



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE RISERS RÍGIDOS CONTENDO  
TRINCAS ATRAVÉS DA ABORDAGEM FAD COM BASE NA NORMA BS 7910 E  
SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS**

LEANDRO CLAUDINO DA SILVA

Dissertação de Mestrado

RECIFE  
2017

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

LEANDRO CLAUDINO DA SILVA

**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE RISERS RÍGIDOS CONTENDO  
TRINCAS ATRAVÉS DA ABORDAGEM FAD COM BASE NA NORMA BS 7910 E  
SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS**

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

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa  
Co-orientador: Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco

RECIFE  
2017

Catálogo na fonte

Biblioteca Margareth Malta, CRB-4 / 1198

S586a 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 /

Leandro Claudino da Silva. – 2017.

98 folhas, il., gráfs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.

Coorientador: Prof. Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG.  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2017.

Inclui Referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Integridade estrutural. 3. Riser. 4. Trincas.  
5. FAD. 6. Simulações computacionais. I. Barbosa, José Maria Andrade.  
(Orientador). II. Carrasco, Jorge Antonio Palma. (Coorientador). III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2017-52

10 de janeiro de 2017

“AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE RISERS RÍGIDOS  
CONTENDO TRINCAS ATRAVÉS DA ABORDAGEM FAD COM BASE NA NORMA  
BS 7910 E SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS”

LEANDRO CLAUDINO DA SILVA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO  
DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: PROJETOS  
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO  
EM ENGENHARIA MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

---

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA  
ORIENTADOR/PRESIDENTE

---

Prof. Dr. JORGE ANTONIO PALMA CARRASCO  
CO-ORIENTADOR

---

Prof. Dr. CEZAR HENRIQUE GONZALEZ  
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

---

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA (DEMEC/UFPE)

---

Prof. Dr. JORGE ANTONIO PALMA CARRASCO (PRH-PB203/DEMEC/UFPE)

---

Prof. Dra. NADÈGE SOPHIE BOUCHONNEAU DA SILVA (DEMEC/UFPE)

---

Prof. Dr. MARCO ANTONIO DOS SANTOS (UAEM/UFCG)

*Dedico esta dissertação de mestrado a minha mãe Severina Claudino, a minha esposa e amiga Rebeka Claudino e ao meu avô José Claudino pelo incentivo e amor que me deram para alcançar esta dádiva. Dedico também aos meus professores e amigos que tanto ajudaram.*

## AGRADECIMENTOS

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

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

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

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

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

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

Ao meu avô, José Claudino, por ter sido meu pai e por ter me dado subsídios para que conseguisse chegar até aqui.

A minha família em Pernambuco e no Rio de Janeiro por sempre acreditarem em mim e me apoiarem em todos os momentos.

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

A empresa Parkson do Brasil/Keviva, nas pessoas de Daniel Rizo e Cléia Novak, pela colaboração e compreensão durante o tempo de mestrado.

Ao PRH-PB203 pela oportunidade de aprendizado e suporte.

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

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

*“Combati o bom combate, acabei a carreira, guardei a fé”  
II Timóteo 4 : 7  
Bíblia Sagrada*

## RESUMO

Devido à dificuldade de extração de petróleo em alto mar, tornou-se necessário o investimento em sistemas tecnológicos de obtenção deste produto, que em muitos casos se encontra a mais de 2000 metros de lâmina d'água, como é o caso da camada pré-sal. Os *risers* são os sistemas responsáveis por fazerem a ligação entre os poços de petróleo às unidades flutuantes, entretanto, devido à dificuldade existente de se extrair petróleo em águas muito profundas, a utilização de *risers* rígidos desponta como uma ótima alternativa. Para tanto, faz-se necessário o uso de aços especiais para desempenho deste trabalho, visto a agressividade do meio em que os *risers* estarão sendo submetidos, onde o aço API 5CT P110 aparece como uma alternativa promissora, por apresentar excelente resistência mecânica e boa tenacidade. Devido a essa agressividade, pode ocorrer o surgimento de trincas, e se essas não forem avaliadas e tomadas as providências necessárias, reparando ou substituindo as partes danificadas, a estrutura pode vir a falhar. Por isso, a avaliação da integridade estrutural desses componentes, através da Mecânica da Fratura, desponta como um procedimento de elevada importância, pois esta técnica visa analisar de maneira minuciosa as trincas existentes numa estrutura, aplicando princípios que garantam sua operacionalidade. Portanto, este estudo tem como objetivo avaliar a integridade estrutural de risers rígidos de injeção trincados, por meio do diagrama FAD (Failure Assessment Diagram), baseando-se na metodologia recomendada pela norma britânica BS 7910, comparando estes resultados com os obtidos através de simulações computacionais realizadas com o *software* Abaqus. Os resultados alcançados mostraram a importância de se utilizar estes procedimentos de avaliação, visto que é possível postergar, em alguns casos, a troca de um *riser* reduzindo os custos associados ao novo *riser* e aos processos operacionais de troca.

**Palavras-chave:** Integridade estrutural. *Riser*. Trincas. FAD. Simulações computacionais.

## ABSTRACT

Due to the difficulty of oil extraction in the high seas, it became necessary to invest in technological systems to obtain this product, which in many cases is more than 2000 meters of water, such as the pre-salt. Risers are the systems responsible for linking oil wells to floating units. However, due to the difficulty of extracting oil in ultra deep waters, the use of rigid risers is a great alternative. In order to do so, it is necessary to use special steels to perform this work, considering the aggressiveness of the medium in which the risers will be submitted, where API 5CT P110 steel appears as a promising alternative, as it presents excellent mechanical strength and good toughness. Because of this aggressiveness, cracking may occur, and if these are not evaluated and taken care of by repairing or replacing damaged parts, the structure may fail. For this reason, the evaluation of the structural integrity of these components, through Fracture Mechanics, emerges as a procedure of great importance, since this technique aims to analyze in detail the cracks in a structure, applying principles that guarantee its operability. Therefore, this study aims to evaluate the structural integrity of rigid injection risers, through the FAD (Failure Assessment Diagram) diagram, based on the methodology recommended by the British standard BS 7910, comparing these results with those obtained through simulations with Abaqus software. The results showed the importance of using these valuation procedures, since it is possible to postpone, in some cases, the exchange of a riser, reducing the costs associated with the new riser and the operational processes of exchange.

**Keywords:** Structural integrity. Riser. Cracks. FAD. Computational simulations.

<b>LISTA DE FIGURAS</b>		Página
Figura		
1	Sistemas de produção offshore de petróleo e gás.....	15
2	Tipos de estruturas <i>offshore</i> .....	19
3	Sistemas de reinjeção de água.....	21
4	Tubulação sem costura e tubulação com costura longitudinal.....	22
5	Tipos de trincas.....	23
6	Tubulação com trinca longitudinal passante na solda.....	24
7	Sequência de eventos para falhas em <i>risers</i> .....	25
8	<i>Bend stiffeners</i> utilizados entre o <i>riser</i> e a plataforma.....	27
9	Exemplo de um diagrama FAD.....	29
10	FAD genérico do nível 1A.....	33
11	Diagramas FAD nível 2.....	34
12	Diagrama FAD do nível 3A.....	34
13	Diagramas FAD construídos no mesmo plano para os 3 níveis de avaliação.....	35
14	Dimensões dos defeitos.....	36
15	Interação dos defeitos.....	37
16	Portal de entrada do Mosteiro da Batalha em Portugal construído em 1386.....	38
17	Enfoques da Mecânica da Fratura.....	40
18	Entalhe elíptico em uma chapa plana.....	41
19	Trinca elíptica central passante.....	42
20	Variação de energia e variação da taxa de energia.....	43
21	Modos básicos de aberturas das trincas.....	46
22	Campo de tensões na ponta da trinca no modo I de abertura.....	47
23	Variação de tensões na frente da ponta da trinca.....	49
24	Projeção do tamanho da trinca com a zona plástica.....	51
25	Cargas de tração sob trinca central passante.....	52
26	Carga de compressão nas extremidades da trinca.....	52
27	Casos I e II plotados no mesmo gráfico.....	53
28	Entradas e saídas do sistema.....	56
29	Elementos singulares <i>quarter-point</i> triangulares e quadrangulares.....	57
30	Tipos de rosetas na ponta da trinca.....	58
31	Roseta padrão na frente da ponta da trinca.....	58
32	Fluxograma de aplicação da metodologia.....	59
33	Recaracterização de trincas superficiais para passantes.....	61
34	Vista de secção longitudinal da geometria do tubo com trinca passante.....	62

