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

RITA ANNE ANDRADE BARRETO

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS CONTENDO TRINCAS MULTIPLAS SEMIELÍPTICAS VIA OPÇÃO 2 DA NORMA BS 7910 E O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Recife
2021

RITA ANNE ANDRADE BARRETO

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS CONTENDO TRINCAS MULTIPLAS SEMIELÍPTICAS VIA OPÇÃO 2 DA NORMA BS 7910 E O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Projetos.

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.

Coorientador: Prof. Dr. Jorge Antônio Palma Carrasco.

Recife

2021

Catalogação na fonte:
Bibliotecária Sandra Maria Neri Santiago, CRB-4 / 1267

B273a Barreto, Rita Anne Andrade.
Avaliação da integridade estrutural de dutos contendo trincas multiplas semielípticas via opção 2 da NORMA BS 7910 e o método dos elementos finitos / Rita Anne Andrade Barreto. – 2021.
117 f.: il., figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.
Coorientador: Prof. Dr. Prof. Dr. Jorge Antônio Palma Carrasco.
Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Recife, 2021.
Inclui referências.

1. Engenharia mecânica. 2. Dutos. 3. Trincas múltiplas semielípticas. 4. FAD. 5. Método dos elementos finitos. 6. Norma BS 7910:2013. 7. Integridade estrutural. I. Barbosa, José Maria Andrade (Orientador). II. Carrasco, Jorge Antônio Palma (Coorientador). III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.) BCTG/2021-224

RITA ANNE ANDRADE BARRETO

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS CONTENDO TRINCAS MULTIPLAS SEMIELÍPTICAS VIA OPÇÃO 2 DA NORMA BS 7910 E O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica. Área de concentração: Projetos

Aprovada em: 30/04/2021.

BANCA EXAMINADORA

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

_____
Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco

_____
Profa. Dra. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva (Examinadora Interna)
Universidade Federal de Pernambuco

_____
Prof. Dr. Igor Fernandes Gomes (Examinador Externo)
Universidade Federal de Pernambuco

Dedico esta dissertação de mestrado aos meus pais José Barreto e Joana Darc por todo o incentivo e amor que me deram para alcançar este objetivo, que diante das dificuldades não me permitiram desistir. Dedico também aos meus professores e amigos que tanto ajudaram. A todos aqueles que se sentiram prejudicados pela pandemia, mas ainda assim não desistiram dos seus sonhos.

AGRADECIMENTOS

A Deus, pela fé e coragem de continuar a luta mesmo diante de todas as dificuldades.

Aos professores Jorge Carrasco e José Andrade pela orientação e paciência para a realização desse trabalho, mesmo diante de um período tão difícil em que vivemos. Agradeço ao meu colega Jonatas por todo apoio dado durante a realização desse trabalho.

Aos meus pais José Barreto e Joana Darc, por todo o apoio e incentivo a minha formação pessoal e profissional, e por sempre me ajudarem nos momentos mais difíceis e as minhas irmãs Jéssica e Isadora por sempre estarem ao meu lado.

Agradeço a todos que me ajudaram diretamente e indiretamente no desenvolvimento deste trabalho e que não foram citados.

RESUMO

Dutos são componentes para a transferência de fluidos largamente utilizados, do qual realizam a atividade de forma rápida e autônoma, tornando a melhor relação custo-benefício encontrada no mercado. No entanto, os defeitos que podem surgir nesses componentes comprometem a integridade estrutural. Com isso, a segurança operacional é uma grande preocupação das companhias, devido aos grandes impactos econômicos, sociais e ambientais que esses defeitos podem ocasionar. Existem normas que têm como objetivo avaliar e determinar a aceitabilidade dos defeitos, principalmente quando são do tipo trinca. As normas baseiam-se na mecânica da fratura para fornecer os procedimentos necessários de avaliação. A mecânica da fratura é uma importante ferramenta para avaliação de integridade estrutural, utilizando o Fator de Intensidade de Tensões (FIT). A trinca semielíptica é a mais encontrada em situações reais, devido a complexas configurações, apresenta certa dificuldade na obtenção dos corretos FIT's. No entanto, a utilização das normas, simplifica a geometria dos defeitos reais, apresentando resultados imprecisos, tornando-se necessário a comparação de resultados utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF). 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 múltiplas dissimilares semielípticas longitudinais utilizando a metodologia de avaliação recomendada pela Opção 2 da norma britânica BS 7910. Da mesma forma, foi realizada a avaliação considerando as trincas como sendo uma única trinca, virtual, como definido pela norma, considerando os critérios de avaliação. Uma segunda avaliação foi realizada considerando as trincas longitudinais e transversal e avaliado seu comportamento. Os resultados dessas avaliações foram comparados com os resultados obtidos em simulações computacionais realizadas em software MEF e expressos no diagrama de avaliação de falha – FAD. Foram consideradas trincas com diferentes razões de aspecto, onde verificou-se que, quanto menor o a razão de aspecto, menor a profundidade crítica da trinca e consequentemente, observou-se que a trinca transversal é menos prejudicial a estrutura. Com as comparações realizadas, verificou-se o conservadorismo existente na norma BS 7910 (2013), onde observou-se que algumas trincas consideradas potencialmente inseguras na avaliação analítica foram consideradas segura na avaliação numérica.

Palavras-chave: dutos; trincas múltiplas semielípticas; FAD; método dos elementos finitos; Norma BS 7910:2013; integridade estrutural.

ABSTRACT

Pipelines are components for the transfer of fluids, from which they transfer quickly and autonomously, making them the best cost-benefit ratio found in the market. However, flaws that may arise in these components compromise structural integrity. As a result, operational safety is a major concern for companies, due to the major economic, social and environmental impacts that these defects can cause. There are standards that aim to assess and determine the acceptability of defects, especially when the defects are of the crack type. The standards are based on fracture mechanics to provide the necessary assessment procedures. Fracture mechanics is an important tool for assessing structural integrity, using the Stress Intensity Factor (FIT). The semi-elliptical crack is the most commonly found in real situations, due to complex configurations, it presents some difficulty in obtaining the correct FIT's. However, the use of standards, simplifies the geometry of real defects, presenting inaccurate results, making it necessary to compare results using the Finite Element Method (FEM), a good tool to compare the results produced by the standard. This study aims to evaluate the structural integrity of API 5CT P110 steel hydrocarbon transport pipelines subjected to internal pressure containing longitudinal semieliptic dissimilar cracks using the evaluation methodology recommended by Option 2 of the British standard BS 7910. Likewise, it was the evaluation was carried out considering the cracks as being a single, virtual crack, as defined by the standard, considering the evaluation criteria. A second evaluation was carried out considering the longitudinal and transverse cracks and the behavior of the cracks was evaluated. The results of these evaluations were compared with the results obtained in computer simulations performed in MEF software and plotted on the failure assessment diagram - FAD. Cracks with different aspect ratios were considered, where it was found that, the smaller the aspect ratio, the smaller the critical depth of the crack and, consequently, it was observed that the transversal crack is less harmful to the structure. With the comparisons made, the existing conservatism in the norm BS 7910: 2013 was verified, where it was observed that some cracks considered potentially unsafe in the analytical evaluation were considered safe in the numerical evaluation.

Keywords: pipelines; semi-elliptical multiple cracks; FAD; finite element method; BS 7910:2013 Standard; structural integrity.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 –	Protótipo do dispositivo e da ferramenta bipartidas.	18
Figura 2 –	Modos de falha de risers: (a) colapso da carcaça; (b) ruptura da bainha externa.	19
Figura 3 –	Estruturas utilizadas para exploração de petróleo.	23
Figura 4 –	Modos de carregamento de uma trinca.	30
Figura 5 –	Campo de Tensões na Ponta da Trinca	32
Figura 6 –	Modelo da banda de escoamento de Dugdale. (a) Tamanho da trinca considerada; (b) localização das zonas plásticas.	34
Figura 7 –	Deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD). Uma trinca inicialmente aguçada embota com a deformação plástica, resultando em um deslocamento finito das faces (δ) na ponta da trinca.	36
Figura 8 –	Estimativa de CTOD a partir do deslocamento da trinca efetiva na correção da zona plástica de Irwin.	37
Figura 9 –	O modelo de dobradiça para estimar o CTOD a partir de amostras de flexão em três pontos	38
Figura 10 –	Contorno arbitrário ao redor da ponta de uma trinca.	39
Figura 11 –	Figura 11 – Trincas alinhadas. A interação entre as trincas resulta em uma ampliação do KI	41
Figura 12 –	Interação de duas trincas passantes alinhadas idênticas em uma placa infinita.	42
Figura 13 –	Trincas paralelas. Um efeito de proteção mútua reduz o KI em cada trinca.	42
Figura 14 –	Interação entre duas trincas paralelas idênticas em uma placa infinita.	43
Figura 15 –	Diagrama FAD.	45
Figura 16 –	Fluxograma geral de avaliação crítica de engenharia pela norma BS 7910:2013.	47
Figura 17 –	Fluxograma para avaliação crítica de engenharia das Opções 1, 2 e 3	48
Figura 18 –	Fluxograma para caracterização de defeitos conforme BS 7910:2013, 2013.	54
Figura 19 –	Comparação dos diagramas FAD da BS 7910:2013, 2013 com as Opções 1, 2 e 3	55
Figura 20 –	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.	60

Figura 21 – Variação angular de roseta na ponta da trinca 61
Figura 22 – Elementos quarter-point 3D na ponta da trinca, (a) elemento pentaédrico, (b) elemento hexaédrico colapsado. 61
Figura 23 – Sistema de coordenadas na ponta da trinca. 62
Figura 24 – Fluxograma da Metodologia de trabalho 65
Figura 25 – Curva tensão-deformação verdadeira típica 67
Figura 26 – Esquema das características geométricas do duto e das trincas semielípticas na sua superfície interna – Caso 1. 68
Figura 27 – Esquema das características geométricas do duto e das trincas semielípticas na sua superfície interna – Caso 2. 69
Figura 28 – Diagrama de fluxo de aplicação da Opção 2 da norma BS 7910 (2013) 70
Figura 29 – Esquema dos defeitos - Defeitos coplanares superficiais 70
Figura 30 – Recaracterização de trincas conforme critérios de interação 71
Figura 31 – Fluxograma de aplicação de trinca semielíptica no software ANSYS Workbench 73
Figura 32 – Parâmetros para geração da malha da trinca 74
Figura 33 – Fluxo geral do procedimento para comparação e formulação do estudo 75
Figura 34 – Curvas tensão-deformação de engenharia e verdadeira do aço API 5CT P110. 78
Figura 35 – Diagramas FAD Opção 1 e Opção 2 para aço API 5CT P110. 78
Figura 36 – Diagrama FAD para o aço P110 conforme BS 7910:2013 (2013). A) Curva FAD trinca 1; B) Curva FAD trinca 2; C) Curva FAD trinca 3; D) Curva FAD trinca Virtual 82
Figura 37 – Diagrama FAD para o aço P110 conforme BS 7910:2013 Caso 2. A) Curva FAD trinca 1; B) Curva FAD trinca 2; C) Curva FAD trinca 3; D) Curva FAD trinca Virtual. 86
Figura 38 – Modelo utilizado para simulação das trincas. 88
Figura 39 – Malha ao redor da Trinca. 89
Figura 40 – Refinamento de malha na região da trinca. 89
Figura 41 – Distribuição de tensões na frente das trincas – Caso 1: (a) Trinca 1 (1,994 GPa), (b) Trinca 2 (1,337 GPa), (c) Trinca 3 (1,807 GPa), (d) Trinca Virtual (1,599 GPa). 92
Figura 42 – Distribuição de tensões na frente das trincas – Caso 2: Trinca 1 (1,994 GPa), (b) Trinca 2 (1,405 GPa), (c) Trinca 3 (1,807 GPa), (d) Trinca Virtual (2,271 93

GPa).
Figura 43 – Distribuição dos fatores de intensidade de tensões na frente das trincas – Caso 1: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual. 94
Figura 44 – Distribuição dos fatores de intensidade de tensões na frente das trincas – Caso 2: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual. 95
Figura 45 – Evolução do FIT com a/B obtida pela norma BS 7910:2013 (2013) e pelo MEF – Caso 1: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual. 97
Figura 46 – Evolução do FIT com a/B obtida pela norma BS 7910:2013 (2013) e pelo MEF – Caso 2: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual. 98
Figura 47 – Diagramas FAD Opções 1 e 2 com coordenadas das trincas estudadas plotadas – Caso 1. 101
Figura 48 – Diagramas FAD Opções 1 e 2 com coordenadas das trincas estudadas plotadas – Caso 2. 104

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 –	Principais carregamentos em risers.	24
Tabela 2-	Regras de alinhamento para trincas não coplanares	52
Tabela 3 –	Regras para interação de trincas coplanares	53
Tabela 4 –	Parâmetros do aço API 5CT P110	65
Tabela 5 –	Configuração geométrica e operacional do objeto de estudo.	67
Tabela 6 –	Dimensões iniciais das trincas a serem avaliadas – Caso 1.	68
Tabela 7 –	Dimensões iniciais das trincas a serem avaliadas – Caso 2.	69
Tabela 8-	Dimensões das trincas 1, 2 e 3 para análise analítica e MEF.	74
Tabela 9-	Dimensões das trincas 1, 2 e 3 para análise analítica e MEF – Caso 1.	79
Tabela 10 -	Dimensões da Trinca Virtual – Caso 1.	80
Tabela 11 -	Valores obtidos para avaliar as trincas no diagrama FAD – Caso 1.	81
Tabela 12 -	Dimensões das trincas 1, 2 e 3 para análise analítica e MEF – Caso 2.	84
Tabela 13 -	Dimensões da Trinca Virtual – Caso 2.	85
Tabela 14 -	Dimensões modificadas das trincas 1, 2 e 3.	85
Tabela 15 –	Número de elementos e nós gerados na malha das trincas em estudo – Caso 1	90
Tabela 16 –	Número de elementos e nós gerados na malha das trincas em estudo – Caso 2	91
Tabela 17 –	Fatores de Intensidade de Tensão via MEF Caso 1 e 2	96
Tabela 18-	Comparativo de valores máximos de KI obtidos via BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 1.	99
Tabela 19 -	Comparativo de valores máximos de KI obtidos via BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 2.	100
Tabela 20 -	Resultado comparativo BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 1.	103
Tabela 21 -	Resultado comparativo BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 2.	106
Tabela 22-	Resultados numéricos das trincas múltiplas – Caso 1.	107
Tabela 23-	Resultados numéricos das trincas múltiplas – Caso 2	108

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CTOD	Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
FAD	Failure Assessment Diagram
FAL	Failure Assessment Line
FFS	Fitness For Service;
FIT	Fator de Intensidade de Tensões;
MEF	Método dos Elementos Finitos;
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
MFLE	Mecânica da Fratura Linear-Elástica

LISTA DE SÍMBOLOS

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

	carregamentos secundários
K_{mat}	Tenacidade à fratura do material
K_r	Relação das tenacidades
L_r	Relação dos carregamentos
$L_{r,max}$	Razão de carregamento máxima, ou valor de corte para evitar o colapso plástico
M_t,M_s	Fator geométrico que considera as dimensões da estrutura e do defeito
m	Constante adimensional para cálculo de CTOD
n	Vetor unitário normal Γ
P	Pressão interna
P_b	Tensão de flexão primária
P_m	Tensão de membrana primária
r	Coordenada polar definida pela origem à frente da trinca
r_i	Raio interno
r_p	Estimativa de segunda ordem do tamanho da zona plástica de Irwin.
T	Vetor de tração
t	Espessura do cilindro para trinca semielíptica e elíptica
t_{min}	Espessura mínima do corpo
u_x	Deslocamento da direção x
u_y	Deslocamento da direção y
u_z	Deslocamento da direção z
$\boldsymbol{u}$	Vetor de deslocamento; matriz de deslocamento global
V	Abertura da boca do corpo de prova para medição de CTOD: fator de correção plástico
W	Comprimento da estrutura
$\mathcal{W}$	Densidade de energia de deformação
W	Ligamento de material a frente da trinca no corpo de prova
Y	Fator de correção geométrico
Z_{pc}	Zona plástica crítica
z	Altura do suporte do extensômetro na medição de CTOD
y_p	Energia de deformação plástica
ys	Energia de superfície específica

Γ	Contorno arbitrário
δ	Deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD)
δe	Componente elástica de CTOD
δ_{mat}	Tenacidade a fratura em termos de CTOD
δ_p	Componente plástica do CTOD
$\Delta\varepsilon$	Variação deformação existente para materiais com escoamento descontínuo
ε_{ij}	Tensor deformação
ε_{ref}	Deformação de referência
θ	Coordenada polar definida pela origem à frente da trinca
ν	Coeficiente de Poisson
ρ	Raio de curvatura na extremidade da elipse: fator de interação plástica
σ	Tensão aplicada
σ_{ij}	Tensor de tensão
σ_H	Tensão circunferencial
σ_L	Tensão longitudinal
$\sigma_{máx}$	Tensão nominal máxima
σ_{ref}	Tensão de referência
σ_U	Limite de resistência a tração
σ_x	Tensão normal na direção do eixo x
σ_y	Tensão normal na direção do eixo y
σ_z	Tensão normal na direção do eixo z
σ_Y	Tensão de escoamento do material
$\boldsymbol{\tau}$	Tensor de tensão interna no corpo
τ_{xy}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo x e na direção do eixo y
τ_{xz}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo x e na direção do eixo z
τ_{yz}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo y e na direção do eixo z
ϕ	Ângulo elíptico ou paramétrico

SUMÁRIO

1	**INTRODUÇÃO**	**18**
2	**OBJETIVO**	**20**
2.1	OBJETIVO GERAL	20
2.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	20
2.3	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	20
3	**REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**	**22**
4	**REFERENCIAL TEÓRICO**	**29**
4.1	MECÂNICA DA FRATURA	29
4.1.1	**Mecânica da Fratura Linear-Elástica**	**29**
4.1.2	**Mecânica da Fratura Elasto-Plástica**	**35**
4.2	TRINCAS MÚLTIPLAS	40
4.2.1	**Trincas coplanares alinhadas**	**41**
4.2.2	**Trincas coplanares paralelas**	**42**
4.3	AVALIAÇÃO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL	43
4.3.1	**Abordagem Fitness For Service**	**43**
4.3.2	**Diagrama de Avaliação de Falha**	**44**
4.4	NORMA BRITÂNICA BS 7910:2013	46
4.4.1	**Definição das cargas e tensões**	**49**
4.4.2	**Determinação da tenacidade a fratura do material**	**49**
4.4.3	**Determinação das propriedades em tração**	**50**
4.4.4	**Caracterização do defeito**	**51**
4.4.5	**Seleção do diagrama FAD**	**55**
4.4.6	**Cálculo de Lr**	**57**
4.4.7	**Cálculo de Kr**	**57**
4.4.8	**Ponto de avaliação (Lr,Kr) no diagrama FAD**	**58**
4.4.9	**Recaracterização do defeito**	**58**
4.4.10	**Método dos Elementos Finitos**	**58**
4.4.11	**Método dos Elementos Finitos na Mecânica da fratura**	**59**
4.4.11.1	Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão pelo MEF	61
5	**METODOLOGIA**	**64**
5.1	DEFINIÇÕES GEOMÉTRICAS E OPERACIONAIS	65

5.2	SELEÇÃO DA OPÇÃO DE AVALIAÇÃO - NORMA BS 7910:2013	69
5.3	MODELAGEM E SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL	72
5.4	COMPARAÇÃO DE RESULTADOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS	75
6	**RESULTADOS E DISCUSSÕES**	**76**
6.1	APLICAÇÃO DA NORMA BS 7910:2013	76
6.1.1	**Determinação dos carregamentos**	**76**
6.1.2	**Determinação da tenacidade à fratura do material Kmat**	**76**
6.1.3	**Construção do diagrama FAD**	**77**
6.1.4	**Avaliação de integridade estrutural**	**79**
6.1.4.1	Caso 1: Trincas coplanares longitudinais	79
6.1.4.1.1	*Caracterização do defeito*	*79*
6.1.4.2	Caso 2: Trincas coplanares longitudinais e transversais	84
6.2	ANÁLISE VIA O MÉTODOS DOS ELEMENTOS FINITOS	88
6.2.1	**Desenvolvimento da Modelagem**	**88**
6.2.2	**Resultados da simulação**	**91**
6.2.3	**Discussão dos resultados**	**97**
6.3	AVALIAÇÃO DE TRINCAS MÚLTIPLAS	107
6.3.1	**Caso 1**	**107**
6.3.2	**Caso 2**	**108**
7	**CONCLUSÕES**	**109**
8	**RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**	**111**
	REFERÊNCIAS	112

1 INTRODUÇÃO

Na indústria petrolífera, os dutos apresentam significativa importância no funcionamento dos processos industriais, sendo estas excelentes alternativas para o transporte de fluidos, extremamente competitivos economicamente, além de apresentarem alta confiabilidade em suas operações (CABRAL, 2007). No entanto, de acordo com Burns e Buehler (2010), o número de falhas registradas devido ao surgimento de trincas aumentou, com isso elevando os custos de reparações que chegam a milhões de dólares, a Figura 1 apresenta uma tecnologia utilizada para o reparo de *risers*. A formação de trincas estruturais pode ser causada por diversos fatores, entre elas a sobrecarga tensional, desgaste e instabilidade estrutural, corrosão interna e externa e fadiga (DRUMOND *et al*., 2018; GULLO, 2011; HOSSEINI, 2010).

Figura 1 – Protótipo do dispositivo e da ferramenta bipartidas.

Fonte: Vitrine Tecnológica, 2021.

Procedimentos foram desenvolvidos pela indústria e por órgãos reguladores em diversos países para realizar a avaliação da integridade de estruturas que possuem trincas (CRUZ apud HIPPERT, 2004). Essas avaliações têm o objetivo de aumentar a confiabilidade operacional das unidades, assim como também sua vida útil e minimizar riscos de perdas de produto e desastres ambientais. Como levantado por Carrasco (2008), as avaliações estruturais se tornam cada vez mais necessárias, pois essas estruturas operam em meios agressivos e apresentam limitações em sua vida, devido a degradação dos materiais utilizados.

Com isso, se faz necessário a identificação, o monitoramento do crescimento e a determinação precisa do tamanho crítico dos defeitos existentes nas estruturas para que as operações sejam realizadas de forma segura, evitando que falhas venham a acontecer como apresentado na Figura 2. Portanto, a avaliação de integridade de estruturas contendo trincas são realizadas utilizando procedimentos e normas que empregam ferramentas de avaliação baseadas em diferentes abordagens, como o FAD (*Failure Assessment Diagram*), aplicando os princípios da Mecânica da Fratura, permitindo análises, no regime elástico e elastoplástico. No entanto, para as soluções nas condições reais de trabalho das estruturas, existe uma dificuldade na aplicação dos procedimentos de avaliação, tornando-se necessário o uso de métodos numéricos através de ferramentas computacionais, como o software comercial ANSYS, que utilizam o Método dos Elementos Finitos aplicando conceitos da Mecânica da Fratura, onde é possível encontrar soluções mais próximas das reais (NUNES, 2010).

Neste trabalho, será realizada a avaliação da integridade estrutural de dutos de aço API 5CT P110 conforme realizado por Corrêa (2019), no entanto, serão avaliadas trincas múltiplas internas de geometria semielíptica, sob carregamento de pressão interna, onde serão considerados dois casos a serem avaliados. Para o primeiro caso serão consideradas três trincas múltiplas longitudinais e no segundo caso também serão consideradas três trincas, porém uma das trincas longitudinais será substituída por uma transversal, com o objetivo de avaliar o comportamento da estrutura com a presença de trincas nos dois sentidos. Para ambos os casos serão realizadas as avaliações considerando as três trincas como uma trinca única, chamada de trinca virtual. Com a obtenção dos resultados, será empregada uma metodologia de comparação dos resultados obtidos através da norma BS 7910 (2013) com o MEF e o efeito da profundidade das trincas na estrutura.

Figura 2 – Modos de falha de *risers*: (a) colapso da carcaça; (b) ruptura da bainha externa.

(a) (b)

Fonte: Drumond *et al*, 2018.

2 OBJETIVO

2.1 OBJETIVO GERAL

Avaliar a integridade estrutural de um duto de aço API 5CT P110 contendo trincas múltiplas superficiais semielípticas internas via Opção 2 da norma BS 7910 (2013) e uso do Método dos Elementos Finitos.

2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Construir um Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD), conforme a Opção 2 da norma BS 7910 (2013) , específico para o aço API 5CT P110;
- Aplicar a norma BS 7910 (2013) Opção 2 em um duto de aço API 5CT P110 contendo trincas múltiplas superficiais semielípticas;
- Modelar trincas superficiais múltiplas semielípticas na superfície interna 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 múltiplas superficiais semielípticas presentes na superfície interna do duto;
- Analisar o comportamento de trincas longitudinal e transversal utilizando os resultados obtidos pela norma BS 7910 (2013);
- Comparar os resultados obtidos via uso da norma BS 7910 (2013) e via Método dos Elementos Finitos.

2.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O presente trabalho está dividido em 6 capítulos:

• Capítulo 1 e 2, resume brevemente o assunto que será abordado no trabalho com descrição da problemática levantada, objetivos gerais e específicos;

Capítulo 3, descreve alguns estudos desenvolvidos por outros autores no tema e as contribuições a serem obtidas com o estudo proposto;

• Capítulo 4, é realizada uma revisão da literatura para tomar como base e desenvolver o trabalho. Abordando os princípios da mecânica da fratura linear elástica e elastoplástica e

Métodos dos Elementos Finitos, descrevendo 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 (FIT);

• Capítulo 5, são apresentadas as metodologias, dimensionamentos, materiais, e propriedades mecânicas consideradas e uso do software ANSYS como ferramenta de análise;

• Capítulo 6, são apresentados os resultados e discussões, comparando a metodologia com os resultados obtidos, após aplicação da norma e da análise via MEF;

• Capítulo 7 e 8, são apresentadas as conclusões do trabalho e as sugestões para futuras pesquisas.

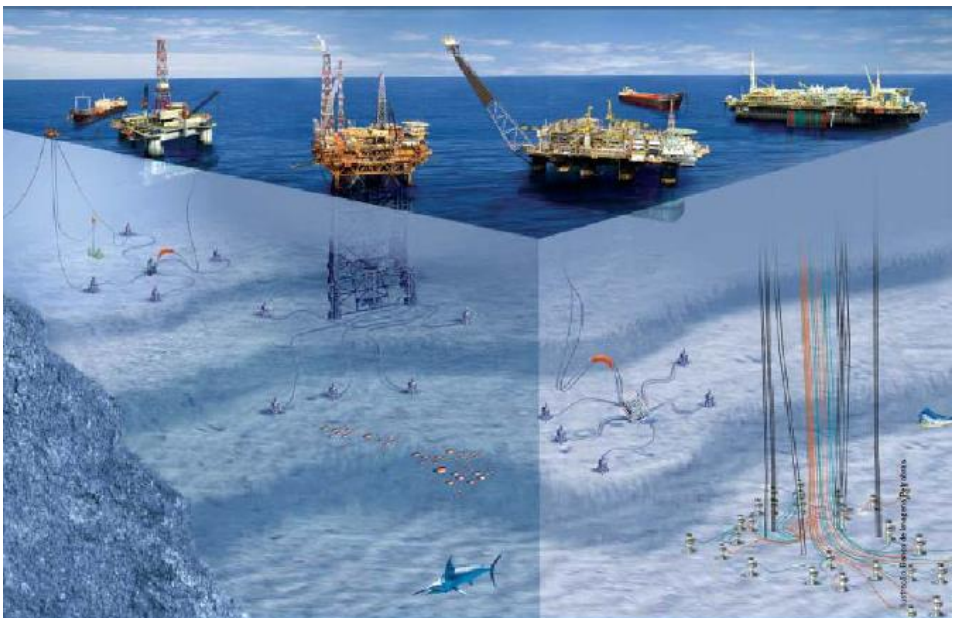
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os dutos submarinos tronaram-se um dos meios mais eficientes para transportar petróleo e seus derivados de forma confiável tanto no continente como em regiões afastadas da costa, que são denominadas *offshore* (QUEIROZ, 2011). As estruturas *offshore*, incluem linhas de transporte ou de exportação (*pipelines*), linhas de fluxo (*flowlines*) e dutos em suspensão que se conectam a plataforma (*risers)* (BAI e BAI, 2005) representadas na Figura 3.

O que estas estruturas têm em comum, é que são submetidas a altas pressões internas a partir do conteúdo da linha e pressões externas devido à pressão hidrostática exercida pela coluna de água nas paredes do duto. Devido às baixas temperaturas próximas ao leito marinho, os *risers* de produção, em geral, são revestidos com um revestimento térmico. Esse revestimento ajuda a diminuir a troca de calor entre o fluido escoando no interior do *riser* e o meio externo e evita a condensação e a formação de parafina, garantindo o escoamento do fluido (SUZUKI, 2012).

O desenvolvimento de campos *offshore* requer vários sistemas, entre os quais se encontra o sistema *flowline/pipeline/riser* representado na Figura 3. As *flowlines*, denominadas também de linhas de produção ou linhas de importação, são dutos submarinos que transportam fluidos multifásicos, como petróleo ou gás não processados, dos poços até os *manifolds* e, em seguida, para a plataforma; podem transportar ainda, água e outros fluidos das plataformas de produção até a cabeça dos poços de injeção.

Figura 3- Estruturas utilizadas para exploração de petróleo.



Fonte: Queiroz, 2011.

Os *Pipelines* são dutos submarinos que transportam óleo ou gás das plataformas de produção até terminais oceânicos ou terrestres. O fluido transportado é um fluido de fase única, após separação do petróleo, gás, água e sólidos. Os *risers* são estruturas que têm como finalidade conectar um poço ou uma *flowline* a uma unidade flutuante. Podem ser do tipo flexíveis ou rígidos, e híbridos quando apresentam uma combinação destes dois tipos. Podem ser utilizados em operações de perfuração, completação e produção, condução de fluidos, ferramentas ou equipamentos, como uma coluna de perfuração.

Os *risers* flexíveis são fabricados com diferentes materiais, como aço e polietileno, desenvolvidos especialmente para suportar grandes oscilações. São especialmente projetados para serem capazes de suportar grandes movimentações, no entanto, com o aumento da profundidade, a utilização de *risers* flexíveis tende a encarecer significativamente o projeto. Os *riser*s rígidos são compostos pela união de dutos geralmente através de soldas circunferenciais de topo que, eventualmente, introduzem defeitos na estrutura e devem ser avaliados quanto ao comprometimento de sua função e à necessidade de reparos. Em águas profundas, os *risers* rígidos, pela sua configuração geométrica, atingem flexibilidade suficiente para serem considerados uma ótima alternativa, além de serem economicamente mais atrativos.

Os custos de fabricação dos dutos e os custos de instalação e manutenção dos sistemas *risers* constituem uma parte considerável dos custos totais de exploração *offshore* de petróleo, logo, a redução dos custos é sempre interessante pelos operadores da indústria petroleira. Como o comprimento das linhas de produção aumenta com a profundidade da lâmina d'água, os altos custos de fabricação dos dutos flexíveis são assuntos de grande preocupação, motivo pelo qual vêm sendo estudadas novas concepções que permitam aproveitar as vantagens dos sistemas já existentes e contornar suas limitações para seu uso em águas ultra profundas.

Outra grande dificuldade existente nas operações *offshore* em alto mar através de *risers* rígidos está nas grandes oscilações causadas pelas correntes marítimas, o que, aliada à agressividade do meio e às cargas aplicadas sobre esta estrutura, os torna um ponto crítico nas operações de extração, intervenção e injeção. Segundo Gullo *et al*. (2011), os *risers* rígidos possuem baixa tolerância a estas movimentações em alto mar. Com isso, devido a esta agressividade, é possível também o aparecimento precoce de trincas e, caso não sejam tomadas medidas corretas, estas podem crescer de maneira instável e provocar colapso na estrutura, causando danos físicos e, às vezes, ambientais imensuráveis.

Os *risers* estão suscetíveis a sofrerem diversos tipos de carregamentos. Os principais encontram-se resumidos na Tabela 1.

