



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

JOSÉ RODRIGUES PEREIRA CORRÊA

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS CONTENDO TRINCAS
SEMIELÍPTICAS VIA OPÇÃO 1 DA NORMA BS7910 E O MÉTODO DOS
ELEMENTOS FINITOS

Recife

2019

JOSÉ RODRIGUES PEREIRA CORRÊA

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS CONTENDO TRINCAS
SEMIELÍPTICAS VIA OPÇÃO 1 DA NORMA BS7910 E O MÉTODO DOS
ELEMENTOS FINITOS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica / CTG / EEP / UFPE.

Área de Concentração: Projetos.

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.

Coorientador: Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco.

Recife

2019

Catálogo na fonte

Bibliotecária Valdicéa Alves, CRB-4 / 1260

C824a

Corrêa, José Rodrigues Pereira.

Avaliação da integridade estrutural de dutos contendo trincas semi-elípticas via opção 1 da norma BS7910 e o método dos elementos finitos / José Rodrigues Pereira Corrêa - 2019.

97folhas, Il.; Tab.; Ab.; Sigl. e Simb.

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.

Coorientador: Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 2019.

Inclui Referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Dutos. 3. Trincas semi-elípticas. 4. FAD. 5. Método dos elementos finitos. 6. Norma BS 7910. 7. Integridade estrutural. I. Barbosa, José Maria Andrade (Orientador). II. Carrasco, Jorge Antonio Palma (Coorientador). III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2019-152

JOSÉ RODRIGUES PEREIRA CORRÊA

**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS CONTENDO
TRINCAS SEMIELÍPTICAS VIA OPÇÃO 1 DA NORMA BS7910 E O
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica, Centro de Tecnologia e Geociências da Universidade Federal de Pernambuco como parte dos requisitos parciais para obtenção do título de mestre em Engenharia Mecânica.

Aprovada em: 20/02/2019

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa (Orientador)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco (Coorientador)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof^a Dr^a Nadège Sophie Bouchonneau da Silva (Examinadora Interna)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Ramiro Brito Willmersdorf (Examinador Externo)
Universidade Federal de Pernambuco

Dedico esta dissertação de mestrado a minha mãe Marilene Rodrigues Pinheiro, a minha esposa e amiga Abda Ferreira e a minha filha Julia Rodrigues pelo incentivo e amor que me deram para alcançar esta dádiva. Dedico também aos meus professores e amigos que tanto ajudaram.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, por sua infinita misericórdia e amor incondicional, a ponto de ter entregue sua vida por amor de nós e ter me dado forças para chegar até aqui.

Ao meu orientador, José Maria Andrade Barbosa, pela oportunidade que me foi oferecida e por todo aprendizado em suas aulas e apoio necessário para finalização desta dissertação.

Ao meu co-orientador, Jorge Antonio Palma Carrasco, pelo auxílio dado durante o andamento da dissertação, pelo apoio durante todo o mestrado, pela paciência em sanar minhas dúvidas e pela confiança depositada em mim.

A todos os professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica por todo aprendizado durante o curso.

A minha querida mãe, Marilene Rodrigues, por todo esforço e dedicação para que eu chegasse até aqui.

A minha amada esposa, Abda Ferreira, por todo amor e dedicação, e pelos conselhos nos momentos de dificuldades.

A minha família por sempre acreditarem em mim e me apoiarem em todos os momentos.

Aos amigos da infância, curso técnico, trabalho, graduação e pós-graduação que me ajudaram a ser a pessoa que sou hoje.

A empresa Gestamp Wind Steel, nas pessoas de Juliano Vaz e André Aparicio, pela colaboração e compreensão durante o tempo de mestrado.

Agradeço a CAPES pelo suporte oferecido como apoio para desenvolvimento desta dissertação.

E finalmente, agradeço a todos que me ajudaram diretamente e indiretamente no desenvolvimento deste trabalho e que não foram citados.

RESUMO

Dutos são componentes utilizados em larga escala para a transferência de fluidos de forma rápida e autônoma, sendo hoje a melhor relação custo benefício logístico encontrada no mercado. Contudo o risco de geração de defeitos que podem ser ocasionados por agentes externos durante sua instalação ou no período de serviço, compromete sua integridade mecânica. A segurança operacional é uma grande preocupação de todas as companhias, devido aos impactos econômicos, sociais e ambientais. Normas visam avaliar e determinar a aceitabilidade desses defeitos, em especial quando se trata de defeitos do tipo trinca, tais normas baseiam-se na mecânica da fratura para fornecer os procedimentos necessários de avaliação. Portanto a mecânica da fratura apresenta-se como uma ferramenta importante para avaliação de integridade estrutural, utilizando o fator de intensidade de tensões (FIT). A trinca do tipo semielíptica é a mais comumente encontrada em situações reais e apresenta certa dificuldade na obtenção dos corretos FIT's, devido a complexas configurações. O uso de normas, no entanto, implica em uma simplificação na geometria dos defeitos reais, o que pode levar a resultados imprecisos, sendo, portanto, adotado o Método dos Elementos Finitos (MEF) como uma boa ferramenta de comparação para confrontar os resultados produzidos pela norma, principalmente quando experimentos de laboratório se tornam muito custosos ou inviáveis. Este estudo tem como objetivo avaliar a integridade estrutural de dutos de transporte de hidrocarbonetos de aço API 5CT P110 submetidos à pressão interna contendo trincas semielípticas longitudinais utilizando a metodologia de avaliação encontrada na Opção 1 da norma britânica BS 7910. Os resultados dessa avaliação foram comparados com os resultados obtidos em simulações computacionais realizadas em *software* MEF e plotados no diagrama de avaliação de falha – FAD. O tamanho de trincas críticas nas condições estudadas foi 14,2 *mm* de acordo com a abordagem analítica da norma BS 7910:2013 e 15,5 *mm* de acordo com a análise MEF. Verificou-se, também, que quanto maior a profundidade relativa da trinca à espessura da parede do duto, maior o conservadorismo da norma.

Palavras-chave: Dutos. Trincas semielípticas. FAD. MEF. Norma BS 7910. Integridade estrutural.

ABSTRACT

Pipelines are components used in large scale for the transfer of fluids in a fast and autonomous way, being today the best cost-benefit logistic relation found in the market. However, the risk of generating defects that may be caused by external agents during their installation or in the period of service, compromises their mechanical integrity. Operational safety is a major concern of all companies due to the economic, social and environmental impacts. Standards aim to assess and determine the acceptability of these defects, especially in the case of cracking defects, such standards are based on fracture mechanics to provide the necessary assessment procedures. Therefore, fracture mechanics is an important tool for assessing structural integrity, using the stress intensity factor (SIF). The semi-elliptical type crack is the most commonly encountered in real situations and presents some difficulty in obtaining the correct SIF's due to complex configurations. The use of standards, however, implies a simplification in the geometry of the real defects, which can lead to inaccurate results, so that the Finite Element Method (FEM) is adopted as a good comparison tool to compare the results produced by the norm, especially when laboratory experiments become very costly or infeasible. This study aims to evaluate the structural integrity of API 5CT P110 steel hydrocarbon transport pipes submitted to internal pressure containing longitudinal semi-elliptical cracks using the evaluation methodology found in Option 1 of the British standard BS 7910. The results of this evaluation were compared with the results obtained in computational simulations carried out in FEM software and plotted in the Failure Assessment Diagram - FAD. The size of the critical cracks under the conditions studied was 14.2mm according to the analytical approach of BS 7910: 2013 and 15.5mm according to FEM analysis. It was also verified that the greater the depth of the cracks relative to the wall thickness of the pipes, the greater the conservatism of the standard.

Keywords: Pipelines. Semi-elliptical crack. FAD. FEM. Standard BS 7910. Structural integrity.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Comparativo entre metodologias de projeto: (a) análise convencional; (b) análise utilizando a mecânica da fratura.	26
Figura 2 - Concentrador de tensão placa com orifício elíptico, no limite tende a uma trinca.	27
Figura 3 - Modos de carregamento e deformação que podem ser aplicados a uma trinca... ..	30
Figura 4 - (a) Sólido com trinca vazante submetido a uma tensão σ ; (b) Coordenadas polares e tensões em um ponto nas adjacências da trinca.	31
Figura 5 - Variação de tensões na frente da ponta da trinca em função de h no plano da trinca.	33
Figura 6 - Modelo da banda de escoamento de Dugdale. (a) Trinca sob tração; (b) Trinca sobre compressão.	35
Figura 7 - Modelo da banda de escoamento de Dugdale final plotado em um só gráfico.	35
Figura 8 - Abertura da ponta da trinca CTOD.....	37
Figura 9 - Estimativa do deslocamento da ponta da trinca efetiva na correção proposta por Irwin.....	37
Figura 10 - Estimativa CTOD - Modelo Dugdale, adaptado por Burdekin e Stone.	38
Figura 11 - (a) Medição por deslocamento das faces do corpo de prova para cálculo do CTOD ; (b) Corpo de prova ligado ao transdutor extensômetro.	39
Figura 12 - Contorno arbitrário em torno da ponta da trinca e curvas tensão deformação para material não-linear (LNE) e elastoplástico (EP).	41
Figura 13 - Tenacidade à fratura e o efeito da triaxialidade à frente da trinca.	42
Figura 14 - Elementos quarter-point. (a) Elemento retangular com 8 nós; (b) Elemento triangular com 6 nós; (c) Elemento hexaédrico com 20 nós; (d) Elemento prismático com 20 nós.....	44
Figura 15 - Variação angular de roseta na ponta da trinca.....	45
Figura 16 - Roseta obtida no MEF em trinca semielíptica.	45
Figura 17 - <i>Quarter-point</i> em elementos 3D na ponta da trinca, (a) elemento pentaédrico, (b) elemento hexaédrico colapsado.	46
Figura 18 - Coordenadas locais na ponta de uma trinca.	47
Figura 19 - Método Integral J , caminho de integração em malha de MEF.	48
Figura 20 - Malha para trinca (a) arbitraria e (b) semielíptica no ANSYS.	49
Figura 21 - Diagrama FAD.....	51
Figura 22 - Fluxograma geral de avaliação pela norma BS 7910:2013.	52
Figura 23 - Fluxograma de caracterização de defeito.	54
Figura 24 - Idealização de trincas quanto aos tipos.	55

Figura 25 - Posição na frente da trinca com geometria elíptica e ângulo paramétrico da elipse (a) e trinca de borda passante idealizada retangular (b).	55
Figura 26 - Regras de interação para defeitos coplanares.	57
Figura 27 - Regras de alinhamento de defeitos não-coplanares.	58
Figura 28 - Diagrama FAD para as três opções, revisão BS 7910:2013.	61
Figura 29 - Dimensional do duto e esquema da trinca semielíptica na superfície externa.	64
Figura 30 - Fluxo geral do procedimento para comparação e formulação do estudo.	65
Figura 31 - Adaptação do fluxo de aplicação da opção 1 de avaliação da norma BS 7910.	66
Figura 32 - Fluxograma de avaliação de opção 1, 2 e 3 da norma BS 7910:2013.	67
Figura 33 - Fluxograma de aplicação de trinca semielíptica no <i>software</i> ANSYS <i>Workbench</i>	68
Figura 34 - Condições de contorno aplicado no ANSYS	69
Figura 35 - Parametros para geração da malha da trinca	69
Figura 36 - Resultado do corpo após obtenção da solução.....	70
Figura 37 - Diagrama FAD Opção 1 norma BS 7910:2013 para aço API 5CT P110.	73
Figura 38 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 1, $a = 5\text{ mm}$ e $c = 10\text{ mm}$ e $a/t = 0,30\text{ mm}$	74
Figura 39 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 2, $a = 8\text{ mm}$ e $c = 16\text{ mm}$ e $a/t = 0,48\text{ mm}$	74
Figura 40 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 3, $a = 11\text{ mm}$ e $c = 22\text{ mm}$ e $a/t = 0,66\text{ mm}$	75
Figura 41 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 4, $a = 14\text{ mm}$ e $c = 28\text{ mm}$ e $a/t = 0,84\text{ mm}$	75
Figura 42 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 5, $a = 15\text{ mm}$ e $c = 30\text{ mm}$ e $a/t = 0,90\text{ mm}$	76
Figura 43 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 6, $a = 15,8\text{ mm}$ e $c =$ $31,6\text{ mm}$ e $a/t = 0,95\text{ mm}$	76
Figura 44 - Diagrama FAD para o aço P110 conforme BS 7910:2013.	77
Figura 45 - Modelo utilizado para simulação das trincas.....	78
Figura 46 - Refinamento localizado na região da trinca.	78
Figura 47 - Cortono da malha com elemento SOLID 186 no entorno da frente da trinca.	79
Figura 48 - Distribuição de tensões na frente da trinca.	80
Figura 49 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 5\text{ mm}$ e $c = 10\text{ mm}$ e $a/t =$ $0,30\text{ mm}$	80
Figura 50 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 8\text{ mm}$ e $c = 16\text{ mm}$ e $a/t =$ $0,48\text{ mm}$	81

Figura 51 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 11 \text{ mm}$ e $c = 22 \text{ mm}$ e $a/t = 0,66 \text{ mm}$	81
Figura 52 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 14 \text{ mm}$ e $c = 28 \text{ mm}$ e $a/t = 0,84 \text{ mm}$	82
Figura 53 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 15 \text{ mm}$ e $c = 30 \text{ mm}$ e $a/t = 0,90 \text{ mm}$	82
Figura 54 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 15,8 \text{ mm}$ e $c = 31,6 \text{ mm}$ e $a/t = 0,95 \text{ mm}$	83
Figura 55 – Evolução do FIT com a/t obtida pela norma BS 7910 e pelo MEF.....	84
Figura 56 - Resultado comparativo dos fatores de intensidade de tensão K_I na frente da trinca entre as soluções via BS 7910:2013 e MEF.	86
Figura 57 - Diagrama FAD para opção 1 da BS 7910:2013.	87

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Configuração geométrica e operacional do objeto de estudo.....	63
Tabela 2 - Parametros do aço API 5CT P110.	64
Tabela 3 - Tamanhos de dimensionais das trincas para análise analítica e MEF.....	72
Tabela 4 - Valores para construção do diagrama FAD.....	73
Tabela 5 - Informações dos modelos numéricos quanto ao número de elementos e nós gerados na malha.	79
Tabela 6 - Comparativo de valores máximos de K_I obtidos via BS 7910 e MEF.....	84
Tabela 7 - Resultado comparativo BS 7910:2013 e MEF.....	88

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing Materials</i>
BS	<i>British Standard</i>
CEM	<i>Computational Electromagnetics</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i>
DIM	<i>Displacement Interpolation Method</i>
ECA	<i>Engineering Critical Assessment</i>
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
FAD	<i>Failure Assessment Diagram</i>
FFS	<i>Fitness For Service</i>
FIT	Fator de Intensidade de Tensão
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
MF	Mecânica da Fratura
MFEP	Mecânica da Fratura Elastoplástica
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
UFPE	Universidade Federal de Pernambuco
USA	<i>United States of América</i>
VCCT	<i>Virtual Crack Closure Technique</i>
VCE	<i>Virtual Crack Extension</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Nomenclatura	Unidade
a	Metade da profundidade da trinca	mm
a_{eff}	Tamanho da trinca acrescido da zona plástica de Irwin	mm
a/c	Razão de aspecto da trinca semielíptica	adim
a/t	Profundidade relativa da trinca semielíptica em relação a espessura do corpo	adim
a_0	Comprimento inicial da trinca	mm
B	Espessura do sólido utilizado no referencial teórico e norma	mm
b	Metade da dimensão do eixo menor de uma geometria elíptica	mm
c	Metade da abertura (comprimento) da trinca	mm
d	Diferença percentual	%
d_s	Arco infinitesimal ao longo do contorno arbitrário Γ	adim
d_y	Deslocamento infinitesimal normal ao plano da trinca	adim
E	Módulo de elasticidade	MPa
E'	Módulo elástico corrigido pela restrição para EPD e EPT	MPa
f_{ij}	Funções adimensionais de θ do campo de tensões em um corpo elástico linear que contém uma trinca.	adim
G	Taxa de liberação de energia de deformação elástica	J/m ²
G_c	Tenacidade a fratura em termos de taxa de liberação de energia	J/m ²
J	Integral J	J/m ²
J_e	Componente elástica (ou componente de escoamento em menor escala) da integral J	J/m ²
J_{mat}	Tenacidade a fratura em termos da integral J	J/m ²
K	Fator de intensidade de tensões	MPa \sqrt{m}
K_{eff}	Fator de intensidade de tensões elástico linear efetivo	MPa \sqrt{m}
K_I, K_{II}, K_{III}	Fator de intensidade de tensões no modo I, II e III de abertura	MPa \sqrt{m}
K_I^A	Fator de intensidade de tensão obtido pela solução analítica	MPa \sqrt{m}
K_I^{MEF}	Fator de intensidade de tensão obtido por MEF	MPa \sqrt{m}
K_{IC}	Fator de intensidade de tensões crítico no modo I em EPD	MPa \sqrt{m}
K_I^p	Fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos primários	MPa \sqrt{m}
K_I^s	Fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos secundário	MPa \sqrt{m}

K_{mat}	Tenacidade à fratura do material	$MPa\sqrt{m}$
K_r	Relação das tenacidades	adim
L_r	Relação dos carregamentos	adim
$L_{r,max}$	Razão de carregamento máxima, ou valor de corte para evitar o colapso plástico nos diagramas	adim
M_t, M_s	Fator geométrico que considera as dimensões da estrutura e do defeito	adim
m	Constante adimensional para cálculo de CTOD	adim
n	Vetor unitário normal Γ	adim
P	Pressão interna	MPa
P_b	Tensão de flexão primária	MPa
P_m	Tensão de membrana primária	MPa
r	Coordenada polar definida pela origem à frente da trinca	adim
r_i	Raio interno	mm
r_p	Estimativa de segunda ordem do tamanho da zona plástica de Irwin.	μm
T	Vetor de tração	adim
t	Espessura do cilindro para trinca semi-elíptica e elíptica	mm
t_{min}	Espessura mínima do corpo	mm
u_x	Deslocamento da direção x	mm
u_y	Deslocamento da direção y	mm
u_z	Deslocamento da direção z	mm
\mathbf{u}	Vetor de deslocamento; matriz de deslocamento global	adim
V	Abertura da boca do corpo de prova para medição de CTOD: fator de correção plástico	mm
W	Comprimento da estrutura	mm
\mathcal{W}	Densidade de energia de deformação	J/m ²
W	Ligamento de material a frente da trinca em um corpo de prova	mm
Y	Fator de correção geométrico	adim
Z_{pc}	Zona plástica crítica	adim
z	Altura do suporte do extensômetro na medição de CTOD	mm
y_p	Energia de deformação plástica	J
y_s	Energia de superfície específica	J
Γ	Contorno arbitrário	adim
δ	Deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD)	mm
δ_e	Componente elástica de CTOD	mm
δ_{mat}	Tenacidade a fratura em termos de CTOD	mm

δ_p	Componente plástica do CTOD	mm
Δ_ε	Varição de deformação existente para materiais com escoamento descontínuo	%
ε_{ij}	Tensor de deformação	adim
ε_{ref}	Deformação de referência	%
θ	Coordenada polar definida pela origem à frente da trinca	radiano
ν	Coefficiente de Poisson	adim
ρ	Raio de curvatura na extremidade da elipse: fator de interação plástica	mm
σ	Tensão aplicada	MPa
σ_{ij}	Tensor de tensão	MPa
σ_H	Tensão circunferencial	MPa
σ_L	Tensão longitudinal	MPa
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão nominal máxima	MPa
σ_{ref}	Tensão de referência	MPa
σ_U	Limite de resistência a tração	MPa
σ_x	Tensão normal na direção do eixo x	MPa
σ_y	Tensão normal na direção do eixo y	MPa
σ_z	Tensão normal na direção do eixo z	MPa
σ_Y	Tensão de escoamento do material	MPa
τ	Tensor de tensão interna no corpo	MPa
τ_{xy}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo x e na direção do eixo y	MPa
τ_{xz}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo x e na direção do eixo z	MPa
τ_{yz}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo y e na direção do eixo z	MPa
ϕ	Ângulo elíptico ou paramétrico	Grau

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	18
1.1	OBJETIVOS	20
1.1.1	Objetivo Geral	20
1.1.2	Objetivos Específicos	20
1.2	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	20
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	22
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	25
3.1	MECÂNICA DA FRATURA.....	25
3.1.1	Início histórico da Mecânica da Fratura	26
3.1.2	Fratura Frágil e Fratura Dúctil	28
3.1.3	Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE).....	29
3.1.4	Fator de Intensidade de Tensões.....	29
3.1.5	Plasticidade à Frente da Ponta da Trinca.....	34
3.1.6	Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP).....	36
3.1.7	Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca - CTOD.....	37
3.1.8	Integral J	40
3.1.9	Tenacidade à Fratura	41
3.2	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS (MEF)	43
3.2.1	Elementos Finitos na Mecânica da fratura	44
3.2.2	Cálculo do FIT pelo MEF	46
3.2.2.1	Método VCE	46
3.2.2.2	Método dos Deslocamentos	46
3.2.2.3	Método da Integral J	47
3.2.3	Simulações Computacionais.....	48
4	ABORDAGEM DE ADEQUAÇÃO AO SERVIÇO (<i>FITNESS-FOR-SERVICE</i>).....	50
4.1	DIAGRAMA DE AVALIAÇÃO DE FALHA (<i>FAILURE ASSESSMENT DIAGRAM - FAD</i>)	50
4.2	NORMA BS 7910:2013	51
4.2.1	Seção 7: Avaliação de resistência a fratura	52
4.2.2	Tenacidade à Fratura do Material (BS 7910, 2013, p.50-52)	53
4.2.3	Propriedades em Tração (BS 7910, 2013, p.45-50)	54

4.2.4	Caracterização do Defeito (BS 7910, 2013, p.40-42)	54
4.2.5	Seleção do Diagrama FAD	58
4.2.6	Cálculo de L_R (BS 7910, 2013, p.65)	61
4.2.7	Cálculo de K_R (BS 7910, 2013, p.65)	61
5	METODOLOGIA	63
5.1	DEFINIÇÕES GEOMÉTRICAS E OPERACIONAIS.....	63
5.2	MATERIAL E PROPRIEDADES MECÂNICAS.....	64
5.3	PROCEDIMENTO COMPARATIVO E NORMATIVO BS 7910	64
5.4	MODELAGEM E SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL.....	66
5.4.1	Condições de Contorno	68
5.4.2	Malha	69
5.4.3	Solução Numérica	70
6	RESULTADOS	71
6.1	APLICAÇÃO DA NORMA BS 7910 NO OBJETO DE ESTUDO.....	71
6.1.1	Determinação dos Carregamentos	71
6.1.2	Determinação da Tenacidade à Fratura do Material K_{mat}	71
6.1.3	Caracterização do Defeito	72
6.1.4	Diagrama FAD	72
6.2	ANÁLISE VIA O MÉTODOS DOS ELEMENTOS FINITOS	77
6.2.1	Desenvolvimento da Modelagem	78
6.2.2	Resultados da Simulação	80
6.2.3	Discussão dos Resultados	83
7	CONCLUSÕES	89
8	TRABALHOS FUTUROS	91
	REFERÊNCIAS	92

1 INTRODUÇÃO

Dutos ou tubos são condutos fechados destinados ao transporte de todos os produtos capazes de escoar. Sua importância é enorme na indústria, em especial na indústria petrolífera, pois são essenciais ao funcionamento de processos industriais e ligação física entre elementos e equipamentos (TELLES, 2014, p. 1). Os dutos são excelentes alternativas para o escoamento, transferência e transporte de fluidos, por serem extremamente competitivos economicamente e por possuir baixo consumo de energia por tonelada de carga transportada em relação a outros tipos de transporte, além de apresentarem alta confiabilidade devido ao seu grau de automação operando continuamente (CABRAL, 2007).

Na indústria nos últimos anos, principalmente no segmento de petróleo e gás, houve aumento no número de falhas em dutos devido ao surgimento de trincas, seja relacionadas a ações do ambiente ou durante as instalações, com custos de reparações que chegam milhões de dólares (BURNS e BUEHLER, 2010). As causas mais comumente encontradas e que contribuem para formação de trincas estruturais são: corrosão interna e externa, sobrecarga tensional, fadiga, desgaste estrutural, instabilidade estrutural e fatores externos (DRUMOND *et al.*, 2018; GULLO, 2011; HOSSEINI, 2010).

O contínuo aprimoramento dos estudos em tais estruturas é de suma importância, uma vez que, um acidente pode tomar grandes proporções, com enormes prejuízos na área social, na economia, na imagem da empresa e, principalmente, na área ambiental (SOUZA, 2008).

Nos últimos anos, devido à necessidade de materiais mais eficientes e apropriados para atividades offshore, houve um importante crescimento no uso de aços especiais como o aço API 5CT P110, possuindo altos valores de tenacidade, resistência ao impacto e com comportamento dúctil na fratura (XU *et al.*, 2011). Pesquisadores investigaram falhas associadas a efeitos ambientais internos e externos, danos mecânicos e corrosão em tubulações de aço P110 (LIU Z. Y.; *et al.*, 2016; LIU W.; *et al.*, 2019; XIE, R.; *et al.*, 2015 e ZHU S. D.; *et al.*, 2011). As falhas investigadas estavam invariavelmente ligadas a efeitos ambientais agressivos e à presença de falhas originadas durante o serviço, embora trabalhos técnicos indiquem que falhas no aço P110 também ocorreram em ambientes não agressivos (COVERED T., 2010). Mediante revisão bibliográfica, foi verificado a escassez de estudos para

casos específicos de dimensões de trincas semielípticas aplicadas em aço 5CT P110 que utilizam avaliações com recursos computacionais e normativos para tal material, sendo assim é importante conhecer os comportamentos e ter subsídio na avaliação por ambos os métodos diante das variadas necessidades. A avaliação de engenharia é aplicada a fim de estabelecer se a integridade estrutural do duto foi afetada, assim dando suporte a manutenção como peça chave para evitar falhas que inevitavelmente ocorrem provenientes deste tipo de defeito.

A avaliação de integridade estrutural para estruturas com defeitos do tipo trinca é realizada com normas e procedimentos que dispõem de ferramentas baseadas em abordagens como a FAD (*Failure Assessment Diagram*), onde se empregam conceitos de mecânica da fratura nos regimes elástico e elastoplástico. Ainda assim, existe uma dificuldade em encontrar soluções para as condições reais de trabalho das estruturas, devido a sua complexidade e à relativa dificuldade na aplicação dos procedimentos normativos na medida que se eleva o nível de avaliação. As normas por vezes são mais conservativas que o MEF, portanto é importante desenvolver e aplicar o MEF como ferramenta de avaliação da integridade estrutural, principalmente os *softwares* de MEF que dispõem de módulos específicos voltados para mecânica da fratura, como os *softwares* comerciais ANSYS® e ABAQUS®, onde é possível encontrar soluções mais próximas das reais (FRAINER, V. J., 2007).

