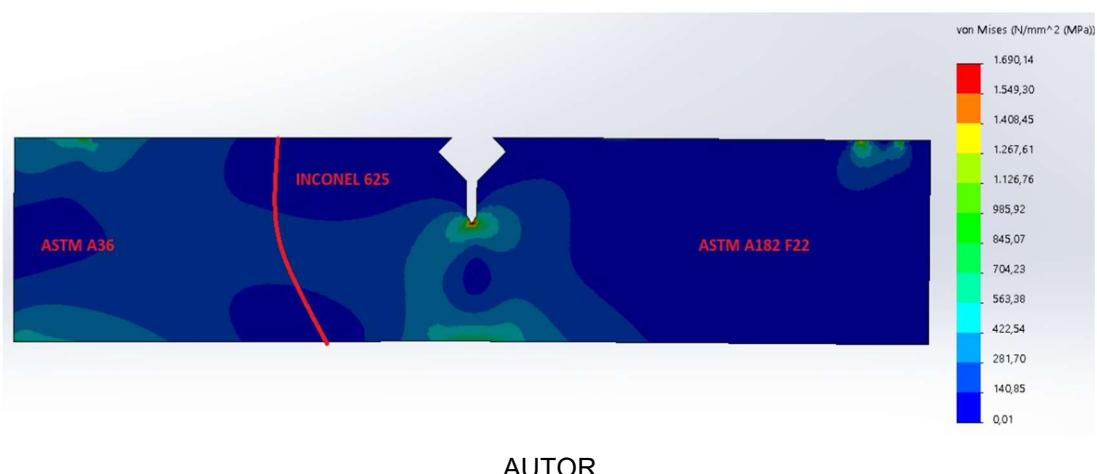


O perfil não simétrico das tensões observado na amostra acima é resultado direto do comportamento elástico dos materiais que a compõem.

Na figura 69 a título de aproximação da análise efutada para amostra 3D, apresenta-se o comportamento das tensões de Von Mises, no estado plano de tensão para uma amostra 2D. O lado direito do corpo de prova, composto por material de menor resistência mecânica (ASTM A36 + Inconel 625), também apresenta um comportamento diferente, com maiores tensões e deformações concentradas nessa região.

Essa distribuição não uniforme de tensões e deformações é uma consequência direta da dissimilaridade dos materiais utilizados na amostra (SANTOS, 2023; CASTRO & MEGGIOLARO, 2002.).

Figura 69 – Distribuição Continua da Tensão de Von Mises Estado Plano de Tensão



A tabela 15 mostra as propriedades do ensaio utilizado para simulação da figura 68.

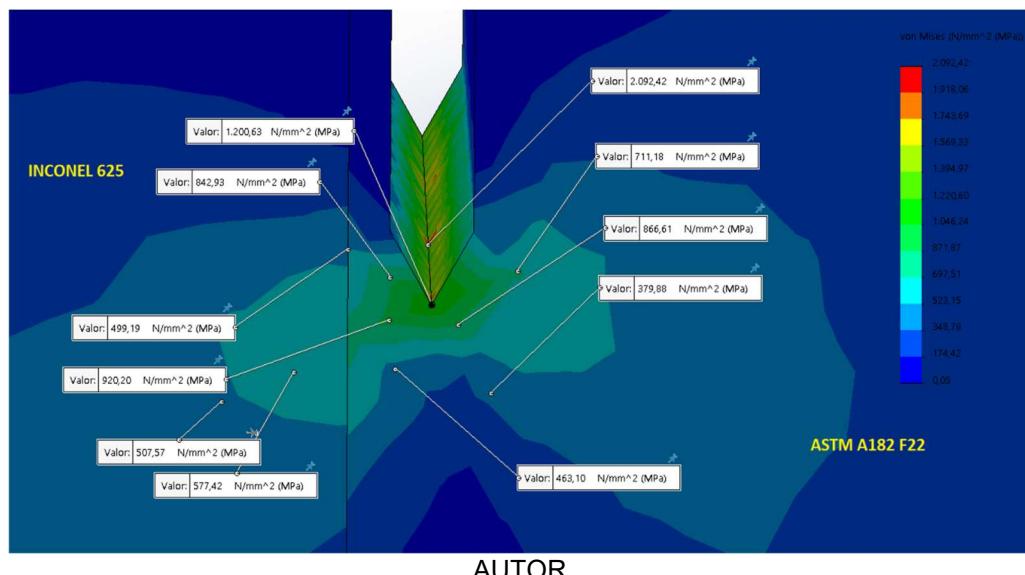
Tabela 15 – Propriedades do Estudo

<b>Tipo de análise</b>	Não linear - Análise estática Simplificação 2D
<b>Tipo de malha</b>	Malha 2D Plana
<b>Hora inicial</b>	0 Segundos
<b>Hora final</b>	165 Segundos
<b>Incremento de tempo</b>	5 Segundos
<b>Fórmula de grande deslocamento:</b>	Ativada
<b>Tipo de Solver</b>	Large Problem Direct Sparse
<b>Opções de união incompatíveis</b>	Simplificada
<b>Técnica de controle:</b>	Força
<b>Técnica iterativa:</b>	NR (Newton-Raphson)
<b>Método de integração</b>	Newmark

AUTOR

A ilustração na figura 70 possibilita a visualização mais próxima da região do entorno da ponta da trinca, considerada uma região crítica. Fica evidenciado a crescente triaxialidade presente na região, em direção ao valor máximo, conforme figura 66.

Figura 70 – Comportamento das Tensões na Região da Ponta da Trinca e Entorno CAE 3D.

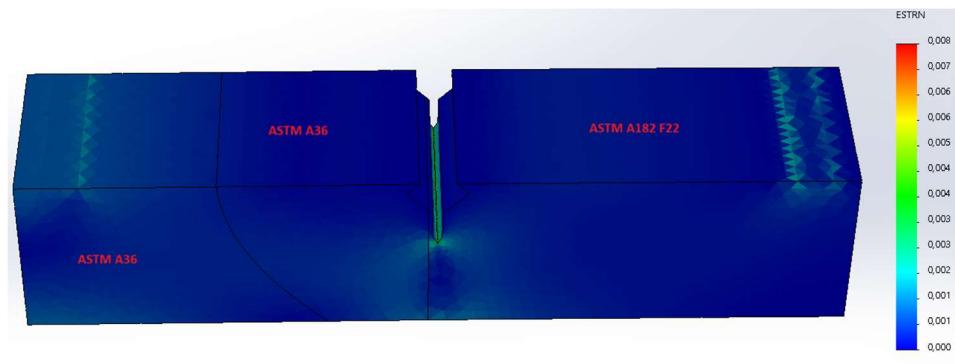


Devido às altas tensões na região da ponta da trinca, apontada pela figura 68, que ultrapassam a tensão de escoamento do material, deformações plásticas serão

induzidas nessa área. A presença de materiais dissimilares na amostra resulta em uma distribuição não uniforme das propriedades mecânicas, o que influencia diretamente o comportamento da deformação plástica (ANDERSON, 2005; PUC-RIO, 2015; MODENESI, s.d.).

A figura 71 ilustra esse fluxo preferencial de deformação plástica, mostrando como a deformação se concentra e se propaga de maneira específica em maior densidade para o lado de menor resistência mecânica devido às diferenças nas propriedades dos materiais presentes na amostra. Esse comportamento é crucial para entender como a trinca pode se propagar e como a falha do material pode ocorrer em componentes compostos por materiais dissimilares.

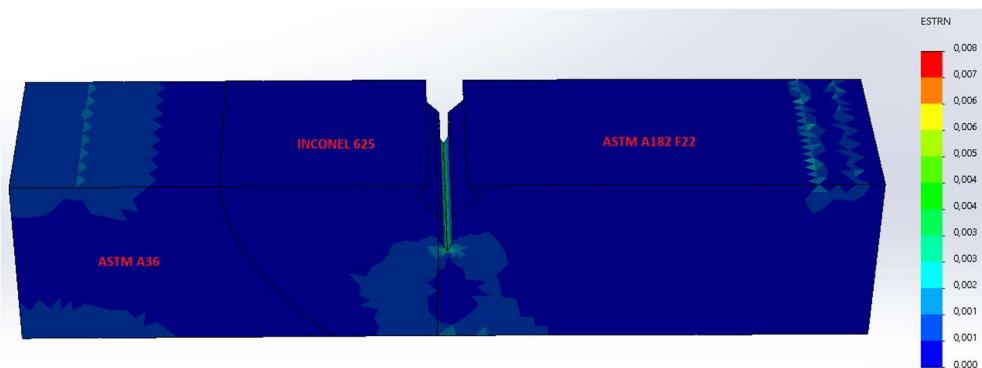
Figura 71 – Deformação Equivalente de Von Mises (Plastificação).