Tabela 1 – Principais carregamentos em *risers*.

CARREGAMENTO	CAUSA
Pressão Interna	Fluido que esta sendo transportado
Pressão Externa	Profundidade de lâmina d'água
Compressão Longitudinal	Peso da coluna de risers imediatamente acima do riser
Vibrações induzidas por vórtices	Passagem das correntes marítmas
Torção e Flexão	Efeito das ondas e correntes maritmas
Flambagem	Movimento da plataforma
Tração	Movimento das correntes maritmas e da plataforma
Expansão Térmica	Variação de temperatura entre o interior e exterior do riser

Fonte: Adaptado de Silva, 2017.

Alguns dos carregamentos citados podem ser minimizados com o emprego de equipamentos ou elementos estruturais. Por exemplo, a compressão longitudinal pode ser reduzida com a instalação de flutuadores ao longo do comprimento do duto, reduzindo o seu peso. As vibrações induzidas por vórtices que ocorrem devido a passagem de correntes marítimas com alta velocidade, contribuindo para a ocorrência de processos de fadiga, podem ser minimizadas com a instalação de supressores de vórtices ao longo do seu comprimento

para orientar a corrente marítima; estes mesmos equipamentos podem ser utilizados para reduzir as tensões de flexão e de torsão (ANDRADE, 2011). Segundo Cavati (2012) o efeito de flambagem pode ser reduzido significativamente com a utilização de *bend stiffners* ou amortecedores, responsáveis por conectar o *riser* à plataforma e absorver as tensões provenientes do deslocamento da plataforma. A pressão externa é compensada devido a diferença com a pressão interna. A tração também é reduzida com a utilização de *bend stiffners*, supressores de vórtices e com o uso de configurações especiais, como o *riser* hibrido autossustentável (RHAS). Por outro lado, a expansão térmica do *riser*, de acordo com Giacobbe (2011), apresenta valores de tensões insignificantes, pois a temperatura desta é próxima à temperatura da água do mar.

O surgimento de trincas em dutos de *risers* pode estar associado a descontinuidades presentes no material, a problemas durante a fabricação, a procedimentos inadequados durante a instalação do sistema, e à agressividade do meio, que influenciam no aparecimento destes defeitos (HIPPERT, 2004). É possível o aparecimento de trincas com diversas geometrias em dutos pressurizados, sendo os tipos mais recorrentes as trincas longitudinais internas ou externas não passantes, trincas longitudinais passantes e trincas circunferenciais passantes (SILVA, 2017). As trincas longitudinais são mais críticas, pois devido a sua orientação na estrutura são mais afetadas durante o processo de pressurização, pois a tensão principal atuante sobre a trinca é a circunferencial, consequência da pressão interna do duto; também atuam tensões secundárias, devidas a montagem e ao lançamento da linha, e tensões residuais oriundas do processamento do material. Por isso, trincas longitudinais são os principais tipos de defeitos associados a falhas em tubulações (HIPPERT, 2004).

A manutenção é a peça chave que pode evitar essas falhas. As trincas que ocorrem inevitavelmente durante a vida útil de uma estrutura não devem ser negligenciadas ou ignoradas, mas, devem ser avaliadas para determinar se as mesmas comprometem a sua integridade estrutural. Uma rota de avaliação emprega expressões analíticas e/ou métodos numéricos para o cálculo dos Fatores de Intensidade de Tensão (FIT) associados com as trincas a fim de estabelecer as suas dimensões críticas. Há boa disponibilidade de trabalhos científicos (COÊLHO *et al.*, 2019; CORRÊA *et al*; DJILLALI *et. al.*, 2017; KISHIMOTO *et. al.*, 1989; NISITANI e MURAKAMI, 1974; RAJU e NEWMAN, 1979) e acadêmicos (LIMA, 2019; MOTTA, 2018; PEREIRA, 2004) onde são empregadas expressões analíticas e/ou o Método dos Elementos Finitos para obter os FITs de trincas de diversas geometrias que ocorrem de forma isolada em distintas estruturas, incluídas as pressurizadas. Há também

disponibilidade de trabalhos científicos que abordam avaliações de estruturas com trincas que ocorrem de forma simultânea (JIANG *et. al.*, 1992; MURAKAMI e NEMAT-NASSER, 1982; SETHURAMAN *et. al.*, 2003; XIAO *et. al*., 1994;) e acadêmicos (ALVES, 2010; MANAN, 2008; SATO, 2009). Carpinteri *et al*. (2004), analisaram numericamente a influência de duas trincas coplanares de superfície semielípticas idênticas em uma placa com largura e espessura finitas sob várias distribuições de tensão perpendiculares às faces da trinca e obtiveram os FIT's. Eles concluíram que a distribuição do FIT ao longo da frente da trinca não é simétrica em relação ao eixo de simetria de uma única falha e que a assimetria se torna mais pronunciada quando a distância relativa entre elas é menor. O efeito de interação depende principalmente da distância relativa (*d/c*), onde *d* a distância entre as trincas e *c* o comprimento da trinca e da profundidade relativa da trinca (*a/t*), onde *a* é a profundidade da trinca e *t* é a espessura do duto, enquanto que a influência da razão de aspecto (*a/c*) no fenômeno de interação se torna mais significativa para valores cada vez maiores da profundidade relativa da trinca. O fenômeno da interação torna-se praticamente desprezível para $d/c \geq 2$, ou seja, $d/c = 2$ pode ser considerada a distância relativa mínima de trincas da não interação, onde trincas com $d/c = 2$ podem ser analisadas como se fossem trincas simples.

Coules (2016) examinou a interação entre trincas semielípticas coplanares de diferentes tamanhos e proporções em uma placa elástica. Verificou que, em muitos casos, os pares de trincas apresentaram efeitos de interação que poderiam ser considerados desprezíveis sob os critérios de interação usados nos procedimentos de avaliação R6 Rev. 4 e ,, quando na verdade, elas interagem. No entanto, na grande maioria desses casos, o maior valor de Fator de Intensidade de Tensões, K_I, na frente de trinca não aumenta significativamente, pois a interação afeta principalmente regiões da frente da trinca que são menos severamente carregadas. O nível de interação elástica que ocorre entre um par de trincas depende da distribuição da tensão que atua sobre eles. Os critérios de interação com defeitos usados nos procedimentos atuais de avaliação de integridade são independentes do modo de carregamento e, em alguns casos, há um risco de classificação de interação não conservadora se os efeitos de carregamento através da espessura forem ignorados. Por outro lado, a variação da razão de Poisson na faixa de $0{,}2 \leq \nu \leq 0{,}4$ tem apenas um efeito fraco na interação elástica entre fissuras na superfície, o que justifica o uso de critérios de interação independentes das propriedades elásticas do material.

Mais recentemente, Kastratović (2018) utilizou um método aproximado, baseado no princípio de superposição, para estimar os fatores de intensidade de tensão modo I de

carregamento para três trincas semielípticas coplanares embutidas no corpo elástico tridimensional, submetidas a carga elástica uniaxial remota. As soluções FIT foram obtidas usando o programa de computador baseado no MEF, onde as soluções foram calculadas automaticamente para diferentes tamanhos de todas as trincas. A análise dos resultados mostrou que, no caso de pequenas trincas distantes, as soluções obtidas apresentaram boa concordância, o que as torna aceitáveis do ponto de vista da engenharia. Além disso, as diferenças entre os resultados aumentaram com o aumento do tamanho das trincas, independentemente da distância entre elas. No entanto, este estudo mostrou que, para estruturas 3D com múltiplas trincas, o uso do método aproximado para avaliações de FIT's pode ser totalmente reconhecido.

Outra rota de avaliação da integridade estrutural de componentes e estruturas que contêm trincas emprega ferramentas de avaliação disponibilizadas em códigos e normas especificas, como a BS 7910:2013 (2013) e a API 579-1 (2016), reconhecidas por seu elevado nível de conservadorismo, que tende a penalizar estruturas feitas com aços de alta tenacidade. Por esse motivo, há também interesse da comunidade científica em realizar avaliações combinadas utilizando também o MEF para obtenção de resultados mais precisos (SAMADIAN, *et. al.,* 2017; WEN *et. al.,* 2016; ZHANG *et. al.,* 2016).

Dentro dessa linha, Silva (2017) realizou a avaliação da integridade estrutural de *risers* trincados fabricados com aço API 5CT P110, utilizando o nível 2B da norma Britânica BS 7910:2005 (2005) e comparou os resultados com os obtidos através de simulações computacionais realizadas com o software Abaqus. Concluiu que é possível, em alguns casos, postergar a troca de um *riser* reduzindo então, os custos associados. Coêlho (2018) utilizou a norma Britânica BS 7910:2013 (2013) e a norma Americana API-579/ASME FFS-1 (2016), para avaliar uma trinca longitudinal localizada na superfície externa de um vaso de pressão cilíndrico, com o objetivo de estabelecer qual das duas normas iria considerar segura a estrutura com trincas de dimensões críticas maiores. Utilizando o software ABAQUS®, concluiu que a BS 7910:2013 (2013) oferece uma avaliação crítica de engenharia menos conservadora, já que tanto pelas soluções analíticas como pelos resultados via MEF, conseguiu-se por esta determinar tamanhos críticos maiores quando em comparação a norma americana. Corrêa (2019) utilizou a Opção 1 da norma britânica BS 7910:2013 (2013) e o software ANSYS para avaliar a integridade de um *riser* de aço com uma trinca semielíptica superficial. Identificou o tamanho de trincas críticas e concluiu que quanto maior a profundidade relativa da trinca, maior o conservadorismo da norma.

Os trabalhos citados anteriormente abordam a avaliação estrutural de estruturas contendo trincas isoladas e trincas múltiplas. No entanto, não foi possível encontrar referências de trabalhos relacionados com a avaliação da integridade de *risers* rígidos contendo múltiplas trincas. Todavia, para a exploração de petróleo e gás em locais de difícil acesso, como as grandes profundidades que devem ser superadas para aceder aos recursos do Pré-sal brasileiro, obriga ao uso, nas estruturas de exploração, de aços de alta resistência e boa tenacidade. O aço API 5CT P110, que tem se revelado como uma opção promissora por apresentar altos valores de tenacidade, resistência ao impacto e comportamento dúctil na fratura (XU *et al*., 2011), foi selecionado para ser utilizado neste trabalho.

O aço API 5CT P110 é um aço de alta resistência e baixa liga tipicamente utilizado na fabricação de tubulações para revestimento de poços de petróleo que vêm sendo empregado na fabricação de tubos para *risers*, conforme catálogo da Tenaris (2012), pois possibilita diminuições importantes na espessura de parede dos dutos utilizados nos *risers* e no peso da coluna de extração do petróleo, bem como nos custos de produção em águas ultra-profundas (BAI e BAI, 2005).

4 REFERENCIAL TEÓRICO

4.1 MECÂNICA DA FRATURA

A presença de trincas em estruturas causa problemas frequentes em projetos de engenharia. Esses defeitos normalmente são introduzidos durante a fabricação ou causadas pela ação de carregamentos e geralmente estão presentes na maior parte dos componentes mecânicos (BUDYNAS, 2011). Com isso, teorias como a Mecânica da Fratura têm sido desenvolvidas e empregadas para verificar o comportamento de estruturas ou componentes estruturais com trincas, que podem ou não se propagar de forma instável. A Mecânica da Fratura tem como objetivos principais medir o grau de segurança de uma estrutura em relação a trinca por fratura frágil e determinar quais são as condições necessárias para iniciar e propagar uma trinca, além de quantificar a vida residual de um componente sujeito a carregamento.

A mecânica da fratura pressupõe a presença de uma trinca e a verificação de seu crescimento até ela se tornar crítica e o componente ser retirado de atividade. Os seus conceitos provaram ser adequados para a predição das condições de trinca de estruturas e foram divididos em dois ramos: o regido pelo comportamento linear-elástico, denominado Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e o regido pelo comportamento elasto-plástico, denominado Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP).

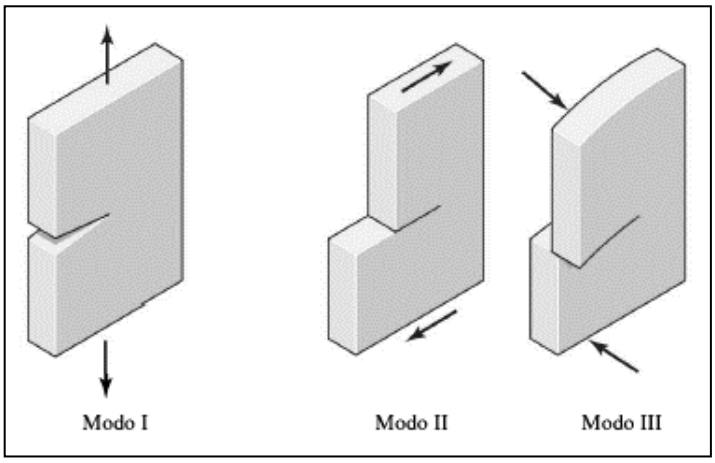
4.1.1 Mecânica da Fratura Linear-Elástica

Se a região de escoamento em torno da ponta da trinca é pequena se comparada às dimensões da peça, então teorias da MFLE são aplicáveis, pois é a metodologia a ser empregada em situações onde há possibilidade de ocorrer fratura sem ser precedida de deformação plástica extensa na região à frente da ponta da trinca. A dimensão da região de escoamento é função do estado tensional em torno da ponta da trinca, que define as condições de restrição à deformação plástica (*constraint*), e também pode ser decorrência das propriedades do material, como os aços de resistência mecânica elevada, da temperatura, se ela for suficientemente baixa ou de fatores geométricos, como as dimensões da estrutura.

Para uma consistente análise de Mecânica da Fratura ou para prevenir-se de falhas por fartura ainda na fase de projeto faz-se necessário determinar o Fator de Intensidade de Tensões, *K*, como um parâmetro que permite obter uma avaliação do campo de tensões nas proximidades da trinca. A definição desse fator permite avaliar quando uma trinca irá se propagar ou, no limite, romper o material. Estes fatores estão relacionados aos três modos fundamentais de abertura de trincas como mostra a Figura 4.

Uma carga de tração dá origem ao modo I de abertura de trinca. O modo II é o modo de deslizamento, que resulta do cisalhamento de plano e o modo III é o modo de rasgamento, que surge do cisalhamento de fora do plano. Considerando que o modo I é o mais comum e mais perigoso, neste trabalho será tratado sobre ele.

Figura 4 – Modos de carregamento de uma trinca.



Fonte: Adaptado de Budynas, 2011.

O modo I de solicitação é o mais crítico porque pode levar predominantemente ao mecanismo de ruptura por clivagem, levando a uma ruptura frágil com pequena absorção de energia no processo de fratura. Portanto, a maioria dos problemas e soluções é apresentada para o modo I, surgindo daí a notação de K_I para o Fator de Intensidade de Tensões no modo I de abertura da trinca. Para os outros dois modos, os fatores de intensidade de tensões correspondentes são denominados K_{II} e K_{III}. Quando a magnitude do fator de intensidade de tensões do modo I em estado plano de deformações (EPD) alcança o valor crítico, denominado K_{IC}, tem início a propagação de trinca, definindo, portanto, o valor da tenacidade à fratura do material em EPD. A tenacidade à fratura é uma propriedade do material que depende das suas características metalúrgicas, do modo de abertura da trinca, do

processamento do material, da temperatura, da razão de carregamento e do estado de tensão no local da trinca.

Dado um determinado modo de carregamento, a distribuição de tensões em torno de uma trinca em uma estrutura com comportamento no regime linear-elástico é semelhante e é descrita pelo fator de intensidade de tensões, *K*. Isto é, a diferença da magnitude de tensões alcançada entre componentes trincados depende apenas do fator *K*, que é governado pela configuração geométrica do componente trincado e pelo nível e modo do carregamento imposto.

Estudo realizado por Westergaard (1939), no campo de tensões na vizinhança de uma trinca submetida ao modo de carregamento I, demostraram que o campo de tensões num ponto na região à frente da ponta da trinca é função da tensão aplicada no sólido σ, da dimensão da trinca e da posição do ponto em relação à sua ponta.

Portanto, o campo de tensões na vizinhança da ponta de uma trinca no modo I pode ser caracterizado em termos do fator intensidade de tensões K_I, desde que $r \ll a$, onde a é comprimento relativo da trinca, e que a, r e θ estejam definidos de acordo com a Figura 5, através da seguinte equação:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2r\pi}} f_{ij}(\theta) \tag{1}$$

onde σ_{ij} é o tensor de tensões, r e θ as coordenadas polares de um ponto próximo à frente da trinca para o caso tridimensional, e próximo à ponta da trinca para o caso bidimensional, em relação a um sistema com origem na sua frente, e $f_{ij}(\theta)$ é uma função adimensional de θ. Para o modo I de carregamento, em Estado Plano de Tensões (EPT) e em Estado Plano de Deformações (EPD), tem-se:

$$\sigma_{11} = \frac{K_I}{\sqrt{2r\pi}} cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[1 - sen\left(\frac{\theta}{2}\right) sen\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \tag{2}$$

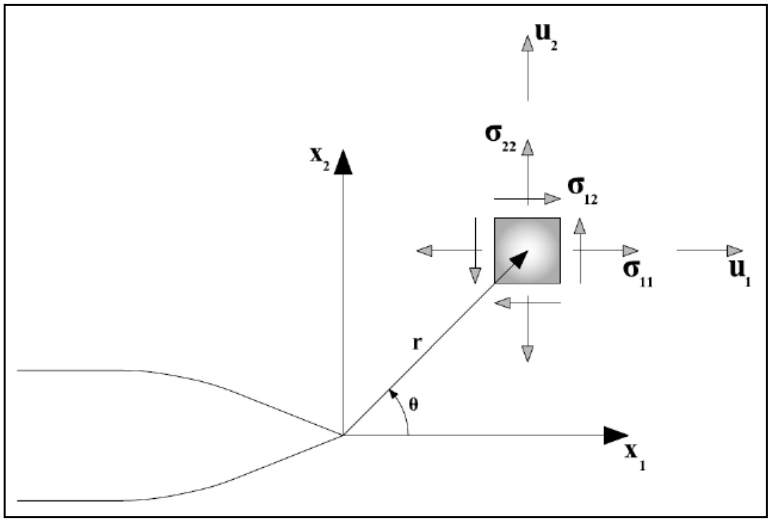
$$\sigma_{22} = \frac{K_I}{\sqrt{2r\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[1 + sen\left(\frac{\theta}{2}\right) sen\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \tag{3}$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_I}{\sqrt{2r\pi}} cos\left(\frac{\theta}{2}\right) sen\left(\frac{\theta}{2}\right) cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \tag{4}$$

$$\sigma_{33} = \begin{cases} 0, EPT \\ \nu(\sigma_{11} + \sigma_{22}), EPD \end{cases} \tag{5}$$

Expressões similares são encontradas para trincas submetidas aos modos de carregamento II e III.

Figura 5 - Campo de Tensões na Ponta da Trinca



Fonte: Adaptado de Sato, 2009.

A intensidade de tensões na vizinhança da trinca cresce proporcionalmente a esse fator, definido como:

$$K_{\mathrm{I}} = Y\sigma\sqrt{\pi a} \tag{6}$$

onde Y é uma quantidade adimensional que depende da geometria da peça, do tipo de carregamento e da razão entre o tamanho da trinca e da largura da peça, denominada fator geométrico, σ é a tensão nominal aplicada e a o comprimento característico da trinca. Considerando trincas internas o comprimento é $2a$ e para trincas de borda passantes o comprimento é apenas a. O fator geométrico tem um valor geralmente próximo à unidade, sendo esta uma correção aplicada para calcular K_{I} para uma geometria específica em relação à geometria de Griffith, onde ele é unitário.

Irwin (1956) desenvolveu uma relação explícita em termos de um parâmetro que representa a energia elástica total liberada no processo de propagação de uma trinca, com o objetivo de aplicar à teoria de Griffith para materiais com alguma deformação plástica na ponta da trinca. Utilizando a taxa de liberação de energia elástica que representa a energia elástica liberada por unidade de aumento do comprimento da trinca e por unidade de espessura ($\partial U/\partial a$), mostrou que para o modo I de carregamento a taxa de alívio de energia

potencial *G* de um material pode ser relacionada com o fator de intensidade de tensão (para um material sob regime elástico linear) e o Módulo de elasticidade, *E*, da seguinte forma:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \tag{7}$$

para o estado plano de deformações e o estado plano de tensões são dadas pelas equações (8) e (9), respectivamente

$$G_I = \frac{K_I^2}{E}(1 - v^2) \tag{8}$$

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \tag{9}$$

onde υ é o coeficiente de Poisson.

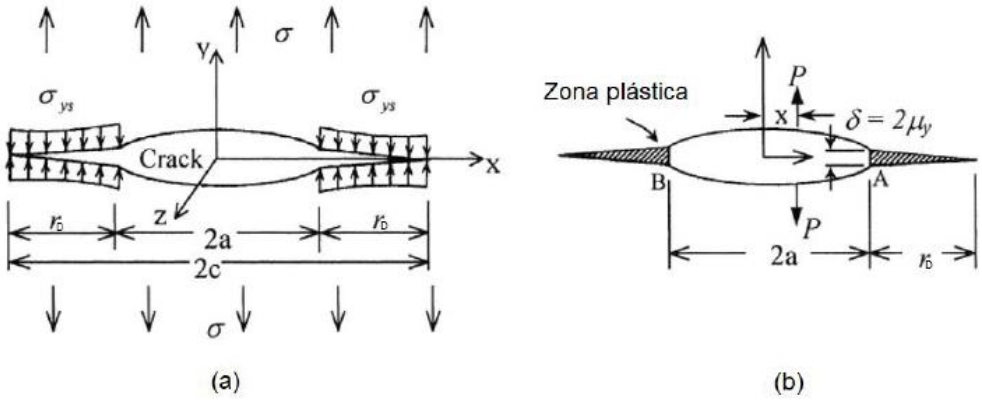
A validade do Fator de Intensidade de Tensões como determinante da amplitude do campo de tensões em torno da ponta da trinca, depende do tamanho da zona plástica na frente da trinca. Quando a zona plastificada à frente da trinca é muito menor que o tamanho característico da trinca *(*$r \ll a$), tem-se o fenômeno de escoamento em pequena escala (*small-scale yielding*). No entanto, quando o tamanho característico da trinca é menor que o tamanho da zona plástica ($r > a$), tem-se o fenômeno de escoamento em larga escala (*large-scale yielding*)

As abordagens de Irwin (1956) ou a aproximação de Dugdale (PEREZ, 2004), estimam o tamanho da zona plástica quando o escoamento é moderado à frente da trinca, compensando no fator de intensidade de tensão, também conhecido como fator de intensidade de tensão efetivo, K_{eff}.

Dugdale propôs um modelo de banda de escoamento para a zona plástica ao longo da frente da trinca em um material que não sofre encruamento, em EPT. Esta zona plástica é modelada considerando uma trinca de tamanho $2a + 2r_D$, conforme mostra a Figura 6, onde r é a extensão da zona plástica. Ao longo de r_D, está submetida uma tensão de fechamento da ordem do limite de escoamento uniaxial do material, σ_{YS}. O tamanho da zona plástica estimado pela aproximação de Dugdale é (PEREZ, 2004):

$$r_D = \frac{\pi}{8}\left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}}\right) \tag{10}$$

Figura 6 - Modelo da banda de escoamento de Dugdale. (a) Tamanho da trinca considerada; (b) localização das zonas plásticas.



Fonte – Adaptado de PEREZ, 2004.

Comparando a estimativa de segunda ordem de Irwin com a estimativa de Dugdale, em EPT, percebe-se que $r_y = 0{,}81 r_D$ (PEREZ, 2004). Ambas as abordagens, no entanto, apenas estimam o tamanho da zona plástica no plano, quando $\theta = 0$.

Uma forma de se avaliar o tamanho da zona plástica em todos os ângulos θ é aplicando um critério de escoamento, como o de von Mises. Por este, a falha ocorre quando a tensão equivalente de von Mises, σ_{mises}, cumprir a condição de: $\sigma_{mises} \geq \sigma_{YS}$. A tensão equivalente de von Mises é dada por:

$$\sigma_{mises} = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \tag{11}$$

onde σ_1, σ_2 e σ_3 são as tensões principais que caracterizam o estado triaxial (triaxialidade), dadas por:

$$\sigma_1, \sigma_2 = \frac{\sigma_{xx}+\sigma_{yy}}{2} \pm \left[\left(\frac{\sigma_{xx}-\sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2\right]^{1/2} \tag{12}$$

$$\sigma_3 = \begin{cases} 0, EPT \\ \nu\left(\sigma_1 + \sigma_2\right), EPD \end{cases} \tag{13}$$

Substituindo as equações (2) até (5) em (12) e (13), respectivamente, tem-se:

$$\begin{Bmatrix}\sigma_1 \\ \sigma_2\end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2r\pi}} cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \begin{Bmatrix} 1 + sen\left(\frac{\theta}{2}\right) \\ 1 - sen\left(\frac{\theta}{2}\right)\end{Bmatrix} \tag{14}$$

$$\sigma_3 = \begin{cases} 0, EPT \\ \dfrac{2\nu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\dfrac{\theta}{2}\right), EPD \end{cases} \quad (15)$$

No limite do critério de falha de von Mises, $\sigma_{mises} = \sigma_{YS}$, e substituindo as equações (14) e (15) na equação (11) e resolvendo para $r(\theta)$, tem-se (ANDERSON, 2005):

$$r_y(\theta) = \begin{cases} \dfrac{1}{4\pi}\left(\dfrac{K_I}{\sigma_{YS}}\right)^2 \left[1 + \cos\theta + \dfrac{3}{2} sen^2\theta\right], EPT \\ \dfrac{1}{4\pi}\left(\dfrac{K_I}{\sigma_{YS}}\right)^2 \left[(1-2\nu)^2 (1+\cos\theta) + \dfrac{3}{2} sen^2\theta\right], EPT \end{cases} \quad (16)$$

4.1.2 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

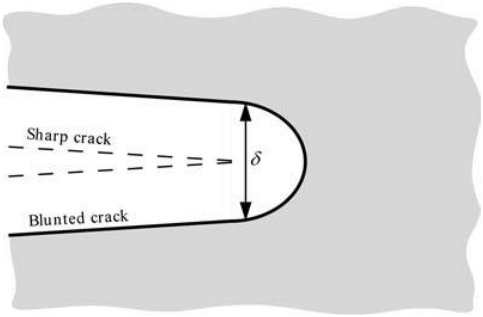
A MFLE é válida apenas enquanto a deformação não linear do material estiver confinada a uma pequena região ao redor da ponta da trinca. Em muitos materiais, é praticamente impossível caracterizar o comportamento da fratura com a MFLE, e é necessário um modelo alternativo de mecânica da fratura (ANDERSON, 2005).

A Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) se aplica a materiais que exibem um comportamento não linear e independente do tempo, ou seja, que possuem deformação plástica. Dois parâmetros elasto-plásticos são apresentados: o deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD) e a integral *J*. Ambos os parâmetros descrevem condições de trincas em materiais elasto-plástico, e cada um pode ser usado como critério de fratura. Valores críticos de CTOD ou *J* fornecem medidas quase independentes da tenacidade à fratura, mesmo para quantidades relativamente grandes de plasticidade na ponta de trinca. Existem limites para a aplicabilidade de *J* e CTOD, mas esses limites são muito menos restritivos do que os requisitos de validade do MFLE.

4.1.2.1 Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca – CTOD

Um parâmetro importante da MFEP foi proposto por Wells em 1965 após analisar corpos de prova fraturados, onde concluiu que a MFLE não se aplicava a aços estruturais de alta tenacidade nas condições do ensaio. Ele observou que as faces das trincas tinham se separado e que a ponta da trinca havia adquirido um raio de curvatura significativo como mostra Figura 7. Verificou também que o aumento desse raio de curvatura (grau de embotamento) aumentava à medida em que a tenacidade à fratura do material era maior. Essa constatação levou Wells a propor a abertura na ponta da trinca como uma medida da tenacidade à fratura, parâmetro conhecido como CTOD (ANDERSON, 2005).

Figura 7 - Deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD). Uma trinca inicialmente aguçada embota com a deformação plástica, resultando em um deslocamento finito das faces (δ) na ponta da trinca.



Fonte: Adaptado de Anderson, 2005.

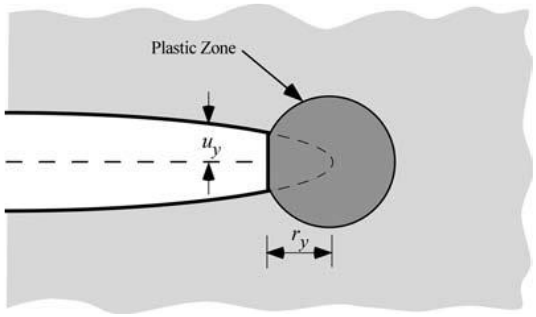
Wells realizou uma análise aproximada onde relacionou o CTOD ao fator de intensidade de tensão (K) no limite do escoamento em pequena escala. Considerando uma trinca com uma pequena zona plástica, conforme ilustrado na Figura 8, usando as fórmulas de Irwin, obtendo:

$$\delta = \frac{4}{\pi}\frac{K_I^2}{\sigma_{YS}E} \tag{17}$$

onde δ é o CTOD. Como alternativa, o CTOD pode estar relacionado à taxa de liberação de energia:

$$\delta = \frac{4}{\pi}\frac{G}{\sigma_{YS}} \tag{18}$$

Figura 8 – Estimativa de CTOD a partir do deslocamento da trinca efetiva na correção da zona plástica de Irwin.



Fonte: Adaptado de Anderson, 2005.

O modelo de banda de escoamento assume condições de tensão plana em um material que não sofre encruamento plástico. A relação real entre CTOD e K_I e G depende do estado de tensão e do endurecimento por deformação. A forma mais geral desse relacionamento pode ser expressa da seguinte maneira:

$$\delta = \frac{K_I^2}{mE\sigma_{YS}} = \frac{G}{m\sigma_{YS}} \tag{19}$$

sendo m uma constante adimensional com valor de 1 para EPT e 2 para EPD.

A maioria das medições laboratoriais de CTOD foi feita em amostras com trincas na borda carregadas em flexão de três pontos. Atualmente, o deslocamento V na boca da trinca é medido e o CTOD é inferido assumindo que as metades da amostra são rígidas e giram em torno de um ponto de articulação, conforme ilustrado na Figura 9, onde é possível estimar o CTOD a partir de uma construção de triângulos semelhantes:

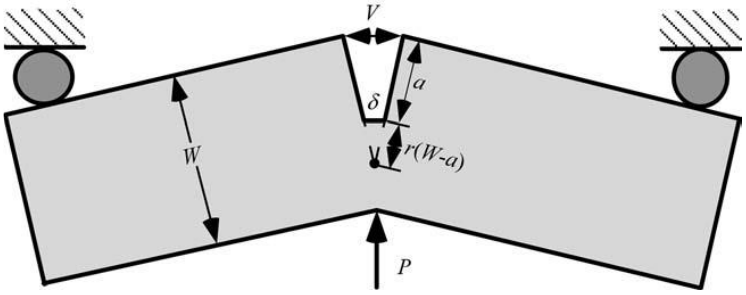
$$\frac{\delta}{r(W-a)} = \frac{V}{r(W-a)+a}$$

Portanto,

$$\delta = \frac{r(W-a)V}{r(W-a)+a} \tag{20}$$

sendo r o fator rotacional, definido entre 0 e 1.

Figura 9 - O modelo de dobradiça para estimar o CTOD a partir de amostras de flexão em três pontos



Fonte: Adaptado de Anderson, 2005.