Dentro dessa linha, no presente trabalho será feita uma complementação na pesquisa do trabalho desenvolvido por Silva (2017), no sentido de seguir parte das suas, “recomendações para trabalhos futuros”. Para tal, será realizada a avaliação da integridade estrutural de dutos de aço API 5CT P110 com trincas de geometria semielíptica, sob carregamento de pressão interna, onde será utilizada a tenacidade à fratura desse material medida pelo deslocamento da abertura da ponta da trinca, obtida da literatura científica. Também será empregada uma metodologia de comparação dos resultados da norma com o MEF e o efeito da profundidade da trinca no duto.

1.1 OBJETIVOS

A seguir são apresentados os objetivos gerais e específicos presentes no trabalho.

1.1.1 Objetivo Geral

Avaliar a integridade estrutural de um duto de aço API 5CT P110 contendo trincas superficiais semielípticas externas via Opção 1 da norma BS 7910 e uso do Método dos Elementos Finitos.

1.1.2 Objetivos Específicos

- Construir um Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD), conforme a Opção 1 da norma BS 7910, específico para o aço API 5CT P110;
- Aplicar a norma BS 7910 Opção 1 em um duto de aço API 5CT P110 contendo trincas superficiais semielípticas;
- Modelar trincas superficiais semielípticas na superfície externa de um duto, restringindo os dimensionais das trincas até o limite de espessura da parede do duto;
- Determinar, através do Método dos Elementos Finitos, o Fator de Intensidade de Tensão para as trincas superficiais semielípticas presentes na superfície externa do duto;
- Estudar o efeito do incremento da profundidade da trinca na integridade estrutural do duto;
- Comparar os resultados obtidos via uso da norma BS 7910 e via Método dos Elementos Finitos.

1.2 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O presente trabalho está dividido em 6 capítulos, seguido de referências bibliográficas e anexos:

- Capítulo 1, que resume brevemente o assunto abordado no trabalho com descrição da problemática, objetivos gerais e específicos;

- Capítulo 2, descreve o estado da arte, abordando os estudos que já foram desenvolvidos no tema e as contribuições a serem obtidas com o estudo proposto;
- Capítulo 3, onde é realizada uma revisão da literatura para fundamentar e desenvolver o trabalho. Trata-se dos princípios da mecânica da fratura linear elástica e elastoplástica e Métodos dos Elementos Finitos;
- Capítulo 4, onde é tratada a abordagem de adequação do serviço (*Fitness For Service - FFS*), formas de avaliação, revisão da seção 7 da norma BS 7910:2013 para o cálculo de fator de intensidade de tensão;
- Capítulo 5, onde são apresentadas as metodologias, dimensionamentos, materiais, e propriedades mecânicas considerados e uso do *software* ANSYS como ferramenta de análise;
- Capítulo 6, onde são expostos os resultados e discussões, comparando a metodologia com os resultados obtidos, após aplicação da norma e da análise via MEF;
- Capítulo 7 e 8, nos quais são apresentadas as conclusões do trabalho e as sugestões para futuras pesquisas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Sistemas de escoamento, transferência e transporte de hidrocarbonetos por meio de dutos, como qualquer outro sistema tubular, requerem manutenção especializada, o que é um grande desafio, pois além da dificuldade de manutenção e interrupção da produção trata-se de grandes sistemas de redes de interligação, onde os defeitos devem ser detectados precocemente a fim de evitar a ocorrência de falhas. Ações adequadas devem ser tomadas no menor tempo possível, com menor impacto econômico e sem consequências ambientais. O monitoramento deve ser contínuo e os problemas detectados avaliados de forma que se possa estabelecer, com bom grau de confiabilidade, o comprometimento da integridade estrutural do duto, para permitir que sejam realizados os reparos necessários, antes que estes problemas possam ocasionar acidentes (CORSIGLIA, 2006).

Para este tipo de avaliações são utilizados métodos disponibilizados através de normas e procedimentos de avaliação de integridade estrutural que empregam uma abordagem denominada Aptidão para Serviço (*Fitness for Service* – FFS). Esta é uma abordagem que lança mão de recursos multidisciplinares e indica se um equipamento ou sistema está apto para continuar em operação. A avaliação pode indicar uma sobrevida para o equipamento e este pode continuar operando mesmo contendo defeitos ou danos não previstos no projeto original sob condições controladas. A partir da avaliação também podem ser definidos futuros intervalos de inspeção e contenção de investimentos de capital.

Quando os valores admissíveis das dimensões de defeitos do tipo trinca são avaliados, a abordagem FFS é baseada na mecânica da fratura e passa a ser denominada Avaliação Crítica de Engenharia (*Engineering Critical Assessment* – ECA). Ela tem por objetivo avaliar o impacto causado por uma trinca na performance de operação da estrutura e torná-la adequada, desde que seja garantido que as condições para desencadear o processo de falha não sejam atingidas (HIPPERT, 2004).

Vem sendo desenvolvido desde 1976 no Reino Unido um procedimento simples de avaliação de engenharia que busca aprimorar o método de avaliação de estruturas que contêm trincas. Neste é proposto o uso de dois critérios de falha: fratura frágil, através da determinação do fator de intensidade de tensões K , como sendo a força motriz de trincamento, e colapso plástico, relacionado à resistência ao escoamento-de

cada material. Esta filosofia de avaliação foi denominada FAD (*Failure Assessment Diagram*) que é um procedimento para avaliar a integridade estrutural de componentes contendo trincas de forma gráfica (MILNE *et al.*, 1988).

Desde então trabalhos vêm sendo realizados aplicando o procedimento, seja pela norma britânica BS 7910, a norma americana API 579 e até mesmo através de outros procedimentos desenvolvidos para fins específicos como: Metodologia empregada por Tarnowski (2003) para determinar a pressão de colapso em tubos de aço API 5L X56 com parede fina, contendo trincas internas e externas no sentido longitudinal submetidas à pressão interna. Conclui-se que a metodologia apresenta precisão satisfatória, quando comparada com resultados experimentais. Frainer (2007) realizou avaliação laboratorial em corpos de prova contendo trincas e comparou os resultados com os obtidos para dutos reais, utilizando ainda, simulação numérica para demonstrar a eficiência do método. Ávila (2005) utilizou a metodologia FAD para demonstrar a importância do método na avaliação de *risers* rígidos em tubos de aço API-X60 para estimativa da vida em fadiga de estruturas com defeitos. Oh *et al.* (2014) utilizaram o Método dos Elementos Finitos para validação da metodologia R6 na estimativa de obtenção do parâmetro elastoplástico, J , em dutos contendo trincas circunferenciais sob cargas mecânicas e térmicas. Cravero e Ruggieri (2006) utilizaram a metodologia FAD da norma BS 7910 para avaliar a integridade estrutural de dutos de aço X60 contendo trincas semielípticas longitudinais. Utilizando resultados de experimentos em laboratório propuseram correções nas equações da BS 7910 a fim de obter um diagrama FAD modificado mais representativo das condições reais de escoamento do material à frente das trincas avaliadas. LIU *et al.* (2016) e ZHU *et al.* (2011) realizaram avaliações de falha no aço P110 empregado em dutos, contudo os trabalhos voltaram-se para a avaliação de SCC (*stress corrosion cracking*) por CO₂.

Ainda sobre o uso do procedimento, Garmbis (2012) realizou uma ECA em dutos submersos, com curva FAD específica do material utilizado, os resultados permitiram um melhor entendimento do efeito da pressão interna na força motriz e na tenacidade à fratura de dutos submersos a deformações. Ramos (2009) realizou um estudo comparativo entre os resultados obtidos quanto utilizado a metodologia API-579 e BS 7910 para avaliação de trincas em vasos de pressão, concluindo que a abordagem FAD baseada na BS 7910, apresenta resultados mais conservadores quando comparado com a norma API 579. Coelho (2018) apresentou um estudo sobre os

resultados da avaliação da integridade estrutural de um vaso de pressão contendo trincas semielípticas com as normas API 579 e BS 7910. Utilizou também o recurso de cálculo numérico computacional e comparou os resultados obtidos, chegando à conclusão de que a norma BS 7910 apresenta-se menos conservadora quando comparada com a API 579, sendo então a mais precisa para uma ECA em ambientes industriais e de pesquisa. Silva (2017) realizou a avaliação de integridade estrutural de *risers* rígidos de aço API 5CT P110 contendo trincas passantes utilizando análise de elementos finitos e a norma BS 7910 de 2005. Utilizando a tenacidade à fratura do aço no regime elástico-linear, chegou à conclusão de que a norma apresenta conservadorismo e que os resultados mostram convergência com os resultados obtidos via simulação. No mesmo trabalho foi verificada a aptidão de alguns dimensionais de dutos para dimensionais específicos de trincas.

Os trabalhos citados no parágrafo anterior abordam a avaliação estrutural envolvendo a mecânica da fratura, procedimentos normativos de avaliação, aplicação da metodologia FAD e estudo de dutos de aço contendo trincas, sendo alguns deles especificamente com o aço API 5CT P110. Entretanto, quando os referidos trabalhos apresentam avaliações via FAD, não envolvem o aço P110, e, quando o fazem, assumem a presença de trincas com geometria diferente da trinca semielíptica no regime elástico-linear. Portanto, o presente trabalho apresenta o estudo de dutos com trinca semielípticas no sentido longitudinal no aço API 5CT P110, aplicando a metodologia FAD da norma BS7910:2013 e o uso do Método dos Elementos Finitos para a avaliação estrutural em regime elastoplástico.

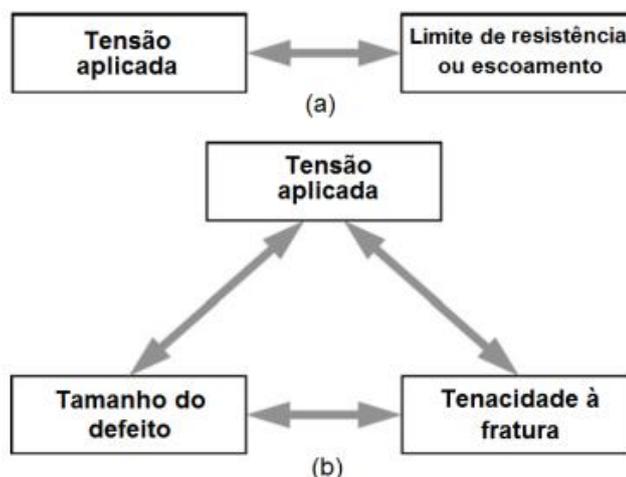
3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo são abordados os princípios teóricos que serão utilizados no desenvolvimento deste trabalho. No item 3.1 é feito um resumo histórico com seus conceitos iniciais, aplicabilidade, métodos de cálculos e subdivisões de aplicação da Mecânica da Fratura. No item 3.2 é desenvolvido o resumo do Métodos dos Elementos Finitos e sua aplicação na mecânica da fratura.

3.1 MECÂNICA DA FRATURA

A mecânica da fratura é o estudo do comportamento mecânico de componentes e estruturas com defeitos do tipo trinca sujeitos a carregamento aplicado (PEREZ, 2004, p.25). Desenvolveu-se ao longo de um processo cuja análise de projetos de estruturas precisava explicar falhas diante de níveis de sollicitação considerados admissíveis (ROSA, 2002, p.153). Seu desenvolvimento foi mais intenso quando acontecimentos dramáticos devido ao uso do aço nos mais diversos equipamentos estavam se tornando mais frequentes. Estes problemas iniciaram entre as décadas de 1860 e 1870, onde muitas mortes foram causadas pela fratura de eixos, rodas e trilhos ferroviários. A partir disso, muitos acidentes provenientes de falhas por fratura continuaram a ocorrer, como a famosa fratura da ponte soldada Point Pleasant, nos USA em 1967, a queda de 3 aviões Comet em 1953 e a ruptura de navios Liberty durante a segunda guerra (PASTOUKHOV, 1995). A mecânica da fratura aborda a análise e projeto de maneira robusta quando comparada a outros métodos clássicos, pois inclui em sua avaliação elementos importantes para evitar o crescimento e/ou nucleação do defeito tipo trinca, como a inclusão do tamanho do defeito, o carregamento aplicado e a tenacidade a fratura, conforme ilustrado na Figura 1.

Figura 1 - Comparativo entre metodologias de projeto: (a) análise convencional; (b) análise utilizando a mecânica da fratura.



Fonte: Adaptação de ANDERSON, 2005, p.13.

3.1.1 Início Histórico da Mecânica da Fratura

A revolução industrial foi primordial para o surgimento em larga escala de materiais dúcteis, como o aço, utilizados na fabricação de estruturas. Esses materiais vieram para adicionar a propriedade de resistência em carregamentos de tração à materiais tradicionalmente utilizados como tijolos e a argamassa, que possuem resistência a compressão. Entretanto, estruturas de aço persistiam em falhar mesmo quando os carregamentos estavam abaixo dos limites de resistência dos materiais.

A metalurgia passou por enormes mudanças com o início do uso de máquinas construídas com aço, como motores a vapor, tornos mecânicos, etc. Em 1779 foi construída a primeira ponte de ferro em Coalbrookdale, Inglaterra. Em 1787 foi fabricado o primeiro navio com chapas de aço. Hoje é possível observar que as construções nos diversos ramos da engenharia têm o aço como principal componente estrutural (SILVA, 2017). Contudo, no passado ocorreram acidentes com prejuízos humanos e materiais que intensificaram o estudo das propriedades mecânicas desse material, o que incluiu o desenvolvimento da mecânica da fratura. Em todos esses casos o aparecimento e crescimento instável de trincas foi a causa principal para a ocorrência das falhas e os acidentes.

A existência de trincas nos materiais, mesmo em peças fabricadas recentemente e a possibilidade delas se propagarem durante a operação, levou à criação do procedimento chamado “projeto tolerante ao dano” (BUDYNAS e NISBETT, 2011). O princípio básico dessa metodologia é o monitoramento da trinca até um crescimento

limite, e após isso, ser retirado de operação. Até então, o conceito quantitativo de um defeito era entendido pela teoria de concentradores de tensão. Especificamente, no caso de uma placa com furo elíptico carregada remotamente por tração, σ , Figura 2, tem-se que o fator de concentração de tensão é dado por (INGLIS, 1913 apud PILKEY, 2008, p.215):

$$\sigma_{\text{máx}} = \sigma \left(1 + \frac{2a}{b}\right) \quad (1)$$

Sendo:

$\sigma_{\text{máx}}$ - tensão no local do concentrador;

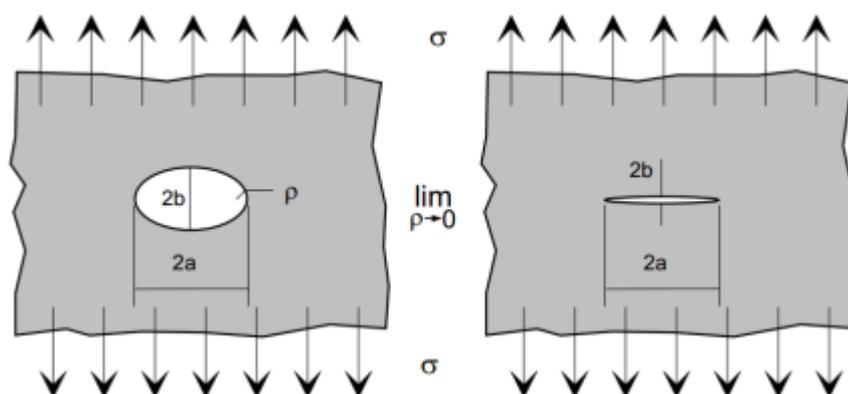
σ - carga de tração;

a e b - definem a geometria elíptica do concentrador;

O raio de curvatura ρ da extremidade da elipse é dado por:

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

Figura 2 - Concentrador de tensão placa com orifício elíptico, no limite tende a uma trinca.



Fonte: Rosa, 2002, p155.

Pensando a situação como um processo de limite onde a elipse torna-se mais achatada aproximando-se de uma trinca real, b tende a zero e a elipse tende a uma trinca de comprimento $2a$ logo, como ρ tende a zero, tem-se que $\sigma_{\text{máx}}$ tende ao infinito, resultando em uma tensão de magnitude infinita na ponta da trinca.

Em 1920 Griffith propôs em um trabalho a conexão das tensões de fratura e o tamanho do defeito, evocando a primeira lei da termodinâmica e criando a teoria de fratura através do balanço energético entre a energia de deformação (carregamento) e a energia para criar a superfície de fratura (material), o que resultava no crescimento da trinca (ANDERSON, 2005, p.9). Tendo este trabalho como base, após a segunda guerra, Irwin estendeu a abordagem para metais ao mesmo tempo que Orowan, agora

considerando o conceito da taxa de liberação de energia, G , apresentando uma nova metodologia para solução dos problemas de fratura com a adição da energia dissipada pelo escoamento plástico local (ANDERSON, 2005, p.10).

$$G = 2(y_s + y_p) = \frac{\pi a \sigma^2}{E'} \quad (3)$$

Onde:

y_s – Energia de superfície específica;

y_p – Energia de deformação plástica;

a – Metade do tamanho da trinca;

σ – Carregamento da estrutura;

E' é dado pela equação:

$$E' = \begin{cases} E, & \text{para EPT (estado plano de tensão)} \\ \frac{E}{(1-\nu^2)}, & \text{para EPD (estado plano de deformação)} \end{cases} \quad (4)$$

Onde:

E – Módulo de elasticidade do material;

ν – Coeficiente de Poisson.

Para ocorrer a fratura é necessário que a taxa de liberação de energia fornecida por σ seja igual a um valor crítico e totalmente intrínseco ao material, denominado tenacidade à fratura, G_c . A propagação da trinca só ocorrerá se $G \geq G_c$ (ANDERSON, 2005, p.13).

3.1.2 Fratura Frágil e Fratura Dúctil

Materiais estruturais apresentam dois modos principais de fratura, a fratura frágil e a dúctil. A fratura frágil é determinada pela repentina separação das faces do defeito. Este tipo é o que acarreta maior risco pois a velocidade de propagação da trinca é muito elevada, justamente quando a estrutura está em operação. É subdividida basicamente em fratura frágil transgranular (clivagem) e fratura frágil intergranular, a primeira é mais comum em aços ferríticos e onde o crescimento do defeito é devido à separação do material de acordo com os planos cristalográficos. Já a segunda é menos comum nas aplicações típicas dos aços e o defeito cresce devido à separação do material nos contornos de grãos (SANTOS, 2011, p.37).

A fratura dúctil ocorre nos aços de alta tenacidade, apresenta grande deformação plástica na frente da trinca antes da propagação, que tem inicialmente um crescimento estável. Está associada a um estado triaxial menor e elevadas deformações plásticas as quais produzem o crescimento de microcavidades.

Características metalúrgicas, temperatura de operação e estado tensional, são os principais fatores para determinar a forma de propagação de um defeito frágil ou dúctil. Por este motivo existem duas abordagens que são empregadas: a mecânica da fratura linear elástica para materiais frágeis e de baixa ductilidade, e a mecânica da fratura elastoplástica para materiais de alta ductilidade.

3.1.3 Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

A mecânica da fratura linear elástica (MFLE) é um dos dois ramos que foram desenvolvidos para a avaliação das condições de falhas de estruturas. Essa metodologia é empregada em situações onde há possibilidade de ocorrer fratura sem ser precedida de extensa deformação plástica na ponta da trinca, podendo esta restrição ser função das propriedades do material ou de fatores geométricos.

A mecânica da fratura linear elástica também é aplicável para aços com resistência mecânica moderada como: materiais da indústria aeroespacial, aços de alta resistência e baixa liga, aços inoxidáveis deformados à frio, entre outros (BROEK, 1988, P.48).

3.1.4 Fator de Intensidade de Tensões

O fator de Intensidade de tensão trazido por Irwin (1957, p.364) é uma grandeza física usada como um parâmetro de controle para avaliar o estado crítico de uma trinca (PEREZ, 2004, p.39). A importância da definição desse fator está em se poder avaliar quando uma trinca irá se propagar ou, no limite, romper o material.

O deslocamento relativo das superfícies da trinca, é apresentado em três formas básicas de carregamento ou modos de abertura, sendo:

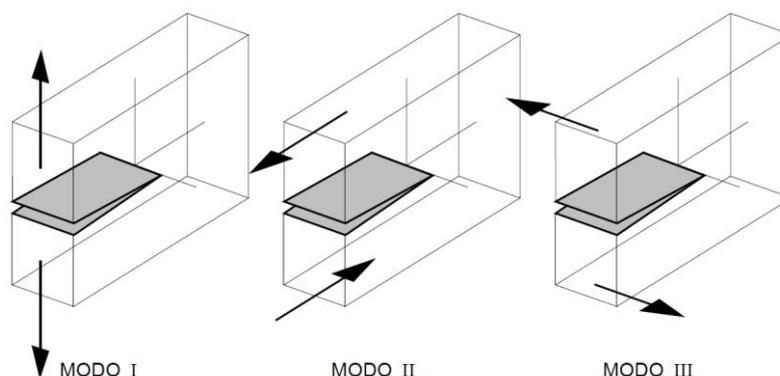
Modo I: deslocamento das superfícies da trinca ortogonalmente a si mesmas (abertura);

Modo II: deslocamento das superfícies da trinca longitudinalmente a si mesmas e ortogonalmente a frente de crescimento (Cisalhamento no plano);

Modo III: deslocamento das superfícies da trinca longitudinalmente a si mesmas.

A Figura 3 demonstra visualmente estes três modos de abertura da trinca (Cisalhamento fora do plano).

Figura 3 - Modos de carregamento e deformação que podem ser aplicados a uma trinca.



Fonte: Rosa, 2002, p173.

Na MFLE, o campo de tensões na frente da ponta da trinca é governado por um parâmetro chamado Fator de Intensidade de Tensões (K). Tal parâmetro estudado por Irwin (1956) e por Williams (1957), de maneira independente, buscava quantificar o campo de tensões na ponta da trinca em uma estrutura frágil, ou seja, predominantemente elástica.

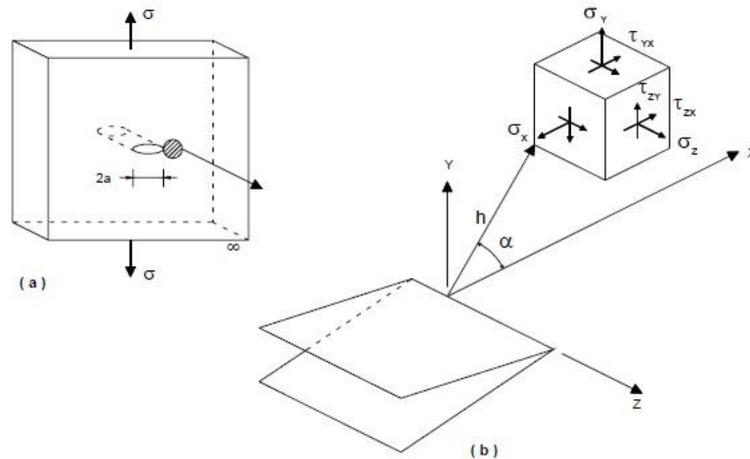
Portanto, cada modo de abertura da trinca está diretamente ligado a um K , sendo:

- Modo I $\Rightarrow K_I$
- Modo II $\Rightarrow K_{II}$
- Modo III $\Rightarrow K_{III}$

O valor crítico de K_I em EPD, denominado K_{IC} , é uma medida da tenacidade à fratura do material, pois é o valor máximo que K_I apresenta antes da trinca crescer instavelmente. Desta forma, K_{IC} , pode ser considerado como um parâmetro do material.

É demonstrado na Figura 4 o campo de tensões, no modo I, nas adjacências de uma trinca pontiaguda, passante, numa chapa fina de material elástico-linear.

Figura 4 - (a) Sólido com trinca vazante submetido a uma tensão σ ; (b) Coordenadas polares e tensões em um ponto nas adjacências da trinca.



Fonte: Adaptado de Amorim, 2010.

As equações (5), (7), (8) e (10), desenvolvidas por Westergaard (1939), expressam a distribuição das tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , τ_{xz} e τ_{yz} na vizinhança da ponta da trinca. A tensão σ_z para o EPT (Estado Plano de Tensão) é apresentada na expressão (8) e para o EPD (Estado Plano de Deformação) é apresentada na expressão (11), onde σ é a tensão aplicada externamente, α e h são as coordenadas polares.

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2} \operatorname{sen} \frac{3\alpha}{2}\right) \quad (5)$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2} \operatorname{sen} \frac{3\alpha}{2}\right) \quad (6)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2} \cos \frac{3\alpha}{2} \quad (7)$$

$$\sigma_z = 0 \quad (8)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (9)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (10)$$

É possível observar que as tensões atuantes na ponta da trinca são proporcionais a tensão atuante σ , à raiz quadrada da metade do tamanho da trinca e à singularidade $1/\sqrt{h}$. Devido a isto, verifica-se que as tensões na ponta da trinca tendem ao infinito e os outros termos permanecem finitos ou nulos, quando h tende a

zero. Assim, as tensões próximas à frente da ponta da trinca variam de acordo com a singularidade de maneira independente da geometria do corpo.

Portanto, as equações (5) – (10) podem ser expressas de uma maneira mais geral, segundo a expressão (11).

$$\sigma_{ij} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} f_{ij}(\alpha) \quad (11)$$

Irwin (1956) observou que a expressão $\sigma\sqrt{a}$ estava presente em todas as equações de distribuição de Westergaard (1939). Portanto, quando este termo é conhecido, têm-se definido o campo de tensões na frente da ponta da trinca. O termo $\sqrt{\frac{1}{2h}} f_{ij}(\alpha)$ é função apenas da posição do ponto onde se consideram as tensões.

Logo, definiu o Fator de Intensidade de Tensões, K , através da expressão:

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (12)$$

Assim sendo, as equações de Westergaard (1939) foram reescritas por Irwin de uma maneira mais generalizada, conforme expressão (13).

$$\sigma_{ij} = \sigma \frac{K}{\sqrt{2\pi h}} f_{ij}(\alpha) \quad (13)$$

Tomando como referência o plano da trinca, considerando o ângulo $\alpha = 0$, as tensões σ_x e σ_y são máximas de acordo com a expressão (14) e a tensão τ_{xy} é nula.

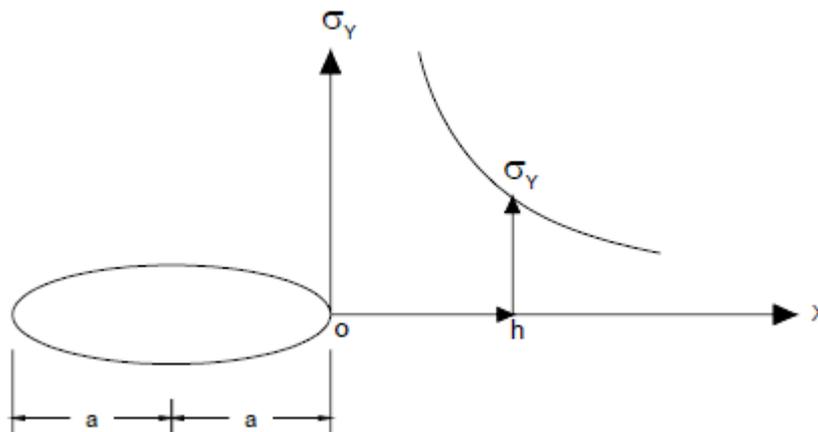
$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi h}} \quad (14)$$

As tensões na frente da ponta da trinca variam com h demonstrado na Figura 5.