AUTOR

Para melhor compreensão e visualização do comportamento da deformação plástica na figura 71, optou-se pela realização da discretização da malha de cores, dessa forma é possível observar a região com maior fluxo preferencial de deformação plástica, através da figura 72.

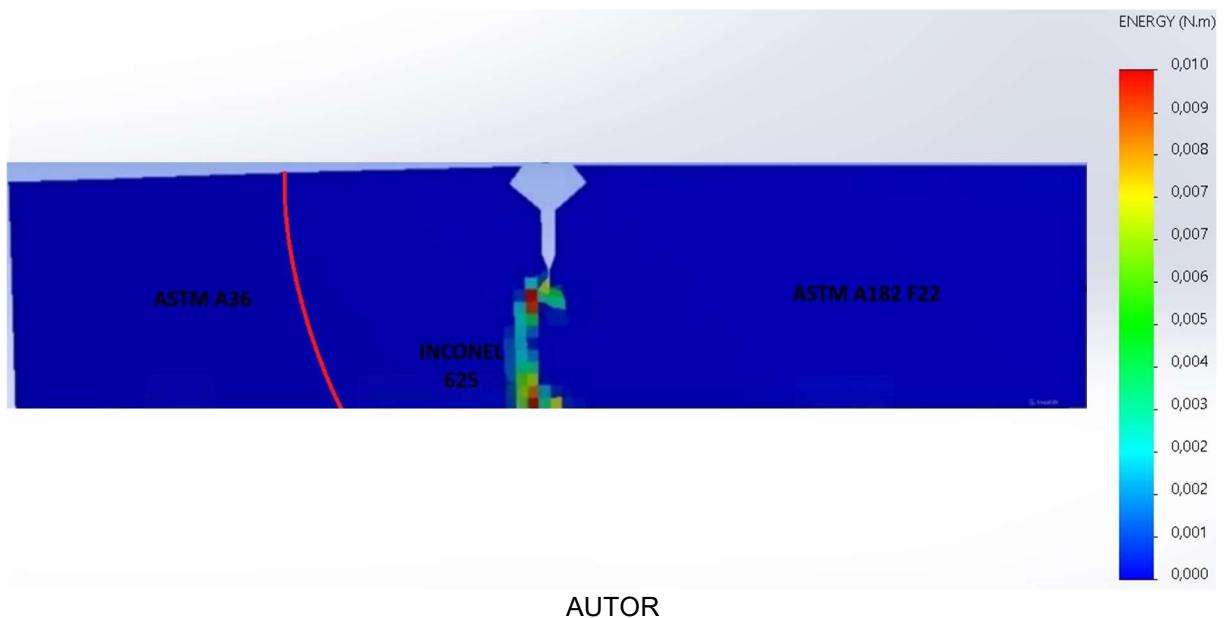
Figura 72 – Deformação Equivalente de Von Mises Discretizada.



AUTOR

Consoante a deformação plástica, a figura 73 evidencia o fluxo da energia de deformação plástica resultante do ensaio realizado.

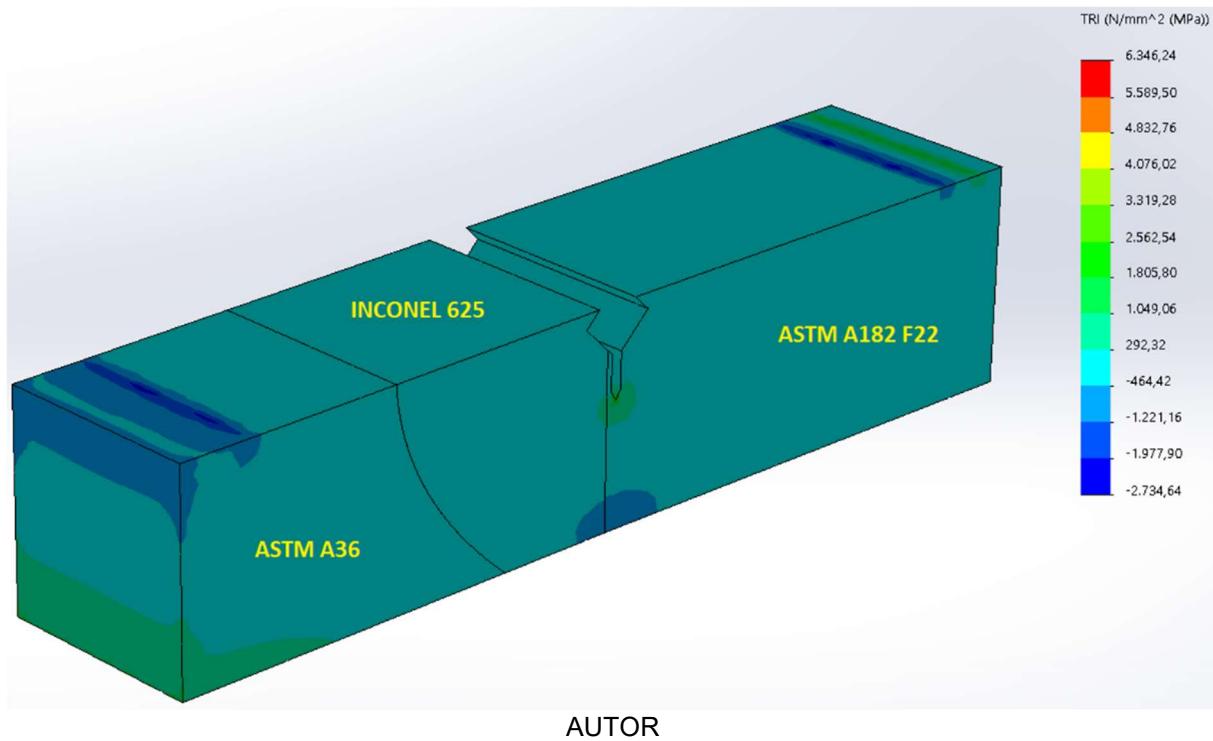
Figura 73 – Energia de Deformação Plástica.



Muitos trabalhos analisaram o comportamento da trinca em diversas juntas soldadas dissimilares (Alves & Quirino, 2006). Foi observado um padrão de comportamento da trinca, com desvio para o material de menor resistência mecânica. Também foi relatado que a propagação da trinca é precedida por um fluxo preferencial de deformação plástica, como uma forma de direcionamento da trinca (BORGES, 2010).

A região de alta triaxialidade pode ser identificado na figura 70. A região da ponta da trinca apresenta tensões de 6346,24 MPa, conforme mostrado na figura 74, um valor acima da tensão de ruptura do material Inconel que é 758,18 MPa. Esta triaxialidade é pontual, ou seja, regiões vizinhas apresentam tensões muito abaixo da tensão de escoamento do material, permanecendo no modo elástico (CARRASCO, 2011).