Este modelo, no entanto, torna-se impreciso quando os deslocamentos são puramente elásticos e bastante precisos quando plásticos (ANDERSON, 2005). Assim, pode-se assumir este modelo para prever uma componente plástica, δ_p, enquanto a componente elástica, δe, seria prevista pela Equação (19), de tal forma que:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_p = \frac{K_I^2}{m\sigma_{YS}E'}\frac{r_p(W-a)V_p}{r_p(W-a)+a} \tag{21}$$

4.1.2.2 Integral J

A Integral *J* desenvolvida por Rice (1968) é uma integral de contorno cujo valor não varia ao longo de qualquer caminho de integração que envolva a trinca, como mostra a Figura 10. A taxa de liberação de energia potencial em regime elástico linear pode ser avaliada pela integral *J*, que tem como base a lei de conservação da energia. A integral *J* é definida por:

$$J = \int_\Gamma \left(w d_y - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \tag{22}$$

onde u_i é o vetor 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; T_i é o vetor tração; *w* é a densidade de energia de deformação, dada por:

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \tag{23}$$

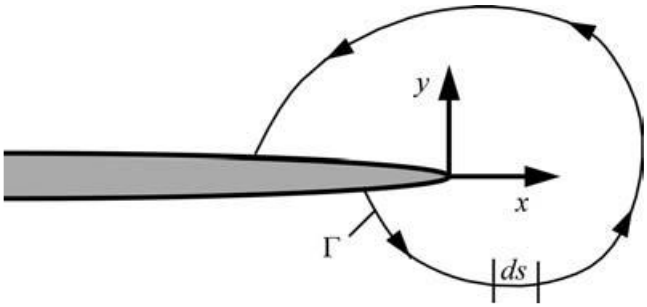
onde σ_{ij} e ε_{ij} são os tensores de tensão e de deformação, respectivamente.

As componentes do vetor tração são dados por:

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \tag{24}$$

onde $n_j$são as componentes do vetor unitário normal ao contorno Γ.

Figura 10 – Contorno arbitrário ao redor da ponta de uma trinca.



Fonte: Adaptado de Anderson, 2005.

A Integral J pode ser considerada também, de forma geral, como igual à taxa de liberação de energia elástica para um corpo de prova com comportamento elástico não-linear que contém uma trinca. Assim, no caso particular de um material com comportamento elástico-linear, $J = G$:

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \tag{25}$$

A Integral J também pode ser usada como um parâmetro para caracterização dos campos de tensão e deformação à frente da trinca, análogo ao fator de intensidade de tensão. Esta caracterização pode ser feita através das Equações de Campo HRR.

Hutchinson e Rice e Rosengren em 1968 mostraram independentemente que J caracteriza as condições de trinca em um material elástico não linear. Cada um deles assumiu uma lei potencial entre a deformação plástica e a tensão. Se forem incluídas deformações elásticas, essa relação para deformação uniaxial segue a equação de Ramberg-Oswood, dada por:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{YS}} = \frac{\sigma}{\sigma_{YS}} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}}\right)^n \tag{26}$$

sendo ε_{YS} a deformação de escoamento, α uma constante adimensional e *n* é o expoente de encruamento do material.

Considerando que a Integral *J* é independente ao caminho escolhido, num caminho circular com centro posicionado na frente da trinca, raio r e coordenadas θ, tem-se que os campos de tensão e deformação podem ser dados por:

$$\sigma_{ij} = \sigma_o \left(\frac{EJ}{\alpha\sigma_o^2 I_n r}\right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n,\theta) \tag{27}$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha\sigma_o}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha\sigma_o^2 I_n r}\right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n,\theta) \tag{28}$$

sendo $\tilde{\sigma}_{ij}(n,\theta)$e $\tilde{\varepsilon}_{ij}(n,\theta)$ funções adimensionais de *n* e θ, e I_n uma constante de integração que depende de *n*.

4.2 TRINCAS MÚLTIPLAS

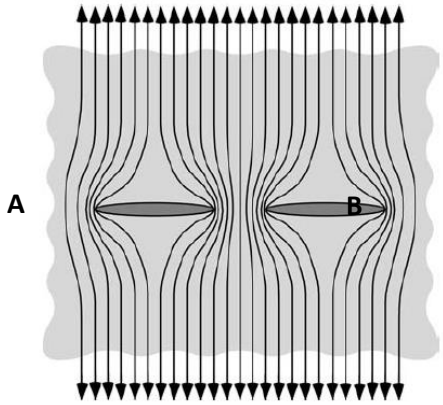
Estruturas de engenharia, como aeronaves, caldeiras, vasos de pressão e tubulações, podem conter múltiplas trincas com dimensões distintas que dependendo da orientação relativa das trincas vizinhas, a interação pode ampliar ou diminuir o fator de intensidade de tensão. O estudo de múltiplas trincas tornou-se cada vez mais importante no projeto dessas estruturas, pois a trinca que ocasiona a falha estrutural geralmente ocorre como resultado da interação dessas trincas. Uma maior compreensão da interação entre trincas pode fornecer ferramentas quantitativas para avaliar o problema de múltiplas trincas. Os códigos de projeto atuais aplicam certas regras e condições, por exemplo, caracterizando múltiplas trincas como uma única trinca maior, que depois é avaliada através da mecânica da fratura, como definido na Norma BS 7910:2013 (2013).

O campo de tensão local e a força motriz de uma trinca individual podem ser afetados pela presença de uma ou mais trincas vizinhas. Existem duas configurações básicas nas quais as trincas múltiplas ocorrem nas estruturas: a) trincas coplanares alinhadas, onde o K_{I} aumenta devido a interação e, b) trincas coplanares paralelas entre si, onde o K_{I} tende a diminuir devido à interação. A interação desse tipo de trincas é discutida a seguir.

4.2.1 Trincas coplanares alinhadas

A Figura 11 e a Figura 12 ilustram o princípio geral de que múltiplas trincas no mesmo plano têm o efeito de ampliar K_I uma na outra. A Figura 11 ilustra duas trincas idênticas alinhadas em uma placa infinita. As linhas de força representam o efeito relativo de concentração de tensões das trincas. À medida que o ligamento entre as trincas, s, diminui de tamanho, a área através da qual a força deve ser transmitida diminui também. Consequentemente, o K_I de cada trinca aumenta à medida que as duas trincas se aproximam uma da outra.

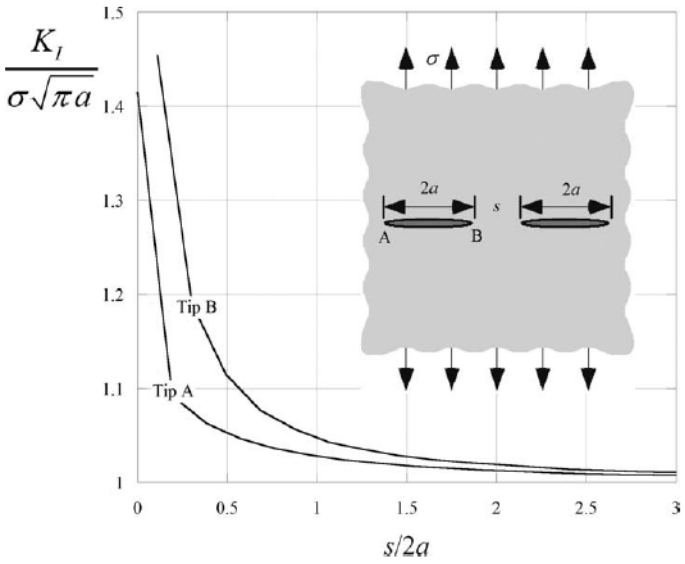
Figura 11 – Trincas alinhadas. A interação entre as trincas resulta em uma ampliação do K_I.



Fonte: Adaptado de Anderson, 2005.

A Figura 12 é um gráfico da solução de K_I para a configuração mostrada na Figura 8. A ponta da trinca mais próxima da trinca vizinha experimenta a maior ampliação no K_I. A solução de K_I na ponta B aumenta assintoticamente com $s \rightarrow 0$. Na ponta A, a solução se aproxima com $s \rightarrow 0$ porque as duas trincas se tornam uma única trinca com o dobro do comprimento original de cada trinca (ANDERSON, 2005).

Figura 12 – Interação de duas trincas passantes alinhadas idênticas em uma placa infinita.

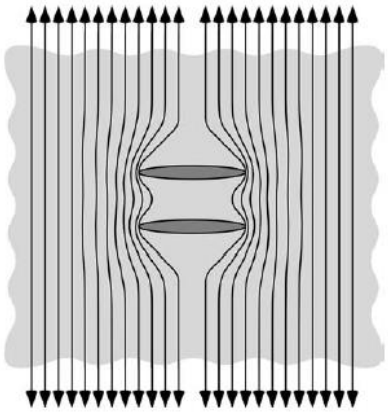


Fonte: Murakami, 1987.

4.2.2 Trincas coplanares paralelas

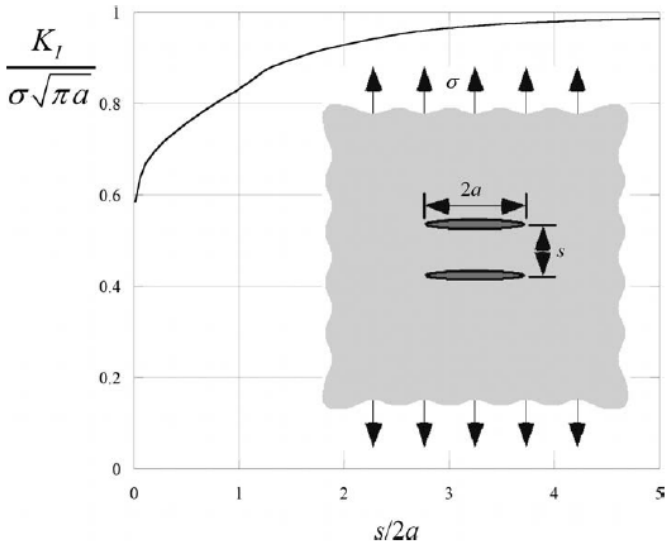
A Figura 13 ilustra duas trincas paralelas. Nesse caso, as trincas tendem a se proteger, o que resulta em uma diminuição do K_I em relação ao caso de trincas simples. A Figura 12 mostra a solução K_I para esta geometria. Isso é indicativo do caso geral em que duas ou mais trincas paralelas têm uma interação de blindagem mútua quando sujeitas ao carregamento no Modo I. Consequentemente, múltiplas trincas paralelas umas às outras são menos preocupantes do que várias trincas alinhadas no mesmo plano.

Figura 13 – Trincas paralelas. Um efeito de proteção mútua reduz o K_I em cada trinca.



Fonte: Murakami, 1987.

Figura 14 - Interação entre duas trincas paralelas idênticas em uma placa infinita.



Fonte: Murakami, 1987.

4.3 AVALIAÇÃO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL

Um componente estrutural é considerado íntegro quando atende as funções para as quais foi projetado, suporta os carregamentos máximos de trabalho e apresenta um comportamento confiável, previsível e repetitivo por tantos ciclos quanto forem necessários para sua vida em serviço. A avaliação da integridade estrutural é o resultado do uso de técnicas e procedimentos que permitem estabelecer a situação de dano de uma estrutura, para prever seu comportamento futuro e indicar suas necessidades de inspeção, monitoração, recuperação e reforço.

4.3.1 Abordagem *Fitness For Service*

A abordagem *Fitness For Service* (FFS), ou Adequação ao Serviço, tem como objetivo determinar se um equipamento ou sistema, contendo defeitos ou danos, ou sujeito a condições diferentes das previstas no projeto inicial, está apto a continuar em operação, prestando o serviço ao qual foi concebido. O resultado de uma avaliação FFS irá indicar se a condição é operativa, de reparação, de reavaliação ou, até mesmo, que seja preciso modificar ou desativar

o equipamento/sistema. Pode ser realizada uma 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, normalmente feita através de ensaios não destrutivos, implica em três linhas de ação de acordo com a FFS: a) continuar operando com o defeito, mas para isso a avaliação deve trazer segurança; b) reparar imediatamente, este tipo de ação pode gerar outros defeitos mais graves e elevados custos; c) substituir a seção danificada.

Com a visão de reduzir os riscos e minimizar as perdas, a avaliação FFS juntamente com a mecânica da fratura, denominada Avaliação Crítica de Engenharia (*Engineering Critical Assessment* – ECA), 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 à falha.

4.3.2 Diagrama de Avaliação de Falha

O Diagrama de Avaliação de Falha (*Failure Assessment Diagram* – FAD) é reconhecido como uma metodologia eficiente para avaliar a interação potencial entre fratura frágil e colapso plástico em estruturas e componentes estruturais que contêm trincas. O diagrama representa uma curva de transição entre esses dois mecanismos distintos de falha. Através desta abordagem, um problema altamente não linear, como o é o da fratura elasto-plástica, pode ser resolvido em termos de dois parâmetros que variam linearmente com a carga aplicada.

A curva de transição, denominada de Linha de Avaliação de Falha (*Failure Assessment Line* - FAL) ou “envelope”, apresentado na Figura 15, é construída com base na relação existente entre a razão de tenacidades (K_r) e a razão de carregamentos (L_r):

$$K_r = f(L_r)$$

onde

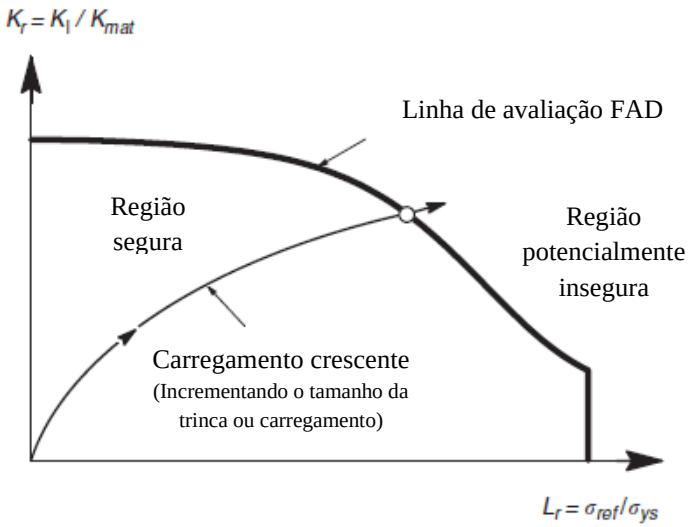
$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}}$$

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{YS}}$$

A avaliação da integridade estrutural de um componente trincado é realizada pela posição relativa de um ponto de avaliação, de coordenadas (K_r, L_r), referente ao componente contendo o defeito.

Se o ponto de avaliação está localizado abaixo da linha FAD, a estrutura é considerada segura para operação, caso contrário, é considerada potencialmente não segura.

Figura 15 - Diagrama FAD.



Fonte – Adaptado de Cravero, 2006.

O eixo vertical do diagrama compara os carregamentos aplicados em termos do fator de intensidade de tensões com a tenacidade a fratura do material, enquanto o eixo horizontal é a razão do carregamento primário aplicado e o carregamento requerido para colapso plástico. Com isso, uma linha de avaliação é plotada no diagrama e os cálculos fornecidos para cada trinca são realizados e os pontos adicionados no diagrama, que posteriormente serão comparados com a linha de avaliação indicando ou não a aceitabilidade da trinca (BS 7910:2013, 2013).

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

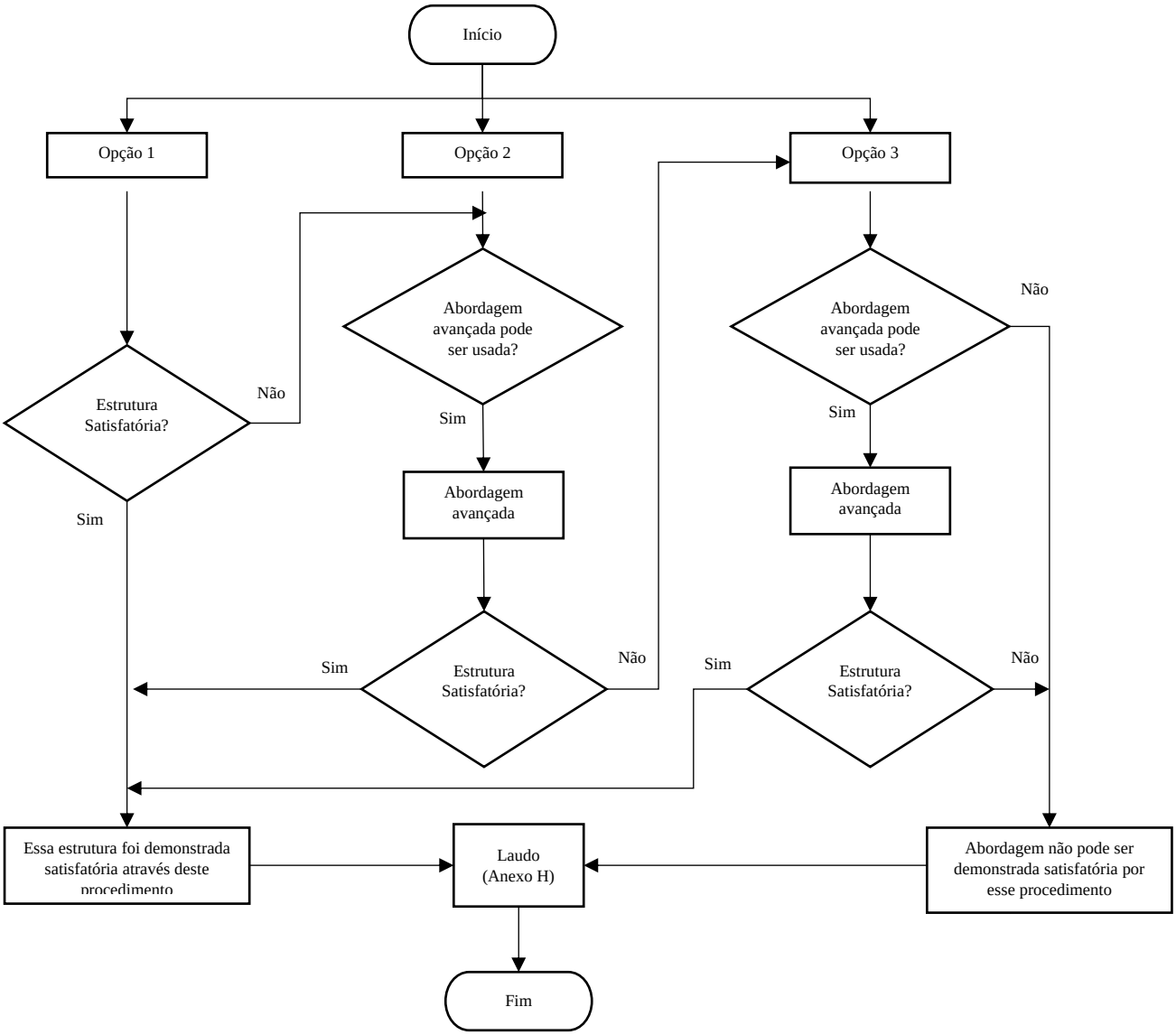
Cada opção de abordagem tem uma linha de avaliação específica para definição da curva de acordo com o material.

4.4 NORMA BRITÂNICA BS 7910:2013

A Norma Britânica BS 7910:2013 (2013), fornece orientações e recomendações a respeito da avaliação da aceitabilidade de trincas em diversos tipos de estruturas e componentes. Os procedimentos descritos nesta norma são aplicáveis nas fases de projeto, fabricação e operação da estrutura ou componente.

De acordo com a Norma BS 7910:2013 (2013) existem três opções de avaliação da integridade estrutural, as Opções 1, 2 e 3, onde a complexidade da 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 Figura 16 descreve o procedimento geral de uso das três opções para uma avaliação crítica de engenharia a partir desta norma.

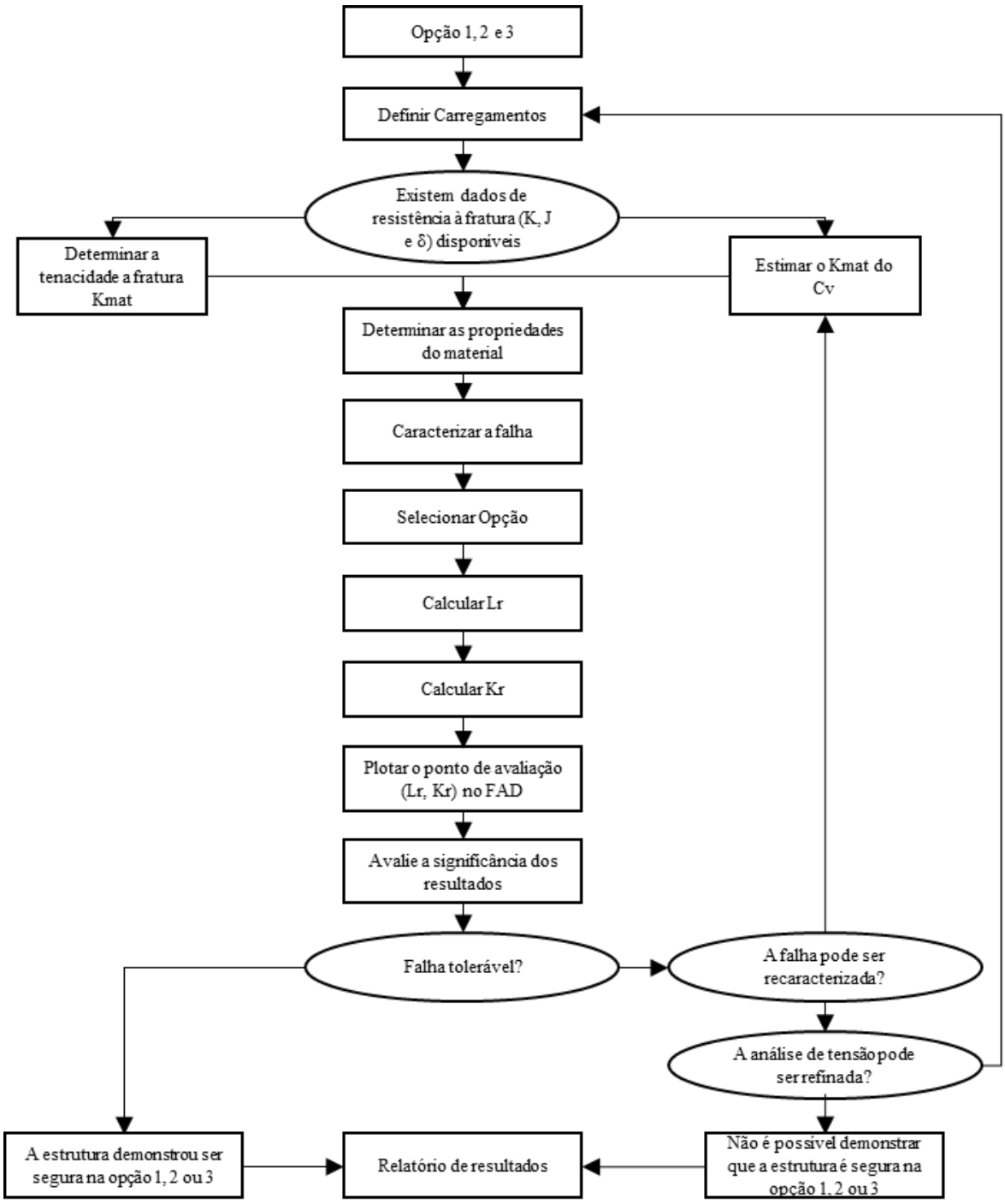
Figura 16 - Fluxograma geral de avaliação crítica de engenharia pela norma BS 7910:2013.



Fonte: Adaptado de BS 7910:2013, 2013.

A avaliação é geralmente feita por diagrama de avaliação de trinca (FAD) baseada nos princípios da mecânica da fratura. A Figura 17 apresenta o fluxograma do procedimento utilizado para análise das opções 1, 2 e 3. Os passos contidos neste fluxograma são explicados a seguir.

Figura 17 - Fluxograma para avaliação crítica de engenharia das Opções 1, 2 e 3



Fonte: Adaptado de BS 7910:2013, 2013.

4.4.1 Definição das cargas e tensões

É necessário identificar as condições de carregamento mais prejudiciais para a estrutura com defeitos, para que sejam avaliadas. As tensões a serem consideradas são aquelas que podem ser calculadas da estrutura ou componente sem defeitos, podendo ser usada a distribuição real de tensões. Deve-se levar em conta as tensões primárias de membrana e flexão e suas possíveis magnificações, e tensões secundárias.

As tensões primárias são aquelas que podem contribuir para o colapso plástico total da estrutura ou componente, sendo originadas por pressão interna e carregamento externo. Podem ser do tipo tensões de membrana, P_m (tensões médias que agem através da espessura e são necessárias para o equilíbrio do componente) e tensões de flexão, P_b (tensões originadas de carregamentos impostos que variam linearmente através da espessura e estão em equilíbrio com o momento fletor local da estrutura ou componente).

As tensões secundárias são tensões auto equilibrantes necessárias para satisfazer a compatibilidade na estrutura ou que podem ser amenizadas por escoamento local, tratamento térmico, etc. Exemplos de tensão secundária são tensões residuais e térmicas (com exceção de tensões térmicas flutuantes para avaliação crítica de engenharia de fadiga). Estas tensões não causam colapso plástico já que se originam de fenômenos de limitação de deslocamento/deformação, mas podem contribuir para a severidade local na ponta da trinca e, quando necessário, devem ser levadas em conta. Também são divididas em tensões de membrana, Q_m, e de flexão, Q_b.

4.4.2 Determinação da tenacidade a fratura do material

A tenacidade à fratura do material é determinada através de ensaios padronizados recomendados em normas reconhecidas, como BS 7448, BS EN ISO 12737, BS EN ISO 15653, ASTM E1820 e ASTM E1921, e, quando possível, considerando a orientação da trinca, taxa de deformação e condições do meio de operação. Quando a obtenção direta desta não for possível, estimativas podem ser feitas utilizando correlações a partir do ensaio Charpy presentes no Anexo J da norma BS 7910:2013 (2013) ou utilizando-se de dados presentes na

literatura, desde que seja demonstrado que estes são completamente representativos do material em questão.

A tenacidade a fratura deve ser então expressa em termos do fator de intensidade de tensão:

$$K_{mat} = \begin{cases} \sqrt{\frac{EJ_{mat}}{1-\nu^2}} \\ \sqrt{\frac{m\sigma_y\delta_{mat}E}{1-\nu^2}} \end{cases} \quad (29)$$

onde J_{mat} é a tenacidade à fratura em termos de Integral *J*; δ_{mat} é a tenacidade à fratura em termos de CTOD; e m é dado por:

$$m = \begin{cases} 1.517\left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_U}\right)^{-0.3188}, \text{para } 0.3 < \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_U} < 0.98 \text{ e aços} \\ 1.5, \text{para demais casos} \end{cases} \quad (30)$$

onde σ_U é o limite de resistência a tração do material, determinado na mesma temperatura do ensaio de obtenção da tenacidade à fratura.

4.4.3 Determinação das propriedades em tração

O módulo de elasticidade, o limite de escoamento e o limite de resistência devem ser determinados à temperatura apropriada de acordo com normas reconhecidas, como a BS EN ISO 6892-1 ou BS EN ISO 6892-2. Estimativas para estas propriedades podem ser feitas para temperaturas diferentes da orientada por estas normas e o coeficiente de Poisson deve ser igual a 0,3.

Quando possível, a curva de tensão-deformação verdadeira do material deve ser determinada e pontos suficientes para esta curva devem ser obtidos, já que o formato da região do "joelho" do diagrama FAD é criticamente dependente da qualidade dos dados do limite de proporcionalidade até aproximadamente 2% de deformação desta curva. Na ausência desta, para aços ferríticos, pode-se usar a seguinte equação para construção da curva de tensão-deformação:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \frac{A_r \sigma_{YS}}{E}\left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}}\right)^n \quad (31)$$

onde n é o expoente de encruamento do material, estimado por

$$n = \frac{log[(E\varepsilon_U/\sigma_U)-1]-log[(E\varepsilon_{YS}/\sigma_{YS})-1]}{log(\sigma_U/\sigma_{YS})} \quad (32)$$

ou, alternativamente (como superestimação) para aços ferríticos com $300 \leq \sigma_{YS} \leq 1000$ Mpa e $0{,}65 \leq \sigma_{YS}/\sigma_U \leq 0{,}95$:

$$n = \frac{1}{0.3\left[1-\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_U}\right]} \quad (33)$$

sendo ε_U a deformação de elongação uniforme em σ_U; ε_{YS} deformação em σ_{YS}; e A_r é dado por:

$$A_r = \frac{E\varepsilon_{YS}}{\sigma_{YS}} - 1 \quad (34)$$

Para materiais com escoamento descontínuo, é possível estimar a variação de deformação existente por:

$$\Delta\varepsilon = 0{,}0375(1 - 0{,}001\sigma YS), \text{para } R_{eL} < 946\ MPa \quad (35)$$

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

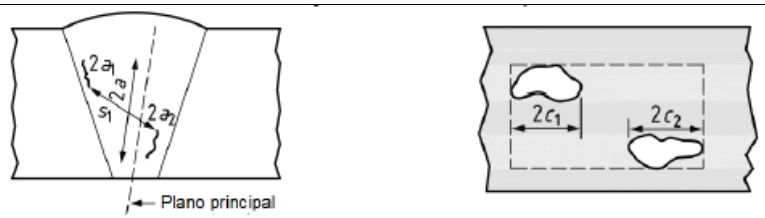
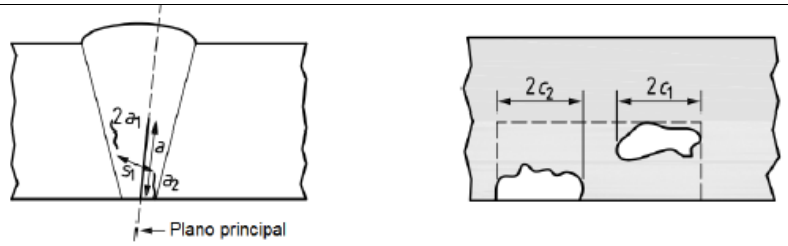
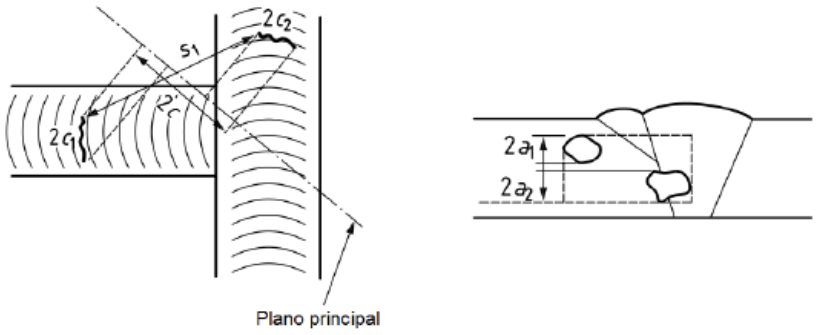
4.4.4 Caracterização do defeito

Os defeitos são classificados como: isolados ou que interage com outro defeito. Se o defeito interage com outros, deve ser então alinhado conforme os critérios mostrados na Tabela 2. Se estiverem dentro do critério de alinhamento, são alinhados como defeitos coplanares e passam pelos critérios de defeitos que interagem, mostrados na Tabela 3, passando logo após as orientações para alta resistência/baixa tenacidade. Caso contrário, são tratados como defeitos isolados. A Figura 18 apresenta o fluxograma de caracterização de defeitos de acordo com a norma BS 7910:2013 (2013).

