



Universidade Federal da Paraíba
Centro de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Mestrado - Doutorado

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

por

Daniel Nicolau Lima Alves

Dissertação de Mestrado apresentada à Universidade Federal
da Paraíba para obtenção do grau de Mestre

Daniel Nicolau Lima Alves

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

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PPGEM, da Universidade Federal da Paraíba, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Cavalcanti Rodrigues

**João Pessoa
2017**

A474a Alves, Daniel Nicolau Lima.

Análise numérica de uma junta soldada dissimilar utilizada em equipamentos off-shore / Daniel Nicolau Lima Alves.- João Pessoa, 2017.

102 f. : il.-

Orientador: Proº. Drº. Marcelo Cavalcanti Rodrigues.
Dissertação (Mestrado) – UFPB/CT

1. Engenharia Mecânica. 2. Trinca. 3. Campos de Tensão.
4. Campos de Deformação. 5. Análise Numérica. I. Título.

UFPB/BC

CDU – 621(043)

ANÁLISE NUMÉRICA DE UMA JUNTA SOLDADA DISSIMILAR UTILIZADA EM EQUIPAMENTOS OFF- SHORE

por

DANIEL NICOLAU LIMA ALVES

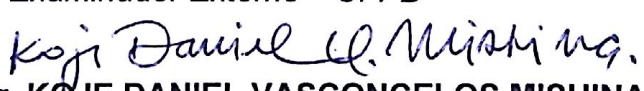
Dissertação aprovada em 23 de janeiro de 2017

Período letivo 2016.2


Prof. Dr. MARCELO CAVALCANTI RODRIGUES
Orientador – UFPB


Prof. Dr. JOÃO BOSCO DE AQUINO SILVA
Examinador Interno – UFPB


Prof. Dr. JOSÉ GONÇALVES DE ALMEIDA
Examinador Externo – UFPB


Prof. Dr. KOJE DANIEL VASCONCELOS MISHINA
Examinador Externo - UFPB

Dedico este trabalho aos meus pais, Jorge Nicolau Alves e Célia Maria Lima Alves, aos meus irmãos, Rafael Nicolau Lima Alves e André Nicolau Lima Alves, à minha dinda, Marizete de Abreu Lima.

Agradecimentos

Primeiramente a Deus, pois Ele me fortalece a cada dia para que eu possa enfrentar os desafios encontrados pelo caminho, fazendo das minhas conquistas um alicerce para novas conquistas.

Aos meus pais, Jorge e Célia, que sempre me incentivaram, apoiaram incondicionalmente em minhas decisões, me aconselhando e me ajudando nos momentos mais críticos.

A Rafael e André, meus irmãos, sempre presente em todas as etapas da minha vida, fator importantíssimo para o meu crescimento pessoal.

A Maraizete Lima, minha dinda, minha madrinha, torcedora ferrenha, minha segunda mãe.

A Julyana Quirino, namorada, colega de curso e amiga sempre me apoiando em busca do meu melhor.

Aos meus familiares, amigos e afilhado Kaíque, vocês foram e são extremamente importantes na minha vida.

Ao Professor Dr. Marcelo Cavalcanti Rodrigues, meu orientador, pela confiança e oportunidade de participação no programa ANP - PRH 54 e pelo apoio e orientações ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. José Gonçalves de Almeida, sempre disponível com discussões e contribuições para o enriquecimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. João Alves que disponibilizou o computador no CEAR, indispensável para as realizações das simulações numéricas e conclusão deste trabalho.

Aos professores do curso, foi um privilégio passar por uns e uma superação por outros, todos contribuíram para minha conquista e crescimento.

Aos nobres colegas, amigos de curso e do Laboratório de Integridade e Inspeção que ajudaram a tornar essa etapa mais prazerosa.

A ANP e a empresa Queiroz Galvão pelo apoio financeiro, através do programa PRH-54.

“A ciência explica o que é, a engenharia cria o que nunca foi. . .” (Shigley, 2005).

Resumo

A busca pela eficiência estrutural nos sistemas mecânicos tem sido fortemente empregada com intuito de otimização econômica e garantia da seguridade estrutural, principalmente. Nesse sentido, a eficiência estrutural está apoiada na predição de potenciais falhas, que com o advento das ferramentas computacionais, situações de criticidade estrutural são previamente detectadas através de simulações numéricas aplicadas. Estudos realizados nos últimos anos têm buscado compreender a resposta dos materiais à presença de trincas em juntas soldada dissimilares, porém ainda não suficientes para desvendar totalmente as respostas de tenacidade à fratura decorrente da 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. Sendo assim, avaliações de tenacidade à fratura tornaram-se aplicações correntes na elaboração de projetos e análises de integridade estrutural dos componentes e sistemas mecânicos. Trabalhos experimentais apresentaram significativos desvios da trinca de ensaio em relação ao plano da pré - trinca de fadiga, na direção do material mais dúctil presente nas juntas soldadas dissimilares. Este trabalho analisa 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 a tubulações presentes nas linhas de produção de petróleo offshore investigado por Almeida (2014). A amostra da junta soldada (SE(B)) apresenta uma trinca localizada a 1mm da interface AISI 8630M-INCONEL 625, a qual provoca alta triaxialidade no material. O desvio da trinca em juntas soldadas dissimilares pode ser relacionado aos campos de tensão de deformação gerados na região da vizinhança da ponta da trinca. Resultados numéricos mostram o comportamento dos campos de tensão e campos de deformação gerados a partir dos carregamentos impostos. Foram observadas regiões com tensões críticas, evidenciadas através da ferramenta numérica de método de elementos finitos. Também foi observado um fluxo plástico preferencial no espécime de junta soldada dissimilar, o qual a literatura afirma ser um prenúncio da trajetória de crescimento da trinca. As análises numéricas apresentaram significativa acuracidade em relação ao fluxo plástico e a trinca desenvolvida durante os testes realizados. Os resultados obtidos apresentam concordância com a literatura e com o estudo experimental de Almeida (2014).

Palavras-Chaves: trinca, campos de tensão, campos de deformação, análise numérica.

Abstract

The search for structural efficiency in the mechanical systems has been strongly used with the purpose of economic optimization and structural safety assurance, mainly. In this sense, the structural efficiency is supported in the prediction of potential failures, that with the advent of the computational tools, situations of structural criticality are previously detected through numerical simulations applied. Studies carried out in recent years have sought to understand the response of materials to the presence of cracks in dissimilar welded joints, but not yet sufficient to fully uncover fracture toughness responses due to the heterogeneity present in these joints. This union type of mechanical components is widely used in the industry worldwide, especially in the oil and gas sector. Thus, fracture toughness evaluations have become current applications in the design and structural integrity analysis of components and mechanical systems. Experimental work presented significant deviations from the test crack in relation to the fatigue pre - crack plane, towards the soft material present in dissimilar welded joints. This work analyzes the behavior of the crack tip zone, from the perspective of fracture mechanics, located in a dissimilar butyl welded joint used to join flanges to pipelines present in the offshore oil production lines investigated by Almeida (2014). The weld joint sample (SE (B)) shows a crack located 1mm from the AISI 8630M-INCONEL 625 interface, which causes high triaxiality in the material. The deviation of the crack in dissimilar welded joints may be related to the stress and strain fields generated in the crack tip vicinity. Numerical results show the behavior of the stress fields and strain fields generated from the imposed loads. Critical stresses zones were observed, evidenced by the numerical tool of finite element method. A preferential plastic flow was also observed in the dissimilar welded joint specimen, which the literature claims to be a harbinger of the crack growth path. Numerical analysis presented significant accuracy in relation to the plastic flow and the crack developed during the tests performed. The results obtained are in agreement with the literature and the experimental study of Almeida (2014).

Keywords: crack, stress fields, strain fields, numerical analysis.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Cadeia de fornecimento da indústria de petróleo.	18
Figura 2 – Estimativa de preço do petróleo.	19
Figura 3 – Previsão de sondas de perfuração offshore em águas profundas. . .	20
Figura 4 – Gastos relacionados à exploração em águas profundas (2012 - 2016). .	21
Figura 5 – Mecanismos de nucleação, coalescência e propagação da trinca. .	25
Figura 6 – Regiões da solda.	26
Figura 7 – Distribuição das tensões residuais em uma junta soldada.	27
Figura 8 – Representação das linhas de força em uma material sem entalhe. .	28
Figura 9 – Fluxo das linhas de forças em materias com entalhes.	29
Figura 10 – Grau de agudez do entalhe.	29
Figura 11 – Linhas de fluxo de carregamento.	30
Figura 12 – Furo elíptico em uma placa plana.	31
Figura 13 – (a)Navio Liberty, (b) Avião Comet e (c) Plataforma Alexander Kielland. .	32
Figura 14 – Comparativo: Abordagem Clássica e Abordagem da Mecânica da Fratura e a interdependência de seus parâmetros.	33
Figura 15 – Região da ponta da trinca.	34
Figura 16 – Ligação atômica e energia de coesão.	35
Figura 17 – Placa plana com furo elíptico de espessura B.	38
Figura 18 – Modos de abertura de trinca.	42
Figura 19 – Tensões na vizinhança da ponta da trinca.	43
Figura 20 – Estimativas do tamanho da zona plástica r_y e r_p	46
Figura 21 – Zona plástica tridimensional.	48
Figura 22 – Representação do EPT e ETD no Círculo de Mohr.	49
Figura 23 – Embotamento da trinca.	50
Figura 24 – Tamanho efetivo da trinca.	51
Figura 25 – Modelo de Dugdale.	52
Figura 26 – Estimativa do CTOD à partir do modele <i>strip-yield</i>	53
Figura 27 – Abordagens alternativas de <i>CTOD</i>	54
Figura 28 – Grandezas geométricas relacionadas ao ensaio de Mecânica da Fratura via CTOD utilizando-se espécime tipo SE(B).	55
Figura 29 – Curva tensão-deformação de material linear e não-linear.	56
Figura 30 – Comparação entre o comportamento uniaxial elástico não-linear e elasto plástico.	57
Figura 31 – Contorno arbitrário entorno da ponta da trinca.	58
Figura 32 – Independência do caminho da Integral J	59

Figura 33 – 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.	61
Figura 34 – (a) Chapa tracionada representativa de um componente estrutural constituído de um material plasticamente deformável contendo uma trinca; (b) Corpo de prova convencional SE(B) em 3 pontos à flexão; (c) Zona de dominância J na região da ponta da trinca indicando a validade da mecânica da fratura monoparamétrica.	63
Figura 35 – Discretização de um modelo real.	65
Figura 36 – Aproximação do refinamento de malha.	65
Figura 37 – Representação do fluxo de dados no <i>Workbench</i>	67
Figura 38 – (a) Modelos usados no estudo de Pippan, Flechsig e Riemelmoser (2000) (b) representação da bifurcação da trinca.	69
Figura 39 – Variação do campo de deformação: (a) Espécime homogêneo; (b) e (c) espécimes dissimilares com trinca na solda; (d) espécime dissimilar com trinca na interface.	71
Figura 40 – Gráfico Tensão x Deformação: AISI 8630 M.	74
Figura 41 – Gráfico Tensão x Deformação: INCONEL 625.	75
Figura 42 – (a) Espécime SE(B) (Adaptada da ASTM E1820-11); (b) configuração do ensaio de flexão de 3 pontos SE(B).	76
Figura 43 – Dimensões e configuração do entalhe no espécime S(E) utilizado.	77
Figura 44 – Corpo de prova utilizada por Almeida (2014)	78
Figura 45 – Pontos de carregamento e apoio do ensaio CTOD.	78
Figura 46 – Esquema do ensaio CTOD realizada por Almeida (2014).	79
Figura 47 – Detalhe do ensaio CTOD realizada por Almeida (2014).	79
Figura 48 – Modelo CAD.	82
Figura 49 – Elemento quadrilateral PLANE183: Sólido estrutural 2D com 8 nós e GDL: UX, UY.	82
Figura 50 – Modelo CAD 2D.	83
Figura 51 – Elemento hexaédrico SOLID186: Sólido estrutural 3D com 20 nós e GDL: UX, UY, UZ (ANSYS, 2015).	83
Figura 52 – Modelo CAD 3D.	84
Figura 53 – Distribuição de tensão de von Mises em um espécime (a) sem trinca e (b) com trinca.	85
Figura 54 – Distribuição de tensões no estado plano de tensões.	86
Figura 55 – Deformação elástica modelo 2D.	87
Figura 56 – Comportamento das tensões na região da ponta da trinca.	87
Figura 57 – Fluxo preferencial da deformação plástica.	88
Figura 58 – Fluxo da energia de deformação.	88

Figura 59 – (a) Metodologia para cálculo do desvio da deformação plástica (b) Desvio da trinca em direção à interface em um ângulo de 71 ° como plano da pré trinca de fadiga observado por Almeida(2014).	89
Figura 60 – Ensaio de flexão de 3 pontos: tensões geradas no espécime 3D. . .	90
Figura 61 – Vista superior do ensaio de flexão de 3 pontos: tensões geradas no espécime 3D.	90
Figura 62 – Deformação plástica no estado de plano de deformação.	91
Figura 63 – Campo de tensão gerado na análise explícita.	92
Figura 64 – Campo de deformação gerado na análise explícita.	92
Figura 65 – Campos de tensão durante a fratura do corpo de prova.	93
Figura 66 – Campos de deformação durante a fratura do corpo de prova. . . .	93
Figura 67 – Medição do desvio da trinca.	94

Lista de tabelas

Tabela 1 – Dependência da relação d_n	62
Tabela 2 – Ensaio de tração do metal de base.	74
Tabela 3 – Ensaio de tração do metal de solda.	75
Tabela 4 – Valores de tensões dos materiais da amostra.	80
Tabela 5 – Carregamento médio utilizado no experimento de Almeida (2014). .	80

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	Ensaaios 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

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 1 para Estado Plano Tensão e 2 para Estado Plano Deformação
P	Força de Carregamento
SE(B)	Espécime de Ensaio de Flexão de Três Pontos em Barra com Trinca Simples
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
δ_c	CTOD Crítico
δ_{el}	Componente Elástica do CTOD
δ_{pl}	Componente Plástica do CTOD
δ	CTOD
d_n	Coeficiente de relação entre J e CTOD
E_b	Energia de Ligação Atômica
ϵ_{ij}	Tensor de Deformação
ϵ	Deformação Plástica

ϵ_z	Deformação na Direção Z
E	Módulo de Elasticidade do Material
η	Fator Função (a/W)
E_T	Energia Total do Sistema
f_{ij}	Função Adimensional de THETA
Γ_A	Contorno Fechado Arbitrário ABC
Γ_B	Contorno Fechado Arbitrário DEF
γ_p	Trabalho Plástico por Unidade de Área
Γ	Contorno Fechado Arbitrário da Integral J
γ_s	Energia de Superfície por Unidade de Área
G_c	Taxa de Liberação de Energia Crítica
$g_{ij}^{(n)}$	Função Adimensional de THETA
G	Taxa de Liberação de Energia
J_3	Terceiro Invariante da Tensão Deviatória
J_{el}	Componente Elástica da Integral J
J_{pl}	Componente Plástica da Integral J
J	Integral J
K_c	Fator de Intensidade de Tensão Crítico
K_{ic}	Fator de Intensidade de Tensão Crítico - Modo i (i = I, II ou III)
K_{IC}	Fator de Intensidade de Tensão Crítico - Modo I
K_i	Fator de Intensidade de Tensão - Modo i (i = I, II ou III)
K_I	Fator de Intensidade de Tensão - Modo I
K	Fator de Intensidade de Tensão
k_t	Fator de Concentração de Tensão
λ	Intervalo de Atuação da Força Coesiva
M	Dissimilaridade

μ	Módulo de Cisalhamento
ν	Número de Poisson
P_c	Força de Coesão entre os Átomos
Π_o	Energia Potencial de uma Placa sem Trinca
Π	Energia Potencial Fornecida pela Energia de Deformação Interna e Forças Externas
r_{fp}	Fator Rotacional Plástico
ρ	Raio de Curvatura
ρ_{zp}	Segmento da Zona Plástica
r_p	Raio da Zona Plástica
r	Raio em Relção à Ponta da Trinca
r_y	Raio da Região Afetada por uma Tensão Maior do que a Tensão de Escoamento do Material
σ_1, σ_2 e σ_3	Tensões Principais nas Direções 1, 2 e 3
σ_a	Tensão na Ponta da Trinca
σ_A	Tensão na Região de Concentração de Tensão
σ_c	Tensão Coesiva
σ_f	Tensão de Ruptura do Material
σ_{ij}	Tensor de Tensão no Ponto Próximo à Ponta da Trinca
σ_{MB}	Tensão Limite de Escoamento do Metal de Base
σ_{MS}	Tensão Limite de Escoamento do Metal de Solda
σ	Tensão Nominal
σ_x	Tensão Normal na Direção X
σ_y	Tensão Normal na Direção Y
σ_{YS}	Tensão de Escoamento do Material
σ_z	Tensão Normal na Direção Z
τ_{xy}	Tensão Cisalhante no Plano XY

τ_{yz}	Tensão Cisalhante no Plano YZ
τ_{zy}	Tensão Cisalhante no Plano ZY
θ	Ângulo entre a Linha de Propagação da Trinca e o Campo de Tensões
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

1	INTRODUÇÃO	18
1.1	OBJETIVOS	22
1.1.1	Objetivos Específicos	22
1.2	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	23
2	CONCEITOS FUNDAMENTAIS	24
2.1	DEFEITOS	24
2.2	JUNTAS SOLDADAS DISSIMILARES	26
2.3	CONCENTRADORES DE TENSÕES	28
2.4	MECÂNICA DA FRATURA	32
2.4.1	Mecânica da Fratura Linear Elástica	34
2.4.1.1	Balanço Energético de Griffith	37
2.4.1.2	Taxa de Liberação de Energia	41
2.4.1.3	Fator de Intensidade de Tensão	41
2.4.1.4	Correção da Zona Plástica de Irwin	45
2.4.1.5	Tensão Plana <i>versus</i> Deformação Plana	48
2.4.2	Mecânica da Fratura Elasto Plástica	49
2.4.2.1	<i>CTOD (Crack Tip Displacement Opening)</i>	50
2.4.2.1.1	<i>CTOD com base na Zona Plástica de Irwin</i>	50
2.4.2.1.2	<i>CTOD com base na Faixa de Escoamento</i>	52
2.4.2.1.3	<i>Abordagens Geométricas</i>	54
2.4.2.2	Integral <i>J</i>	55
2.4.2.2.1	<i>Construção de um Parâmetro Elasto Plástico</i>	56
2.4.2.2.2	<i>Caminho Independente da Integral J</i>	57
2.4.2.2.3	<i>Relação entre J, G e K</i>	59
2.4.2.2.4	<i>Relação entre J e CTOD</i>	60
2.4.3	Mecânica da Fratura Monoparamétrica	63
2.5	MÉTODOS NUMÉRICOS	64
2.5.1	Métodos de Elementos Finitos	64
2.5.2	ANSYS	66
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	68
4	METODOLOGIA	73
4.1	CARACTERIZAÇÃO DO ESTUDO DE CASO	73
4.1.1	Ensaio Flexão de 3 Pontos (SE(B))	76

4.2	MODELAGEM NUMÉRICA	77
4.2.1	Descrição do Problema	78
4.2.2	Considerações	80
4.2.3	Modelagem de Elementos Finitos	81
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	85
6	CONCLUSÕES	95
	Referências	97

1 INTRODUÇÃO

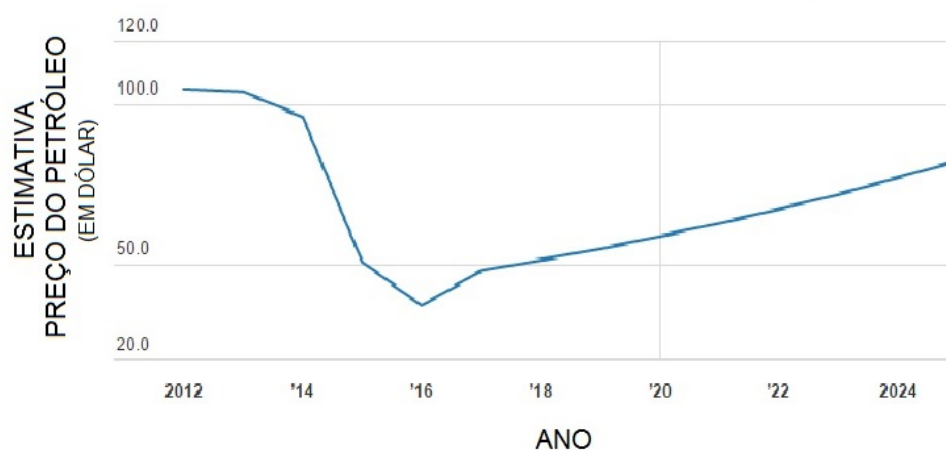
O atual cenário energético mundial apresenta uma grande dependência de petróleo, uma vez que, este representa cerca de um terço da fonte de energia mundial. Essa substância é a principal fonte mundial de energia e o combustível preferido para os transportes. Projeta-se que a demanda por petróleo cresça aproximadamente 25 % até 2040 (EXXOM MOBIL, 2014). Paralelamente, o gás natural é a fonte de energia com maior perspectiva de crescimento, em virtude também da sua utilização para produção de energia elétrica, esse com menores emissões de CO₂ em relação ao carvão mineral. A demanda global do gás natural deverá aumentar em cerca de 65 % no período 2010 - 2040 – sendo responsável por cerca de 40% do crescimento das necessidades energéticas globais. Além da importância energética, a atividade de exploração de petróleo suporta significativa rede de atividades econômicas direta e indiretamente. A cadeia de fornecimento da indústria de petróleo e gás envolve diversos setores pode ser observado na figura 1:

Figura 1 – Cadeia de fornecimento da indústria de petróleo.



Após um período pouco favorável último biênio (2014 - 2015), algumas medidas tem gerado boas perspectivas de expansão do setor. De acordo o relatório mensal (dezembro/16) da Agência Internacional de Energia (AIE) são esperadas baixas nas reservas mundiais de petróleo no primeiro trimestre de 2017, devido ao acordo de redução da produção de petróleo da ordem 0,6 milhão de barris por dia (mbd) entre países petroleiros. Consoante a esse acordo, o Banco Mundial estima uma crescente no preço global do petróleo em 2017. Estima-se alta de 25% nos preços petróleo e gás natural. A figura 2 apresenta o gráfico de estimativas de preço do petróleo nos próximos anos (PANORAMA OFFSHORE, 2016a; BANCO MUNDIAL, 2016).

Figura 2 – Estimativa de preço do petróleo.



<http://blogs.worldbank.org/opendata/es/cual-sera-el-precio-del-petroleo> (2016).

Em uma trajetória similar, a indústria de petróleo brasileiro, liderado pela Petrobras, passa por uma reestruturação do mercado por meio de importantes ações, a exemplo do fim da operação única no pré-sal e a realização de novos leilões a partir de 2017. Com isso, serão geradas novas oportunidades econômicas, o que desperta bastante interesse das empresas estrangeiras à aturem no mercado nacional (PETRO-NOTÍCIAS, 2016; PORTOS E NAVIOS, 2016).

Nos próximos quatro anos, a anglo-holandesa Shell projeta investir US\$ 10 bilhões no Brasil, com prioridade no pré-sal, como parte do projeto de tornar o Brasil um dos três principais destinos para investimentos do grupo Shell. Mesmo portadora de um vasto portfólio de exploração no Brasil, a Statoil sinalizou grandes aspirações no país nos próximos anos. A estatal nórdica investiu, US\$ 2,5 bilhões na compra de Carcará, ratificando a potencial capacidade de produção de petróleo no território brasileiro (ESTADÃO, 2016; EBC AGÊNCIA BRASIL, 2016b; STATOIL, 2016).

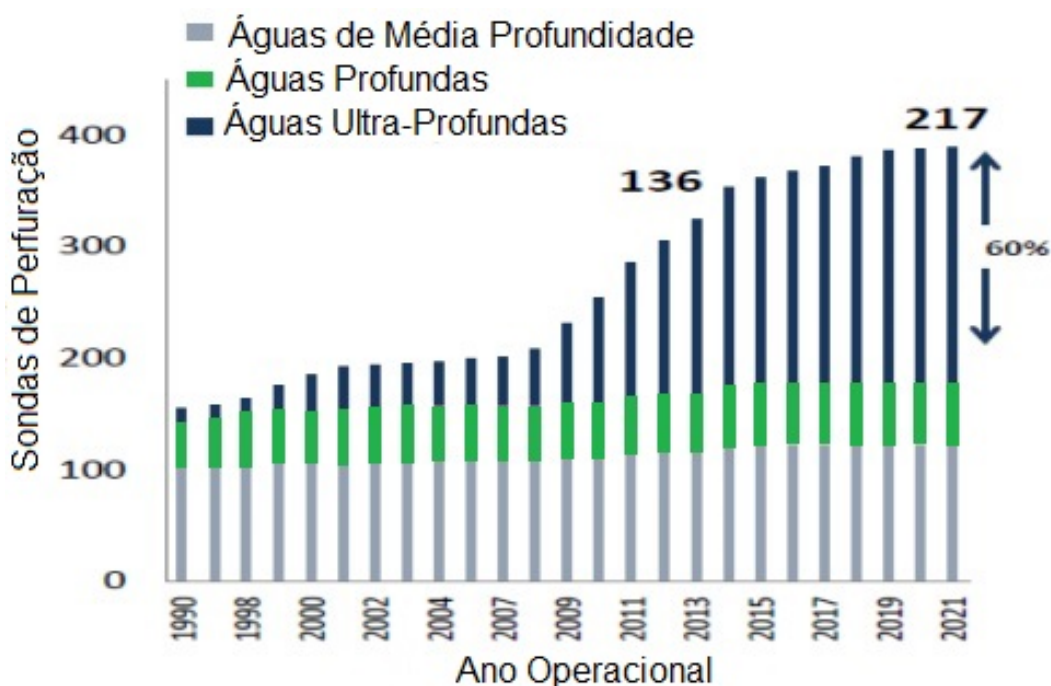
Outra medida de recuperação foi a captação de recursos pela Petrobras, cerca de 2,2 bilhões de dólares, através de uma parceria com a petrolífera francesa Total.

Foi realizado um acordo de cooperação entre as empresas onde ambas irão intensificar suas parcerias em território nacional e estrangeiro (EBC AGÊNCIA BRASIL, 2016a; PANORAMA OFFSHORE, 2016b; PORTO E NAVIOS, 2016).