35	Fluxograma de aplicação do nível 2B de aplicação.....	63
36	Trincas axiais através da espessura em estruturas tubulares.....	66
37	Diagrama FAD para o nível 2B para o aço P110.....	68
38	Tubulação com trinca longitudinal passante sob a tensões circunferenciais.....	69
39	Pontos plotados no gráfico para verificação da aceitabilidade das trincas.....	72
40	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 15 mm.....	74
41	Roseta gerada na ponta da trinca de 15 mm.....	74
42	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 30 mm.....	75
43	Roseta gerada na ponta da trinca de 30 mm.....	75
44	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 60 mm.....	76
45	Roseta gerada na ponta da trinca de 60 mm.....	76
46	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 90 mm.....	77
47	Roseta gerada na ponta da trinca de 90 mm.....	77
48	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 120 mm.....	78
49	Roseta gerada na ponta da trinca de 120 mm.....	78
50	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 140 mm.....	79
51	Roseta gerada na ponta da trinca de 140 mm.....	79
52	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 150 mm.....	80
53	Roseta gerada na ponta da trinca de 150 mm.....	80
54	Simulação do <i>riser</i> contendo trinca de 160,6 mm.....	81
55	Roseta gerada na ponta da trinca de 160,6 mm.....	81
56	Trinca com dimensão crítica.....	82
57	Vaso de pressão com uma trinca que cresceu instavelmente.....	82
58	Tubulação com uma trinca que cresceu instavelmente.....	83
59	Fator de intensidade de tensões para trinca de 15 mm.....	83
60	Fator de intensidade de tensões para trinca de 30 mm.....	84
61	Fator de intensidade de tensões para trinca de 60 mm.....	84
62	Fator de intensidade de tensões para trinca de 90 mm.....	85
63	Fator de intensidade de tensões para trinca de 120 mm.....	85
64	Fator de intensidade de tensões para trinca de 140 mm.....	86
65	Fator de intensidade de tensões para trinca de 150 mm.....	86
66	Fator de intensidade de tensões para trinca de 160,6 mm.....	87
67	Roseta com elementos a 30° na trinca de 15 mm.....	89

<b>LISTA DE TABELAS</b>		Página
Tabela		
1	Principais carregamentos e causas.....	26
2	Parâmetros do aço API 5CT P110.....	60
3	Relações das tensões de referência para cada tamanho de trinca.....	70
4	Relações dos valores de Lr para cada tamanho de trinca.....	70
5	Valores de Kr para cada tamanho de trinca.....	71
6	Aceitabilidade das trincas de acordo com a norma BS7910.....	73
7	Fatores de intensidade de tensão encontrados.....	87
8	Fatores de intensidade de tensões calculados e simulados.....	88
9	Aceitabilidade das trincas de acordo com as simulações realizadas.....	88
10	Tensões máximas na ponta da trinca.....	89
11	Comparativo entre os resultados obtidos na norma BS7910 e nas simulações..	90

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing Materials</i>
BS	<i>British Standard</i>
CAE	<i>Computer Aided Engineering</i>
CFD	Computational Fluid Dynamics
CMOD	<i>Crack Mouth Opening Displacement</i>
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i>
DEM	Departamento de Engenharia Mecânica
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
ECA	<i>Engineering Critical Assessment</i>
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
ERW	Electric Resistance Welding
FAD	Failure Assessment Diagram
FFS	<i>Fitness For Service</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
LABCOM	Laboratório de Mecânica Computacional
LSAW	Longitudinal Submerged Arc Welding
MEF	Método dos Elementos Finitos
MF	Mecânica da Fratura
MFEP	Mecânica da Fratura Elastoplástica
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MMS	<i>Minerals Management Service</i>
RHAS	<i>Riser</i> Híbrido Autossustentável
UEP	Unidade Estacionária de Produção
UFPE	Universidade Federal de Pernambuco

## LISTA DE SÍMBOLOS

$a$	Comprimento da trinca (m)
$a_0$	Comprimento inicial da trinca (m)
$A$	Área (m <sup>2</sup> )
$B$	Espessura (m)
$c$	Profundidade da trinca (m)
$E$	Módulo de elasticidade (Pa)
$\epsilon_{ref}$	Deformação de referência (%)
$f_w$	Fator geométrico para trincas passantes utilizado na norma BS7910
$G_I$	Taxa de liberação de energia de deformação elástica no modo I (J/m <sup>2</sup> )
$J$	Integral $J$ (J/m <sup>2</sup> )
$k_m$	Fator de ampliação de tensão devido ao desalinhamento I
$k_{tb}$	Fator de concentração de tensão de flexão
$k_{tm}$	Fator de concentração de tensão de membrana
$K$	Fator de intensidade de tensões ( $Pa\sqrt{m}$ )
$K_I$	Fator de intensidade de tensões no modo I ( $Pa\sqrt{m}$ )
$K_{IC}$	Fator de intensidade de tensões crítico no modo I em EPD ( $Pa\sqrt{m}$ )
$K_{Im}$	Fator de intensidade de tensões devido às tensões de membrana ( $Pa\sqrt{m}$ )
$K_{Ib}$	Fator de intensidade de tensões devido às tensões de flexão ( $Pa\sqrt{m}$ )
$K_{MAT}$	Tenacidade à fratura do material ( $Pa\sqrt{m}$ )
$K_r$	Relação das tenacidades
$L_r$	Relação dos carregamentos
$M$	Fator de correção de abaulamento
$M_b, M_{kb}$	Fatores de ampliação da intensidade da tensão de flexão
$M_m, M_{kn}$	Fatores de ampliação da intensidade da tensão de membrana
$M_T$	Fator geométrico que considera as dimensões da estrutura e do defeito
$P$	Pressão interna (Pa)
$P_b$	Tensão de flexão primária (Pa)
$P_m$	Tensão de membrana primária (Pa)
$P_{MÁX}$	Pressão máxima para não escoar (Pa)
$Q_b$	Tensão de flexão secundária (Pa)
$Q_m$	Tensão de membrana secundária (Pa)

$r_0$	Raio externo (m)
$r_i$	Raio interno (m)
$r_m$	Raio mediano (m)
$R$	Raio do tubo (m)
$\sigma$	Tensão aplicada (Pa)
$\sigma_H$	Tensão circunferencial (Pa)
$\sigma_L$	Tensão longitudinal (Pa)
$\sigma_{ref}$	Tensão de referência (Pa)
$\sigma_y$	Tensão de escoamento do material (Pa)
$\sigma_Y$	Tensão de fluxo (Pa)
$\sigma_{LRT}$	Limite de Resistência a Tração (Pa)
$W$	Comprimento da estrutura (m)
$Y$	Fator geométrico

## SUMÁRIO

Página

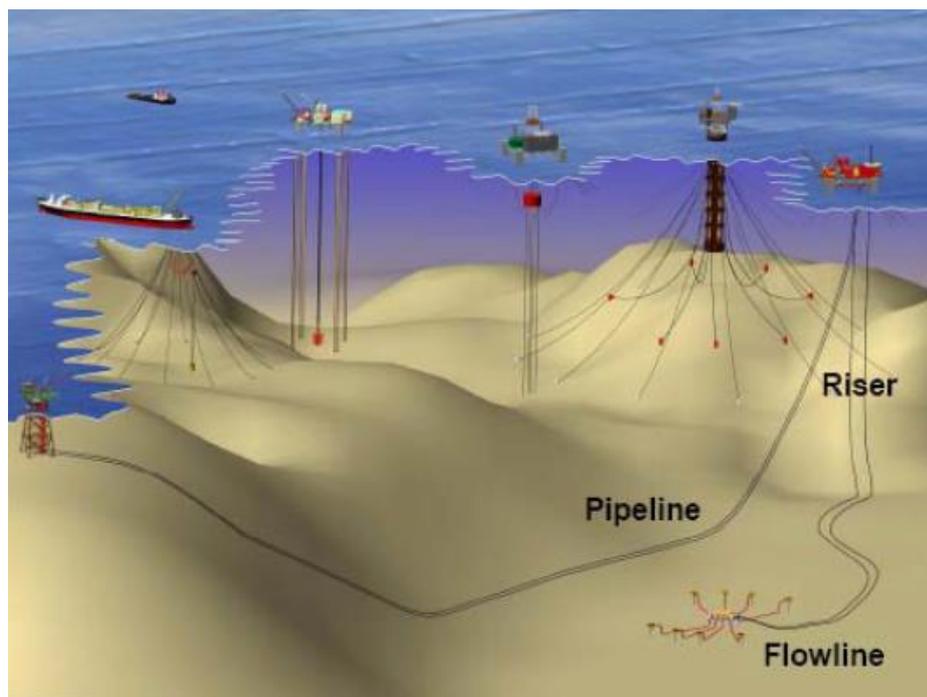
1	INTRODUÇÃO.....	15
1.1	Objetivos.....	17
1.1.1	Objetivo Geral.....	17
1.1.2	Objetivos Específicos.....	17
1.2	Organização do Trabalho.....	18
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	19
2.1	Sistemas de Produção de Petróleo em Alto Mar.....	19
2.2	Processos de Fabricação de <i>Risers</i> Rígidos.....	21
2.3	Diagrama de Avaliação de Falhas – FAD.....	23
2.4	Carregamentos em <i>Risers</i> .....	26
2.5	Avaliação da Integridade Estrutural de Dutos.....	27
2.5.1	Abordagem <i>Fitness For Service</i> .....	27
2.5.1.1	Filosofia FAD – <i>Failure Assessment Diagram</i> .....	28
2.6	Norma Britânica – BS7910.....	31
2.6.1	Secção 7: Avaliação de Resistência à Fratura.....	31
2.6.1.1	Fator de Intensidade de Tensão e CTOD – Caminhos de Avaliação.....	31
2.6.1.2	Sr e Lr.....	32
2.6.1.3	Níveis de Avaliação.....	32
2.6.1.4	Dimensões e Interações das Trincas.....	35
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	38
3.1	Mecânica da Fratura.....	38
3.1.1	Mecânica da Fratura Linear Elástica.....	38
3.1.1.1	Teoria de Inglis.....	40
3.1.1.2	Teoria de Griffith.....	41
3.1.1.3	Teoria de Irwin.....	44
3.1.1.4	Fator de Intensidade de Tensões.....	45
3.1.1.5	Plastificação na Frente da Ponta da Trinca.....	50
3.2	Métodos dos Elementos Finitos.....	54
3.2.1	Simulações Computacionais.....	56
3.3	O Métodos dos Elementos Finitos e a Mecânica da Fratura.....	56
4	METODOLOGIA.....	59
4.1	Considerações Iniciais.....	60