Para materiais de alta resistência/baixa tenacidade, onde a fratura por clivagem é a maior preocupação, o defeito pode não prover conservadorismo suficiente. A dimensão

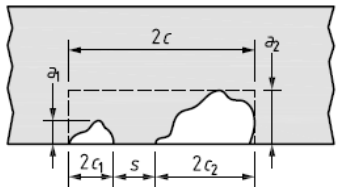
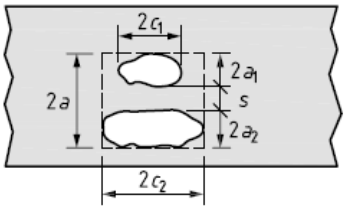
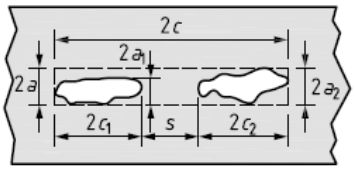
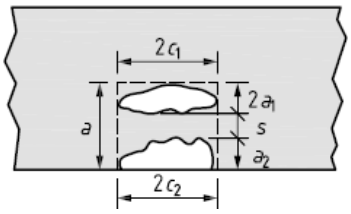
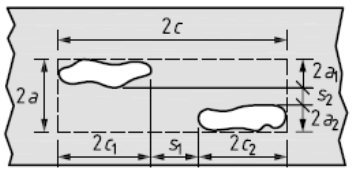
máxima do defeito deve ser comparada com o tamanho da zona plástica de Irwin, r_p. Se r_p for maior que a dimensão máxima em avaliação, a rotina de avaliação segue. Caso contrário, uma das três medidas abaixo deve ser tomada:

Tabela 2- Regras de alinhamento para trincas não coplanares

Esquema dos defeitos		**Critério de alinhamento**
Plano principal	Projeção dos defeitos no plano principal	
Defeitos adjacentes não coplanares		
		$S_1 \leq a_1 + a_2$
Defeito adjacente não coplanar e defeito embutido		
		$S_1 \leq a_1 + a_2$
Defeitos adjacentes embutidos não coplanares em soldas que se intersectam		
		$S_1 \leq a_1 + a_2$

Fonte: Adaptado da Norma BS 7910:2013, 2013.

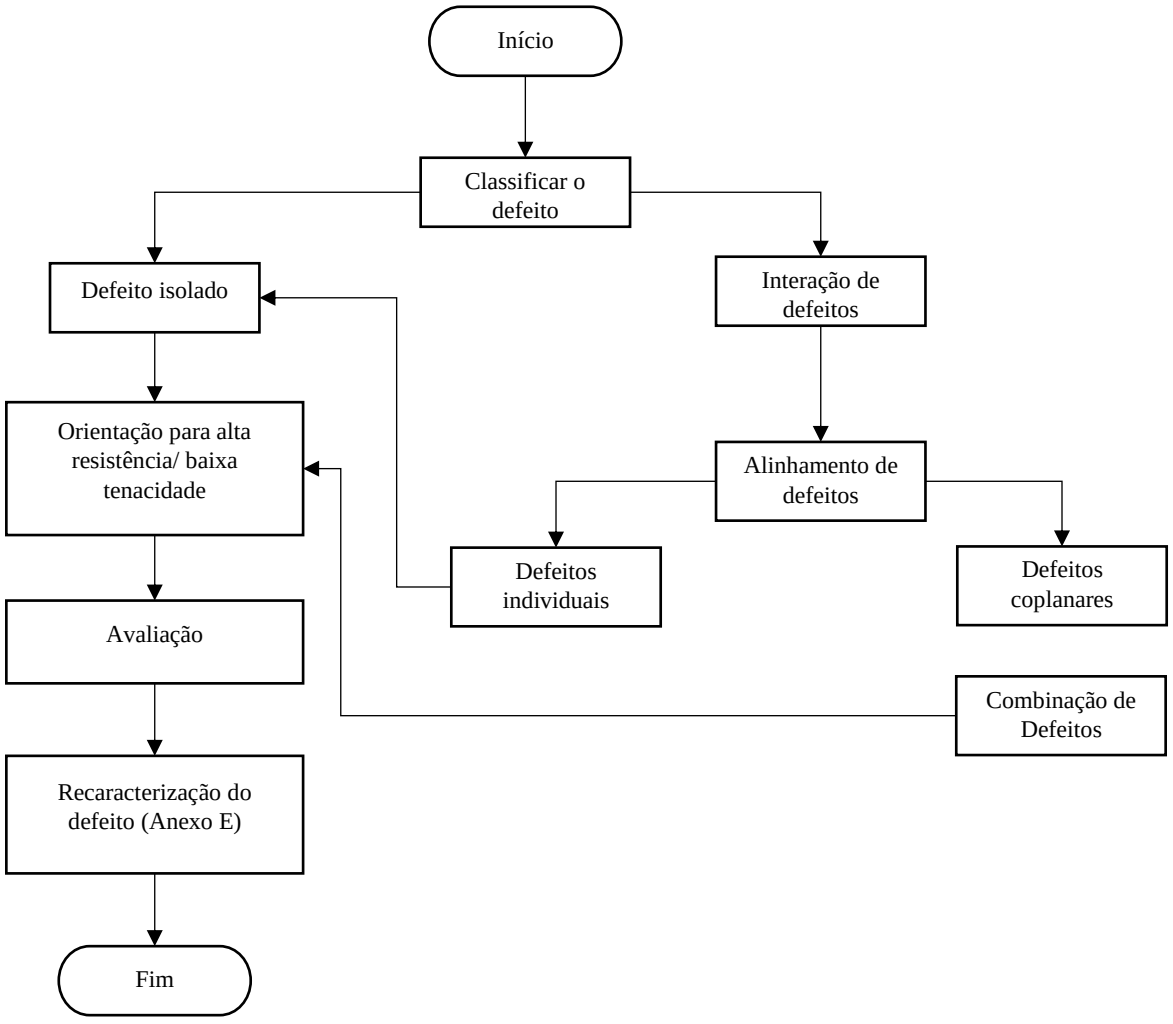
Tabela 3 – Regras para interação de trincas coplanares

Esquema dos defeitos	**Critério de interação**	**Dimensões efetivas após interação**
i) Defeitos coplanares superficiais		
	$S \leq 2c_1 \; para \;\; a_1/c_1 \; ou \; a_2/c_2 > 1$ $S \leq max\{0.5a_1, 0.5a_2\} \; para \;\; a_1/c_1 \; e \; a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$	$a = max.\{a_1, a_2\}$ $2c = \; 2c_1 \; + \; 2c_2 + \; S$
ii) Falhas incorporadas coplanares (interação na direção da espessura)		
	$S \leq a_1 + a_2$	$2a = \; 2a_1 \; + \; 2a_2 + \; S$ $2c = max.\{2c_1, 2c_2\}$
iii) Falhas coplanares incorporadas (interação na direção da largura)		
	$S \leq 2c_1 para \;\; a_1/c_1 \; ou \; a_2/c_2 > 1$ $S \leq max\{a_1, a_2\} \; para \;\; a_1/c_1 \; e \; a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$	$2a = max.\{2a_1, 2a_2\}$ $2c = \; 2c_1 \; + \; 2c_2 + \; S$
iv) Superfície coplanar e falhas embutidas (interação na direção da espessura)		
	$S \leq a_1 + a_2$	$2a = \; 2a_1 \; + a_2 + \; S$ $2c = max.\{2c_1, 2c_2\}$
v) Falhas coplanares incorporadas (interação na direção da espessura e largura)		
	$S_1 \; \leq \; max.\{a_1, a_2\} \; para \;\; a_1/c_1 \; e \;\; a_2/c_2 < 1$ $S_1 < 2c_1 \; para \;\; a_1/c_1 \; ou \;\; a_2/c_2 > 1$ e	$2c = \; 2c_1 \; + \; 2c_2 + \; S$ $2a = \; 2a_1 \; + \; 2a_2 + \; S$

	$S_2 \leq a_1 + a_2$ $(c_1 < c_2)$	

Fonte: Adaptado da Norma BS 7910:2013, 2013.

Figura 18 - Fluxograma para caracterização de defeitos conforme BS 7910:2013, 2013.



Fonte – Adaptado de BS 7910:2013, 2013.

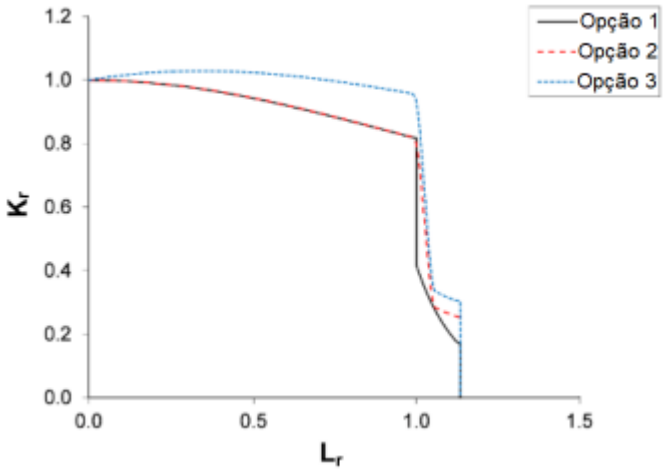
Quando são avaliadas estruturas com presença de múltiplas trincas, a norma estabelece que as trincas sejam combinadas em uma trinca virtual maior, devido aos efeitos da interação entre elas. A interação é normalmente avaliada no início e no final do intervalo de avaliação, incorporando qualquer crescimento subcrítico da trinca durante esse intervalo. Trincas próximas podem levar a uma interação e a efeitos mais graves do que trincas isoladas.

4.4.5 Seleção do diagrama FAD

A norma BS 7910:2013 (2013) estabelece três opções para realizar a avaliação da fratura como apresentado anteriormente, onde o conservadorismo é reduzido a cada opção. A Figura 19 apresenta uma comparação entre as curvas FAD de cada opção. Para todos os diagramas FAD, da opção 1 a 3, o valor de corte para evitar o colapso plástico é dado por:

$$L_{r,max} = \frac{\sigma_Y + \sigma_U}{2\sigma_Y} \tag{36}$$

Figura 19 - Comparação dos diagramas FAD da BS 7910:2013, 2013 com as Opções 1, 2 e 3



Fonte: Adaptado de Hadley e Pisarsky, 2013

A opção 1 é um procedimento de avaliação preliminar que pode ser realizado de forma rápida e segura, não requer dados detalhados do comportamento tensão-deformação do material, no entanto, este é o mais conservativo.

Para materiais que exibem escoamento descontínuo, o FAD é construído conforme a Equação (37).

$$f(L_r) = \left(1 + \frac{1}{2}L_r^2\right)^{-1/2} [0.3 + 0.7exp(-\mu L_r^6)] \text{ , para } L_r \leq 1 \tag{37}$$

$$f(L_r) = f(1)L_r^{(N-1)/(2N)} \text{, para } 1 < L_r < \mathrm{L_{r,max}} \tag{38}$$

$$f(L_r) = 0 \text{ para } L_r \leq L_{r,max} \tag{39}$$

onde μ e N são calculados dados por:

$$\mu = min\left(0.001\frac{E}{\sigma_y}, 0.6\right) \quad (40)$$

$$N = 0.3\left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_u}\right) \quad (41)$$

Para materiais que exibem escoamento descontínuo, o FAD é construído conforme a Equação (42).

$$f(Lr) = (1 + \frac{1}{2}Lr\,)^{-1/2}\ para\ L_r\ < 1 \quad (42)$$

$$f(Lr) = \left(\lambda + \frac{1}{2\lambda}\right)^{-\frac{1}{2}} para\ L_r = 1;\ \lambda > 1 \quad (43)$$

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

$$f(L_r) = 0\ para\ Lr\ \geq Lr, max \quad (45)$$

λ na equação (43) é definido em termos do módulo elástico, E, o limite inferior de escoamento, R_{eL}, e o acréscimo na deformação,$\Delta\varepsilon$.

$$\lambda = 1 + \frac{E\Delta\varepsilon}{R_{eL}} \quad (46)$$

Quando não há detalhes da curva tensão-deformação, as equações (43) e (44) podem ser determinadas através de estimativa da variação de deformação, $\Delta\varepsilon$ dada pela equação (35).

A opção 2 requer uma curva de tensão-deformação verdadeira do material na temperatura de avaliação até o limite de resistência do mesmo e é utilizado para todos os metais, independente do seu comportamento tensão-deformação. O FAD é dado pela equação (47) para $L_r\ < L_{r,max}$ e a Equação (48) para $L_r\ \geq L_{r,max}$.

Para derivar a curva FAD da Opção 2, devem ser calculados no mínimo os pontos *Lr = 0,7, 0,9, 0,98, 1,0, 1,02* e *1,1* e, em seguida, em um número suficiente de pontos para definir a curva até $L_{r,max}$.

$$f(L_r) = \left(\frac{E\varepsilon_{ref}}{L_r\sigma_y} + \frac{L_r^3\sigma_y}{2E\varepsilon_{ref}}\right) \text{para } L_r < L_{r,max} \quad (47)$$

onde:

$\boldsymbol{\varepsilon_{ref}}$ é a deformação verdadeira na tensão verdadeira $\boldsymbol{\sigma_{ref} = L_r\sigma_y}$ e

$$f(L_r) = 0 \text{ para } L_r \geq L_{r,max} \quad (48)$$

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 Lr). O FAD é dado pela equação (49) para $L_r < L_{r,max}$ e equação (43) para $L_r \geq L_{r,max}$.

$$f(L_r) = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \; para \; L_r < L_{r,max} \quad (49)$$

$$f(L_r) = 0 \; para \; L_r \geq L_{r,max} \quad (50)$$

A análise que será realizada utilizará a Opção 2 de avaliação, sendo esta uma opção menos conservadora que a Opção 1 e que melhor se ajusta aos dados e parâmetros disponíveis para análise.

4.4.6 Cálculo de Lr

A razão de carregamento, Lr, é determinada pelos carregamentos primários por:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (51)$$

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

4.4.7 Cálculo de Kr

A razão de fratura, K_r, pode ser determinada de duas formas (BSI, 2013):

$$K_r = \frac{K_I^P + V K_I^S}{K_{mat}} \quad (52)$$

$$K_r = \frac{K_I^P + K_I^S}{K_{mat}} + \rho \quad (53)$$

onde K_I^P é o fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos primários; K_I^S é o fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos secundários; e V e ρ são definidos no Anexo R da BS 7910:2013 (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, K_I^S e ρ são considerados nulos nas equações (52) e (53).

4.4.8 Ponto de avaliação (Lr,Kr) no diagrama FAD

Ao plotar o ponto de avaliação no diagrama FAD, verifica-se a posição deste com relação a linha de avaliação de falhas do diagrama: o defeito é tolerável se estiver abaixo da linha e não é aceitável (potencialmente não seguro) se estiver sobre ou acima da linha.

4.4.9 Recaracterização do defeito

Se necessário, o defeito pode ser recaracterizado de acordo com o Anexo E da norma. Quando um defeito superficial ou embutido é avaliado como inaceitável, a predição de falha no ligamento de material a frente deste não é crítico para a integridade estrutural restante como um todo. Pode-se avaliar o defeito como se o ligamento não existisse e o defeito é recaracterizado como superficial ou passante.

4.4.10 Método dos Elementos Finitos

O método dos elementos finitos (MEF) é um método numérico aplicado a problemas de valor contorno, de valor inicial e de autovalores, que podem ser descritos por equações diferenciais ou expressões integrais, que são resolvidas de forma eficaz através de implementação computacional obtendo resultados aproximados (BATHE, 1996).

Neste método a estrutura de interesse é subdividida em formatos discretos conhecidos como elementos, que são conectados por nós, nos quais a continuidade no campo de

deformação é estabelecida ao longo de toda a aresta do elemento. Dentro de cada elemento, é atribuída uma função de aproximação ou função de interpolação, definida em termos dos valores nos nós que o compõe (MADENCI e GUVEN, 2015). 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.

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, entre outras. Na análise estrutural 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.

4.4.11 Método dos Elementos Finitos na Mecânica da fratura

O MEF é uma ferramenta numérica poderosa na análise de trincas na mecânica de fratura, no qual possui um erro de 5 a 10% para elementos isoparamétricos. No entanto, existe uma incerteza nas soluções encontradas nas proximidades na ponta da trinca devido a singularidade no campo de tensões (SAKAKIBARA, 2008).

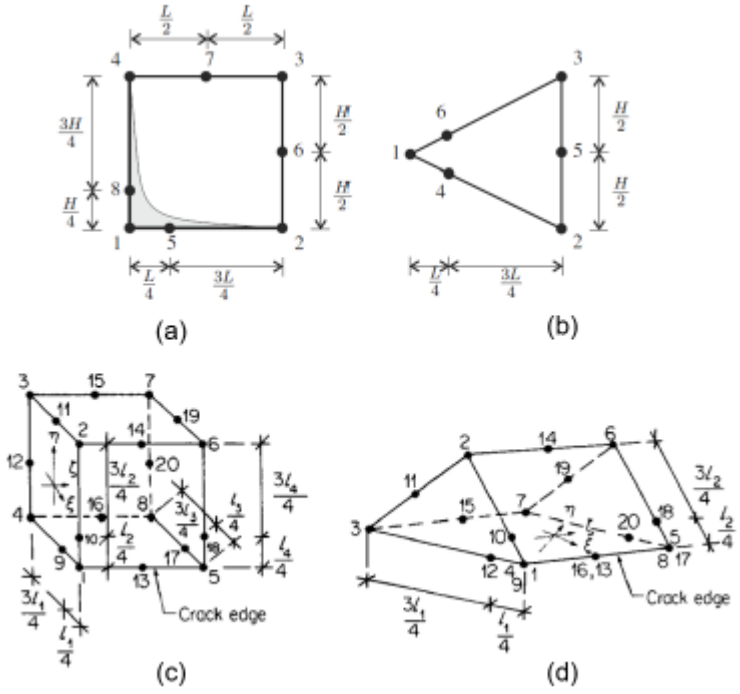
Na mecânica de fratura, tenta-se correlacionar previsões analíticas de propagação e falha de trinca com resultados experimentais. Fatores de Intensidade de Tensão são correlacionados para estimar a taxa de crescimento de trinca. O método dos elementos finitos é uma das técnicas mais utilizadas para avaliar o FIT. A região mais importante na modelagem de fratura é a região ao redor da trinca (STAMENKOVIC, 2006).

Uma dificuldade encontrada na utilização do MEF aplicado à mecânica da fratura foi a determinação da singularidade na ponta da trinca de forma numérica (KUNA, 2013). A necessidade de uma malha refinada de elementos convencionais na vizinhança de regiões da ponta da trinca pode ser superada usando elementos especiais que incorporam ou podem gerar a singularidade de tensão requerida. A precisão e a eficiência alcançadas pelo uso desses elementos podem variar. As expressões matemáticas são frequentemente rigorosas e geralmente compartilham as desvantagens comuns, como a falta de continuidade entre

elementos e o termo de deformação constante, programação excessiva e determinações propensas a erros dos fatores de intensidade de tensão.

No entanto, com o desenvolvimento de elementos *quarter-point*, como ilustrado na Figura 20, foi introduzida a singularidade $1/\sqrt{r}$ no campo de tensões através do ajuste da posição dos nós intermediários para posição de 1/4 da aresta de elementos de ordem quadrática. Os elementos *quarter-point*, isoparamétricos, são mais simples e proporcionam resultados mais satisfatórios com malhas menos refinadas (STAMENKOVIC, 2006).

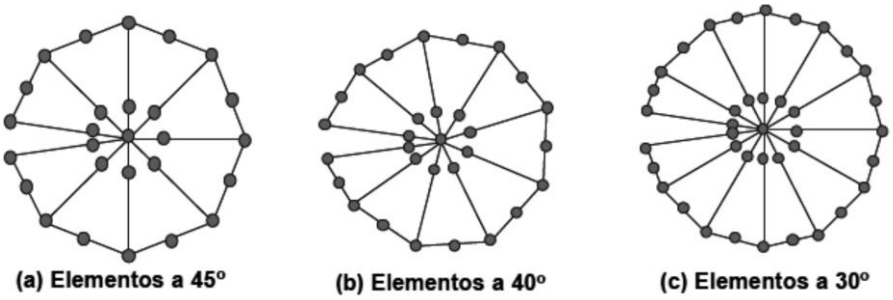
Figura 20 - Elementos quarter-point. (a) Elemento retangular com 8 nós; (b) Elemento triangular com 6 nós; (c) Elemento hexaédrico com 20 nós; (d) Elemento prismático com 20 nós.



Fonte: Adaptado de Barsoum, 1976; Kuna, 2013.

De acordo com Barsoum (1976), o elemento triangular e prismático fornece resultados mais satisfatórios quando comparado com o elemento quadrilateral, os elementos triangulares são inseridos na ponta da trinca formando uma roseta, a mais comumente utilizada é formada por oito elementos distanciados entre si por um ângulo de 45º, contudo, as rosetas podem apresentar maior quantidade de elementos com outras angulações conforme Figura 21.

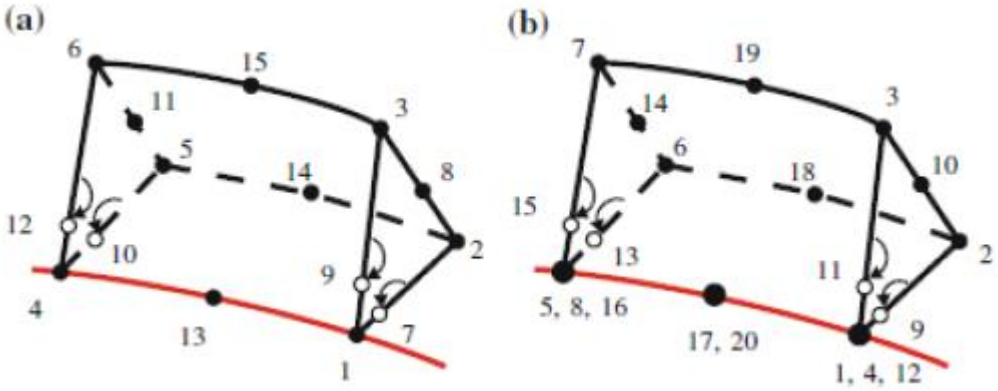
Figura 21 - Variação angular de roseta na ponta da trinca



Fonte: Adaptado de Conceptión, 2015.

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 22.

Figura 22 – Elementos quarter-point 3D na ponta da trinca, (a) elemento pentaédrico, (b) elemento hexaédrico colapsado.



Fonte: KUNA, 2013.

4.4.11.1 Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão pelo MEF

O fator de intensidade tensão pode ser calculado através do método de interpolação de deslocamentos (*Displacement Interpolation Method* – DIM), pelo método da extensão virtual da trinca (*Virtual Crack Extension* – VCE) e pela integral de contorno (*Contour Integral*).

O método de interpolação de deslocamentos pode ser utilizado em análise linear elástica para estimar o *K* 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:

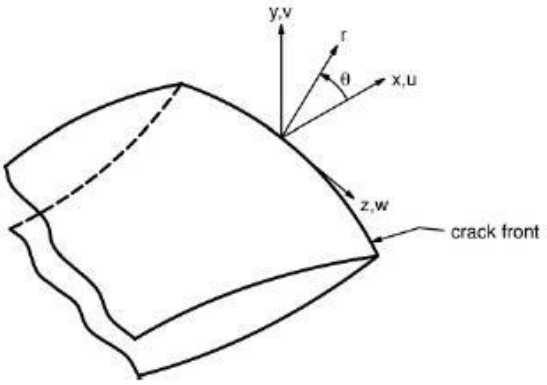
$$u = \frac{K_I}{4C}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\left((2k-1)cos\frac{\theta}{2} - cos\frac{3\theta}{2}\right) - \frac{K_{II}}{4C}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\left((2k+3)sen\frac{\theta}{2} + sen\frac{3\theta}{2}\right) \quad (54)$$

$$v = \frac{K_I}{4C}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\left((2k-1)sen\frac{\theta}{2} - sen\frac{3\theta}{2}\right) - \frac{K_{II}}{4C}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\left((2k+3)cos\frac{\theta}{2} + cos\frac{3\theta}{2}\right) \quad (55)$$

$$w = 2\frac{K_{III}}{C}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}sen\frac{\theta}{2} \quad (56)$$

onde u, v e w são os deslocamentos reais nas direções x, y e z, respectivamente. C é o módulo de cisalhamento do material e $k = 3 - 4v$ para EPD e $k = 3 - v/1 + v$ para EPT. A Figura 23 mostra o sistema de coordenadas cartesiano e cilíndrico.

Figura 23- Sistema de coordenadas na ponta da trinca.



Fonte: ANSYS Manual, 2019.

A partir das equações (54), (55) e (56) é possível estimar os valores do fator de intensidade de tensões nos três modos de abertura

$$\begin{bmatrix} K_I \\ K_{II} \\ K_{III} \end{bmatrix} = \frac{E}{1+v}\lim_{r\to 0}\sqrt{\frac{2\pi}{r}}\begin{bmatrix} \frac{1}{k+1}v'(r,\pi) \\ \frac{1}{k+1}u'(r,\pi) \\ \frac{1}{k+1}w'(r,\pi) \end{bmatrix} \quad (57)$$

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.

O método da extensão virtual da trinca calcula a taxa de liberação de energia, *G*. Kuna (2013) afirma que 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:

$$G = \left(\frac{1-\nu^2}{E}\right)(K_I^2 + K_{II}^2) + \left(\frac{1+\nu^2}{E}\right)K_{III}^2 \quad (58)$$

No regime linear-elástico, a Integral J é igual à taxa de liberação de energia. Nas aplicações elasto-plásticas, apenas é necessária a aplicação correta dos termos de densidade de energia de deformação W na equação (59) (OWEN e FAWKES, 1983):

$$W = W_e + W_p \quad (59)$$

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. O método da Integral J consiste em posicionar o contorno Γ de forma que ele passe pelos nós da malha do sólido proporcionando uma vantagem, uma vez que os deslocamentos aproximados e as tensões aproximadas geralmente são conhecidos nesses pontos. Como resultado da aplicação do MEF, o resultado final retorna com maior precisão. A integral J é representada de forma global pela equação (60) (KUNA, 2013):

$$J = \sum_{e=1}^{nE} J_e \quad (60)$$

onde e indica o cálculo da integral no trecho Γ_e, e nE é o número de subdivisões do contorno Γ.

5 METODOLOGIA

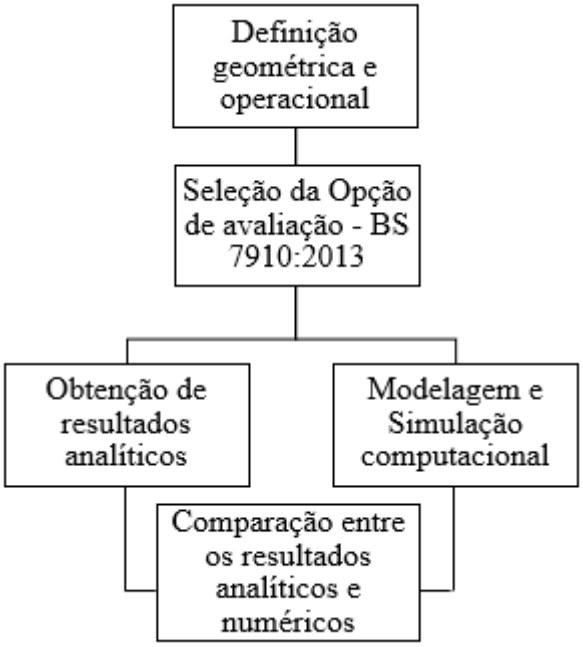
O objetivo deste trabalho é avaliar a integridade estrutural de um *riser* rígido com a presença de múltiplas trincas utilizando a metodologia FAD e o Método dos Elementos Finitos. Com o propósito de comparar resultados obtidos a partir da aplicação das duas abordagens, considerou-se a aplicação da Mecânica da Fratura Linear Elástica para determinar o fator de intensidade de tensões de trincas que ocorrem de forma simultânea na parede interna de um duto metálico empregado na construção de *risers* rígidos, tanto de forma analítica, utilizando as expressões recomendadas pela norma britânica BS 7910:2013 (2013), quanto de forma numérica com uso do software comercial ANSYS. Os cálculos analíticos e construção do diagrama FAD específico para o aço API 5CT P110 foram realizados com a ferramenta *Matlab*.

A metodologia empregada para alcançar o objetivo proposto, compreende os seguintes procedimentos:

- Definições geométricas e operacionais;
- Seleção da Opção de avaliação - norma BS 7910:2013 (2013);
- Modelagem e simulação computacional;
- Obtenção dos resultados analíticos;
- Comparação de resultados analíticos e numéricos.

O diagrama de fluxo da metodologia descrita se encontra mostrado na Figura 24.

Figura 24 – Fluxograma da Metodologia de trabalho



Fonte: Autoria própria, 2021.

5.1 DEFINIÇÕES GEOMÉTRICAS E OPERACIONAIS

O aço escolhido para o duto do *riser* foi o aço API 5CT P110 por apresentar excelente resistência mecânica e boa tenacidade. As propriedades mecânicas para este aço, obtidas do trabalho de Carrasco (2013), são mostradas na Tabela 4. Para esse estudo o isolamento térmico não foi considerado.

Tabela 4 – Parâmetros do aço API 5CT P110

PROPRIEDADES	VALOR	UNIDADE
σY	896	Mpa
σU	978	Mpa
E	216	Gpa
ν	0,3	-
δc	0,28	mm
ε	16,8	%

Fonte: Adaptado de Carrasco, 2013.

Para emprego da Opção 2 de avaliação da norma, os dados disponíveis são insuficientes, logo se faz necessário a construção da curva tensão-deformação verdadeira a partir dos dados utilizados para a construção da curva tensão-deformação de engenharia. De acordo com Souza (1982), as tensões reais são calculadas pela carga máxima atingida, Q_r, e pelos diâmetros, D_i, conforme a equação (61).

$$\sigma = \frac{4Q_r}{\pi D^2} \tag{61}$$

Até a carga máxima ser atingida, a variação da secção transversal do corpo de prova produz valores de tensões que afetam toda a região plástica do material e os diâmetros iniciais medidos praticamente não mudam após ser ultrapassada a carga, Q_r, até a carga de ruptura, Q_f. Assim, as tensões reais, desde o início da plasticidade até a carga Q_r, podem ser determinadas através da carga máxima e os valores dos diâmetros nos diversos pontos, conforme a equação (61). Para o cálculo das deformações, as mesmas considerações são válidas, onde são calculadas pela equação (62):

$$\delta = 2ln\frac{D_{io}}{D_i} \tag{62}$$

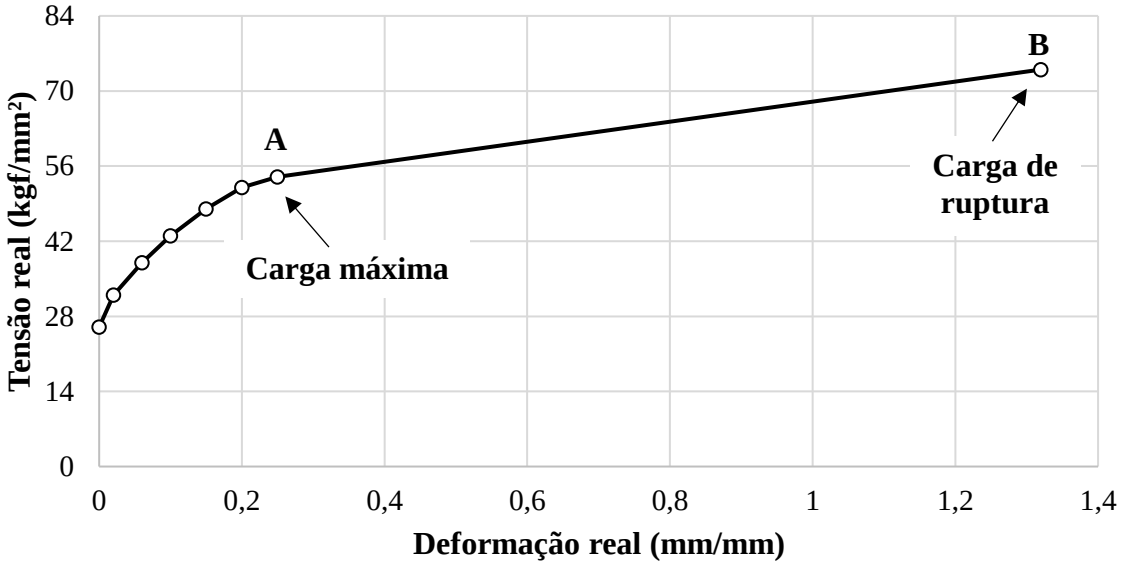
Com os valores das tensões e das deformações reais determinados, obtém-se a curva até o ponto A correspondente, como mostrado na Figura 25. Pode-se obter o ponto B, o qual é determinado pela tensão real na ruptura, através da equação (63) e pela deformação real na ruptura, calculada pela equação (64):

$$\sigma_f = \frac{4Q_f}{\pi D_f^2} \tag{63}$$

$$\delta = 2ln\frac{D_o}{D_f} \tag{64}$$

onde D_o e D_f são respectivamente os diâmetros medidos antes e após a ruptura na menor secção do corpo de prova.