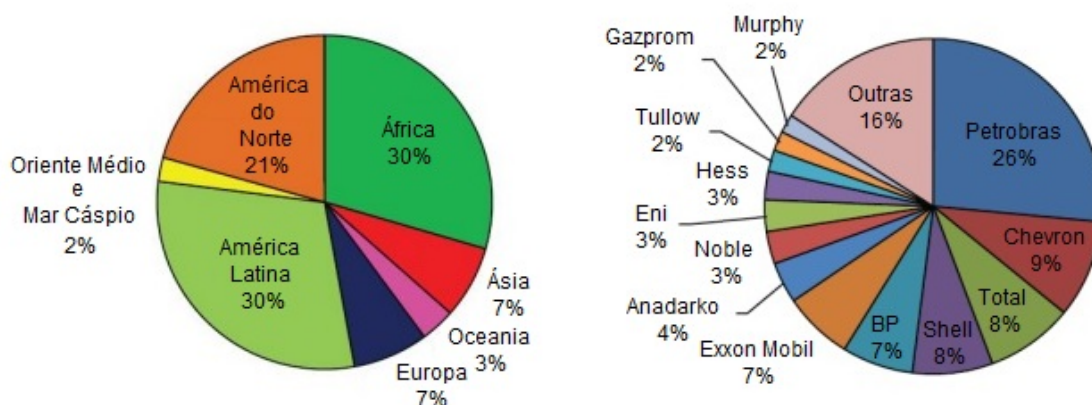
Resultados divulgados apontam recordes de produções diárias e mensais de petróleo batidos pela Petrobras recentemente, o que reforçam as expectativas de melhoras no setor de petróleo e gás no país. A produção média anual em 2016 registrada pela estatal brasileira relacionada ao pré-sal, também foi a maior da sua história, ao produzir 1,02 milhão barris de óleo diários, um aumento que corresponde à 33% da produção 2015 (PETRONOTÍCIAS, 2017; VALOR ECONÔMICO, 2017).

Desta forma, devido às estimativas crescentes de demandas e exploração em águas profundas (figura 3) destes combustíveis fósseis, se faz essencial o aprimoramento das operações e equipamentos das indústrias de petróleo e gás, *upstream* (exploração, perfuração e produção), *midstream* (refinamento) e *downstream* (logística da distribuição e transporte até os locais de consumo), a fim de melhorar a eficiência global das operações industriais petrolíferas. Nesse contexto, a construção de plataformas, navios, oleodutos etc. cada vez mais exige novos materiais e novas tecnologias de construção, com escopo de prevenção à ocorrência de defeitos estruturais. A figura 3 ilustra a previsão de sondas de perfuração offshore em águas profundas 1990 - 2020.

Figura 3 – Previsão de sondas de perfuração offshore em águas profundas.



Agendas Tecnológicas Setoriais: Petróleo e Gás, 2016 (Modificada).

Figura 4 – Gastos relacionados à exploração em águas profundas (2012 - 2016).

Agendas Tecnológicas Setoriais: Petróleo e Gás (2016).

Os montantes relacionados à exploração em águas profundas (2012 - 2016) são apresentados na figura 4. De acordo com esses dados, na América do Sul foram alocados 30% dos gastos com exploração em águas profundas no mundo, juntamente com a África (30%). No entanto a Petrobras (26%) tem grande hegemonia na destinação de recursos referentes à exploração em águas profundas, superando um quarto do total dispendido nesse segmento.

Os componentes mecânicos utilizados na indústria de petróleo e gás, sobretudo em operações *upstream offshore*, devem ter características específicas para suportar as condições adversas (mecânicas, termodinâmicas, químicas, etc.) durante o processo operacional. Contudo, tais componentes são passíveis de falhas e/ou danos, provenientes do processo de fabricação (microestruturais) ou do processo operacional realizado. Sendo assim, a quebra ou a inutilização desses componentes mecânicos representam grandes dispêndios financeiros para as empresas além do prejuízo devido à parada de produção de petróleo e gás. Não menos importante, outras consequências negativas decorrentes de potenciais falhas representam grandes desastres ambientais e acidentes fatais resultando em perdas de vidas.

Há tempos que na indústria mundial vem sendo largamente utilizado o processo de soldagem na construção (união) de estruturas e componentes neste segmento, devido a sua alta velocidade na fabricação, baixos custos e expressivo grau de flexibilidade, a integridade e confiabilidade (ZERBST et al., 2014). Em contrapartida, esse processo é bastante complexo, pois afeta metalurgicamente o material na zona termicamente afetada, uma vez que apresenta altas temperaturas e diferentes taxa de resfriamento, gerando heterogeneidade no material, variação das propriedades mecânicas, e possivelmente descontinuidades, falhas e tensões residuais nas juntas soldadas, as quais podem levar a falha estrutural e redução do tempo de vida do

componente.

Quase que inevitavelmente, as juntas soldadas estão presentes nas grandes estruturas mecânica da contemporaneidade industrial, a exemplo do setor petrolífero que, inerente ao segmento, tem suas estruturas sujeitas às intempéries (altas solicitações mecânicas, baixas temperaturas, altas pressões, corrosão etc.) próprias das operações de exploração e produção desses combustíveis fósseis. Isso demonstra a real necessidade da utilização de avaliações da tenacidade à fratura como ferramenta imprescindível nas elaborações de projetos e análises de integridade estrutural dos componentes e sistemas mecânicos, de modo a evitar danos estruturais, econômicos, ambientais e perdas de vida, principalmente.

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 o fenômeno dos efeitos de uma junta soldada heterogênea. Kim e Schwalbe (2004), ao analisarem os efeitos de forças atuantes de uma junta soldada dissimilar nas tensões locais em materiais perfeitamente plásticos, identificaram fatores de influência sobre as tensões locais: grau de dissimilaridade, esbeltez da solda e localização da trinca dentro da solda. Durante uma avaliação do efeito mecânico da presença de dissimilaridade mecânica da solda (DMS) sobre os campos de tensões e forças motrizes da trinca, Donato (2008) introduziu tais fenômenos aos procedimentos utilizados na determinação experimental de tenacidade à fratura (Integral J e *CTOD*). Em virtude, principalmente, do seu processo construtivo, as juntas soldadas apresentam grande complexidade mecânica e microestrutural tornando-as principais pontos suscetíveis a falhas no corpo da estrutura. Sendo assim, percebe-se a essencial importância de uma avaliação de integridade estrutural nessas juntas, a fim de garantir uma operacionalidade segura.

1.1 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo realizar análise numérica de uma junta soldada que apresenta dissimilaridade mecânica, sob a perspectiva da Mecânica da Fratura, relacionando a propagação da trinca aos campos de tensões e deformações desenvolvidos no material.

1.1.1 Objetivos Específicos

Para o desenvolvimento e interpretação dos resultados deste trabalho, foram determinados os seguintes objetivos específicos:

- Modelar e analisar numericamente uma junta soldada dissimilar utilizando o método de elementos finitos;

- Investigar o crescimento da trinca presente em uma junta heterogênea, a fim de prever potências falhas na estrutura;
- Correlacionar resultados obtidos na análise numérica e os resultados encontrados experimentais para a propagação da trinca.

1.2 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O primeiro capítulo expõe uma breve introdução sobre o panorama do mercado de petróleo e gás mundial e brasileiro, as motivações para a realização deste estudo e desafios ligados à prevenção de falhas, além dos objetivos do trabalho. No segundo capítulo são discutidos conceitos os quais fundamentaram as análises deste estudo. É realizada uma apresentação geral sobre defeitos, juntas soldadas dissimilares, concentradores de tensões e mecânica da fratura. São apresentados os conceitos e equações que regem a região de estudo da mecânica da fratura, tal qual suas abordagens plásticas e elasto plásticas. Uma explanação sobre análise numérica pelo método de elementos finitos é feita ao final deste capítulo. O terceiro capítulo versa sobre 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 metodologia adotada neste trabalho é tratada no quarto capítulo. Nesse são descritos os procedimentos e materiais utilizados na análise numérica empregada. No quinto capítulo são apresentados os resultados obtidos através das análises numéricas. Imagens, tabelas e discussões sobre os resultados estão dispostos nesse capítulo. Por fim, o sexto capítulo abarca as conclusões sobre os resultados obtidos ao longo deste trabalho, além de conter sugestões para futuras pesquisas.

2 CONCEITOS FUNDAMENTAIS

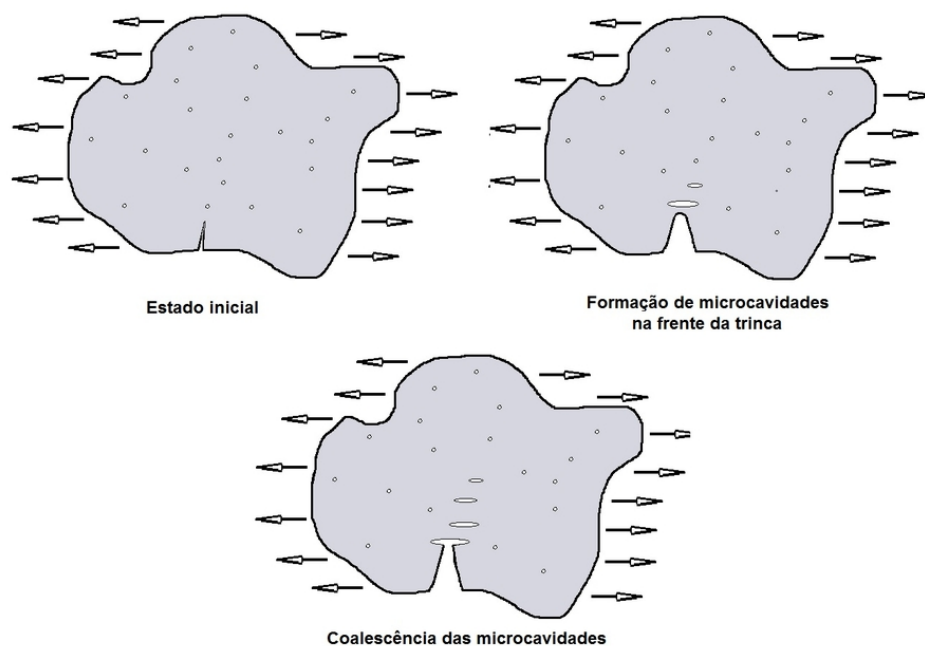
Este capítulo apresenta alguns conceitos que são necessários para um melhor entendimento do presente trabalho. Através de um estudo aprofundado buscou-se formas de clara apreensão para o leitor.

2.1 DEFEITOS

Mesmo nas mais otimistas das expectativas, a presença de defeitos em estruturas metálicas é quase que inevitável, sobretudo, nas estruturas contendo uniões soldadas. Segundo Callister (2008), os materiais em sua totalidade possuem numerosa variedade de defeitos ou imperfeições. As descontinuidades, como também são conhecidos os defeitos, podem se apresentar sob várias formas: pontuais, lineares, interfaciais e volumétricos. Dentre essas, destaca-se os pontuais, mais especificamente as lacunas (vazios ou microcavidades), embora as mais simples, nenhum material possui isenção desse tipo de defeito (CALLISTER, 2008) além de também decorrer de outras formas de defeitos. Essas microcavidades (ou qualquer defeito) quando presentes no material atuam como concentradores locais de tensões, provocando níveis maiores de tensão em relação ao todo da estrutura, ou seja, potenciais geradores de falhas.

Sob a ótica microscópica, a falha do material ocorre devido aos mecanismos de nucleação de vazios, coalescimento e propagação de trincas. O núcleo da falha pode ser proveniente do processo de fabricação do material (inclusões, vazios etc.) e/ou em virtude das solicitações mecânicas inerentes ao ambiente e operação do equipamento (intrusões, extrusões, corrosões etc.), resultando no escorregamento de planos atômicos.

Uma vez existindo, o núcleo de falha (microcavidades) passa a ser um concentrador de tensão, fazendo com que naquele local as tensões sejam bastante superiores que nas demais localidades do componente as quais não apresentem concentradores de tensões. Essas tensões presentes, em especial as tensões hidrostáticas, provocam o aumento de volume das microcavidades, ocasionando a coalescência dos núcleos vizinhos naquela região, dando origem a uma microtrinca. Tensões concentradas na vizinhança da ponta da trinca pode causar evolução da fissura do material naquela região, mesmo com níveis de tensão abaixo do limite de escoamento, e assim, conforme figura 5, aumentar o tamanho da trinca.

Figura 5 – Mecanismos de nucleação, coalescência e propagação da trinca.

AUTOR.

O fenômeno acima descrito refere-se ao mecanismo de propagação de trinca. Nesta etapa, ocorre o crescimento da trinca, de maneira estável até que se atinja um tamanho crítico, tornando o crescimento instável e assim inevitavelmente a fratura súbita da estrutura (clivagem), podendo causar acidentes fatais.

Também conhecidas como fissura, rachadura, fendas ou fresta, as trincas podem surgir através de diferentes fatores: Processos de fabricação do material, fabricação ou montagem de peças, danos por sobrecarga, fadiga, corrosão, etc. e por aspectos operacionais (RODRÍGUEZ, 2007).

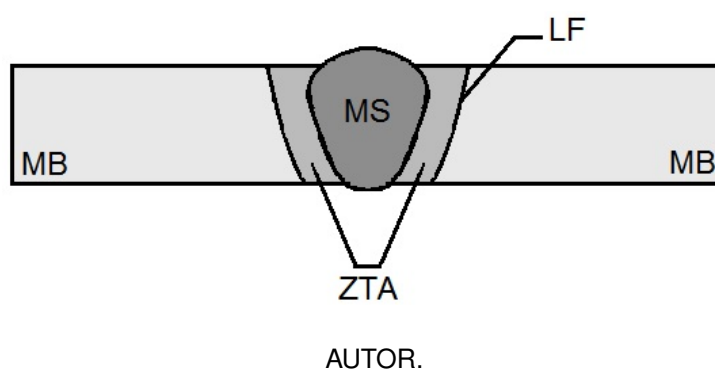
Modelos foram idealizados a partir de premissa de defeitos como elemento intrínseco da composição estrutural, a exemplo de Gurson (1977), que propôs um modelo de dano considerando a presença de microcavidades, através de uma fração volumétrica de vazio, que definia a porosidade inicial do material. Posteriormente o modelo de Gurson foi modificado por Tvergaard e Needleman (1984) que incluíram a formação de núcleos de cavidades mesmo a partir de um material sem porosidade, como condição inicial, passando ser conhecido modelo GTN. Sendo assim, o modelo é capaz de prever a deformação plástica, seguida de encruamento do material, nucleação de cavidades e coalescimento, por conseguinte propagação da trinca e fratura do material.

2.2 JUNTAS SOLDADAS DISSIMILARES

Atualmente a indústria apresenta inúmeros processos de fabricação de materiais, em especial o processo de união de componentes. Dentre as variadas formas de união de componentes, o processo de soldagem é o mais utilizado, sobretudo no setor de petróleo e gás. Esse é um processo de união permanente de materiais mediante à fusão induzida desses materiais. Trata-se de um procedimento de alta complexidade, pois além de existir várias formas de realizá-lo, uma característica intrínseca da operação de soldagem é o grande aporte térmico necessário atingir o ponto de fusão dos materiais, condição necessária para sua realização, o qual pode causar alterações significativas nas propriedades (mecânicas, metalúrgicas e de fratura) do material. Desta forma, tal processo produz efeitos que devem ser considerados para se garantir a integridade estrutural quanto à fratura. Observações experimentais revelam a ocorrência de uma variedade de defeitos na forma de trincas na região soldada, os quais podem ser planares (trincamento a quente ou a frio, falta de penetração, retração, etc.) ou volumétricos (porosidades, vazios, etc.), independentemente da utilização de mão de obra qualificada, consumíveis e procedimentos de soldagem adequados. Históricos de falhas de estruturas soldadas em serviço revela que tais ocorrências são inevitavelmente a maior fonte - de fraturas catastróficas (DONATO, 2008).

Uma junta soldada pode ser dividida em: metal de base (MB), metal de solda (MS), linha de fusão (LF) e zona termicamente afetada (ZTA), conforme apresenta-se na figura 6 abaixo.

Figura 6 – Regiões da solda.

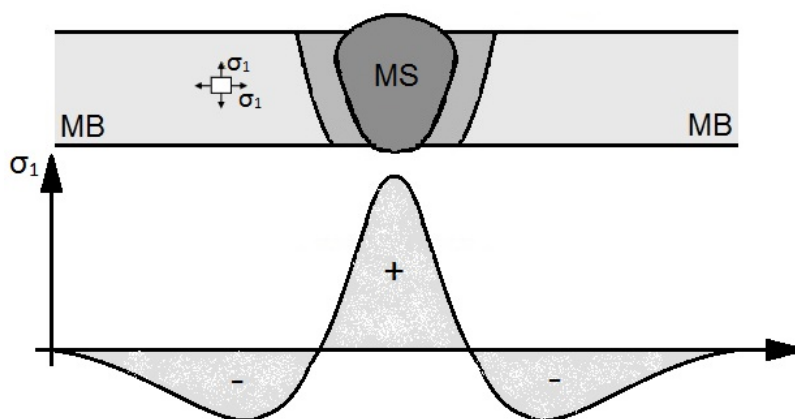


O MB é o material a ser unido, já o MS trata-se do resultado da fusão do MB com o metal de adição (MA), material a ser depositado para que seja realizada a união das partes. A linha de fusão (LF) refere-se a interface entre o MB e o MS. Com uma nomenclatura auto-explicativa, a ZTA corresponde a região 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 deformação, por consequência, tensões internas, mais conhecidas como tensões residuais (TR). Entende-se por tensões residuais, tensões que persistem em um corpo mesmo após a interrupção de solicitações mecânicas externas ou cargas térmicas. As principais causas das TR são: processos de conformação, fabricação e tratamentos térmicos. Este último também utilizado como uma solução para o alívio das tensões remanescentes no material. Em sua maioria, as tensões residuais são prejudiciais à integridade do material, como por exemplo, sob um aspecto mecânico, o material apresentar menor capacidade de carregamento quando comparado à condições normais, ausência de TR no material. A figura 7 representa as tensões residuais presentes em uma junta soldada.

Figura 7 – Distribuição das tensões residuais em uma junta soldada.



AUTOR.

O somatório das forças resultantes das tensões residuais e dos momentos produzidos por elas é zero, ou seja, independente das TRs 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 são classificadas como homogêneas ou heterogêneas. Tal classificação está baseada na relação entre o metal de base e o metal de solda. Quando o MB é constituído pelo mesmo tipo de material do MS, tem-se uma junta soldada homogênea. Por outro lado, quando os materiais do MB e MS são diferentes, ou seja, apresentam propriedades (mecânicas, microestruturais e de fratura) distintas, tem-se uma junta soldada heterogênea, também chamada de junta soldada dissimilar (JSD).

As juntas soldadas dissimilares são as mais frequentes na engenharia. A dissimilaridade das juntas soldadas pode ser tipificada de acordo com a relação M

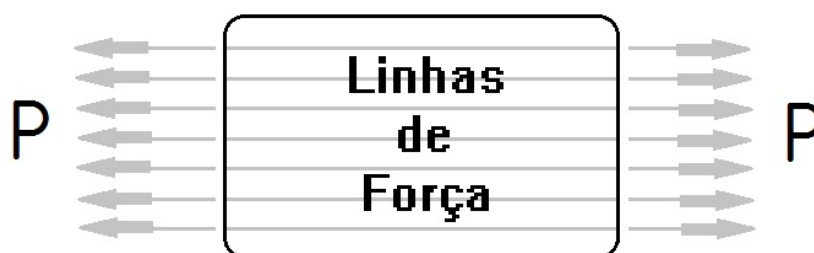
$$M = \frac{\sigma_{MS}}{\sigma_{MB}} \quad (2.1)$$

onde σ_{MS} e σ_{MB} representam tensão de escoamento do metal de solda MS e tensão de escoamento do metal de base MB, respectivamente. Pode-se classificar valores M como: *undermatching* ($M < 1$), tensão de escoamento do metal de solda inferior ao metal de base, *evenmatching* ($M = 1$), tensão de escoamento do 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 do tipo *overmatching* são as mais utilizadas. Na tentativa de um contraponto relacionado às potenciais falhas devido ao processo de soldagem, utiliza-se materiais que apresentam maiores valores de resistências que o material da estrutura que se deseja soldar.

2.3 CONCENTRADORES DE TENSÕES

Os ditos concentradores de tensões são contingência inevitáveis nos materiais e estruturas de engenharia. Além dos processos de fabricação e dos aspectos operacionais, a maioria das peças e componentes possuem algum tipo de entalhe (rasgos, furos, pontos de variações bruscas de seção etc.) necessário à sua fixação e/ou operação (RODRÍGUEZ, 2007). Como o próprio nome já sugere, concentradores de tensões são pontos de descontinuidades (geométricas, metalúrgicas, etc.) que provocam desvios das linhas de força provenientes dos carregamentos impostos a estrutura. Tais desvios resultam em uma maior densidade das linhas de força naquela região específica, logo tensões superiores naquele local em relação as demais localidades da estrutura. Uma estrutura em equilíbrio, ou seja, o somatório de força e momentos impostos à estrutura nulo, implica que a quantidade de esforços que entram na estrutura deve ser a mesma quantidade que sai (RODRÍGUEZ, 2007), como pode ser observado na figura 8 através das linhas de força geradas no material pelo carregamento P .

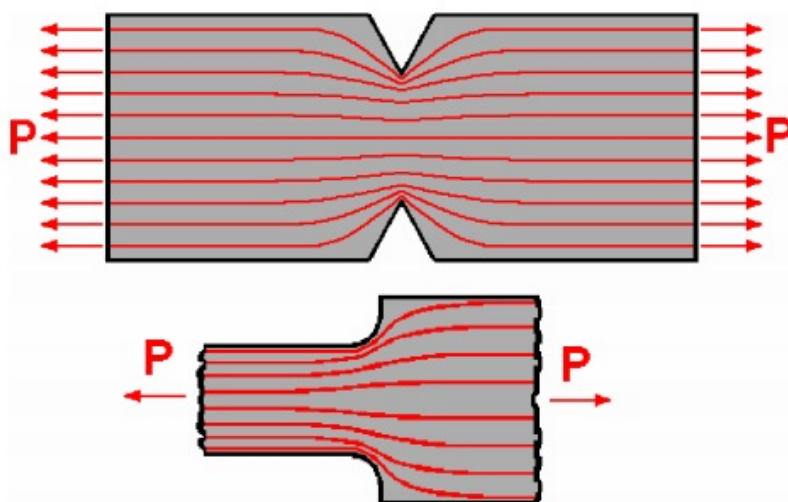
Figura 8 – Representação das linhas de força em uma material sem entalhe.



AUTOR.

Partindo dessa análise, as linhas de forças são indivisíveis, ou seja, elas não podem ser interrompidas. Ao surgir um obstáculo, as linhas de forças desviam esses obstáculos, de maneira que continuem sua trajetória até a “saída”. Como já mencionado, os desvios de trajetórias das linhas de forças geram acúmulos dessas linhas em determinado sítio como pode ser observado na figura 9.

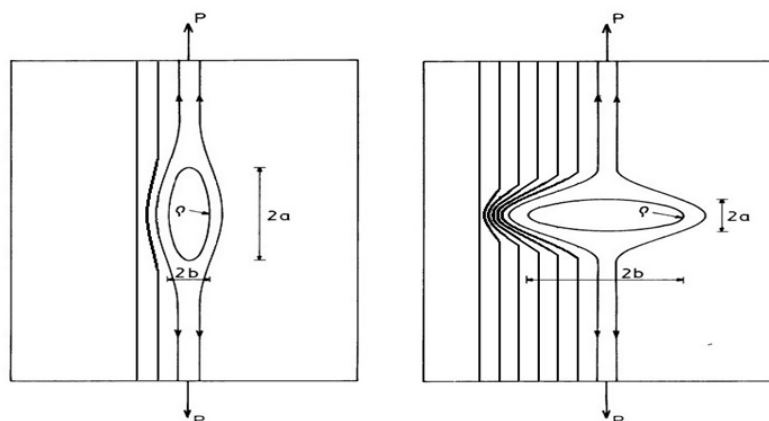
Figura 9 – Fluxo das linhas de forças em materiais com entalhes.



RODRIGUEZ, 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 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 10 a seguir.

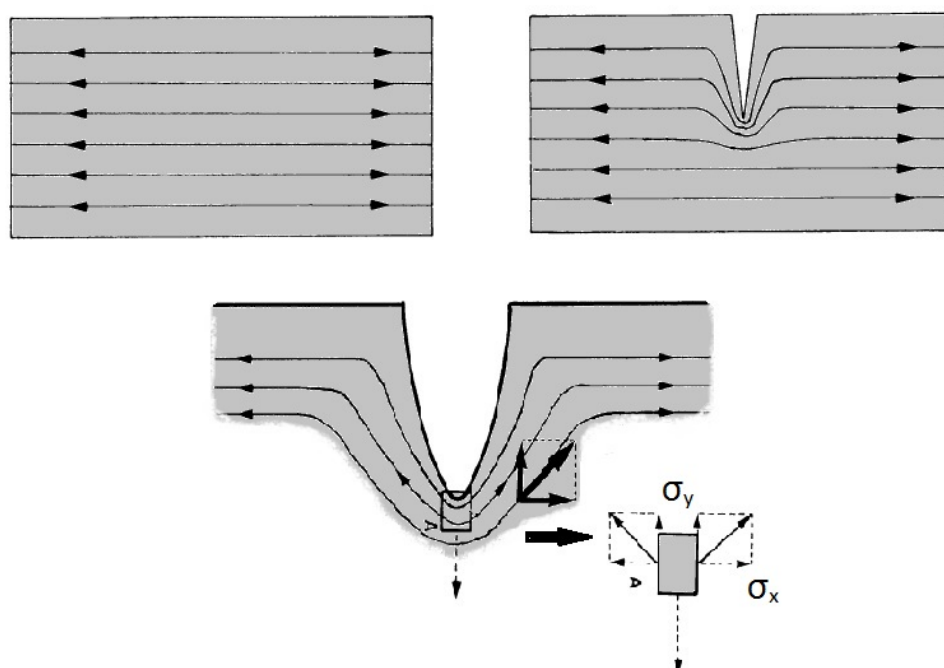
Figura 10 – Grau de agudez do entalhe.



BROEK, 1988 (Modificada).

Além de um concentrador de tensão, um entalhe gera uma componente transversal da tensão, por exemplo em carregamento uniaxial, na região próxima a raiz do entalhe surge uma segunda componente de tensão conforme observa-se na figura 11 as linhas de fluxo de carregamento.

Figura 11 – Linhas de fluxo de carregamento.