4.2	Aplicação da Norma BS7910.....	62
4.3	Realização das Simulações Computacionais.....	63
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	65
5.1	Resultados da Aplicação da Norma BS7910.....	65
5.1.1	Definição dos Carregamentos.....	65
5.1.2	Determinação da Tenacidade à Fratura e das Propriedades do Material.....	66
5.1.3	Caracterização do Defeito.....	66
5.1.4	Construção do Diagrama FAD.....	67
5.1.5	Cálculo de $L_r$ .....	68
5.1.6	Cálculo de $K_r$ .....	71
5.1.7	Plotar Pontos no Gráfico.....	72
5.2	Resultados Obtidos Nas Simulações Computacionais.....	73
5.3	Avaliação dos Resultados.....	90
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	91
6.1	Conclusões.....	91
6.2	Recomendações de Trabalhos Futuros.....	92
	REFERÊNCIAS.....	93

## 1 INTRODUÇÃO

A movimentação de petróleo e seus derivados por meio de dutos, apesar dos riscos de acidentes ambientais que representa, ainda é uma das mais importantes alternativas de transporte, por ser um dos meios mais baratos e pela ótima relação custo-benefício. Em empreendimentos *offshore*, o escoamento da produção dos poços no fundo do mar normalmente requer o uso de vários sistemas, entre os quais se encontra o sistema *flowline/pipeline/riser* (Figura 1). Os *risers* são estruturas tubulares que têm como finalidade conectar um poço ou uma *flowline* a uma unidade flutuante. De acordo com a sua concepção estrutural, os *risers* podem ser flexíveis ou rígidos, e híbridos quando apresentam uma combinação destes dois tipos, podendo ser utilizados em operações de perfuração, completação, injeção e produção, conduzindo fluidos multifásicos, ferramentas ou equipamentos.

Figura 1: sistemas de produção offshore de petróleo e gás



Fonte: Carrasco (2013)

Como o comprimento das linhas de produção aumenta de acordo com a profundidade da lâmina d'água e as operações em águas cada vez mais profundas são inevitáveis, os altos custos de fabricação dos tubos flexíveis, e as suas limitações no diâmetro quando devem ser cobertas grandes profundidades, fazem com que a utilização de *risers* rígidos em águas ultra-profundas, como é o caso da exploração da

camada pré-sal, aonde as águas chegam a mais de 2000 m de profundidade, seja uma alternativa promissora. Adicionalmente, a necessidade de diminuir o peso das colunas de exploração faz com que, além de serem testados novos aços, os olhares sejam dirigidos a aços até agora pouco utilizados na fabricação de tubos para *risers*, por apresentarem alta resistência mecânica e boa tenacidade, como é o caso do aço API 5CT P110 (MMS, 2009).

Em poços de petróleo são extraídos água, gás e óleo. Atualmente, parte da água produzida vem sendo descartada via emissário submarino, enquanto outra é utilizada para recuperação de petróleo. Esta recuperação se torna necessária devido à perda de pressão que ocorre nos poços devido a extração do petróleo. Nesses casos, a mesma água que é extraída junto com o óleo é separada, tratada e reinjetada nos poços a fim de manter sua pressão. Esta reinjeção é feita através dos *risers* de injeção.

No entanto, como essas estruturas ficam constantemente sob a ação das correntes marítimas e do movimento das ondas, constituem um ponto crítico na exploração do petróleo, pois elas têm baixa tolerância a tais oscilações, que podem prejudicar severamente sua integridade estrutural (GULLO *et al.*, 2011; FRAINER, 2007). Adicionalmente, quando o meio é muito agressivo, é possível o aparecimento precoce de trincas e, de não serem tomadas medidas corretas, estas podem crescer de maneira instável e provocar falhas, às vezes, catastróficas. De maneira geral, a ocorrência de falhas pode estar associada a defeitos gerados durante a fabricação e instalação dos tubos, soldagem, processos de corrosão, fragilização por hidrogênio, fadiga, etc.

A presença quase inevitável destes defeitos, associada à agressividade do meio, faz com que as condições de trabalho sejam tão adversas, que a manutenção de *risers* se torne um grande desafio para a indústria petrolífera, existindo a necessidade de se utilizar métodos adequados que permitam avaliar a sua confiabilidade e durabilidade, bem como os níveis de segurança das operações, visto que qualquer possibilidade de vazamento e rompimento deve ser detectada antes de o fato ocorrer, para que ações preventivas sejam tomadas a fim de evitar perdas de produto, que pode ser gás, água ou óleo.

As avaliações de integridade estrutural de estruturas contendo defeitos são realizadas com auxílio de procedimentos e normas utilizadas pelo setor, que disponibilizam ferramentas de avaliação de integridade baseadas em diferentes

abordagens, como a FAD (*Failure Assessment Diagram*), onde são empregados os princípios da Mecânica da Fratura, que permite as análises, tanto no regime elástico, quanto no regime elasto-plástico. Por outro lado, a grande dificuldade que existe em obter parâmetros para as condições reais de trabalho das estruturas, e a relativa complexidade que existe na aplicação dos procedimentos de avaliação, na medida em que são utilizados os diferentes níveis previstos nas normas, fazem com que seja necessário o uso de métodos numéricos através de ferramentas computacionais, como os *softwares* comerciais ANSYS e ABAQUS, que utilizam o Método dos Elementos Finitos aplicando conceitos da Mecânica da Fratura.

A motivação deste trabalho nasce da necessidade que existe em realizar pesquisas que permitam agregar *know how* e *expertise* na utilização destas ferramentas, o que requer forte embasamento nos princípios da Mecânica da Fratura e do Método dos Elementos Finitos, além de bom conhecimento de softwares comerciais de modelagem e simulação computacional. A escolha do aço API 5CT P110 justifica-se pela atual necessidade de utilizar aços de alta resistência e boa tenacidade, que permitam diminuições importantes na espessura de parede dos tubos utilizados nos *risers* e no peso da coluna de extração do petróleo, bem como nos custos de produção das operações *offshore* em águas ultra-profundas.

## 1.1 OBJETIVOS

### 1.1.1 Objetivo Geral

Avaliar a integridade de *risers* rígidos de injeção trincados, fabricados com aço API 5CT P110, através da abordagem FAD, com base nos procedimentos e recomendações da norma BS 7910, e comparar, via simulação computacional, os resultados dessa avaliação.

### 1.1.2 Objetivos Específicos

- Construção de um Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD) específico para o aço API 5CT P110;
- Agregar *know-how* e *expertise* na utilização dessa ferramenta e no *software* de simulação computacional;
- Avaliar a integridade de um *riser* de injeção contendo trincas de diferentes dimensões, numa determinada profundidade e sob determinados esforços, utilizando essa metodologia;

- Simular, através do Método dos Elementos Finitos, o comportamento de um *riser* nas mesmas condições avaliadas através do diagrama FAD e comparar os resultados.

## 1.2 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Esta dissertação divide-se em seis capítulos. Neste primeiro capítulo foi apresentada uma breve visão fazendo a contextualização geral do trabalho e foi mostrada a motivação pela qual o trabalho foi desenvolvido.

No capítulo 2 é realizada uma revisão da literatura para fundamentar e desenvolver o trabalho. Inicia-se mostrando a importância de *rísers* rígidos nos empreendimentos *offshore* em águas ultraprofundas, enfatizando a utilização de *rísers* de injeção e demonstrando sua importância. Neste cenário é verificada a utilização de *rísers* fabricados com aço API 5CT P110, utilizados nestes equipamentos por apresentarem boa resistência mecânica e alta tenacidade. Neste capítulo também são descritos os processos de fabricação de *rísers* rígidos e a possibilidade do aparecimento de defeitos do tipo trinca. Por fim, é apresentada a filosofia FAD e a norma BS7910, com ênfase na secção que trata de estruturas trincadas

No capítulo 3 são apresentados os fundamentos da mecânica da fratura e sua importância. Este capítulo é finalizado apresentando os princípios do método dos elementos finitos e sua utilização na mecânica da fratura.

No capítulo 4 apresentam-se os métodos utilizados para aplicação do trabalho. Este capítulo divide-se em duas partes. A primeira parte aborda a aplicação da norma BS7910, enquanto a segunda parte apresenta a utilização das simulações computacionais, afim de comparar com os resultados obtidos na aplicação da norma.

No capítulo 5 são apresentados os resultados e discussões, comparando as duas metodologias utilizadas.