Figura 25 – Curva tensão-deformação verdadeira típica



Fonte: Souza, 1982.

As condições de carregamento e dimensões do duto são apresentadas na Tabela 5. As trincas em estudo estão localizadas no corpo cilíndrico, longe dos cordões de solda e zonas termicamente afetadas. Foram consideradas apenas tensões associadas com a pressão interna gerada pelos fluidos escoados pelo duto; não foi considerado nenhum carregamento dinâmico e/ou tensões residuais, nem variação de temperatura.

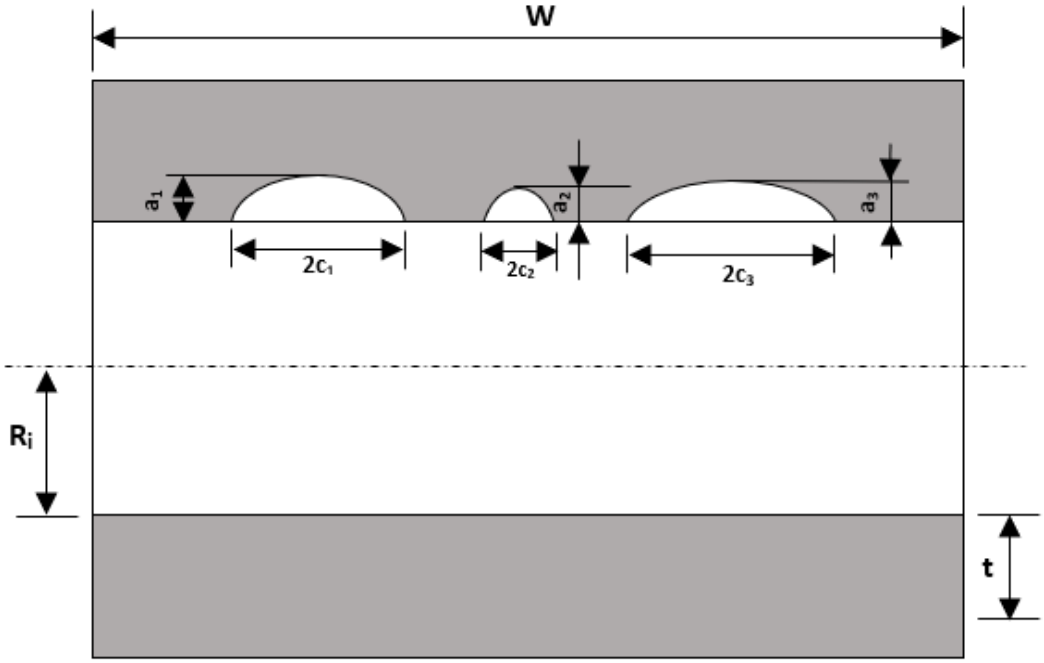
Tabela 5 – Configuração geométrica e operacional do objeto de estudo.

DEFINIÇÕES	
Comprimento do duto (*W*)	6000 mm
Raio interno (*Ri*)	186,53 mm
Espessura (*t*)	16,66 mm
Pressão interna (*P*)	20 MPa

Fonte: Adaptado de Corrêa, 2019.

Corrêa (2019), realizou uma avaliação considerando apenas 1 trinca semielíptica na superfície de um *riser*, nesse estudo foram realizadas avaliações em 2 casos distintos. No caso 1 foram consideradas três trincas coplanares superficiais semielípticas que ocorrem na parede interna do duto com sentido longitudinal, denominadas Trinca 1, Trinca 2 e Trinca 3, conforme esquematizado na Figura 26, com dimensões iniciais mostradas na Tabela 6. Para o caso 2, também foram consideradas três trincas, no entanto a trinca 2 foi substituída por uma trinca transversal, como apresentado na Figura 27 e dimensões apresentadas na Tabela 7.

Figura 26 – Esquema das características geométricas do duto e das trincas semielípticas na sua superfície interna – Caso 1.



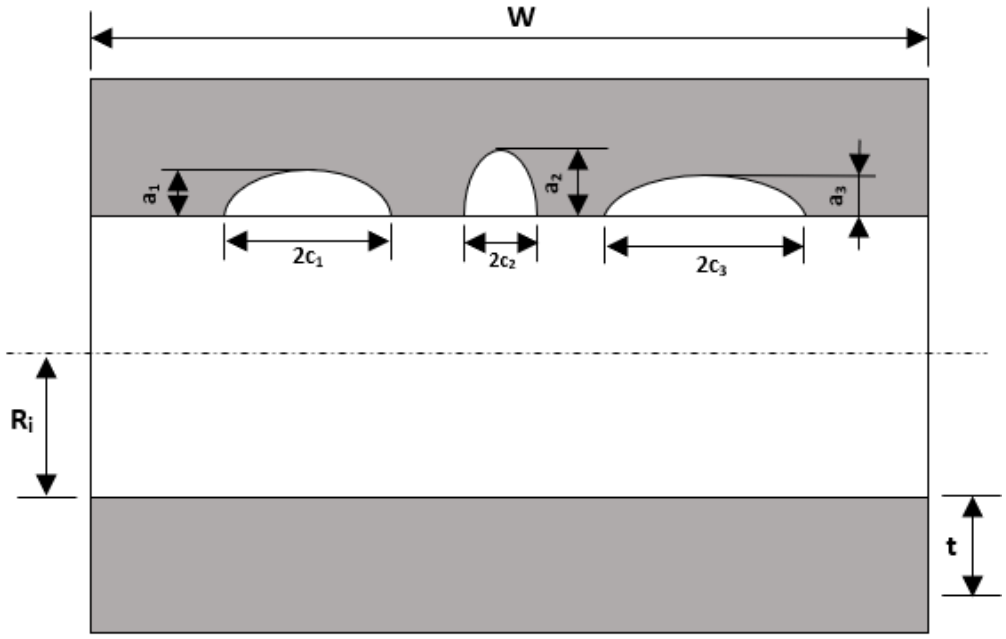
Fonte: Autoria própria, 2021.

Tabela 6 – Dimensões iniciais das trincas a serem avaliadas – Caso 1.

	Dimensões (mm)		Razão de aspecto
Trinca	a	c	a/c
1	5	10	0,50
2	2	5	0,40
3	3	12	0,25

Fonte: Autoria própria, 2021.

Figura 27 – Esquema das características geométricas do duto e das trincas semielípticas na sua superfície interna – Caso 2.



Fonte: Autoria própria, 2021.

Tabela 7 – Dimensões iniciais das trincas a serem avaliadas – Caso 2.

	Dimensões (mm)		Razão de aspecto
Trinca	a	c	a/c
1	5	10	0,50
2	10	5	2,00
3	3	12	0,25

Fonte: Autoria própria, 2021.

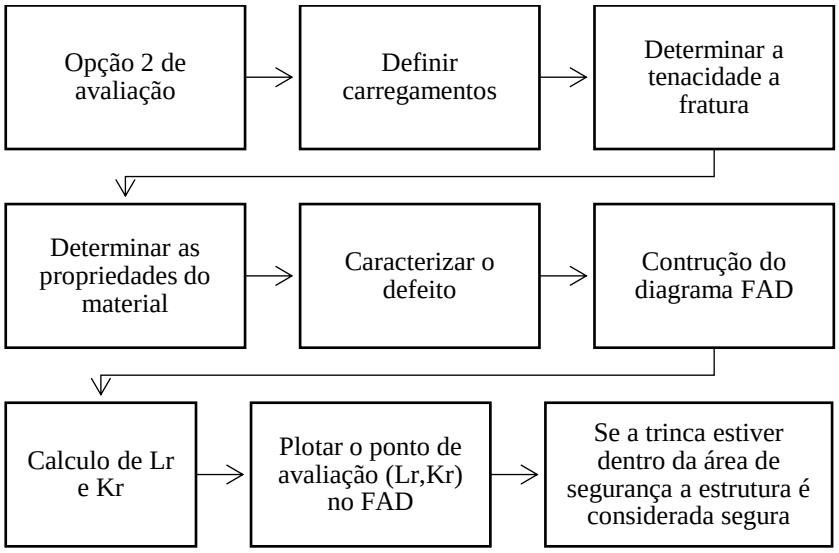
As trincas partiram de um tamanho inicial, posteriormente foram avaliadas trincas com dimensões maiores às dimensões iniciais, mas conservando a razão de aspecto original, com propósito de encontrar as dimensões das trincas com potencialidade de provocar a falha da estrutura, denominadas trincas críticas.

5.2 SELEÇÃO DA OPÇÃO DE AVALIAÇÃO - NORMA BS 7910:2013

O procedimento de avaliação de integridade estrutural utilizado é o recomendado pela Opção 2 da norma BS 7910:2013 (2013), considerando a disponibilidade de informação completa da curva tensão-deformação do material escolhido. Embora houvesse uma maior

dificuldade na implementação da Opção escolhida, pretendeu-se obter um resultado menos conservador daquele que seria obtido se utilizada a Opção 1. A Figura 28 apresenta o diagrama de fluxo para aplicação da Opção 2 da referida norma.

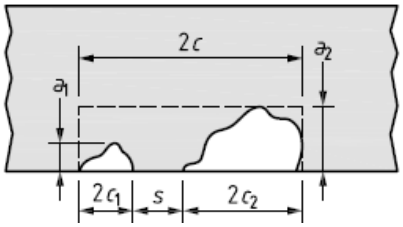
Figura 28 – Diagrama de fluxo de aplicação da Opção 2 da norma BS 7910 (2013)



Fonte: Adaptado de BS 7910:2013, 2013.

Seguindo a recomendação da Norma, as trincas foram recaracterizadas como uma única trinca, de acordo com os critérios de interação para defeitos coplanares superficiais, onde devem apresentar uma distância $S \leq 2c_1$, como apresentado na Figura 29, para que exista interação entre as mesmas e possam ser consideradas como uma trinca única.

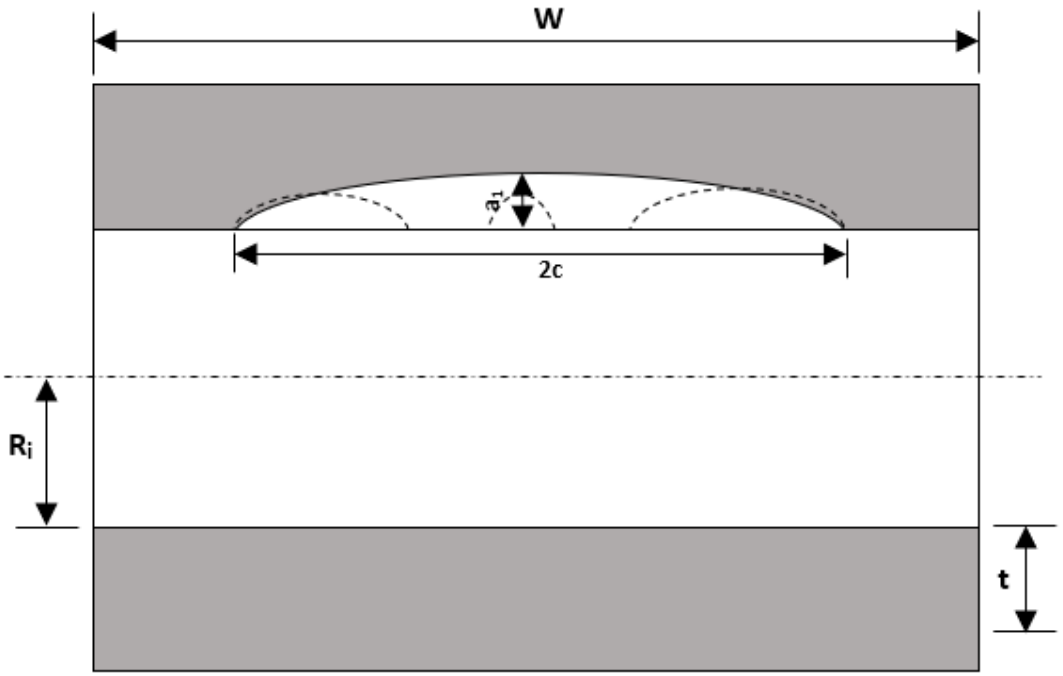
Figura 29 – Esquema dos defeitos - Defeitos coplanares superficiais



Fonte: Adaptado da Norma BS 7910:2013, 2013.

O esquema da recaracterização das trincas é mostrado na Figura 30.

Figura 30 – Recaracterização de trincas conforme critérios de interação



Fonte: Autoria própria, 2021.

Os cálculos para obtenção das tensões de referência foram efetuados conforme as equações recomendadas pela norma para dutos de parede fina ou espessa com trinca interna superficial, dadas por:

$$\sigma_{ref} = 1{,}2 M_S P_m + \frac{2P_b}{3(1-\alpha)^2} \tag{65}$$

Onde:

$$M_S = \frac{1-[a/(tM_t)]}{1-(a/t)} \tag{66}$$

$$M_t = \sqrt{1 + 1{,}6\left(\frac{c^2}{R_i t}\right)} \tag{67}$$

$$\alpha = \begin{cases} \frac{a/t}{1+(t/c)}, W \geq 2(c+t) \\ \left(\frac{a}{t}\right)\left(\frac{2c}{W}\right), W < 2(c+t) \end{cases} \tag{68}$$

Onde M_S e M_t são fatores de aumento de tensão e P_m e P_b são tensões primárias de membrana e flexão respectivamente.

Para determinar as tensões primárias de membrana, P_m, e de flexão, P_b, geradas pela pressão interna do duto, foram utilizadas as expressões recomendadas pela norma API 579 (API/ASME, 2016, 9c-13), tendo em vista que a norma BS 7910:2013 (2013) não apresenta equações específicas para o caso aqui estudado:

$$P_m = \frac{P \cdot R_i}{t} \tag{69}$$

$$P_b = \frac{P}{2} \tag{70}$$

onde P é a pressão interna do duto.

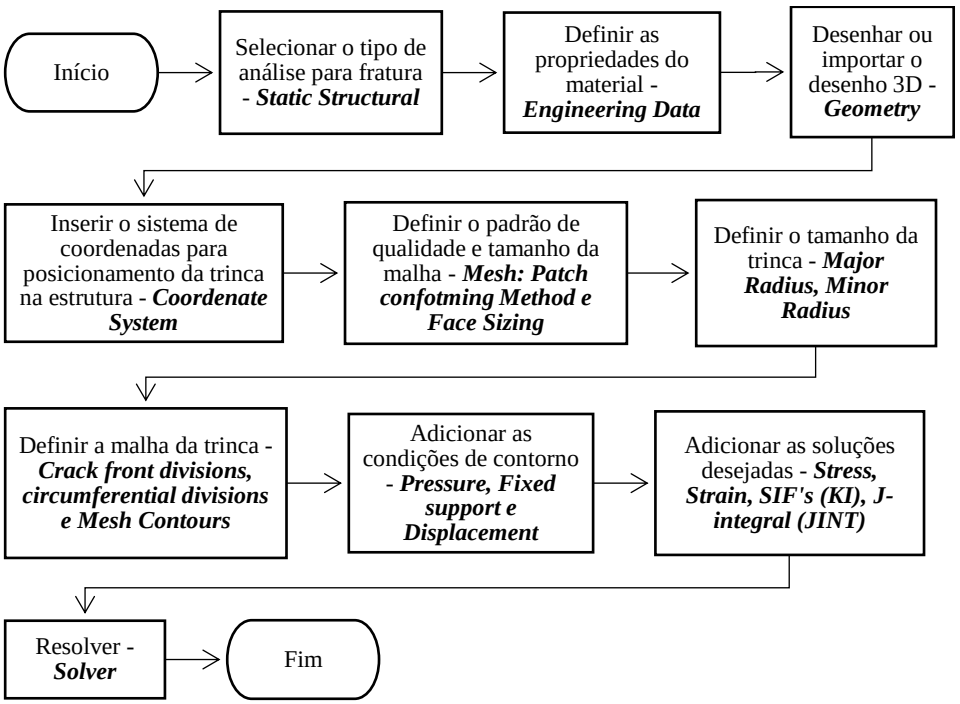
5.3 MODELAGEM E SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

Os fatores de intensidade de tensões, K_I, das mesmas trincas avaliadas com a norma BS 7910:2013 (2013) foram obtidos via Método dos Elementos Finitos 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 as trincas e, destas, com a estrutura, bem como–determinar os fatores de intensidade de tensões associados com as trincas avaliadas.

O duto trincado foi modelado de acordo com as dimensões e carregamentos estabelecidos na Tabela 5. O propósito foi o de avaliar o efeito das trincas na integridade estrutural do duto, desconsiderando outros efeitos externos, e calcular os fatores de intensidade de tensões das trincas isoladas, o fator de intensidade de tensões resultante da interação entre elas e o fator de intensidade de tensões de uma trinca recaracterizada, onde considera-se as trincas múltiplas como sendo uma única trinca virtual.

Para a realização das simulações no ANSYS, foi utilizada a metodologia de aplicação de trinca semielíptica através da plataforma Workbench do software, seguindo as etapas no fluxograma na Figura 31, que são baseadas no manual de apoio do software.

Figura 31 - Fluxograma de aplicação de trinca semielíptica no software ANSYS Workbench



Fonte: Adaptado de Corrêa, 2019.

As condições de contorno aplicadas para a simulação foram: a) engaste de uma das extremidades (*fixed support*), restringindo o deslocamento em *x*, desconsiderando outros efeitos provenientes desta fixação, visto que o propósito foi o de avaliar apenas o efeito da trinca sobre o duto; b) pressão aplicada na superfície interna da geometria. As simulações foram realizadas no regime elástico.

A malha do sólido foi gerada de forma independente da malha das trincas. Na mesma foram utilizados elementos tetraédricos, cujo tamanho foi definido de forma que sua transição para o menor tamanho dos elementos das trincas ocorra da forma mais suave possível.

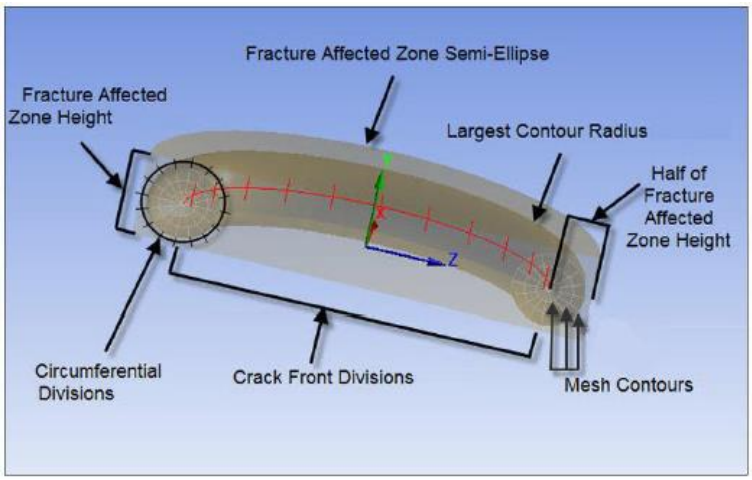
Para a construção da trinca no sólido foi utilizada a ferramenta *Semi-Elliptical Crack* do módulo de fratura do ANSYS. Para geração da malha da região onde encontram-se as trincas foi necessário inserir os parâmetros geométricos da trinca e da malha, apresentados na Tabela 8 e detalhados na Figura 32.

Tabela 8- Dimensões das trincas 1, 2 e 3 para análise analítica e MEF.

PARÂMETROS	VALOR	UNIDADE
Maior raio de contorno *(Largest contour Radius)*	0,003	m
Espessura da zona afetada pela fratura *(Fracture affected Zone Height)*	0,00078042	m
Contorno de malha *(Mesh contours)*	6	-
Divisões na frente da trinca *(Crack Front Divisions)*	15	-
Divisões circunferenciais *(Circunferential Divisions)*	16	-

Fonte: Autoria própria, 2021.

Figura 32 - Parâmetros para geração da malha da trinca



Fonte: Adaptado do manual do ANSYS, 2018.

O ANSYS permite obter vários tipos de análises com base em parâmetros da mecânica da fratura tais como, cálculo dos Fatores de Intensidade de Tensão 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 e a integral *J*.

O trabalho de simulação computacional foi realizado com computador particular. As configurações do equipamento utilizado são apresentadas abaixo:

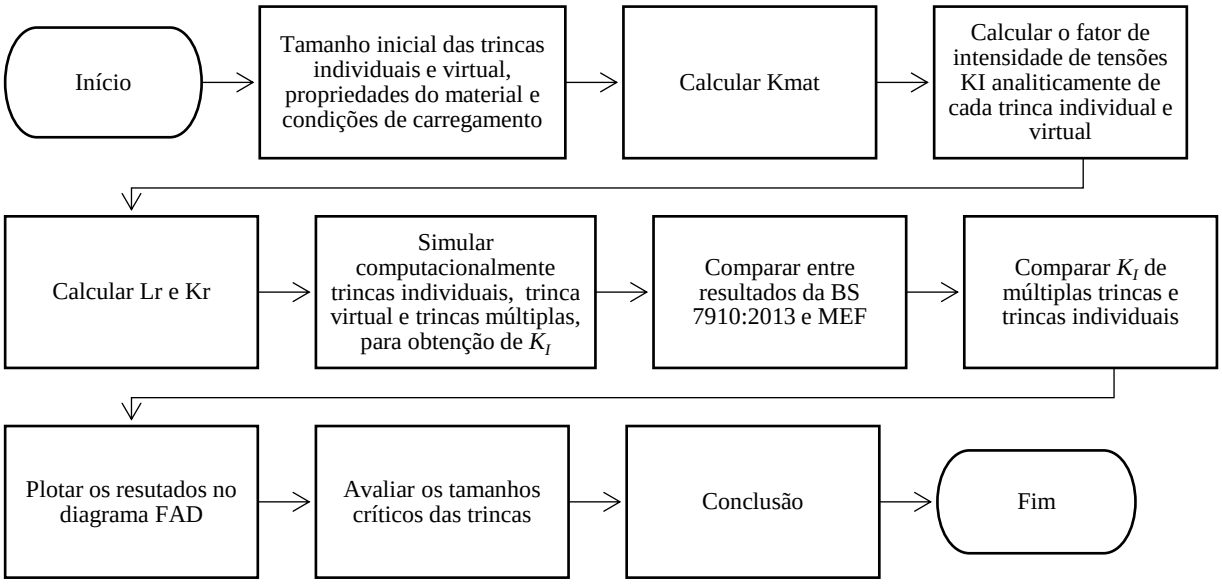
- Notebook *Dell Inspiron* 15;
- *Intel® Core™* i5 8ª Geração 3.4 GHz;

- Sistema operacional de 64 bits
- Memória RAM de 8 GB DDR4;
- Placa de vídeo de 2 GB AMD *Radeon* 520 (GDDR5) dedicada a placa mãe;

5.4 COMPARAÇÃO DE RESULTADOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

Para implementar a etapa de comparação de resultados analíticos e numéricos foi utilizada a metodologia proposta por Corrêa (2019), resumida no fluxograma da Figura 33.

Figura 33 - Fluxo geral do procedimento para comparação e formulação do estudo



Fonte: Adaptado de Corrêa, 2019.

Para a avaliação de trincas múltiplas foram realizados os cálculos do fator de intensidade de tensões (K_I) considerando as trincas de forma individual e em seguida considerada uma única trinca virtual. Para as análises computacionais, foram realizados os cálculos considerando as trincas individuais, as trincas interagindo umas com as outras e a trinca virtual, para assim comparar os resultados.

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 APLICAÇÃO DA NORMA BS 7910:2013

Os procedimentos para a obtenção dos resultados analíticos da avaliação via Opção 2 da norma e os resultados numéricos utilizando o ANSYS, encontram-se descritos no capítulo 5.2 – Metodologia. Inicialmente são determinados os carregamentos para então calcular a tenacidade a fratura do material, K_{mat}. Posteriormente são calculados os fatores de intensidade de tensão para todas as trincas.

6.1.1 Determinação dos carregamentos

Para tornar os cálculos mais simplificados, foi considerado apenas a pressão interna que atua na parede interna do duto, não tomando em conta as outras solicitações listadas na Tabela 1, que poderiam, eventualmente, influenciar nos resultados. Conforme a Cameron do Brasil (2013), os *risers* podem ser submetidos a pressões internas que variam de 20 a 100 MPa (3000 a 15000 Psi). Neste trabalho será considerada uma pressão interna de 20 MPa, de acordo com a mesma orientação adotada por Corrêa (2019).

Calcula-se as tensões de membrana primária P_m e de flexão P_b, conforme equações (69) e (70). A tensão de membrana primária ocorre através de toda seção transversal do duto, 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 Kmat

A tenacidade a fratura do material pode ser expressa em termos de fator de intensidade de tensão e é calculada com a equação (29).

A tenacidade à fratura de início de crescimento estável da trinca, obtido num ensaio CTOD (CARRASCO, 2013) é δ_c = 0,28 mm. Este parâmetro é aceito pela norma BS 7910:2013 (2013) como a tenacidade à fratura do material, δ_{mat}. Portanto, obtém-se:

$$K_{mat} = \sqrt{\frac{1{,}559947 \cdot 896 \cdot 0{,}00028 \cdot 216000}{1 - 0{,}3^2}} = 304{,}7854\ MPa\sqrt{m}$$

6.1.3 Construção do diagrama FAD

Para a construção da curva da Opção 2 de avaliação, se faz necessário a construção de uma curva de tensão e deformação verdadeira. Os dados foram obtidos do ensaio de tração realizado por Carrasco (2013), as equações (71) e (72) foram utilizadas para se obter os valores usados para plotar a curva tensão-deformação verdadeira. A Figura 34 apresenta as curvas tensão-deformação de engenharia e verdadeira.

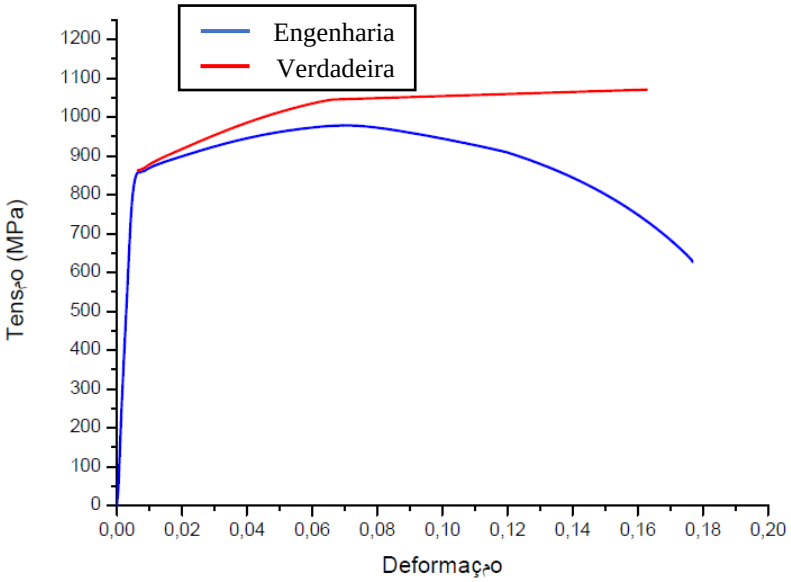
$$\sigma_v = \sigma_e(1 + \varepsilon_e) \tag{71}$$

$$\varepsilon_v = ln(1 + \varepsilon_e) \tag{72}$$

onde:

- ε_e é a deformação de engenharia;
- ε_v é a deformação verdadeira;
- σ_e é a tensão de engenharia;
- σ_v é a tensão verdadeira

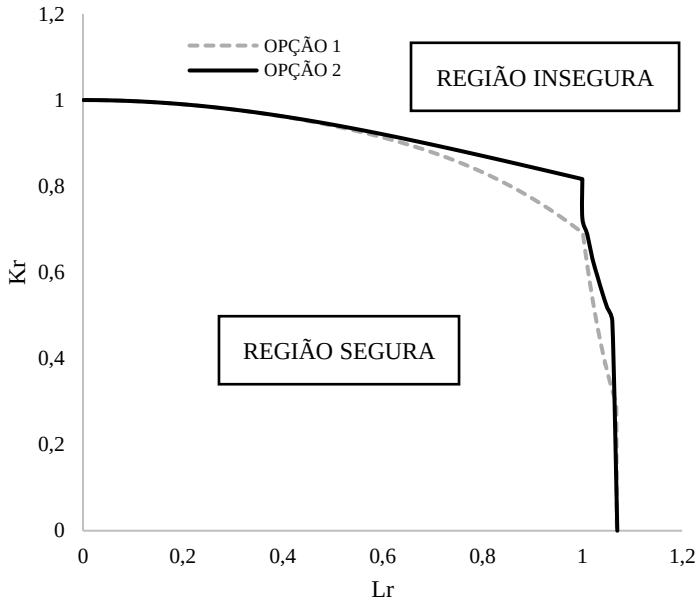
Figura 34 - Curvas tensão-deformação de engenharia e verdadeira do aço API 5CT P110.



Fonte: Autoria própria, 2021.

A Linha de Avaliação de Falha do diagrama FAD é construída a partir dos parâmetros do material. Na Figura 35 encontram-se os diagramas FAD do aço selecionado, plotados conforme as Opções 1 e 2 da norma. A simples observação das curvas mostra que a Opção 2 é menos conservadora que a Opção 1.

Figura 35- Diagramas FAD Opção 1 e Opção 2 para aço API 5CT P110.



Fonte: Autoria própria, 2021.

6.1.4 Avaliação de integridade estrutural

6.1.4.1 Caso 1: Trincas coplanares longitudinais

6.1.4.1.1 Caracterização do defeito

Conforme indicado na seção 5.1, a dimensão inicial das trincas mostrada na Tabela 6 foi modificada conservando a razão de aspecto original. As características geométricas das trincas modificadas são mostradas na Tabela 9.

Tabela 9- Dimensões das trincas 1, 2 e 3 para análise analítica e MEF – Caso 1.

a/c	Trinca	a (mm)	c (mm)	a/B
0,5	1	5,0	10,0	0,30
	2	8,0	16,0	0,48
	3	10,0	20,0	0,60
	4	14,0	28,0	0,84
	5	15,5	31,0	0,93
	6	15,7	31,4	0,94
0,4	1	2,0	5,0	0,12
	2	6,0	15,0	0,36
	3	10,0	25,0	0,60
	4	14,4	36,0	0,86
	5	15,2	38,0	0,91
	6	15,4	38,5	0,92
0,25	1	3,0	12,0	0,18
	2	6,0	24,0	0,36
	3	9,0	36,0	0,54
	4	12,0	48,0	0,72
	5	14,5	58,0	0,87
	6	15,0	60,0	0,90

Fonte: Autoria própria, 2021.

As trincas, agrupadas de três em três, foram recaracterizadas como uma única trinca, denominada de “trinca virtual”, seguindo a ordem de “crescimento” mostrada na Tabela 2. As dimensões de cada trinca virtual, seguindo os critérios de interação indicados na Seção 5.2, são apresentadas na Tabela 10.

Tabela 10 - Dimensões da Trinca Virtual – Caso 1.

Trinca Virtual	a (mm)	c (mm)	a/B
1	5,0	37,0	0,30
2	8,0	49,0	0,48
3	10,0	57,0	0,60
4	12,0	65,0	0,72
5	13,3	70,2	0,80
6	14,0	73,0	0,84

Fonte: Autoria própria, 2021.

Foram calculadas as tensões de referência a partir da Equação (65) para obtenção do fator de intensidade de tensão analítico e, na sequência, calculados os parâmetros *Lr* e *Kr* para obtenção dos pontos a serem inseridos no diagrama, cuja localização indicará se a falha poderá ocorrer por colapso plástico (quando o ponto avaliado se deslocar mais para a direita da abscissa do diagrama) ou por fratura frágil do material (quando o ponto avaliado se deslocar mais para acima na ordenada do diagrama). Foram utilizadas as Equações (51) e (52). Os resultados obtidos são mostrados na Tabela 11.