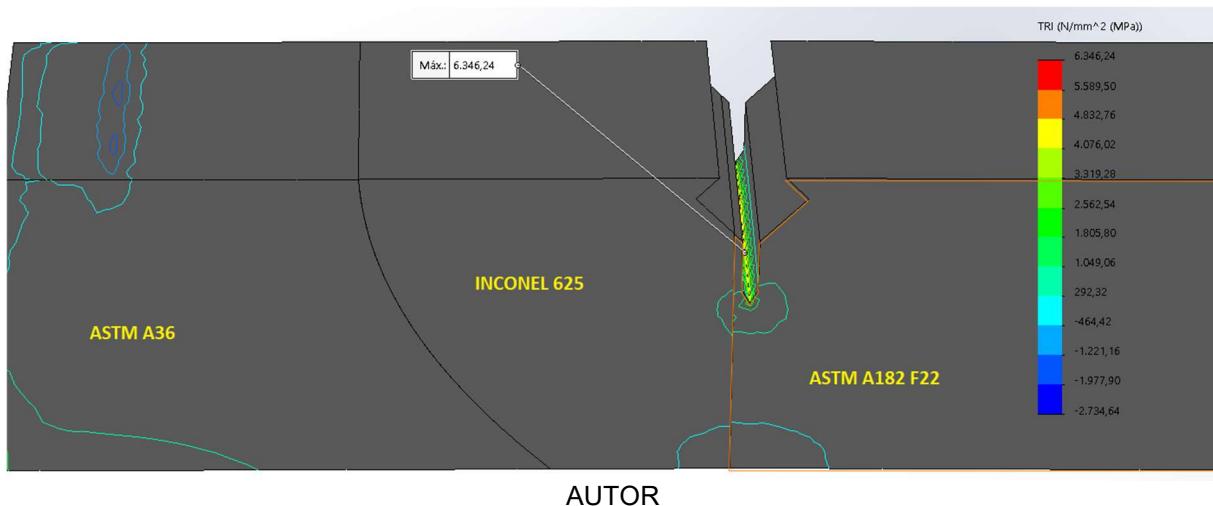
Figura 74 – Vista Superior do Ensaio de Flexão de 3 Pontos, apresentada na figura 66: Tensões Geradas no Espécime 3D (MPa) (Triaxialidade Discretizada).



A figura 75 apresenta uma perspectiva que possibilita a visualização da figura 74 da parte superior quanto da parte frontal, a qual permite identificar com mais exatidão a região onde está presente a situação mais crítica.

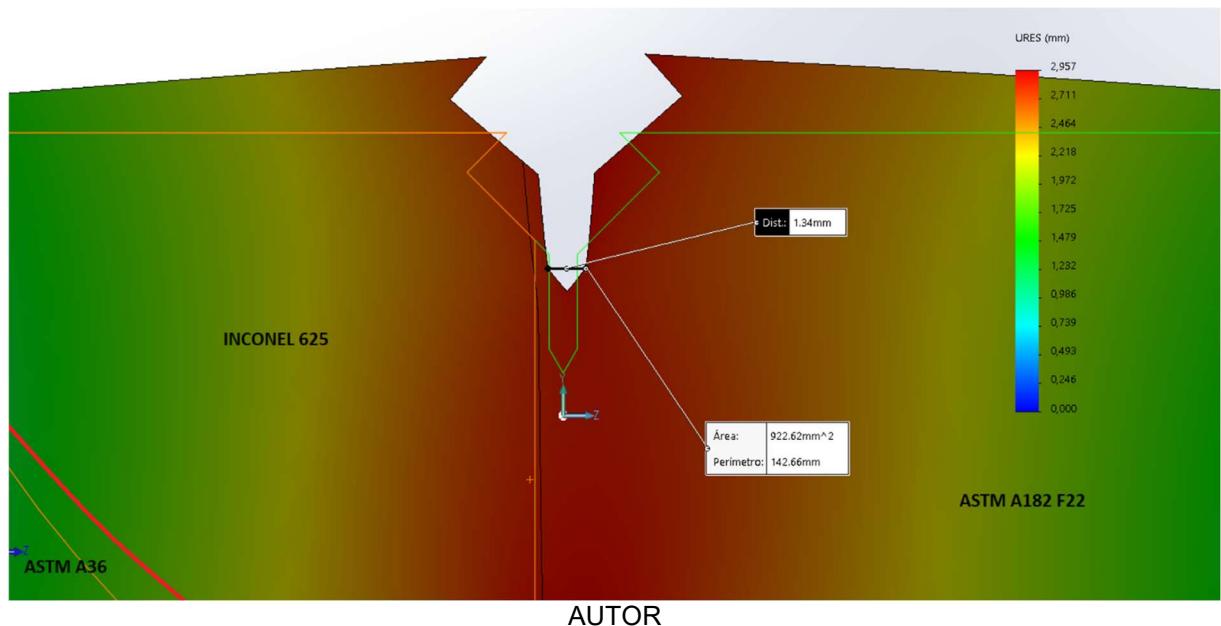
Trata-se da região próxima central do entalhe, pois essa localidade apresenta a maior tensão triaxial no material, uma vez que é a região onde a componente z detém maior valor, intensificando assim a triaxialidade no local.

Figura 75 – Triaxialidade da Figura 74 em Campos de Tensão



A partir disso, a figura 76 apresenta uma abertura da ponta da trinca de 1,34 mm, obtida de acordo com tabela 7. Comparando o resultado do CTOD obtido por (SILVA, 2018) da tabela 6, obteu-se um CTOD de 0,34 mm. Um erro relativo de 5,93% em relação ao valor experimental obtido por (SILVA,2018).

Figura 76 – Abertura da Ponta da Trinca (CTOD = 1,34 mm – 1 mm = 0,34 mm)



Fazendo uso da equação 46 e 64, é possível determinar o fator de intensidade de tensão igual  $171,31 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  e o valor para a Integral  $J$  igual a  $159,24 \text{ J/m}^2$  para o CTOD determinado a partir da figura 76. No trabalho de (SILVA,2018) não foi realizado o cálculo da Integral  $J$ , este trabalho traz uma extensão para seus resultados.

O resultado acima obtido neste trabalho, aparece com uma discrepância em relação aos obtidos por (SILVA,2018) para o fator de intensidade de tensão, dessa forma aplicando um fator de correção geométrico de 0,3 para trincas curtas e geometrias que dissipam menos energia até sua fratura, já para a Integral  $J$  foi adotado o fator de correção para corpos de prova SE(B) de 2. A partir disso, obtem-se para fator de intensidade de tensão o valor de  $98,95 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , a dissertação de Jerônimo Peixoto Athayde Pereira (USP, 2004) apresenta métodos de extração de fatores de intensidade de tensão utilizando o método dos elementos finitos generalizados (MEFG).

O trabalho mostra que valores de  $K$  na faixa de 90 a 100  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  são compatíveis com materiais metálicos submetidos a carregamentos mistos e

geometrias típicas de corpos de prova SE(B), já para a Integral J de 286,62 kJ/m<sup>2</sup>. A conversão entre CTOD para Fator de Intensidade de Tensão, assim como para a Integral J foi realizado conforme norma ASTM E1820.

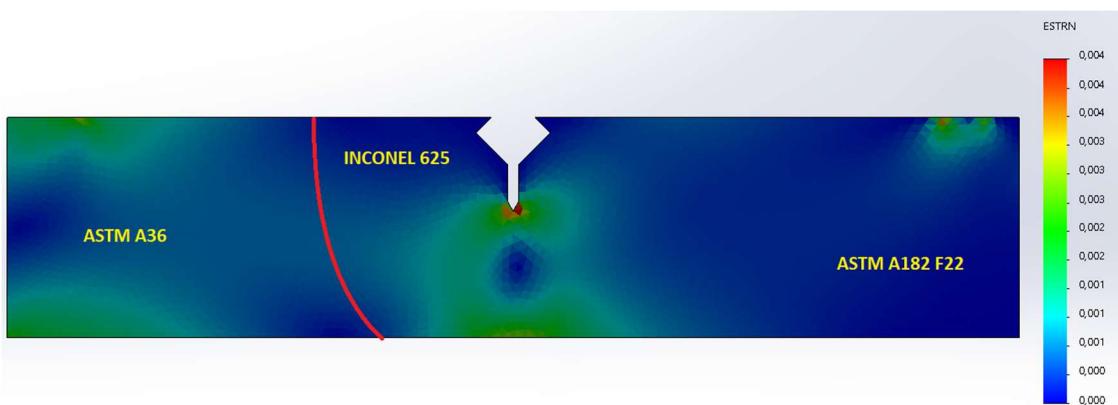
No estudo realizado por (ALVES, 2021), foi avaliada a deposição da liga Inconel 625 sobre o aço AISI 4130 utilizando o processo de soldagem por eletrodo revestido (SMAW). Os ensaios de tenacidade à fratura indicaram que o valor da Integral J obtido para os corpos de prova soldados foi de aproximadamente 213,2 kJ/m<sup>2</sup>, evidenciando a elevada resistência à propagação de trincas da liga mesmo após o processo de soldagem. Esse resultado está em conformidade com os parâmetros estabelecidos pela norma ASTM E1820 para avaliação da resistência à fratura de materiais metálicos.