Logo, o Fator de Intensidade de Tensões, K , no modo I de carregamento, para trincas de diferentes geometrias e posições pode ser expresso na forma geral da equação (15).

$$K_I = \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (15)$$

Figura 5 - Variação de tensões na frente da ponta da trinca em função de h no plano da trinca.



Fonte: Adaptado de Anderson, 2005.

Para a configuração de corpos finitos, aplica-se o fator de correção geométrico Y , que é função da geometria da trinca em relação às dimensões finitas do corpo, este fator é adimensional que varia de acordo com o tamanho da trinca e geometria da estrutura.

Quando conhecido o tamanho crítico da trinca a_c é possível calcular a tenacidade a fratura do material e a tensão necessária para causar o crescimento instável da trinca, conforme expresso na equação (16).

$$K_{IC} = \sigma_{crítico} Y_I \sqrt{\pi a_c} \quad (16)$$

O valor de K_{IC} não é a Tenacidade à Fratura propriamente dita, mas o valor crítico do Fator de Intensidade de Tensões, sendo numericamente igual a esta.

Para os modos de carregamento II e III, o Fator de Intensidade de Tensões pode ser calculado através das expressões (17) e (18).

$$K_{II} = \tau Y \sqrt{\pi a} \quad (17)$$

$$K_{III} = \tau Y \sqrt{\pi a} \quad (18)$$

Onde τ é a tensão de cisalhamento no plano para o modo II e a tensão de cisalhamento fora do plano para o modo III.

Comparando as equações (3) e (15), é possível observar uma relação entre K_I e G para uma placa infinita submetida a tração, demonstrado na equação (19).

$$G = \frac{K_I^2}{E} \quad (19)$$

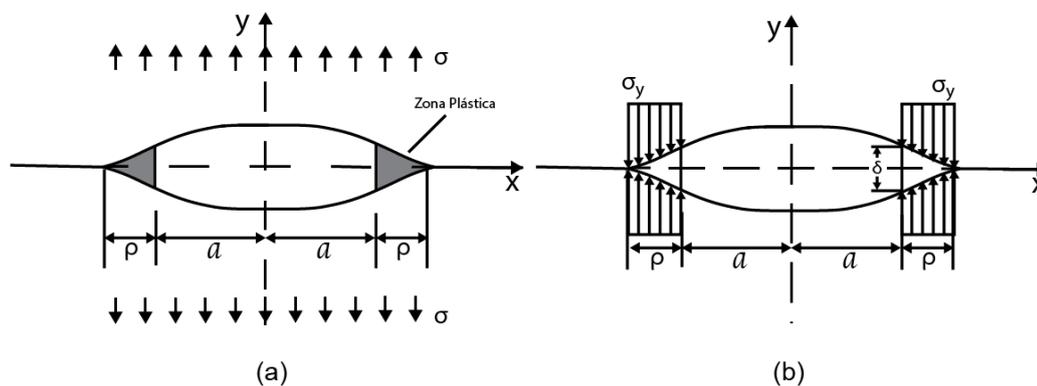
Esta mesma relação existe entre K_{IC} e G_C . Sendo assim, os critérios de intensidade de tensões e energéticos são essencialmente equivalentes em materiais cujo comportamento pode ser avaliado pela MFLE.

3.1.5 Plasticidade à Frente da Ponta da Trinca

A MFLE não é mais válida quando a dimensão da zona plástica é da mesma ordem de grandeza do comprimento da trinca. O fenômeno de plasticidade à frente da trinca pode ser previsto através da abordagem de Irwin ou da aproximação de Dugdale. Ambas as abordagens estimam o tamanho da zona plástica quando o escoamento é moderado à frente da trinca, o que permite uma compensação deste fenômeno no fator de intensidade de tensão, também dito fator de intensidade de tensão efetivo, K_{eff} .

O método de correção de Irwin não é apresentado neste trabalho porque apenas tem relevância histórica. A abordagem de Dugdale, também chamada de modelo da banda de escoamento (*strip yield model*), propõe uma zona plástica delgada ao longo da frente da trinca em um material que não sofre encruamento plástico, em EPT. Considera a superposição de duas situações de carregamento (a) trinca central passante sob tração (σ), e trinca central passante sobre compressão nas extremidades com magnitude σ_y , conforme apresentado na Figura 6.

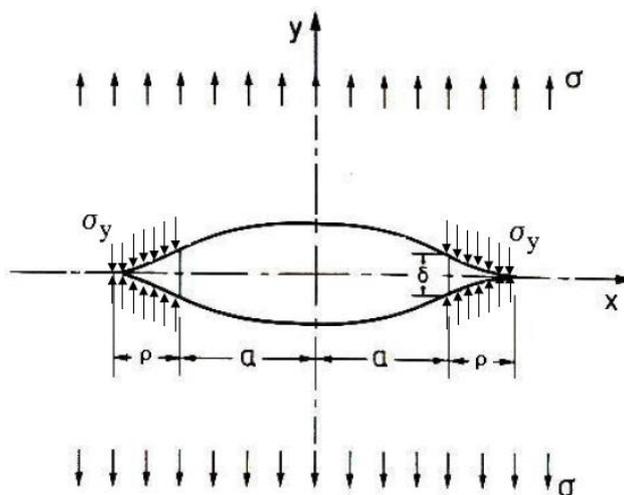
Figura 6 - Modelo da banda de escoamento de Dugdale. (a) Trinca sob tração; (b) Trinca sobre compressão.



Fonte: Adaptado de Anderson, 2005.

A junção destas duas soluções é mostrada na Figura 7. Desta forma, Dugdale considerou o tamanho da trinca com a zona plastificada como sendo $2a + 2\rho$, onde ρ é a região que sofreu plasticidade.

Figura 7 - Modelo da banda de escoamento de Dugdale final plotado em um só gráfico.



Fonte: Adaptado de Garbisi, 2012.

O tamanho relativo desta região é dado pela expressão:

$$\rho = \frac{a}{\cos\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y}\right)} - a \quad (20)$$

Observa-se que quando $\sigma \rightarrow \sigma_y$, a zona plastificada $\rightarrow \infty$.

Burdekin e Stone desenvolveram para este método, partindo da equação de Dugdale, através da expressão (21), um valor aproximado para o fator de intensidade de tensões:

$$K_{eff} = \sigma_y \sqrt{a\pi} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\sigma\pi}{2\sigma_y} \right) \right]^{1/2} \quad (21)$$

Sendo assim, para materiais perfeitamente elastoplásticos, ou seja, sem encruamento, tem-se que $K_{eff} \rightarrow \infty$, quando $\sigma \rightarrow \sigma_y$.

Desta forma, a zona plástica cresce para toda secção da placa, atingindo a capacidade máxima de carregamento da mesma.

Na década de 1970, este modelo foi utilizado para construir a metodologia *Failure Assessment Diagram* FAD destinada a avaliar a fratura em componentes estruturais (MILNE *et al.*, 1986).

3.1.6 Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP)

A mecânica da fratura linear elástica (MFLE) tem validade somente para materiais de comportamento não linear, quando as deformações ficam restritas a uma pequena região no entorno da ponta da trinca. Na prática, na maioria dos materiais, os conceitos da MFLE não podem ser aplicados, isto porque só apresenta resultados satisfatórios quando a deformação plástica está confinada nesta pequena região em torno da ponta da trinca.

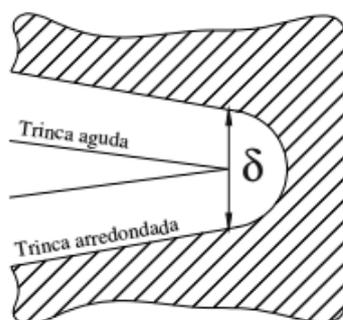
Quando há a presença de escoamento em larga escala à frente da trinca, e quando esta região se torna significativa em relação à espessura do corpo, este corpo apresenta comportamento elastoplástico, e deve-se considerar o uso da Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP) para estudar trincas presentes nestes materiais. Muitos materiais metálicos apresentam esse comportamento por possuírem alta ductilidade e boa tenacidade.

Dois parâmetros elastoplásticos são utilizados para descrever as condições na ponta de trincas presentes nesses materiais: o Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca (*Crack Tip Opening Displacement*- CTOD) e a integral J .

3.1.7 Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca - CTOD

Em 1961 Wells realizou tentativas de medir o valor de K_{IC} nos aços estruturais e observou que a tenacidade destes materiais era grande, o que não permitia a caracterização através da MFLE. Percebeu então que a deformação plástica formada à frente da ponta da trinca ocasionava um embotamento na ponta (ANDERSON, 2005, p.103). Ele verificou que o embotamento aumentava proporcionalmente à tenacidade do material e que esse embotamento ocasionava o afastamento δ das faces da trinca antes da sua propagação instável e da fratura ocorrer, Figura 8.

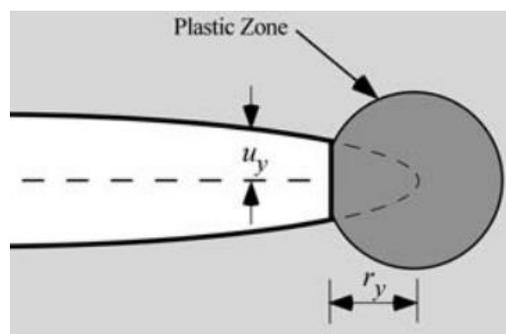
Figura 8 - Abertura da ponta da trinca CTOD.



Fonte: Adaptado de ANDERSON, 2005, p.37.

A conclusão levou a Wells a propor uma técnica laboratorial para quantificar a tenacidade à fratura correlacionando-a com a medida da abertura da ponta da trinca, chamando-a de Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca (*Crack-Tip Opening Displacement* – CTOD) δ na Figura 9.

Figura 9 - Estimativa do deslocamento da ponta da trinca efetiva na correção proposta por Irwin.



Fonte: Adaptado de ANDERSON, 2005, p.104.

A relação do valor de CTOD (δ) com o fator de intensidade de tensão no limite do escoamento em pequena escala proposto por Wells, é expresso pela equação (22).

$$u_y = \frac{k+1}{2\mu} K_I \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}} \quad (22)$$

Onde: u_y é o deslocamento; μ é o módulo de cisalhamento; $k = 3 - 4\nu$ para o estado plano de deformação e $k = (3 - \nu)(1 + \nu)$ para estado plano de tensão; ν é o coeficiente de Poisson; r_y é a correção da zona plástica para estado plano dado por Irwin.

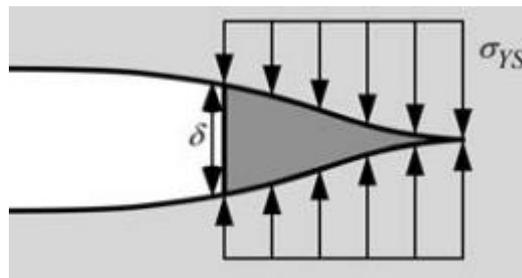
Substituindo a equação proposta por Wells (22) e a correção de Irwin, tem-se a equação (23):

$$\delta = 2u_y = \frac{4K_I^2}{\pi\delta_{ys}E} \quad (23)$$

Burdekin e Stone (1966) deduziram como alternativa uma expressão para o valor de CTOD a partir do modelo de Dugdale, demonstrado na Figura 10, equação (24).

$$\delta = \frac{K_I^2}{\delta_{ys}} = \frac{G}{\sigma_{ys}} \quad (24)$$

Figura 10 - Estimativa CTOD - Modelo Dugdale, adaptado por Burdekin e Stone.



Fonte: Adaptado de ANDERSON, 2005, p.104.

Contudo a aproximação de Dugdale admite EPT em um material que não sofre encruamento plástico. Posteriormente foi feita uma correção, expressa por (ANDERSON, 2005, p.105):

$$\delta = \frac{K_I^2}{mE\sigma_{ys}} \quad (25)$$

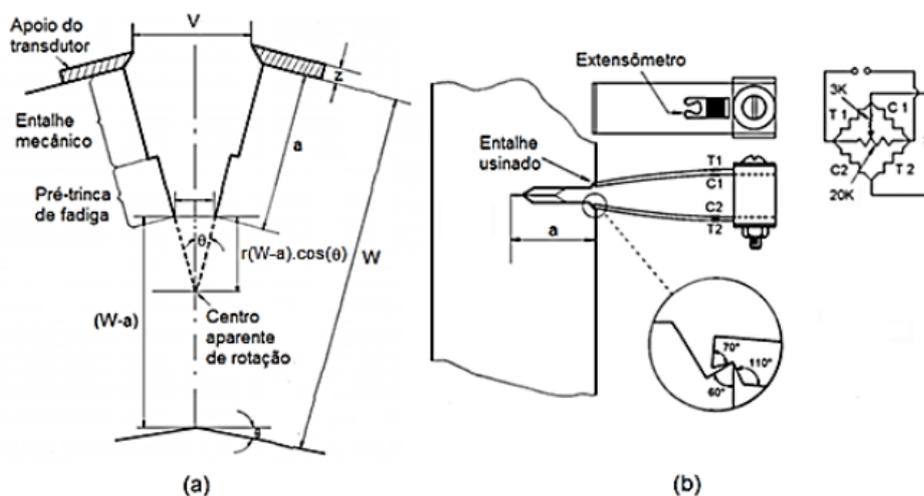
Onde: m é uma constante adimensional para EPT com valor de 1 e, para EPD, com valor de 2.

Um modelo foi proposto por Dawes para o cálculo do CTOD, a partir de dados experimentais e as expressões de Burdekin e Stone. Para este modelo é utilizado um transdutor que permite monitorar a abertura das faces do entalhe usinado no corpo de prova, V , durante o ensaio. Devido à dificuldade de determinar o valor de δ em ensaios experimentais, tornou-se conveniente medir o deslocamento V e relacionar com a abertura da ponta da trinca δ . Este deslocamento é medido a partir da deformação plástica em torno de um ponto de articulação “centro aparente de rotação” conforme mostrado na Figura 11, que, de acordo com Wells, é proporcional ao valor de CTOD por semelhança de triângulos.

$$\delta_p = \frac{r(W-a)V}{r(W-a)+a+z} \quad (26)$$

onde z é a altura do suporte do extensômetro e r o fator rotacional, que varia entre 0 e 1.

Figura 11 - (a) Medição por deslocamento das faces do corpo de prova para cálculo do CTOD; (b) Corpo de prova ligado ao transdutor extensômetro.



Fonte: Adaptado de STROHAECKER, 1999, p.29.

A expressão (26) utilizada inicialmente na norma BS 7448, foi modificada na equação (27) para incluir o comportamento elástico do CTOD, caso contrário, um material com comportamento elástico apresentaria resultados imprecisos e extremamente precisos quando plástico (ANDERSON, 2005, p.106).

$$\delta = \delta_e + \delta_p = \frac{K_I^2}{mE\sigma_{ys}} + \frac{r(W-a)V}{r(W-a)+a+z} \quad (27)$$

3.1.8 Integral J

A Integral J é uma integral de contorno independente do caminho, desenvolvida por Rice (1968), que pode ser vista como uma generalização da taxa de liberação da energia potencial em um corpo elástico não-linear que contém uma trinca. Assim, ele encontrou as bases para poder estender a mecânica da fratura além dos limites da MFLE, obtendo um parâmetro de caracterização da fratura em materiais elastoplásticos (EP).

Definida matematicamente como (RICE, 1968, p.379):

$$J = \int_{\Gamma} (\mathcal{W}dy - \mathbf{T} \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} ds) \quad (28)$$

onde, \mathbf{u} é o vetor de deslocamento; ds é um arco infinitesimal ao longo do contorno arbitrário Γ avaliado no sentido anti-horário; dy é o deslocamento infinitesimal normal ao plano da trinca; \mathbf{T} é o vetor tração; w a densidade de energia de deformação. O vetor tração é expresso pela equação (29) e a densidade de energia de deformação, pela equação (30):

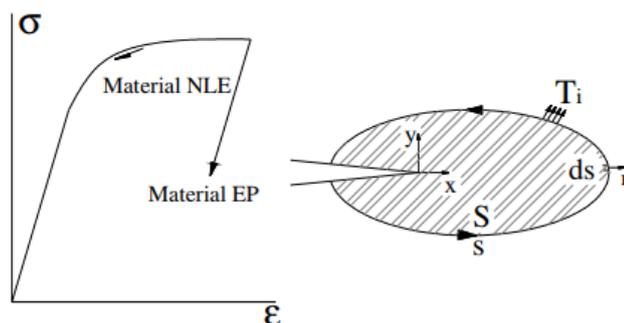
$$\mathbf{T} = \sigma_{ij} \mathbf{n} \quad (29)$$

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (30)$$

Para \mathbf{n} o vetor unitário normal a Γ e ε_{ij} o tensor deformação.

Rice então demonstrou que a taxa de liberação de energia J , pode ser descrita por uma integral de linha independente do caminho de integração para sólidos com comportamento elástico não-linear (ENL) conforme ilustrado na Figura 12.

Figura 12 - Contorno arbitrário em torno da ponta da trinca e curvas tensão deformação para material não-linear (LNE) e elastoplástico (EP).



Fonte: Adaptado de ANDERSON, 2005, p.108.

A diferença entre o material ENL e o material EP dá-se devido ao comportamento do material durante o descarregamento, o material EP descarrega por um caminho diferente e linear com inclinação igual ao módulo de elasticidade, enquanto que o material ENL descarrega pelo mesmo caminho do carregamento (ANDERSON, 2005, p.107). Portanto, para materiais ENL J é equivalente à taxa de liberação de energia potencial, G .

$$J = G \quad (31)$$

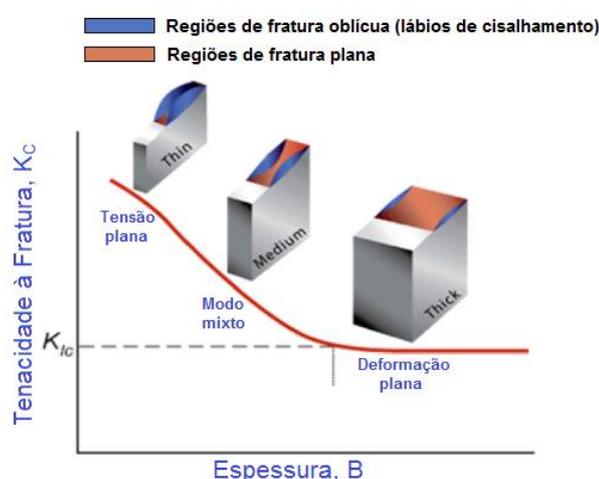
3.1.9 Tenacidade à Fratura

Tenacidade à fratura é definida como a capacidade do material de resistir à propagação de uma trinca, medida pelo trabalho necessário para fazê-la crescer. Ao chegar neste limite, a trinca se torna instável diante do carregamento aplicado e, então, tem-se a propagação instável da trinca (PEREZ, 2004, p.47). O valor crítico de K_I (K_{IC}) passa a ser denominado de Tenacidade à Fratura em Estado Plano de Deformações (EPD), porque é uma medida da resistência à fratura de um material elástico-linear obtida num ensaio com um corpo de prova cujas dimensões garantem o EPD. Este fator representa uma propriedade intrínseca do material que depende apenas das condições de temperatura, velocidade de carregamento meio ambiente externo, não dependendo da geometria da trinca ou do corpo.

A determinação deste parâmetro é de suma importância para a mecânica da fratura, pois a mesma é utilizada como critério de falha nas análises de componentes e estruturas (ZHU; JOYCE, 2012, p.1). As normas ASTM E399 (2013) e BS 7448 (1991) são destinadas a determinação de tenacidade à fratura em materiais metálicos.

Enquanto o estado plano de tensões (EPT) à frente da trinca prevalece devido à baixa espessura do elemento, o valor de tenacidade à fratura é maior. A fim de evitar confusões, utiliza-se o símbolo K_C para nomear a tenacidade à fratura do material em EPT. Quando se transita do EPT para o EPD, saindo da biaxialidade para a triaxialidade à frente da trinca “baixa para alta restrição”, a tenacidade a fratura diminui até um ponto onde tende a não sofrer influência da espessura, assumindo um valor constante para uma determinada temperatura e taxa de deformação, o denominado K_{IC} (Figura 13).

Figura 13 - Tenacidade à fratura e o efeito da triaxialidade à frente da trinca.



Fonte: Adaptado de PEREZ, 2004, p.63.

Para validar o valor de K_{IC} obtido em laboratório, as dimensões do corpo de prova devem respeitar a condição dada pela equação (32) (ASTM E399-12, 2013, p.6).

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (32)$$

onde B é a espessura, W a largura do corpo de prova e a o tamanho da trinca. Logo, $(W - a)$ representa o ligamento do material à frente da trinca.

Na mecânica da fratura elastoplástica (MFEP) a tenacidade a fratura do material é determinada experimentalmente através dos ensaios CTOD e integral J . Após o ensaio podem ser obtidos valores de δ e J característicos do material ensaiado. Dessa forma, existe mais de uma definição da tenacidade à fratura no regime elastoplástico:

- J_c (ou δ_c) - valor crítico de fratura frágil depois de deformação plástica em escala suficiente para invalidar K_{IC} , sem ocorrer crescimento estável da trinca.
- J_{IC} (ou δ_{IC}) - valor de início de crescimento estável da trinca.
- J_u (ou δ_u) - valor crítico de fratura frágil depois de iniciado o crescimento estável da trinca.
- J_m (ou δ_m) - valor de carga máxima no início do platô de carga máxima

3.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS (MEF)

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é um método numérico utilizado para encontrar soluções de valor de contorno, valor inicial e autovalores de sistemas físicos descritos, tanto por equações diferenciais, ordinárias ou parciais, quanto por equações integrais, através da discretização (divisão) do domínio da função que descreve o problema estudado, representando-o por uma junção de um número finito de elementos (FISH, J; BELYTSCHKO T, 2007).

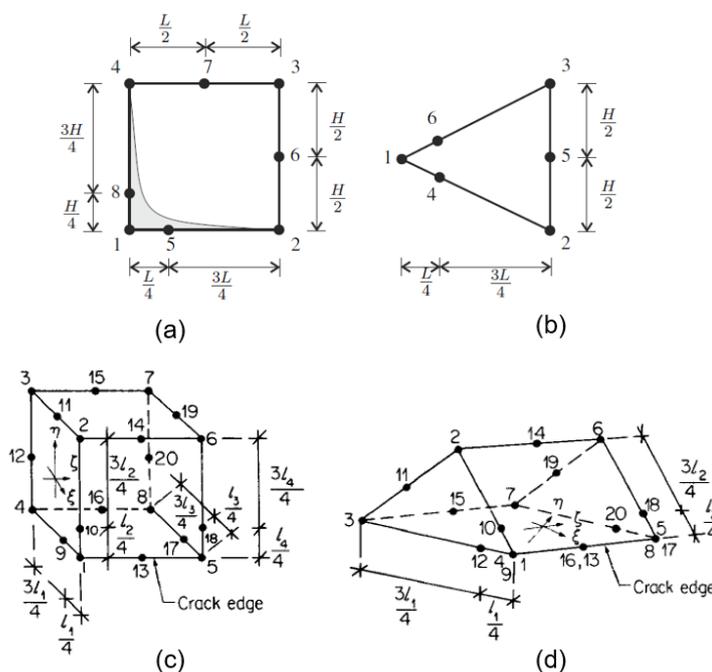
Neste método a estrutura de interesse é subdividida em formatos discretos conhecidos como elementos, que são conectados por nós. Os tipos mais comuns de elementos são hexaedros tridimensionais e tetraedros. Os elementos são conectados por nós, pontos nos quais a continuidade no campo de deformação é estabelecida ao longo de toda a aresta (face). Dentro de cada elemento, é atribuída uma função de aproximação (também conhecida como função de interpolação) definida em termos dos valores nos nós que o compõe (MADENCI; GUVEN, 2015, p.1). O conjunto de elementos conectados de forma coerente por nós é chamado de malha e o seu processo de criação é chamado de geração de malha.

Nos dias de hoje, o Método de Elementos Finitos é utilizado em quase todas as áreas da engenharia e ciências correlatas, como na análise de tensões e deformações, transferência de calor, mecânica dos fluídos, eletromagnetismo, contato e choque, lubrificação, etc., sendo aplicado também em Fluidodinâmica Computacional (CFD) e Eletromagnetismo Computacional (CEM). Na análise estrutural, onde os temas deste trabalho se enquadram, o objetivo do MEF é a obtenção de deslocamentos, tensões e deformações que ocorrem nos sólidos em resposta às solicitações. O domínio nesse caso é a geometria da estrutura e a discretização é realizada no espaço, gerando a malha.

3.2.1 Elementos Finitos na Mecânica da fratura

A principal dificuldade no uso do MEF aplicado à mecânica da fratura é determinação da singularidade na ponta da trinca de forma numérica (KUNA, 2013, p.193). Com o desenvolvimento de elementos *quarter-point*, ilustrado na Figura 14, foi introduzida a singularidade $1/\sqrt{r}$ no campo de deformações através do ajuste da posição dos nós intermediários para posição de 1/4 da aresta de elementos de ordem quadrática. O elemento *quarter-point*, isoparamétrico, foi estudado de forma independente por Henshell e Shaw (1975) e Barsoum (1976), são os mais populares entre os pesquisadores, por serem mais simples e proporcionarem resultados mais satisfatórios com malhas não tão refinadas (STAMENKOVIC, 2006).

Figura 14 - Elementos quarter-point. (a) Elemento retangular com 8 nós; (b) Elemento triangular com 6 nós; (c) Elemento hexaédrico com 20 nós; (d) Elemento prismático com 20 nós.



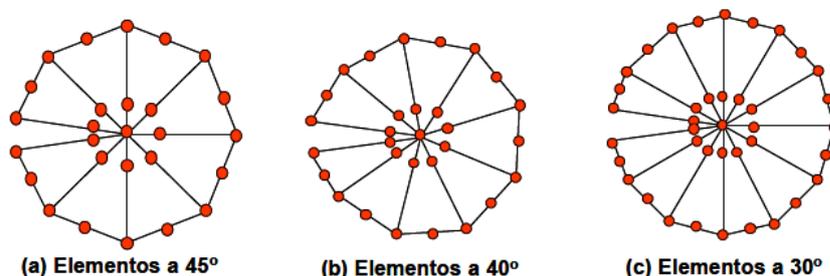
Fonte: Adaptação de BARSOU, 1976, p.30; KUNA, 2013, p.200.

De acordo com Barsoum (1976, p.36), o elemento triangular e prismático fornece resultados mais satisfatórios quando comparado com o elemento quadrilateral.

Elementos triangulares são inseridos na ponta da trinca formando uma roseta. A roseta mais comumente utilizada é formada por oito elementos distanciados entre si

por uma angulação de 45° , contudo podem apresentar outras angulações como 30° e 40° , conforme Figura 15.