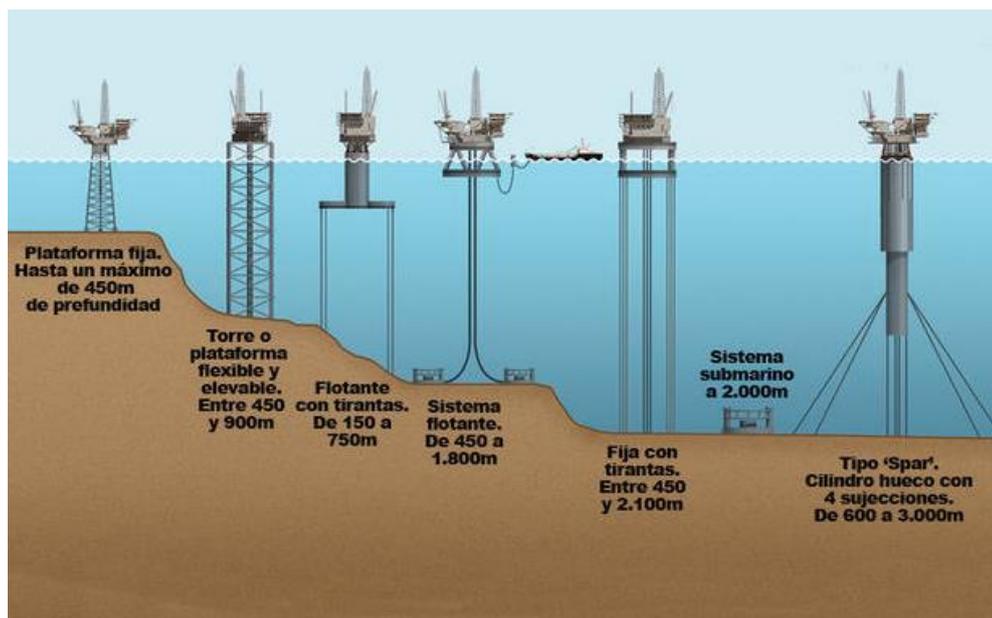
Finalmente, no capítulo 6 são apresentadas as conclusões do trabalho e as recomendações para futuras pesquisas.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 SISTEMAS DE PRODUÇÃO DE PETRÓLEO EM ALTO MAR

Com a crescente demanda que surgiu ao longo das décadas pelo uso do petróleo e seus derivados, e a descoberta de poços petrolíferos em águas ultra profundas, tornou-se necessário o investimento em tecnologias que permitissem sua exploração em alto mar. Desta forma, surgiram os diferentes tipos de Unidades Estacionárias de Produção (UEP's) ou plataformas de extração de petróleo, cuja escolha é determinada pela profundidade que se encontra o reservatório, a tecnologia utilizada para extração, entre outras variáveis. A Figura 2 apresenta alguns exemplos de UEP's.

Figura 2: tipos de estruturas *offshore*.



Fonte: adaptado de Ávila (2005).

Dentre as Unidades Estacionárias de Produção pode-se destacar as plataformas flutuantes. Por plataforma flutuante compreende-se uma estrutura multifuncional, que tem como finalidade perfurar poços e produzir petróleo. Elas são conduzidas até alto mar através de rebocadores ou por propulsão própria, e possuem um sistema de ancoragem ou posicionamento dinâmico que garantem sua fixação no local de exploração.

Às unidades flutuantes estão conectados os *risers*, que são estruturas tubulares que tem como função conectar as plataformas aos poços de petróleo. Além da condução de fluídos multifásicos, os *risers* também são utilizados no transporte de ferramentas e equipamentos. Os *risers* são classificados em dois tipos: os flexíveis e os rígidos.

Os *risers* flexíveis são fabricados com diferentes materiais, como aço e polietileno, desenvolvidos especialmente para suportar grandes oscilações. Os *risers* flexíveis são especialmente projetados para serem capazes de suportar grandes movimentações. Entretanto, com o aumento da profundidade, a utilização de *risers* flexíveis tendem a encarecer significativamente o projeto.

Os *risers* rígidos são compostos pela união de segmentos de tubos 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.

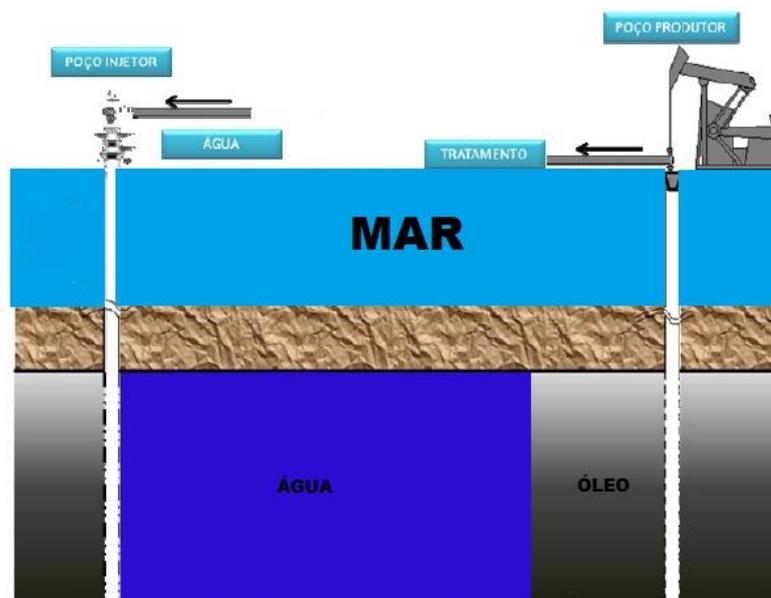
Quanto a funcionalidade, os *risers* ainda podem ser classificados em:

- *Riser* de produção: utilizado para transportar fluídos produzidos (petróleo e gás) do poço até a unidade flutuante;
- *Riser* de injeção: utilizado para injetar água no reservatório de petróleo e ajudar a manter sua pressão.
- *Riser* de exportação: tem o objetivo de transferir o fluído processado da plataforma até a terra ou outra unidade flutuante.
- *Riser* de perfuração: tem como principal objetivo proteger a coluna da broca de perfuração do poço, bem como conduzir o influxo de fluído indesejáveis originados na perfuração para que sejam eliminados.

Um comportamento comum para poços de petróleo é que eles produzam óleo, gás e água. Portanto, na extração do petróleo, é inevitável que este venha contaminado e com grandes parcelas de água. Entretanto, o tratamento desta água em alto mar torna-se um grande desafio. Em paralelo a isto, com a produção de petróleo, a pressão nos poços cai drasticamente a medida que o hidrocarboneto é retirado, o que geralmente acarreta num volume de 30% de matéria que não consegue

ser succionada pela queda de pressão. Portanto, a reinjeção de água produzida em poços de petróleo aparece como uma excelente alternativa, pois possibilita manter a pressão nos poços e em paralelo dar um fim seguro a esta água. Filho (2013) afirma que ganha-se não poluindo o meio ambiente e ganha-se recuperando poços viáveis economicamente, com um produto que seria descartado, sem qualquer outra finalidade. Este tipo de operação é feita através de *risers* de injeção. A Figura 3 exemplifica um sistema de reinjeção de água.

Figura 3: sistema de reinjeção de água.



Fonte: adaptado de Filho (2013).

## 2.2 PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE *RÍSERS* RÍGIDOS

Os *risers* podem ser fabricados em tubos sem costura e com costura, conforme a Figura 4. Nos tubos sem costura, o processo de fabricação não envolve etapas de soldagem do material, resultando em tubos sem cordão de solda ao longo do seu comprimento, numa técnica conhecida como “*Mannesmann*”. Além deste processo, os *risers* sem costura também podem ser fabricados através de processos de extrusão, fundição e usinagem. Nos tubos com costura, geralmente de diâmetros maiores, o sistema de produção parte de bobinas metálicas que são conformadas através de uma matriz ou por meio de calandragem, afim de dar a chapa a geometria final do tubo. Neste processo, a etapa de soldagem é sempre necessária para realizar

as junções das bordas das chapas, resultando num cordão de solda longitudinal ao longo de todo o comprimento do *riser* (FRANCISCO, 2015).

Figura 4: (a) tubulação sem costura; (b) tubulação com costura longitudinal;



Fonte: adaptado de Francisco (2015).

Para dutos com costura, ou seja, que receberam soldagem longitudinal, são usados comumente dois processos (TENARIS, 2012):

- Soldagem por Arco Submerso (LSAW): a junção do tubo é soldada em pelo menos duas fases, uma das quais se dá no lado interno do tubo. As soldas são feitas por aquecimento por arco entre o eletrodo e as bordas metálicas. Não se utiliza pressão. O metal de adição para a solda é obtido dos eletrodos.

- Soldagem por Resistência Elétrica (ERW): Durante este processo transmite-se uma corrente elétrica de alta frequência por meio de sapatas de cobre deslizáveis, de forma a que as extremidades adjacentes iniciem a fusão ao entrarem em contato.

Além destes processos, tubulações de grandes diâmetros também podem ser fabricadas através de soldas helicoidais, entretanto devido aos problemas existentes com este processo de fabricação não são utilizados em *risers*.