A partir de um outro estudo desenvolvido na dissertação de Rosana Vilarim da Silva (USP, 1998) avalia a tenacidade à fratura de soldas de alta resistência e baixa liga pelo método da Integral J, utilizando corpos de prova SE(B). Os valores obtidos da Integral J para materiais com microestrutura dúctil estão na faixa de 250 a 300 kJ/m<sup>2</sup>, o que valida o uso de  $J = 286,62 \text{ kJ/m}^2$  como representativo para materiais metálicos dúcteis.

Uma menor área de deformação sob o estado de deformação plana foi observada após análise numérica da amostra 2D, conforme apresenta-se na figura 77.

Esse fato justifica-se pela triaxialidade presente no material, com seu valor máximo próximo ao centro da amostra, resultando em tensões hidrostáticas as quais não geram deformações no material (BURBA, 2018).

Figura 77 – Deformação Plástica no Estado Plano de Deformação.



A Análise Não - Linear Estática estrutural fornecem os campos de tensão e deformação na vizinhança da ponta da trinca, porém não possibilitam simular a propagação da trinca. Com intuito de visualizar a trajetória da trinca, buscou-se através da ferramenta do Solidworks de Análise Não – Linear Dinâmica para evidenciar tal fenômeno, tendo as propriedades desse estudo mostrada na tabela 16.

Após alguns testes, optou-se por uma análise explícita a qual permitiu a visualização da propagação da trinca no material. Na análise explícita, realizada no Solidworks Simulation: Análise Dinâmica Não - Linear, os parâmetros adotados foram os mesmos do ensaio de flexão de 3 pontos anteriormente realizado.

Entretanto, nesse tipo de análise é originalmente uma modelagem de impacto a altas velocidades ( $>10\text{m/s}$ ), pois os efeitos dinâmicos passam ser relevantes, sendo bastante diferente de um carregamento quase estático.

A partir de cerca de 10 m/s, a energia cinética é significativa e a resposta do material depende da taxa de deformação. Por isso, softwares como SolidWorks Simulation usa análise dinâmica explícita para esses casos.

Em virtude disso, foram realizadas simulações testes a fim de observar os comportamentos dos campos de tensão e deformação gerados no espécime, para observar a sensibilidade do material à taxa de carregamento e desta forma validar a utilização dessa ferramenta no escopo pretendido.

Figura 78 – Campo de Tensão Gerada na Análise Dinâmica Não - Linear.

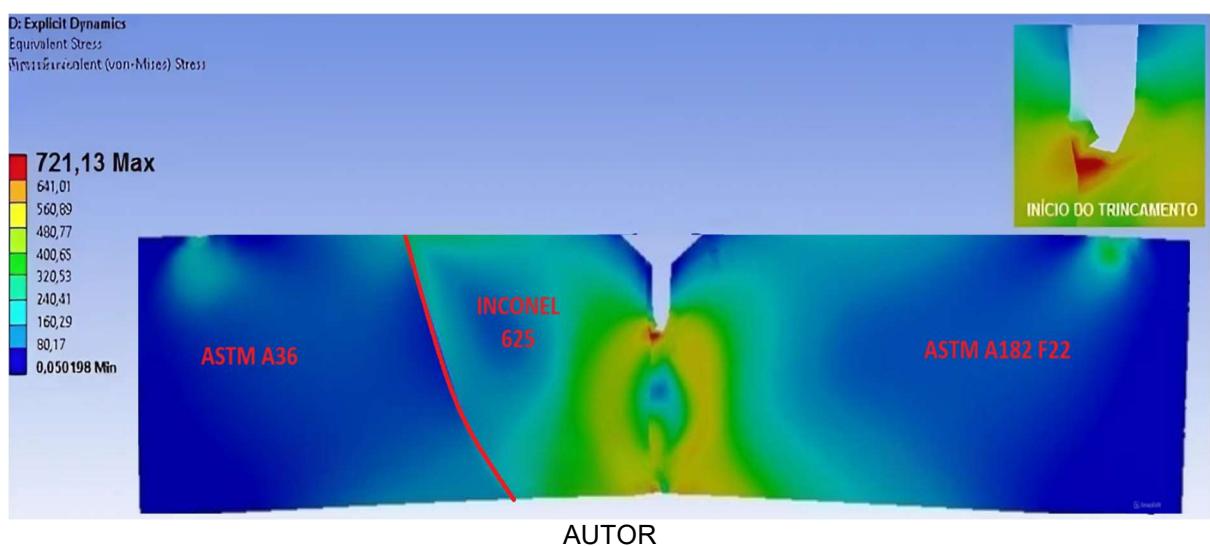


Figura 79 – Campo de Deformação Gerado na Análise Dinâmica Não - Linear.

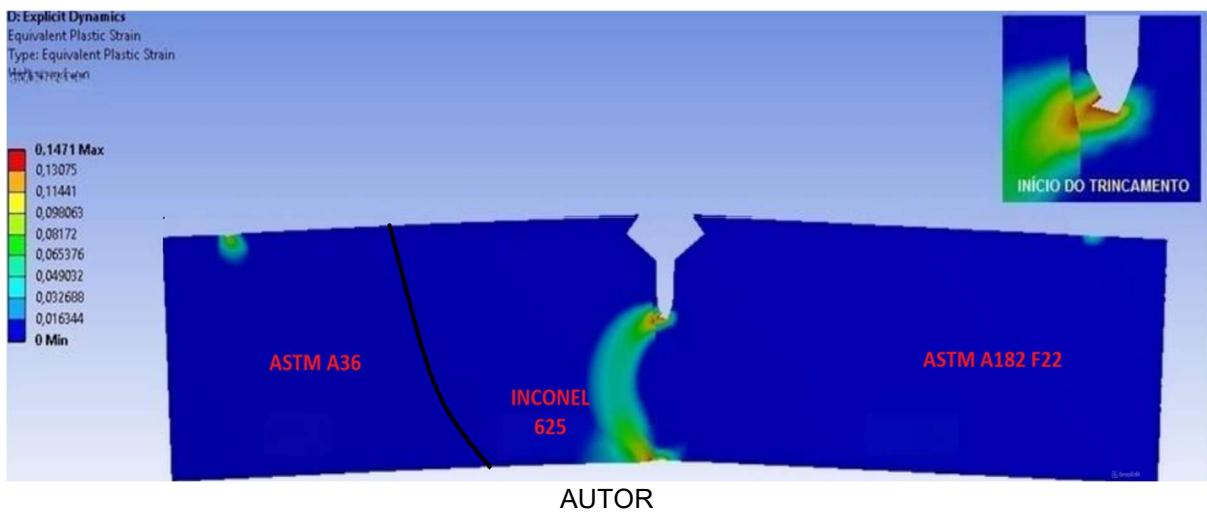


Tabela 16 – Propriedades dos Estudo

Nome do estudo	Tensão de Von Mises Não Linear Dinâmica CAD3D
Tipo de análise	Não linear - Dinâmico
Tipo de malha	Malha sólida
Hora inicial	0 Segundos
Hora final	165 Segundos
Incremento de tempo	5 Segundos
Fórmula de grande deslocamento:	Ativada
Fórmula de grande deformação:	Ativada
Tipo de Solver	Large Problem Direct Sparse
Opções de união incompatíveis	Simplificada
Técnica de controle:	Força
Técnica iterativa:	NR (Newton-Raphson)
Método de integração	Newmark

AUTOR

As figuras 78 e 79 apresentam uma análise qualitativa dos campos de tensão e deformação da amostra submetida à simulação dinâmica não-linear de impacto, onde é possível observar detalhadamente o início do processo de trincamento.