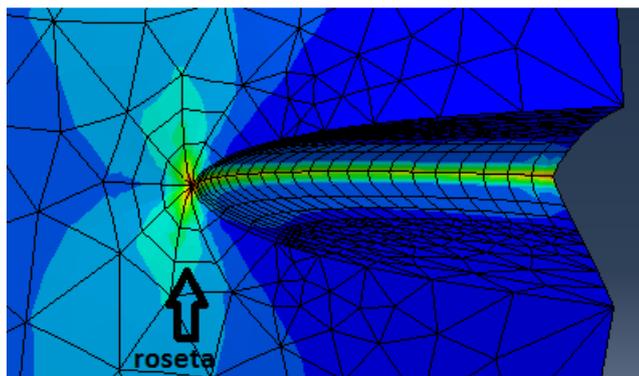
Figura 15 - Variação angular de roseta na ponta da trinca.



Fonte: Adaptado de Concepción, 2015.

A Figura 16 representa uma roseta padrão na ponta da trinca para geração de malha em MEF. Os elementos utilizados possuem várias características úteis na análise por elementos finitos de problemas da MFLE e MFEP.

Figura 16 - Roseta obtida no MEF em trinca semi-elíptica.

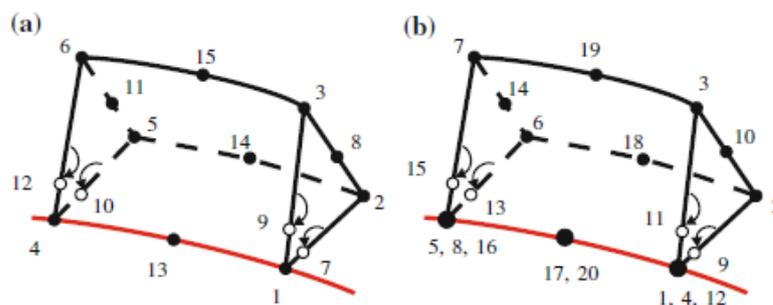


Fonte: O Autor, 2019.

Além dos elementos planos, os elementos *quarter-point* tridimensionais, são obtidos naturalmente estendendo-se o conceito do *quarter-point* 2D para problemas de trincas 3D (KUNA, 2013).

Elementos hexaédricos podem ser utilizados da mesma forma que elementos triangulares e tetraédricos apenas colapsando os nós intermediários das duas arestas nos nós da ponta ou face da trinca, conforme esquema da Figura 17.

Figura 17 - *Quarter-point* em elementos 3D na ponta da trinca, (a) elemento pentaédrico, (b) elemento hexaédrico colapsado.



Fonte: KUNA, 2013, p.205.

3.2.2 Cálculo do FIT pelo MEF

O cálculo do fator de intensidade de tensão (FIT) pode ser obtido pelo método da extensão virtual da trinca (*virtual crack extension – VCE*), interpolação de deslocamentos (*displacement interpolation method – DIM*) e pela integral de contorno (*contour integral*). Sendo mais utilizado o método VCE e o de Integral de contorno.

3.2.2.1 Método VCE

O método VCE calcula a taxa de energia liberada, G . De acordo com Kuna (2013, p.226) é necessário utilizar outro método associado para extração dos fatores de intensidade de tensão e isto pode ser realizado em conjunto com método DIM. Juntos, estes métodos e o uso de elementos *quarter-point* fornecem resultados mais precisos, sendo:

$$G = \left(\frac{1-\nu^2}{E}\right) (K_I^2 + K_{II}^2) + \left(\frac{1+\nu}{E}\right) K_{III}^2 \quad (33)$$

3.2.2.2 Método dos Deslocamentos

O método dos deslocamentos (*displacement interpolation method – DIM*) pode ser utilizado em análise linear elástica para estimar o FIT através dos deslocamentos nodais nas regiões próximas à ponta da trinca. Os deslocamentos verdadeiros na ponta de uma trinca presente em um material elástico, desprezando termos de ordem superior, são dados por (ANSYS Inc., 2018):

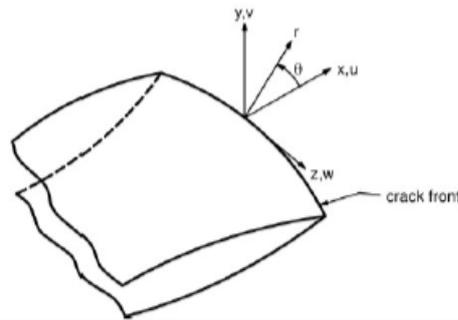
$$u = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2k-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2k+3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (34)$$

$$v = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2k-1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2k+3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right) \quad (35)$$

$$w = 2 \frac{K_{III}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \quad (36)$$

Onde u , v e w são os deslocamentos reais nas direções x , y e z , respectivamente. G é o módulo de cisalhamento do material e $k = 3 - 4\nu$ para EPD e $k = \frac{3-\nu}{1+\nu}$ para EPT. A Figura 18 mostra o sistema de coordenadas cartesiano e cilíndrico.

Figura 18 - Coordenadas locais na ponta de uma trinca.



Fonte: ANSYS Manual, 2019.

Portanto, a partir das equações anteriores (34, 35 e 36) é possível estimar os valores de tenacidade a fratura nos três modos de abertura.

$$\begin{bmatrix} K_I \\ K_{II} \\ K_{III} \end{bmatrix} = \frac{E}{1+\nu} \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \begin{bmatrix} \frac{1}{k+1} v'(r, \pi) \\ \frac{1}{k+1} u'(r, \pi) \\ \frac{1}{4} w'(r, \pi) \end{bmatrix} \quad (37)$$

Onde u' , v' e w' são os deslocamentos aproximados dos nós da malha na região da ponta da trinca, calculados com a aplicação do MEF.

3.2.2.3 Método da Integral J

O método da Integral J é igual a taxa de liberação de energia liberada, nas aplicações elastoplástica, apenas é necessário a aplicação correta dos termos de

densidade de energia de deformação W na equação abaixo (OWEN e FAWKES, 1983, p.189):

$$W = W_e + W_p \quad (38)$$

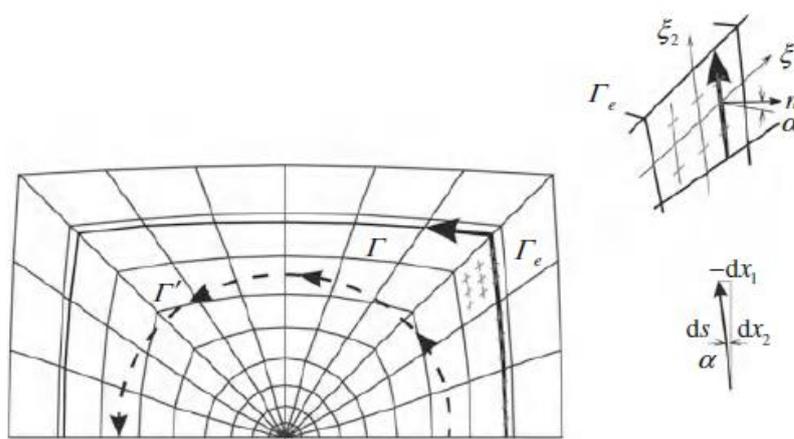
W_e corresponde a porção elástica e W_p a porção plástica.

O contorno Γ para geometria discretizada é particionado em pequenos trechos Γ_e , tal método consiste em posicionar Γ de forma que ele passe por nós da malha do sólido proporcionando uma vantagem, uma vez que, deslocamentos e as tensões aproximadas geralmente são conhecidas nesses pontos, como resultado da aplicação do MEF, retorna com maior precisão o resultado final, Figura 19. A integral J é representada de forma global pela equação 39 (KUNA, 2013, p.242):

$$J = \sum_{e=1}^{n_E} J^{(e)} \quad (39)$$

Onde (e) indica o cálculo da integral no trecho Γ_e , e n_E é o número de subdivisões do contorno Γ .

Figura 19 - Método Integral J , caminho de integração em malha de MEF.



Fonte: KUNA, 2013, p.241.

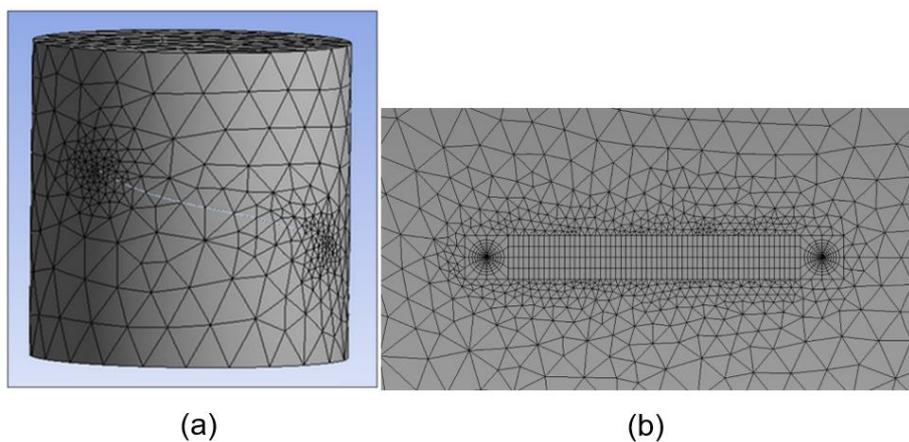
3.2.3 Simulações Computacionais

Na aplicação de solução computacional é utilizado um modelo que consegue trazer resultados muito próximos quando comparado com o método analítico.

O *software* ANSYS é utilizado com malhas tetraédricas e hexaédricas para discretizar o modelo e é calculado através da integral J para obtenção da taxa de liberação de energia e conversão ao fator de intensidade de tensões K .

Este software possui módulo de fratura que simplifica a implementação da trinca semielíptica, mas também possui capacidade de abordar trincas como arbitrárias, estruturas com pré-trinca, interação em interface de trincamento e crescimento de trinca.

Figura 20 - Malha para trinca (a) arbitrária e (b) semielíptica no ANSYS.



Fonte: Adaptado do manual do ANSYS, 2018.

É um *software* em constante atualização nos módulos de fratura. A mais recente ferramenta introduzida é a de crescimento de trinca que reduz o tempo de simulação e maior facilidade na aplicação do recurso. Para trinca semielíptica é solicitado em formato de campos de preenchimento as informações mínimas necessárias para dimensionamento e geração da trinca.

4 ABORDAGEM DE ADEQUAÇÃO AO SERVIÇO (*FITNESS-FOR-SERVICE*)

A abordagem ao serviço *Fitness-For-Service-FFS*, visa determinar se um equipamento ou sistema está apto para continuar em operação, prestando o serviço ao qual foi concebido. O componente pode conter defeitos ou danos, ou estar sujeito a condições diferentes das quais estavam previstas no projeto inicial. O resultado de uma avaliação FFS é que vai indicar se a condição é operativa, de reparação, de reavaliação ou até mesmo de modificar ou inutilizar o equipamento/sistema. Pode ser realizada análise de vida útil remanescente como parte da avaliação, que pode ser utilizada para definir manutenções, paradas programadas e inspeções afim de validar ou programar orçamentos de investimento para troca do equipamento (ZERBST et al., 2000).

A detecção de defeitos especialmente do tipo trinca, são normalmente feita por ensaios não destrutivos, implicam em três linhas de ação de acordo com a FFS:

- Continuar operando com o defeito, mas para isso a avaliação deve trazer segurança;
- Reparar imediatamente, este tipo de ação pode gerar outros defeitos mais graves e elevados custos;
- Substituir a seção danificada.

Com a visão de reduzir os riscos e minimizar as perdas, a avaliação FFS juntamente com a mecânica da fratura é empregada em superfícies que contêm um determinado tipo de trinca, sendo possível verificar as tensões máximas para que uma trinca não atinja o tamanho crítico e cresça instavelmente, levando a estrutura ao colapso (HIPPERT, 2004).

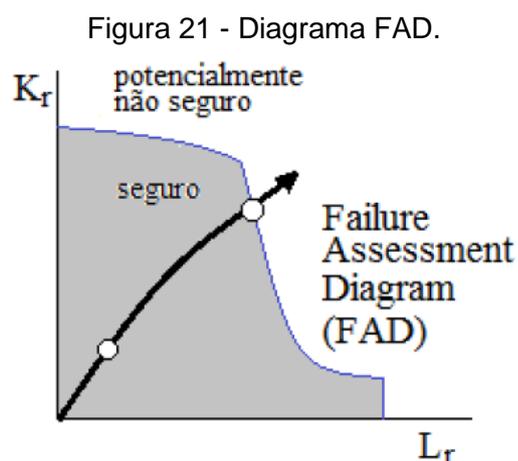
4.1 DIAGRAMA DE AVALIAÇÃO DE FALHA (*FAILURE ASSESSMENT DIAGRAM* - FAD)

O diagrama de avaliação de falha foi proposto no Reino Unido em 1976 na primeira edição da norma R6 para avaliação de integridade de estruturas de aço contendo trincas (MILNE *et al.*, 1986).

Para uma determinada resistência do material e configuração de trinca a avaliação é através do ponto de avaliação referente ao componente contendo o defeito, composto pela razão de carregamento, L_r , representado pelo eixo horizontal

e a razão de tenacidade, K_r , representado pelo eixo vertical como demonstrado na Figura 21 (ANDERSON, 2005, p.411).

Se o ponto de avaliação está localizado abaixo da curva do FAD, este é considerado como seguro para operação, caso contrário, é considerado potencialmente não seguro. O gráfico da relação da força motriz da trinca com a plasticidade, fornece uma curva que divide em duas regiões: uma considerada segura e outra potencialmente não segura.



Fonte: Adaptado de Milne *et al.*, 1986.

Há diferentes normas que utilizam essa metodologia de avaliação como: API-579 (2016), BS 7910:2013 e a DNV-OS-F101 (2007), além de vários estudos científicos e pesquisas acadêmicas.

Cada opção de abordagem tem uma linha de avaliação específica para definição da curva de acordo com o material.

4.2 NORMA BS 7910:2013

A norma BS 7910:2013 (2015), ou, simplesmente BS 7910, é construída com três níveis de avaliação, denominados de opção 1, 2 e 3. Esta norma inglesa dá orientações e recomendações sobre a avaliação de falhas em diversas estruturas, componentes e equipamentos. A complexidade de cada nível de avaliação cresce conforme a opção escolhida, desde os quantitativos de dados do material e análises de tensões para construção do diagrama FAD, até uma diminuição do conservadorismo da abordagem. A norma pode ser aplicada nas fases de projeto, fabricação e durante a vida do componente.

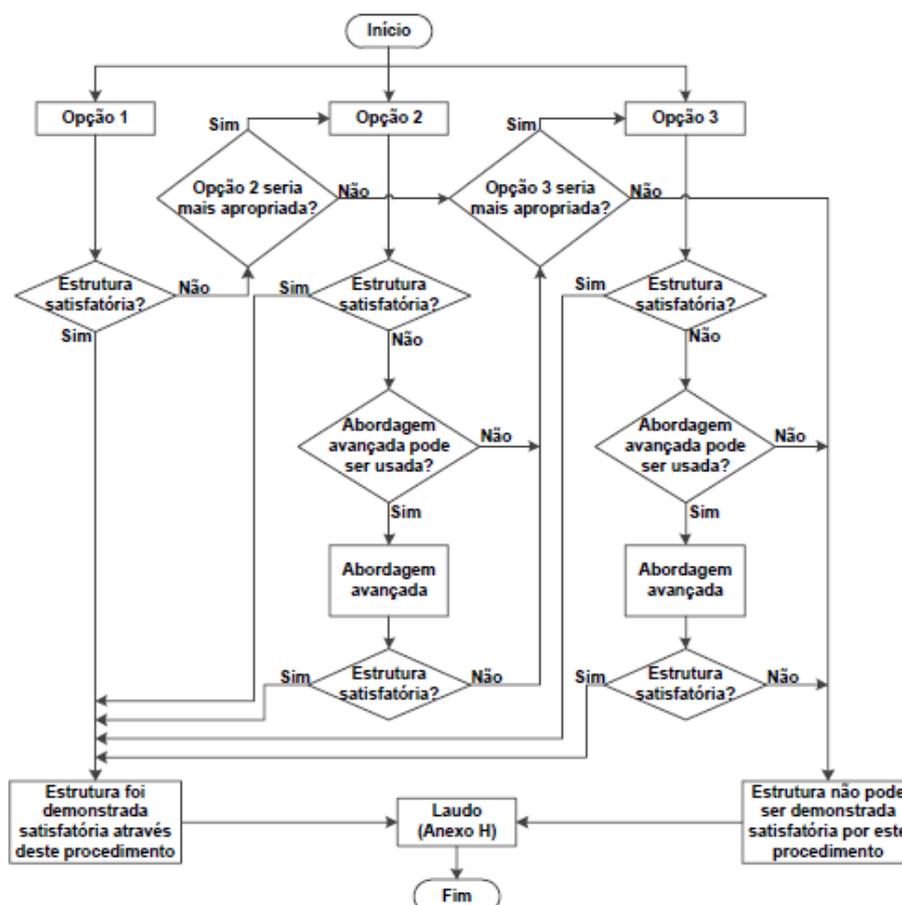
Dos tipos de avaliação oferecidos pela norma BS 7910, no presente trabalho é abordado a avaliação de resistência a fratura da seção 7.

- Falha por fratura e colapso plástico (Seção 7);
- Danos causados por fadiga (Seção 8);
- Danos causados por fluência e fadiga fluência (Seção 9);
- Avaliação de outros modos de falha (Seção 10).

4.2.1 Seção 7: Avaliação de resistência a fratura

Há três opções de avaliação de fratura presentes nesta seção 7: Opção 1, 2 e 3, na qual são utilizados métodos similares. Como já mencionado, dependendo da avaliação dos dados do material e do nível de conservadorismo requerido, é escolhida a opção que mais se adequa (BS 7910, 2013, p35, 36). O fluxograma de avaliação para escolha da Opção está mostrado na Figura 22.

Figura 22 - Fluxograma geral de avaliação pela norma BS 7910:2013.



Fonte: Adaptado de BS 7910, 2013, p.36.

A avaliação é geralmente feita por diagrama de avaliação de falha (FAD) baseada em princípios da mecânica da fratura. O eixo vertical do diagrama FAD compara os carregamentos aplicados em termos do fator de intensidade de tensões com a tenacidade a fratura do material. O eixo horizontal é a razão do carregamento primário aplicado e o carregamento requerido para colapso plástico. Uma linha de avaliação é plotada no diagrama. Cálculos fornecidos para cada defeito são realizados e os pontos inseridos no diagrama. A posição dos defeitos comparados com a linha de avaliação indica ou não a aceitabilidade do defeito (BS 7910, 2013, p35, 36).

4.2.2 Tenacidade à Fratura do Material (BS 7910, 2013, p.50-52)

A tenacidade à fratura deve ser estabelecida de acordo com reconhecidos padrões nacionais de teste (BS 7448, BS EN ISO 12737, BS EN ISO 15653, ASTM E1820, ASTM E1921) e os resultados validados por estas normas. Sempre que possível, a orientação da trinca, taxa de deformação e condições ambientais devem ser consideradas.

A tenacidade a fratura pode ser expressa em termos de fator de intensidade de tensão:

$$K_{mat} = \begin{cases} \sqrt{\frac{EJ_{mat}}{1-\nu^2}}, & \text{em termos de integral } J \\ \sqrt{\frac{m\sigma_Y\delta_{mat}E}{1-\nu^2}}, & \text{em termos de CTOD} \end{cases} \quad (40)$$

Onde:

E é o módulo elástico;

σ_Y é o limite de escoamento (a 0,2% de deformação) do material para o qual o CTOD foi determinado;

δ_{mat} é a tenacidade à fratura em termos de CTOD;

m é dado pela equação (41) para aços.

E e σ_Y são determinados na mesma temperatura do ensaio de tenacidade à fratura.

$$m = 1,1517 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_U} \right)^{-0,3188}, \text{ para } 0,3 < \frac{\sigma_Y}{\sigma_U} < 0,98 \quad (41)$$

σ_U é o limite de resistência do material determinado na mesma temperatura do ensaio de tenacidade à fratura.-Se a equação (41) não puder ser utilizada, m deve ser 1,5.

4.2.3 Propriedades em Tração (BS 7910, 2013, p.45-50)

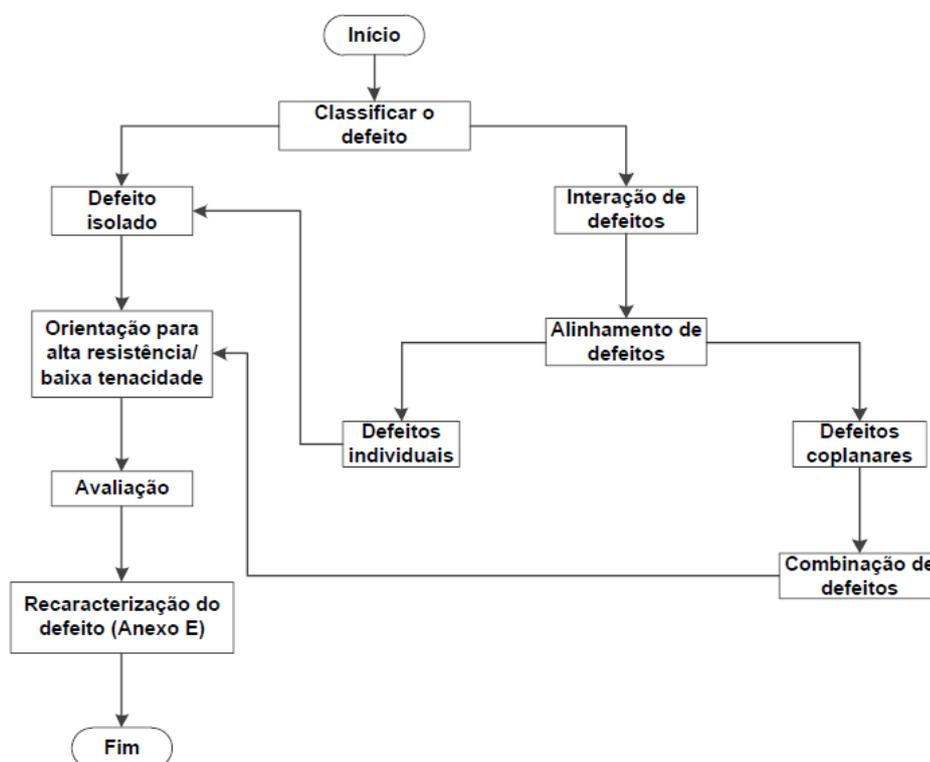
Limite de escoamento, limite de resistência e módulo de elasticidade são requisitos para avaliação de resistência à fratura. Essas propriedades são determinadas de acordo com as normas BS EN ISO 6892-1 e 6892-2 em apropriada temperatura.

A curva tensão-deformação verdadeira do material é requerida para as Opções 2 e 3, pois a qualidade de dados do limite de proporcionalidade até aproximadamente 2% de deformação da curva influencia o formato da região do “joelho” do diagrama FAD. Na ausência desta curva, a norma dá alternativas para aços ferríticos na página 48 da seção 7.1.3.5.

4.2.4 Caracterização do Defeito (BS 7910, 2013, p.40-42)

A caracterização do defeito é um fator muito importante, pois é a partir dele que se determinam as dimensões corretas a serem avaliadas e o tipo de solução a ser desenvolvido. Por tanto a norma BS 7910:2013 define um fluxo a fim de simplificar a orientação dos passos a serem seguidos, conforme Figura 23.

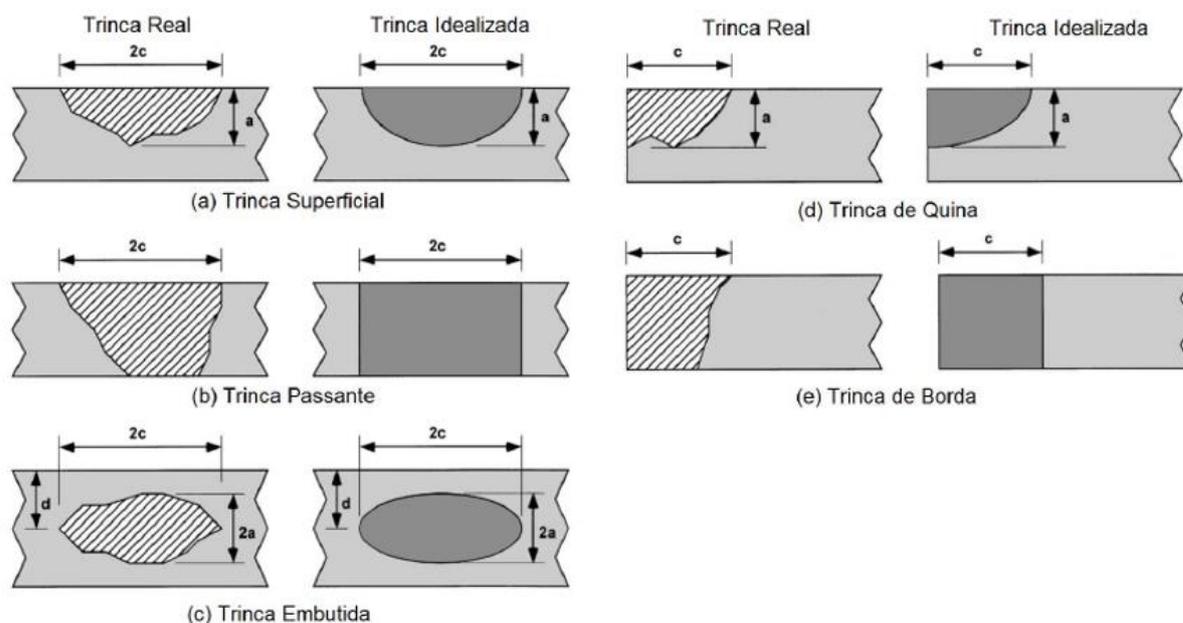
Figura 23 - Fluxograma de caracterização de defeito.



Fonte: Adaptação da norma BS 7910:2013, p.41.

Quanto às trincas, estas podem ser do tipo superficiais, passantes, embutidas, de borda e de quina, como mostrado na Figura 24. As dimensões das trincas adquirem a máxima dimensão da trinca real. Trincas embutidas, superficiais e de quina são idealizadas com geometria elíptica, semielíptica e de um quarto de elipse, respectivamente.

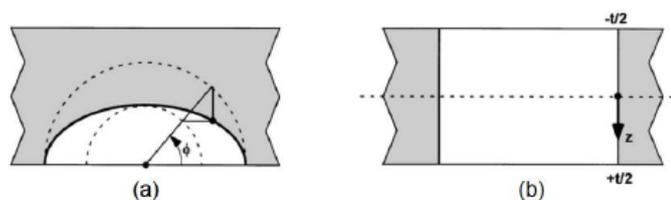
Figura 24 - Idealização de trincas quanto aos tipos.



Fonte: Adaptação de ANDERSON, 2005, p.228.

Trincas passantes e de borda são idealizadas com uma geometria retangular, conforme Figura 25. A norma BS 7910 trabalha com idealização da geometria da trinca no anexo M, que oferece soluções analíticas específicas para as diversas geometrias idealizadas.

Figura 25 - Posição na frente da trinca com geometria elíptica e ângulo paramétrico da elipse (a) e trinca de borda passante idealizada retangular (b).

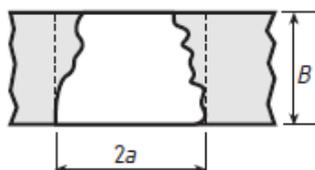


Fonte: Adaptação de ANDERSON, 2005, p.228.