Durante o processo de soldagem, devem ser tomados todos os cuidados para que as juntas soldadas saiam com boa qualidade, afim de evitar o aparecimento de discontinuidades. Para tanto, existem normas que orientam na execução destes serviços, como a API1104 (1999), que é o principal guia de soldagem em tubulações. Ainda assim, é possível o aparecimento de micro-trincas, que muitas vezes não são detectadas nos ensaios não destrutivos devido ao seu pequeno tamanho, o que

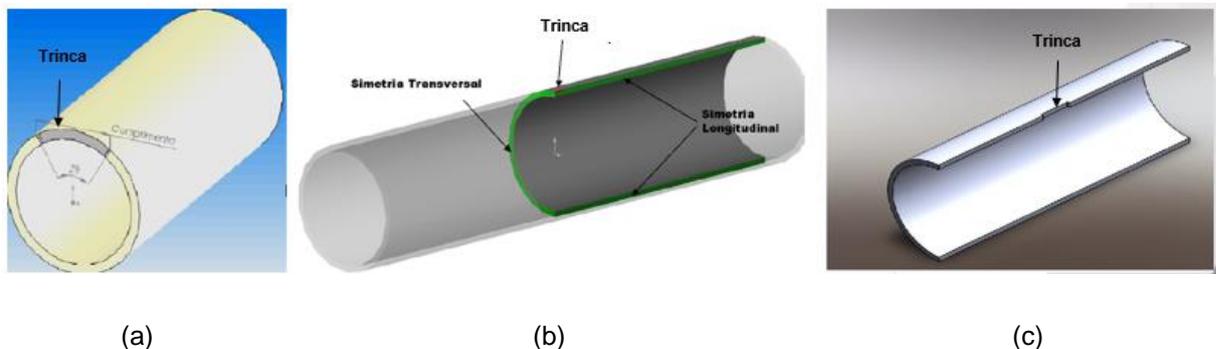
associado as condições de operação podem fazer com que cresça até atingir um tamanho que influencie na integridade estrutural do equipamento. Além da possibilidade do aparecimento de trincas pela má qualidade dos processos de soldagem, a variação de temperatura entre o interior e o exterior do *riser* em operação também pode contribuir para o aparecimento destes defeitos (FRANCISCO, 2015).

### 2.3 DEFEITOS TÍPICOS EM *RÍSERS*

Conforme verificado, o aparecimento de trincas em *risers* pode estar associado a problemas durante a fabricação, agressividade do meio e também a procedimentos inadequados durante a instalação do sistema, o que de forma associada ou não influenciam no aparecimento destes defeitos. É possível o aparecimento de diversos tipos de geometrias de trincas nos *risers*, sendo os mais recorrentes (Figura 5):

- Trinca longitudinal interna ou externa não passante;
- Trinca longitudinal passante;
- Trinca circunferencial passante (HIPPERT, 2004).

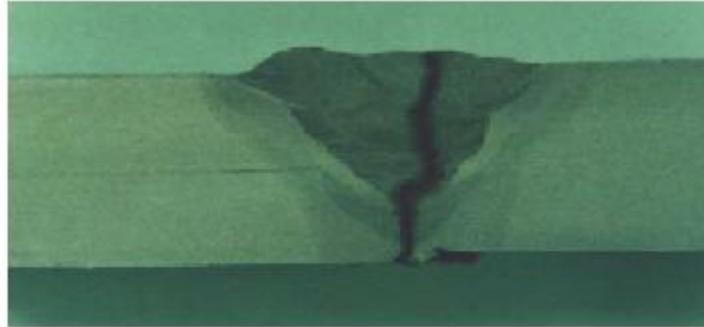
Figura 5: (a) trinca circunferencial passante; (b) trinca externa não passante; (c) trinca longitudinal passante.



Fonte: adaptado de Frainer (2007), Santos (2014) e Tarnowsky (2003).

A Figura 6 apresenta uma tubulação com uma trinca longitudinal passante na solda.

Figura 6: tubulação com trinca longitudinal passante na solda



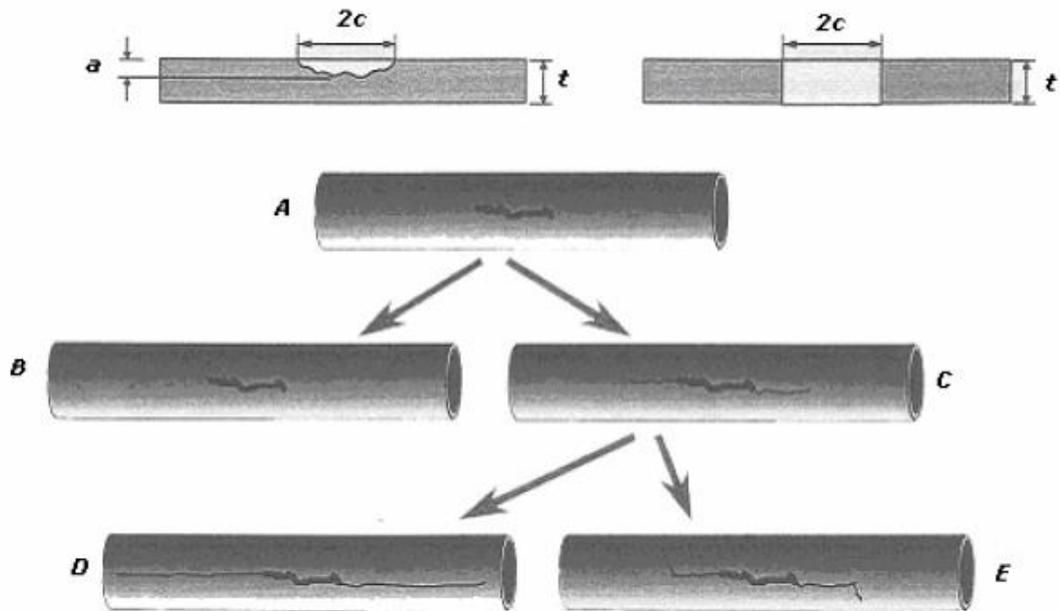
Fonte: adaptado de Francisco (2015).

Trincas longitudinais são mais críticas, pois devido a sua orientação na estrutura são mais afetadas durante o processo de pressurização. Isto se dá principalmente pelo fato do estado de tensões atuante sobre uma trinca longitudinal ter como principal tensão a circunferencial, consequência da pressão interna do duto. As equações serão apresentadas posteriormente. Adicionalmente, atuam tensões secundárias, devidas a montagem e ao lançamento da linha, e ainda tensões residuais oriundas do processamento do material. Por isso, trincas longitudinais são os principais tipos de defeitos associados em falhas em tubulações. Estas trincas iniciam-se principalmente em descontinuidades presentes no metal base ou no metal da solda, antes da operação da linha ou durante sua construção e operação (HIPPERT, 2004)

No caso específico de tubulações, como do tipo *riser*, a sequência de eventos anteriores a falha pode ser simplificada pelo esquema representado na Figura 7. Inicialmente, considera-se um duto contendo uma trinca não-passante. Se a tensão aplicada for superior a um valor crítico (suficiente para causar o colapso plástico, ou gerar concentração de tensões na ponta do defeito superior ao valor de tenacidade do material), a trinca poderá propagar-se ao longo da espessura da parede, transformando-se em trinca passante (Fig. 7.A). A partir deste ponto, esta configuração de trinca pode seguir dois caminhos diferentes. Se o comprimento da trinca for pequeno, ou se a pressão interna for baixa, a trinca passante causa vazamento de fluido, permanecendo imobilizada (B). Porém, se a pressão interna aumentar, ou se o material apresentar baixa tenacidade na direção longitudinal do tubo, poderá ocorrer trincamento de uma seção do *riser* (C). A falha final do duto, a partir desta falha localizada, irá depender se o material apresenta baixa tenacidade na direção longitudinal do tubo, ou se a pressão de operação for elevada. Nesta

situação, a trinca poderá propagar e levar a estrutura a falhar de forma global (D). Diferentemente, caso o material seja suficientemente tenaz, ou se a pressão interna for baixa, a trinca poderá ser imobilizada (E) ou crescer numa taxa muito inferior (HIPPERT, 2004).

Figura 7: seqüência de eventos para falhas em *risers*.



Fonte: adaptado de Hippert (2004).

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. Portanto, o surgimento de trincas em *risers* podem estar associadas a falhas na fabricação, problemas relacionados a instalação/operação e à agressividade do meio.

## 2.4 CARREGAMENTOS EM *RÍSERS*

A princípio, *risers* são passíveis de sofrerem diversos tipos de carregamentos, dentre os quais os principais são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1: principais carregamentos em *risers* e causas.

CARREGAMENTO	CAUSA
Pressão interna	Fluído que está sendo transportado
Pressão externa	Profundidade de lâmina d'água.
Compressão longitudinal	Peso da coluna de <i>risers</i> imediatamente acima do <i>riser</i>
Vibrações induzidas por vórtices	Passagem das correntes marítimas
Torção e flexão	Efeito das ondas e correntes marítimas
Flambagem	Movimento da plataforma
Tração	Movimento das correntes e da plataforma
Expansão térmica	Variação de temperatura entre o interior e exterior do <i>riser</i>

Fonte: adaptado de Andrade (2011), Cavati (2012), Giacobbe (2011), Leão (2014) e Machado (2011).

Alguns dos carregamentos mostrados na Tabela 1 podem ser minimizados através da aplicação de algumas técnicas. Segundo Andrade (2011), a compressão longitudinal atuante sobre o *riser* pode ser reduzida com o auxílio de flutuadores ao longo do comprimento do tubo, provocando uma redução de seu peso. Ainda segundo Andrade, as vibrações induzidas por vórtices ocorrem devido a passagem de correntes marítimas com alta velocidade. Essas vibrações afetam diretamente o *riser* e contribuem para fadiga, reduzindo sua vida útil. Para prevenção destes problemas, podem ser instalados ao longo do seu comprimento dispositivos conhecidos como supressores de vórtices, para orientar a corrente marítima. As tensões de flexão e a torção também podem ser reduzidas com auxílio destes equipamentos. Cavati (2012) afirma que o efeito de flambagem pode ser reduzido significativamente com a utilização de *bend stiffners* ou amortecedores (Figura 8), que são equipamentos responsáveis por fazer a conexão do *riser* com a 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* híbrido autossustentável (RHAS). Por fim, Giacobbe (2011) afirma que, no caso dos *risers* de injeção, a expansão térmica devido a temperatura da água transportada dentro do *riser* apresenta valores de tensões insignificantes, devido a temperatura desta ser próxima à temperatura da água do mar.