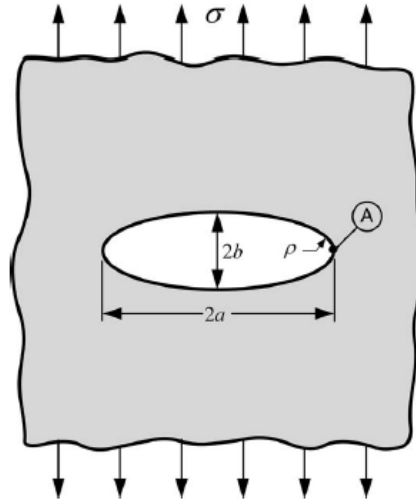


BROEK, 1988 (Modificada).

Em 1898, Kirsh realizou a primeira investigação relacionada à concentração de tensão, onde trabalhou com pequenos furos circulares em uma placa infinita plana (KIRSCH, 1898 *apud* LEKKERKERKER, 1972). 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 (círculos) até a condição limite de absoluta agudez da elipse, característica preponderante de uma trinca. Apesar da utilização de artifícios matemáticos nada triviais (coordenadas elípticas e números complexos), Inglis obteve um resultado de simples compreensão, relacionado ao tamanho e forma da falha. Na figura 12 apresenta-se o modelo utilizado por Inglis.

Figura 12 – Furo elíptico em uma placa plana.



ANDERSON, 2005.

Em seu estudo, o autor considerou um furo elíptico com eixo maior de comprimento $2a$ e $2b$ para o eixo menor conforme ilustrado na figura 12. A aplicação da força foi perpendicular ao maior eixo do furo. Inglis considerou que as fronteiras da placa não exerciam influência sobre o furo, largura da placa $\gg 2a$ e altura da placa $\gg 2b$. Sendo assim, a tensão encontrada na extremidade do maior eixo é expressa pela seguinte equação (2.2)

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + \frac{2a}{b}\right) \quad (2.2)$$

A razão σ_A/σ é definida como fator de concentração de tensão k_t . Logo, para o furo circular ($a = b$), o valor de $k_t = 3$ é bastante conhecido e pode ser encontrado na literatura sobre resistência de materiais com bastante facilidade. Por outro lado, quando o furo passa a assumir um formato de trinca e ao consideramos a equação acima, será indicada 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 ρ

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}}\right) \quad (2.3)$$

onde

$$\rho = \frac{b^2}{a} \quad (2.4)$$

Quando $a \gg b$, a equação 2.2 tornar-se-á

$$\sigma_A = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (2.5)$$

É possível inferir sobre a equação 2.4 que quando $b \rightarrow 0$, a tensão prevista para aquela região tende ao infinito ($\sigma_A \rightarrow \infty$). 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.

2.4 MECÂNICA DA FRATURA

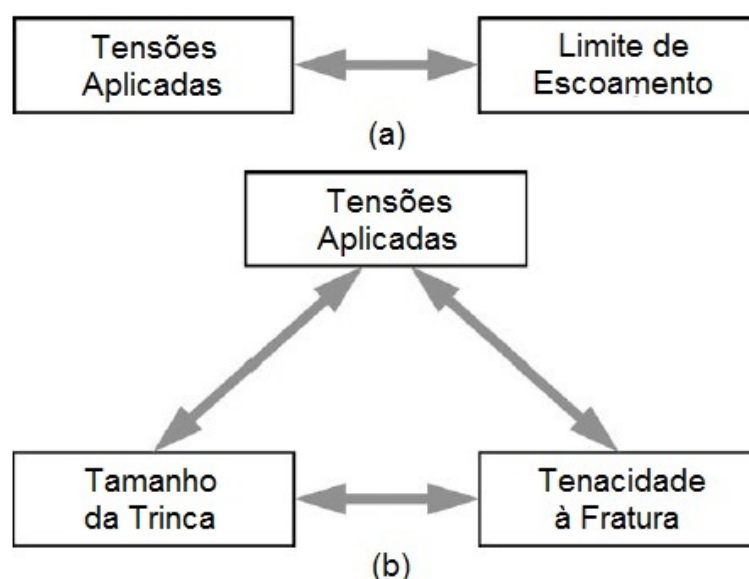
Em um passado recente, acidentes históricos com fraturas catastróficas de estruturas aconteceram, por exemplo, Navios LIBERTY – 1941/45, Aviões Comet – 1952/54, Plataforma Alexander Kielland – 1980 (Figura 13), e como isso foi intensificada a busca pela compreensão das causas desses acidentes súbitos. A figura 13 apresenta exemplos de grandes acidentes ocorridos devido a propagação de trincas.

Figura 13 – (a) Navio Liberty, (b) Avião Comet e (c) Plataforma Alexander Kielland.



Essas fraturas, de caráter frágil, ocorrem em função da combinação de variáveis que outrora não acontecera, são algumas delas: tensões trativas (devido às novas arquiteturas), transição dúctil-frágil, altos níveis pressões, formas geométricas etc. O registro temporal mostrou que em determinadas situações a mecânica clássica (figura 14.a) não era suficiente para a realização de projetos seguros, uma vez que, alinhadas algumas das variáveis mencionadas acima, subitamente, a fratura era estabelecida. Sendo assim, uma nova ciência (figura 14.b) passou a ser desenvolvida, tendo como principal premissa a presença de falhas (vazios, intrusões, substitucionais etc.) nos materiais de engenharia, a qual foi denominada Mecânica da Fratura (MF). O advento da MF deve-se as limitações de análises da mecânica clássica para prever o desempenho dos materiais portadores de falhas (FORTES, 2003). Essa ciência busca em seu cerne quantificar as combinações das variáveis de tensão, tamanho da trinca e tenacidade (ARANA; GONZÁLEZ, 2002; ANDERSON, 2005), ilustradas na Fig.14:

Figura 14 – Comparativo: Abordagem Clássica e Abordagem da Mecânica da Fratura e a interdependência de seus parâmetros.



ANDERSON, 2005 (Modificada).

A abordagem da Mecânica da Fratura apresenta uma interdependência entre seus parâmetros. A interação entre eles é estudada de modo a evitar uma combinação crítica desses parâmetros, por meio de leis e normas de relacionamento entre eles.

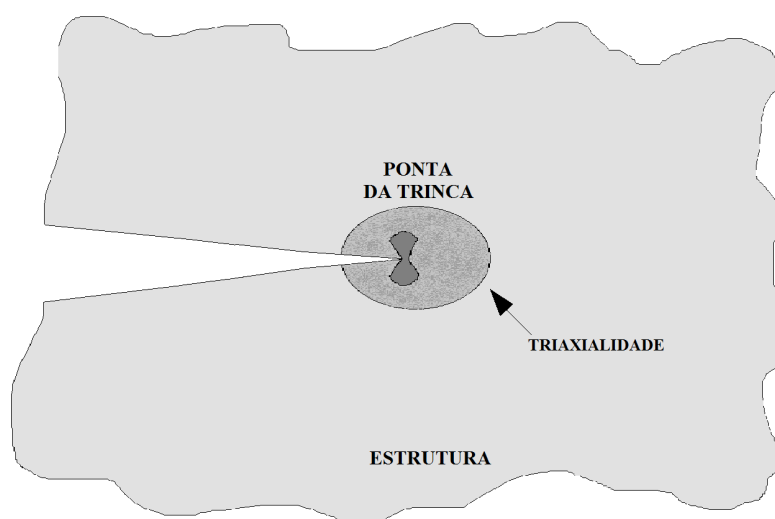
A mecânica da fratura é uma área ampla, que abrange diversas disciplinas, ciência dos materiais, ensaios não destrutivos (END) e análise de tensões e design.

Na ciência dos materiais observa-se o tipo de fratura seja por clivagem ou por fratura dúctil; o processo da fratura e seus mecanismos, nucleação, coalescência e propagação; por fim a medição da tenacidade à fratura, ou seja, a resposta do

material durante o processo de trincamento. Os ENDs preocupam-se com a detecção e monitoramento da trinca. As análises de tensões e design como a próprio nome já indica, analisa os campos de tensão, de forma a promover novas metodologias de projetos: projetos tolerantes aos danos, vida segura ou seguro de falha.

A região estudada pela mecânica da fratura trata-se de uma localidade crítica caracterizada por possuir uma distribuição triaxial de tensão bem elevada, denominada ponta da trinca, conforme apresenta-se na Figura 15.

Figura 15 – Região da ponta da trinca.



AUTOR.

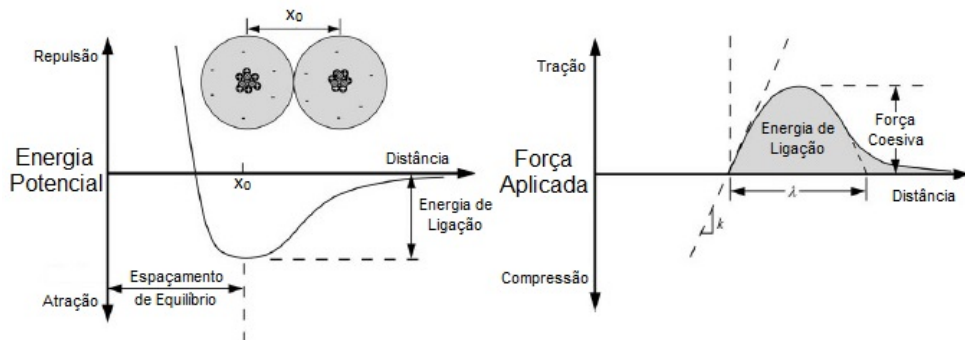
De acordo com a literatura, o comportamento dessa região determinará qual metodologia será utilizada durante a análise: Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e Mecânica da Fratura Elasto Plástica (MFEP). A primeira metodologia é limitada a materiais que apresentam deformações plásticas desprezíveis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

2.4.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica

Iniciando por uma análise atômica, a fratura de um material ocorrerá quando as forças aplicadas sobre o mesmo forem suficientes para quebrar as ligações existentes

entre seus átomos. Os átomos estão conectados por uma força atrativa entre eles, denominada tensão coesiva. Sendo assim, uma força de separação (força trativa) 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 (ANDERSON, 2005). A Figura 16 mostra os gráficos da energia potencial e força versus distância entre átomos. O distanciamento de equilíbrio, x_0 , ocorre no ponto de menor energia potencial.

Figura 16 – Ligação atômica e energia de coesão.



ANDERSON, 2005 (Modificada).

Considerando P a força aplicada, a energia de ligação dos átomos será

$$E_b = \int_{x_0}^{\infty} P dx \quad (2.6)$$

Também é possível estimar a tensão coesiva em um nível atômico, através da relação força-deslocamento como meio período de uma onda senoidal de acordo com a equação (2.7)

$$P = P_c \sin\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \quad (2.7)$$

Onde P_c é a força de coesão entre os átomos e λ é a distância definida na figura 16. Ao considerar pequenos deslocamentos, a relação força-deslocamento se torna linear, então tem-se a eq. (2.8)

$$P = P_c \left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \quad (2.8)$$

A rigidez da ligação é dada pela equação (2.9),

$$k = P_c \left(\frac{\pi}{\lambda} \right) \quad (2.9)$$

Após considerações e utilização de artifícios matemáticos, tem-se a eq. (2.10) que determina a tensão coesiva, σ_c .

$$\sigma_c = \frac{E\lambda}{\pi x_0} \quad (2.10)$$

Onde E é o módulo de elasticidade. Assim, a energia de superfície pode ser estimada pela eq. (2.11)

$$\gamma_s = \frac{1}{2} \int_0^\lambda \sigma_c \sin\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) dx = \sigma_c \frac{\lambda}{\pi} \quad (2.11)$$

A energia de superfície por unidade de área (γ_s) corresponde a metade da energia de fratura, uma vez que a fratura do material gera duas novas superfícies. Sendo assim substituindo a equação 2.10 na equação 2.11, tem-se

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{x_0}} \quad (2.12)$$

Portanto, para uma análise a nível atômico, a fratura do material ocorrerá no momento em que a tensão coesiva (σ_c), expressa na equação 2.12, for superada por tensões decorrentes de carregamentos externos.

Os registros iniciais sobre mecânica da fratura foram na época da Primeira Guerra Mundial, quando o engenheiro aeronáutico inglês Alan A. Griffith buscava explicar o mecanismo de falha de materiais frágeis. Naquela 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 de tensões muito aquém do valor estimado para falha dos materiais.

Griffith (1921) durante seus estudos utilizou 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 diminuam. Desta forma, Griffith sugeriu que redução da resistência à fratura está relacionada com a quantidade de falhas microscópicas (vazios, interstícios, etc.) presentes no material. Tais falhas funcionariam como concentradores de tensões. Para validar essa hipótese, Griffith introduziu falhas nas amostras. Partindo da teoria de furos elípticos em uma placa de Inglis (1913), Griffith realizou furo elípticos em uma placa plana.

Ao interpretar diretamente o estudo de Inglis, qualquer material na sua forma sólida ao apresentar uma trinca, mesmo com uma carga muito pequena, incidirá sobre ele uma tensão infinita, que eventualmente o fragmentará. Todavia, na prática isso não é observado e para compreender esse comportamento Griffith (1921) criou uma teoria para explicar o comportamento real dos materiais à presença de trinca, que será discutido mais adiante.

Como citado anteriormente a MFLE aborda materiais de comportamento elástico linear, ou que apresentem deformações plásticas desprezíveis denominada escoamento de pequena monta (SSY - *Small Scale Yielding*). Inicialmente a MFLE teve seus princípios propostos por Griffith. Em um segundo momento, Irwin desenvolveu um modelo, o qual descreve a intensidade do campo elástico na vinhaça da ponta da trinca. Os dois modelos propostos apresentam equivalência, representada por uma relação entre as duas abordagens estabelecida 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.

2.4.1.1 Balanço Energético de Griffith

A motivação inicial de Griffith foi investigar as causas da diferença entre a tensão teórica de quebra de ligações atômicas e a tensão real de fratura de um granel de vidro, divergindo cerca de duas ordens de grandeza. Durante sua pesquisa Griffith utilizou diferentes tamanhos de amostra e observou que menores amostras apresentavam maiores tensões de ruptura, sendo assim Griffith sugeriu que os valores inferiores de tensão real de fratura do material em relação a tensão teórica e a dependência da resistência do material em função do tamanho da amostra ocorrem em virtude da existência de falhas microscópicas no material.

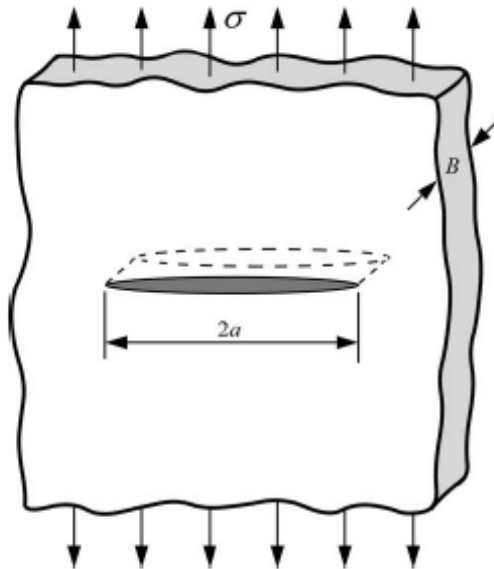
Nesse mesmo estudo, foram introduzidas trincas nas amostras experimentais, em forma de trincas e dimensões macroscópicas, onde foi observado a seguinte relação

$$\sigma_f \sqrt{a} \approx C \quad (2.13)$$

Onde o produto da tensão de fratura do material (σ_f) pela raiz quadrada do comprimento da trinca (a) tem um comportamento quase constante. Todavia, de acordo com o estudo de Inglis (1913), a tensão desenvolvida na ponta da trinca é infinita. Logo, para solucionar tamanha incoerência, Griffith através de uma abordagem termodinâmica criou um modelo para fundamentar a relação encontrada por ele.

O modelo desenvolvido por Griffith é baseado na 1ª 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. Em seu trabalho, Griffith utilizou uma placa infinita com uma trinca passante em sua estrutura, ilustrada na figura 17 a seguir.

Figura 17 – Placa plana com furo elíptico de espessura B.



ANDERSON, 2005.

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

$$\frac{dE_T}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0 \quad (2.14)$$

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{dW_s}{dA} \quad (2.15)$$

Onde E_T é a energia total, Π é a energia potencial fornecida pela energia de deformação interna e forças externas e W_s é o trabalho necessário para criar novas superfícies.

Para a trinca ilustrado na figura 17, Griffith usou a análise de tensão de Inglis para demonstrar que

$$\Pi = \Pi_0 - \frac{\pi\sigma^2 a^2 B}{E} \quad (2.16)$$

onde Π_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

$$W_s = 4aB\gamma_s \quad (2.17)$$

onde γ_s é a energal superficial do material. Portanto, energia potencial fornecida pela energia de deformação interna e forças externas

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.18)$$

e o trabalho necessário para criar novas superfícies

$$\frac{dW_s}{dA} = 2\gamma_s \quad (2.19)$$

Substituindo os valores das equações (2.18) e (2.19) obtém-se a tensão de fratura do material

$$\sigma_f = \left(\frac{2E\gamma_s}{\pi a}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.20)$$

Através da Eq. 2.13 tem-se a seguinte relação

$$C = \sigma_f \sqrt{a} = \left(\frac{2E\gamma_s}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.21)$$

A equação desenvolvida por Griffith tinha sua aplicação limitada à materiais idealmente frágeis, uma vez que sua investigação fora realizada em placas de vidro. Logo, uma análise de resistência à fratura nos materiais de engenharia, sobretudo os de metais, subestimava 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. Observando isso, a exemplo de Orowan (1948), modificações da equação de Griffith foram sugeridas a fim de considerar materiais capazes de desenvolver um fluxo plástico. Em termos gerais ao incorporar as modificações na equação 2.20, tem-se:

$$\sigma_f = \left(\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.22)$$

Onde γ_p representa o trabalho plástico por unidade de área da superfície criada e este parâmetro é normalmente muito maior que γ_s . Para um sólido frágil ideal, uma trinca pode ser formada apenas através da quebra de ligações atômicas, e γ_s reflete a energia total de quebra de ligação em uma unidade de área. Ao considerar um material real, durante a propagação da trinca ocorre o movimento de deslocamento de planos na região próxima a ponta da trinca, resultando em uma dissipação de energia adicional.

A modificação apresentada na eq. (2.22) compreenderia apenas os metais, sendo assim uma generalização do modelo de Griffith considerando qualquer tipo de dissipação de energia é dada na equação (2.23)

$$\sigma_f = \left(\frac{2Ew_f}{\pi a} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.23)$$

Onde w_f é a energia de fratura por unidade de área, que pode incluir efeitos plásticos, visco elásticos ou viscoplásticos dependendo do material. A energia da fratura também pode estar influenciada pela trincamento sinuoso ou ramificações, que aumentam a área superficial.

A aplicação deste modelo é válida para materiais com comportamento exclusivamente elástico, qualquer evidência de comportamento plástico deve estar restrita a região de vizinhança da ponta da trinca. Em adição, a equação (2.23) assume um valor constante para w_f , e em muitos materiais dúcteis a energia de fratura é incrementada com o crescimento da trinca sendo necessário uma outra abordagem que será discutida mais a frente.

2.4.1.2 Taxa de Liberação de Energia

Griffith (1921) desenvolveu um importante estudo, mas não foi capaz de criar um parâmetro conveniente para prever o carregamento de falha de um componente através do crescimento da trinca. Mais tarde, foi apresentado por Irwin (1957) um modelo energético para explicar o fenômeno da fratura, tal proposta fora equivalente ao modelo proposto por Griffith, porém mais apropriado para resolução de problemas referentes a engenharia. Irwin determinou um parâmetro para quantificar a energia disponível para o crescimento da trinca, denominado taxa de liberação de energia, G , dado pela eq. (2.24) a seguir.

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (2.24)$$

A terminologia taxa está relacionada a variação de energia potencial na área da trinca. O parâmetro G , também é conhecido como força motriz da trinca, é obtido através da derivada de um potencial energético. Logo, para um placa no estado plano de tensão com tamanho da trinca $2a$ demonstrada anteriormente, tem-se:

$$G = \frac{\pi\sigma^2a}{E} \quad (2.25)$$

Assim, o crescimento do tamanho da trinca ocorrerá quando G atingir um valor crítico, isto é

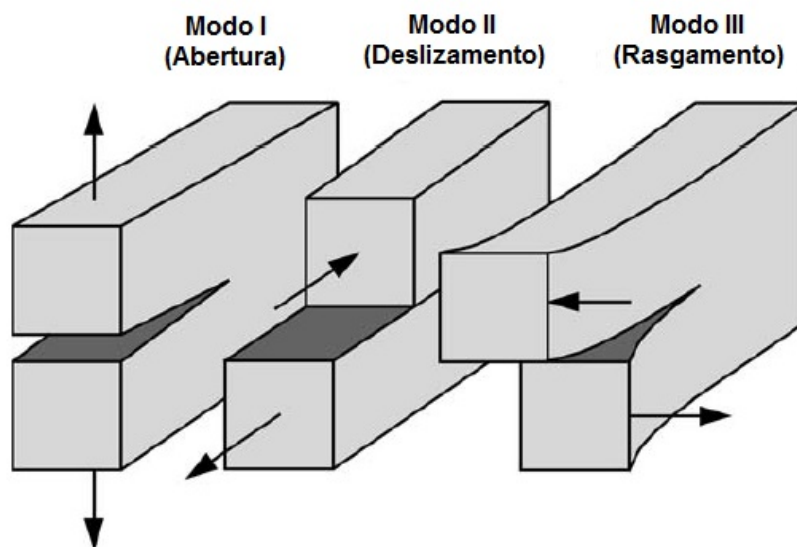
$$G_c = \frac{dW_s}{dA} = 2w_f \quad (2.26)$$

Onde G_c representa uma medida de tenacidade à fratura do material. Para materiais frágeis, ou seja como valores de w_f constante, haverá um G_c para a fratura do material. Na equação 2.25 é calculada a energia disponível para o crescimento da trinca para determinada geometria, tensão e material. Já na equação 2.26 é possível identificar a quantidade necessária de energia para a criação de novas superfícies, decorrência do avanço da trinca.

2.4.1.3 Fator de Intensidade de Tensão

Existem três modos básicos de carregamento que podem provocar a abertura de uma trinca. Na literatura os modos são conhecidos como modo I, II e III, respectivamente, conforme apresenta-se na figura 18.

Figura 18 – Modos de abertura de trinca.



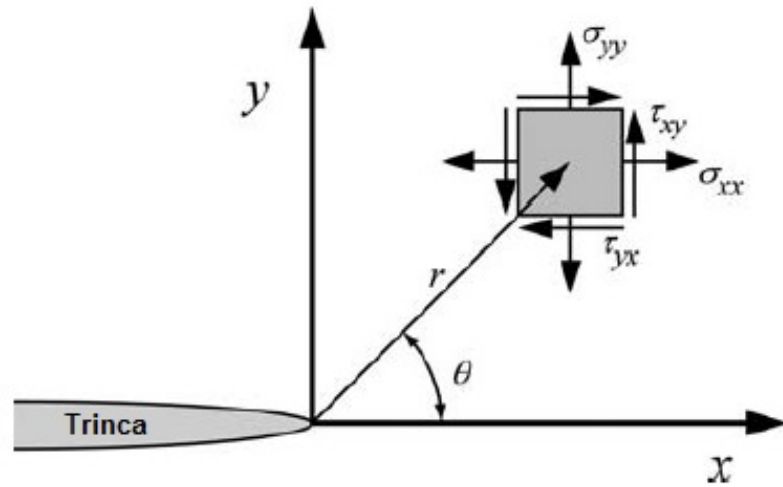
ANDERSON, 2005.

O modo I, abertura, refere-se a um carregamento trativo perpendicular ao plano da trinca, provocando a separação das faces da trinca. Também conhecido como modo de deslizamento, no modo II, o carregamento é realizado perpendicular à frente de propagação da trinca, de forma a induzir o deslizamento das superfícies da trinca entre si, paralelo ao plano da trinca e perpendicular à frente de propagação da trinca. Já em relação ao modo III, denominado rasgamento, trata-se de um deslocamento das superfícies da trinca entre si, paralelo ao plano da trinca e a frente de propagação da trinca gerado por um carregamento também paralelo à frente da trinca. As possibilidades de abertura da trinca derivam dos três modos apresentados, podendo ocorrer uma combinação entre eles, ou seja, um modo misto.

Dentre os três modos, o modo I é o mais importante (BROEK, 1982) e perigoso, pois pode provocar uma ruptura por clivagem, ou seja, uma ruptura frágil do material que necessita de baixa quantidade de energia para o processo de fratura.

Através da teoria linear elástica, Westergaard (1939) ao analisar o plano de tensões encontrou uma forma de expressar os campos de tensões em uma placa infinita contendo uma trinca. Baseado na solução de Westergaard, Irwin (1957) formulou uma solução aproximada para a tensão na vizinhança da trinca. A figura 19 mostra o esquema de relações dos parâmetros para o calcular a tensão na região próxima a trinca.

Figura 19 – Tensões na vizinhança da ponta da trinca.



ANDERSON, 2005.

A equação (2.27) apresenta a tensão na região próxima trinca

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right)f_{ij}(\theta) + \sum_{n=0}^{\infty} A_n r^{\left(\frac{n}{2}\right)} g_{ij}^{(n)}(\theta) \quad (2.27)$$

Onde σ_{ij} é o tensor tensão, k é uma constante, r e θ estão definidos na figura 19, f_{ij} é uma função adimensional de θ no coeficiente líder, A_n = amplitude para os termos de ordem superior e $g_{ij}^{(n)}$ = função adimensional de θ para os n-ésimos termos.

Observa-se que o modelo apresenta uma singularidade devido à proporcionalidade 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 2.27 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 σ_x , σ_y e τ_{xy} .

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (2.28)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (2.29)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} + \dots \quad (2.30)$$

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

Considerando $\theta = 0$, no Modo I as tensões nas direções x e y são iguais, calculadas pela equação (2.31).

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (2.31)$$

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 crítica denominada fator de intensidade de tensão, K . Utilizando os conceitos de limites, tem-se

$$K_I = \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_{max} \cdot \sqrt{\rho} \frac{\sqrt{\pi}}{2} \quad (2.32)$$

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 (2.33) e (2.34).

$$K_I = \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_0 \left(1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \cdot \sqrt{\rho} \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{2} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_0 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\pi} \quad (2.33)$$

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi \cdot a} \quad (2.34)$$

A eq. 2.34 calcula a severidade da trinca presente no material e sua unidade no S.I. é $MPa\sqrt{m}$. O subscrito I do fator de intensidade de tensão K_I é em referência ao modo I de abertura da trinca. Para os demais modos também existe uma expressão relacionada ao fator de intensidade de tensão.