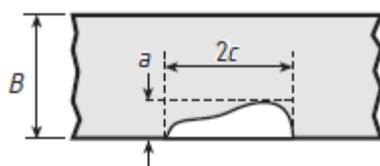
Os defeitos são caracterizados pela altura e comprimento dos retângulos de contenção, ou seja, de uma projeção ortogonal das extremidades.

As principais dimensões são:

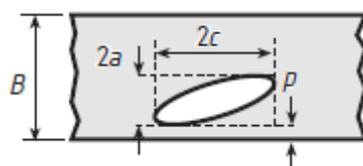
- a. Defeitos através da espessura – dimensões requeridas: $2a$ e B ;



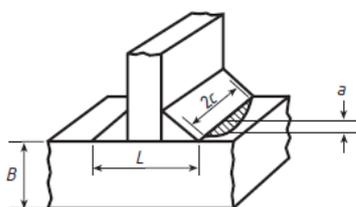
- b. Defeitos superficiais – dimensões requeridas: a , $2c$ e B ;



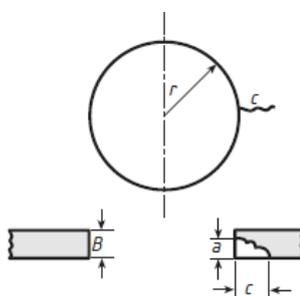
- c. Defeitos incorporados “embebidos” (centrais passantes) – dimensões requeridas: $2c$, p , $2a$ e B ;



- d. Defeitos no pé da solda – dimensões requeridas: $2c$, a , B , L ;

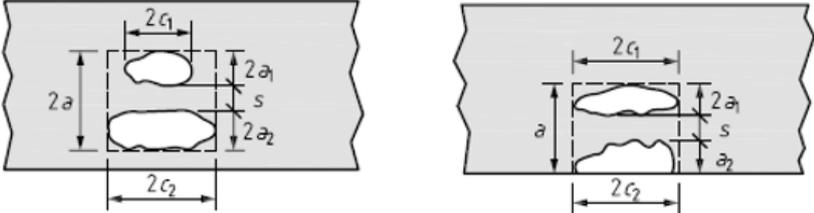
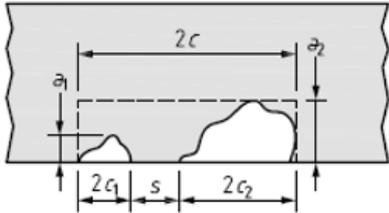
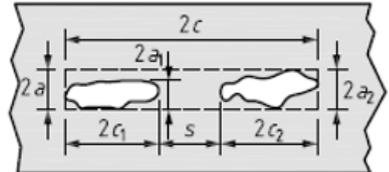


- e. Defeitos em furo – dimensões requeridas: c , a , B , r .



Defeitos são caracterizados como os que possuem interação e os isolados. A classificação do defeito que interage com outros é definida na Figura 26, se estes estiverem dentro do critério de alinhamento são tidos como defeitos coplanares, caso contrário são defeitos não-coplanares Figura 27.

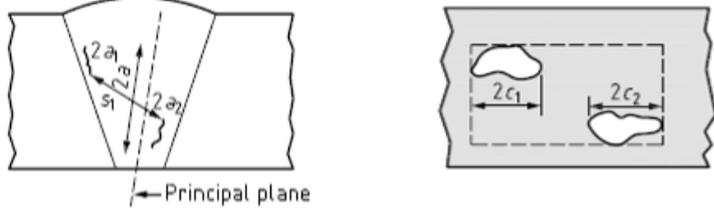
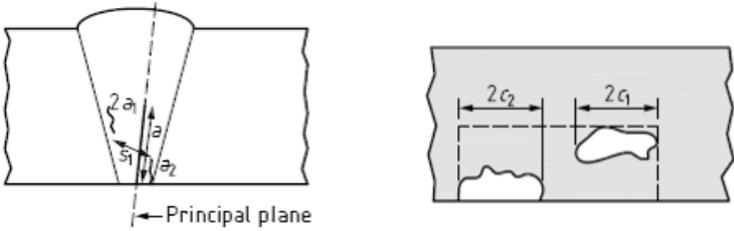
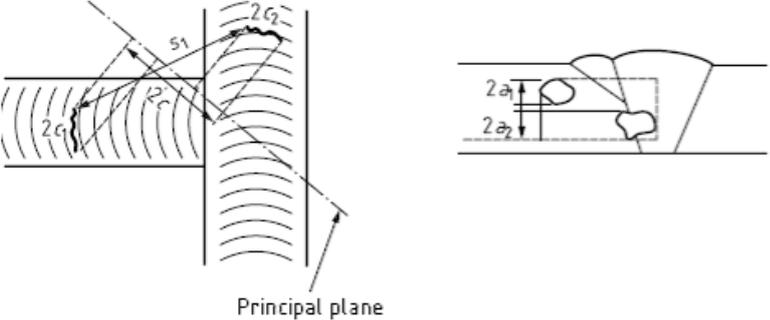
Figura 26 - Regras de interação para defeitos coplanares.

Exemplos de Esquema dos defeitos coplanares	Critério de Interação
<p style="text-align: center;">Defeitos coplanar de superfície e embebido</p> 	$s \leq a_1 + a_2$
<p style="text-align: center;">Defeito coplanar de superfície</p> 	$s \leq 2c_1$ for a_1/c_1 or $a_2/c_2 > 1$ $s \leq \max. \{0.5a_1, 0.5a_2\}$ for a_1/c_1 and $a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$
<p style="text-align: center;">Defeito coplanar embebido interação com interação na largura</p> 	$s \leq 2c_1$ for a_1/c_1 or $a_2/c_2 > 1$ $s \leq \max. \{a_1, a_2\}$ for a_1/c_1 and $a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$

Fonte: Adaptação da norma BS 7910:2013, p.44.

A norma define os critérios de alinhamento, interação e dimensões efetivamente reais após interação para obter o correto dimensional do defeito conforme seu tipo.

Figura 27 - Regras de alinhamento de defeitos não-coplanares.

Esquema dos defeitos		Critério de alinhamento
Plano principal (normal tensão máxima principal)	Projeção dos defeitos no plano principal	
<p>Defeitos adjacente não-coplanar</p> 		$s_1 \leq a_1 + a_2$
<p>Defeito adjacente não-coplanar e defeito embutido</p> 		
<p>Defeito adjacente embutido não-coplanar em intersecção de soldas</p> 		

Fonte: Adaptação da norma BS 7910:2013, p.43.

4.2.5 Seleção do Diagrama FAD

A seleção do diagrama vai de encontro com a quantidade de informações disponíveis e o conservadorismo requerido. Houve atualizações na norma e na última versão o valor de corte para evitar o colapso plástico em todas as Opções é dado pela seguinte equação:

$$L_{r,max} = \frac{\sigma_Y + \sigma_U}{2\sigma_Y} \quad (42)$$

- Opção 1

Esta opção não requer dados detalhados do comportamento tensão-deformação do material. Para materiais que não exibem escoamento descontínuo, o FAD é construído conforme equações 42 a 45 (BS 7910, 2013, p.62,63).

$$f(L_r) = \left(1 + \frac{1}{2}L_r^2\right)^{-1/2} [0.3 + 0.7\exp(-\mu L_r^6)] \text{ para } L_r \leq 1 \quad (43)$$

$$f(L_r) = f(1)L_r^{\frac{N-1}{2N}} \text{ para } 1 < L_r < L_{r,max} \quad (44)$$

$$f(L_r) = 0 \text{ para } L_r \geq L_{r,max} \quad (45)$$

Onde:

$$\mu = \min\left(0.001 \frac{E}{\sigma_Y}, 0.6\right) \quad (46)$$

$$N = 0.3 \left(1 - \frac{\sigma_Y}{\sigma_u}\right) \quad (47)$$

Para materiais que exibem escoamento descontínuo, o FAD é construído conforme as equações 48 a 51 (BS 7910, 2013, p.63), mas $\Delta\varepsilon$ é dado pela equação (53).

$$f(L_r) = \left(1 + \frac{1}{2}L_r\right)^{-1/2} \text{ para } L_r < 1 \quad (48)$$

$$f(L_r) = \left(\lambda + \frac{1}{2\lambda}\right)^{-1/2} \text{ para } L_r = 1 \quad (49)$$

$$f(L_r) = f(1)L_r^{\frac{N-1}{2N}} \text{ para } 1 < L_r < L_{r,max} \quad (50)$$

$$f(L_r) = 0 \text{ para } L_r \geq L_{r,max} \quad (51)$$

Quanto a quantidade $\lambda > 1$ na equação 49 é definido em termos do módulo elástico, E , o limite de escoamento, R_{eL} , e o acréscimo na tensão, $\Delta\varepsilon$.

$$\lambda = 1 + \frac{E\Delta\varepsilon}{R_{eL}} \quad (52)$$

Quando não há detalhes da curva tensão-deformação, as equações 49 e 50 podem ser determinadas através de estimativa da variação de deformação, $\Delta\varepsilon$.

$$\Delta\varepsilon = 0,0375(1 - 0,001\sigma_Y), \text{ para } R_{eL} < 946 \text{ MPa} \quad (53)$$

sendo R_{eL} o limite de escoamento inferior de um material que exhibe escoamento descontínuo.

- Opção 2

Esta opção requer para construção do diagrama FAD a curva de tensão-deformação verdadeira do material na temperatura de avaliação até o limite de resistência do mesmo e é útil para todos os metais, independente do seu comportamento tensão-deformação (BS 7910, 2013, p.63,64). O FAD é dado pela equação (54) para $L_r < L_{r,max}$ e tem valor nulo para $L_r \geq L_{r,max}$.

Como alternativa, para construção do diagrama, pode-se obter pontos da curva de tensão-deformação nos pontos $L_r = 0,7; 0,9; 0,98; 1,0; 1,02$ e $1,1$ e em pontos suficientes para definir a curva até $L_{r,max}$ (BS 7910, 2013, p.63).

$$f(L_r) = \left(\frac{E\varepsilon_{ref}}{L_r\sigma_Y} + \frac{L_r^3\sigma_Y}{2E\varepsilon_{ref}} \right)^{-1/2} \text{ para } L_r < L_{r,max} \quad (54)$$

$$f(L_r) = 0 \text{ para } L_r \geq L_{r,max} \quad (55)$$

Onde, ε_{ref} é a deformação de referência da curva tensão deformação verdadeira $\sigma_{ref} = L_r\sigma_Y$.

- Opção 3

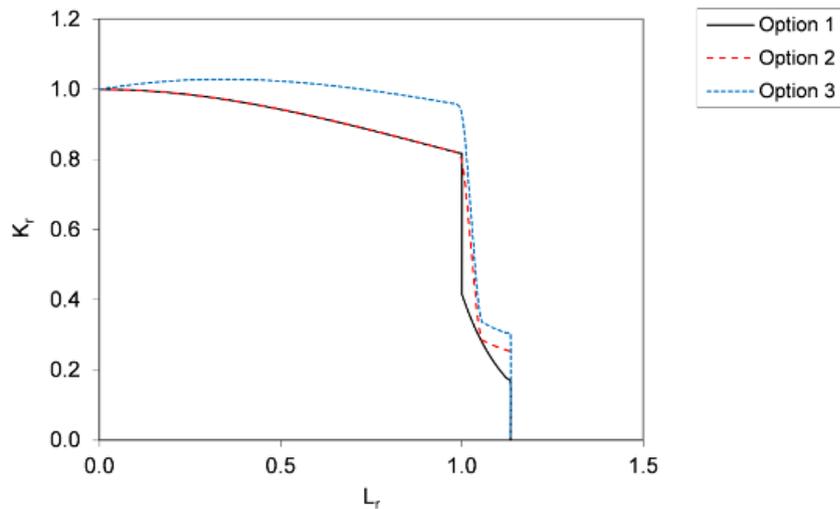
Na opção 3, é gerada uma curva específica para o material, geometria e tipo de carregamento usando análises elásticas lineares e não-lineares da estrutura com defeito como função dos carregamentos que originam a tensões primárias (aquelas que contribuem para a análise de L_r). O FAD é dado pela equação (56) para $L_r < L_{r,max}$ e tem valor nulo para $L_r \geq L_{r,max}$ (BS 7910, 2013, p.64).

$$f(L_r) = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \text{ para } L_r < L_{r,max} \quad (56)$$

$$f(L_r) = 0 \text{ para } L_r \geq L_{r,max} \quad (57)$$

Onde J_e é o valor da integral J derivado da análise elástica do carregamento correspondente ao valor de L_r , enquanto que J é o valor da integral J derivado da análise elastoplástica do carregamento correspondente ao valor de L_r . A curva desta opção geralmente não é utilizada, apenas em casos muito específicos como alternativa as opções 1 e 2.

Figura 28 - Diagrama FAD para as três opções, revisão BS 7910:2013.



Fonte: HADLEY; PISARSKI, 2013, p.10.

4.2.6 Cálculo de L_r (BS 7910, 2013, p.65)

A razão de carregamento, L_r , é definida pelos carregamentos primários atuantes no componente como:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (58)$$

onde σ_{ref} é a tensão de referência de acordo com o Anexo P da norma BS 7910 (2013, p.350).

4.2.7 Cálculo de K_r (BS 7910, 2013, p.65)

A razão de fratura, K_r , é determinada pelas equações 59 e 60:

$$K_r = \frac{K_I^p + VK_I^S}{K_{mat}} \quad (59)$$

$$K_r = \frac{K_I^P + K_I^S}{K_{mat}} + \rho \quad (60)$$

onde K_I^P é o fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos primários, definido no anexo M da BS 7910:2013; K_I^S é o fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos secundários, definido no anexo M da BS 7910:2013; e V e ρ são definidos no Anexo R da BS 7910:2013 como funções dos carregamentos primários e secundários, levando em conta efeitos de interação de plasticidade. No caso em que K_I^S for negativo, este e V ou ρ devem ser nulos nas equações (59) e (60).

5 METODOLOGIA

A metodologia do trabalho consiste na realização do cálculo analítico e comparação desses resultados com os obtidos via simulação numérica com o Método dos Elementos Finitos. O estudo foi desenvolvido no departamento de engenharia mecânica – Laboratório de simulação Multifísica. A modelagem do sólido foi criada no SolidWorks e as simulações computacionais foram realizadas com o uso do *software* comercial ANSYS baseado no MEF. O cálculo analítico e obtenção do diagrama FAD específico para o aço API 5CT P110 foi realizado com uso da ferramenta Matlab.

5.1 DEFINIÇÕES GEOMÉTRICAS E OPERACIONAIS

As definições geométricas, condições de carregamento e dimensional são retiradas do trabalho de Silva (2017). Já os dimensionais das trincas são retirados do objeto de estudo de Coelho (2018, p.119). As trincas em estudo estão localizadas no corpo cilíndrico, longe dos cordões de solda e zonas termicamente afetadas. Não é considerado carregamento dinâmico e tensões residuais, nem variação de temperatura. Na Tabela 1 é determinado as propriedades do duto em estudo.

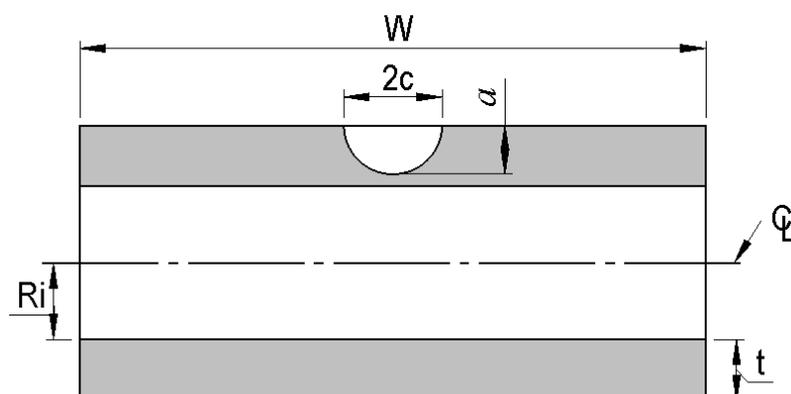
Tabela 1 - Configuração geométrica e operacional do objeto de estudo.

Definições Geométricas	Dimensional
Comprimento do duto (W)	6000 mm
Raio interno (R_i)	186,53 mm
Espessura (t)	16,66 mm
Pressão Interna (P)	20 MPa

Fonte: Adaptado de Silva, 2017

Será considerado uma trinca superficial na parede externa do duto com sentido longitudinal e do tipo semielíptica, conforme esquematizado na Figura 29.

Figura 29 - Dimensional do duto e esquema da trinca semielíptica na superfície externa.



Fonte: O Autor, 2019.

5.2 MATERIAL E PROPRIEDADES MECÂNICAS

Como já mencionado, o material do duto é o aço API 5CT P110, material tipicamente utilizado na fabricação de tubulações de alta resistência na indústria do petróleo, sendo empregado em *risers* de injeção em empreendimentos *offshore*, conforme catálogo Tenaris (2012). As propriedades mecânicas seguem na Tabela 2.

Tabela 2 - Parametros do aço API 5CT P110.

Propriedade	Valor	Unidade
σ_Y	896	MPa
σ_U	978	MPa
E	216	GPa
ν	0,30	-
δ_c	0,28	mm
ϵ	16,8	%

Fonte: Adaptado de Carrasco, 2013.

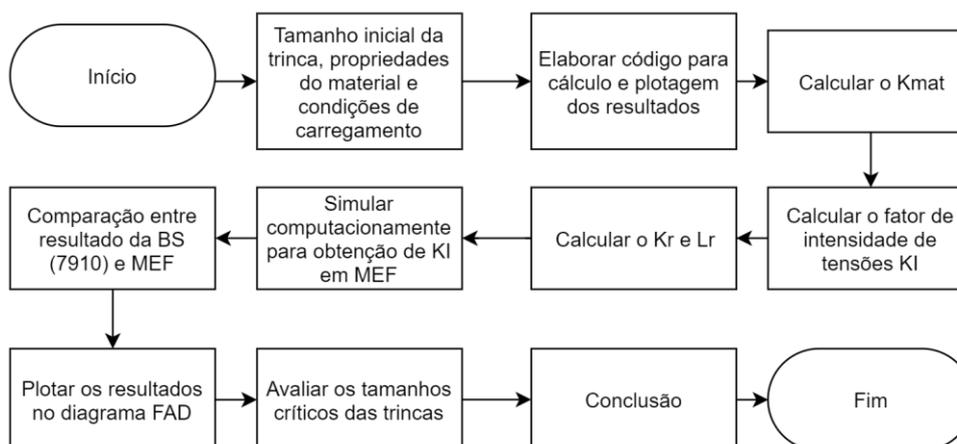
O valor crítico de início de crescimento da trinca, δ_c , obtido por Carrasco (2013) será utilizado para o cálculo da tenacidade à fratura do material, K_{mat} , através da equação (40).

5.3 PROCEDIMENTO COMPARATIVO E NORMATIVO BS 7910

O procedimento utilizado é demonstrado na Figura 30, onde é apresentado um resumo dos passos seguidos para avaliação entre a norma e a simulação computacional. As trincas partiram de um tamanho inicial de $a_0 = 5 \text{ mm}$ e $c_0 = 10 \text{ mm}$,

nestas a variação vai corresponder a razão de $a/c = 0,5$. Esta razão não representa um incremento real de crescimento, que só poderia ser melhor representado caso houvesse um modelo de fadiga definido, como não há este modelo, e o intuito não é analisar uma propagação real e sim ter um elemento de estudo, os valores servem como indicativos e são aptos para validação na comparação da norma e uso de MEF.

Figura 30 - Fluxo geral do procedimento para comparação e formulação do estudo.

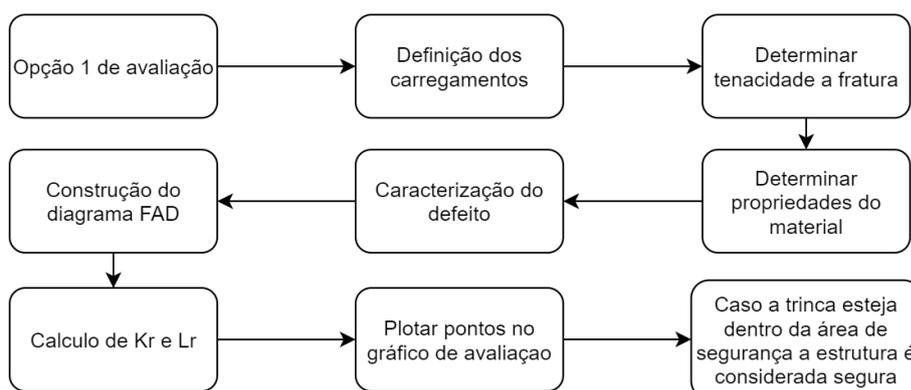


Fonte: O Autor, 2019.

O nível de avaliação escolhido para o estudo foi a Opção 1, uma vez que este após a revisão da norma em 2013, aprimorou o FAD para que se comportasse com equivalência ao nível 2B da versão anterior. Com as informações que existem do material API 5CT P110, a Opção 1 é apropriada para o estudo pretendido, uma vez que por mais conservadora que seja, apresenta uma curva mais restritiva que a revisão anterior da norma.

O fluxograma da Figura 31 a seguir foi baseado na norma, este descreve as etapas para obtenção do diagrama FAD, conforme orientações da seção 7.1.1 (BS 7910, 2013, p.37).

Figura 31 - Adaptação do fluxo de aplicação da opção 1 de avaliação da norma BS 7910.



Fonte: O Autor, 2019.

Os cálculos realizados para obtenção das tensões de referência utilizadas e fator de intensidade estão conforme as equações descritas na norma para trinca superficial (BS 7910, 2013, p350-351):

$$\sigma_{ref} = 1,2M_s P_m + \frac{2P_b}{3(1-\alpha)^2} \quad (61)$$

$$M_s = \frac{1-[a/(tM_T)]}{1-(a/t)} \quad (62)$$

$$M_T = \sqrt{1 + 1,6 \left(\frac{c^2}{(r_i t)} \right)} \quad (63)$$

Para as tensões primárias de membrana e de flexão, será utilizado o formulário da ASME (API/ASME, 2016, 9c-13):

$$P_m = \frac{P \cdot R_i}{t} \quad (64)$$

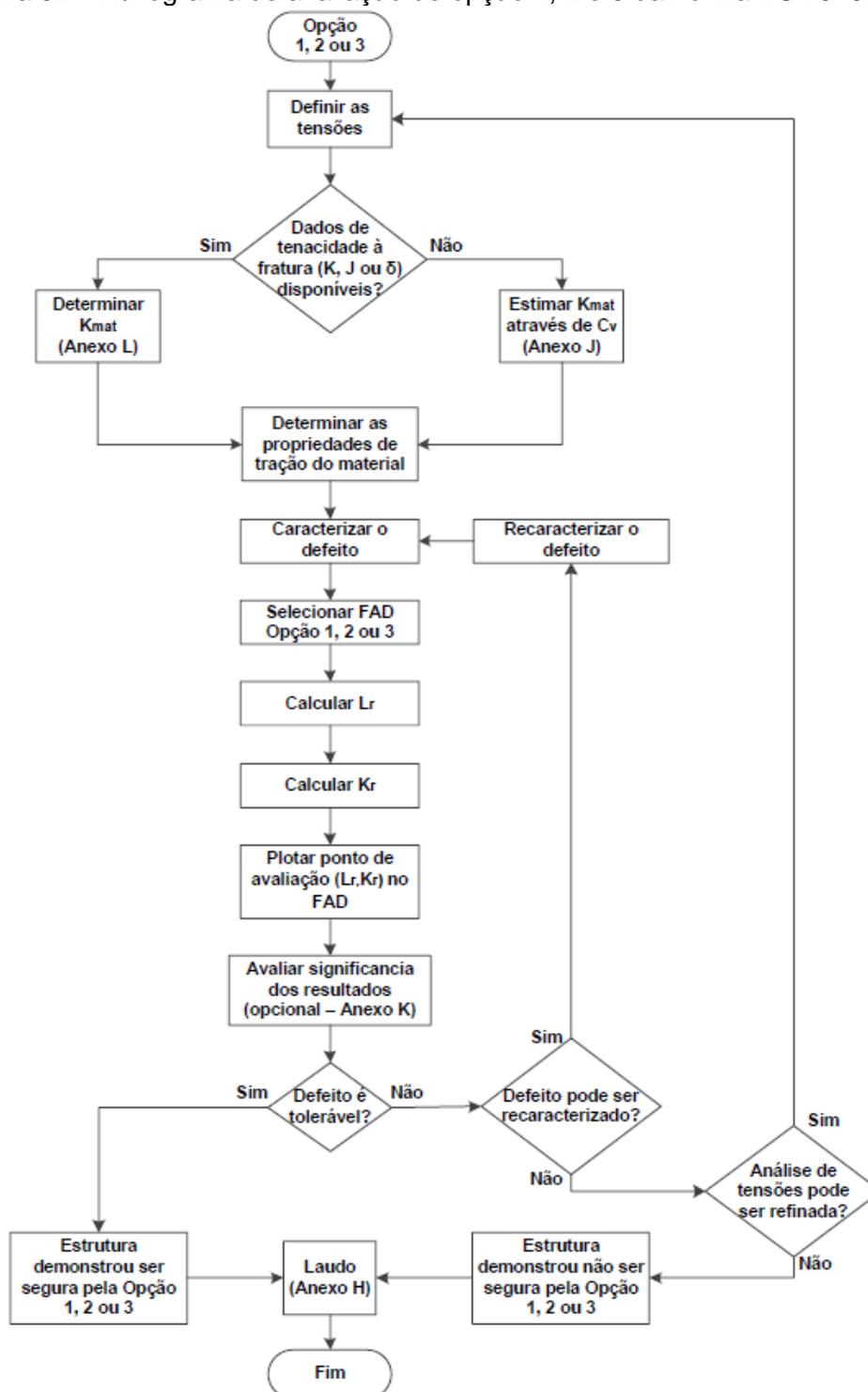
$$P_b = \frac{-P}{2} \quad (65)$$

5.4 MODELAGEM E SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

A fim de realizar o estudo comparativo, são obtidos os FIT's das mesmas trincas avaliadas com a norma BS 7910, via Métodos dos Elementos Finitos MEF, através de simulação computacional no *software* ANSYS. A justificativa da escolha deste *software* é que no mesmo existe um módulo específico para estudo de fratura, que permite uma avaliação dos fatores de interação entre a trinca e a estrutura, bem como ganhar conhecimento na utilização da ferramenta computacional para estudos de

fatores de intensidade de tensões em equipamentos com trincas. A Figura 32 apresenta o fluxograma geral para as opções de avaliação encontrada na norma.

Figura 32 - Fluxograma de avaliação de opção 1, 2 e 3 da norma BS 7910:2013.