Embora o material apresente respostas diferentes em cada análise, foi possível identificar semelhanças nos comportamentos dos campos de tensão e deformação entre a análise quase estática e a análise dinâmica não - linear. Essas semelhanças são particularmente notáveis em relação à orientação dos deslocamentos nos respectivos campos de deformação. Com base nessa similaridade de comportamento, foi desenvolvida uma modelagem para visualizar uma possível trajetória da trinca.

Essa abordagem permite uma melhor compreensão do comportamento da trinca e pode ser útil para prever e mitigar falhas em componentes críticos. A propagação da trinca foi simulada considerando um critério de falha baseado no limite de resistência do material, fixado em 25%. Nesse ponto, o elemento é considerado falho e é removido da análise, simulando a ruptura do material.

Com a aplicação desse critério, a simulação prosseguiu até o colapso total do corpo de prova, permitindo visualizar o processo de falha do material sob carga. As figuras subsequentes apresentam o estado final do corpo de prova após a propagação completa da trinca, oferecendo uma visão detalhada do mecanismo de falha.

A Figura 80 apresenta a amostra fraturada e os campos de tensão gerados no momento da fratura do material, evidenciando a distribuição assimétrica das tensões principais e a concentração localizada na ponta da trinca. Já a Figura 81 mostra uma amostra de referência, indicando o caminho preferencial de crescimento da trinca até a fratura do corpo de prova, bem como o fluxo dominante da deformação plástica.

Figura 80 – Campos de Tensão Durante a Fratura do Corpo de Prova.

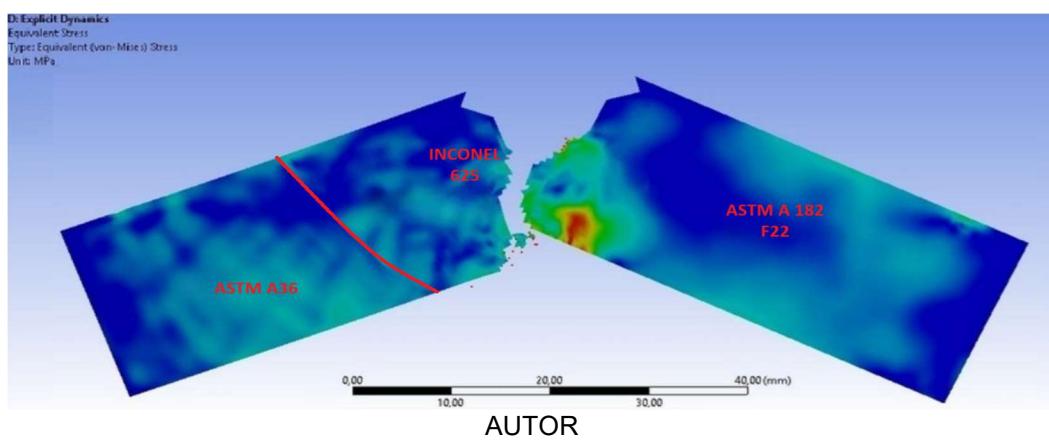
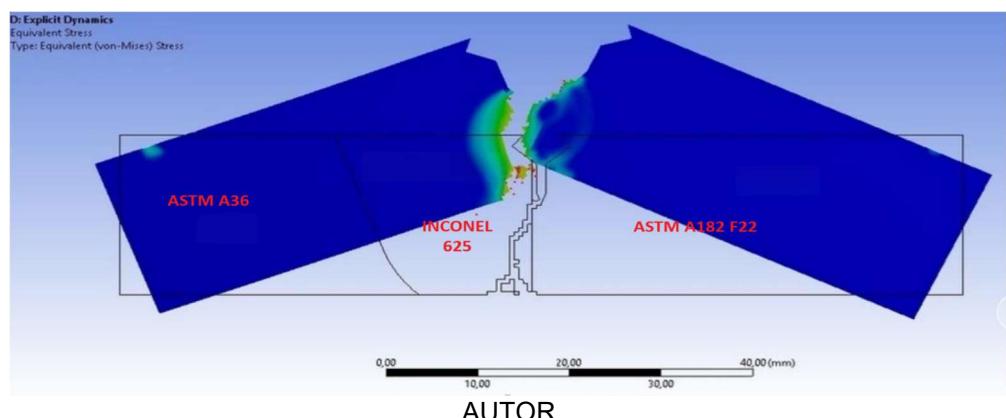


Figura 81 – Campos de Deformação Durante a Fratura do Corpo de Prova.



Essa simulação sugere que a trinca se propaga na direção do material de menor resistência, o que está em conformidade com o fluxo plástico preferencial anteriormente observado. Esse comportamento é típico de materiais dúcteis, nos quais a trinca tende a seguir regiões de maior deformação acumulada, especialmente sob condições de carregamento assimétrico ou multiaxial.

A convergência dos resultados numéricos foi verificada por meio do refinamento da malha e do aumento progressivo da carga aplicada, o que permitiu observar pequenas variações nos valores de energia de deformação e deformação equivalente. Essa estabilidade indica que o material encontra-se em regime plástico estável, onde a resposta estrutural é dominada por deformações permanentes e a análise estática não linear se mostra adequada para capturar os efeitos locais de concentração de tensão e redistribuição de esforços.

A partir da Figura 64, foi realizado um controle refinado de malha na região do entalhe, conforme ilustrado na Figura 82. Esse refinamento é essencial para garantir a precisão na captura dos gradientes de tensão e deformação próximos à ponta da trinca, onde ocorrem os fenômenos críticos de nucleação e propagação da falha. A densidade de elementos na malha influencia diretamente a resolução dos campos de tensão e a confiabilidade dos parâmetros de fratura extraídos, como CTOD, J-integral e fator de intensidade de tensão.

Figura 82 – Controle de Malha na Região do Entalhe (Refinamento).

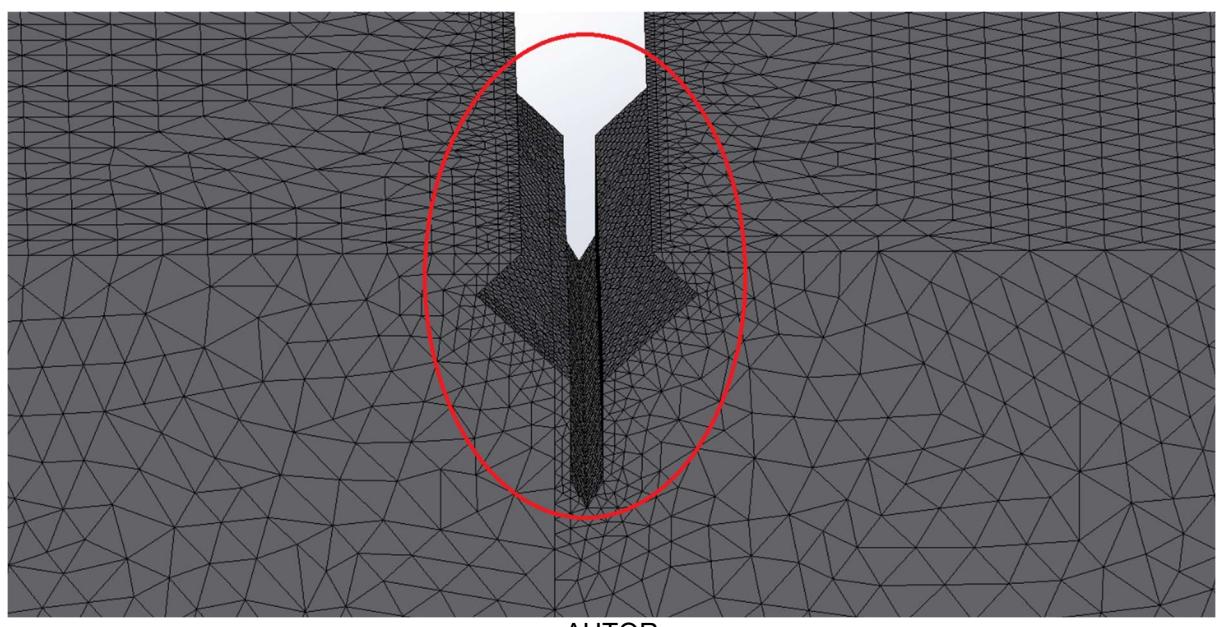
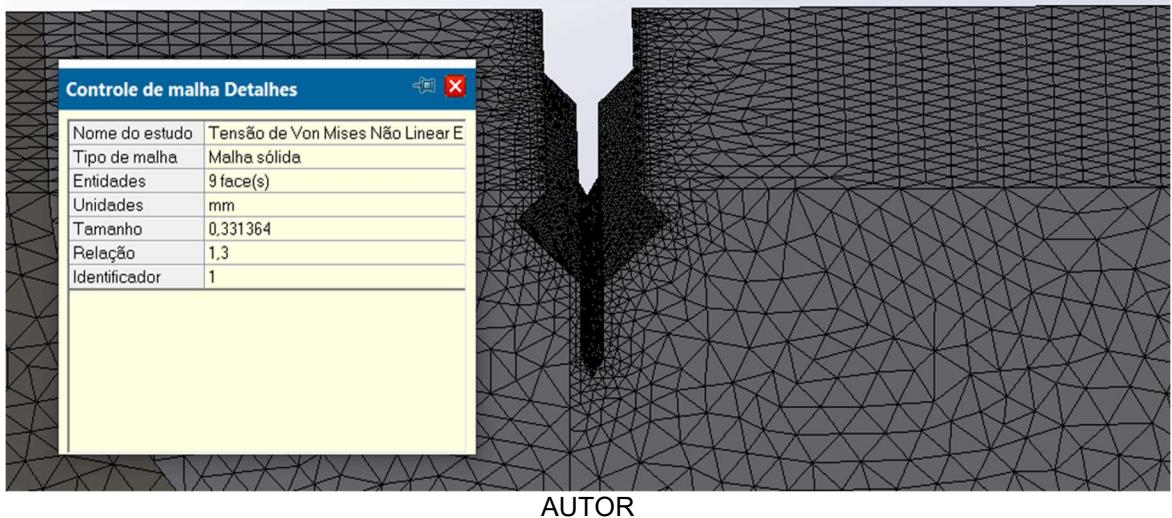