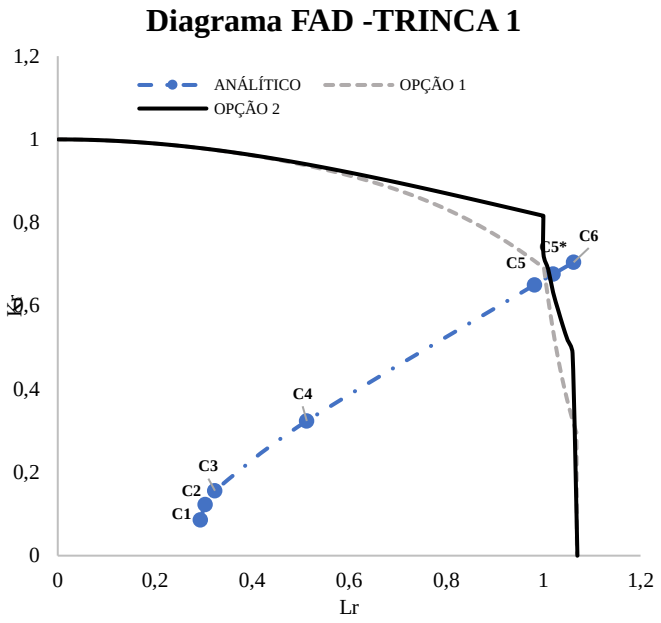
Tabela 11 - Valores obtidos para avaliar as trincas no diagrama FAD – Caso 1.

a/c	Trinca	Lr	Kr	σref (MPa)	KI MPa√m
0,5	1	0,29364	0,08571	263,10	26,12
	2	0,30381	0,12274	272,21	37,41
	3	0,32370	0,15606	290,03	47,56
	4	0,51281	0,32352	459,48	98,60
	5	0,98183	0,65057	879,72	198,28
	6	1,15969	0,77003	1039,09	234,69
0,4	1	0,29229	0,05400	261,89	16,46
	2	0,29809	0,10633	267,08	32,41
	3	0,34035	0,18268	304,96	55,68
	4	0,68643	0,50286	615,04	153,26
	5	1,00191	0,75624	897,71	230,49
	6	1,14579	0,86920	1026,63	264,92
0,25	1	0,29351	0,07463	262,99	22,75
	2	0,29960	0,10314	276,38	38,25
	3	0,31871	0,14547	323,16	64,05
	4	0,36067	0,21016	461,89	123,27
	5	0,51551	0,40444	917,66	296,09
	6	1,07157	1,02239	1182,97	392,22
Trinca Virtual	1	0,33196	0,12804	285,09	38,02
	2	0,38979	0,22399	334,75	66,51
	3	0,46826	0,33726	402,14	100,14
	4	0,62381	0,54784	535,73	162,66
	5	0,83122	0,81677	713,86	242,51
	6	1,03073	1,06843	885,20	317,24

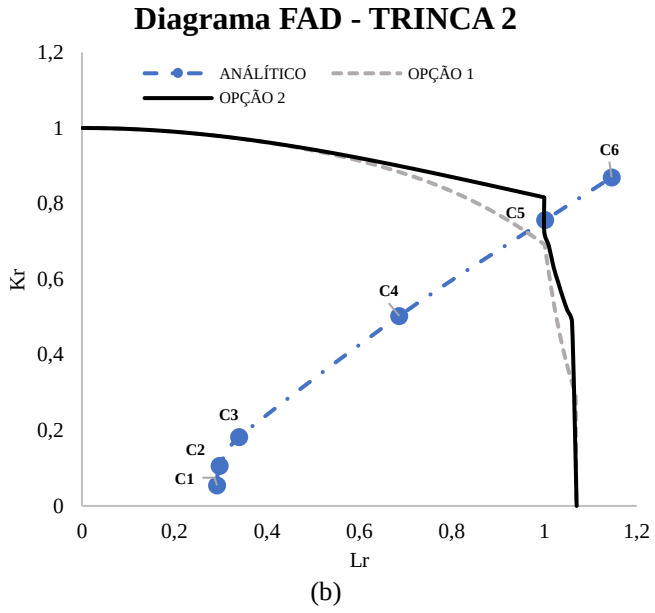
Fonte: Autoria própria, 2021.

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 2 da norma BS 7910:2013 (2013).

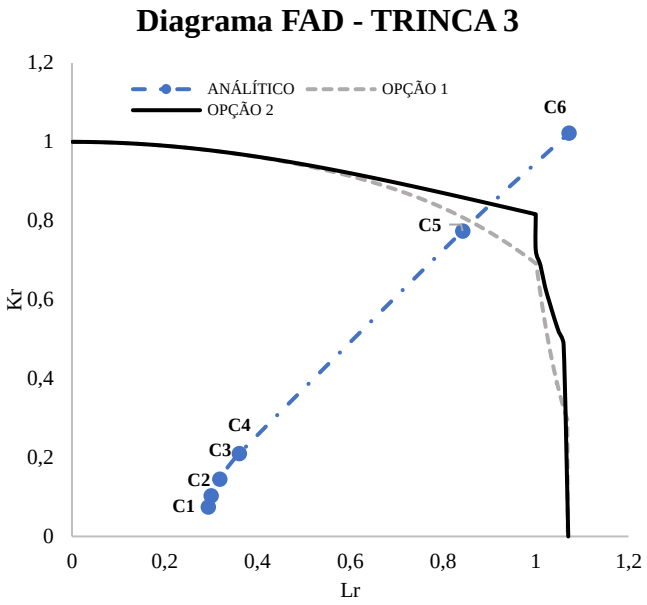
Figura 36 - Diagrama FAD para o aço P110 conforme BS 7910:2013 (2013). A) Curva FAD trinca 1; B) Curva FAD trinca 2; C) Curva FAD trinca 3; D) Curva FAD trinca Virtual



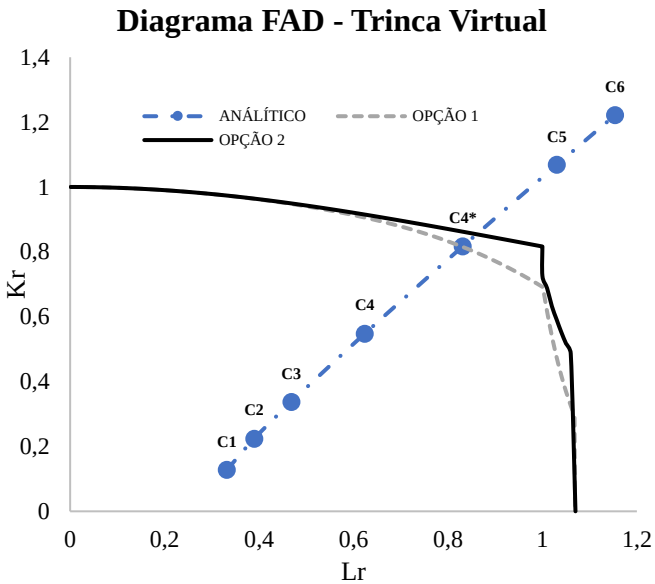
(a)



(b)



(c)



(d)

Fonte: Autoria própria, 2021.

A partir das curvas FAD é possível identificar quais as dimensões das trincas que podem levar à falha da estrutura. Na Figura 36 (a), a trinca 1 apresenta um tamanho aceitável até o tamanho *C5* = 15,5 *mm*, pois se encontra abaixo da curva de avaliação, no entanto o ponto *C6* = 15,7 *mm* encontra-se acima da curva, não sendo a trinca avaliada de um tamanho aceitável. Na Figura 36 (b) a trinca 2, o ponto *C5* = 15,2 *mm* encontra-se sobre a curva, sendo este um tamanho de trinca crítico para a estrutura, não mais considerado seguro, logo as trincas que possuem $a \geq 15{,}2$ *mm* estão localizadas na região insegura da curva. Para a trinca

3, representado na Figura 36 (c) o ponto *C5* = 14,5 *mm* encontra-se abaixo da curva, na região considerada segura para a estrutura, porém o ponto C6 = 15 mm está localizada acima da curva, considerada inaceitável. A trinca virtual, representada na Figura 36 (d), possui o tamanho C5 = 13,3 *mm* localizada abaixo da curva, observa-se que o ponto se encontra na área insegura da Opção 1 e na área segura para a opção 2, o ponto C6 = 14 mm localizada acima da curva FAD é considerada inaceitável.

É possível observar que quanto menor a razão de aspecto (a/c), mais crítica a trinca é para a estrutura, ou seja, quanto maior o comprimento da trinca, maior o fator de intensidade de tensões.

6.1.4.2 Caso 2: Trincas coplanares longitudinais e transversais

Para o caso 2, os cálculos foram realizados substituindo a trinca 2 que possui uma razão de aspecto *a/c* = 0,4 por uma trinca com razão de aspecto *a/c* = 2, sendo esta uma trinca transversal. As características geométricas das trincas são mostradas na Tabela 12.

Tabela 12 - - Dimensões das trincas 1, 2 e 3 para análise analítica e MEF – Caso 2.

a/c	Trinca 1	a (mm)	c (mm)	a/B
0,5	1	5,0	10,0	0,30
	2	8,0	16,0	0,48
	3	10,0	20,0	0,60
	4	14,0	28,0	0,84
	5	15,5	31,0	0,93
	6	15,7	31,4	0,94
2	1	10,0	5,0	0,60
	2	15,0	7,5	0,90
	3	15,5	7,8	0,93
	4	15,6	7,8	0,94
	5	16,1	8,1	0,97
	6	16,6	8,3	0,99
0,25	1	3,0	12,0	0,18
	2	6,0	24,0	0,36
	3	9,0	36,0	0,54
	4	12,0	48,0	0,72
	5	14,5	58,0	0,87
	6	15,0	60,0	0,90

Fonte: Autoria própria, 2021.

Recaracterizando as trincas como uma única trinca, como realizado no primeiro caso. As dimensões de cada trinca virtual, seguindo os critérios de interação, são apresentadas na Tabela 13.

Tabela 13 - Dimensões da Trinca Virtual – Caso 2.

Trinca Virtual	a (mm)	c (mm)	a/B
1	4,0	11,8	0,24
2	8,0	27,6	0,48
3	10,0	37,0	0,60
4	14,0	41,8	0,84
5	15,0	43,0	0,90
6	15,1	43,1	0,91

Fonte: Autoria própria, 2021.

As tensões de referências calculadas a partir da Equação (65) e os parâmetros *Lr* e *Kr* são mostrados na Tabela 14.

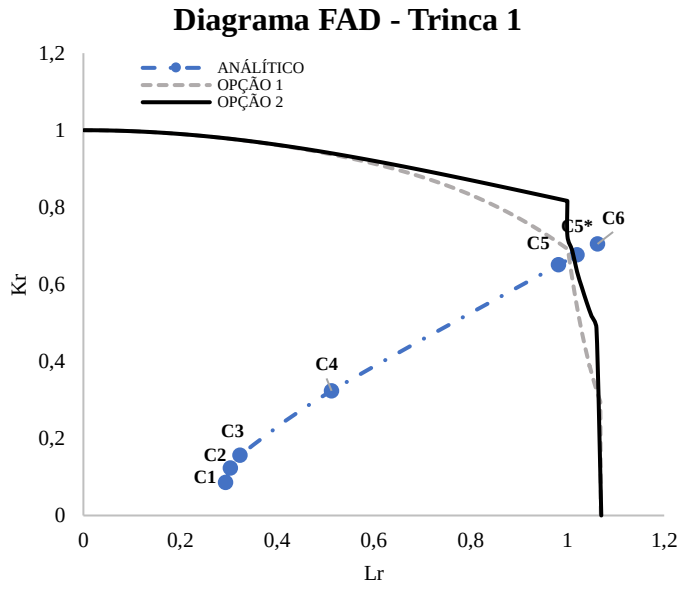
Tabela 14 - Dimensões modificadas das trincas 1, 2 e 3.

a/c	Trinca	Lr	Kr	σref (MPa)	KI MPa√m
0,5	1	0,29364	0,08571	263,10	26,12
	2	0,30381	0,12274	272,21	37,41
	3	0,32370	0,15606	290,03	47,56
	4	0,51281	0,32352	459,48	98,60
	5	0,98183	0,65057	879,72	198,28
	6	1,15969	0,77003	1039,09	234,69
2	1	0,29274	0,08816	262,30	26,87
	2	0,32398	0,12936	290,28	39,43
	3	0,34547	0,14096	309,54	42,96
	4	0,35232	0,14431	315,68	43,98
	5	0,42439	0,17615	380,25	53,69
	6	1,05831	0,43201	948,24	131,67
0,25	1	0,29351	0,07463	262,99	22,75
	2	0,29960	0,10314	276,38	38,25
	3	0,31871	0,14547	323,16	64,05
	4	0,36067	0,21016	461,89	123,27
	5	0,51551	0,40444	917,66	296,09
	6	1,07157	1,02239	1182,97	392,22
Trinca Virtual	1	0,30668	0,08611	263,38	25,57
	2	0,34347	0,17008	294,97	50,50
	3	0,40028	0,24799	343,77	73,63
	4	0,71611	0,55737	615,01	165,49
	5	1,05356	0,84127	904,81	249,79
	6	1,11196	0,88912	954,96	264,00

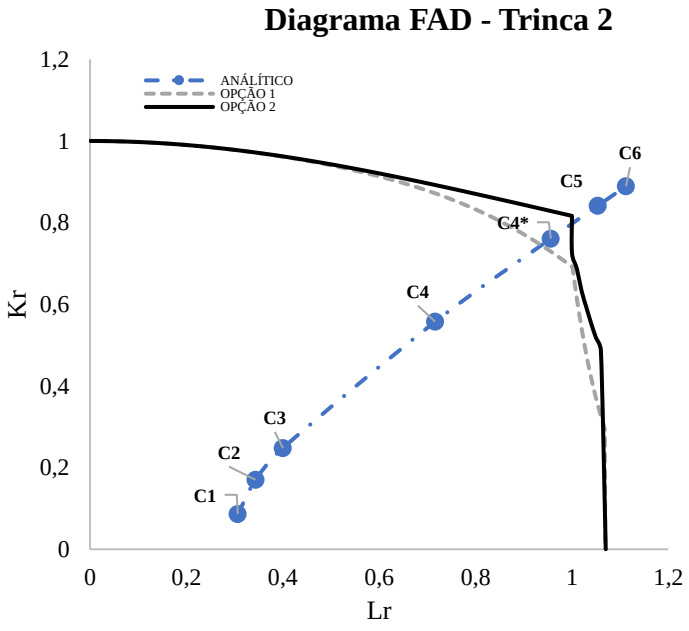
Fonte: Autoria própria, 2021.

Com os valores calculados plota-se os pontos no diagrama FAD específico os pontos referentes ao caso 2 e assim avaliada a aceitabilidade de cada trinca de acordo com a Opção 2 da norma BS 7910:2013 (2013).

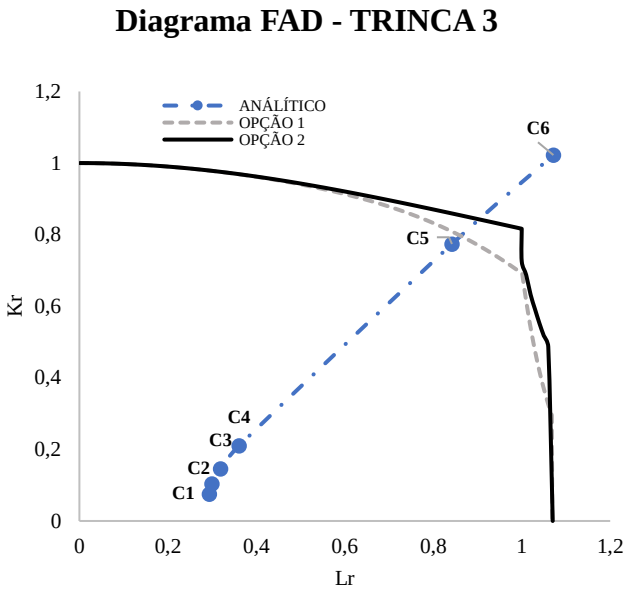
Figura 37 - Diagrama FAD para o aço P110 conforme BS 7910:2013 Caso 2. A) Curva FAD trinca 1; B) Curva FAD trinca 2; C) Curva FAD trinca 3; D) Curva FAD trinca Virtual.



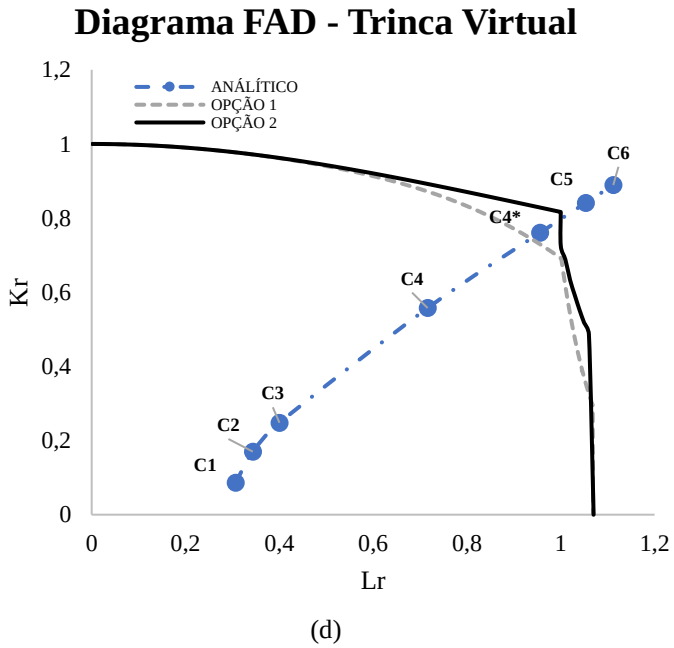
(a)



(b)



(c)



(d)

Fonte: Autoria própria, 2021.

A partir das curvas FAD é possível identificar quais as dimensões das trincas que podem levar à falha da estrutura. Para as trincas 1 e 3 são os mesmos resultados obtidos no caso 1. Na Figura 37 (b) a trinca 2, o ponto *C4** = 15,6 *mm* encontra-se abaixo da curva de avaliação, na região considerada segura para a estrutura, porém o ponto *C5* = 16,1 *mm* está localizado acima da curva, considerado inaceitável. A trinca virtual, representada na Figura 37 (d), possui o tamanho *C4** = 14,8 *mm* localizada abaixo da curva, observa-se que o ponto se

encontra na área insegura da Opção 1 e na área segura para a opção 2, o ponto *C5* = 15 *mm* localizado acima da curva FAD é considerado inaceitável.

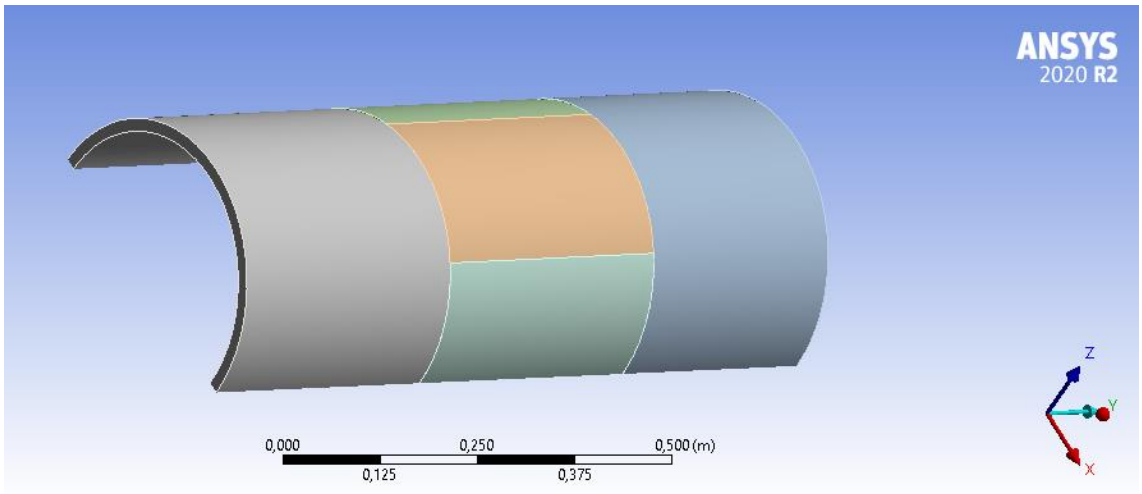
6.2 ANÁLISE VIA O MÉTODOS DOS ELEMENTOS FINITOS

Os fatores de intensidade de tensão de todas as trincas avaliadas na seção anterior foram obtidos via simulação numérica com o Método dos Elementos Finitos utilizando o software comercial ANSYS, seguindo o procedimento descrito na Seção 3.4.10.

6.2.1 Desenvolvimento da Modelagem

A geometria da tubulação em estudo foi desenvolvida no *SpaceClaim*, no qual a geometria foi dividida em partes com áreas menores, que reduziram o tempo de simulação, como apresentado por Corrêa (2019). As propriedades do material apresentadas na Tabela 4, foram inseridos no *software*, sendo esses os parâmetros de entrada. Na simulação foram utilizados elementos tetraédricos.

Figura 38- Modelo utilizado para simulação das trincas.

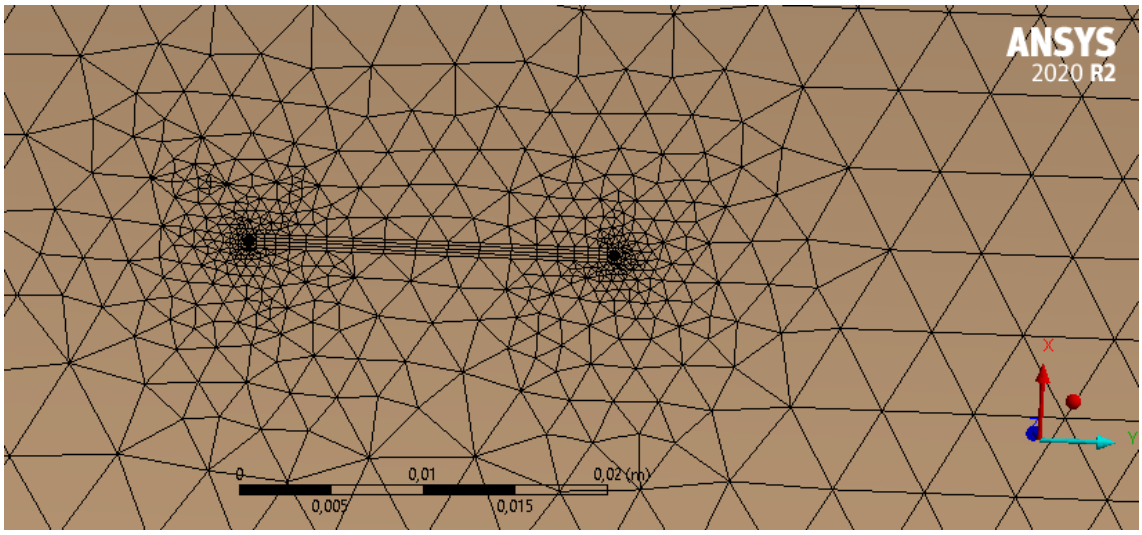


Fonte: Autoria própria, 2021.

Foi realizado um refinamento localizado na região do entorno da trinca, onde foram utilizados elementos tetraédricos, considerando o tamanho do elemento de 5 mm, em uma área delimitada de 350 x 212 mm, conforme a Figura 40.

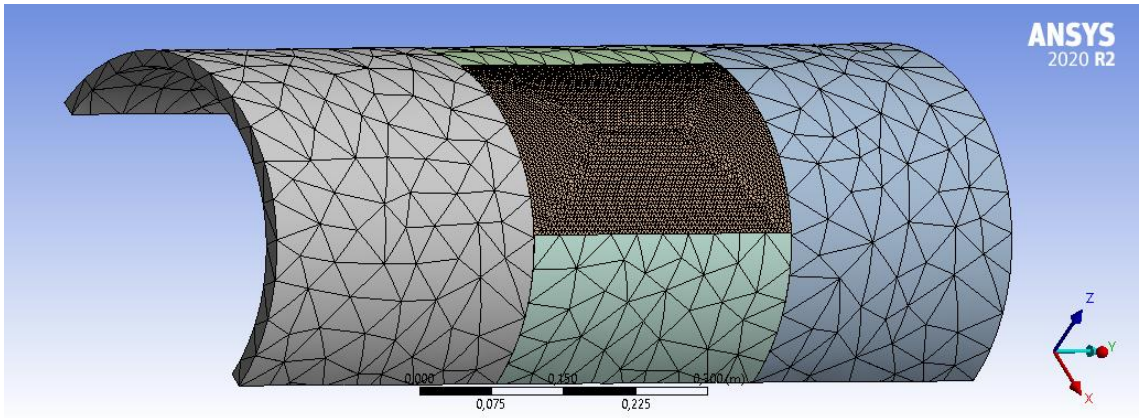
Foram considerados como parâmetros para geração da malha da trinca: a) número de divisões na frente da trinca igual a 15; b) número de divisões circunferencial igual a 16; c) e número de contornos na frente da ponta da trinca igual a 6, estando o primeiro contorno, denominado de roseta, formado por elementos *quarter-point* a 30º.

Figura 39 – Malha ao redor da Trinca.



Fonte: Autoria própria, 2021.

Figura 40– Refinamento de malha na região da trinca.



Fonte: Autoria própria, 2021.

O número de elementos e nós empregados no refinamento da região de cada uma das trincas simuladas para os dois casos em estudo está mostrado na Tabelas 15 e na Tabela 16. O

tempo computacional médio gasto para realizar as simulações para cada trinca, foi de 20 minutos. Inicialmente foram realizadas simulações com uma malha mais refinada, elementos com 3 mm, no entanto, o tempo computacional era superior a 1 hora e os resultados obtidos não apresentaram diferenças representativas. A área refinada foi otimizada com objetivo de reduzir o tempo de simulação sem impactar nos resultados obtidos.

Tabela 15 – Número de elementos e nós gerados na malha das trincas em estudo – Caso 1

a/c	Trinca	Número de elementos	Número de nós
0,5	1	95428	152856
	2	91887	147760
	3	92232	148659
	4	86037	139903
	5	86090	140506
	6	85426	139538
0,4	1	95167	152024
	2	93594	150216
	3	89675	145260
	4	80563	132424
	5	79312	130702
	6	79167	130467
0,25	1	94641	151640
	2	89978	145373
	3	333638	498387
	4	290281	440724
	5	249196	385931
	6	65862	113140
Trinca Virtual	1	79897	131164
	2	71416	119840
	3	64861	110901
	4	59543	103834
	5	57015	100744
	6	55504	98655

Fonte: Autoria própria, 2021.

Tabela 16 – Número de elementos e nós gerados na malha das trincas em estudo – Caso 2

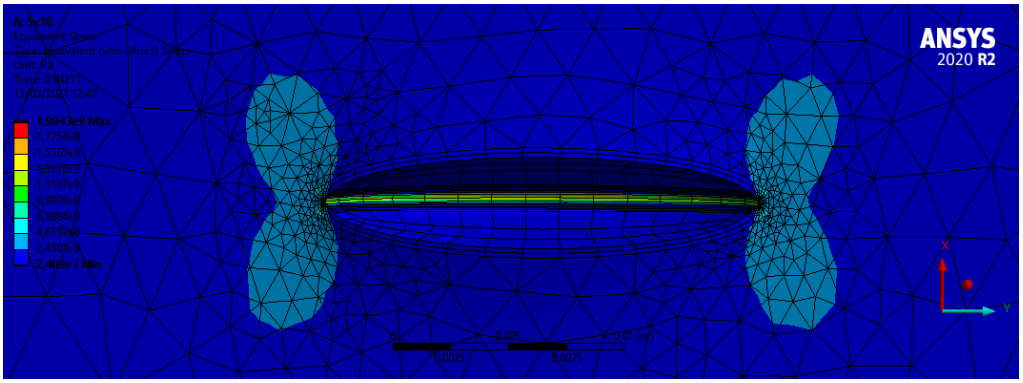
a/c	Trinca	Número de elementos	Número de nós
0,5	1	95428	152856
	2	91887	147760
	3	92232	148659
	4	86037	139903
	5	86090	140506
	6	85426	139538
2	1	93636	149944
	2	393191	577493
	3	93214	149862
	4	93310	150119
	5	94117	151653
	6	-	-
0,25	1	94641	151640
	2	89978	145373
	3	333638	498387
	4	290281	440724
	5	249196	385931
	6	65862	113140
Trinca Virtual	1	79897	131164
	2	71416	119840
	3	64861	110901
	4	59543	103834
	5	57015	100744
	6	55504	98655

Fonte: Autoria própria, 2021.

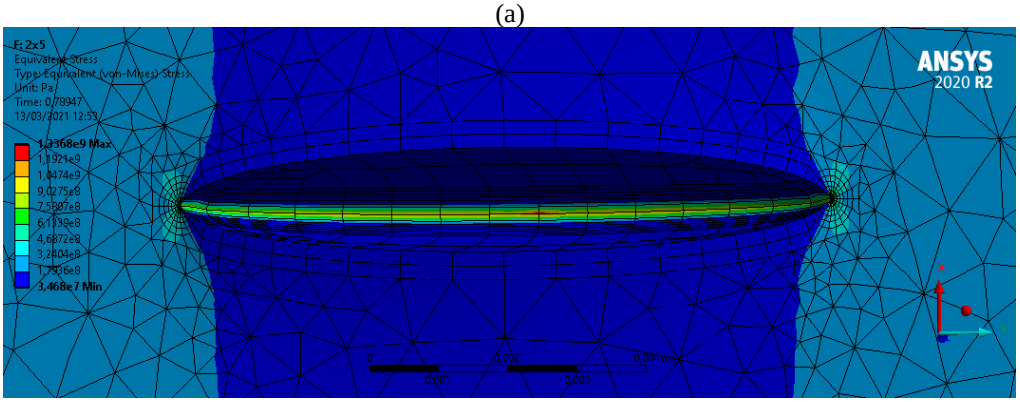
6.2.2 Resultados da simulação

Os resultados obtidos para os fatores de intensidade de tensão ao longo da frente da trinca são exibidos pelo programa, por meio de gráfico interativo ou por um gráfico gerado automaticamente com as tensões ao longo da trinca, como ilustrado nas Figuras 41 e 42. Para o cálculo do FIT de todas as trincas foram utilizadas as mesmas condições da abordagem analítica. As Figuras 43 e 44 mostram a distribuição do FIT ao longo da frente das trincas.

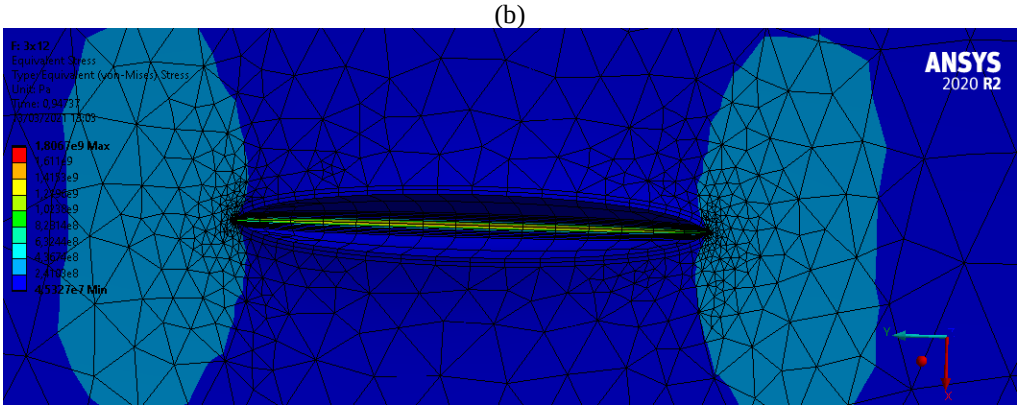
Figura 41- Distribuição de tensões na frente das trincas – Caso 1: (a) Trinca 1 (1,994 GPa), (b) Trinca 2 (1,337 GPa), (c) Trinca 3 (1,807 GPa), (d) Trinca Virtual (1,599 GPa).