Assim, substituindo a equação 2.31 na equação 2.34, temos

$$\sigma_a = \frac{\sigma_0 \sqrt{\pi \cdot a}}{\sqrt{2\pi r}} \quad (2.35)$$

Na equação 2.35, fica evidenciado que as tensões na vizinhança da trinca são dependentes da tensão nominal (σ_0), tamanho da trinca (a) e da posição em relação a ponta da trinca (r).

Quando a severidade presente no material atingir um valor crítico, $K_i = K_{ic}$ ¹, ocorrerá a fissura do material. O parâmetro K_{ic} é uma propriedade de resistência do material independente do tamanho, e K_i é a força motriz da trinca (ANDERSON, 2005). Logo existem dois critérios para a força motriz da trinca, conforme as equações 2.25 e 2.34. Portanto, ao comparar esses critérios tem-se a equação (2.36) que descreve a relação entre os parâmetros de força motriz na mecânica da fratura linear elástica.

$$G = \frac{K_i^2}{E} \quad (2.36)$$

Tal relação também pode ser aplicada para respectivas propriedades G_c e K_{ic} .

2.4.1.4 Correção da Zona Plástica de Irwin

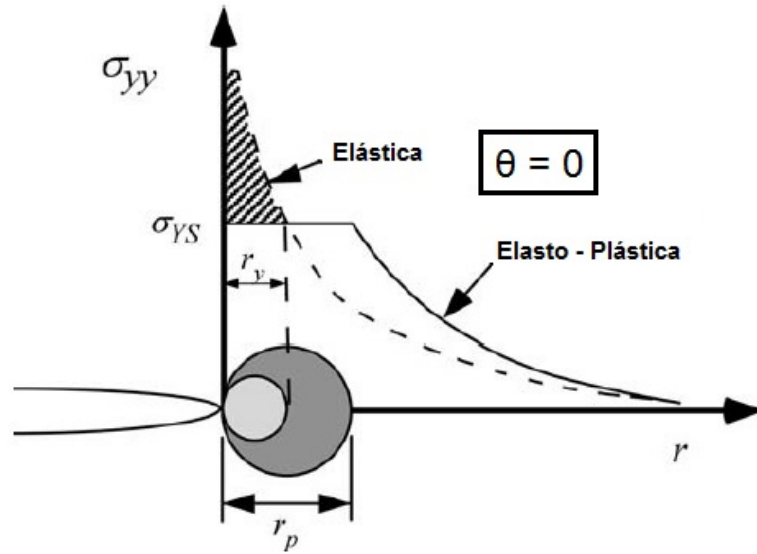
Na prática, todos os materiais apresentam certo grau de plasticidade à frente da trinca, inclusive os ditos quebradiços, por exemplo vidros e cerâmicas. Desta maneira uma singularidade de tensão não pode existir no vértice da trinca (BROEK, 1982). A área plástica formada na dianteira da trinca atenua os valores de tensões lá presentes, logo o material apresentará maior resistência à fratura frágil. Essa deformidade permanente, desprezível ou não, é responsável por uma suavização da agudez da trinca, de modo que a tensão infinita, prevista em modelos analíticos, nessa região não ocorra em função do relaxamento das tensões ali presentes (ANDERSON, 2005; ARANA; GONZÁLEZ, 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 monta² e o domínio plástico estabelecido avante a trinca é conhecido por zona plástica (GDOUTOS, 2005).

De acordo com a figura 20, uma zona plástica está contida na região onde ocorre tensões superiores a o limite de escoamento do material.

¹ O índice i representa os modos de abertura de trinca: I, II e III

² Do Inglês *Small Scale Yielding* (SSY)

Figura 20 – Estimativas do tamanho da zona plástica r_y e r_p .

ANDERSON, 2005.

O tamanho da zona plástica pode ser estimado de modo facilmente. A Figura acima apresenta um gráfico tensão σ_{yy} em função do distanciamento da ponta da trinca, no plano para $\theta = 0$. A distância r_y representa região afetada por uma tensão maior do que a tensão de escoamento σ_{YS} . Portanto, uma aproximação simples da distância r_y , ao considerar EPT, será o tamanho da zona plástica obtida através da equação 2.37 ao adotar o valor da tensão limite de escoamento σ_{YS} (ARANA; GONZÁLEZ, 2002; BROEK, 1982).

$$\sigma_{ys} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_y}} \Rightarrow r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (2.37)$$

Conhecido como correção da zona plástica de Irwin, r_y (equação 2.37) é calculado na condição EPT. Já no estado plano de deformação, o escoamento é compelido pela triaxialidade, consequentemente a correção da zona plástica de Irwin será menor (ANDERSON, 2005). Ao considerar o critério de von Mises o escoamento do material ocorrerá quando $\sigma_{yy} = \sqrt{3}\sigma_{YS}$ (ARANA; GONZÁLEZ, 2002). Logo, substituindo na equação 2.37 tem-se:

$$\sigma_{ys} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_y}} \Rightarrow r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (2.38)$$

Essa primeira estimativa observa premissas lineares elásticas, isto posto, o tamanho real da zona plástica deverá ser maior que r_y , uma vez que, o carregamento indicado pela área hachurada ainda será acondicionado pelo material (ANDERSON, 2005; ARANA; GONZÁLEZ, 2002; GDOUTOS, 2005). Esse carregamento acima da tensão limite de escoamento σ_{YS} , produzirá uma região plástica no material.

No transcorrer do escoamento, as tensões são redistribuídas a fim de reestabelecer um novo equilíbrio. A região hachurada na figura 20 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. 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):

$$\sigma_{YS} r_p = \int_0^{r_y} \sigma_{yy} dr = \int_0^{r_y} \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} dr \quad (2.39)$$

Resolvendo a integral para r_p dado

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (2.40)$$

Ao comparar r_y e r_p verifica-se que estimativa de segunda ordem é duas vezes maior que a estimativa de primeira ordem, $r_p = 2r_y$.

A partir dessas observações, Irwin (1961) relatou que a plasticidade a frente da trinca provoca um comportamento da trinca relacionado a um tamanho de trinca superior ao tamanho real. Logo, para efeito de avaliação foi proposto o seguinte tamanho de trinca

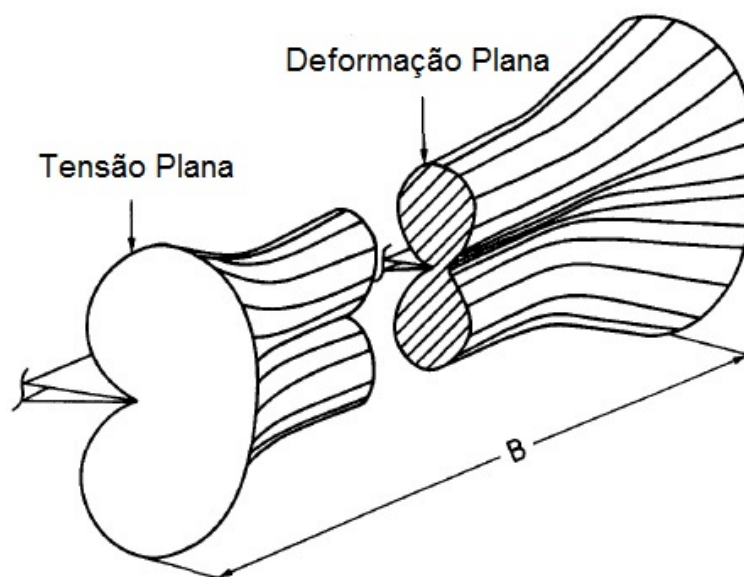
$$a_{eff} = a + r_y \quad (2.41)$$

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

2.4.1.5 Tensão Plana *versus* 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. Destarte, a condição para o EPT 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 $\epsilon_3 = \epsilon_z = 0$ (BROEK, 1982). A condição de EPD ocasiona a eclosão de uma triaxialidade, isto é, um estado crítico de tensão triaxial local. A variação da zona plástica em função condição tensional do material pode ser observado na figura 21.

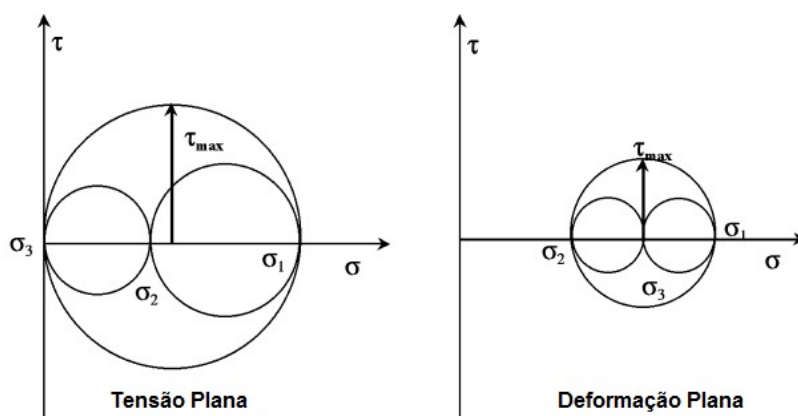
Figura 21 – Zona plástica tridimensional.



GDOUTOS, 2005.

As duas condições tensionais podem coexistirem 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 a 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 (EPT). 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 (EPD). Para melhor esclarecer os motivos da diferença de áreas plásticas, a figura 22 evidencia os EDT e EDP no círculo de Mohr.

Figura 22 – Representação do EPT e ETD no Círculo de Mohr.



ARANA; GONZÁLEZ, 2002.

À vista disso, é possível afirmar que para um mesmo valor de tensão σ_1 e σ_2 a deformação relacionada ao EPT será maior quando comparado como o EPD, consequentemente, maiores tensões deverão ser aplicadas para a formação de uma zona plástica no estado de tensão triaxial.

2.4.2 Mecânica da Fratura Elasto Plástica

A precursora da mecânica da fratura foi a MFLE, onde foram adquiridos muito conhecimentos sobre um fenômeno até então enigmático. Todavia, apesar de todo conhecimento e critérios desenvolvidos a MFLE apresentou limitações em relação à sua aplicação. A eficácia da abordagem elástica linear é confirmada apenas quando as deformações não-lineares do material está confinado em uma pequena região circundante à ponta da trinca (ANDERSON, 2005). Logo, a MFLE deve ser utilizada quando a zona plástica é pequena quando comparada com o tamanho da trinca, o que ocorre com materiais onde a fratura ocorre devido a uma tensão significativamente inferior à tensão limite de escoamento do material e sob condições Estado Plano de Deformações (BROEK, 1982). Desta forma, a análise de materiais que apresentam significativa deformação plástica, grande maioria dos materiais de engenharia, demandava uma nova abordagem, a qual foi denominada Mecânica da Fratura Elasto Plástica (MFEP).

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 elastoplástico (DONATO, 2008). A MFEP 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 .

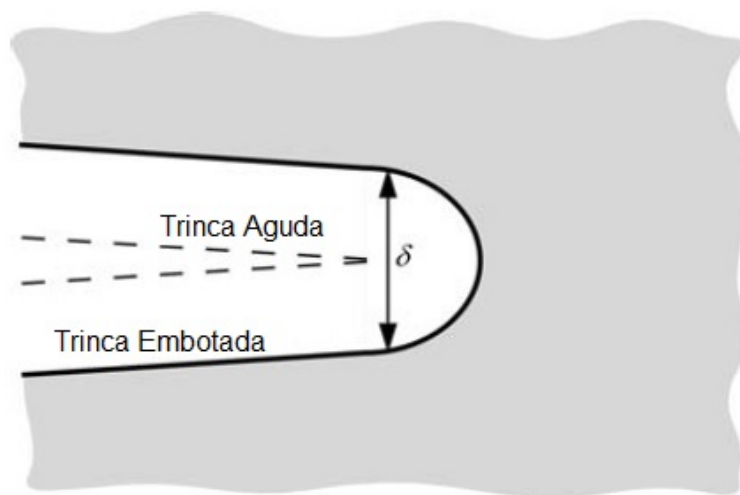
2.4.2.1 CTOD (*Crack Tip Displacement Opening*)

O CTOD é uma abordagem elasto plástica que apresenta enfoques teóricos, a partir de modelos matemático, assim como enfoque geométricos, baseados em observações experimentais. Neste trabalho serão abalroados algumas das abordagens mais comuns.

2.4.2.1.1 CTOD com base na Zona Plástica de Irwin

A partir de pesquisas que buscava calcular K_{IC} de aço estruturais, Wells verificou, que materiais com alta tenacidade apresentavam, em virtude de um relevante comportamento plástico, grande dificuldade de uma caracterização sob a ótica da MFLE. Esses materiais desenvolviam um embotamento da ponta da trinca como apresenta-se na figura 23. 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 23 – Embotamento da trinca.



ANDERSON, 2005.

Em decorrência da relação revelada, Wells propôs uma forma de mensurar a tenacidade à fratura, em materiais com 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; GONZÁLEZ, 2002; GDOUTOS, 2005). Logo o modelo ficou conhecido como CTOD, do

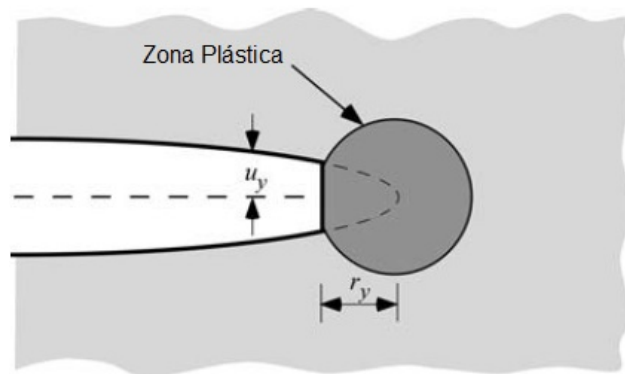
inglês *Crack Tip Opening Displacement*, Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca. Para a condição crítica temos

$$\delta = \delta_c \quad (2.42)$$

Onde δ é a abertura da trinca e δ_c é o valor crítico da abertura da trinca. Após realizações de vários experimentos indicando que δ tem o mesmo valor para a fratura, ficou constatado que δ_c é uma constante do material independente da configuração do espécime e comprimento da trinca (GDOUTOS, 2005).

Em sua investigação, Wells (1961) relacionou valores de CTOD com fator de intensidade de tensão, considerando escoamento de pequena monta a frente da trinca, conforme indica-se na figura 24.

Figura 24 – Tamanho efetivo da trinca.



ANDERSON, 2005.

Utilizando as soluções de Irwin, para o deslocamento entre as faces da trinca, tem-se a eq. (2.43)

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) [\kappa + 1 - 2\cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)] \quad (2.43)$$

para $r = r_y$ e $\theta = \pi$ temos

$$u_y = \frac{\kappa + 1}{2\mu} K_I \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}} \quad (2.44)$$

onde μ é o módulo de cisalhamento. Substituindo da correção da zona plástica de Irwin (equação 2.37) e $\kappa = \frac{3-\nu}{1+\nu}$ para EPT, tem-se:

$$\delta = 2u_y = \frac{4}{\pi} \frac{K_I^2}{E\sigma_{ys}} = \frac{4}{\pi} \frac{G}{\sigma_{ys}} \quad (2.45)$$

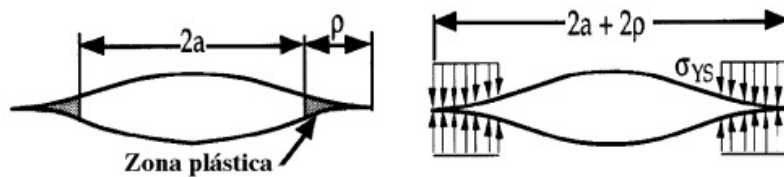
onde σ_{ys} é a resistência ao escoamento do material. Com essa relação, Wells (1961) afirma a adequação do parâmetro CTOD para caracterização da ponta da trinca quando a MFLE não é mais eficaz. Anos depois, tal afirmação foi consolidada após o estabelecimento de uma relação entre CTOD e Integral J .

2.4.2.1.2 CTOD com base na Faixa de Escoamento

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 (GDOUTOS, 2005; ANDERSON, 2005; ARANA; GONZÁLEZ, 2002).

Semelhante a Irwin (1961), Dugdale considerou uma trinca virtual com comprimento maior que trinca real, conforme a figura 25. A faixa de escoamento, zona plástica, é modelada por uma trinca de comprimento $2a + 2\rho$, onde ρ é o segmento da zona plástica com uma tensão de fechamento igual a σ_{YS} aplicadas em cada extremidade.

Figura 25 – Modelo de Dugdale.



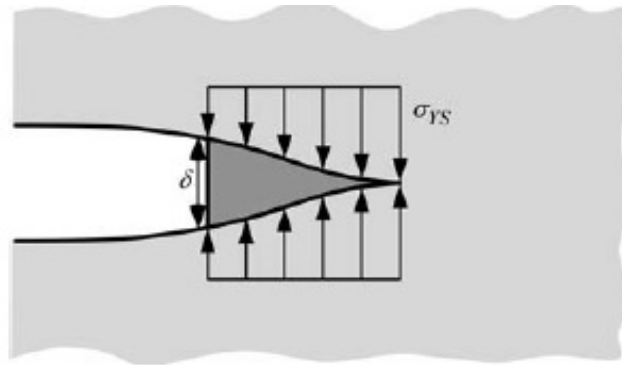
ARANA; GONZÁLEZ, 2002.

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 (ρ), também chamado de correção de Dugdale, pode ser encontrado através das tensões de fechamento à frente da trinca (DUGDALE, 1960) conforme equação 2.46.

$$\rho = \frac{\pi^2 \sigma^2 a}{8 \sigma_{YS}^2} = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (2.46)$$

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 26.

Figura 26 – Estimativa do CTOD à partir do modelo *strip-yield*.



BURDEKIN; STONE, 1966.

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)

$$\delta = \frac{8 \sigma_{YS} a}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_{YS}} \right) \quad (2.47)$$

Desenvolvendo a expansão em série do termo $\ln \sec$ e ao considerar o regime elástico ($\sigma \ll \sigma_{YS}$), chega-se a seguinte relação

$$\delta = \frac{K_I^2}{\sigma_{YS} E} = \frac{G}{\sigma_{YS}} \quad (2.48)$$

A diferença de coeficiente em relação equação 2.45, 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

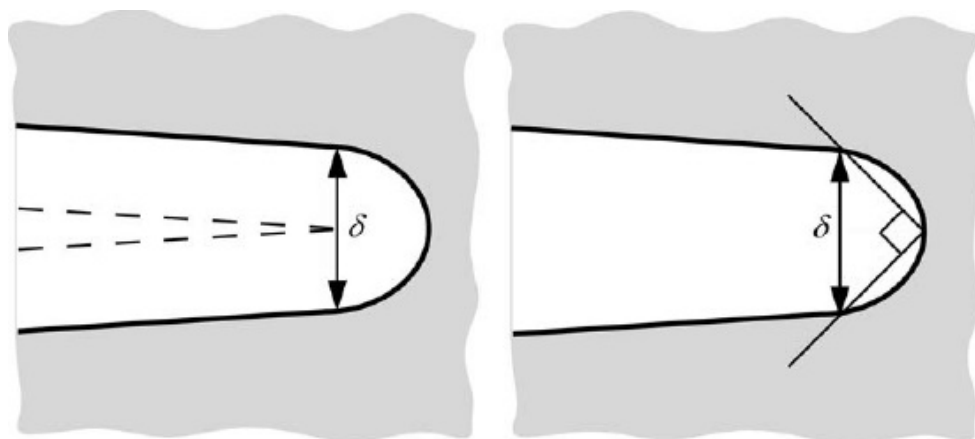
$$\delta = \frac{K_I^2}{m \sigma_{YS} E} = \frac{G}{m \sigma_{YS}} \quad (2.49)$$

Onde m é uma constante adimensional de valor 1 para estado plano de tensões (EPT) e valor 2 para estado plano de deformações (EPD).

2.4.2.1.3 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 compreendidas a partir da figura 27.

Figura 27 – Abordagens alternativas de CTOD.

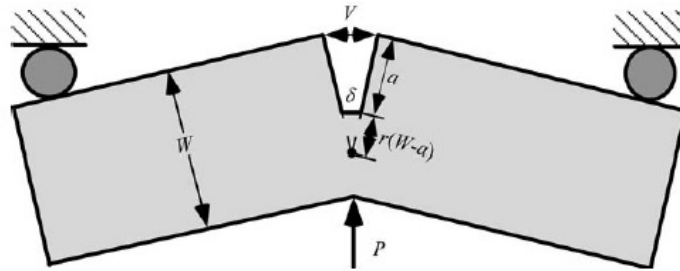


ANDERSON, 2005.

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° . Uma relação de equivalência pode ser estabelecida caso o embotamento da trinca seja semicircular (ANDERSON, 2005).

Muitas investidas 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 28. Esse método é conhecido como método da rótula plástica (DONATO, 2008; ANDERSON, 2005).

Figura 28 – Grandezas geométricas relacionadas ao ensaio de Mecânica da Fratura via CTOD utilizando-se espécime tipo SE(B).



ANDERSON, 2005.

$$\delta = \frac{r(W - a)V}{r(W - a) + a} \quad (2.50)$$

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 2.51.

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K_I^2}{m\sigma_{YS}E} + \frac{r_p(W - a)V_p}{r_p(W - a) + a} \quad (2.51)$$

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 factor de rotação plástica r_p é de aproximadamente 0,44 para materiais típicos e amostras de teste (ANDERSON, 2005).

2.4.2.2 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 mais dois 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).

2.4.2.2.1 Construção de um Parâmetro Elasto Plástico

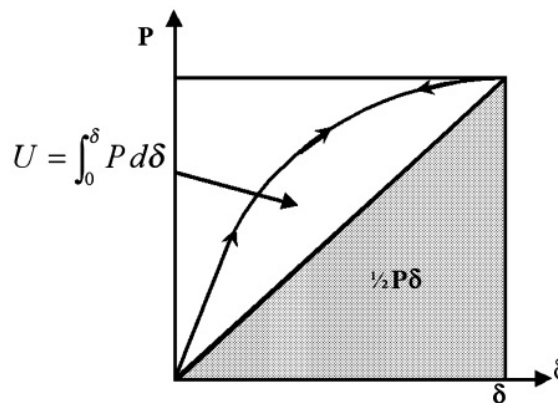
A partir de uma análise linear elástica pode-se estender a análise não linear elástica através da Integral J . Ao considerar uma região que está submetida a uma de tensão σ com respectiva deformação plástica ε , o produto $\sigma\varepsilon$ revela, em termos dimensionais, a energia por unidade de volume (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:

$$W = W(\varepsilon_{mn}) = \int_0^{\varepsilon_{mn}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.52)$$

onde σ_{ij} e ε_{ij} são tensores de tensão e deformação respectivamente.

A figura 29 apresenta o comportamento de um material elástico não-linear e um material elástico linear, assim como a respectiva capacidade de armazenar energia.

Figura 29 – Curva tensão-deformação de material linear e não-linear.



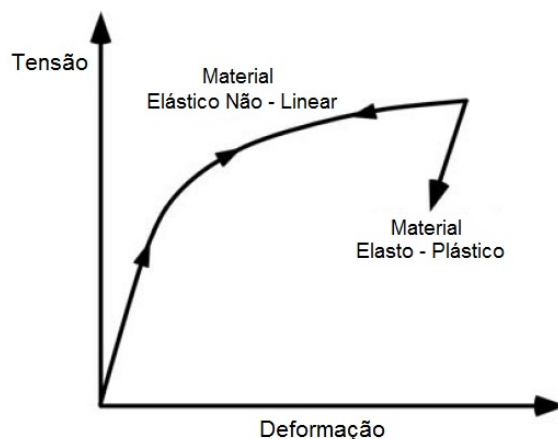
ARANA; GONZÁLEZ, 2002.

De maneira análoga, é possível inferir que a quantidade de energia armazenada por unidade de volume por material elástico não linear é superior a quantidade de um material linear elástico. Essa diferença representa uma maior capacidade de absorver energia antes do processo de fratura do material elástico não-linear.

Existe um outro tipo de material denominado elasto plástico. Esse grupo de materiais pode apresentar semelhanças de comportamento com os materiais elástico

não linear. A figura 30 mostra o esquema comparativo do comportamento uniaxial entre esses dois materiais.

Figura 30 – Comparação entre o comportamento uniaxial elástico não-linear e elasto plástico.



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 30. 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 mecânica 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.

2.4.2.2.2 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 aplicara para casos de trinca. A equação 2.53 apresenta a integral de linha proposta por Rice para um sistema bidimensional.

$$J = \int_{\Gamma} (W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds) \quad (2.53)$$

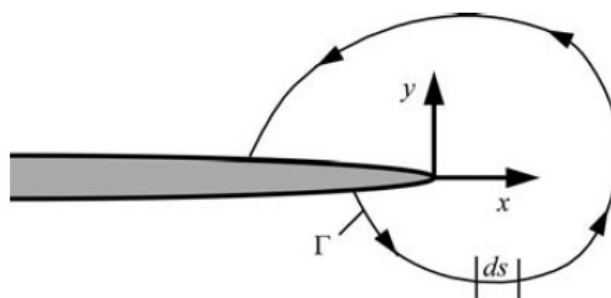
Onde

$$W = W(x, y) = W(\varepsilon) = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.54)$$

é a energia de deformação por unidade de volume, Γ representa um contorno fechado, com sentido anti horário, T é o vetor tensão (tração) perpendicular à Γ no lado externo ($T_i = \sigma_{ij} n_j$), u é o deslocamento na direção x e ds é um elemento de Γ .

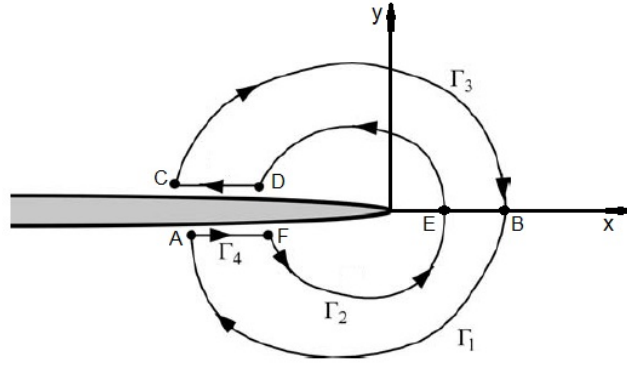
O contorno Γ tem forma arbitrária, porém deve envolver a ponta da trinca, de maneira que inicie em uma face da trinca e termine na outra face de maneira anti-horária, conforme a figura 31.

Figura 31 – Contorno arbitrário entorno da ponta da trinca.



ANDERSON, 2005.

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 32.

Figura 32 – Independência do caminho da Integral J .

ANDERSON, 2005 (Modificada).