Figura 8: *bend stiffners* ou amortecedores utilizados entre o *riser* e a plataforma



Fonte: adaptado de Cavati (2012).

## 2.5 AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS

A manutenção de sistemas de transporte de hidrocarbonetos, como os sistemas *risers*, é ainda um grande desafio: além da enorme dificuldade que representa, qualquer possibilidade de colapso deve ser detectada precocemente, para que sejam tomadas ações preventivas a fim de evitar acidentes com consequências econômicas e, muitas vezes, ambientais. O monitoramento deve ser contínuo e os problemas detectados avaliados de forma que se possa estabelecer, com bom grau de confiabilidade, o comprometimento da integridade estrutural do duto, para permitir que sejam realizados os reparos necessários, antes que estes problemas possam ocasionar acidentes (CORSIGLIA, 2006). Essas avaliações normalmente são realizadas por meio de métodos semi-empíricos disponibilizados através de normas e procedimentos de avaliação de integridade estrutural.

### 2.5.1 Abordagem *Fitness-For-Service*

A abordagem *Fitness For Service* – FFS (Aptidão Para o Serviço) é uma abordagem multidisciplinar para determinar, como o nome sugere, se um equipamento ou sistema está apto para continuar em serviço. O equipamento em questão pode conter defeitos ou outro tipo de danos, ou pode estar sujeito a condições operacionais mais severas do que o previsto no projeto original. O resultado de uma avaliação FFS é a decisão de continuar a operar como está, de reparar, de reavaliar, de modificar ou de retirar o equipamento ou sistema. Uma análise de vida remanescente também pode ser realizada como parte da avaliação, que pode ser

usada para definir futuros intervalos de inspeção e para orçamento de investimentos de capital quando o equipamento existente tiver de ser retirado (ZERBST *et al.*, 2000).

A presença de defeitos do tipo trinca é geralmente identificada através de ensaios não destrutivos sobre a estrutura. Ao ser detectado um defeito do tipo trinca, existem três possibilidades a serem consideradas, de acordo com a abordagem FFS:

- Continuar operando com o defeito, desde de que sejam feitas avaliações que tragam segurança a operação.

- Reparar a estrutura, porém este procedimento pode ocasionar o aparecimento de outros defeitos mais graves.

- Substituir o *riser* ou a secção danificada.

Portanto, devido aos riscos existentes na reparação de *risers* trincados e aos custos elevados com processo de aquisição e substituição por novos *risers*, faz com que a utilização de dutos contendo defeitos deste tipo seja uma ótima alternativa. Porém, para que isto seja possível, torna-se necessário a utilização de ferramentas que garantam, com grande confiabilidade, a aptidão ao serviço sem riscos de ruptura.

É neste cenário que entra a mecânica da fratura, sendo possível quantificar, para uma estrutura contendo um determinado tipo de trinca, as tensões máximas de operação do componente estrutural, sem que o defeito atinja um tamanho crítico e conseqüentemente cresça de maneira instável levando a estrutura ao colapso.

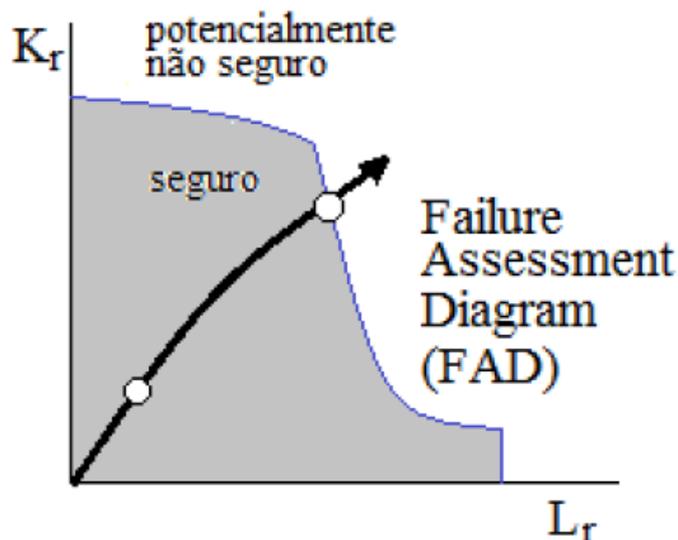
Atualmente, é consenso que a maior parte das estruturas soldadas contém defeitos, e que estes não necessariamente representam risco à sua integridade. Da mesma maneira, outros defeitos poderão ser introduzidos no material durante a operação (e envelhecimento) do equipamento ou estrutura. Então, a questão principal passa a ser a determinação, de forma confiável, da tolerância admissível em relação à existência e às dimensões destes defeitos. Neste sentido, a abordagem de *Fitness-For-Service* (FFS) baseada na mecânica da fratura tem por objetivo avaliar o impacto causado por um defeito no desempenho em serviço de determinada estrutura (HIPPERT, 2004).

#### 2.5.1.1 Filosofia FAD – Failure Assessment Diagram

A ideia de um procedimento simples de engenharia para a avaliação da integridade de estruturas de aço contendo trincas foi primeiramente proposta no Reino Unido em 1976 pelo CEGB (*Central Electricity Generating Board*), através do

denominado Procedimento R6 (MILNE *et al*, 1986). Para uma dada resistência do material e uma determinada configuração de trinca, o procedimento prevê uma relação entre a força motriz da trinca (expressa em função do fator de intensidade de tensão,  $K$ ) e a plasticidade que, quando representada graficamente, fornece uma curva separando duas regiões: uma região em que a estrutura é considerada segura e outra região cujas condições levam a uma falha na estrutura. Este esquema de avaliação ficou conhecido como diagrama FAD (*Failure Assessment Diagram*), que é um procedimento para a avaliação da integridade estrutural de qualquer componente trincado, mediante diferentes níveis de análises, em função da informação disponível das propriedades do material. Os parâmetros  $K_r$  e  $L_r$  presentes no diagrama representam respectivamente a relação das tenacidades e a relação dos carregamentos, e serão apresentados posteriormente. De lá para cá os estudos relacionados a este campo de pesquisa cresceram de maneira substancial e têm sido muito importantes para desenvolvimento de normas e procedimentos de avaliação de estruturas na engenharia. A Figura 9 exemplifica o diagrama FAD.

Figura 9: exemplo de um diagrama FAD



Fonte: adaptado de Milne *et al*. (1986).

Hoje há diferentes Normas que utilizam essa metodologia, como a API-579-1/ASME FFS-1 (2007), a BS-7910 (2005) e a DNV-OS-F101 (2007), e variados estudos científicos e pesquisas acadêmicas que visam mostrar a sua importância. Entre outros, pode-se destacar: Burigo (2008) a utilizou no estudo de dutos corroídos, onde o procedimento é adaptado para solucionar problemas de defeitos em forma de

entalhe com aplicação do método volumétrico. Tarnowski (2003) aplicou a metodologia para determinar a pressão de colapso de tubos API 5L X56 de parede fina com trincas longitudinais internas e externas submetidas à pressão interna. Ele conclui que a metodologia mostrou uma precisão satisfatória, quando comparada com resultados experimentais. Franceschini (2011) verificou a influência de um conjunto de trincas induzidas pelo hidrogênio na integridade de uma estrutura com base na metodologia *Fitness for Service* (FFS), através do uso de diagramas de avaliação de falhas de acordo com as recomendações das normas API-579-1/ASME FFS-1 e BS-7910, além do procedimento CEGB-R6. Cravero e Ruggieri (2006) aplicaram a mesma abordagem para avaliar a integridade estrutural de gasodutos de alta pressão com diferentes configurações de trincas. Eles avaliaram a aptidão do procedimento, dado que muitas das descontinuidades comuns em vasos de pressão (corrosão, inclusões e trincas de solda) desenvolvem níveis baixos de triaxialidade em suas extremidades devido ao baixo grau de restrição à deformação plástica. Ávila (2005) utilizou a metodologia FAD como ferramenta de apoio no cálculo de fadiga de *risers* rígidos construídos com tubos de aço API-X60, com diâmetro de 10" e espessura de 0,875". Este estudo mostrou a importância da metodologia na estimativa da vida em fadiga de estruturas com defeitos.

Atualmente existem trabalhos que abordam melhorias realizadas nos procedimentos existentes. Dos quais, podemos citar: Ramos (2009) desenvolveu um estudo comparativo entre os resultados obtidos após a avaliação de trincas em vasos de pressão através da abordagem FAD, de acordo com as recomendações das Normas API-579-1 e BS-7910, concluindo que o uso da abordagem FAD baseada na Norma BS-7910 gerou resultados mais conservativos que a baseada na norma API-579-1, expondo ainda, que a norma inglesa possui uma sequência de utilização mais amigável ao usuário que está iniciando este tipo de análise. Cosham e Hopkins (2000) apresentaram o Manual de Avaliação de Defeitos em Tubos (*Pipeline Defect Assessment Manual-PDAM*), desenvolvido pela *Joint Industry* com o suporte de dezesseis companhias petrolíferas a nível mundial, para descrever, avaliar e qualificar as técnicas disponíveis de avaliação da integridade estrutural de dutos com diversos tipos de defeitos (corrosão, moissas, defeitos de solda, trincas), onde foi inserida a abordagem FAD por ser um procedimento válido e confiável. Garmbis (2012) apresenta uma avaliação crítica de engenharia (*Engineering Critical Assessment-*

ECA) em dutos submersos, expondo a curva FAD específica do material, que é a elaboração da curva com base nas características do material estudado e baseia-se no método da tensão de referência.