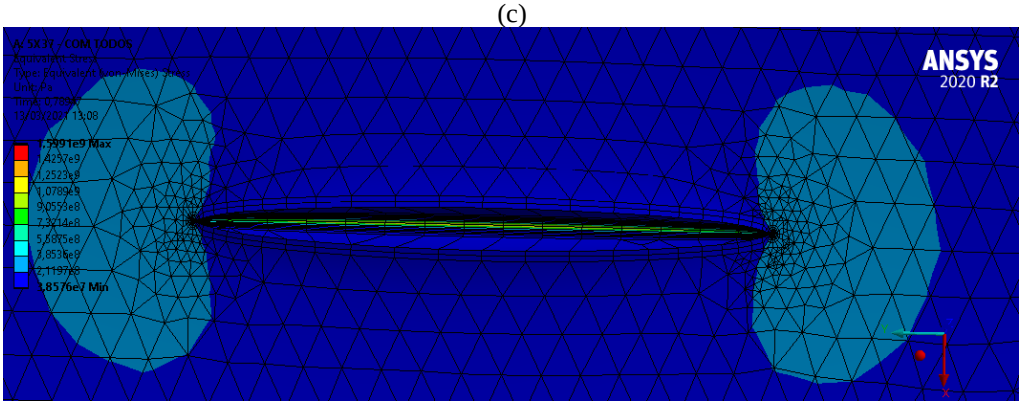
(a)



(b)



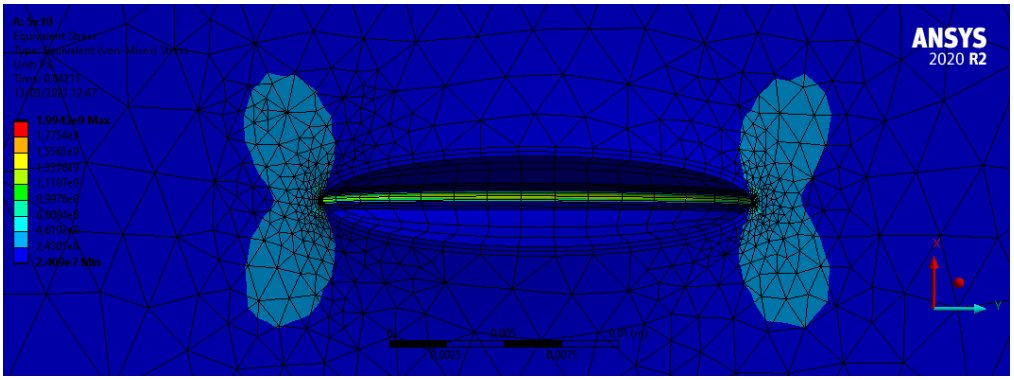
(c)



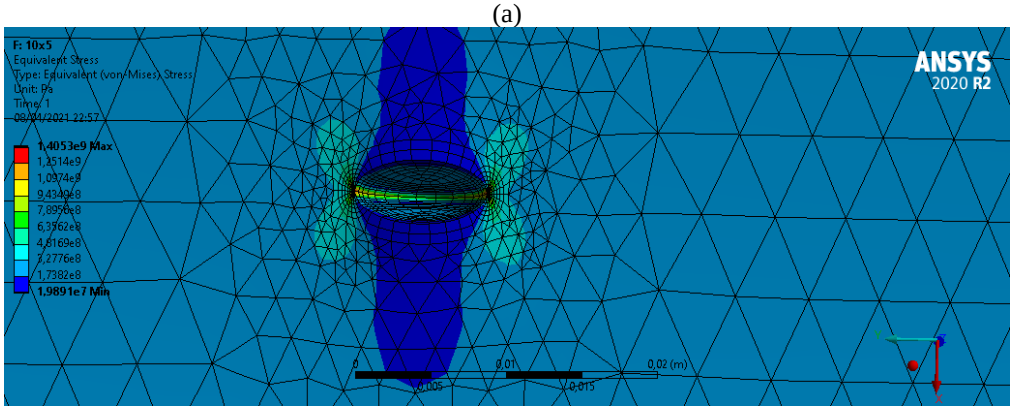
(d)

Fonte: Autoria própria, 2021.

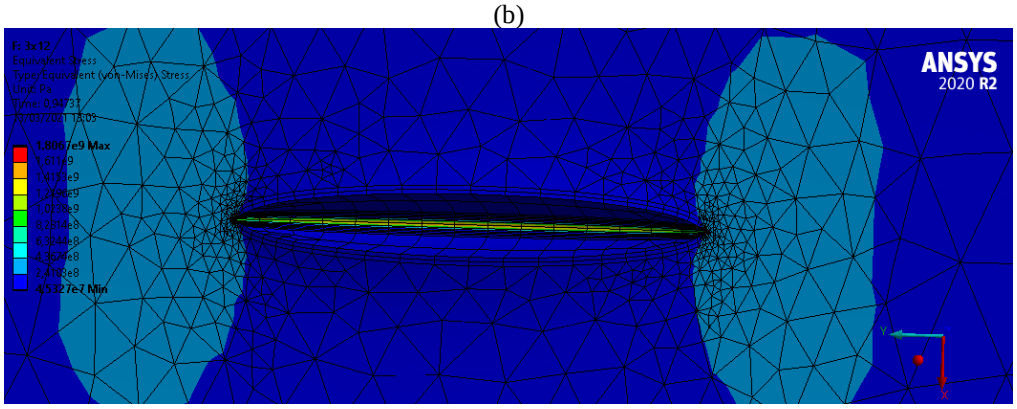
Figura 42 - Distribuição de tensões na frente das trincas – Caso 2: Trinca 1 (1,994 GPa), (b) Trinca 2 (1,405 GPa), (c) Trinca 3 (1,807 GPa), (d) Trinca Virtual (2,271 GPa).



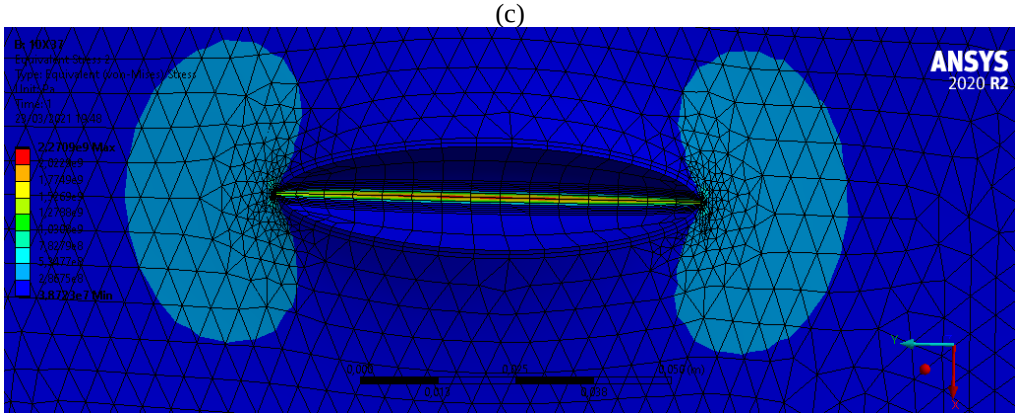
(a)



(b)



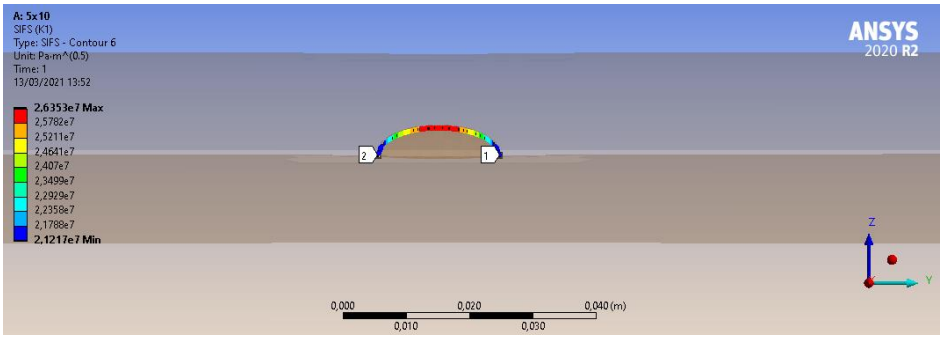
(c)



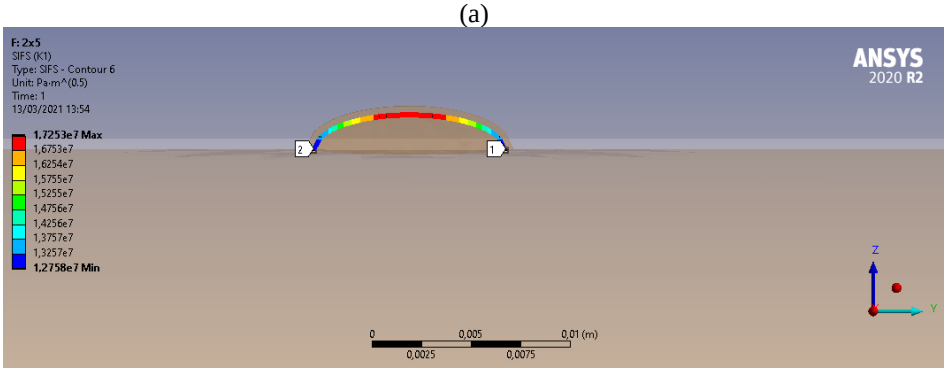
(d)

Fonte: Autoria própria, 2021.

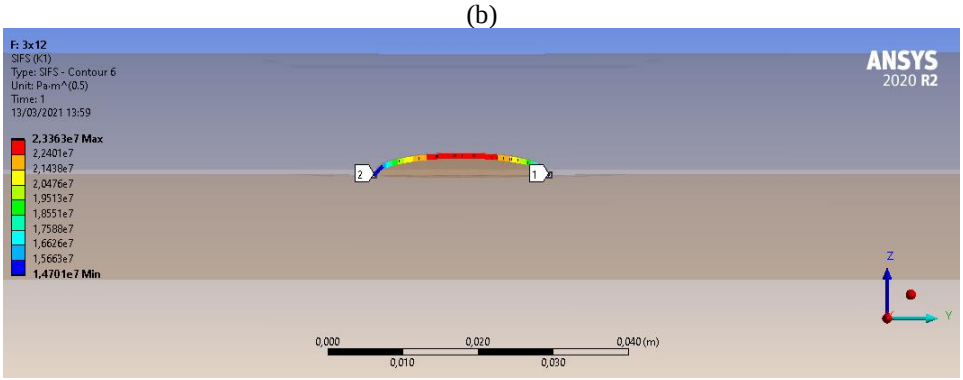
Figura 43- Distribuição dos fatores de intensidade de tensões na frente das trincas – Caso 1: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual.



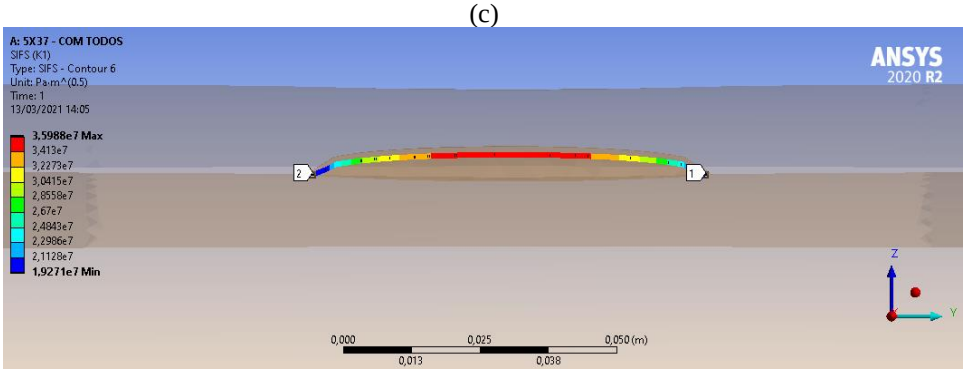
(a)



(b)



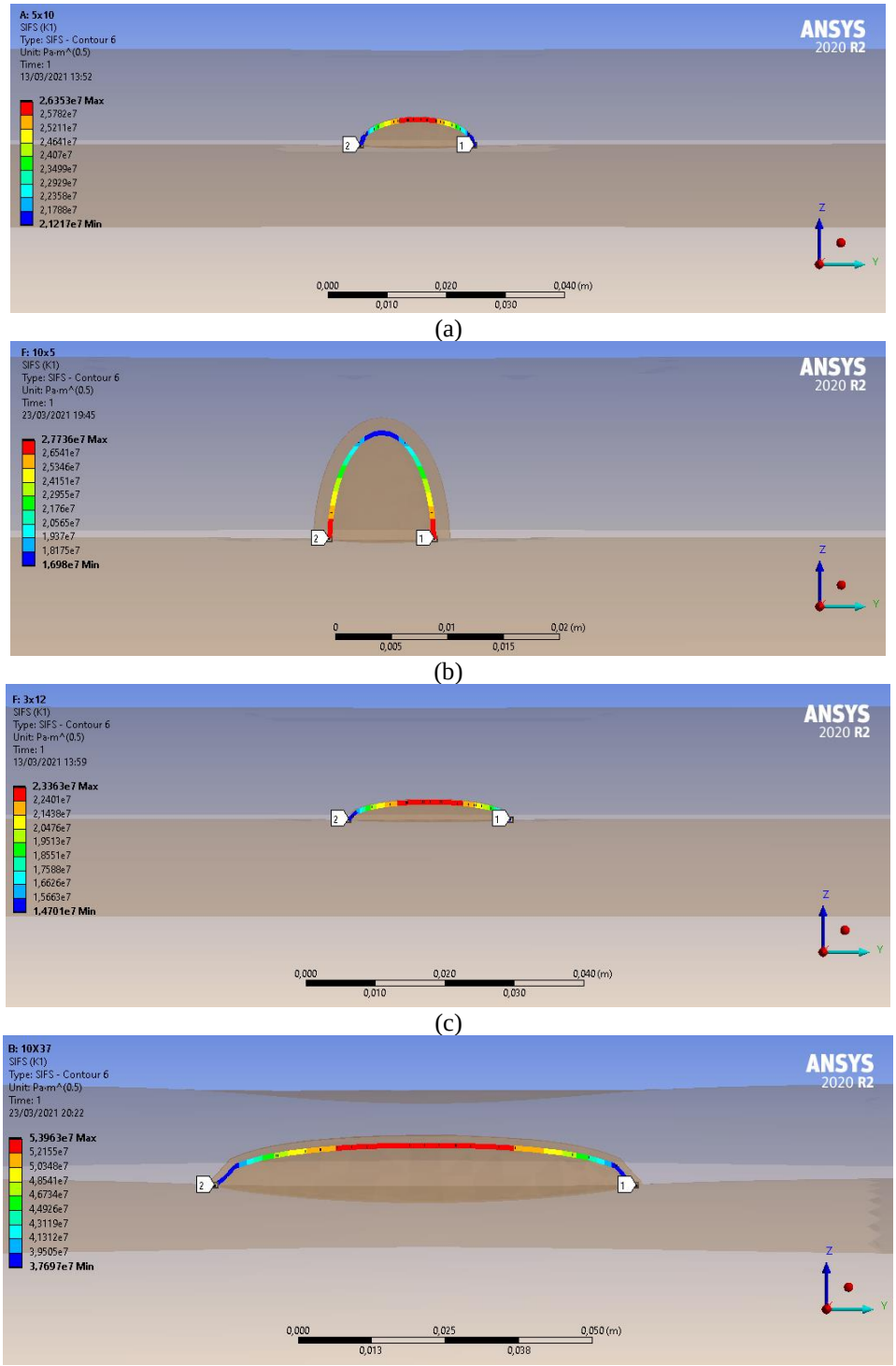
(c)



(d)

Fonte: Autoria própria, 2021.

Figura 44 - Distribuição dos fatores de intensidade de tensões na frente das trincas – Caso 2: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual.



Fonte: Autoria própria, 2021.

A Tabela 17 apresenta os valores dos Fatores de Intensidade de Tensão (FIT's) obtidos nas simulações via MEF para os casos 1 e 2.

Tabela 17 – Fatores de Intensidade de Tensão via MEF Caso 1 e 2

CASO 1				CASO 2			
a/c	trinca	a/B	KI (MPa √m)	a/c	trinca	a/B	KI (MPa √m)
0,5	1	0,30	26,353	0,5	1	0,30	26,353
	2	0,48	34,972		2	0,48	34,972
	3	0,60	40,705		3	0,60	40,705
	4	0,84	52,34		4	0,84	52,340
	5	0,93	58,424		5	0,93	58,424
	6	0,94	59,828		6	0,94	59,828
0,4	1	0,12	17,253	2	1	0,60	27,354
	2	0,36	31,657		2	0,90	34,459
	3	0,60	45,091		3	0,93	35,055
	4	0,86	61,802		4	0,94	35,161
	5	0,91	64,651		5	0,97	35,772
	6	0,92	66,012		6	0,99	0,000
0,25	1	0,18	23,363	0,25	1	0,18	23,363
	2	0,36	35,872		2	0,36	35,872
	3	0,54	50,852		3	0,54	50,852
	4	0,72	66,578		4	0,72	66,578
	5	0,88	84,785		5	0,88	84,785
	6	0,90	85,574		6	0,90	85,574
VIRTUAL	1	0,30	35,988	VIRTUAL	1	0,24	25,981
	2	0,48	52,672		2	0,48	43,488
	3	0,60	65,08		3	0,60	53,963
	4	0,72	78,814		4	0,84	65,524
	5	0,80	88,122		5	0,90	68,392
	6	0,84	92,478		6	0,91	68,696

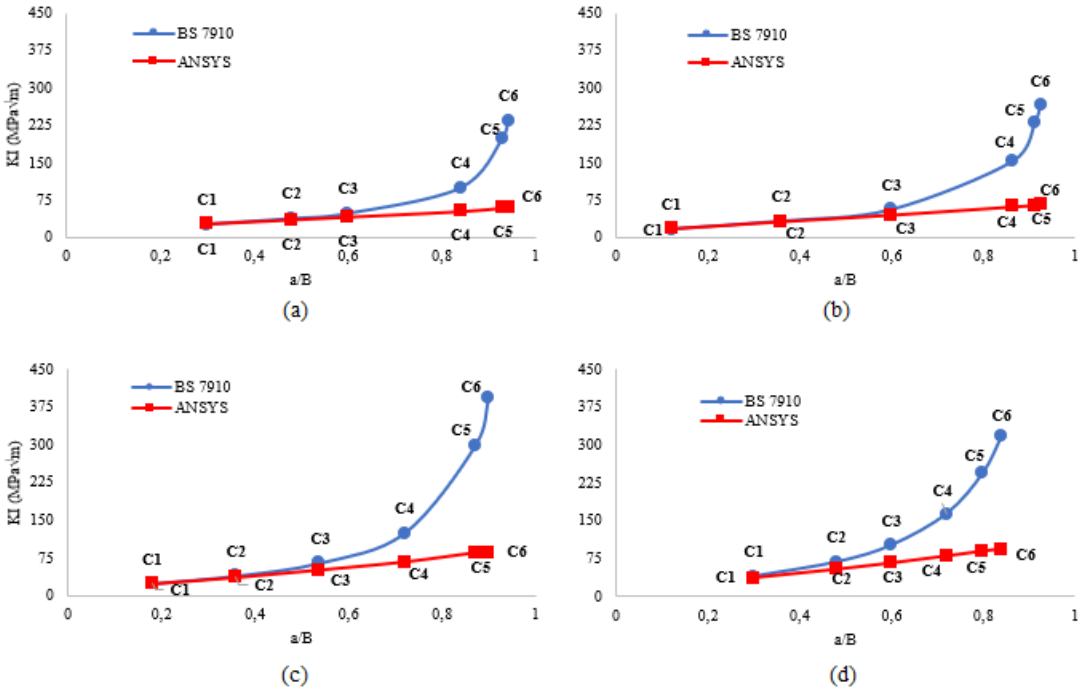
Fonte: Autoria própria, 2021.

As simulações no *ANSYS* só ocorrem até um certo fator de intensidade de tensões, a partir deste ponto não é mais possível executar simulações, pois as trincas atingiram uma profundidade que ultrapassa a espessura da tubulação, ou seja, as iterações no tamanho da trinca só foram possíveis até determinado tamanho, pois o software apresenta erros durante as simulações impedindo continuação da mesma . O FIT máximo para as trincas 1, 2, 3 e virtual são: a) 61,202 $MPa\sqrt{m}$ (a = 16mm), 67,198 $MPa\sqrt{m}$ (a = 15,6 mm), 86,84 $MPa\sqrt{m}$ (a = 15,2 mm) e 100,58 $MPa\sqrt{m}$ (a = 15 mm) para o Caso 1. Para o caso 2 o FIT máximo para as trincas 1, 2, 3 e virtual são respectivamente, a) 61,202 $MPa\sqrt{m}$ (a = 16mm), 35,772 $MPa\sqrt{m}$ (a = 16,1 mm), 86,84 $MPa\sqrt{m}$ (a = 15,2 mm) e 68,696 $MPa\sqrt{m}$ (a = 15,1 mm).

6.2.3 Discussão dos resultados

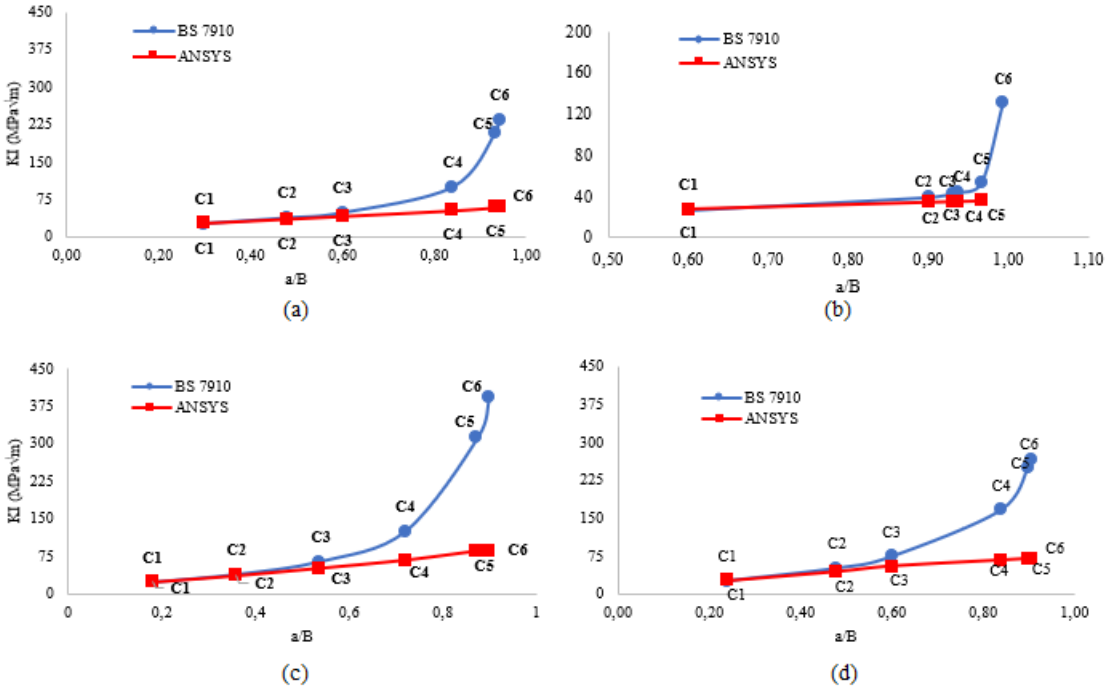
As Figuras 45 e 46 mostram a evolução dos FITs obtidos analiticamente e via simulação numérica para os dois Casos em estudo. É possível verificar que os valores do *ANSYS* coincidem com a norma até a relação $a/b \leq 0{,}60$, e que, a partir deste ponto, os valores obtidos pela norma e pelo MEF começam a se afastar. Essa mesma divergência foi encontrada por Raju e Newman (1979), que verificaram que existe uma margem de erro para $a/B > 0{,}6$ o que está de encontro com os resultados aqui obtidos. A justificativa para esse erro está na origem da BS 7910:2013 (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 interna.

Figura 45 - Evolução do FIT com *a/B* obtida pela norma BS 7910:2013 (2013) e pelo MEF – Caso 1: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual.



Fonte: Autoria própria, 2021.

Figura 46 - Evolução do FIT com *a/B* obtida pela norma BS 7910:2013 (2013) e pelo MEF – Caso 2: (a) Trinca 1, (b) Trinca 2, (c) Trinca 3, (d) Trinca Virtual.



Fonte: Autoria própria, 2021.

Os resultados máximos para o FIT analítico e simulado em cada tamanho de trinca para o Caso 1 e o Caso 2 são apresentados nas Tabelas 18 e 19. O erro relativo entre os resultados computacionais e analíticos, são calculados pela seguinte equação:

$$Erro = \frac{|K_I^A - K_I^{MEF}|}{K_I^A} \times 100\% \quad (73)$$

Tabela 18- Comparativo de valores máximos de K_I obtidos via BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 1.

			KI (MPa √m)		
a/c	trinca	a/B	BS 7910	ANSYS	Desvio
0,5	1	0,30	26,125	26,353	-1%
	2	0,48	37,410	34,972	7%
	3	0,60	47,563	40,705	14%
	4	0,84	98,605	52,340	47%
	5	0,93	198,283	58,424	71%
	6	0,94	234,693	59,828	75%
0,4	1	0,12	16,457	17,253	-5%
	2	0,36	32,408	31,657	2%
	3	0,60	55,679	45,091	19%
	4	0,86	153,264	61,802	60%
	5	0,91	230,490	64,651	72%
	6	0,92	264,919	66,012	75%
0,25	1	0,18	22,747	23,363	-3%
	2	0,36	38,247	35,872	6%
	3	0,54	64,053	50,852	21%
	4	0,72	123,267	66,578	46%
	5	0,88	311,608	84,785	73%
	6	0,90	392,219	85,574	78%
VIRTUAL	1	0,30	38,018	35,988	5%
	2	0,48	66,507	52,672	21%
	3	0,60	100,138	65,080	35%
	4	0,72	162,664	78,814	52%
	5	0,80	242,515	88,122	64%
	6	0,84	317,236	92,478	71%

Fonte: Autoria própria, 2021.

Os resultados analíticos e numéricos para a trinca 1, que possui uma razão de aspecto a/c = 0,5, apresentam um desvio relativamente baixo para profundidades relativas $a/B \leq 0{,}8$, no entanto, para $a/B > 0{,}8$ há divergência dos resultados. Observa-se que os erros relativos encontrados para as trincas de 1 a 3, são inferiores a 14%.

No entanto, à medida que a razão de aspecto reduz, o comportamento descrito acima se altera. Para a trinca 2 que possui uma razão de aspecto a/c = 0,4, os resultados apresentam um comportamento semelhante em ambas as soluções que possuem uma profundidade relativa $a/B \leq 0{,}6$, onde o erro relativo encontrado é inferior a 19%. A trinca 3, que possui a/c = 0,25, o comportamento semelhante ocorre até $a/B \leq 0{,}54$, com erro relativo inferior a 21%. Para a trinca virtual, a razão de aspecto a/c ≈ 0,16, a profundidade relativa $a/B \leq 0{,}48$ possui

erro relativo inferior a 21%. Logo, à medida que a razão de aspecto é reduzida, os resultados analíticos e numéricos divergem para profundidades relativas também menores.

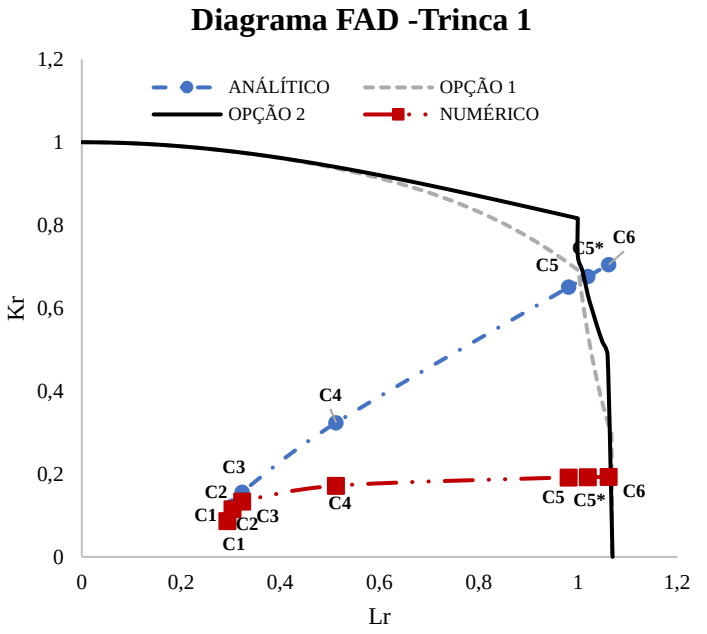
Tabela 19 - Comparativo de valores máximos de K_I obtidos via BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 2.

			KI (MPa √m)		
a/c	trinca	a/B	BS 7910	ANSYS	Desvio
0,5	1	0,30	26,125	26,353	-1%
	2	0,48	37,410	34,972	7%
	3	0,60	47,563	40,705	14%
	4	0,84	98,605	52,340	47%
	5	0,93	198,283	58,424	71%
	6	0,94	234,693	59,828	75%
2	1	0,12	26,871	26,871	0%
	2	0,36	39,426	34,459	13%
	3	0,60	42,963	35,055	18%
	4	0,86	43,982	35,161	20%
	5	0,91	53,688	35,772	33%
	6	0,92	131,672	0,000	100%
0,25	1	0,18	22,747	23,363	-3%
	2	0,36	38,247	35,872	6%
	3	0,54	64,053	50,852	21%
	4	0,72	123,267	66,578	46%
	5	0,88	311,608	84,785	73%
	6	0,90	392,219	85,574	78%
VIRTUAL	1	0,24	25,567	25,981	-2%
	2	0,48	50,500	43,488	14%
	3	0,60	73,633	53,963	27%
	4	0,84	165,492	65,524	60%
	5	0,90	249,788	68,392	73%
	6	0,91	263,997	68,696	74%

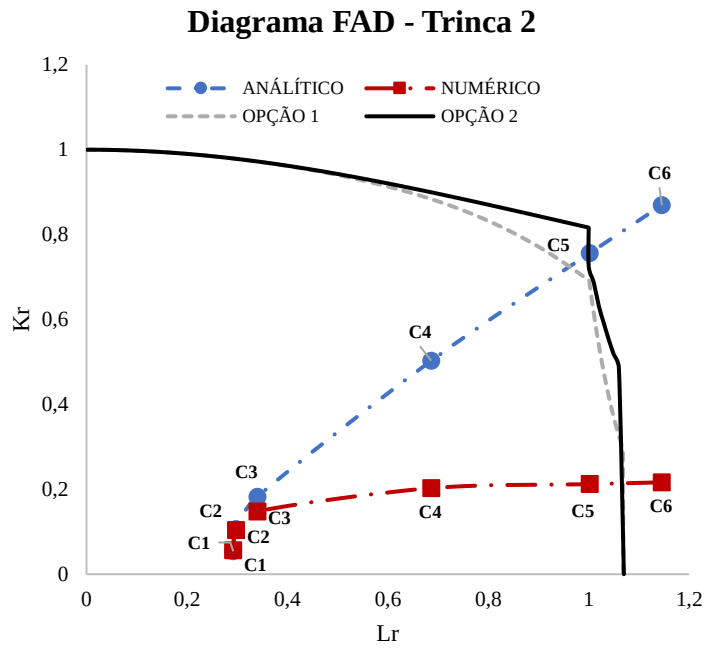
Fonte: Autoria própria, 2021.

Com os resultados da simulação foram obtidas as coordenadas *Lr* e *Kr* para cada trinca e plotadas no diagrama FAD junto com as coordenadas obtidas de forma analítica para verificar possíveis mudanças na aceitabilidade desses defeitos. Na Figura 47 são mostradas as coordenadas das trincas para o Caso 1 e, na Figura 48, para as trincas do Caso 2.