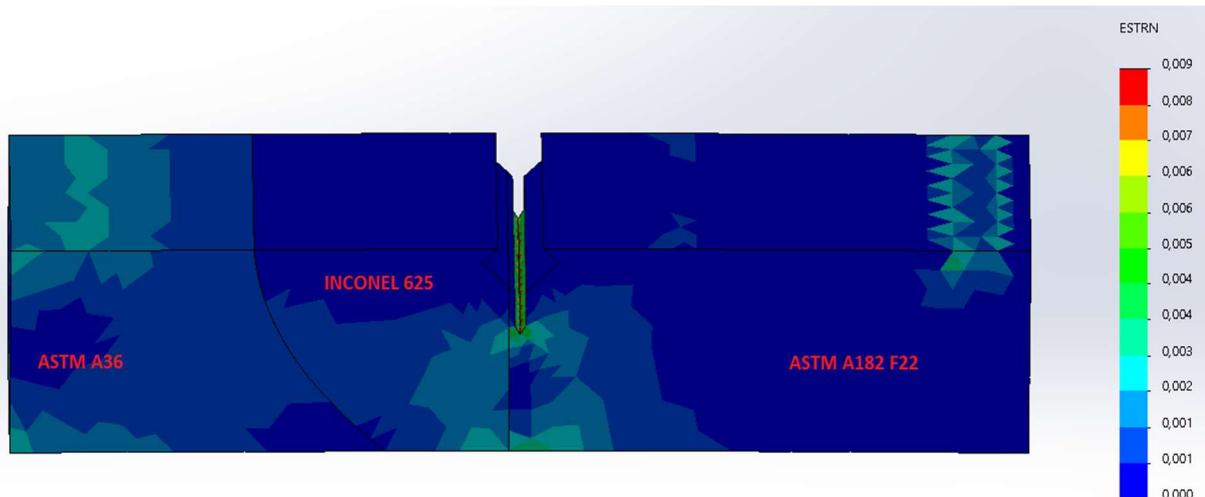
Figura 83 – Propriedades do Controle de Malha na Região do Entalhe (Refinamento).



Para as condições de análise presentes nas figuras 64, 82 e 83 obtemos a Deformação Equivalente de Von Mises da figura 84 e Energia de Deformação da figura 85.

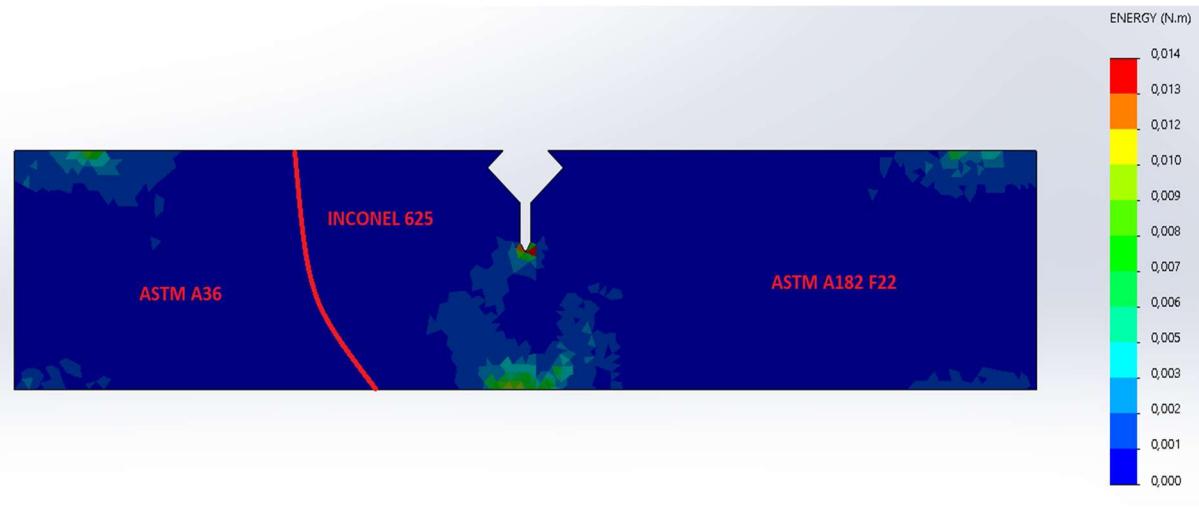
Mantendo as mesmas propriedades do estudo presente na tabela 11 foi possível determinar a nova Deformação Equivalente presente na figura 84, como também a nova Energia de Deformação da figura 85 para uma carga de 45 kN.

Figura 84 – Deformação Equivalente (Plasticidade)



AUTOR

Figura 85 – Energia de Deformação Total



AUTOR

O estudo desenvolvido para as figuras 84 e 85 utilizou uma configuração específica de parâmetros de malha e controle de malha, detalhados nas tabelas 17 e 18. Esses parâmetros foram cuidadosamente definidos para garantir a precisão dos resultados, permitindo capturar adequadamente os gradientes de tensão e deformação esperados na simulação.

A aplicação dessa configuração de malha, que foi essencial para a obtenção de resultados consistentes e confiáveis, está ilustrada na figura 86, onde é possível observar como a discretização foi implementada no modelo analisado.