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 32 tem-se:

$$\int_{\Gamma_A} + \int_{CD} + \int_{\Gamma_B} + \int_{FA} = 0 \quad (2.55)$$

onde $\Gamma_A = \overline{ABC}$ e $\Gamma_B = \overline{DEF}$. 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 $dy \simeq 0$, e para as superfícies livres, ausência de carregamento, $T = 0$. Portanto, considerando a eq. 2.55 tem-se:

$$\int_{\Gamma_A} + \int_{\Gamma_B} = 0 \quad (2.56)$$

$$\int_{\Gamma_A} = - \int_{\Gamma_B} \quad (2.57)$$

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.

2.4.2.2.3 Relação entre J , G e K

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 .

$$J = -\frac{\partial U_{el}}{\partial a} = G \quad (2.58)$$

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

$$J = \frac{K_I^2}{E} \quad (2.59)$$

$$J = \frac{(1 - \nu^2)K_I^2}{E} \quad (2.60)$$

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.

2.4.2.2.4 Relação entre J e CTOD

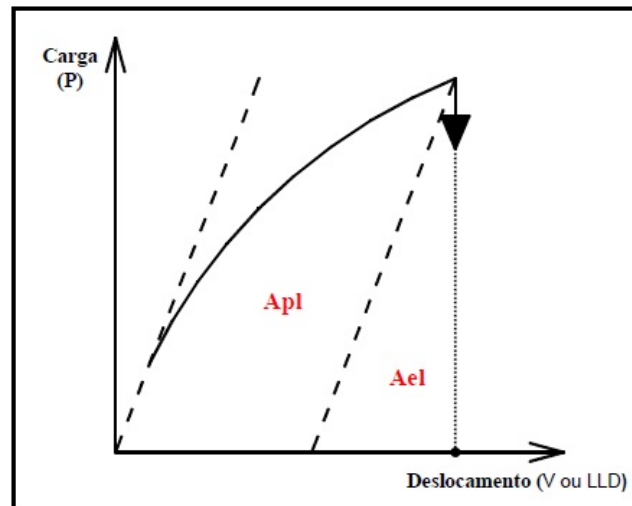
De modo análogo ao CTOD também se fez conveniente dividir a Integral J em componentes elástica e plástica. Esse método de separação das parcelas da Integral J é preconizado pelas normas ASTM E 1820 (1996), BS 7448 (1991) e outras (DONATO, 2008).

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{\eta_{pl}A_{pl}}{Bb} + \frac{\eta_{el}A_{el}}{Bb} \quad (2.61)$$

onde η é o fator função de $(\frac{a}{W})$, independente das propriedades do material, b é o Ligamento remanescente ($W - a$) e A é a área sob a curva da figura 33.

A figura 33 ilustra uma curva de formato semelhante a uma curva tensão-deformação, com segmento linear seguido de outro não linear motivado pelo desenvolvimento da deformação plástica, porém, trata-se de um gráfico carga (P) versus $CMOD^3$ - *Crack Mouth Opening Displacement* (V) ou carga (P) versus LLD^4 (Δ) - *Load Line Displacement* (DONATO, 2008), traçado durante ensaio de mecânica da fratura em corpo de prova SE(B) em flexão de três pontos, relacionados a testes experimentais de CTOD e Integral J , respectivamente. 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).

Figura 33 – 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.



DONATO, 2008.

Pela relação já mencionada com a taxa de liberação de energia (equação 2.59 e 2.60), a componente elástica pode ser calculada através do fator de intensidade K (ZHU; JOYCE, 2012).

$$J = \frac{K^2}{E'} + \frac{\eta_{el} A_{el}}{Bb} \quad (2.62)$$

³ CMOD - Deslocamento da abertura da boca da trinca

⁴ LLD - Deslocamento do ponto de aplicação da carga

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 2.49, 2.58 e 2.59 obtém-se a seguinte relação

$$\delta = \frac{J}{m\sigma_{YS}} \quad (2.63)$$

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 um relação única d_n capaz de associar a integral J e o CTOD (δ) para um dado material. Sendo assim, essa relação tem a seguinte forma

$$d_n = \frac{\delta\sigma_{YS}}{J} \Rightarrow \delta = d_n \frac{J}{\sigma_{YS}} \quad (2.64)$$

O coeficiente d_n que relaciona J a δ , 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 .

n	Tensão Plana d_n	Deformação Plana d_n
∞	1	0,8
10	0,8	0,6
5	0,5	0,4
3	0,4	0,3
2	0,2	0,15

ARANA; GONZÁLEZ, 2002.

Comparando as equações 2.63 e 2.64, tem-se $d_n = \frac{1}{m}$. Portanto, na condição EPT e não ocorrência de encruamento ($d_n = 1$), tais equações são equivalentes.

Assim, esses dois parâmetros são igualmente válidos para a caracterização de trincas em materiais elásto plásticos, o que demonstra o paralelismo e a unicidade entre eles. Logo, a tenacidade à fratura de um material pode ser quantificada por um valor crítico de J ou CTOD (ANDERSON, 2005).

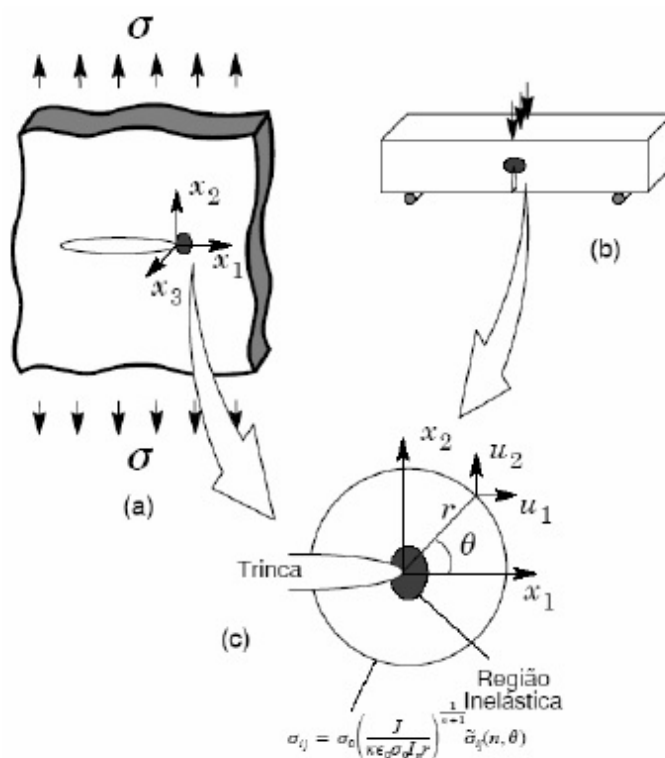
2.4.3 Mecânica da Fratura Monoparamétrica

A mecânica da fratura a partir de uma propriedade mecânica caracteriza o comportamento do material à fratura, sendo assim denominada mecânica da fratura monoparamétrica. Essa propriedade é conhecida como tenacidade à fratura, que indica a resistência à propagação da trinca, ou seja, a resistência à fratura do material.

Ao longo do tempo, foram desenvolvidas normas para ensaios para determinação da tenacidade à fratura através de um único parâmetro (K_{Ic} , J_{Ic} ou δ_{Ic}), que caracteriza os campos de tensões e deformações na ponta de uma trinca.

Muitos casos na prática não permitem a realização de ensaios de tenacidade à fratura em componentes reais, por apresentarem dificuldades técnicas e operacionais (capacidade dos equipamentos de teste, geometria do componente etc.). Por meio do princípio da existência de similaridade entre os campos de tensões é possível correlacionar diretamente os valores de tenacidade à fratura medidos experimentalmente (em escala de laboratório) e o comportamento à fratura de um componente real em serviço (ANDERSON, 2005). A figura 34 apresenta o esquema das condições de similaridade de tensões para validade da mecânica da fratura monoparamétrica.

Figura 34 – (a) Chapa tracionada representativa de um componente estrutural constituído de um material plasticamente deformável contendo uma trinca; (b) Corpo de prova convencional SE(B) em 3 pontos à flexão; (c) Zona de dominância J na região da ponta da trinca indicando a validade da mecânica da fratura monoparamétrica.



Logo, as principais normas relacionadas à mecânica da fratura, determinam metodologias para a caracterização da tenacidade à fratura de um material sob imposição de condições dimensionais restritas referentes aos corpos-de-prova utilizados, afim de garantir maior proximidade com as condições reais (alta triaxialidade na ponta da trinca, escoamento de pequena monta etc.). Nesse sentido, exigências geométricas para os corpos-de-prova são comuns à todas as normas para avaliação de tenacidade à fratura, assim como comprimento de trinca, de modo que os resultados dependam apenas das propriedades dos materiais (RABELLO, 2005).

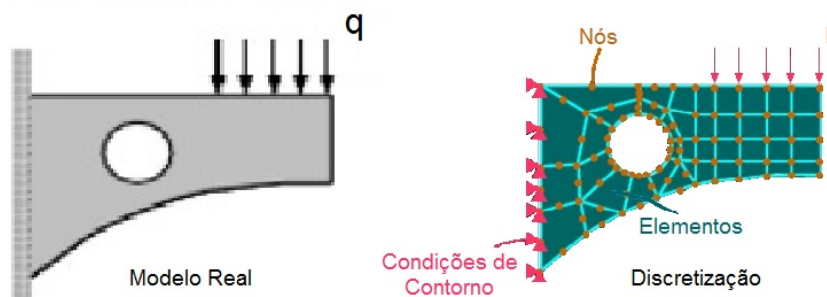
2.5 MÉTODOS NUMÉRICOS

2.5.1 Métodos de Elementos Finitos

A modelagem de problemas reais pode ser realizada por modelos matemáticos via sistemas de equações diferenciais. Entretanto, a exemplo do ramo da engenharia, à medida que os problemas analisados ficam mais elaborados, a obtenção de soluções analíticas torna-se uma tarefa complexa, e em alguns casos essas são impossíveis, considerando as particularidades do modelo em análise. No caso da mecânica da fratura, mais especificamente a modelagem dos campos de tensão, há a ocorrência de singularidade na região situada na ponta da trinca, onde a tensão calculada é infinita. Podem ocorrer, além da singularidade, outros tipos de dificuldade que aumentam ainda mais a complexidade das soluções. Uma maneira de contornar essas dificuldades, é utilização de uma ferramenta numérica denominada método de elementos finitos (MEF). O Método dos Elementos Finitos, é uma forma de solucionar numericamente problemas de engenharia (mecânica do contínuo) por aproximações admissíveis (SILVA,). O MEF propõe o fracionamento do domínio de um problema complexo, ou seja, um conjunto de subdomínios de problemas simples, e dessa forma o somatório das soluções dos problemas simples fornecerá a solução do problema original. Tal proposta é conhecida como discretização, ela possibilita uma representação mais precisa de geometrias complexas, inclusão de propriedades distintas em materiais dissimilares, assim como a identificação de defeitos locais, por exemplo as concentrações de tensões. Donald (2011) define o conceito do MEF como o parcelamento de um problema complexo em problemas simples, que torna possível, a partir da união das soluções desses problemas, obter uma solução global aproximada para o problema complexo. A discretização é um processo de modelagem de um corpo que compõe um sistema equivalente de corpos menores (elementos finitos) unidos por pontos comuns (nós ou pontos nodais), observando condições de contorno como restrições e carregamentos do corpo em análise (SILVA,). A quantidade de subdivisões do problema complexo deve ser finita e essas subdivisões são chamadas de elementos, justificando assim o nome método de elementos finitos. Na figura 35 apresenta-se uma discretização de

um modelo real pelo método de elementos finitos.

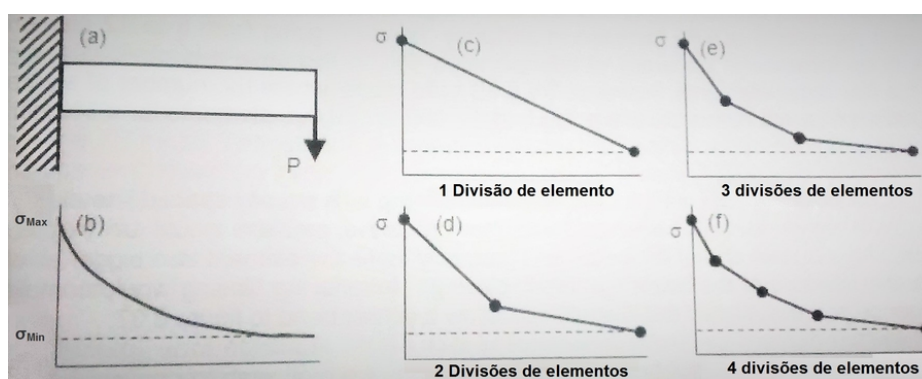
Figura 35 – Discretização de um modelo real.



SILVA, (Modificada).

Muitos problemas da engenharia e ciências aplicadas podem ser representados por modelos matemáticos de um problema físico real, geralmente governados por equações diferenciais e integrais. Geometrias complexas, tipos de carregamentos, condições de contornos etc. são exemplos de dificuldades encontradas que em muitos casos tornam impossível a solução dessas equações. 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 36 – Aproximação do refinamento de malha.



DONALD, 2011.

A figura 36 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.

O que muitos autores dizem, como termômetro para o refinamento é, quanto maior o refinamento, maior será a convergência, porém a determinado nível de refinamento de malha a convergência da solução não sofrerá significativos correções, sendo assim, o bom indicativo de uma malha adequada para a análise. A escolha do elemento também representa bom refinamento ou qualidade do refinamento. Uma escolha errada do elemento pode gerar quantidade de erro residual.

2.5.2 ANSYS

O programa ANSYS é composto por sistemas computacionais cuja finalidade é realizar cálculos e análises por meio de Método dos Elementos Finitos, possuindo diversos módulos de análises: mecânica estrutural, transferência de calor, escoamento interno e externo de fluidos e eletromagnéticas. Com a utilização da computação cada vez mais na engenharia, o ANSYS tem sido aplicado em áreas variadas de engenharia, incluindo aeroespacial, construção civil, automotiva, eletrônica, e nuclear, entre outros (SILVA, ; BORGES, 2010).

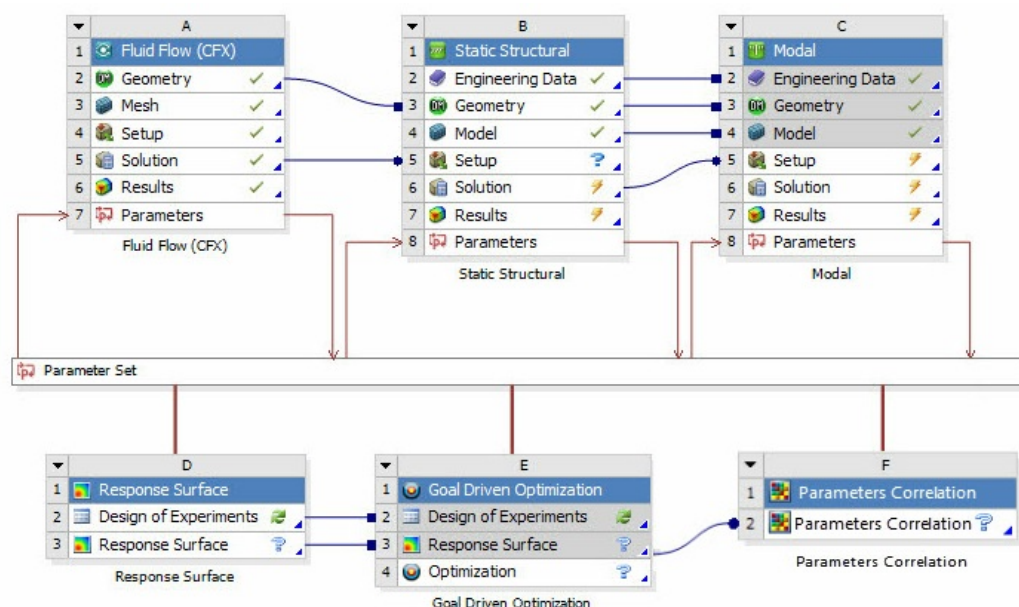
Sobre os tipos de análises possível, destaca-se a análise mecânica estrutural, módulo utilizado no presente estudo. Para este módulo estão disponibilizadas as seguintes análises: estática, transiente, dinâmica explícita, fadiga, fluência, flambagem, modal, espectral e harmônica. Todos os tipos de análises existem duas maneiras de entrada de dados (SILVA,):

- 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.
- APDL (“ANSYS Parametric Design Language”) – Trata-se de uma linguagem de programação própria do ANSYS, baseada na linguagem Fortran, onde o usuário através de variáveis paramétricas é capaz de criar modelos e automatizar o uso de comandos conforme desejado.

Dentro do ambiente ANSYS, o pacote Workbench viabiliza a associação de vários tipos de simulações, assim como o gerenciamento de projetos. Esse dispositivo

utiliza guias e a construção do modelo é realizada por etapas entregando ao usuário uma interface mais pragmática. Esses sistemas formam fluxograma que representa o fluxo de dados em seu projeto, mostrado na figura 37. Cada bloco representa um sistema de análise, podendo haver várias células, passo a passo específico para cada tipo de análise. Por fim, os blocos podem ser conectados uns aos outros, compartilhando e/ou transferindo dados entre eles, facilitando a modificação ou atualização do projeto, por conseguinte, novos resultados da simulação (QUEIROZ, 2008; ANSYS, 2015).

Figura 37 – Representação do fluxo de dados no *Workbench*.



ANSYS, 2015.

O Workbench pode ser classificado como um programa de Engenharia Auxiliada por Computadores (CAE - Computer Aided Engineering). Esses tipos de softwares proporcionam ao engenheiro, principalmente nas fases de desenvolvimento de projeto, dimensionamento e validação de projetos, algumas vantagens (AZEVEDO, 2014):

- Redução do custo e tempo durante a elaboração do projeto, eliminando fases de construção e análises de protótipos embrionários;
- Otimização de projeto antes da sua execução, o que também reduzirá custos relacionados à desperdício de materiais e processo de fabricação;
- Minimização da probabilidade de falha dos componentes, uma vez que falhas pontuais podem ser previstas durante as simulações.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

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.

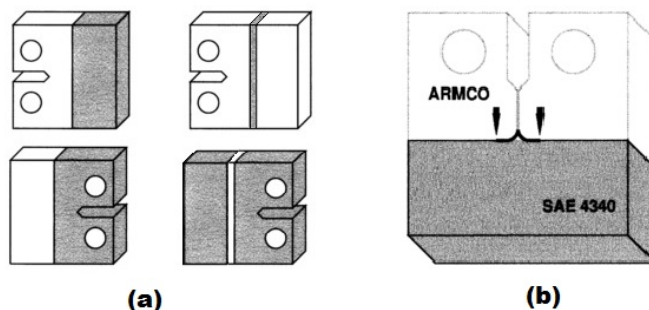
Bowen, Druce e Knott (1987) descreveram uma dependência térmica da tenacidade à fratura K_{IC} , e da tensão de fratura por clivagem do material, após analisarem uma ampla gama de condições microestruturais em aço ASTM A533B de vaso de pressão. Foi observado que, para temperaturas de teste muito baixas, a tenacidade à fratura é controlada pelo tamanho médio de carboneto, ao passo que para temperaturas de teste mais altas a tenacidade à fratura é controlada por carbonetos de tamanho mais grosseiro. Portanto, o efeito da temperatura em alterar os tamanhos de carbonetos propícios a nucleação de microtrincas é um fator significativo no processo de formação de trincas, uma vez que o mecanismo de coalescimento é facilitado pela proximidade dos núcleos de microtrincas.

Ao conduzir os estudos sobre juntas soldadas portadoras de dissimilaridades mecânicas, com amostras SE(B), baseados na teoria *slip-line* e na análise numérica em 3D, Hao, Schwalbe e Cornec (2000) notaram a ocorrência de restrições na ponta da trinca no lado do material mais resistente, evidenciando um caminho preferencial, ou seja, uma diretriz de deformação plástica no sentido do material de menor resistência.

O efeito de diferentes características de deformação plásticas na propagação de trincas por fadiga foi estudado por Pippan, Flechsig e Riemelmoser (2000). Os sistemas estudados, bimaterial e camada intermediária, apresentados na figura 38(a), foram constituídos de ferro ARMCO (fraco) e aço SAE 4340 (forte) com plano da trinca perpendicular à interface dos materiais. Verificou-se uma taxa de crescimento decrescente, no caso de uma transição fraca/forte e um comportamento contrário na transição forte/fraco. Para os autores o estudo apresentou dois resultados surpreendentes: (i) uma bifurcação da trinca na interface quando a trinca se propaga a partir do material fraco (figura 38(b)); (ii) um efeito relativamente grande da incompatibilidade térmica extremamente pequena, provocou um retardamento da taxa de crescimento da trinca a distâncias relativamente grandes da interface bimaterial no aço SAE 4340 com o

coeficiente de expansão térmica um pouco menor.

Figura 38 – (a) Modelos usados no estudo de Pippan, Flechsig e Riemelmoser (2000) (b) representação da bifurcação da trinca.



PIPPAN; FLECHSIG; RIEMELMOSER, 2000.

Khan et al. (2004) ao avaliarem a integridade de juntas dissimilares/bimetálicas desenvolveram um método de estimativa para avaliar as cargas limite de espécimes dissimilares, tais como placa de rachadura central, amostra de flexão de três pontos e amostra de tensão compacta. Com erro médio de 3-4%, após comparação com MEF, as soluções analíticas apresentaram estreita concordância o modelo numérico.

Em seus estudos, Kim et al. (2006) realizaram análises totalmente plásticas em placas planas dissimilares, através de análise de elementos finitos, baseada na plasticidade sem encruamento. Os parâmetros geométricos foram sistematicamente variados para cobrir todas as faixas possíveis da profundidade e raio do entalhe. Ficou atestado a ocorrência da triaxialidade de tensão máxima no centro da amostra com forte dependência da profundidade relativa do entalhe trinca e da relação raio-profundidade de entalhe.

Kim e Oh (2006) quantificaram o efeito undermatching em cargas de limite plástico e triaxialidades de tensão totalmente plásticas para placas planas dissimilares e espécimes de tração em barra redonda, através de análises paramétricas de elementos finitos (FE) baseadas em materiais elásticos perfeitamente plásticos. O efeito undermatching depende significativamente da relação entre a largura da solda e a largura da amostra (esbeltez). Todavia, esbeltez será significativa apenas para a condição menor que a unidade. Também foi observado uma triaxialidade de tensões sensivelmente crescente com a diminuição da esbeltez, na zona de menor resistência da solda.

Xue e Wierzbicki (2008) realizaram uma investigação experimental e numérica com espécimes flexão de três pontos (FTP) e tração compacta (TC) para a liga de alumínio 2024-T351. Simulações mostraram um padrão de inclinação da trinca em concordância à observação experimental para o caso TC. Identificou-se que um dos principais fatores de influência para predizer um modo de fratura inclinada é o efeito

sinérgico do enfraquecimento do material e a dependência do ângulo de Lode (terceiro invariante da tensão deviatória, J_3) da tensão de fratura. No caso FTP foram utilizadas barras retangulares com três larguras diferentes. Uma combinação de diferentes modos de fratura é observada na superfície da fratura nos experimentos. Avaliações *post-mortem* revelaram que a superfície da fratura continha tanto zonas de fratura por cisalhamento como por tensão. Foi apresentado um modelo para prever uma fratura inclinada, como também a formação de lábios de cisalhamento, região em ângulo ao final da área fraturada devido a uma fratura dúctil.

Durante sua pesquisa, verificado em ensaios de mecânica da fratura em espécimes SE(B) homogêneos e com juntas dissimilares em flexão de três pontos em diferentes temperaturas, Donato (2008) constatou que a presença de dissimilaridade mecânica da solda é responsável pela alteração dos campos de tensão e deformação nas proximidades dos defeitos e faz com que a resposta mecânica de regiões de solda seja bastante distinta em relação às regiões de metal de base, tornando insuficiente, a simples aplicação de procedimentos convencionais de avaliação de integridade estrutural em componentes com tais características.

Cravero et al. (2011) empregaram modelos de elementos finitos em barras com trinca simples (SE(T)) para estudar os efeitos da dissimilaridade da solda no comportamento de fratura para diferentes localizações de trincas e tamanhos de solda comparando-os simulações de tubos de circunferência soldados contendo trincas circunferenciais sob flexão. Considerando uma situação de 0,3 de overmatching em tubos sob flexão com trincas centrais na solda, os resultados obtidos foram: (i) diminuição de 25% da Integral J em relação a um tubo homogêneo feito apenas de metal base; (ii) O parâmetro J na ZTA foi aproximadamente 10% menor que o obtido para um tubo de metal de base 30% para um tubo de metal de solda. Foram detectadas mínimas diferenças nos níveis de restrição de SE(T) e tubulações para as diferentes posições de solda e trincas consideradas, credenciando a aplicação das curvas de resistência na avaliação de mecânica de fratura de tubos soldados, as obtidas a partir de amostras SE (T) com solda similar.

Wang et al. (2011) utilizaram o método dos elementos finitos (MEF) com base no modelo Gurson–Tvergaard–Needleman (GTN) para investigar o comportamento crescimento de trincas dúcteis única em um espécime SE(B) de uma junta soldada dissimilar composto por quatro materiais no sistema primário de usinas nucleares. Os autores observaram que as trincas iniciais em diferentes locais na JSD obtiveram valores de tenacidade e caminhos de crescimento diferentes. Deste modo, quando a trinca inicial foi localizada no centro de solda Liga de Níquel-base 182 e amanteigamento em Liga Níquel-base 82, os deformações plásticas e danos na região da ponta da trinca são simétricos, e o crescimento da trinca é quase em linha reta ao longo do plano

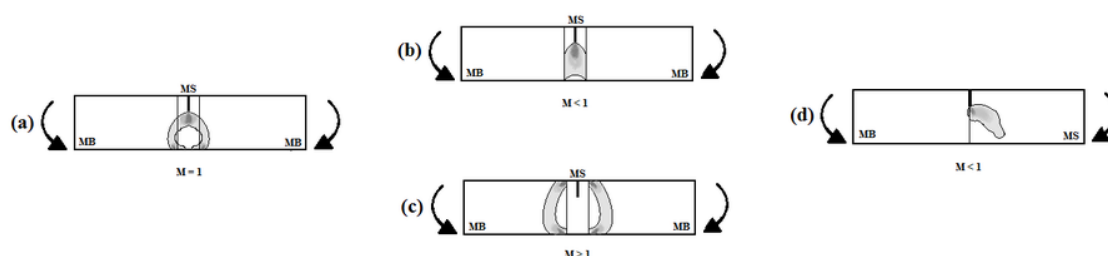
inicial da trinca. Mas para as trincas na interface entre os materiais e na vizinhança da interface da trinca, as deformações plásticas e danos na região da ponta da trinca são assimétricos, e a trajetória de crescimento da trinca obteve um desvio significativo para dentro do material com menor limite de escoamento dentre os dois materiais da interface

Nos ensaios de mecânica da fratura, Almeida (2014) analisou uma junta soldada com dissimilaridade *undermatching*, constituída do metal de base aço AISI 8630M amanteigado e soldado ao metal de base aço ASTM - A36, utilizando o INCONEL 625 como metal de solda e amanteigamento. Foi observado um desvio acentuado da trinca de ensaio em direção ao material menos resistente, no caso o metal de solda. Nesta pesquisa 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.