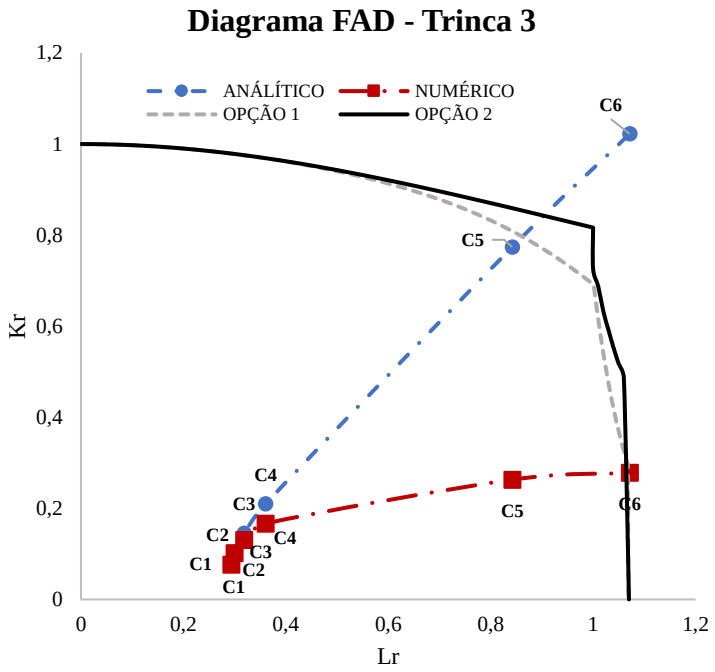
Figura 47- Diagramas FAD Opções 1 e 2 com coordenadas das trincas estudadas plotadas – Caso 1.



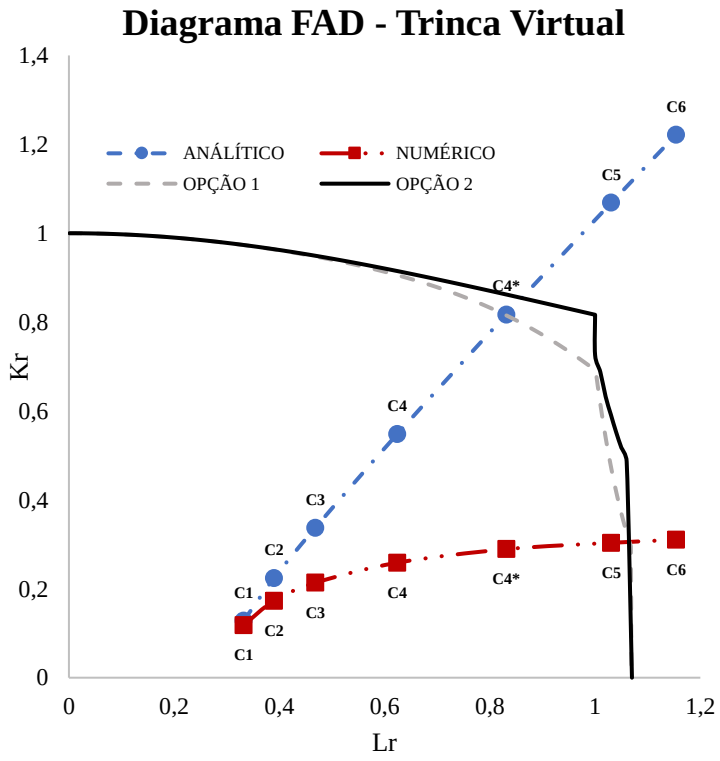
(a)



(b)



(c)



(d)

Fonte: Autoria própria, 2021.

Realizando a avaliação da integridade estrutural da tubulação, verifica-se que para a trinca 1 e 3 o ponto C6 encontra-se na região insegura de acordo com a abordagem BS 7910:2013 (2013), porém de acordo com o MEF o ponto C6 encontra-se sob a curva de avaliação sendo esta considerada uma trinca crítica. Para a trinca 2, o ponto C5 encontra-se

sob a curva de avaliação, trinca crítica, pela abordagem BS 7910:2013 (2013) e pela abordagem MEF, o ponto encontra-se na região segura. A trinca virtual, o ponto C5 considerado inseguro pela BS 7910:2013 (2013), encontra-se na região segura de acordo com a avalição do MEF.

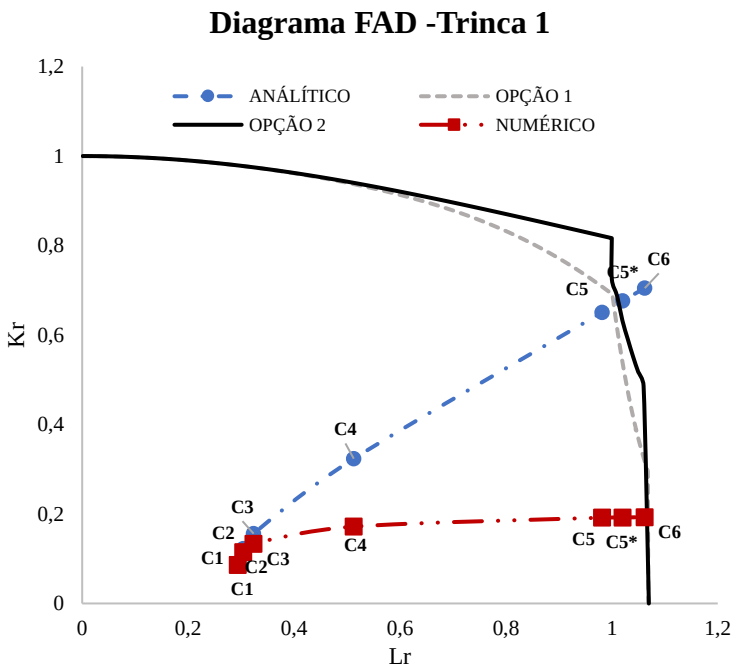
Na Tabela 20 é apresentada a avaliação da aceitabilidade de todas as trincas avaliadas, incluindo as trincas críticas, com parâmetros de fratura obtidos analiticamente e via simulação numérica.

Tabela 20 - Resultado comparativo BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 1.

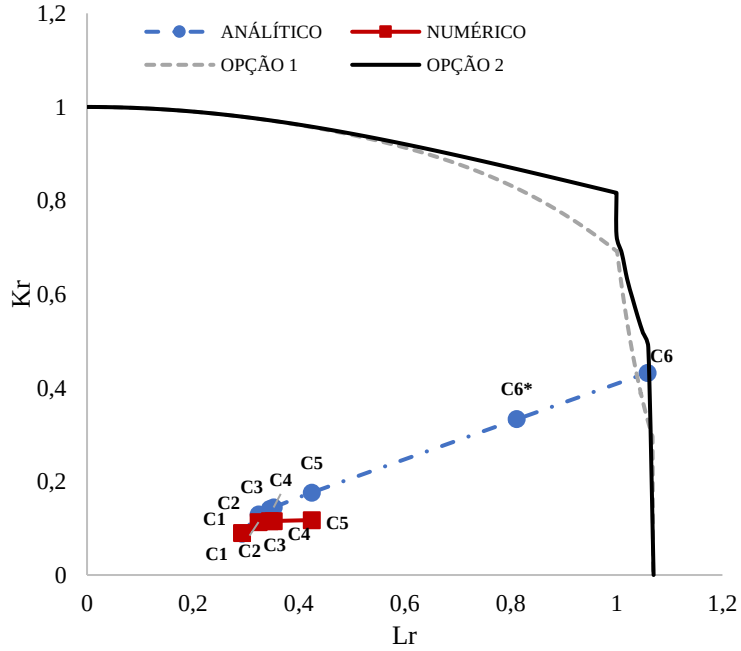
				Aceitabilidade	
a/c	a (mm)	c (mm)	a/B	BS 7910	ANSYS
0,5	5	10	0,30	Aceitável	Aceitável
	8	16	0,48	Aceitável	Aceitável
	10	20	0,60	Aceitável	Aceitável
	14	28	0,84	Aceitável	Aceitável
	15,55	31,1	0,93	Não aceitável	Aceitável
	15,7	31,4	0,94	Não aceitável	Não aceitável
0,4	2	5	0,12	Aceitável	Aceitável
	6	15	0,36	Aceitável	Aceitável
	10	25	0,60	Aceitável	Aceitável
	14,4	36	0,86	Aceitável	Aceitável
	15,2	38	0,91	Não aceitável	Aceitável
	15,4	38,5	0,92	Não aceitável	Não aceitável
0,25	3	12	0,18	Aceitável	Aceitável
	6	24	0,36	Aceitável	Aceitável
	9	36	0,54	Aceitável	Aceitável
	12	48	0,72	Aceitável	Aceitável
	14,5	58	0,87	Não aceitável	Aceitável
	14,6	58,4	0,88	Não aceitável	Não aceitável
VIRTUAL	5	37	0,30	Aceitável	Aceitável
	8	49	0,48	Aceitável	Aceitável
	10	57	0,60	Aceitável	Aceitável
	12	65	0,72	Aceitável	Aceitável
	14	73	0,84	Não aceitável	Aceitável
	14,3	74,2	0,86	Não aceitável	Não aceitável

Fonte: Autoria própria, 2021.

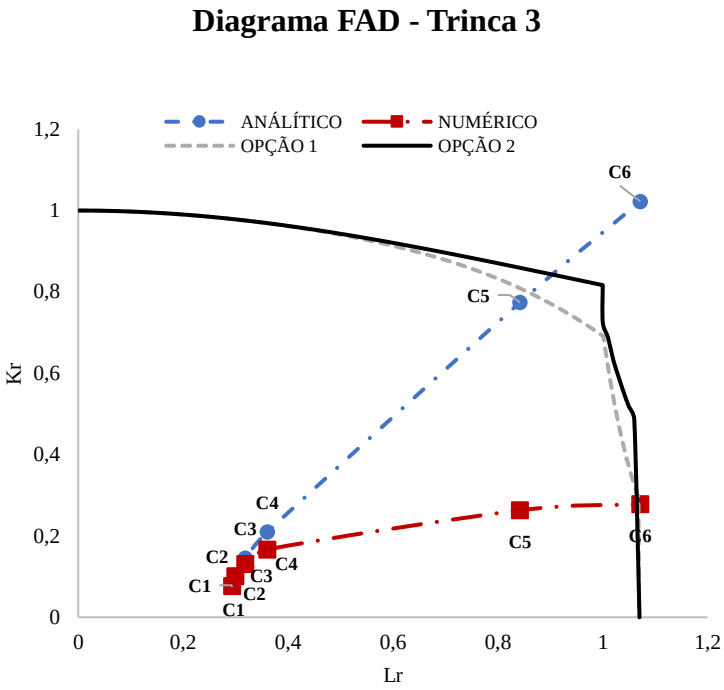
Figura 48 - Diagramas FAD Opções 1 e 2 com coordenadas das trincas estudadas plotadas – Caso 2.



(a)



(b)



Fonte: Autoria própria, 2021.

As trincas 1 e 3 apresentam o mesmo comportamento do caso 1. A trinca 2, o ponto C6 encontra-se sob a curva de avaliação, sendo esta a trinca crítica, pela abordagem BS 7910:2013 (2013) e pela abordagem MEF, não foi possível realizar a simulação. o ponto encontra-se na região segura. Para a trinca virtual, o ponto C5 considerado inseguro pela BS 7910:2013 (2013), encontra-se na região segura de acordo com a avalição do MEF.

A Tabela 21 apresenta a aceitabilidade de todas as trincas avaliadas, incluindo as trincas críticas, com parâmetros de fratura obtidos analiticamente e via simulação numérica.

Tabela 21 - Resultado comparativo BS 7910:2013 (2013) e MEF – Caso 2.

				Aceitabilidade	
a/c	a (mm)	c (mm)	a/B	BS 7910	ANSYS
0,5	5	10	0,30	Aceitável	Aceitável
	8	16	0,48	Aceitável	Aceitável
	10	20	0,60	Aceitável	Aceitável
	14	28	0,84	Aceitável	Aceitável
	15,55	31,1	0,93	Não aceitável	Aceitável
	15,7	31,4	0,94	Não aceitável	Não aceitável
2	10	5	0,60	Aceitável	Aceitável
	15	7,5	0,90	Aceitável	Aceitável
	15,5	7,75	0,93	Aceitável	Aceitável
	15,6	7,8	0,94	Aceitável	Aceitável
	16,1	8,05	0,97	Não aceitável	Aceitável
	16,55	8,275	0,99	Não aceitável	-
0,25	3	12	0,18	Aceitável	Aceitável
	6	24	0,36	Aceitável	Aceitável
	9	36	0,54	Aceitável	Aceitável
	12	48	0,72	Aceitável	Aceitável
	14,5	58	0,87	Não aceitável	Aceitável
	14,6	58,4	0,88	Não aceitável	Não aceitável
VIRTUAL	5	37	0,30	Aceitável	Aceitável
	8	49	0,48	Aceitável	Aceitável
	10	57	0,60	Aceitável	Aceitável
	12	65	0,72	Aceitável	Aceitável
	14	73	0,84	Não aceitável	Aceitável
	14,3	74,2	0,86	Não aceitável	Não aceitável

Fonte: Autoria própria, 2021.

6.3 AVALIAÇÃO DE TRINCAS MÚLTIPLAS

6.3.1 Caso 1

Como estabelecido pelo BS 7910:2013 (2013), trincas múltiplas devem ser consideradas como uma única trinca virtual, onde as mesmas devem apresentar os critérios de interação, para que possam ser consideradas trincas múltiplas. Com isso, foram obtidos todos os resultados analítico e numérico para a trinca virtual.

No entanto, foram realizadas simulações no *ANSYS,* onde foram consideradas as três trincas simultâneas, como também simulações considerando combinações de pares de trincas. A Tabela 22 apresenta os resultados dos fatores de intensidade de tensões obtidos nessas simulações.

Tabela 22- Resultados numéricos das trincas múltiplas – Caso 1.

			KI	**KI ANSYS**			
a/c	**a (mm)**	**c (mm)**	**BS 7910**	**Única**	**1 e 2**	**1 e 3**	**1, 2 e 3**
0,5	5	10	26,125	26,353	26,368	26,414	24,481
	6	12	29,614	29,298	29,356	29,432	29,548
	7	14	33,326	31,977	32,288	32,408	32,581
				Única	**1 e 2**	**2 e 3**	**1, 2 e 3**
0,4	2	5	16,457	17,253	17,955	17,610	18,283
	2,4	6	18,160	18,936	20,084	19,507	20,633
	2,8	7	19,782	20,447	22,267	21,355	23,120
				Única	**1 e 3**	**2 e 3**	**1, 2 e 3**
0,25	3	12	22,747	23,363	23,711	23,541	23,780
	3,6	14,4	25,538	25,723	26,448	26,161	26,567
	4,2	16,8	28,409	28,340	29,195	28,772	29,382

Fonte: Autoria própria, 2021.

Observa-se um acréscimo no valor do K_I quando considerada a presença de outras trincas. Para a trinca 1 o valor do FIT é superior quando considerada a presença da trinca 2 e 3, e ainda maior quando considerada a presença das 2 trincas ao mesmo tempo. O mesmo ocorre para as trincas 2 e 3. O maior FIT é encontrado quando todas as trincas são consideradas na simulação. Faz-se necessário encontrar a interação que existe entre as trincas quando a presença delas são consideradas, porém não faz parte do objetivo deste trabalho.

6.3.2 Caso 2

Para o caso 2, também foram realizadas as mesmas simulações considerando as três trincas simultâneas, como também simulações considerando combinações de pares de trincas. A Tabela 23 apresenta os resultados dos fatores de intensidade de tensões obtidos nessas simulações.

Tabela 23- Resultados numéricos das trincas múltiplas – Caso 2

a/c	a (mm)	c (mm)	KI BS 7910	KI ANSYS			
				Única	**1 e 2**	**1 e 3**	**1, 2 e 3**
0,5	5	10	26,125	26,353	26,870	26,414	27,000
	6	12	29,614	29,298	30,252	29,439	30,501
	7	14	33,326	31,977	33,750	32,475	34,219
				Única	**1 e 2**	**2 e 3**	**1, 2 e 3**
2	10	5	26,871	27,354	29,031	28,363	29,473
	12	6	30,647	30,571	33,418	32,027	34,253
	14	7	35,459	33,076	39,013	36,100	40,463
				Única	**1 e 3**	**2 e 3**	**1, 2 e 3**
0,25	3	12	22,747	23,363	23,711	23,970	24,238
	3,6	14,4	25,538	25,723	26,486	26,936	27,436
	4,2	16,8	28,409	28,340	29,334	30,018	30,966

Fonte: Autoria própria, 2021.

Observa-se um acréscimo no valor do K_I quando considerada a presença de outras trincas. Para a trinca 1 o valor do FIT é superior quando considerada a presença da trinca 2 e 3, e ainda maior quando considerada a presença das 2 trincas ao mesmo tempo. O mesmo ocorre para as trincas 2 e 3. O maior FIT é encontrado quando todas as trincas são consideradas na simulação. Faz-se necessário encontrar a interação que existe entre as trincas quando a presença delas são consideradas, porém não faz parte do objetivo deste trabalho.

7 CONCLUSÕES

Verifica-se através dos resultados obtidos a importância da utilização de métodos de avaliação que auxiliam 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 2 do diagrama FAD de avaliação do duto de aço 5CT P110 com trincas múltiplas semielípticas superficiais de diferentes razões de aspectos é possível identificar os tamanhos das trincas que tornam a estrutura não apta para continuar em serviço. Nos dimensionais das trincas foram utilizadas as razão $a/c = 0,5, 0,4, 0,25$ e 2, 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 $a/t \geq 0,8$, onde essa limitação reduz a medida que a razão de aspecto diminui e que os resultados indicam uma possível restrição analítica de cálculo, ou até mesmo, um elevado grau de conservadorismo em favor da segurança, como observado por Corrêa (2019). O contrário foi observado na avaliação com o MEF, onde verificou-se 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, observado em todas as trincas analisadas. Resultados que seguem a mesma linha dos encontrados aqui foram obtidos nos trabalhos de Coêlho (2019) e de Corrêa (2020).

Foi verificado que as trincas longitudinais são mais prejudiciais a estrutura, onde as mesmas apresentam tamanhos críticos menores do que aqueles obtidos para as trincas transversais. A trinca 2 longitudinal, considerada no primeiro caso possui um tamanho critico $a_{cr} = 15,2\ mm$ de acordo com a avaliação analítica e para a avaliação numérica esse ponto encontra-se ainda na região segura. Para a trinca 2 transversal, considerada no caso 2, o tamanho critico obtido é $a_{cr} = 16,5\ mm$ de acordo com a avaliação analítica e para a avaliação numérica não foi possível realizar simulações para trinca com tamanhos superiores a 16,1 mm, onde a mesma está localizada na região segura. O mesmo acontece para a trinca virtual onde os valores obtidos para o caso 1 possui um tamanho crítico menor, quando comparado ao caso 2.

Os resultados obtidos de forma numérica através do software ANSYS, mostraram-se satisfatórios para avaliação de estruturas com trincas, tendo sido possível o cálculo de

parâmetros de fratura para todos os dimensionais de trincas estudados, exceto para a trinca transversal, que possui um tamanho crítico maior do que o limite possível para simulação.

A ferramenta FAD demonstrou ser um método eficiente 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 para trincas longitudinais e $a/t \leq 0,91$ para trincas longitudinais, no entanto, esta avaliação é válida desde que as condições de operação não variem. Neste estudo foi avaliado que dutos contendo determinados tamanhos de trincas longitudinais semielípticas podem continuar em operação, desde que avaliações periódicas ocorram com o objetivo de monitoramento do defeito e reavaliação das condições de operação.

Diante dos resultados obtidos, conclui-se que há uma forte relevância na utilização de procedimentos de avaliação de integridade estrutural baseados na mecânica da fratura, na norma BS 7910:2013 (2013) e nos métodos computacionais, para avaliação estrutural. Onde o duto avaliado, pode continuar em operação, porem deve ser realizado um monitoramento a partir de justificativa técnica, possibilitando reduzir custos com imediata operacionalização de manutenção corretiva.

8 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

• Realizar estudos considerando a orientação da trinca oblíqua.

• Realizar estudo com associação dimensional da trinca com outras configurações, por exemplo, trinca embebida, de quina ou passante.

• Realizar estudo considerando os efeitos de outros carregamentos, por exemplo a pressão externa e efeitos de temperatura.

• Realizar estudo comparativo com os resultados obtidos neste trabalho pela norma BS 7910:2013 (2013) 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 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 7910:2013 (2013).

REFERÊNCIAS

ALVES, Michell Macedo. **Método da partição na análise de multiplas fissuras.** 2010. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

ANDERSON, Ted J. **Fracture Mechanics:** Fundamentals and Applications. 3. ed. Taylor & Francis Group, LCC. 2005. 630p.

ANDRADE, J. F. **Análise de sistemas de produção offshore**. Dissertação de Mestrado (Mestrado em Engenharia Oceânica) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 2011.

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: maio de 2020.

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**. 2011 ed. West Conshohocken, USA: ASTM International, 2011. 56 p.

ASTM E399 – 12. **Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness KIC of Metallic Materials**. 12 ed. West Conshohocken, USA: ASTM International, 2013. 33 p.

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.

BAI, Yong. BAI, Qiang. **Subsea pipelines and risers**. 1. Ed. Great Britain: Elsevier, 2005. 814p.

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.

BATHE, K. J. **Finite Element Procedures**. 1. ed. New Jersey, USA: Prentice Hall, 1996.

BONIATTI, Daniel Luís. **Análise do Comportamento de Fadiga para Estruturas Submetidas a Temperaturas Elevadas Aliadas a Esforços Cíclicos**. 2003. 80f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.

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.

BRANCO, C. Moura; FERNANDES, A. Augusto; CASTRO, P. M. S. Tavares de. **Fadiga de Estruturas Soldadas**. 2. ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian, 1986. 902 p.

BS 7448 – Part 1. **Method for Determination of KIC, Critical CTOD and critical J values of Metallic Materials**. London, UK: BSI Standards Limited, 1991. 39 p.

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: ISO, 2010.

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

BS EN ISO 6892-1. **Metallic Materials – Tensile Testing – Part 1**: Method of Test at Room Temperature. 2 ed. London, UK: BSI Standards Limited, 2016. 79 p.

BS EN ISO 6892-2. **Metallic Materials – Tensile Testing – Part 2**: Method of Test at Elevated Temperature. 1 ed. London, UK: BSI Standards Limited, 2011.

BUDYNAS, Richard G., Nisbett, J. Keith. **Elementos de Máquinas de Shigley** Projeto de Engenharia Mecânica. 8. Ed. Porto Alegre: Bookman, 2011. 1088 p.

CAMERON DO BRASIL. **Oportunidades e desafios na área subsea. Onesubsea** – Cameron & Schlumberger Company. Ed. 2013. 2013.

CARPINTERI, Andrea; BRIGHENTI, Roberto; VANTADORI, Sabrina. A numerical analysis on the interaction of twin coplanar flaws. **Engineering Fracture Mechanics**. Parma, v. 71, p. 485–499, October, 2004.

CARRASCO, Jorge Antonio Palma. **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. 114 f. Dissertação (Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais) – Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2008.

CARRASCO, Jorge Antonio Palma. **Acoplamento de modelos da mecânica do dano e da fratura para a avaliação da integridade de estruturas sob efeito do hidrogênio gerado em sistemas de proteção catódica**. 2013. 188 f. Tese (Doutorado em Ciências e Engenharia de Materiais) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, 2013.

CAVATI, R. S. **Gerenciamento inteligente da integridade de risers flexíveis utilizados na produção de petróleo e gás natural**. Dissertação de Mestrado (Mestrado em Engenharia Oceânica) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 2012.

CHRISTOVAM, Diogo Fagundes. **Análise de vida à fadiga em sistema de riser híbrido**. 2010. 92 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia de Petróleo) - Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2010.

COÊLHO, Gabriel de Castro. **Avaliação da Integridade Estrutural de um Vaso de Pressão Danificado por Trincas:** Análise Numérica e Adequação Ao Serviço. 2018, 207f.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Campina Grande. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Campina Grande – PB. 2018.

COÊLHO, Gabriel. *et al*. Stress Intensity Factor of Semielliptical Surface Crack in Internally Pressurized Hollow Cylinder—A Comparison between BS 7910 and API 579/ASME FFS-1 Solutions. **Materials.** Campina Grande. v.12, p. 1-16. Mar. 2019.

CONCEPTIÓN, 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.

CORRÊA, Jose Rodrigues Pereira. **Avaliação da integridade estrutural de dutos contendo trincas semielípticas via opção 1 da norma BS7910 e o método dos elementos finitos.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Pernambuco. Recife, 2019.

CORRÊA, Jose. *et al*. Structural integrity assessment of a 5CT P110 steel riser pipe according to BS 7910:2013 standard. **International Journal of Pressure Vessels and Piping.** Recife. p. 188- 196, Sep. 2020.

COULES, H. E. Stress intensity interaction between dissimilar semi-elliptical surface cracks. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**. Bristol, 55-64, 2016.

CRAVERO Sebastian; RUGGIERI Claudio. Structural integrity analysis of axially cracked pipelines using conventional and constraint-modified failure assessment diagrams. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**. São Paulo, v. 83, Jan/Apr. 2006.

DJILLALI, Saad *et al*. Cálculo de SIFs para trincas semi-elípticas de superfície em juntas de expansão de fole em U do vaso RR. In: **Congrès de Mécanique**, 13., 2017. Meknès, Maroc, 2017.

DRUMOND, Geovana *et al*. Pipelines, risers and umbilicals failures: A literature review. **Ocean Engineering**. Rio de Janeiro, v. 148, Nov. 2018.

FILHO, Takashi Komatsubara. **Aplicação do método para dimensionamento de estruturas de produção offshore a partir de modelos computacionais**. 2014. 142 p. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação Engenharia Naval e Oceânica) – Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 2014.

GIACOBBE, F. **Maintenance engineering: case study of fitness for servisse assesssments.** In: 11th International conference and engineering design. Technical University of Denmark. 2011.

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 P&D em Petróleo e Gás, Florianópolis, Brasil, 2011. **Anais do 6º PDPETRO**, Florianópolis, 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.

IRWIN, G. **Onset of fast trinca propagation in high strength steel and aluminum alloys**. Sagamore Research Conference Proceedings, 2, 289–305, 1956.

JIANG, D., PETIT, J., BEZINE, G. An investigation of stress intensity factors for two unequal parallelcracks in a finite width plate. **Engineering Fracrure Mechanics**. Vol. 42, No. 1, pp. 138, 1992.

Kastratović, Gordana. et al. Approximate Determination of Stress Intensity Factor for Multiple Surface Cracks. **FME Transactions**, Belgrade, v. 46, n. 1, p. 39-45. 2018.

KISHIMOTO, K.; SOBOYEJO, W.; SMITH, R; KNOTT, J. A numerical investigation of the interaction and coalescence of twin coplanar semi-elliptical fatigue cracks. **Int J Fatigue. Sheffield**, v. 11, n. 2, p. 91-96, March, 1989.

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

LIMA, José Guilherme. **Cálculo dos fatores de intensidade de tensão para trincas de quina quarto-elípticas utilizando métodos analíticos e software de elementos finitos**. 2019. 75 f. Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Pernambuco. Recife, 2019.

LIU, A. F. **Mechanics and Mechanisms of Fracture**: An Introduction. 1. ed. USA: ASM International, 2005.

MADENCI, Erdogan; GUVEN, Ibrahim. **The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS**. 2. ed. Tucson: Springer, 2015. 663 p.

MANAN, Muhamad. **Fracture mechanics analysis of multiple edge cracks**. 2008. 183 p. Dissertation (Doctor of Philosophy) – University College London, London, 2008.

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.

MOTTA, Mateus Rattes. **Cálculo dos fatores de intensidade de tensão de trincas semielípticas internas em vasos de pressão de parede espessa**. 2018. 87 f. Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Pernambuco. Recife, 2018.

MURAKAMI, Y. NEMAT-NASSER, S. Interacting dissimilar semi-elliptical surface flaws under tension and bending. **Engineering Fracture Mechanics**, Evanston, v. 16, n. 3, p. 373-386. 1982.

MURAKAMI, Y., **Stress Intensity Factors Handbook**. Pergamon Press, New York, 1987.

MURTI, V. VALLIPAPPAN, S. ASCE, F. LEE, I, K. ASCE, M. Stress intensity factor using quarter point element, New York, **Journal of Engineering Mechanics**, v.11, p. 203-207, 1985.

NISITANI, H.; MURAKAMI, Y. Stress intensity factors of an elliptical crack or a semi-elliptical crack subject to tension. **International Journal of Fracture**, Fukuoka, v. 10, n. 3, p. 353-368, September, 1974.

NUNES, Marina. **Um algoritmo para modelagem de mecanica da fratura usando os métodos dos elementos de contorno**. 2010. 79 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

OWEN, D.R.J.; FAWKES, A J. **Engineering Fracture Mechanics. Pineridge Press Ltd**., Swansea, U.K, p. 305. 1983.

PEREIRA, Jerônymon Peixoto Athayde. **Extração de fatores de intensidade de tensão utilizando a solução dos métodos finitos generalizado**. 2004. 160 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

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

RAJU, I. S.; NEWMAN, J. C. Stress-intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates. **Engineering Fracture Mechanics**, Hampton, Vol 11, pp 817-829, September, 1979.

RAMOS, Kleber Antônio Machado. **Estudo comparativo entre os resultados obtidos pelos documentos API-579 e BS-7910 na avaliação de trincas em vasos de pressão**. 2009. 95f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

REBOREDO, Rafaell Rocha. **Propagação de trincas em chapas metálicas usando o método dos elementos de contorno**. 2013. 109 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Mecânica) - Universidade de Brasilia, Brasilia, 2013.

RIGZONE, HIW_risers1.jpg. [2011]. 1 fotografía, color. Disponível em: http://www.rigzone.com/images/howitworks/HIW_risers1.jpg. Acesso em 05 jun. 2011.

SAMADIAN, K.; HERTELÉ, S.; WAELE, W. Elastic-plastic defect interaction in (a)symmetrical double edge notched tension specimens. **AIMS Materials Science**, p. 277-291, 2017.

SAKAKIBARA, N. **Finite element method in fracture mechanics**, Texas, 2008

SATO, Marcel**. Modelagem de Problemas da Mecânica da Fratura e Propagação de Trincas em Fadiga**. Dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 2009.

SETHURAMAN, R.; REDDY, G.; ILANGO, I. Finite element based evaluation of stress intensity factors for interactive semi-elliptic surface cracks. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**. Chennai, v. 80, p. 843-859, October, 2003

SILVA, Leandro Claudino da. **Avaliação da integridade estrutural de risers rígidos contendo trincas através da abordagem fad com base na norma BS 7910 e simulações computacionais.** 2017. 96 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Pernambuco. Recife, 2017.

SOUZA, Sérgio Augusto. **Ensaio mecânicos de materiais metálicos**. 5. ed. São Paulo: Edgard Bluncher, 1982. 286 p.

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.

SUZUKI, Maurício Jun-Di Hiroyama. **Influência dos parâmetros do solo na dinâmica de risers em catenária para águas ultraprofundas.** Dissertação (Mestrado em Engenharia de Petróleo) – Universidade Estadual de Campinas. Campinas, 2012.

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

Vitrine Tecnológica. **Dispositivo para reparo de duto flexível e/ou monitoramento de duto rígido**. Disponível em: <https://www.ufrgs.br/vitrinetecnologica/defesa-nacional-e-seguranca-publica/dispositivo-e-ferramenta-bipartida-para-reparo-de-duto-flexivel-eou-monitoramento-de-duto-rigido/>. Acesso em: 11 abr. 2021.

XIAO, Z; LIM, M.; LIEW, K. Stress intensity factors for two coplanar penny-shaped cracks under uniaxial tension. **Inr. J. Engng Sci**, Singapore, v. 32, n. 2, p. 303-311. 1994.

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

WEN, Jian-Feng et. al. A combination rule for multiple surface cracks based on fatigue crack growth life. **AIMS Materials Science**, p. 1649-1664, 2016.

WESTERGAARD, H. **Bearing pressure and trincas**. Journal of Applied Mechanics, 6, 49–53, 1939.

ZHANG, Y.; FAN, M.; XIAO, Z. Nonlinear elastic-plastic stress investigations on two interacting 3-D cracks in offshore pipelines subjected to different loadings. **AIMS Materials Science,** 1321-1339, 2016.

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.