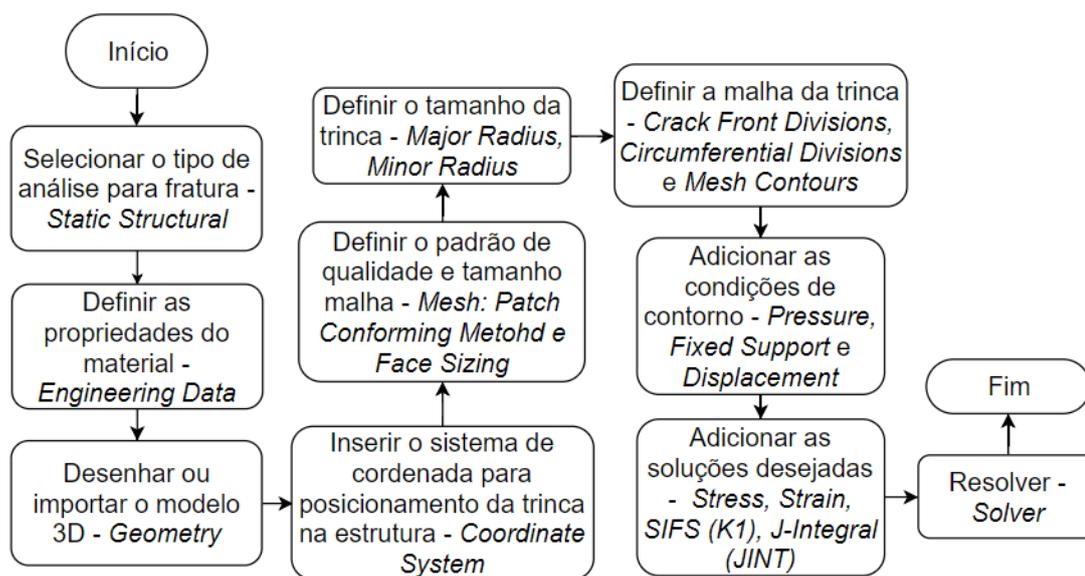
Fonte: Adaptado da norma BS 7910, 2013, p.49-51.

O duto será modelado de acordo com as dimensões estabelecidas na Tabela 1 utilizando o *software* SolidWorks por maior familiaridade e exportado para o *software*

ANSYS. O objetivo principal é avaliar o efeito da trinca sobre o duto, desconsiderando outros efeitos externos, quando aplicado as condições descritas para avaliação do fator de intensidade de tensões.

Para o estudo no ANSYS o fluxograma mostrado na Figura 33 foi utilizado, nele é definido a metodologia de aplicação de trinca semielíptica através da plataforma *Workbench* do *software*, as seguintes etapas são baseadas no manual de apoio do *software*.

Figura 33 - Fluxograma de aplicação de trinca semielíptica no *software* ANSYS *Workbench*.



Fonte: O Autor, 2019.

O equipamento utilizado para realizar a simulação, foi do Laboratório de Multifísica do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE (Laboratório MULTIFÍSICA), as configurações do computador são as seguintes:

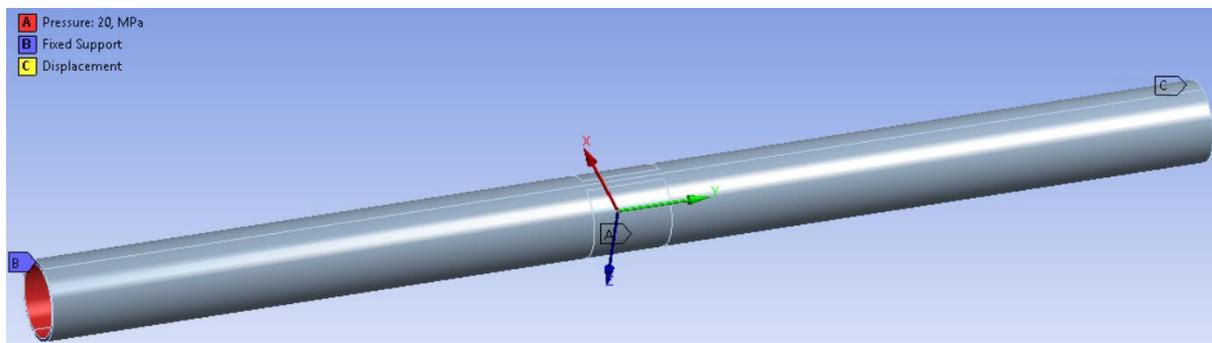
- ✓ Workstation Intel Xeon 3.6 GHz
- ✓ Memória RAM de 16 GB
- ✓ Placa de vídeo de 2 GB NVIDIA Quadro K620

5.4.1 Condições de Contorno

No ANSYS foram aplicadas as condições de contorno de engaste em um dos lados (x, y, z) e na outra extremidade foi utilizado o recurso de deslocamento prescrito, *displacement*, que permitiu fixar deslocamentos em (x e z) e deslocamento livre na

direção longitudinal, neste caso y. A pressão foi aplicada internamente. A Figura 34 mostra as condições de contorno aplicadas ao modelo.

Figura 34 - Condições de contorno aplicado no ANSYS



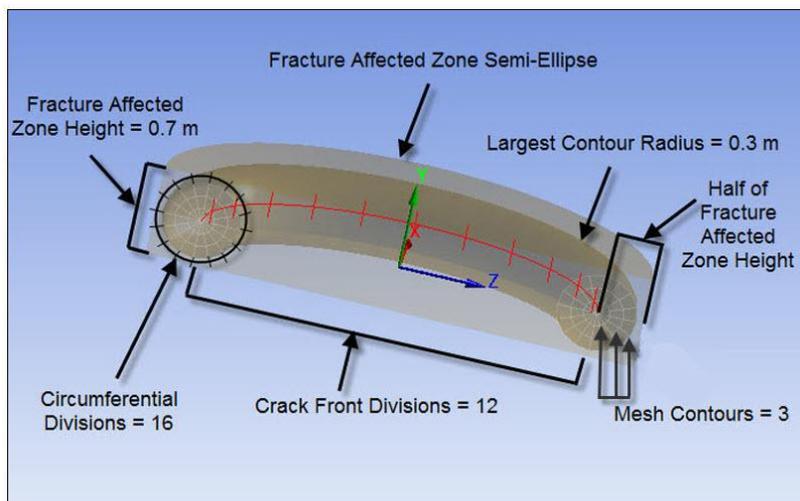
Fonte: O Autor, 2019.

5.4.2 Malha

Primeiramente é gerada a malha do sólido de forma independente da malha da trinca, utilizando elementos tetraédricos e o tamanho desses elementos foi escolhido de forma que a mudança de tamanho dos elementos do sólido para os elementos da trinca de forma mais suave possível.

Em seguida é utilizada a ferramenta *Semi-Elliptical Crack* do módulo de fratura do ANSYS, para geração da malha da região onde encontra-se a trinca, portanto é necessário inserir os parâmetros geométricos da trinca e da malha detalhados na Figura 35.

Figura 35 - Parâmetros para geração da malha da trinca



Fonte: Adaptado do manual do ANSYS, 2018.

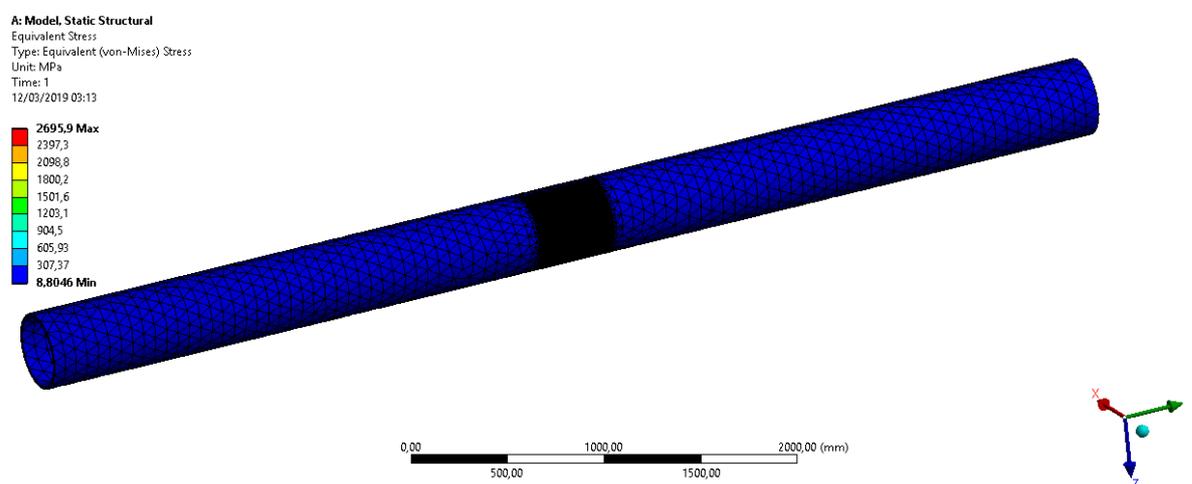
Foi realizado um estudo de malha, a fim de verificar a eficiência dos resultados de acordo com as dimensões dos elementos aplicados, neste foi identificado que o tamanho dos elementos em 5 mm ao redor da trinca minimiza a variação do resultado, não sendo necessária aplicação deste tamanho em todo o corpo, apenas em uma área delimitada, o que também reduz o tempo de simulação.

5.4.3 Solução Numérica

É o comando “*Solver*” que realiza os cálculos e obtenção das soluções. O ANSYS permite obter vários tipos de análises com base em parâmetros da mecânica da fratura tais como: cálculo do FIT nos três modos de carregamento, integral J , T *Stress*. Ao finalizar o tempo necessário para obter a solução, é possível visualizar o corpo deformado e verificar as tensões, deformações e deslocamentos em todo sólido, assim como, os FIT, integral J , etc.

Como na Figura 36, algumas vezes é necessário realizar um refinamento maior da malha no entorno da região da trinca, este tem por objetivo possibilidade a geração da malha, e/ou eliminar irregularidades excessivas nos resultados.

Figura 36 - Resultado do corpo após obtenção da solução.



Fonte: O Autor, 2019.

6 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos após aplicado a norma e a solução numérica computacional no *software*, conforme metodologia e objetivos do trabalho.

6.1 APLICAÇÃO DA NORMA BS 7910 NO OBJETO DE ESTUDO

Os procedimentos foram seguidos conforme a Figura 31 e Figura 33 que definem o fluxo para aplicação da avaliação via Opção 1 da norma, apresentado na metodologia. Para tal, é necessário calcular inicialmente os carregamentos para então estimar a tenacidade a fratura do material, K_{mat} , baseado no CTOD, e posteriormente serem calculado os valores de intensidade de tensão no modo I para cada tamanho de trinca.

6.1.1 Determinação dos Carregamentos

Para fins de simplificação, foi considerado apenas a pressão interna que atua na parede interior do tubo, como indicado em 5.1, desprezando as demais solicitações que podem influenciar nos resultados.

São então calculadas as tensões de membrana primária P_m e P_b , conforme equações (64) e (65). A tensão de membrana primária ocorre através de toda seção transversal do tubo, enquanto a tensão de flexão primária ocorre devido as cargas contínuas atuantes nas paredes da tubulação.

6.1.2 Determinação da Tenacidade à Fratura do Material K_{mat}

A tenacidade a fratura do material pode ser expressa em termos de fator de intensidade de tensão, a mesma é calculada de acordo com o a equação (40) do item 4.2.2.

A tenacidade à fratura de início de crescimento estável da trinca, obtido num ensaio CTOD (CARRASCO, 2013) é $\delta_c = 0,28 \text{ mm}$. Este valor é aceito pela norma BS 7910:2013 como δ_{mat} . Portanto, tem-se:

$$K_{mat} = \sqrt{\frac{1,5752377 * 855 * 0,00028 * 21600}{1 - 0,3^2}} = 299,96 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{mat} = 9.485,57 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$$

6.1.3 Caracterização do Defeito

Como comentado no item 5.3 da metodologia será utilizado o tamanho inicial da trinca de $a_0 = 5 \text{ mm}$ e $c_0 = 10 \text{ mm}$, e razão de $a/c = 0.5$, caracterizada como trinca superficial de geometria semi-elíptica aplicada a parede externa do duto no sentido longitudinal. São mostradas as dimensões para análise analítica e MEF na Tabela 3, baseada na espessura da Tabela 1.

Tabela 3 - Tamanhos de dimensionais das trincas para análise analítica e MEF.

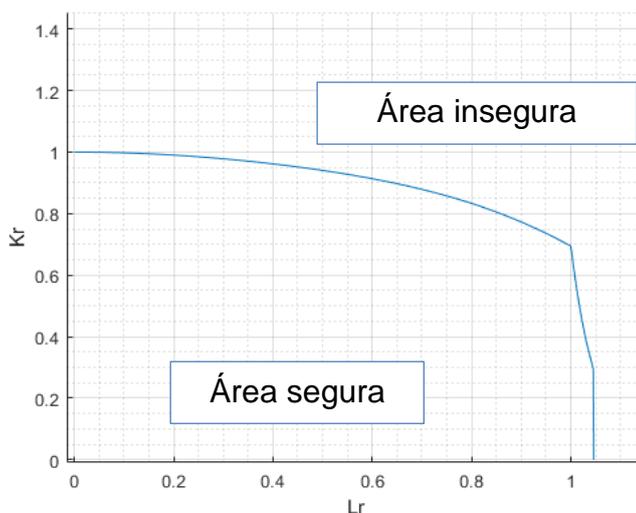
Trinca	(mm)	c (mm)	a/t
1	5	10	0,30
2	8	16	0,48
3	11	22	0,66
4	14	28	0,84
5	15	30	0,90
6	15,8	31,6	0,95

Fonte: O Autor, 2019.

6.1.4 Diagrama FAD

Para construção da curva do diagrama de avaliação de falha – FAD, dá-se seguimento ao cálculo da curva de avaliação da Opção 1 da norma BS 7910 equações (43) à (45) do item 4.2.5 deste trabalho. Esta curva é construída a partir dos parâmetros do material, o resultado da curva pode ser observado na Figura 37.

Figura 37 - Diagrama FAD Opção 1 norma BS 7910:2013 para aço API 5CT P110.



Fonte: O Autor, 2019.

São calculadas as tensões de referência na equação (61) para obtenção do fator de intensidade de tensão analítico e em sequência são calculados os parâmetros L_r e K_r para obtenção dos pontos a serem inseridos no diagrama, que representam respectivamente a falha por colapso plástico (abscissa do diagrama) e a resistência a fratura do material (ordenada do diagrama). São utilizados para tanto as equações (58) e (59). Segue os resultados obtidos na Tabela 4.

Tabela 4 - Valores para construção do diagrama FAD.

Trinca	L_r (adim)	K_r (adim)	σ_{ref} (MPa)	K_I^A BS 7910 (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)
1	0,29	0,23	263,07	682,52
2	0,30	0,33	272,17	978,96
3	0,34	0,48	306,52	1429,58
4	0,51	0,87	459,21	2614,55
5	0,72	1,29	651,31	3874,28
6	1,27	2,31	1144,27	6940,15

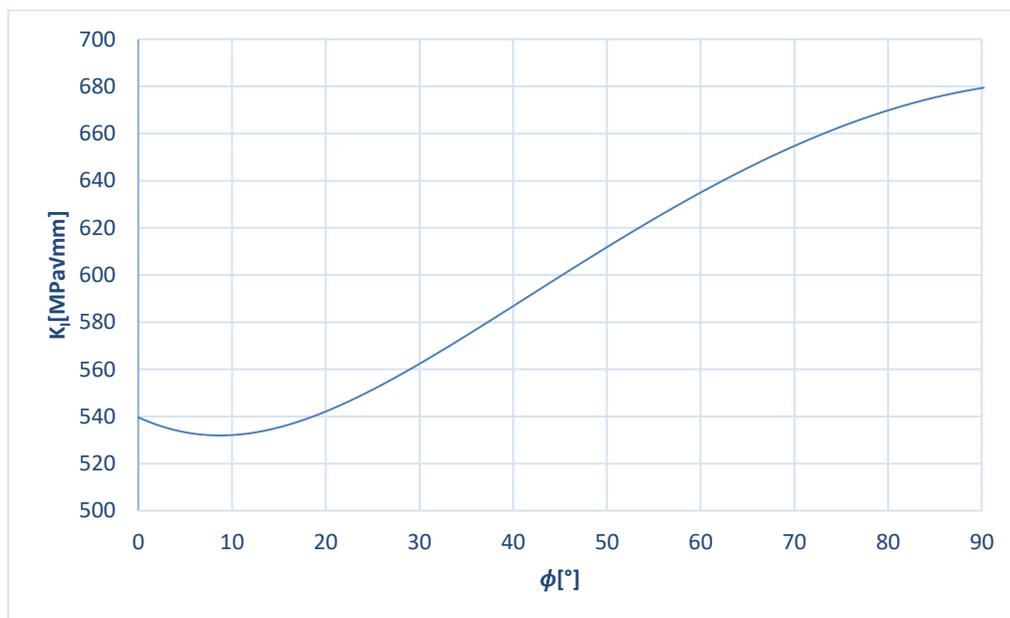
Fonte: O Autor, 2019.

É possível observar nos resultados de L_r e K_r uma estabilidade inicial até a trinca 3. A partir da trinca 4, tem-se maior variação dos resultados entre trincas com maior tendência para o colapso plástico e fratura frágil respectivamente.

Seguem os gráficos do fator de intensidade de tensões na Figura 38 à Figura 43, obtidos para cada trinca e para o intervalo $0 \leq \phi \leq 90^\circ$, conforme ilustrado na Figura

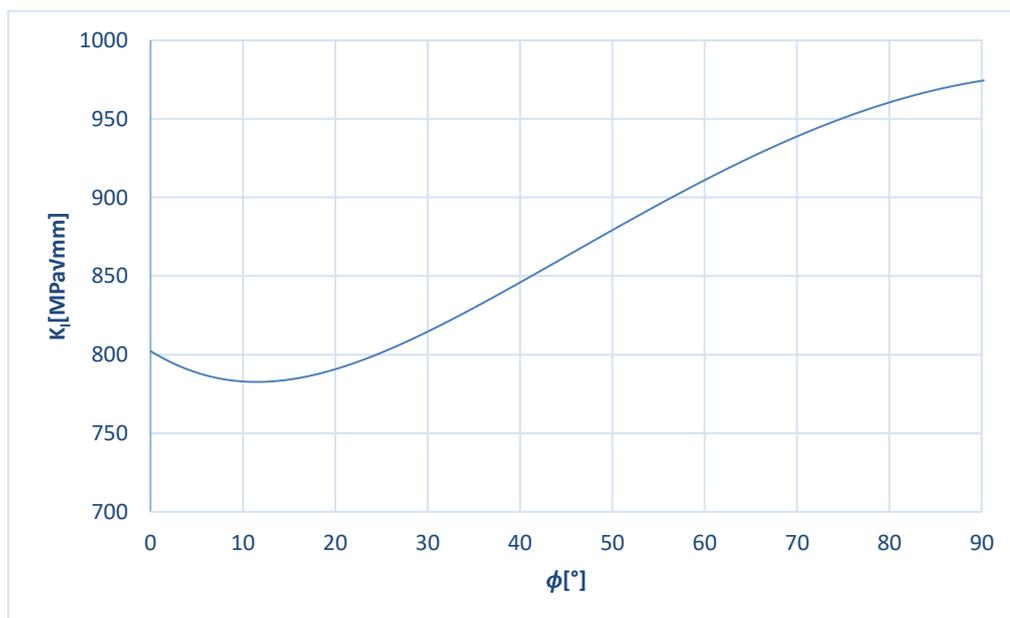
25 (a), pois trata-se de um perfil de fator de intensidade de tensões simétrico em $\phi = 90^\circ$.

Figura 38 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 1, $a = 5 \text{ mm}$ e $c = 10 \text{ mm}$ e $a/t = 0,30 \text{ mm}$.



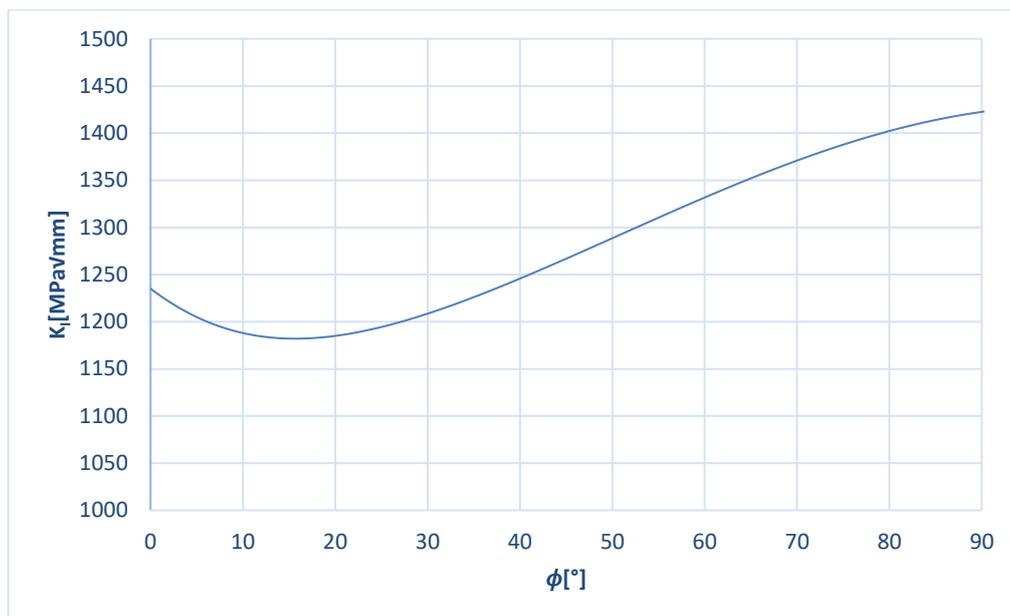
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 39 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 2, $a = 8 \text{ mm}$ e $c = 16 \text{ mm}$ e $a/t = 0,48 \text{ mm}$.



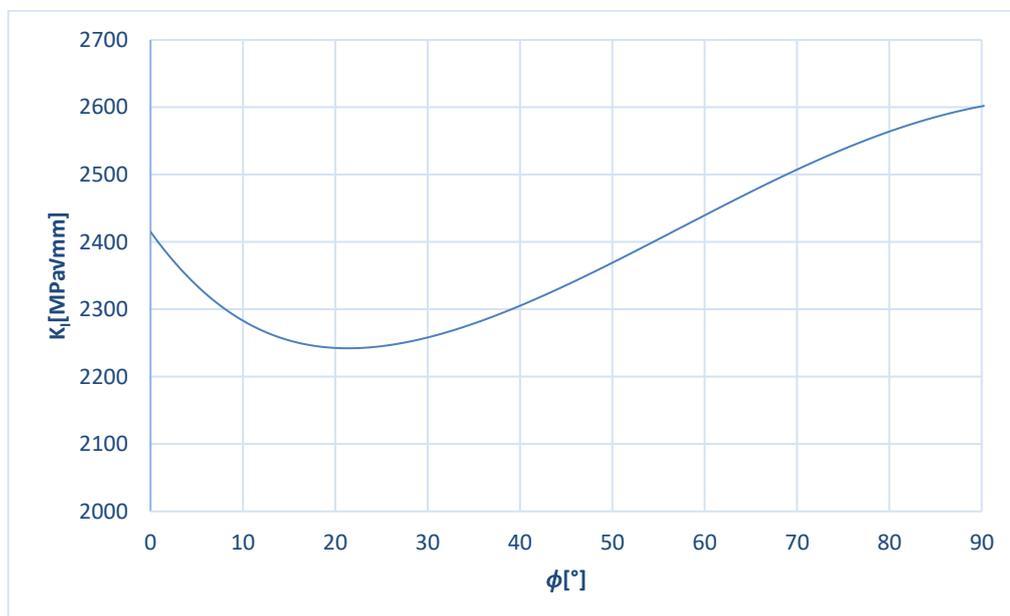
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 40 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 3, $a = 11 \text{ mm}$ e $c = 22 \text{ mm}$ e $a/t = 0,66 \text{ mm}$.



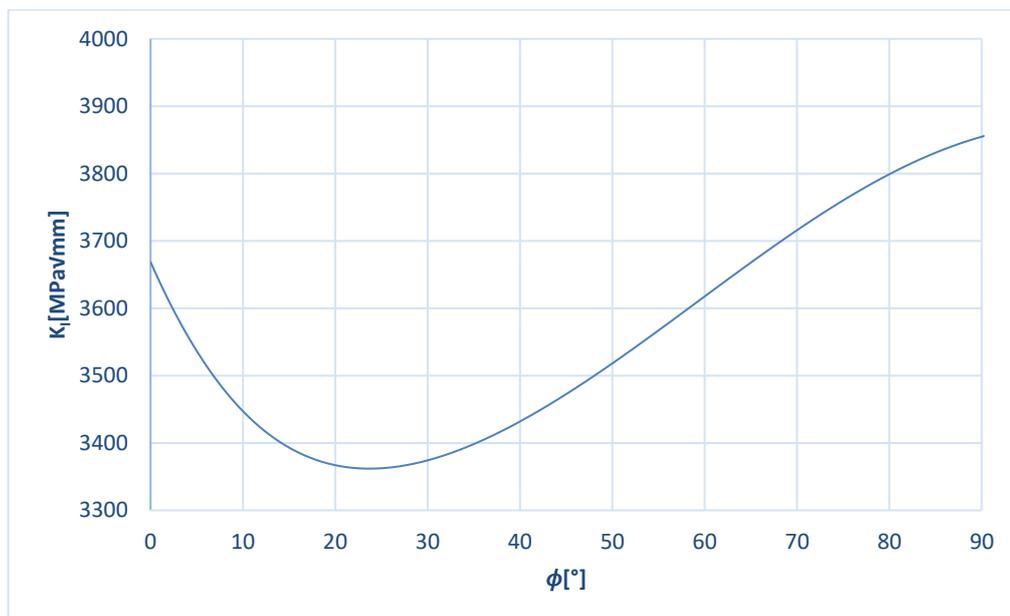
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 41 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 4, $a = 14 \text{ mm}$ e $c = 28 \text{ mm}$ e $a/t = 0,84 \text{ mm}$.



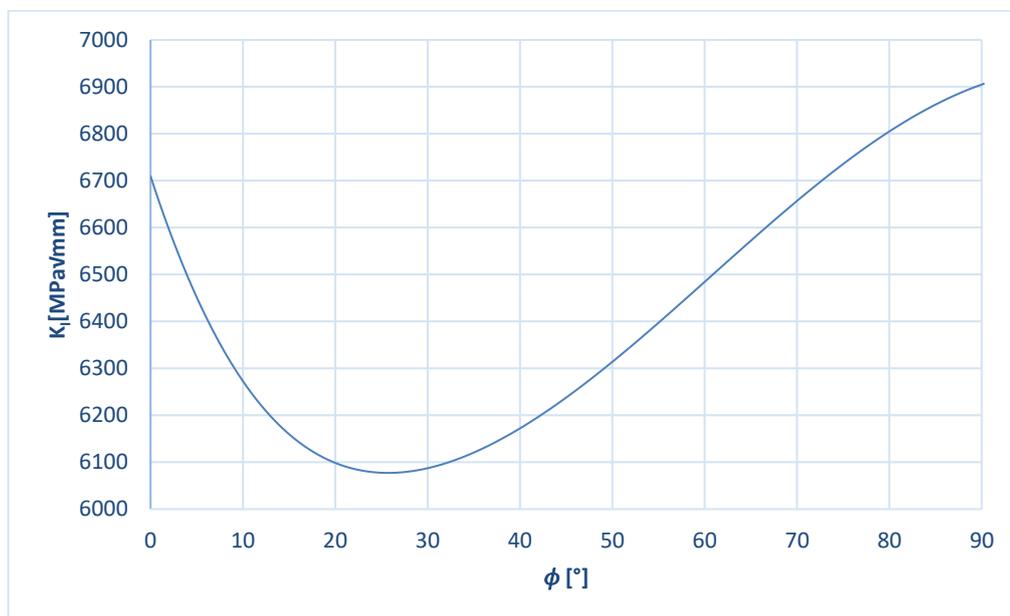
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 42 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 5, $a = 15 \text{ mm}$ e $c = 30 \text{ mm}$ e $a/t = 0,90 \text{ mm}$.