Fan et al. (2015) ao realizarem testes para investigação do comportamento da resistência à fratura em uma junta dissimilares, A508-Liga 52M (amanteigamento) e liga 52M (solda) -316L, demonstraram os desvios dos campos de tensão e deformação em juntas dissimilares. Os autores utilizaram o método de elementos finitos baseado em na modelagem de danos mecânicos (GTN), que possibilitou uma variância da localização da trinca inicial. Evidenciaram a permanência da triaxialidade de tensão na ponta da trinca e o desvio do campo de deformação favorável ao material menos resistente

ALVES et al. (2016) realizaram um estudo sobre o comportamento de trincas em JSD. Os pesquisadores identificaram um padrão de comportamento da deformação plástica, a qual sugere a trajetória da trinca ser desenvolvida, independentemente da dissimilaridade apresentada pela junta soldada. Foi registrada nos estudos analisados por ALVES et al. (2016) (Figura 39) uma preferência do fluxo plástico o material de menor resistência.

Figura 39 – Variação do campo de deformação: (a) Espécime homogêneo; (b) e (c) espécimes dissimilares com trinca na solda; (d) espécime dissimilar com trinca na interface.



ALVES et al., 2016.

A ilustração anterior representa a variação dos campos de deformação de acordo com a configuração de dissimilaridade e localização da trinca. Na figura 39(a) está representado 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. 39(b) e Fig. 39(c) representam corpos de prova heterogêneos *under-matching* e *overmatching*, respectivamente, com trinca centralizada no metal de solda. Por último, o espécime da Fig. 39(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.

Coules et al. (2016) propuseram uma técnica de incorporação de dados medidos de tensão e deformação elástica residual em uma simulação de elementos finitos de fratura elástico-plástica. Tensões e deformações elásticas residuais em espécimes de ensaio de fratura de flexão de três pontos foram medidas usando difração de nêutrons e um método iterativo foi usado para gerar uma estimativa do campo de tensão residual total. Observou-se a interação entre o esforço residual e a carga externa. O Modelo mostrou boa concordância com os dados medidos correspondentes e consistência com resultados experimentais de teste de fratura. Todas as amostras de fratura falharam de uma maneira frágil e a tensão residual teve um efeito substancial na tenacidade à fratura detectada.

Jin et al. (2017) investigaram a influência do caminho de carregamento biaxial no campo de deformação na ponta da trinca campo. Através de análises numérica e utilizando o modelo MBL para prever o comportamento nos espécimes de largura finita, os resultados mostraram que a carregamentos proporcional e não proporcionais podem gerar diferentes efeitos relacionado ao embotamento próximo à ponta da trinca.

Fatores de Intensidades de Tensão (FITs) de trincas em juntas soldadas de topo sob tensão uniaxial foram investigados por Pachoud, Manso e Schleiss (2017). Foi realizado um estudo paramétrico por meio de análise de elementos finitos e destacou-se a importância da influência da altura de reforço da solda, frequentemente está ausente nas equações paramétricas disposto na literatura. Logo, foram sugeridas quatro novas equações paramétricas para estimar os FITs em juntas soldadas com penetração total, para condição de raio do pé da solda variável ρ (ou $\rho = 1\text{mm}$) e ausência de desalinhamento linear.

Sob carga monotônica e quase-cíclica, Vishnuvardhan et al. (2017) analisaram tubos retos com trinca circunferencial na parede da solda. Foram utilizados dois modos de controles de carga: (i) controle de carga e (ii) controle de deslocamento; e dois tipos de soldagem: Eletrodo Revestido (SMAW) ou Raiz Estreita (NG). Os espécimes com solda NG apresentaram maior capacidade de absorção de energia e resistência ao crescimento de trincas quando comparados com espécimes soldados com SMAW. No caso de espécimes testados sob controle de deslocamento o crescimento de trincas foi estável. À medida que foi observado um comportamento instável no crescimento de trinca, ocasionando na falha por colapso repentino dos espécimes investigados.

4 METODOLOGIA

A metodologia adotada no trabalho foi fundamentada em uma análise numérica utilizando o método dos elementos finitos a fim de simular o comportamento de uma amostra de junta soldada dissimilar, com trinca de fadiga instalada a 1 mm da LF no sentido do MB, e comparar com os resultados experimentais obtidos por Almeida (2014). A JSD analisada trata-se de uma junta soldada utilizada na união de flanges a tubulações presentes nas linhas de produção *offshore* de petróleo e gás. Este estudo trata-se de uma pesquisa *ex-post facto*, pois busca identificar situações que se desenvolveram naturalmente em relação a um fenômeno já ocorrido (GIL, 2008). Os materiais e métodos utilizados serão discutidos na sequência.

4.1 CARACTERIZAÇÃO DO ESTUDO DE CASO

O estudo referencial, Almeida (2014), 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: AISI 8630 M, ASTM A36 e INCONEL 625. Os primeiros atuando como metais de base e o último, utilizado também como amanteigamento do aço AISI 8630 M, operando como metal de solda.

O AISI 8630 M 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). A letra M indica uma variação do aço 8630 comercial referente à quantidade de alguns elementos de ligas promovendo assim melhorias nas propriedades desse material. Já o aço A36 é um 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).

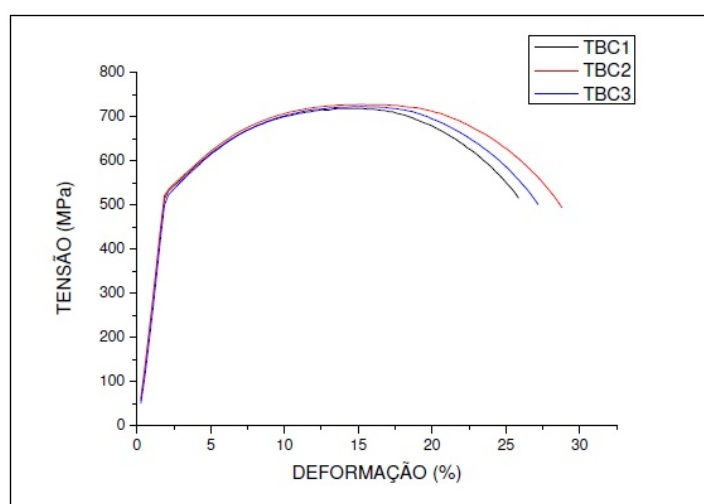
Atuantes como MB, os aços descritos acima apresentam grandes disparidade em relação as suas propriedades, a exemplo da resistência mecânica e ponto de fusão, à vista disso, o que inviabiliza união desses materiais diretamente. À vista disso, faz-se necessário a operação de amanteigamento, a qual consiste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

Almeida (2014) 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 AISI 8630 M, posteriormente para a união dos

dois metais de base, um segundo aporte térmico foi utilizado. Na sequência, fora 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 (ALMEIDA, 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:

Figura 40 – Gráfico Tensão x Deformação: AISI 8630 M.



ALMEIDA, 20014.

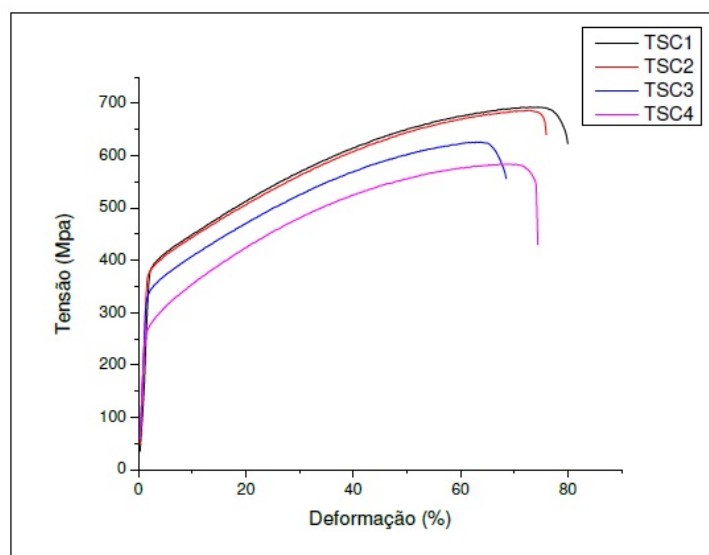
Tabela 2 – Ensaio de tração do metal de base.

Espécime	σ_{rt} (MPa)	$\sigma_{y0,2}$ (MPa)	Alongamento $\% \Delta L$	Estricção $\% \Delta A$	Energia de Deformação (kJ)
TBC1	719,15	541,14	20,60	56,44	97,880
TBC2	728,33	535,14	25,00	53,46	110,50
TBC3	723,58	532,70	21,00	53,16	103,00
Valores Médios	723,69	536,33	22,20	54,35	103,79

ALMEIDA, 2014.

Mostrado na figura 40, os comportamentos dos espécimes do aço AISI 8630M apontaram valores críticos característicos. De acordo com a tabela 2 as tensões médias de limite de escoamento e tração são 536,33 MPa e 723,69 MPa , respectivamente.

Figura 41 – Gráfico Tensão x Deformação: INCONEL 625.



ALMEIDA, 2014.

Tabela 3 – Ensaio de tração do metal de solda.

Espécime	σ_{rt} (MPa)	$\sigma_{y0,2}$ (MPa)	Alonga- mento % ΔL	Estricção % ΔA	Energia de Deformação (kJ)
TSC1	692,70	378,20	49,20	46,40	279,11
TSC2	686,21	374,17	48,00	37,70	260,91
TSC3	625,93	336,10	45,00	48,40	213,37
TSC4	583,57	336,00	48,00	43,80	214,75
Valores Médios	647,10	356,11	47,40	44,12	242,05

ALMEIDA, 2014.

As curvas relacionadas ao INCONEL 625 ilustrada na figura 41 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 356,11 MPa e 647,10 MPa correspondeu ao limite de ruptura do material.

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

$$M = \frac{\sigma_{MS}}{\sigma_{MB}} = \frac{356,11}{536,33}$$

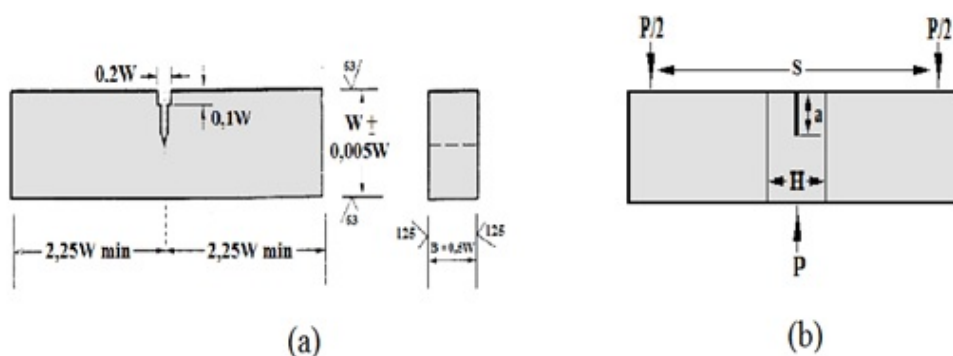
$$M = 0,664$$

Logo, a dissimilaridade presente na amostra é $M = 0,664$.

4.1.1 Ensaio Flexão de 3 Pontos (SE(B))

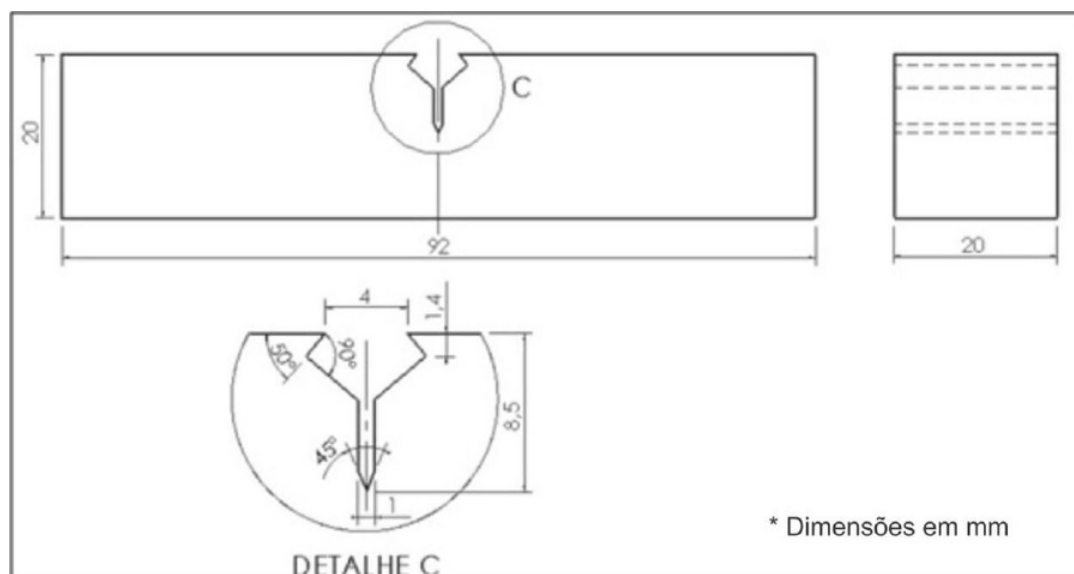
O ensaio de mecânica da fratura realizado por Almeida (2014) foi um ensaio de CTOD, de acordo com as normas BS EN ISO 15653 (2010), ASTM E 1820 (1996) e BS 7448 (1997). Essencialmente, trata-se de um ensaio de flexão de 3 pontos que permite verificar defeitos metalúrgicos, de compacidade e especialmente nesse caso, de tenacidade à fratura. Esse tipo de ensaio consiste em submeter, por flexão, o corpo de prova a uma deformação plástica, tendo como escopo correlacionar o comportamento mecânico do corpo de prova com a abertura provocada do entalhe. A fabricação do corpo de prova é normalizada de acordo com as normas referidas, as quais fornecem vários tipos de corpo de prova, porém, o referente trabalho utilizou corpos de prova convencionais SE(B) de flexão de três pontos em barra com trinca simples, de acordo com a figura 42.

Figura 42 – (a)Espécime SE(B) (Adaptada da ASTM E1820-11); (b) configuração do ensaio de flexão de 3 pontos SE(B).



ALVES et al., 2016.

Na ilustração anterior estão indicados a (a) forma do espécime SE(B) assim como a (b) configuração do ensaio que deve ser praticado. As dimensões determinadas do corpo de prova são mostradas na figura 43.

Figura 43 – Dimensões e configuração do entalhe no espécime S(E) utilizado.

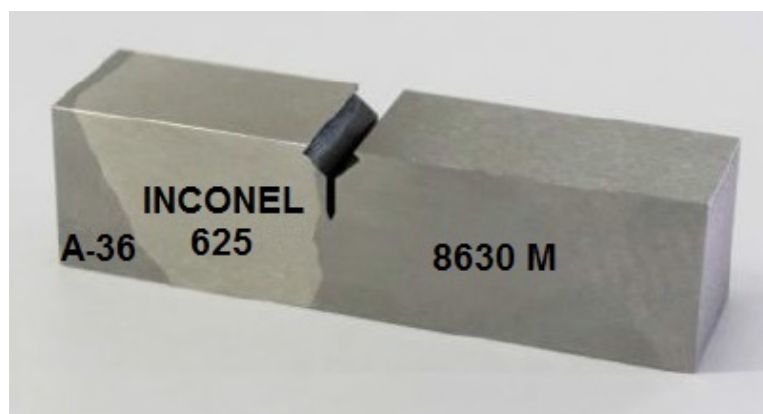
ALMEIDA, 2014.

Como dimensão basilar foi estabelecido $W = 20$ mm. Para a realização dos experimentos foi necessário a confecção de um entalhe conforme mostrado no detalhe C da figura 43. A necessidade do entalhe se faz devido a fixação do *clip gage*, responsável pela captura da abertura da boca da trinca (CMOD, *Crack Mouth Opening Displacement*) quando o corpo de prova for solicitado mecanicamente. No detalhe C pode ser observado o entalhe no corpo de prova e os parâmetros adotados para sua confecção.

4.2 MODELAGEM NUMÉRICA

A modelagem numérica busca construir modelos representativos de forma que permita maior semelhança possível com o modelo real. Para o presente 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 conforme já expostos nos itens anterior. A figura 44 evidencia o corpo de prova utilizado por (ALMEIDA, 2014).

Figura 44 – Corpo de prova utilizada por Almeida (2014)

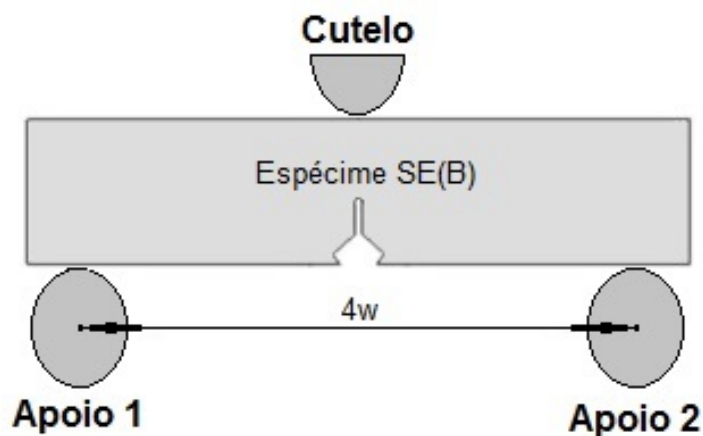


ALMEIDA, 2014.

4.2.1 Descrição do Problema

O caso estudado trata-se de um ensaio de flexão de três pontos de uma amostra heterogênea, com carregamento quase estático. Os pontos de carregamento e apoio estão ilustrados na figura 45. Busca-se realizar uma análise dos campos de tensão e deformação na amostra, observando especificamente a região da ponta da trinca.

Figura 45 – Pontos de carregamento e apoio do ensaio CTOD.



AUTOR.

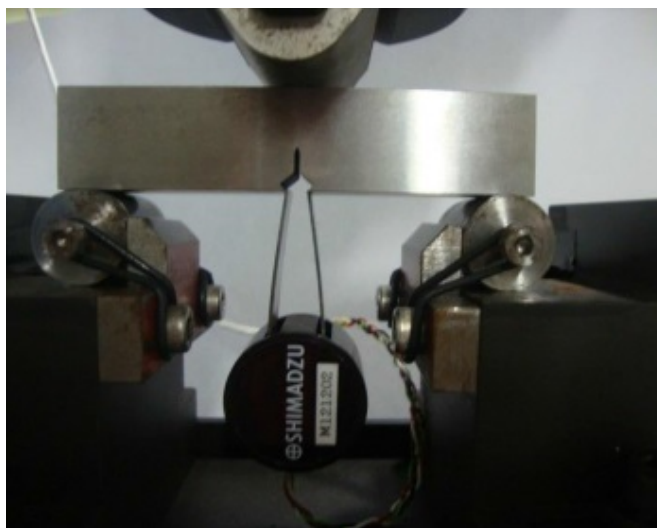
O espaçamento entre os apoios no valor de $4W$, como o cutelo posicionado ao centro do corpo de prova, alinhado com a trinca. A figura 46 mostra a configuração utilizada durante os ensaios de mecânica da fratura por (ALMEIDA, 2014).

Figura 46 – Esquema do ensaio CTOD realizada por Almeida (2014).



ALMEIDA, 2014.

Figura 47 – Detalhe do ensaio CTOD realizada por Almeida (2014).



ALMEIDA, 2014.

Além dos elementos comuns ao ensaio de flexão de 3 pontos na figura 47, há um outro componente denominado *clip gage*. As condições do ensaio serão discutidas nas próximas seções.

4.2.2 Considerações

Foi considerado uma amostra heterogêneas, com modelagem elasto plástica para todos os materiais com os respectivos valores de tensão de escoamento e tensão de ruptura.

Para o aço A36 não foram realizados testes de resistência mecânica. Assim sendo, para os valores de resistências características desse material foi adotado 250 MPa como limite de escoamento e 400 MPa para a tensão de ruptura, valores teoricamente considerados de acordo com a literatura. Logo os valores adotados são apresentados na tabela 4.

Tabela 4 – Valores de tensões dos materiais da amostra.

MATERIAIS	TENSÃO LIMITE DE	TENSÃO DE LIMITE
	ESCOAMENTO (MPa)	RUPTURA (MPa)
ASTM A36	250,00	400,00
INCONEL 625	356,11	647,10
AISI 8630 M	536,33	723,69

Conforme dito anteriormente, os materiais não apresentaram significativas mudanças de propriedades geométricas ou mecânicas, isto é, considerada ausência de tensões residuais. Portanto, não foi necessária uma modelagem nesse sentido.

As cargas foram aplicadas por meio do deslocamento do cutelo. Observando a taxa de carregamento $0,55 \text{ MPa.m}^{-0,5} \cdot \text{s}^{-1}$ e uma carga limite média de 25 kN (ALMEIDA, 2014) os dados de carregamento são apresentados na tabela 5.

Tabela 5 – Carregamento médio utilizado no experimento de Almeida (2014).

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

Tempo (s)	Força (kN)	Tempo (s)	Força (kN)
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
170	25,00		

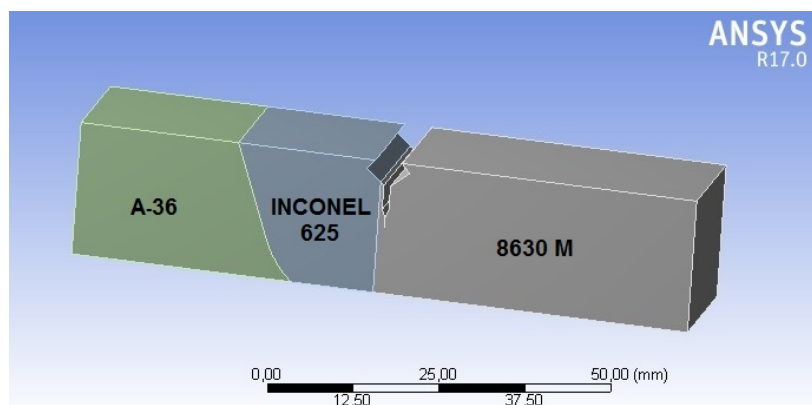
Os pontos de apoio foram configurados como suportes fixos. O deslocamento do pistão de força foi restrito ao eixo Y (vertical). Os contatos existentes entre amostra, cutelo e suportes foram definidos como *bonded* (que significa contato total sem fricção).

Os modelos de materiais adotados são modelos não lineares. Esses são considerados materiais dúcteis, logo deverá ocorrer significativa deformação antes da falha. Sendo assim, análise de grandes deflexões foram solicitadas.

4.2.3 Modelagem de Elementos Finitos

Observa-se que de acordo com Almeida (2014), a amostra foi retirada de uma junta soldada contendo os materiais A-36, INCONEL 625 e 8630 M, sendo assim, com base nas informações apresentadas acima, foi construído, na plataforma ANSYS, um modelo CAD (Desenho Assistido por Computador) de modo que se obtenha um modelo fiel ao espécime utilizado pelo autor. Na figura 48 apresenta-se o modelo da amostra para ser analisado via elementos finitos no ANSYS.

Figura 48 – Modelo CAD.

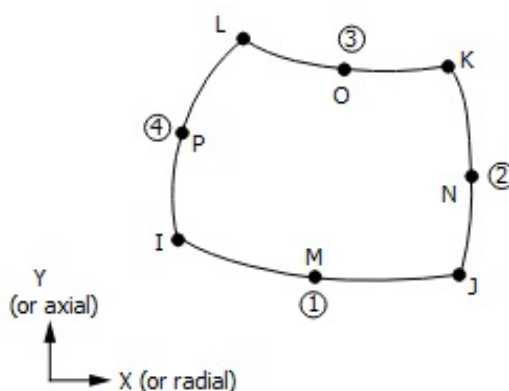


AUTOR.

Para melhor analisar o problema foram construídos modelos 2D e 3D, possibilitando análise em EPT e EPD. Devido à assimetria da amostra, nos planos (XZ e YX), toda a geometria foi modelada.

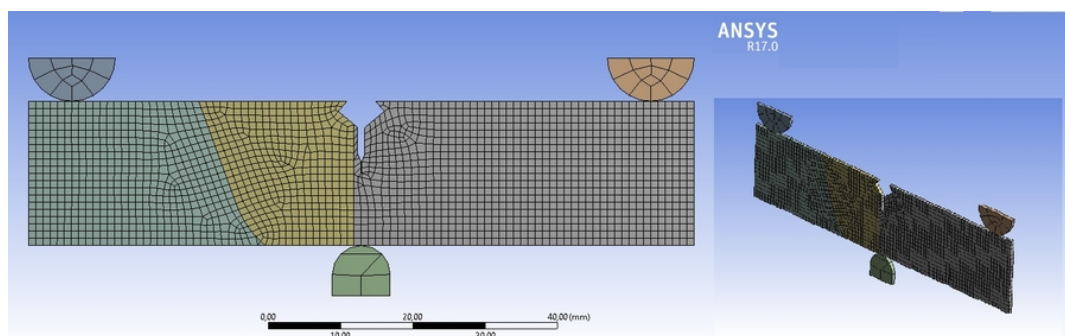
O modelo 2D é formado por elementos quadrilaterais do tipo PLANE183. Esse elemento tem comportamento de deslocamento quadrático e é adequado para modelar malhas irregulares (figura 49).

Figura 49 – Elemento quadrilateral PLANE183: Sólido estrutural 2D com 8 nós e GDL: UX, UY.



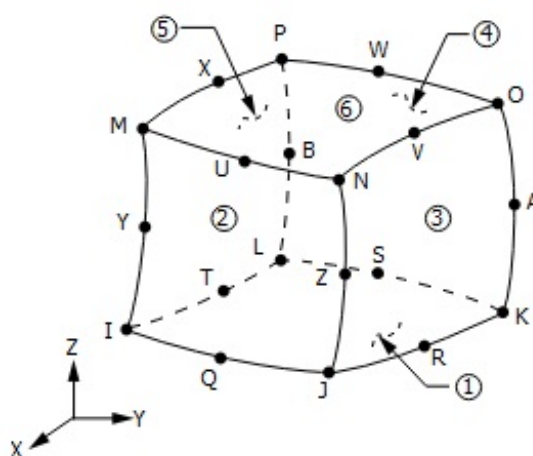
ANSYS 17.0, 2015.