## 2.6 NORMA BRITÂNICA - BS7910

A BS 7910 é uma norma inglesa que dá orientações e recomendações sobre a avaliação da aceitabilidade de falhas em diversos tipos de estruturas, equipamentos e componentes. Os procedimentos descritos nesta norma são aplicáveis nas fases de projeto, fabricação e etapas de vida do equipamento e/ou componente.

Esta norma contempla a influência de falhas e danos relacionados a:

- Falha por fratura e colapso plástico (Secção 7);
- Danos causados por fadiga (Secção 8);
- Danos causados por fluência e fadiga fluência (Secção 9);
- Falha por vazamento de vasos de contenção (Secção 10.2);
- Danos causados por corrosão e/ou erosão (Secção 10.3.2);
- Fraturas assistidas pelo ambiente e falha por flambagem (Secção 10.4)

### 2.6.1 Secção 7: Avaliação de Resistência à Fratura

Essa secção apresenta três níveis de avaliação de falhas, utilizando o diagrama FAD, sendo a escolha de cada nível realizada de acordo com os materiais envolvidos, dados de entrada disponíveis e grau de conservadorismo adotado.

#### 2.6.1.1 Fator de Intensidade de Tensão ( $K$ ) e CTOD ( $\delta$ ) – Caminhos de Avaliação

A norma apresenta dois caminhos em cada método para determinar a tendência à fratura. Elas aparecem no eixo vertical do FAD e são baseadas ou no Fator de Intensidade de Tensões ( $K$ ) ou na abertura da ponta da trinca – CTOD ( $\delta$ ).

Nelas aparecem:

$K_r$ : Razão baseada em  $K$ ;

$\sqrt{\delta_r}$ : Raiz quadrada da razão da fratura baseada no CTOD.

O uso da raiz quadrada de  $\delta_r$  permite que  $K_r$  e  $\delta_r$  sejam plotados no mesmo eixo.

Em qualquer avaliação, é fundamental a aplicação consistente dos métodos do caminho escolhido do início ao fim.

Devido aos efeitos de restrição existentes na ponta da trinca, podem haver diferenças nos resultados utilizando dados baseados em K ou dados baseados no CTOD para um mesmo material.

Entretanto, através de um equacionamento apresentado na norma estes resultados são equiparados

#### 2.6.1.2 $S_r$ e $L_r$

Os parâmetros de colapso plástico aparecem na abscissa do diagrama FAD.

No nível 1, é denominado  $S_r$  e é a tensão de referência dividida pela tensão de fluxo ( $\sigma_f$ ) (ver 7.2.7 da norma).

Nos níveis 2 e 3, ele é denominado  $L_r$  e é a tensão de referência dividida pela tensão de escoamento ( $\sigma_y$ ) (7.3.7 da norma).

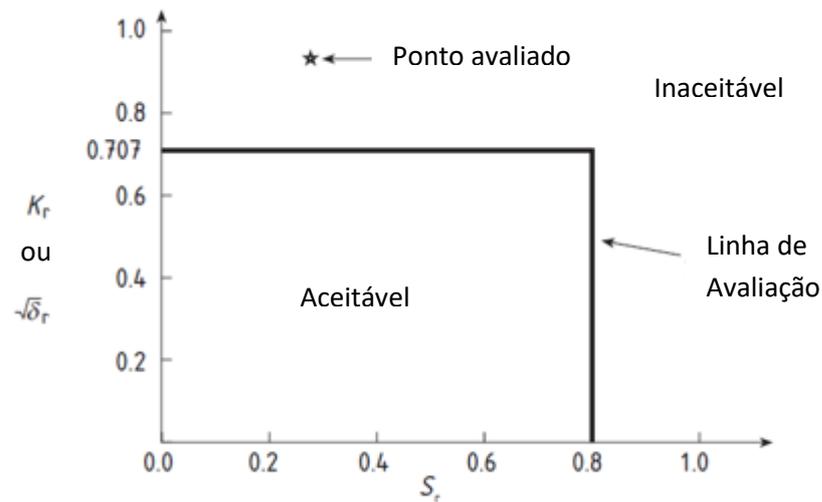
A razão para a diferença é que a linha de avaliação para o nível 1 é com base no pressuposto de uma curva tensão-deformação elástica-perfeitamente plástico sem encruamento. O nível 1 é bem conservador e para compensar esse conservadorismo, é admissível a utilização, no denominador da  $S_r$ , da tensão de fluxo, em vez da tensão de escoamento. Os níveis 2 e 3 permitem maior precisão para a forma real da curva tensão-deformação do material e por isso é utilizada a tensão de escoamento.

#### 2.6.1.3 Níveis de Avaliação

Os níveis são dados a seguir:

a) Nível 1 - rota de avaliação simplificada: aplicável quando há escassez de informações sobre as propriedades do material e tensões aplicadas. Ele contém dois métodos de avaliação, o subnível 1A (Figura 10) e o subnível 1B. Estimativas conservadoras de tensão aplicada, tensão residual e tenacidade à fratura são empregadas neste nível. Coeficientes parciais de segurança adicionais não são usados.

Figura 10: FAD genérico do nível 1A



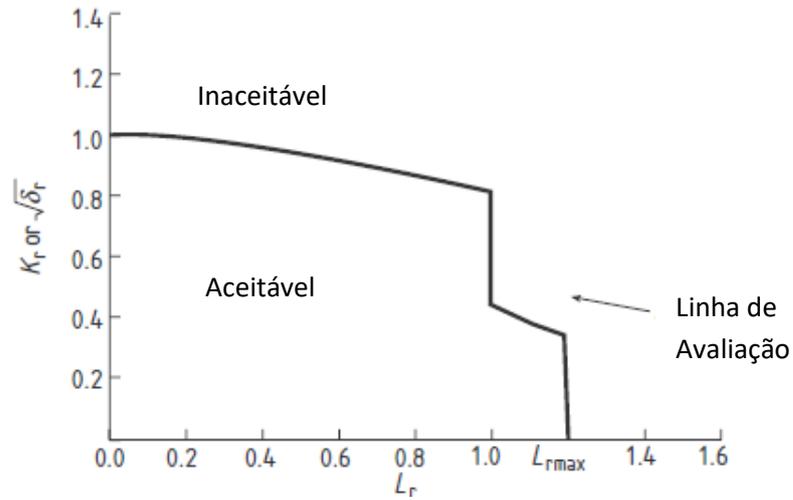
Fonte: adaptado de norma BS7910 (2007).

A área limitada pela linha de avaliação é um retângulo. O defeito é aceitável se  $K_r$  ou  $\sqrt{\delta_r}$  é inferior a  $1 / \sqrt{2}$  (ou seja, 0,707) e  $S_r$  é inferior a 0,8. Este FAD contém um fator de segurança embutido que se aproxima de um fator de 2 no tamanho do defeito.

Um único FAD é usado. Se o ponto de avaliação se encontra na área dentro da linha de avaliação, o defeito é aceitável; se ele se encontra sobre a linha ou fora da área delimitada pela linha, o defeito não é aceitável.

b) Nível 2 – avaliação normal: esta é a forma de avaliação mais comumente utilizado para aplicação geral. Assim como o Nível 1, esta avaliação também pode ser feita através de dois métodos, os subníveis 2A e 2B (Figura 11). O subnível 2A também utiliza um diagrama FAD generalizado, porém menos conservador que o aplicado no subnível 1A, por se ter mais informações sobre o aço. O subnível 2B é apropriado para estruturas metálicas e/ou metais de solda de todos os tipos. Ele fornece resultados mais precisos do que o nível 2A, mas requer uma quantidade significativa de dados. Neste subnível é construído o diagrama FAD específico para o aço analisado.

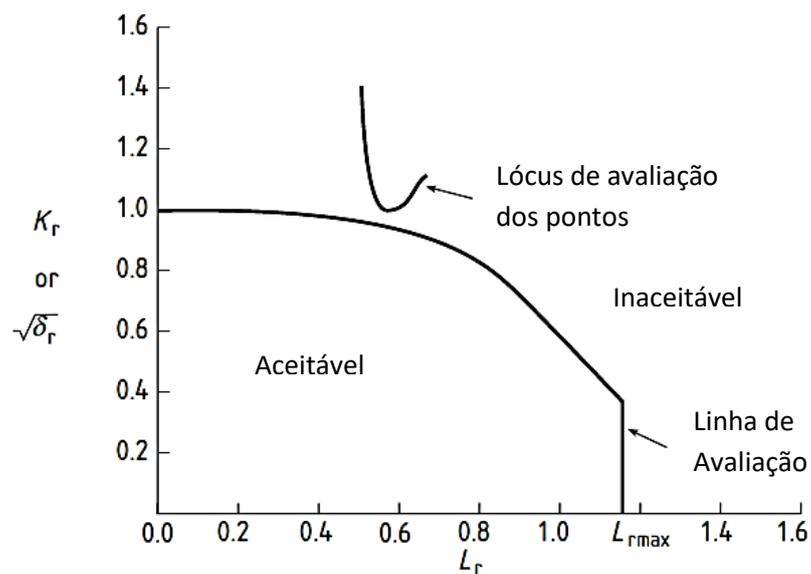
Figura 11: diagrama FAD para o nível 2B



Fonte: adaptado da norma BS7910 (2007)

c) Nível 3 – deformação plástica: este nível de avaliação é recomendado para materiais dúcteis que apresentam deformação plástica estável (por exemplo, aços austeníticos e aços ferríticos). Contudo, o nível 3 de avaliação também podem ser aplicados a materiais que apresentam um mecanismo de falha quebradiça, após ruptura dúctil pura, os dados de tenacidade fornecidos são obtidos a partir de amostras adequadas. Este nível também é subdividido nos subníveis 3a (Figura 12), 3B e 3C.