Tabela 17 – Propriedades da Malha (Refinada)

<b>Tipo de malha</b>	Malha sólida
<b>Gerador de malhas usado:</b>	Malha com base em curvatura
<b>Pontos Jacobianos</b>	4 Pontos
<b>Tamanho máximo de elemento</b>	0,927819 mm
<b>Tamanho de elemento mínimo</b>	0,927819 mm
<b>Plotagem de qualidade de malha</b>	Alta
<b>Total de nós</b>	650238
<b>Total de elementos</b>	443721
<b>Proporção máxima</b>	9,7347
<b>% de elementos com Proporção &lt; 3</b>	99,1
<b>% de elementos com Proporção &lt; 10</b>	0
<b>% de elementos distorcidos(Jacobiana)</b>	0
<b>Tempo para conclusão da malha (hh:mm:ss):</b>	00:00:20

AUTOR

Tabela 18 – Propriedades do Controle de Malha no Entalhe

Nome do controle de malha	Imagen do controle de malha	Detalhes do controle de malha
Controle Entalhe		Entidades: 9 face(s) Unidades: mm Tamanho: 0,185564 Relação: 0,185564

AUTOR

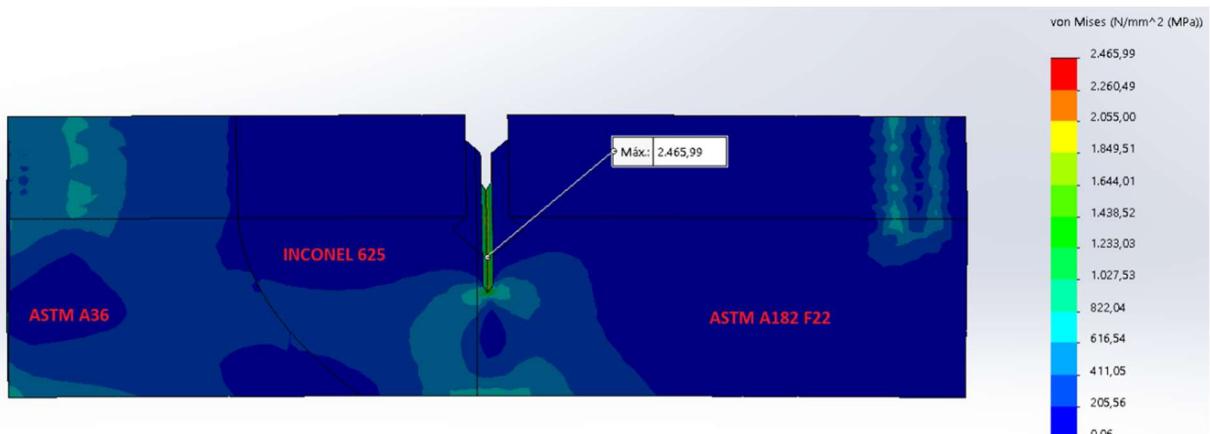
Figura 85 – Refino da Malha e Controle de Malha na Região de Entalhe



AUTOR

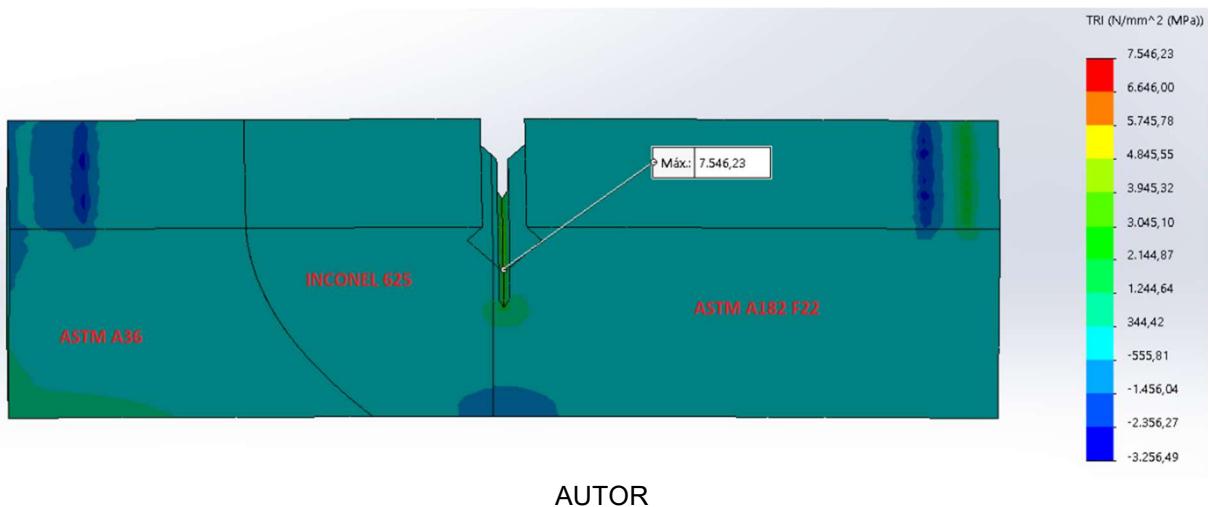
A figura 87 mostra o aumento da tensão equivalente de Von Mises, assim como a figura 88 apresenta o aumento da tensão triaxial na ponta da trinca para o refino de malha apresentado na figura 85.

Figura 87 – Aumento da Tensão Equivalente de Von Mises



AUTOR

Figura 88 – Aumento da Tensão Triaxial na Ponta da Trinca



A constância na deformação equivalente e na energia de deformação em neste cenário com concentração localizada de tensão, como na ponta de uma trinca, pode ser explicada pela forma como esses parâmetros são calculados. A deformação equivalente, frequentemente calculada como uma média global ou ponderada por volume, dilui os efeitos das concentrações locais devido ao pequeno volume da região plastificada em relação ao modelo total (MASCÍA, 2021; PINHO & TAVARES, 2010).

Da mesma forma, a energia de deformação, sendo integrada ao longo do modelo, apresenta uma contribuição limitada da zona plastificada, enquanto o restante do sistema permanece em regime elástico. A tensão triaxial predominante na ponta da trinca, caracterizada pela elevada tensão hidrostática, restringe a deformação plástica global e favorece modos de falha, como fratura frágil ou cavitação, especialmente em materiais dúcteis (GANHARUL, 2012.).

Antes da propagação da trinca, ocorre uma plastificação localizada, que funciona como um mecanismo de alívio de tensão, retardando o avanço da trinca e representando o comportamento típico de materiais como aço, alumínio e cobre. A ocorrência desses fenômenos na simulação demonstra que o modelo está funcionando corretamente (MANDAI, 2010.).

Portanto, a constância observada nos parâmetros globais de deformação e energia, mesmo em cenários de alta concentração de tensão, é uma consequência direta da metodologia de cálculo adotada. A compreensão desses efeitos é essencial para a correta interpretação dos resultados de simulações e para a previsão de falhas em componentes estruturais submetidos a condições críticas.

## 7 CONCLUSÕES

Este trabalho teve como objetivo a simulação numérica do comportamento de uma junta soldada dissimilar utilizada em equipamentos offshore com presença de uma trinca de fadiga. A partir dos resultados obtidos através da análise numérica utilizando um software comercial baseado no método dos elementos finitos, em consonância com os conceitos fundamentais apresentados neste trabalho de dissertação, pôde-se concluir:

- 1) Conclui-se que, em Juntas Soldadas Dissimilares (JSDs), o fluxo de deformação plástica ocorre no sentido do material de menor resistência mecânica, devido a falta de restrições geradas e baixo potencial de encruamento entre os materiais, influenciando diretamente no percurso da trincas e a integridade estrutural;
- 2) As simulações numéricas de propagação de trincas realizadas neste trabalho evidenciaram que a trajetória de crescimento da trinca, segue o fluxo da deformação plástica, conforme figura 71, 72, 77, 78 e 80 deste trabalho;
- 3) A ruptura e propagação da trinca na junta soldada dissimilar composta pelo ASTM A36, Inconel 625 e ASTM A182 F22 ocorre para uma tensão triaxial de 6367,25 MPa, Fator de Intensidade de Tensão de 98,95 MPa. $\sqrt{m}$  e Integral J de 286,62 J/mm<sup>2</sup> pecorre o caminho da energia de deformação, concentrada ao lado do corpo de prova de menor resistência mecânica, composto pelo ASTM A36 e Inconel 625;
- 4) O valor de CTOD de 0,34 mm com erro relativo de 5,93% ao valor determinado por (SILVA,2018), constatando a proximidade entre o experimento numérico e o experimental;
- 5) Ao longo da plastificação e propagação da trinca, existiu aumento da Tensão Equivalente de Von Mises com o refino de malha, associado a uma constância da Energia de Deformação e Deformação Equivalente.

## 8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As análises realizadas levaram em consideração o tipo de dissimilaridade e a localização da trinca específico dessa junta soldada, limitando-se a uma análise direcional da trinca baseado nos comportamentos dos campos de tensão e deformação decorrentes de uma amostra trincada.