O PLANE183 é definido por 8 nós com dois graus de liberdade em cada nó (translações nas direções nodais x e y). O elemento pode ser usado como um elemento plano (tensão plana, deformação plana e tensão plana generalizada) ou como um elemento aximétrico. Este elemento tem plasticidade, hiperelasticidade, fluência, encruamento, grande deflexão e grandes capacidades de deformação. Possui também capacidade de formulação mista para simular deformações de materiais elasto plásticos (ANSYS, 2015). Sendo assim, o modelo bidimensional, ilustrado na figura 50, consiste em 1924 elementos e 6130 nós.

Figura 50 – Modelo CAD 2D.

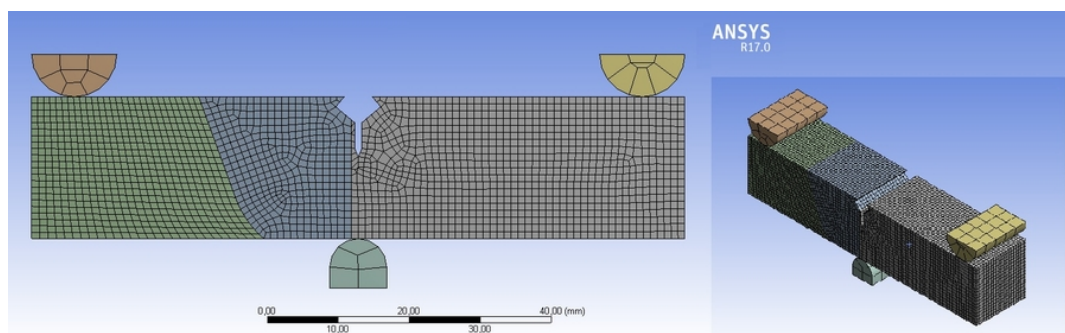
AUTOR.

A composição do modelo 3D é feita por elementos hexaédricos do tipo SOLID186. Trata-se de elementos sólidos 3D de 20 nódulos (figura 51) de ordem superior que exhibe comportamento de deslocamento quadrático.

Figura 51 – Elemento hexaédrico SOLID186: Sólido estrutural 3D com 20 nós e GDL: UX, UY, UZ (ANSYS, 2015).

ANSYS 17.0, 2015.

O SOLID186 é definido por 20 nós com três graus de liberdade por nó (translações nas direções nodais x, y e z) e indicado para condição de Estado Triaxial de Tensões. O elemento suporta plasticidade, hiperelasticidade, fluência, encruamento, deflexão grande e grandes capacidades de deformação. Possui também capacidade de formulação mista para simular deformações de materiais elasto plásticos quase incompressíveis (ANSYS, 2015). O modelo tridimensional, ilustrado na figura 52, consiste em 39135 elementos e 172919 nós.

Figura 52 – Modelo CAD 3D.

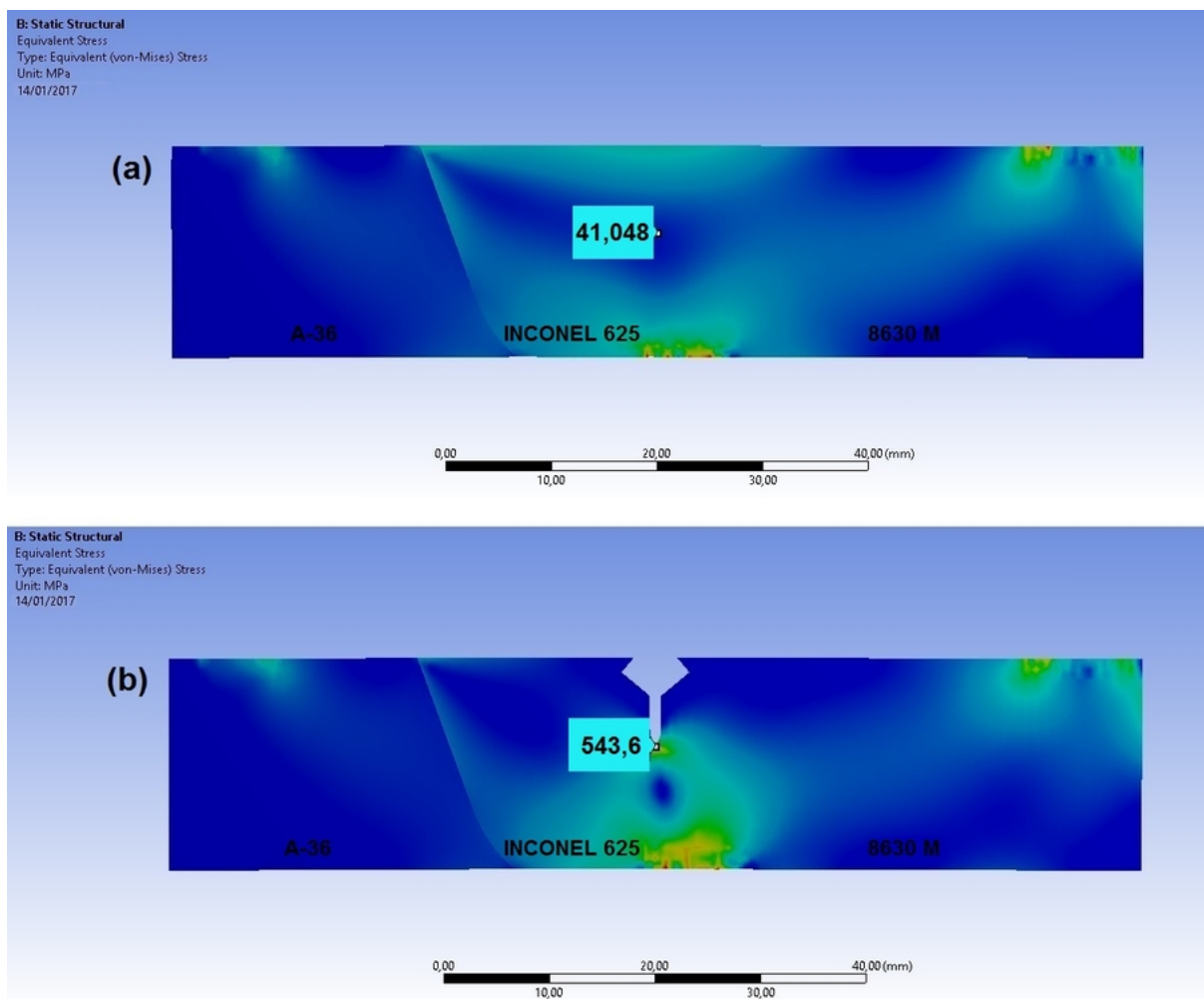
AUTOR.

Este trabalho foi realizado no Laboratório de Integridade e Inspeção LabII/DEM/UFPB, com o apoio do Laboratório de Ensaios Mecânicos LEM/DEM/UFPB e do Laboratório de Energia Solar LES/CEAR/UFPB, utilizando a infraestrutura e equipamentos necessários à pesquisa.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Primeiramente, conforme discutido ao longo do trabalho, a figura 53 apresenta a distribuição de tensão e von Mises onde pode-se observar a criticidade decorrente de presença de uma trinca em um sólido. Foram realizadas simulações idênticas com o espécime (a) sem trinca e (b) com trinca, caso específico do objeto deste trabalho.

Figura 53 – Distribuição de tensão de von Mises em um espécime (a) sem trinca e (b) com trinca.



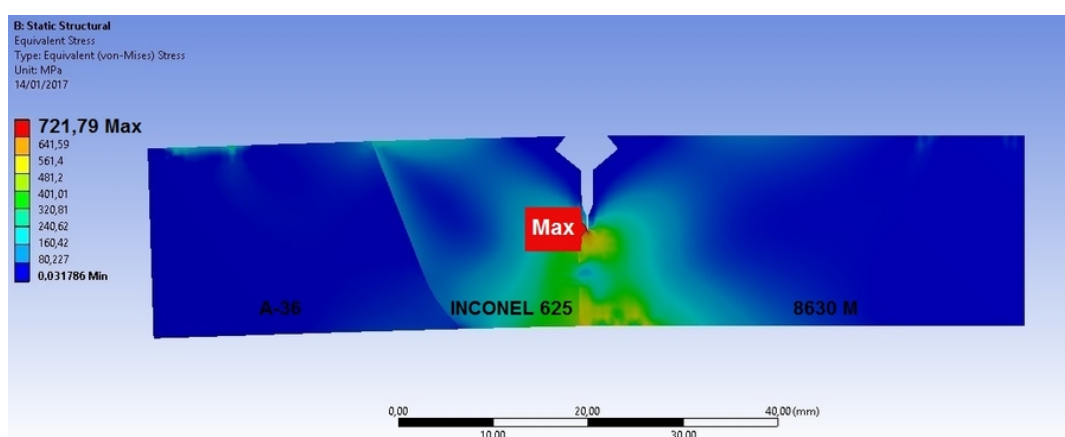
AUTOR.

Sendo assim, foi realizada uma simulação de flexão de três pontos com cada uma das amostras (sem trinca e com trinca), utilizando um carregamento de 1 kN. A partir do estado plano de tensão, pode-se observar uma diferença visível nos campos de tensão apresentados. Embora a diferença de geometria exerça influência sobre o comportamento dos campos de tensão no material, destaca-se sobretudo a grande

diferença entre a tensão gerada na região da ponta da trinca (543,6 MPa) e a tensão na mesma região sem a presença da trinca (41,048 MPa) que neste caso foi superada cerca de treze vezes seu valor, o que demonstra a importância do estudo dessa região para a avaliação de integridade estrutural.

Foram realizadas simulações em 2D e 3D. Na figura 54 apresenta-se o comportamento das tensões de von Mises, no estado plano de tensão para uma amostra 2D. Em virtude da dissimilaridade existente, observam-se campos de tensão assimétricos no corpo de prova, onde tensões maiores são geradas no aço 8630M (à direita) devido às restrições existentes na amostra.

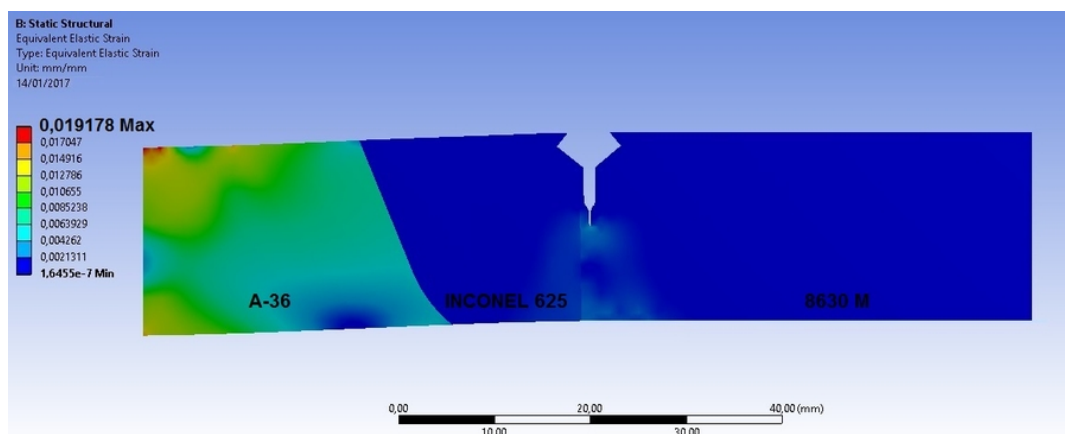
Figura 54 – Distribuição de tensões no estado plano de tensões.



AUTOR.

Este perfil não simétrico das tensões, está relacionado ao comportamento elástico dos materiais. Como já mencionado, os materiais estão dispostos em ordem crescente de resistência mecânica, logo, o lado esquerdo da amostra apresenta maior flexibilidade, ou seja, maior fase elástica, resultando nesse caso menores valores de tensões quando comparados com o lado direito do corpo de prova. Essa elasticidade pode ser observada na figura 55, que devido a deformação elástica do extremo esquerdo do CP (A-36), a região central esquerda (Inconel 625) apresenta as menores tensões e deformações, diferentemente do lado direito do corpo de prova.

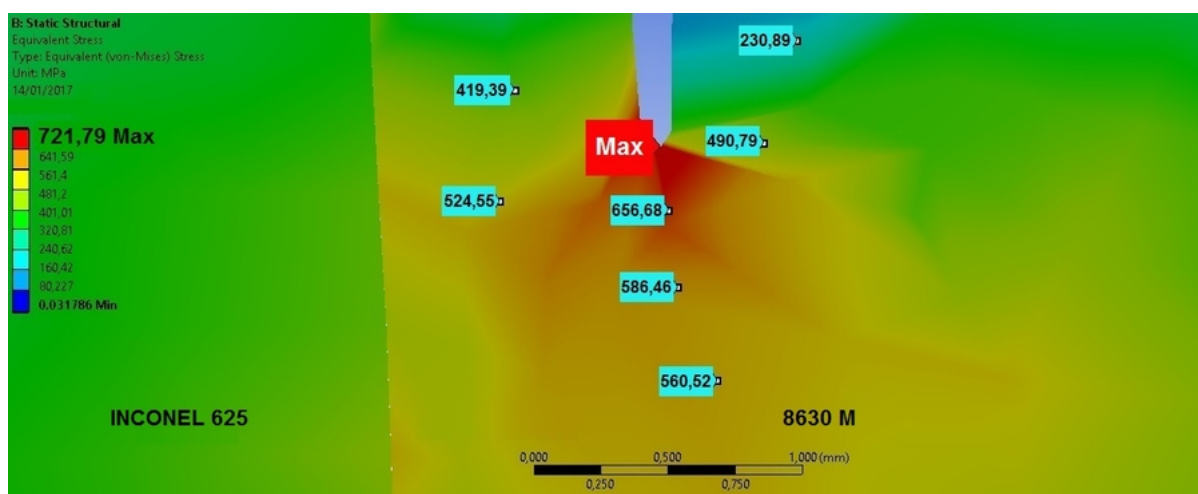
Figura 55 – Deformação elástica modelo 2D.



AUTOR.

A ilustração na figura 56 possibilita a visualização mais próxima da região crítica, a ponta da trinca. Fica evidenciado a crescente triaxialidade presente na região, em direção ao valor máximo na ponta da trinca.

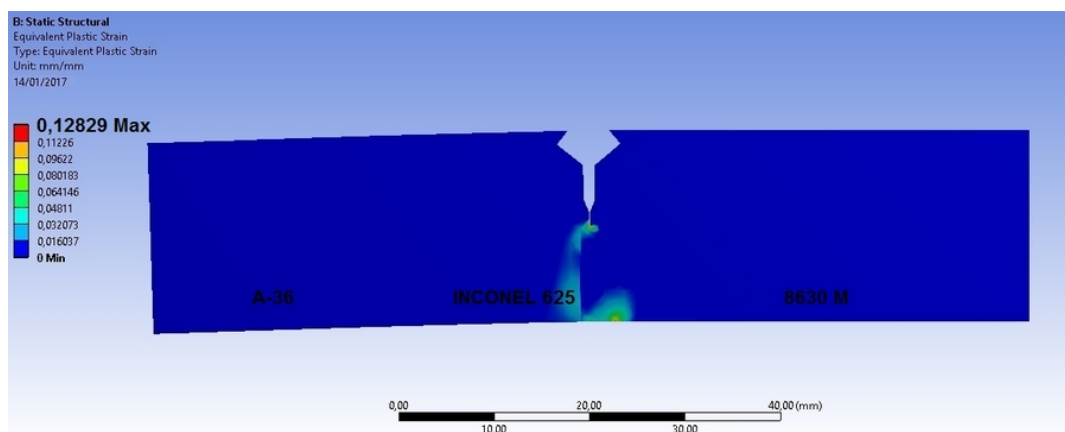
Figura 56 – Comportamento das tensões na região da ponta da trinca.



AUTOR.

A partir das altas tensões na área da ponta da trinca, superiores a tensão de escoamento do material, deformações plásticas serão induzidas. Com a presença da dissimilaridade na amostra, a deformação permanente seguirá por um fluxo preferencial, sendo influenciado pelas restrições presentes decorrentes da heterogeneidade do corpo de prova. Desta forma, a figura 57 apresenta o fluxo preferencial para a deformação plástica nesse caso.

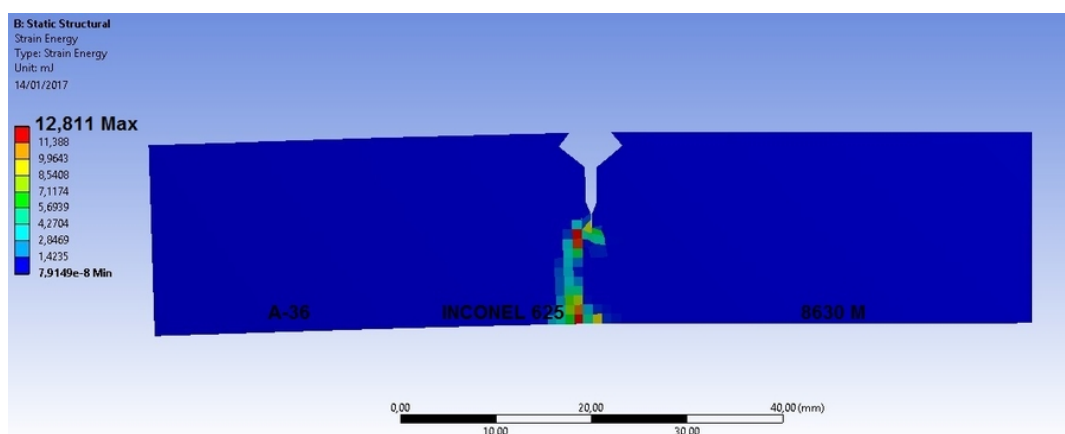
Figura 57 – Fluxo preferencial da deformação plástica.



AUTOR.

Consoante ao fluxo preferencial plástico, a figura 58 evidencia o fluxo da energia de deformação resultante do ensaio realizado.

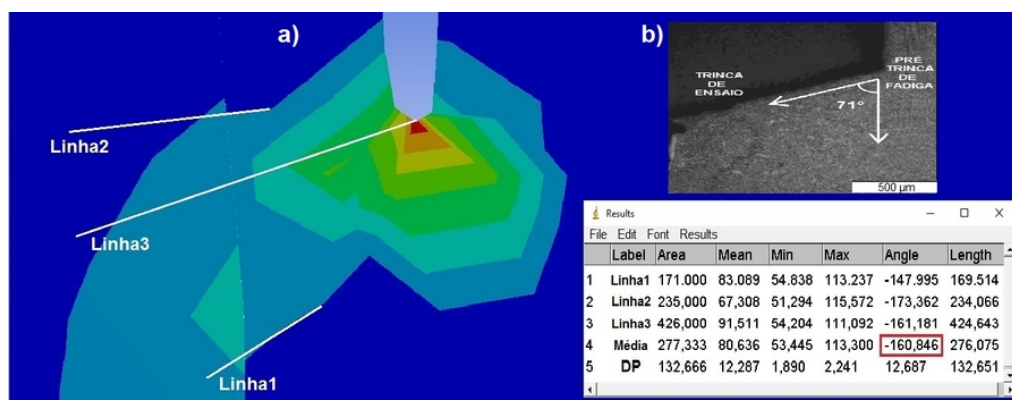
Figura 58 – Fluxo da energia de deformação.



AUTOR.

Muitos trabalhos analisaram o comportamento da trinca em diversas juntas soldadas dissimilares. 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. No estudo de Almeida (2014), o desvio da trinca para o material mais macio foi de 71° em relação ao plano de pré – trinca de fadiga (figura 59b). A partir da imagem do desvio do fluxo plástico, foram traçadas retas a fim de determinar quantitativamente o desvio ocorrido, de acordo com a figura 59a.

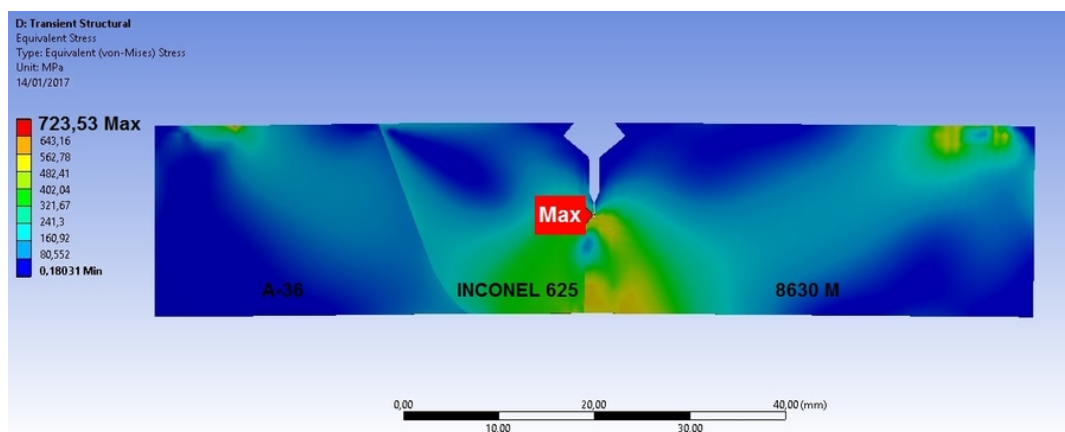
Figura 59 – (a) Metodologia para cálculo do desvio da deformação plástica (b) Desvio da trinca em direção à interface em um ângulo de 71 ° como plano da pré trinca de fadiga observado por Almeida(2014).



AUTOR.

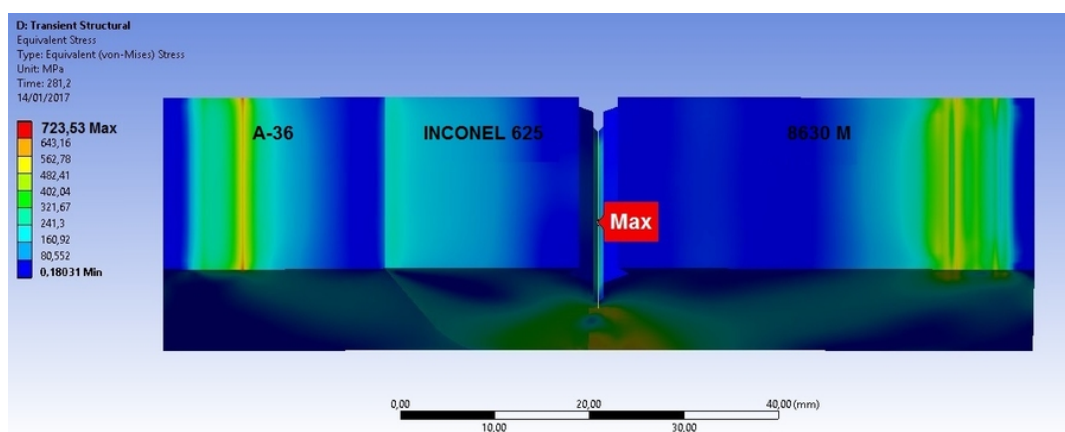
Para essa tarefa, foi escolhida a opção *contour bands* no programa de MEF que define os limites de cada camada de deformação. Também neste processo foi utilizado o software Image J que permite traçar retas na imagem e calcular o ângulo formado pela reta traçada em relação ao eixo horizontal. Foram traçadas três retas, conforme a figura 59. As Linhas 1 e 2 foram localizadas nos limites da deformação plástica, respeitando os desvios ocorrido em cada extremidade. Em relação a Linha 3, foram adotados os pontos mais extremos das camadas de deformações permanentes. Desta forma os ângulos calculados pelo Image J são negativos, resultando como média -160,846° como o eixo horizontal. Logo, o valor encontrado para o desvio do fluxo plástico 70,846° em relação ao plano de pré - trinca de fadiga, bastante próximo à 71°, valor referente ao desvio da trinca encontrado por Almeida (2014) em seus ensaios.

Nas simulações realizadas com amostras 3D, permitindo uma abordagem EPD, a figura 60 apresenta o comportamento das tensões inerentes do carregamento utilizado na simulação, de acordo com o discutido anteriormente no capítulo de metodologia. A região de alta triaxialidade pode ser identificado na figura abaixo. A região da ponta da trinca apresenta tensões de 723,53 MPa, um valor muito próximo da tensão de ruptura do material 8630M, 723,69 MPa. Esta triaxialidade é pontual, ou seja, regiões vizinhas apresentam tensões muito abaixo da tensão de escoamento do material, permanecendo no modo elástico.

Figura 60 – Ensaio de flexão de 3 pontos: tensões geradas no espécime 3D.

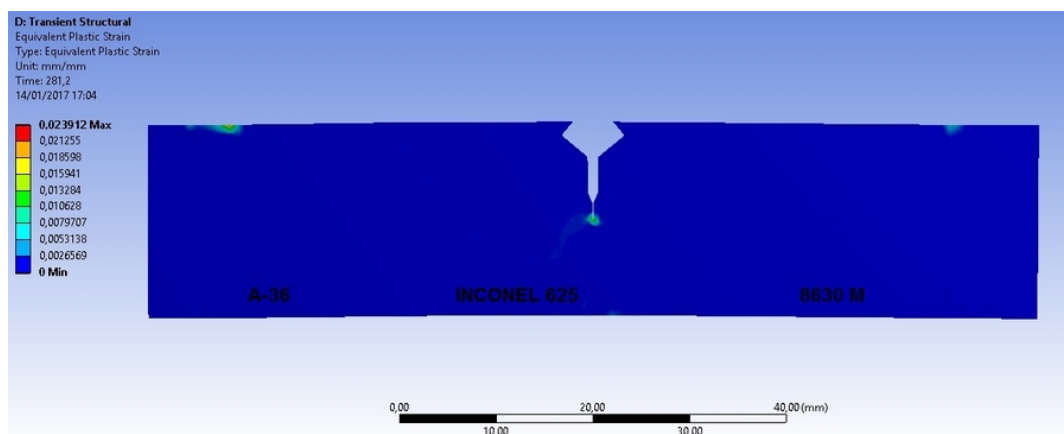
AUTOR.

A figura 61 apresenta uma perspectiva superior, a qual permite identificar com mais exatidão a região onde está presente a situação mais crítica. Trata-se da região central da frente da trinca, 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 61 – Vista superior do ensaio de flexão de 3 pontos: tensões geradas no espécime 3D.

AUTOR.

Figura 62 – Deformação plástica no estado de plano de deformação.