Fonte: O Autor, 2019.

Figura 43 - Perfil de K_I de acordo com a BS 7910:2013 para trinca 6, $a = 15,8 \text{ mm}$ e $c = 31,6 \text{ mm}$ e $a/t = 0,95 \text{ mm}$.



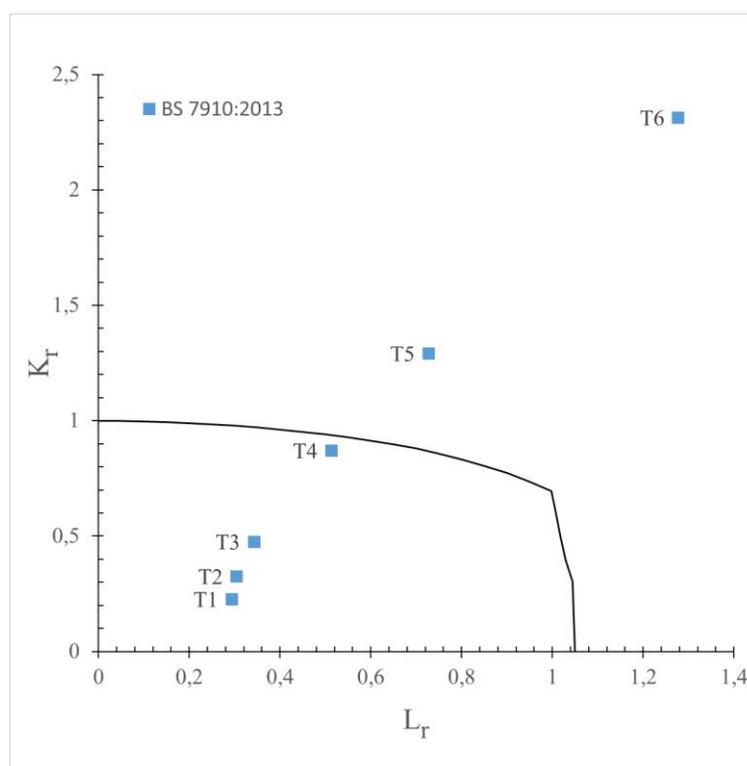
Fonte: O Autor, 2019.

Nos resultados apresentados entre a Figura 38 à Figura 43 para o fator de intensidade de tensões na frente da trinca, é possível verificar maior variação quando $0^\circ < \phi < 10^\circ$ das trincas 4 à 6. Como esperado, os valores obtidos variam conforme a mudança do ângulo paramétrico da elipse. O máximo FIT ocorre quando $\phi = 90^\circ$ e

o mínimo quando $\phi = 0^\circ$. Devido a simetria da distribuição do FIT no contorno elíptico, onde varia entre 0° à 180° , foram considerados apenas os valores na metade da frente da trinca.

Com os valores calculados plota-se os pontos no diagrama FAD específico para o aço P110 e é avaliada a aceitabilidade de cada trinca de acordo com a Opção 1 da norma BS 7910. A Figura 44 apresenta os pontos plotados no gráfico.

Figura 44 - Diagrama FAD para o aço P110 conforme BS 7910:2013.



Fonte: O Autor, 2019.

Observa-se que as trincas a partir de $a > 14\text{ mm}$ apresentam risco para continuar operando, não sendo consideradas seguras e as que estão abaixo da curva sendo $a \leq 14\text{ mm}$ foram consideradas aptas a continuarem operando, pois os pontos plotados para cada uma destas trincas ficaram dentro da região segura da curva FAD específica para o aço P110.

6.2 ANÁLISE VIA O MÉTODOS DOS ELEMENTOS FINITOS

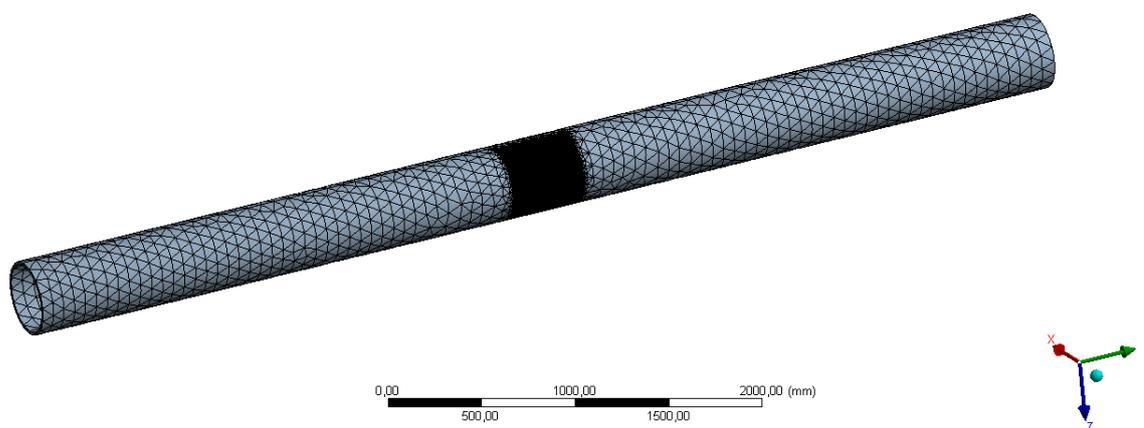
Como na aplicação da norma, realizou-se simulações em dutos com trincas longitudinais semi-elípticas nos mesmos tamanhos da análise analítica. A avaliação buscou encontrar por meio das simulações os fatores de intensidade de tensão

associados a cada tamanho de trinca. As propriedades dimensionais, materiais e mecânicas aplicadas ao modelo são as mesmas consideradas anteriormente.

6.2.1 Desenvolvimento da Modelagem

Para simulações via MEF é utilizado o modelo representado na Figura 45, cuja única variação existente nas simulações é o dimensional da trinca inserida na parede externa.

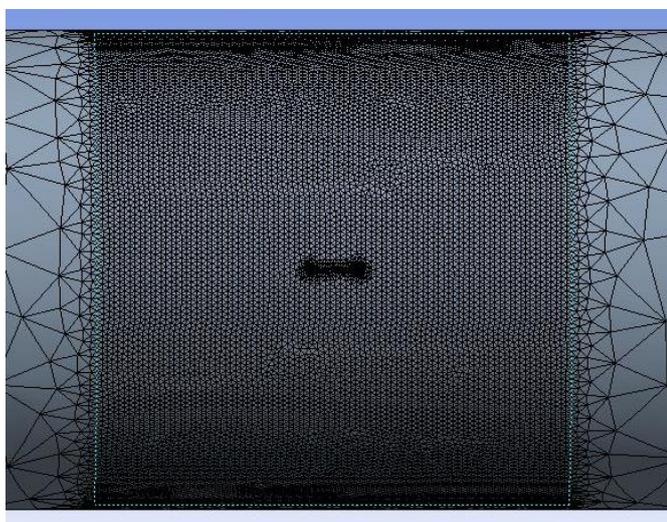
Figura 45 - Modelo utilizado para simulação das trincas.



Fonte: O Autor, 2019.

Foi realizado um refinamento localizado na região do entorno da trinca, com 5 mm entre os elementos em uma área delimitada de 400 x 566 mm, conforme a Figura 46. Uma outra malha menos refinada é utilizada para o entorno do corpo do modelo.

Figura 46 - Refinamento localizado na região da trinca.

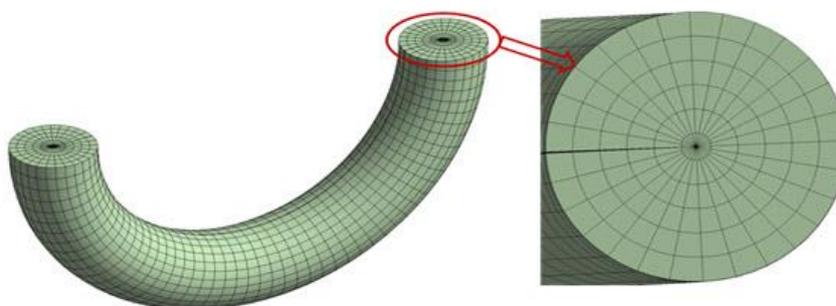


Fonte: O Autor, 2019.

Elementos do tipo SOLID187 (elemento tetraédrico de ordem quadrática com 10 nós) foram utilizados no corpo do tubo e na região refinada, para região da trinca foi utilizado elemento do tipo SOLID 186 (elemento prismático com 20 nós de ordem quadrática). O elemento SOLID 186 apresenta homogeneidade estrutural sólida e bem adequada para modelagem de malhas irregulares (ANSYS HELP, 2019).

Foram considerados como parâmetros para geração da malha da trinca, o número de divisões na frente da trinca igual a 30, número de divisões circunferencial de 16 e número de contornos para malha para solução igual a 6, estando o primeiro contorno formado por elementos *quarter-point*.

Figura 47 - Cortono da malha com elemento SOLID 186 no entorno da frente da trinca.



Fonte: Adaptado do manual do ANSYS, 2018.

O número de elementos e nós resultantes de cada tamanho de trinca do modelo segue na Tabela 5. O tempo computacional gasto para realizar as simulações em média para cada trinca, após o refinamento, é inferior a 10 minutos. O tempo gasto quando é refinado todo o corpo é em média 20 minutos, foi otimizado a área refinada com objetivo de reduzir o tempo de simulação sem impactar nos resultados obtidos.

Tabela 5 - Informações dos modelos numéricos quanto ao número de elementos e nós gerados na malha.

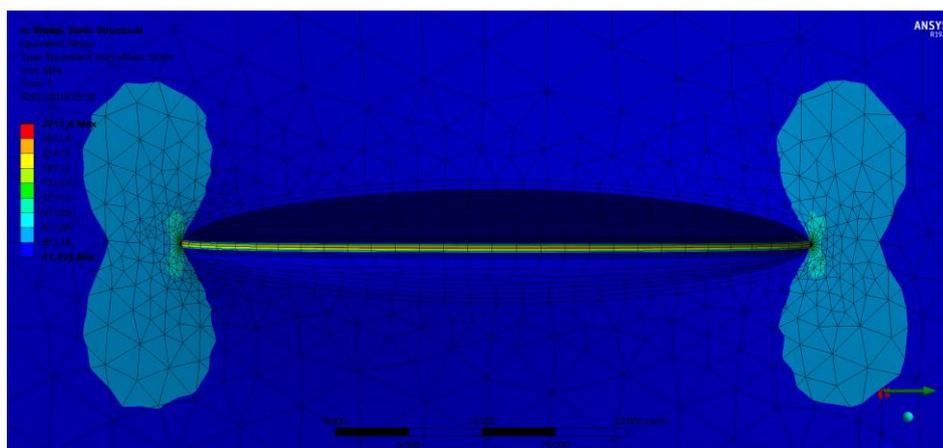
Trinca	Número de elementos	Número de nós
1	80774	86200
2	97846	92039
3	127788	212591
4	125296	208976
5	126283	210808
6	125657	209814

Fonte: O Autor, 2019.

6.2.2 Resultados da Simulação

Os resultados obtidos para os fatores de intensidade de tensão ao longo da frente da trinca são exibidos pelo programa, por meio gráfico interativo, como ilustrado na Figura 48, ou por um gráfico gerado automaticamente com as tensões ao longo da trinca.

Figura 48 - Distribuição de tensões na frente da trinca.



Fonte: O Autor, 2019.

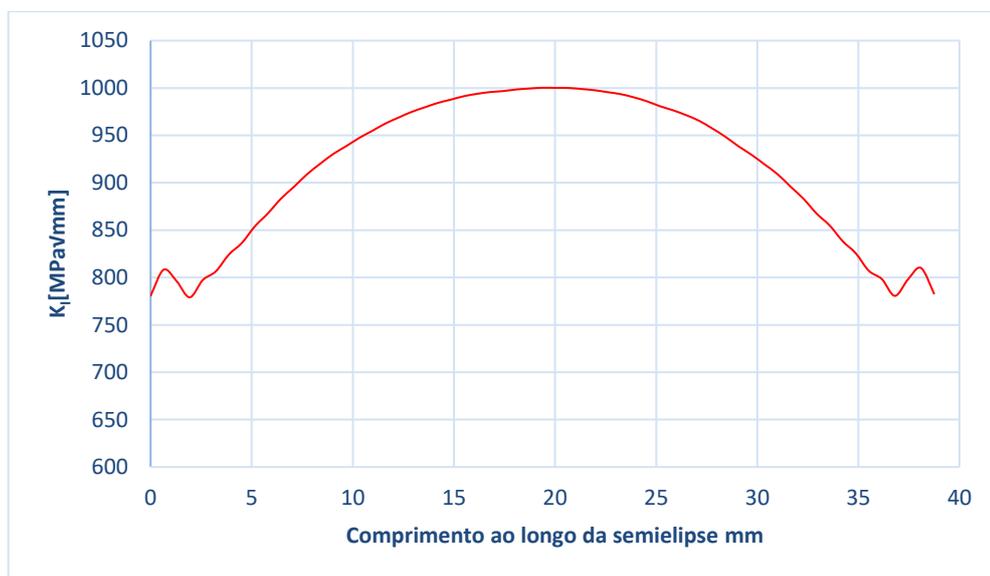
Foi então calculado o FIT para todas as trincas, sob mesmas condições, através do *software* ANSYS, conforme Figura 49 à Figura 54. Foram definidos 6 contornos de soluções para localizar a que melhor representa o resultado como uma única solução, segue os gráficos do FIT para cada tamanho de trinca.

Figura 49 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 5 \text{ mm}$ e $c = 10 \text{ mm}$ e $a/t = 0,30 \text{ mm}$.



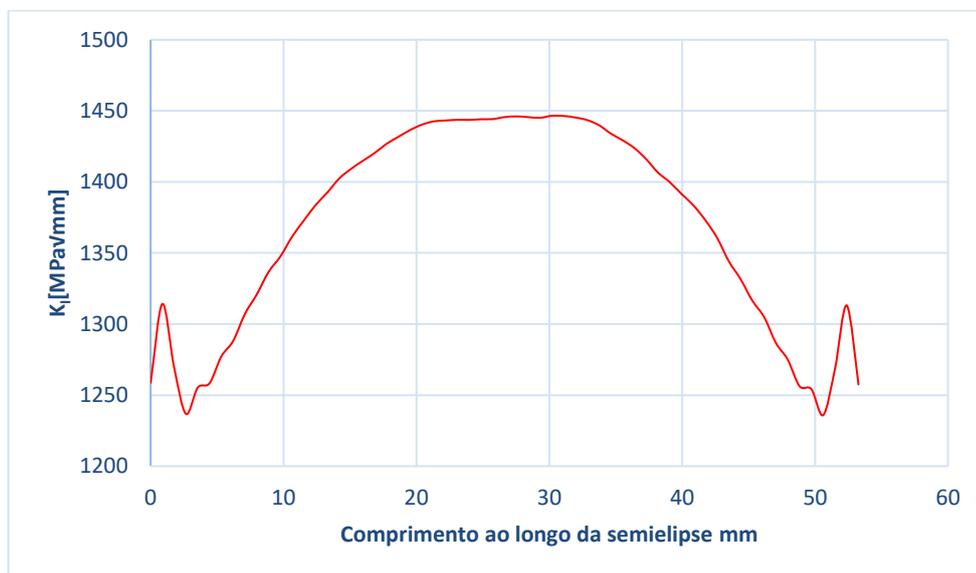
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 50 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 8 \text{ mm}$ e $c = 16 \text{ mm}$ e $a/t = 0,48 \text{ mm}$.



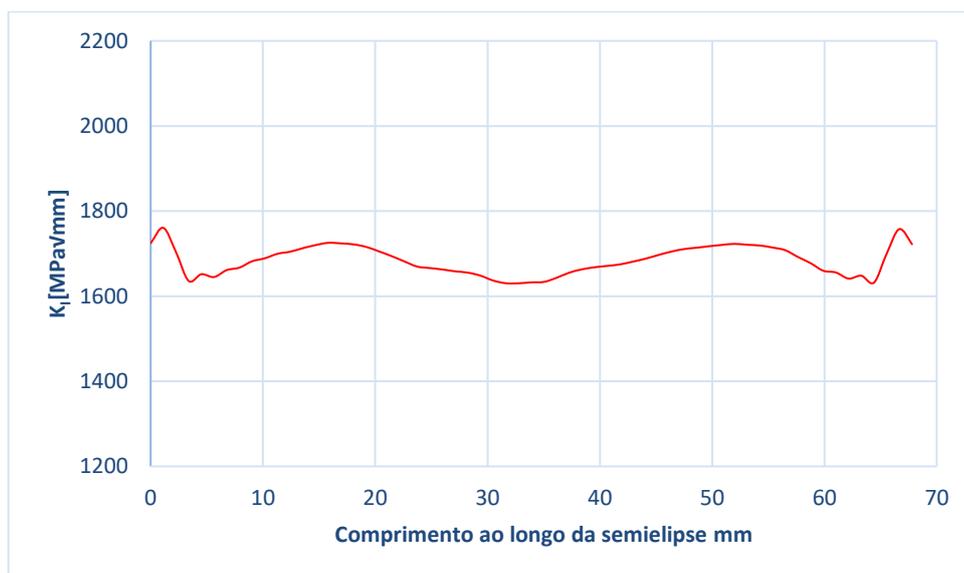
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 51 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 11 \text{ mm}$ e $c = 22 \text{ mm}$ e $a/t = 0,66 \text{ mm}$.



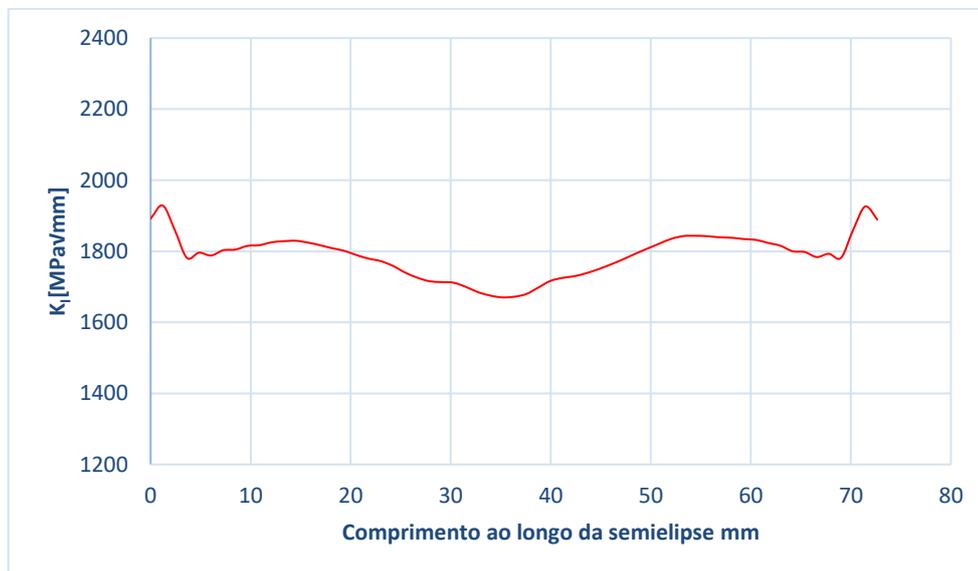
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 52 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 14 \text{ mm}$ e $c = 28 \text{ mm}$ e $a/t = 0,84 \text{ mm}$.



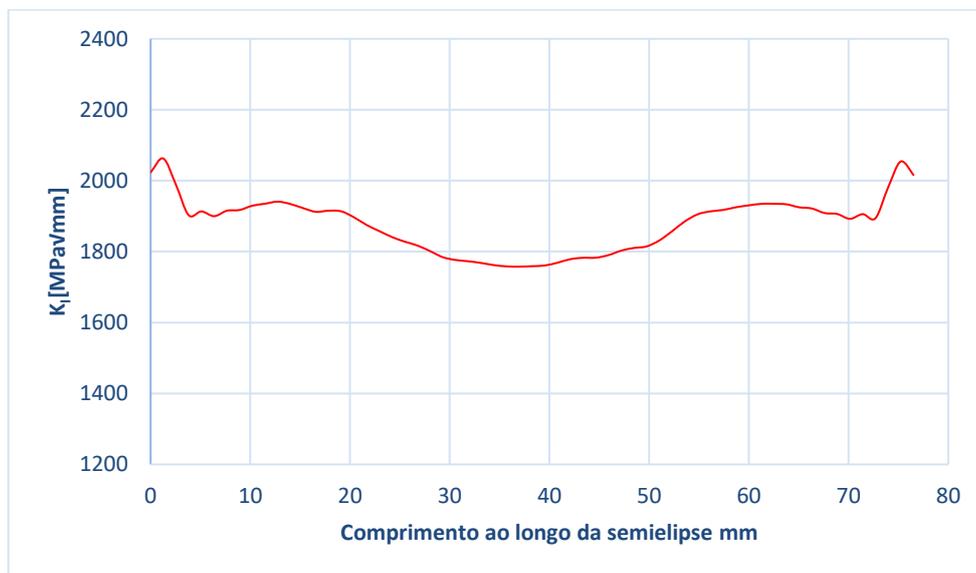
Fonte: O Autor, 2019.

Figura 53 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 15 \text{ mm}$ e $c = 30 \text{ mm}$ e $a/t = 0,90 \text{ mm}$.



Fonte: O Autor, 2019.

Figura 54 - Perfil de K_I de acordo com ANSYS para trinca $a = 15,8 \text{ mm}$ e $c = 31,6 \text{ mm}$ e $a/t = 0,95 \text{ mm}$.

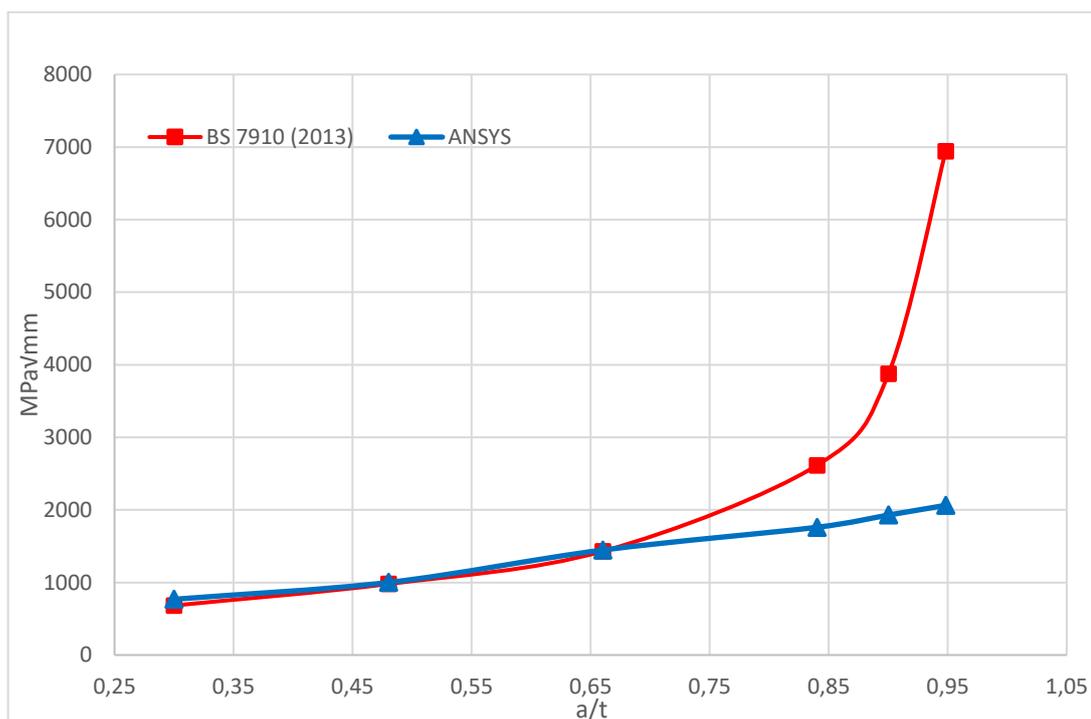


Fonte: O Autor, 2019.

6.2.3 Discussão dos Resultados

Como pode ser observado os valores chegam a um fator de intensidade de tensões FIT máximo, $K_I^{MEF} = 2062,6 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ e a partir deste ponto não é mais possível executar simulações, pois o material não tem espessura suficiente que compreenda margem para que o *software* ANSYS consiga realizar a simulação numérica.

Um fator adimensional é utilizado para realizar comparações entre os fatores de intensidade de tensão na frente da trinca, essa relação é a/t , conforme Figura 55. É possível verificar que os valores do ANSYS acompanham a norma até a relação de 0,65, a partir deste ponto a norma assume valores bem distantes do MEF. Também já verificado por Raju e Newman (1979, p.825-827) para $0,2 < a/t < 0,8$ em comparação com outras soluções, na qual demonstra que existe uma margem de erro até $a/t > 0,6$ o que está de encontro com os resultados obtidos. A justificativa está na origem da BS 7910:2013, pois a solução é aplicada a uma trinca superficial de geometria semielíptica em uma placa plana e foi desenvolvida para ser possível a sua utilização em geometria de cilindro vazado com a trinca na direção longitudinal da parede externa.

Figura 55 – Evolução do FIT com a/t obtida pela norma BS 7910 e pelo MEF.

Fonte: O Autor, 2019.

É possível observar que os valores dos fatores de intensidade de tensão praticamente coincidem quando a razão $a/t < 0,7$. Um desvio no valor de FIT é encontrado para razões acima de $a/t < 0,8$.

Os resultados máximos para o FIT analítico e simulado em cada tamanho de trinca é apresentado na Tabela 6. A variável d , exibe o erro relativo entre os resultados computacionais e analíticos. Tais erros são calculados com a seguinte equação:

$$d = \frac{|K_I^A - K_I^{MEF}|}{K_I^A} \times 100\% \quad (66)$$

Tabela 6 - Comparativo de valores máximos de K_I obtidos via BS 7910 e MEF.