Para um maior aprofundamento sobre esse assunto, alguns estudos são sugeridos a partir de questionamentos gerados em virtude dos resultados obtidos, como forma de prossecução do trabalho desenvolvido nesta dissertação. A seguir são listadas algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Realizar um estudo numérico com juntas soldadas dissimilares a fim de observar a influência de outros fatores no comportamento estrutural do material: largura corpo de prova, profundidade da trinca, esbeltez da solda, grau de dissimilaridade e ligamento remanescente;
- Realizar um estudo numérico para calcular os parâmetros de tenacidade à fratura do material para o caso de uma junta soldada heterogênea;
- Validar através de software mais robusto os valores do Fator de Intensidade de Tensão e Integral  $J$ , determinados neste trabalho de forma analítica.

## 9 REFERÊNCIAS

- ALVES, D. N. L. Análise da Dinâmica de Propagação da Trinca em Juntas Soldadas Dissimilares. In: ABCM. Congresso Nacional de Engenharia Mecânica 2016. [S.l.].
- ANDERSON, T. L. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. 3 ed. [S.l.]: CRC, 2005. ISBN 978-1-4200-5821-5.
- ASTM E 1820. Standard Test Method for measurement of fracture Toughness. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). Philadelphia, 1996.
- BARENBLATT, G. The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture. Advances in Applied Mechanics, v. 7, p. 55 – 129, 1992.
- BORGES, M. L. M. Análise de Propagação de Trincas por meio da Mecânica da Fratura. 2010. 178 p. Dissertação (Engenharia de Estruturas) – Universidade Federal de Minas Gerais.
- BURGOS, Diego. Avaliação da Vida à Fadiga em Materiais Homogêneos e Juntas Soldadas Incluindo Efeitos de Fechamento de Trinca. 2012. 185 p. Dissertação – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- COOPER, D. et al. Design and manufacture of high performance hollow engine valves by additive layer manufacturing. Materials & Design, v. 69, p. 44-55, 2015.
- DAI, Lippold. Tempering Behavior of the Fusion Boundary Region of an F22/625 Weld Overlay. Welding Journal, vol. 96, p. 467-480-s, Dez., 2017.
- DAI, Lippold. The Effect of Postweld Heat Treatment on Hydrogen-Assisted Cracking of F22/625 Overlays. Welding Journal, p. 75-90s, mar., 2018a.
- DAI; LIPPOLD. Tempering effect on the fusion boundary region of alloy 625 weld overlay on 8630 steel. Welding in the World, 2018b.
- DET NORSKE VERITAS – DNV. Submarine Pipeline Systems – DNV-OS-F101. Veritasveien 1, n.1322 Høvik, Norway, 2008.
- Empresa de Pesquisa Energética (EPE). MUDANÇAS CLIMÁTICAS E TRANSIÇÃO ENERGÉTICA, Epe.gov.br, 2023. Disponível em: . Acesso em: 16 fev. 2024.
- Fracture Mechanics of Dissimilar Welds de S. S. Wang et al., publicado na Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 115, No. 3, 1993.
- HAHKARAMI, Pirouz; SIDBORN, Magnus. Simulation of Helium transport in fractured rocks: Implementation of a dual continuum model in DarcyTools. Journal of Contaminant Hydrology, Volume 253, 2023, 104123, ISSN 0169-7722, <https://doi.org/10.1016/j.jconhyd.2022.104123>.
- HOMEM, Thiago. Reinjeção de gás no pré-sal gera valor para a sociedade, Petróleo Hoje, disponível em: . Acesso em: 16 fev. 2024.

- INGLIS, C. Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners. *Transactions of the Institute of Naval Architects*, v. 55, p. 219 – 241, 1913.
- IRWIN, G. Plastic Zone Near a Crack and Fracture Toughness. *Sagamore Research Conference Proceedings*, v. 4, p. 63 – 78, 1961.
- IRWIN, G. R. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, v. 24, p. 361 – 364, 1957.
- JIN, Z. et al. The effects of nonproportional loading on the elastic-plastic crack-tip field. *Engineering Fracture Mechanics journal*, v. 169, p. 18 – 34, 2017.
- KIM, Y.; OH, C. Finite element limit analyses of under-matched tensile specimens. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 73, p. 1362 – 1378, 2006.
- KIRSCH, G. Die theorie der elastizität und die bedürfnisse der festigkeitslehre. *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure*, v. 42, p. 797 – 807, 1898.
- MANDAI, J. T. Determinação de Parâmetros Para Crescimento de Trinca em Ligas Metálicas: Modelagem e Experimentação. 2010. 162 p. Dissertação (Ciências Mecânicas) — Universidade de Brasília.
- Mechanical Behavior of Dissimilar Welds de K. J. Kirkhope et al., publicado na *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 76, No. 12, 1999.
- MITEVA, R.; TAYLOR, N. General Review of Dissimilar Metal Welds in Piping Systems of Pressurized Water Reactors, Including WWER Designs. Eur 22469 en. \[S.I.\], 2006.
- OROWAN, E. Fracture and Strength of Solids. *Reports on Progress in Physics*, v. 12, p. 185 – 232, 1948.
- PACHOUD, A.; MANSO, P.; SCHLEISSL, A. New parametric equations to estimate notch stress concentration factors at butt welded joints modeling the weld profile with splines. *Engineering Failure Analysis*, v. 72, p. 11 – 24, 2017. ISSN 13506307.
- PANORAMA OFFSHORE. Bons indicativos para o petróleo em 2017. 2016. Disponível em: <<http://www.panoramaoffshore.com.br/offshore/bons-indicativos-para-o-petroleo-em-2017>> Acesso em: 25/12/2025.
- PIPPAN, R.; FLECHSIG, K.; RIEMELMOSER, F. Fatigue crack propagation behavior in the vicinity of an interface between materials with different yield stresses. *Materials Science and Engineering: A*, v. 283, p. 1 – 2, 2000.
- PORTO E NAVIOS. Petrobras e Total avançam na aliança estratégica com a assinatura. Disponível em: <<https://www.portosenavios.com.br/noticias/ind-naval-e-offshore/37018-petrobras-e-total-avancam-na-alianca-estategica-com-a-assinatura-de-novos-acordos>> Acesso em: 26/12/2016.
- RABELLO, E. G. Uma Nova Proposta para Inclusão dos Efeitos da Perda de Restrição à Plasticidade na Caracterização do Comportamento à Fratura de Aços Ferríticos.

2005. 158 p. Tese (Ciências de Tecnologia Nuclear - Reatores) — Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares.

RICE, J. Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, v. 35, p. 379 – 386, 1968.

RODRÍGUEZ, H. Z. Efeito da Tensão Nominal no Tamanho e Forma da Zona Plástica. 2007. 85 p. Dissertação (Engenharia Mecânica) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

SHIH, C. F. Relationship between the J-integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 29, p. 305 – 326, 1981.

SolidWorks 2022: A Step-by-Step Guide de Randy Shih, publicado pela SDC Publications, 2022.

SolidWorks for Dummies de Greg Harvey, publicado pela Wiley Publishing, 2019.

SolidWorks Simulation: A Guide to Finite Element Analysis de David C. Planchard, publicado pela SDC Publications, 2020.

SUMPTER, J. D. G.; TURNER, C. E. Method for Laboratory Determination of Jc. Cracks and Fracture. *ASTM STP 601*, American Society for Testing and Materials., Philadelphia, p. 3 – 15, 1976.

VISHNUvardhan, S. et al. Quasi-cyclic fracture studies on stainless steel welded straight pipes with circumferential through-wall crack in the weld. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 149, p. 33 – 42, 2017. ISSN 0308-0161.

WANG, H. T. et al. Numerical Investigation of Ductile Crack Growth Behavior in a Dissimilar Metal Welded Joint. *Nuclear Engineering and Design*, v. 241, p. 3234 – 3243, 2011. ISSN 00295493.

WELLS, A. A. Unstable crack propagation in metals, cleavage and fast fracture. In: COLLEGE OF AERONAUTICS, CRANFIELD. Proc. Crack Propagation Symposium. [S.I.], 1961. v. 1, p. 210 – 230.

ZERBST, U. et al. Review on Fracture and Crack Propagation in Weldments - A Fracture Mechanics Perspective. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 132, p. 200 – 276, 2014.

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