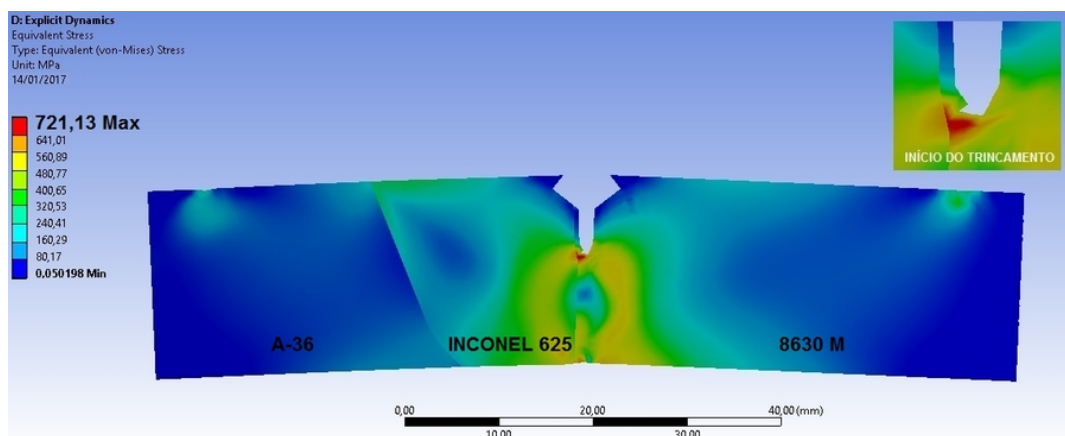
AUTOR.

Uma menor área de deformação sob o estado de deformação plana foi observada após análise numérica da amostra 3D, conforme apresenta-se na figura 62. Esse fato justifica-se pela triaxialidade presente no material, com seu valor máximo no centro da amostra, resultando em tensões hidrostáticas as quais não geram deformações no material.

As análises estática e transiente 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 de outras ferramentas do ANSYS evidenciar tal fenômeno. Após alguns testes, optou-se por uma análise explícita a qual permitiu a visualização da propagação da trinca no material.

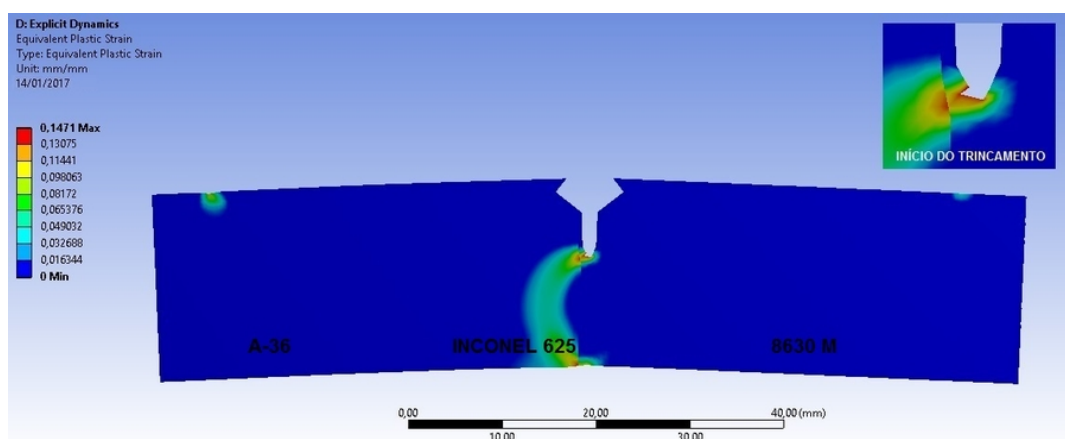
Na análise explícita, realizada no *toolbox Explicit Dynamic*, os parâmetros adotados foram os mesmos do ensaio de flexão de 3 pontos anteriormente realizado. Entretanto, nesse tipo de análise é originalmente uma modelagem de impacto a altas velocidades ($>10\text{m/s}$), bastante diferente de um carregamento quase estático. 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. Ensaios a taxa de impactos também podem ser aplicados na investigação de resistência à fratura dos materiais (ASTM E 1820, 1996).

Figura 63 – Campo de tensão gerado na análise explícita.



AUTOR.

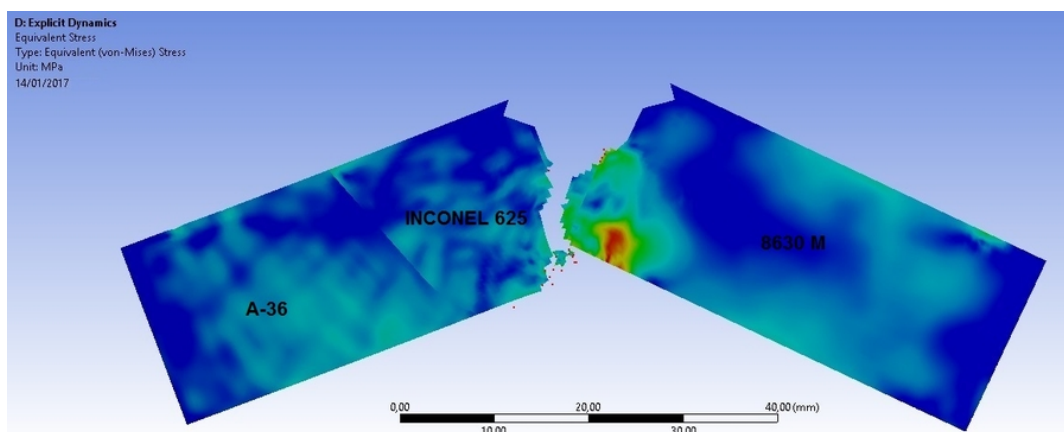
Figura 64 – Campo de deformação gerado na análise explícita.



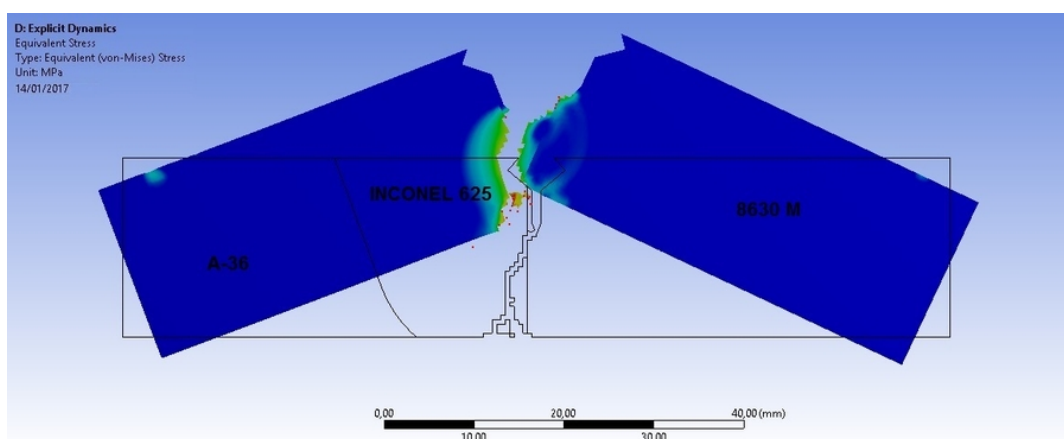
AUTOR.

Os campos de tensão e deformação da amostra submetida a simulação explícita são apresentados nas figuras 63 e 64, e é possível observar no detalhe o início do processo de trincamento. Apesar do material responder diferentemente para cada análise, nesse caso, foi possível observar semelhanças de comportamentos entre os campos de tensão e deformação da análise quase estática e da análise explícita, principalmente em relação a orientação dos deslocamentos dos respectivos campos de deformação. Desta forma, verificada a similaridade de comportamento, fora realizado uma modelagem para possibilitar a visualização de uma possível trajetória da trinca.

Como condição para propagação da trinca foi utilizado um limite de deformação da geometria do elemento de 25%, o que significa a erosão do elemento ao sofrer uma deformação da sua geometria original nesse valor. O limite de 25% foi adotado de acordo com os ensaios de tração do AISI 8630 M apresentado na figura 40. As figuras a seguir ilustram o colapso total do corpo de prova.

Figura 65 – Campos de tensão durante a fratura do corpo de prova.

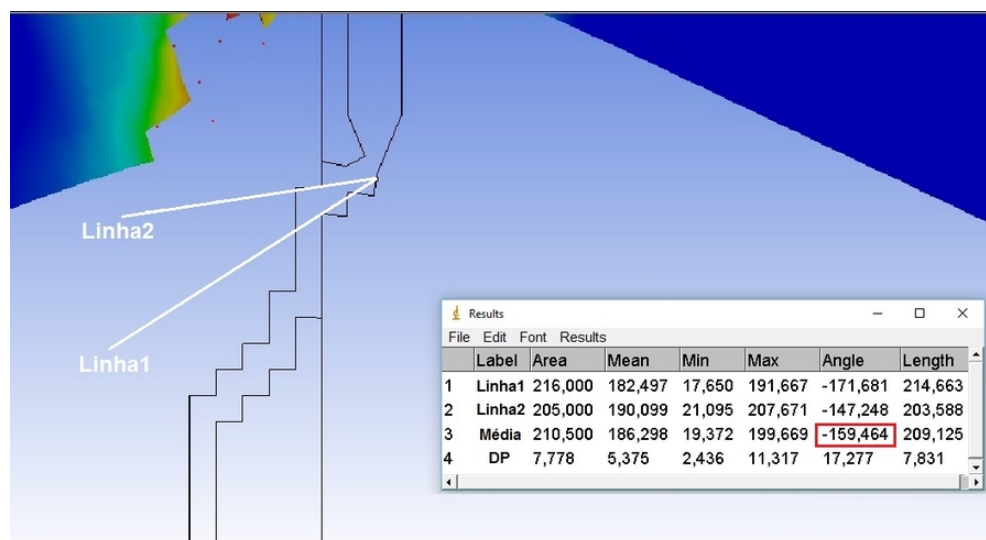
AUTOR.

Figura 66 – Campos de deformação durante a fratura do corpo de prova.

AUTOR.

A figura 65 apresenta a amostra fraturada e os campos de tensão gerados no momento na fratura do material. Na figura 66 contém uma amostra de referência indicando o caminho de crescimento da trinca até a fratura do corpo de prova, assim como o fluxo preferencial da deformação. Tal simulação sugere a direção preferencial de crescimento da trinca no sentido no material de menor resistência, consoante ao fluxo plástico preferencial outrora observado, e ao desvio da trinca detectado por Almeida (2014) em seu ensaio experimental.

Figura 67 – Medição do desvio da trinca.



AUTOR.

De maneira análoga ao desvio do campo de deformação, foi calculado o desvio da trinca desenvolvida na análise explícita tendo como referência os limites da trinca na LF da junta soldada (Linha1 e Linha2). De acordo com a figura 67, o valor médio de $-159,464^\circ$ como o eixo horizontal apresenta um desvio equivalente da trinca de $69,464^\circ$ em relação ao plano de pré - trinca de fadiga, consoante ao valor observado por Almeida (2014) de 71° .

A validação dos resultados apresentados ratifica a utilidade de uma ferramenta numérica, sobretudo o método de elementos finitos. Nesse caso em especial, onde foi possível mapear o comportamento dos campos de tensão e deformação do material, é possível durante a elaboração de projetos e/ ou eventuais reparos, em especial materiais utilizados no processo de união e amanteigamento, verificar a ocorrência de criticidade na estrutura e desta forma buscar a otimização do projeto (seja por diferentes geometrias ou materiais), afim de garantir a eficiência estrutural do projeto.

6 CONCLUSÕES

Este trabalho teve como objetivo a análise numérica do comportamento de uma junta soldada dissimilar utilizada em equipamentos offshore com presença de uma trinca de fadiga. Foi realizado um levantamento bibliográfico que demonstrou a relevância e a atualidade deste tema no cenário da mecânica da fratura e integridade estrutural. 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) Evidenciou-se que o comportamento do campo de deformação pode indicar o percurso de uma trinca já presente em um material durante o seu crescimento. Para a situação de uma trinca presente em uma JSD, fica evidenciado a preferência do fluxo de deformação plástica, no sentido material de resistência mecânica inferior, ou seja, com menor tensão de escoamento, em virtude das restrições geradas por conta das dissimilaridades existentes nos espécimes, as quais dificultam o curso de deformação plástica no sentido do material mais resistente;
- 2) Os campos de tensão gerado pela triaxialidade na ponta da trinca se movimentam de acordo com localização da ponta da trinca. A combinação do campo de tensão e das restrições inerentes de cada junta heterogênea determinaram o desvio dos campos de deformações;
- 3) Seguindo pela trajetória que exerça menor resistência ao seu avanço, a triaxialidade presente na ponta da trinca é responsável pela penetração no corpo do material. Todavia, sua propagação é estabelecida ponto a ponto, sempre em direção da menor resistência encontrada na região adjacente à ponta da trinca, no sentido da deformação plástica precedente;
- 4) O uso de um software comercial mostrou-se uma ferramenta adequada para a prever o comportamento dos campos de tensão e deformação relacionados à trinca presente em um material de um determinado componente de equipamento. Por meio de uma análise explícita, simulações numéricas de propagação de trincas mostraram a trajetória do crescimento da trinca no mesmo fluxo da deformação plástica estabelecida preferencialmente, de acordo com o comportamento descrito na literatura. Sendo assim, através da metodologia baseada em análises numéricas através do MEF empregada neste trabalho, conclui-se a notável utilidade dessa ferramenta na avaliação de integridade estrutural;

- 5) O futuro da engenharia estrutural demanda acuracidade e tempestividade de suas análises aliado a um conhecimento prático do problema, abordando os seus princípios físicos e mecânicos. Tendo como principal fomento deste trabalho de dissertação a prevenção de ocorrência de falhas, os resultados aqui apresentados fazem uma contribuição na direção de informações confiáveis com economia de tempo e recursos a fim de garantir, em especial na indústria de petróleo e gás que possui panoramas hostis e alto risco de catástrofes, como no caso da exploração do pré-sal, a eficiência estrutural de projetos mecânicos.

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 do 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.

Referências

- ALMEIDA, J. G. de. *Análise da Influência do Hidrogênio na Tenacidade Quase Estática de Junta Soldadas de Aço ARBL*. 2014. 230 p. Tese (Engenharia Mecânica) — UFPB.
- ALVES, D. N. L. et al. *Análise da Dinâmica de Propagação de uma Trinca em Juntas Soldadas Dissimilares*. In: ABCM. *Congresso Nacional de Engenharia Mecânica 2016*. [S.l.], 2016.
- ANDERSON, T. L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. 3. ed. [S.l.]: CRC, 2005. ISBN 978-1-4200-5821-5.
- ANSYS. *ANSYS 17.0 Help*. 2015.
- ARANA, J. L.; GONZÁLEZ, J. J. *Mecânica de Fratura*. [S.l.]: La Unniversidad del País Vasco, 2002.
- ASTM E 1820. *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). Philadelphia, 1996.
- BANCO MUNDIAL. *Banco Mundial aumenta a previsão de preços do petróleo para 2017*. 2016. Disponível em: <<http://www.worldbank.org/pt/news/press-release/2016/10/20/world-bank-raises-2017-oil-price-forecast>>. Acesso em: 23/12/2016.
- BARENBLATT, G. The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture. *Advances in Applied Mechanics*, v. 7, p. 55 – 129, 1962.
- 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.
- BOWEN, P.; DRUCE, S. G.; KNOTT, J. F. Micromechanical Modelling of Fracture Toughness. *Acta Metall*, v. 35, p. 1735 – 1746, 1987.
- BROEK, D. *Elementary Engineering Fracture Mechanics*. London: Martinus Nijhoff Publishers, 1982.
- BS 7448. *Fracture Mechanics Toughness Tests – Part 1: Method for Determination of K_{IC}, critical CTOD and critical J values of Metallic Materials*. Inglaterra, 1991.
- BS 7448. *Fracture mechanics toughness tests – Part 2: Method for determination of K_{IC} critical CTOD and critical J values of welds in metallic materials*. Philadelphia, 1997.
- BS EN ISO 15653. *Metallic materials - Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness of welds*. [S.l.], 2010.
- BURDEKIN, F.; STONE, D. The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials. *Journal of Strain Analysis*, v. 1, p. 145 – 153, 1966.
- CALLISTER, J. W. D. *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma introdução*. 5. ed. [S.l.]: LTC, 2008.

- CANTARIN, T. N. *Caracterizações Mecânicas e Microestruturais do Aço AISI 8630 Modificado Revestido com a Liga de Níquel 625 por Soldagem "GTAW"*. 2011. 92 p. Dissertação (Tecnologia Nuclear e de Materiais) — Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares.
- CAVALCANTE, F. J. N. *Avaliação do Hidrogênio na Tenacidade Quase Estática de uma Junta Soldada Dissimilar Constituída de Aço AISI 8630M Amanteigado com ER80S-D2*. 2014. 127 p. Tese (Engenharia Mecânica) — Universidade Federal da Paraíba.
- COTTRELL, A. H. Theoretical aspects of radiation damage and brittle fracture in steel pressure vessels. In: _____. *Steels for Reactor Pressure Circuits*. [S.l.]: Iron and Steel Inst., 1961. v. 69, p. 281 – 296.
- COULES, H. E. et al. A Combined Experimental and Modelling Approach to Elastic – Plastic Crack Driving Force Calculation in the Presence of Residual Stresses. *Experimental Mechanics*, v. 56, p. 1313 – 1325, 2016.
- CRAVERO, S. et al. Effect of Mismatch on fracture Driving Force and Crack-Tip Constraint in Girth Welded Pipes. In: BRAZILIAN PETROLEUM, GAS AND BIOFUELS INSTITUTE - IBP. *Rio Pipeline Conference & Exposition 2011*. [S.l.], 2011.
- DONALD, B. J. M. *Practical Stress Analysis with Finite Elements*. 2. ed. [S.l.]: Glasnevin Publishing, 2011. ISBN 978-0-9555781-6-8.
- DONATO, G. H. B. *Efeitos de Heterogeneidades Mecânicas sobre Forças Motrizes de Trinca em Juntas Soldadas: Determinação Experimental de Tenacidade e Extensão de Metodologias de Avaliação de Criticidade de Defeitos*. 2008. 248 p. Tese (Engenharia Naval e Oceânica) — Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- DUARTE, S. M. A. *Caracterização do Aço AISI 8630M Amanteigado com o Arame ER80S-D2 pelo Processo de Soldagem "MAG"*. 2014. 113 p. Dissertação (Engenharia Mecânica) — Universidade Federal da Paraíba.
- DUGDALE, D. Yielding in Steel Sheets Containing Slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 8, p. 100 – 104, 1960.
- EBC AGÊNCIA BRASIL. *Petrobras assina acordo de US\$ 2,2 bilhões com empresa francesa*. 2016. Disponível em: <<http://agenciabrasil.ebc.com.br/economia/noticia/2016-12/petrobras-assina-acordo-de-us-22-bilhoes-com-empresa-francesa>>. Acesso em: 26/12/2016.
- EBC AGÊNCIA BRASIL. *Shell investirá US\$ 10 bilhões na Petrobras e no pré-sal*. 2016. Disponível em: <<http://agenciabrasil.ebc.com.br/economia/noticia/2016-11/shell-investira-us-10-bilhoes-na-petrobras-e-no-pre-sal>>. Acesso em: 23/12/2016.
- ESHELBY, J. The Continuum Theory of Lattice Defects. *Solid State Physics*, v. 3, 1956.
- ESTADÃO. *Shell planeja investir US\$ 10 bi no Brasil nos próximos 4 anos*. 2016. Disponível em: <<http://economia.estadao.com.br/noticias/negocios,shell-planeja-investir-us-10-bi-no-brasil-nos-proximos-4-anos,10000087526>>. Acesso em: 23/12/2016.
- EXXOM MOBIL. *Panorama Energético: Perspectivas para 2040 Destaques*. 2014.

FAN, K. et al. Local Fracture Resistance Behavior of Interface Regions in a Dissimilar Metal Welded Joint. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 136, p. 279 – 291, 2015. ISSN 00137944.

FORTES, C. *Mecânica da Fratura - ESAB*. 2003. Apostila. Disponível em: <http://www3.esab.com.br/literatura/apostilas/Apostila_Mecanica_da_Fratura_rev0.pdf>. Acesso em: 28/11/2016.

FRATARI, R.; SCHVARTZMAN, M.; SCOTTI, A. Otimização dos Parâmetros de Tecimento para Confecção de Amanteigamento em Chapas de Aço ao Carbono pelo Processo TIG com Arame AWS ER309L. *Soldagem & Inspeção (Impr.)*, v. 15, n. 3, 2010.

GDOUTOS, E. *Fracture Mechanics: An Introduction*. 2. ed. [S.l.]: Sptinger, 2005. ISBN 1-4020-3153-X.

GIL, A. C. *Como Elaborar Projetos de Pesquisa*. 4. ed. São Paulo: Atlas, 2008.

GRIFFITH, A. A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, v. 221, p. 163 – 197, 1921. Disponível em: <<http://mbarkey.eng.ua.edu/courses/AEM644/Griffith1921fracture.pdf>>.

HAO, S.; SCHWALBE, K.; CORNEC, A. The Effect of Yield Strength Mis-match on the Fracture Analysis of Welded Joints: Slip-line Field Solutions for Pure Bending. *International Journal of Solids and Structures*, v. 37, p. 5385 – 5411, 2000. ISSN 00207683.

HUTCHINSON, J. Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 16, p. 13 – 31, 1968.

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.

JORGE, R. M. N.; DINIS, L. M. J. S. *Teoria da Plasticidade*. 2005. Disponível em: <<https://paginas.fe.up.pt/~ldinis/plasticidade.pdf>>.

J.R. Rice; G.F. Rosengren. Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 16, p. 1 – 12, 1968.

KHAN, I. A. et al. An estimation procedure to evaluate limit loads of bi-metallic specimens. PART-1. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 81, p. 451 – 462, 2004.

- KIM, Y.; OH, C. Finite element limit analyses of under-matched tensile specimens. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 73, p. 1362 – 1378, 2006.
- KIM, Y. et al. Fully plastic analyses for notched bars and plates using finite element limit analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 73, p. 1849 – 1864, 2006.
- KIM, Y. J.; SCHWALBE, K. H. Numerical Analyses of Strength Mis-match Effect on Local Stresses for Ideally Plastic Materials. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 71, p. 1197 – 1219, 2004. ISSN 00137944.
- KIRSCH, G. Die theorie der elastizitat und die bedurfnisse der festigkeitslehre. *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure*, v. 42, p. 797 – 807, 1898.
- LEKKERKERKER, J. G. The Determination of Elastic Stresses near Cylinder-to-Cylinder Intersections. *Nuclear Engineering and Design*, v. 20, p. 57 – 84, 1972.
- LIU, B. J.; ZHANG, J. Y.; ZHENG, P. F. Finite Element Analysis of Plastic Collapse and Crack Behavior of Steel Pressure Vessels and Piping Using XFEM. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, v. 12, p. 707 – 718, 2012.
- 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.
- MITEVA, R.; TAYLOR, N. *General Review of Dissimilar Metal Welds in Piping Systems of Pressurized Water Reactors, Including WWER Designs*. Eur 22469 en. [S.l.], 2006.
- OROWAN, E. Fracture and Strength of Solids. *Reports on Progress in Physics*, v. 12, p. 185 – 232, 1948.
- PACHOUD, A.; MANSO, P.; SCHLEISS, 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: 25/12/2016.
- PANORAMA OFFSHORE. *Saúde financeira: 2,2 bi entram na Petrobras*. 2016. Disponível em: <<http://www.panoramaoffshore.com.br/panorama/22-bi-entram-na-petrobras-devido-a-um-acordo>>. Acesso em: 25/12/2016.
- PAREDES, M.; RUGGIERI, C. Further results in J and CTOD estimation procedures for SE(T) fracture specimens - Part II: Weld centerline cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 89, p. 24 – 39, 2012.
- PETRONOTICIAS. *GOVERNO VAI SANCIONAR FIM DA OPERAÇÃO ÚNICA NO PRÉ-SAL NESTA SEMANA*. 2016. Disponível em: <<https://www.petronoticias.com.br/archives/91966>>. Acesso em: 29/12/2016.
- PETRONOTICIAS. *Produção do Pré-Sal teve alta de 45% em um ano*. 2017. Disponível em: <<https://www.petronoticias.com.br/archives/93693>>. Acesso em: 11/01/2017.

PIPPAN, R.; FLECHSIG, K.; RIEMELMOSE, 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 de novos acordos*. 2016. Disponível em: <<https://www.portosenavios.com.br/noticias/ind-naval-e-offshore/37018-petrobras-e-total-avancam-na-alianca-estrategica-com-a-assinatura-de-novos-acordos>>. Acesso em: 26/12/2016.

PORTOS E NAVIOS. *Após mudanças, pré-sal pode ter leilão em 2017*. 2016. Disponível em: <<https://www.portosenavios.com.br/noticias/ind-naval-e-offshore/33411-apos-mudancas-pre-sal-pode-ter-leilao-em-2017>>. Acesso em: 27/12/2016.

QUEIROZ, N. F. de. *Tutorial Ansys Workbench 11.0*. 2008. Disponível em: <<http://www.professores.uff.br/rbrunow/arquivos/pdf/TutorialAnsysWorkbench.pdf>>.

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.

ROTH, C. C.; MOHR, D. Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories. *International Journal of Plasticity*, v. 79, p. 328 – 354, 2016.

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.

SILVA, J. G. S. da. *Um Curso Básico de Ansys*. Disponível em: <<https://pt.scribd.com/doc/103519326/Programa-Ansys-Prof-Jose-Guilherme-Apostila>>. Acesso em: 05/12/2016.

STATOIL. *Statoil adquirirá participação e operação do bloco BM-S-8, onde está localizada parcela significativa da descoberta Carcará, no pré-sal da bacia de Santos*. 2016. Disponível em: <<http://www.statoil.com/brazil/pt/NewsAndMedia/News/2016/Pages/statoiladquireparticipa~A\T1\textsection~A\T1\textsterlingoCarcara.aspx>>. Acesso em: 25/12/2016.

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.

VALOR ECONÔMICO. *Petrobras bate recorde na produção em dezembro e atinge meta de 2016*. 2017. Disponível em: <<http://www.valor.com.br/empresas/4832608/petrobras-bate-recorde-na-producao-em-dezembro-e-atinge-meta-de-2016>>. Acesso em: 11/01/17.

- 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.
- WESTERGAARD, H. M. Bearing Pressures and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, v. 6, p. 49 – 53, 1939.
- XUE, L.; WIERZBICKI, T. Ductile fracture initiation and propagation modeling using damage plasticity theory. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 75, p. 3276 – 3293, 2008.
- 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. ISSN 00137944.
- 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.