Trinca	a/t	K_I^{MEF} ANSYS (MPa√mm)	K_I^A BS 7910 (MPa√mm)	d (%)
1	0,30	768,52	682,52	13
2	0,48	1000,2	978,96	2
3	0,66	1446,6	1429,58	1
4	0,84	1760,6	2614,55	33
5	0,90	1928,8	3874,28	50
6	0,95	2062,6	6940,15	70

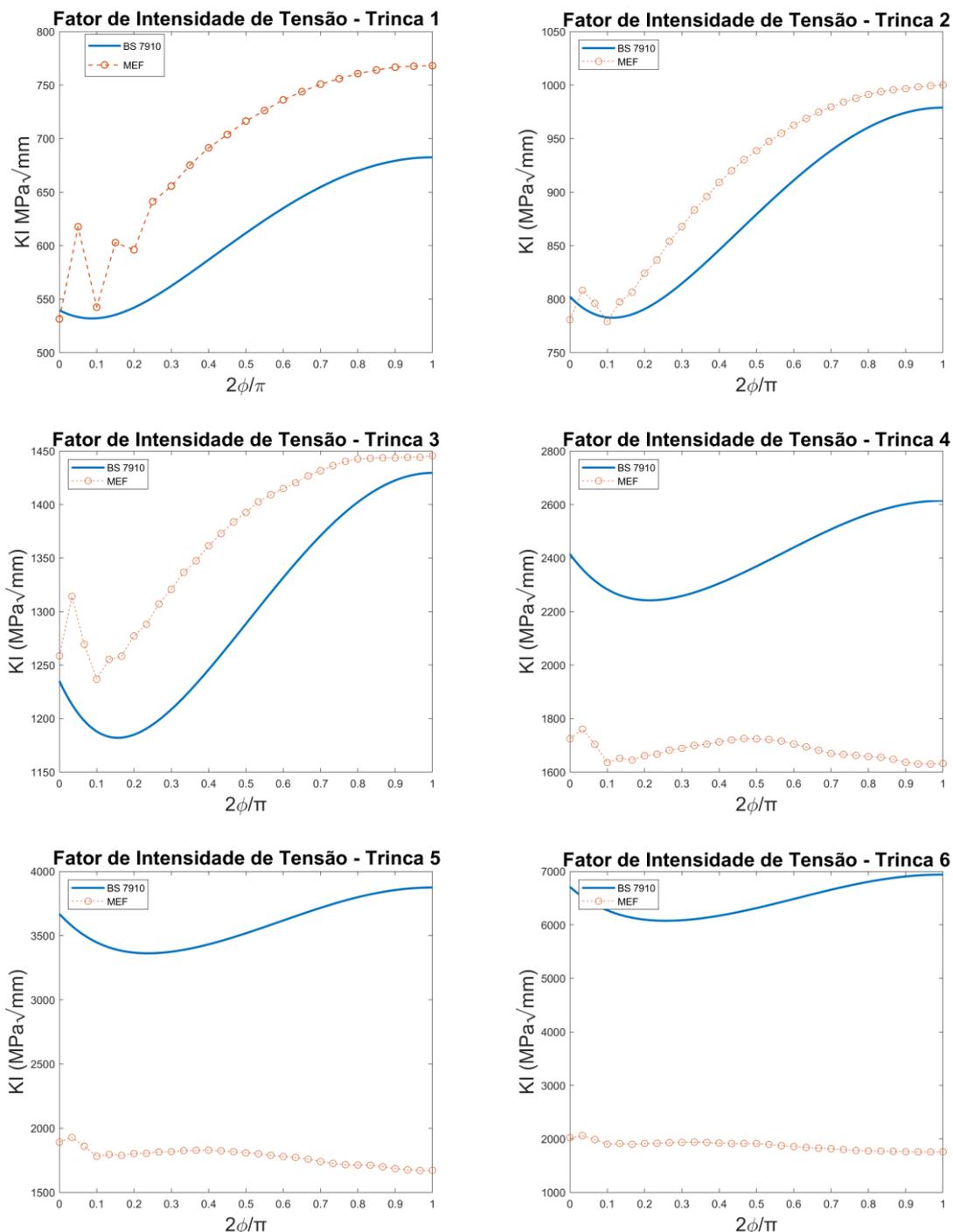
Fonte: O Autor, 2019.

Quando comparado os resultados do MEF e da BS 7910, é claramente demonstrado que até a trinca 3, $a/t < 0,8$, o comportamento é consonante em ambas as soluções e quando $a/t \geq 0,8$, há divergência dos resultados.

Observa-se que os erros relativos encontrados para as trincas de 1 a 3, em maior concordância as trincas 2 e 3, são inferiores a 13%. Isso apresenta uma congruência entre os resultados normativos e de elementos finitos, reiterando que o método dos elementos finitos é uma ferramenta relevante na aplicação em avaliações de engenharia, para dar maior rapidez e assertividade quando uma maior complexidade é exigida.

A interpretação dos resultados computacionais é de suma importância sendo um ponto delicado no estudo. As informações em detalhe de como o *software* executa os cálculos não está acessível no manual, este apresenta apenas a base teórica da mecânica da fratura como a base utilizada para execução dos cálculos. Isto reitera a necessidade de uma análise mais cautelosa dos resultados para entender melhor as diferenças ou a necessidade de utilizar outros procedimentos para fins comparativos. É apresentado na Figura 56 o resultado do fator de intensidade de tensões para ambos os métodos em cada dimensão de trinca.

Figura 56 - Resultado comparativo dos fatores de intensidade de tensão K_I na frente da trinca entre as soluções via BS 7910:2013 e MEF.



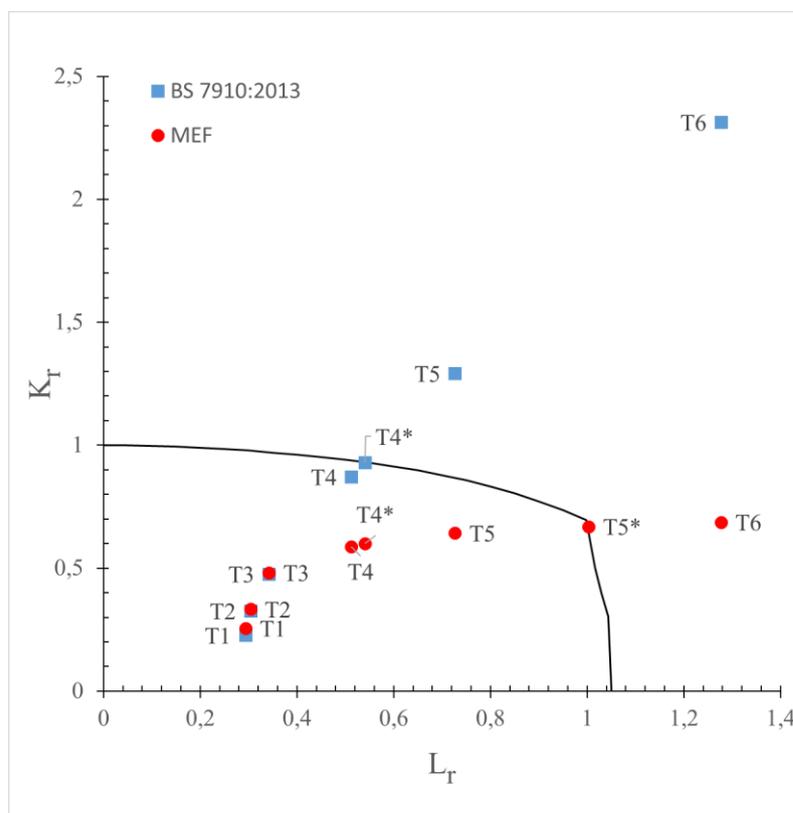
Fonte: O Autor, 2019.

Analisando a Figura 56 é óbvia uma grande variação do perfil de K_I também na superfície livre, ou seja, quando $\phi = 0^\circ$, principalmente em trincas mais profundas como as trincas 4, 5 e 6, notado também em outras fontes (NODA; KOBAYASHI; OOHASHI, 2001, p.43). Alguns autores como Benthem (1977) e Coules (2016) explanam a justificativa para esta diferença porque a singularidade $r^{-1/2}$ é de difícil

derivação para um valor preciso de K_I em $\phi = 0^\circ$, para que seja possível a existência da singularidade, Benthem (1997) também verificou que próximo da superfície livre os campos de tensões são definidos por uma singularidade diferente de $r^{-1/2}$ e de valor inferior, pois acontece uma espécie de EPT que não obedece as equações diferenciais parciais na teoria bidimensional da elasticidade. Portanto os valores obtidos pelo MEF em $\phi = 0^\circ$, não são confiáveis e pode-se adotar o valor mais próximo posterior para avaliações, quando seja necessário considerar o valor de $K_I(\phi = 0^\circ)$.

De acordo com o procedimento estabelecido no item 5.3 da metodologia, é necessária a determinação dos fatores de intensidades de tensão para as trincas, e assim inserir no diagrama FAD da Opção 1, este para a BS 7910 já está plotado na Figura 44, buscou-se então plotar os resultados também obtidos via MEF no diagrama, para verificar se alguma trinca que estava caracterizada como não aceitável se caracterizaria em aceitável, conforme Figura 57.

Figura 57 - Diagrama FAD para opção 1 da BS 7910:2013.



Fonte: O Autor, 2019.

Na avaliação da integridade estrutural do duto com trinca, constituído de aço 5CT P110, é possível ver que as trincas 5 e 6, com coordenadas obtidas da

abordagem BS 7910:2013, estão acima da linha de avaliação e que, para os resultados obtidos por meio da análise MEF, apenas o ponto de avaliação da trinca 6 está acima da linha de avaliação.

De acordo com a abordagem BS 7910: 2013, a profundidade da trinca 4 é próxima a uma dimensão que pode causar falha na estrutura por fratura, se as condições de carga que levam à trinca não forem controladas. No caso da avaliação em que foram utilizados os resultados do MEF, a profundidade da trinca 5 está próxima de uma dimensão insegura, indicando que a estrutura pode falhar devido ao colapso plástico.

Portanto, do ponto de vista desta avaliação, as profundidades de trinca acima de 15 mm ($a = 15\text{mm}$ e $c = 30\text{mm}$ e $a/t = 0,90$) e 14 mm ($a = 14\text{mm}$ e $c = 28\text{mm}$ e $a/t = 0,84$) são inseguras, de acordo com a abordagem BS 7910: 2013 e análise MEF, respectivamente.

Dentro do contexto atual, a interseção de um hipotético *locus* de crescimento de trinca com a linha de avaliação de falha define a profundidade crítica de trinca, a_c , que pode levar a estrutura à falha. Dessa forma, pode-se observar que a profundidade crítica das trincas nas condições estudadas são: $a_c = 14,2\text{mm}$ segundo a abordagem BS 7910: 2013, e $a_c = 15,5\text{mm}$ conforme análise MEF, denominados T4* e T5* respectivamente na Figura 57 .

Em suma é apresentado na Tabela 7, o resultado final para todas as trincas incluindo os dimensionais críticos.

Tabela 7 - Resultado comparativo BS 7910:2013 e MEF.

Trinca	Dimensão da trinca (a) (mm)	Dimensão da trinca (c) (mm)	a/t	Aceitabilidade BS 7910:2013	Aceitabilidade MEF (ANSYS)
T1	5	10	0,30	ACEITÁVEL	ACEITÁVEL
T2	8	16	0,48	ACEITÁVEL	ACEITÁVEL
T3	11	22	0,66	ACEITÁVEL	ACEITÁVEL
T4	14	28	0,84	ACEITÁVEL	ACEITÁVEL
T4*	14,2	28,4	0,85	CRÍTICA	ACEITAVEL
T5	15	30	0,90	INACEITÁVEL	ACEITÁVEL
T5*	15,53	31,06	0,93	INACEITÁVEL	CRÍTICA
T6	15.8	31.6	0,95	INACEITÁVEL	INACEITÁVEL

Fonte: O Autor, 2019.

7 CONCLUSÕES

É possível verificar através do estudo realizado a importância da utilização de métodos de avaliação que dão suporte na decisão de continuar utilizando um equipamento contendo trincas, seja por meio do uso de métodos numéricos computacionais ou métodos analíticos baseados em normas.

Na aplicação da Opção 1 do diagrama FAD de avaliação do duto de aço 5CT P110 com trincas semielípticas superficiais de diferentes tamanhos é possível identificar os tamanhos das trincas que tornam a estrutura não apta para continuar em serviço. Nos dimensionais das trincas foi utilizada a razão $a/c = 0,5$, e variação na razão a/t até o limite de espessura da parede do duto, sendo possível verificar que a norma tem uma limitação quando a razão $a/t \geq 0,8$ e que os resultados indicam uma possível restrição analítica de cálculo, ou até mesmo, um elevado grau de conservadorismo em favor da segurança. Com o MEF é possível verificar que existe menos conservadorismo quando comparado com norma e este apresenta a inclusão de mais uma trinca dentro da área de aceitabilidade do diagrama FAD.

Foi determinado que as dimensões críticas das trincas, obtidas utilizando o método analítico ocorrem a partir da trinca nº 4 ($a = 14,2mm$ e $c = 28,4mm$ e $a/t = 0,85$) e, para as obtidas utilizando simulação computacional, ocorrem à partir da trinca nº 5 ($a = 15,53mm$ e $c = 31,06mm$ e $a/t = 0,93$).

O *software* ANSYS mostra resultados satisfatórios para avaliação de estruturas com trincas, tendo sido possível o cálculo de parâmetros de fratura para todos os dimensionais de trincas estudados. Os fatores de intensidade de tensão calculados analiticamente foram validados indo de encontro com os resultados obtidos via MEF, apresentando resultados próximos e com erro máximo de $d \leq 13\%$ até o limite da razão $a/t < 0,8$.

O uso da ferramenta FAD demonstrou ser um excelente método para avaliar o comportamento de uma estrutura trincada e para determinar o tamanho crítico da trinca e seu provável modo de falha (fratura frágil ou colapso de plástico). A análise crítica de engenharia realizada neste trabalho demonstra que o duto com as trincas semielípticas avaliadas pode continuar em operação, sempre que a relação $a/t \leq 0,84$ seja respeitada. Esta avaliação é válida desde que as condições de operação não variem, contudo, sabe-se que na prática há sempre fatores externos que influenciam diretamente no componente, alguns devem ser avaliados como fadiga, corrosão,

variação térmica e não foram incluídos neste trabalho. Neste estudo foi avaliado que dutos contendo determinados tamanhos de trincas longitudinais semi-elípticas podem continuar operativos, entretanto, avaliações periódicas com objetivo de monitoramento do defeito e reavaliação das condições de operação, são necessárias.

Finalmente, diante dos resultados obtidos, conclui-se que há relevância na utilização de procedimentos de avaliação de integridade estrutural baseados na mecânica da fratura, na norma BS 7910 e nos métodos computacionais, para avaliação estrutural e ECA de ambientes industriais e/ou de pesquisa. No caso do duto avaliado, no lugar de substituí-lo imediatamente após a detecção da trinca, é possível mantê-lo em operação monitorada a partir de justificativa técnica, possibilitando reduzir custos com imediata operacionalização de manutenção corretiva.

8 TRABALHOS FUTUROS

- Realizar estudos de trincas em orientações diferentes da longitudinal como: trincas oblíquas, transversais.
- Estudar outros carregamentos, inclusive carregamentos combinados como: pressão interna e temperatura.
- Realizar estudos de trincas com outras ferramentas do ANSYS, como o *Pre-Meshed Crack* com objetivo de verificar possíveis diferenças nos métodos.
- Realizar estudo com associação dimensional da trinca (interação de defeitos) e até mesmo outras configurações de trincas, por exemplo, trinca embebida, de quina ou passante.
- Estudar outras razões dimensionais de trinca a/c para validar a influência sobre este material em específico.
- Realizar estudo comparativo com os resultados obtidos neste trabalho pela norma BS 7910 com outras metodologias de avaliação como a norma API 579 para este aço em específico na busca das possíveis variações normativas.
- Realizar estudo mais aprofundado, com maiores detalhes do material e aprofundar os níveis de avaliação para Opção 2 ou 3 da norma. Sendo necessário a realização de ensaio em laboratório.
- Estudar a influência da corrosão sobre a integridade estrutural do componente através da norma BS 7910.

REFERÊNCIAS

ANDERSON, T.L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 3. ed.: Taylor and Francis Group, 2005.

ANSYS HELP. **ANSYS Release 19.0 Documentation: Operation Guide (Fracture)**. Disponível em :<https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/prod_page.html?prodname=VerificationManuals&prodver=19.1&lang=en>. Acesso em: dezembro 2018 e 2019.

API 579-1/ASME FFS-1. **Fitness-For-Service**. 2016 ed. Washington D.C., USA: API American Petroleum Institute. Publishing Services, 2016.

ASTM E1820 - 11. **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**. West Conshohocken, USA: ASTM International, 2011.

ASTM E399-12. **Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{IC} of Metallic Materials**. 12. ed. West Conshohocken, USA: ASTM International, 2013.

ÁVILA G. G., **Cálculo de fadiga de risers rígidos através da mecânica da fratura**. 2005. Tese (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2005.

BARSOUM, R. Further application of quadratic isoparametric elements to linear fracture mechanics of plate bending and general shells. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 11, p. 167–169, 1976.

BARSOUM, R. S. On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 10, n. 1, p. 25–37, 1976.

BENTHEM, J. P. State of Stress at the Vertex of a Quarter-Infinite Crack in a Half Space. **International journal of Solids and Structures**, v. 13, n. 5, p. 479–492, 1977.

BROEK, D. **The Practical Use of Fracture Mechanics**. 1. ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1988.

BS 7448-Part 1. **Method for Determination of K_{IC}, Critical CTOD and critical J values of Metallic Materials**. 3. ed. London, UK: BSI Standards Limited, 1991.

BS 7910, 2013. **Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**. 3. ed. London, UK: BSI Standards Limited, 2013.

BS EN ISO 12737. **Metallic Materials - Determination of Plane -Strain Fracture Toughness**. 3. ed.: Geneva, Switzerland, 2010.

BS EN ISO 15653. **Metallic Materials - Method of Test for Determination of Quasistatic Fracture Toughness of Welds**. 1. ed.: Geneva, Switzerland: ISO, 2010.

BUDYNAS, R. G. e NISBETT, J. K. **Elementos de Máquinas de Shigley**. McGraw-Hill, 2011.

BURNS, Michael G. e BUEHLER, W. M. **Sponsored by Element Materials Technology Analysis of High Collapse Grade P110 Coupling Failures - A Case Study by Element Materials Technology Background.**, 2010.

CABRAL. **Desenvolvimento De Ferramentas Computacionais Para Modelagem E Análise Automática De Defeitos De Corrosão Em Dutos**. 2007. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2007.

CARRASCO, J.A.P. **Acoplamento de modelos da mecânica do dano e da fratura para avaliação da integridade de estruturas sob o efeito do hidrogênio gerado em sistemas de proteção catódica**. 2013. Tese (Doutorado em Ciência e Engenharia dos Materiais) - Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2013.

CARRASCO, J.A.P. **Aplicação de modelos de fratura elástica e de dano para a simulação numérica da influência do hidrogênio na propagação de trincas em aços de alta resistência**. 2008. Dissertação (Mestrado em Ciência e Engenharia dos Materiais). Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2008.

COÊLHO, G. C. **Avaliação Da Integridade Estrutural De Um Vaso De Pressão Danificado Por Trincas: Análise Numérica e Adequação ao Serviço**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2018.

CONCEPÇÃO, E. R. M. **Modelagem numérica de faturamento hidráulico via método de elementos finitos estendidos**. 2015. Dissertação de Mestrado (Mestrado em Geotecnia) – Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2015.

CORSIGLIA, F. A., Subsea Pipeline & Pipeline Riser Integrity Management. In: INDOPIPE 2006 Conference & Exhibition, 2006, Jakarta, Indonesia. **Proceedings of INDOPIPE 2006**. June, p. 1–6, 2006.

COULES, H. E. Stress Intensity Interaction Between Dissimilar Semi-Elliptical Surface Cracks. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 146, p. 55–64. 2016.

COVERED T. Analysis of high-collapse grade P110 coupling failures. **Element materials technology**. p. 1-11, 2010.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Structural integrity analysis of axially cracked pipelines using conventional and constraint-modified failure assessment diagrams. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 83, p. 607-617, 2006.

DNV-OS-F101. Offshore Standard. **Submarine Pipelines Systems**. Det Norske Veritas.

DRUMOND, G. P.; *et al.* Pipelines, risers and umbilical's failures: A literature review. **Ocean Engineering**, v. 148, p. 412-425, 2018.

FISH, J.; BELYTSCHKO, T. **A First Course in Finite Elements**. 1. ed. Chichester, UK: John Wiley & Sons, Ltd, 2007.

FRAINER, V. J. **Avaliação Do Comportamento Em Fratura De Risers Rígidos**. Tese (Doutorado em Engenharia dos Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, 2007.

GARMBIS, A. G. **Avaliação crítica de engenharia em dutos submersos sujeitos a flambagem lateral controlada**. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia Naval e Oceânica) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

GDOUTOS, E. E. **Fracture Mechanics: An Introduction**. 1. ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1993.

GULLO, F. T.; ELLWANGER, G. B.; ALMEIDA, M. C. F.; Estudo do comportamento de risers rígidos e seus modos de falha. In: 6o congresso brasileiro de pesquisa e desenvolvimento em petróleo e gás, Florianópolis, Brasil, 2011. **Anais do 6º PDPETRO**, Florianopolis, 2011.

HADLEY, I.; PISARSKI, H. G. Overview of BS 7910:2013. **12th International Conference on Engineering Structural Integrity Assessment**, Manchester, UK, 2013.

HIPPERT, E. **Investigação experimental do comportamento dúctil de aços API-X70 e aplicação de curvas de resistência J- Δa para previsão de colapso em dutos**. Tese (Doutorado em Engenharia Naval e Oceânica) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.

HOSSEINI, S. A. **Assessment of Crack in Corrosion Defects in Natural Gas Transmission Pipelines**. Thesis (Master of Mechanical Engineering) – University of Waterloo, Ontario, Canada, 2010.

KUNA, M. **Finite Elements in Fracture Mechanics**. 1. ed. Dordrecht, Netherlands: Springer Netherland, 2013.

LIU, Z. Y.; *et al.* Influence factors on stress corrosion cracking of P110 tubing steel under CO₂ injection well annulus environment. **Journal of Central South University**, 2016.

LIU, Z. Y.; *et al.* Failure analysis of P110 steel tubing in low-temperature annular environment of CO₂ flooding wells. **Engineering Failure Analysis**, vol. 60, pp. 296-306, 2016.

MADENCI, E.; GUVEN, I. **The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS**. 2. ed. Boston, USA: Springer US, 2015.

MILNE, I.; *et al.* Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 32, n. 1-4, p. 3-104, 1988.

MILNE, I.; AINSWORTH, R. A.; DOWLING, A. R.; STEWART, A. T. **Assessment of the integrity of structures containing defects**. London: CEBG. (Relatório CEBG R/H/R6 - Revision 3), 1986.

NODA, N. A. e KOBAYASHI, K. e OOHASHI, T. Variation of Stress Intensity Factor Along the Crack Front of Interacting Semi-Elliptical Surface Cracks. **Archive of Applied Mechanics**, v. 71, n. 1, p. 43–52, 2001.

OH, C. Y.; *et al.* FE validation of R6 elastic – plastic J estimation for circumferentially cracked pipes under mechanical and thermal loadings. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 124–125, p. 64–79, 2014.

OWEN, D. R. J.; FAWKES, A. J. **Engineering Fracture Mechanics: Numerical Methods and Applications**. 1. ed. Swansea: Pineridge Press Ltd, 1983.

PASTOUKHOV, V. A. **Introdução à mecânica da integridade estrutural**. São Paulo: Editora da Universidade Estadual Paulista, 1995.

PEREZ, N. **Fracture Mechanics**. 1. ed. Boston: Kluwer Academic Publishers, 2004.

PILKEY, W. D.; PILKEY, D. F. **Peterson's Stress Concentration Factors**. 3. ed.: Hoboken: John Wiley & Sons, 2008.

RAJU, I. S.; NEWMAN, J. C. Stress-Intensity Factor for a Wide Range of Semielliptical Surface Cracks in Finite-Thickness Plates. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 11, n. 4, p. 817–829, 1979.

RAMOS, K. A. M. **Estudo comparativo entre os resultados obtidos pelos documentos API579 e BS7910 na avaliação de trincas em vasos de pressão.** Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, RS, 2009.

RICE, J. R. A. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. **Journals of the Applied Mechanics**, v. 35, n. 2, p. 379–386, 1968.

ROSA, E. **Análise de Resistência Mecânica: Mecânica da Fratura e Fadiga.** Santa Catarina: Apostila do Grupo de Análise e Projeto Mecânico da Universidade Federal de Sta Catarina, p. 399, 2002.

SANTOS, D. A. **Avaliação à Fratura Dúctil em Dutos Contendo Trincas Circunferenciais Instalados pelo Método Carretel.** Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal Fluminense, RJ., 2011.

SILVA, L. C. **Avaliação da integridade estrutural de risers rígidos contendo trincas através da abordagem FAD com base na norma BS 7910 e simulações computacionais.** 2017. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Pernambuco, PE, p. 99, 2017.

SOUZA, A. **Ferramentas Computacionais para a Análise de Dutos com Defeitos de Corrosão,** 2008. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Pernambuco, PE, p. 83, 2008.

SOUZA, R. A. **Parâmetros que influenciam nas medidas de zonas plásticas usando a Mecânica da Fratura Linear Elástica.** 2009. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro - PUCRIO, Rio de Janeiro, 2009.

STAMENKOVIC, D. Determination of Fracture Mechanics Parameters using FEM and J-Integral Approach. **Proceedings of the 2nd WSEAS Int. Conference on Applied and Theoretical Mechanics.** Veneza, Itália, 2006.

TARNOWSKI, G. A. **Determinação da pressão de colapso em tubos API 5L X56 aplicando o método R6.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, RS, 2003.

TELLES, P. C. S. **Tubulações Industriais.** 10. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2014.

TENARIS. **Tenaris Offshore Pipelines Solutions.** Catálogo com dimensões e propriedades. 3a versão. Tenaris Pipelines Offshore. 2012.

TURNER, M. J. e CLOUGH, R. W. e MARTIN, H. C. Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures. **Journal of the aeronautical sciences**, v. 23, n. 9, p. 805–823, 1956.

WENYUE, Z.; *et al.* Stress Corrosion Cracking of Oil and Gas Pipelines: New Insights on Crack Growth Behavior Gained from Full-Scale and Small Scale Test. **Natural Resources Canada - CANMET**, Ottawa, Ontario, Canada, p. 8, 2009.

XIE, R.; *et al.* Electrochemical study on corrosion behaviors of P110 casing steel in a carbon dioxide-saturated oilfield formation water. **International Journal Electrochem. Sci.**, vol. 10, no. 7, p. 5756-5769, 2015.

XU, T.; *et al.* Evaluation of mechanical properties and microstructures of casing-drilling steels. **Advanced Materials Research**, v. 146, p. 674–677, 2011.

ZERBST, U. e AINSWORTH, R. A.; SCHWALBE, K. Basic principles of analytical flaw assessment methods. **International Journal of Pressure Vessels and Piping** v. 77, n. 2000, p. 855–867, 2000.

ZHU, S. D.; *et al.* Failure analysis of P110 tubing string in the ultra-deep oil well. **Engineering Failure Analysis**, v. 18, n. 3, p. 950–962, 2011.

ZHU, X. K. e JOYCE, J. A. Review of Fracture Toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) Testing and Standardization. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 85, p. 1–46, 2012.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.; ZHU, J. Z. **The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals**. 6. ed. Oxford: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.

ZVIRKO O. I.; *et al.* Stress corrosion cracking of gas pipeline steels of different strength. **Procedia Structural Integrity** 2, p. 509–516, 2016.