Figura 12: Diagrama FAD no nível 3A.



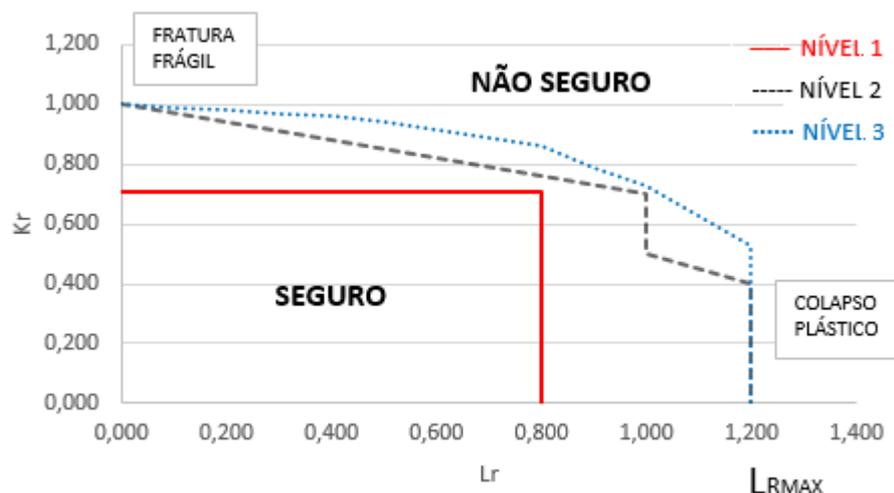
Fonte: adaptado da norma BS7910 (2007).

A avaliação é realizada através do diagrama FAD, com base nos princípios da Mecânica da Fratura. O eixo vertical deste diagrama é encontrado pela razão do fator de intensidade de tensões aplicado com a resistência a fratura do material. O eixo horizontal é a relação entre a tensão aplicada e a tensão necessária para causar colapso plástico. Com essas informações, uma linha de avaliação é plotada no diagrama. Realizando os cálculos para obtenção dos parâmetros correspondentes às coordenadas de cada eixo, encontra-se um ponto, onde a posição deste irá definir a aceitabilidade do defeito.

A norma apresenta um diagrama de fluxo geral para avaliação da estrutura e fluxogramas específicos para cada nível de avaliação. Esses fluxogramas auxiliam consideravelmente nos procedimentos a serem realizados na aplicação da norma.

É possível que um determinado tipo de trinca, seja condenada em um nível de avaliação e aceita em uma avaliação superior. Para isto, é necessário ter mais informações sobre o material. A Figura 13 exemplifica esta possibilidade.

Figura 13: diagramas FAD construídos no mesmo plano para os 3 níveis de avaliação.



Fonte: autoria própria (2016)

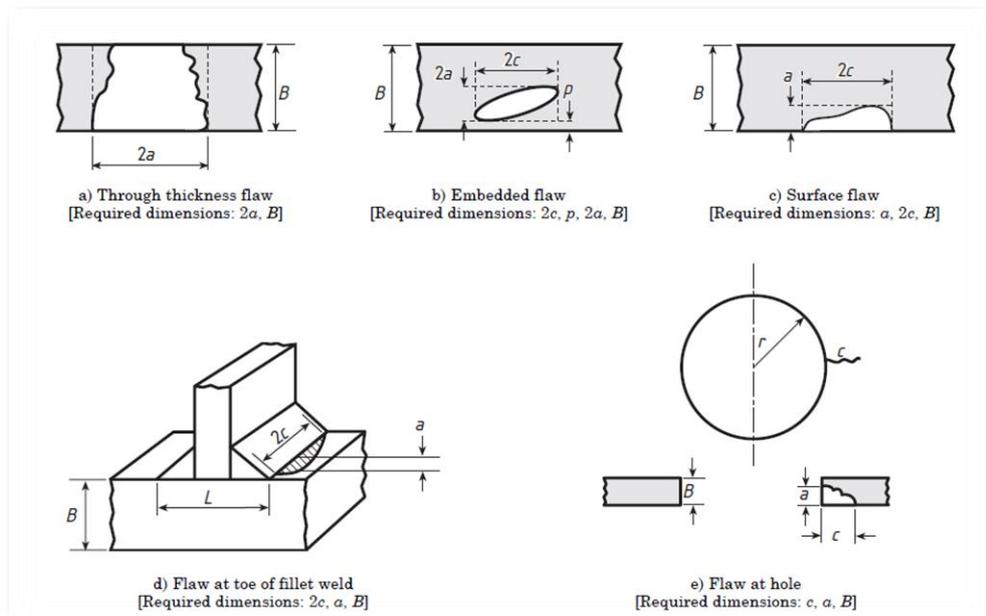
#### 2.6.1.4 Dimensões e Interações das Trincas

Defeitos planares (tipo trincas, falta de fusão/penetração, etc.) devem ser caracterizados pela altura e comprimento de seus retângulos de contenção, ou seja, pela projeção ortogonal de suas extremidades.

Sendo as dimensões, conforme apresenta a Figura 14:

- Para defeitos através da espessura:  $2a$
- Defeitos superficiais:  $a$  e  $2c$
- Defeitos incorporados (centrais passantes):  $2c$  e  $2a$ .

Figura 14: dimensões dos defeitos



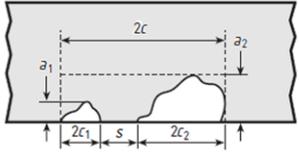
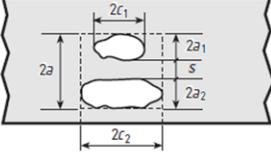
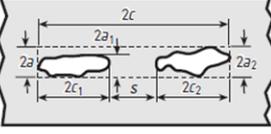
Fonte: adaptado da norma BS7910 (2007).

A presença de múltiplos defeitos na mesma secção pode levar a sua interação e causar efeitos mais graves do que defeitos individuais.

Algumas formas de interação são apresentadas na Figura 15.

Dependendo da proximidade e do tamanho das trincas, deve ser feita a interação destes e considerado um só defeito para análise de cálculo.

Figura 15: interação dos defeitos/trincas

Schematic flaws	Criteria for interaction	Effective dimensions after interaction
 <p>i) Coplanar surface flaws</p>	$s \leq 2c_1$ for $a_1/c_1$ or $a_2/c_2 > 1$ $s = 0$ for $a_1/c_1$ and $a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$	$a = \max \{a_1, a_2\}$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s$
 <p>ii) Coplanar embedded flaws (interaction in thickness direction)</p>	$s \leq a_1 + a_2$	$2a = 2a_1 + 2a_2 + s$ $2c = \max \{2c_1, 2c_2\}$
 <p>iii) Coplanar embedded flaws (interaction in width direction)</p>	$s \leq 2c_1$ for $a_1/c_1$ or $a_2/c_2 > 1$ $s = 0$ for $a_1/c_1$ and $a_2/c_2 < 1$ $(c_1 < c_2)$	$2a = 2a_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s$

a) Coplanar

Fonte: adaptado da norma BS7910 (2007).

Em alguns casos, trincas superficiais devem ser recharacterizados para trincas passantes, a fim de garantir maior segurança na avaliação.

### 3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

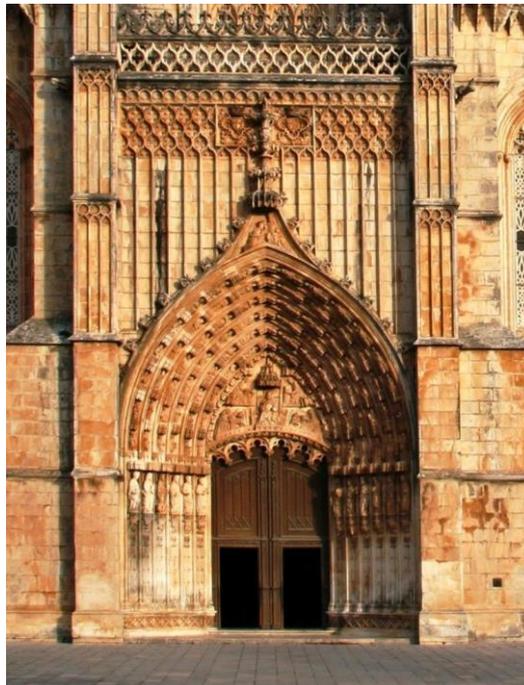
#### 3.1 MECÂNICA DA FRATURA

##### 3.1.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica

A falha de um componente estrutural ocorre quando este não suporta mais o carregamento para o qual foi dimensionado. Processos de falha são mais dramáticos quando, na etapa de projeto, não é considerada a presença de defeitos no material.

Desde a antiguidade, iniciando-se em Roma até próximo ao fim do século XIII, na Revolução Industrial, os materiais mais utilizados na fabricação de estruturas eram o tijolo e argamassa, que possuíam ótima resistência à compressão, entretanto eram muito frágeis e possuíam pouca resistência a tração. Devido a esta boa resistência à compressão, geralmente as estruturas eram construídas transversalmente, ou o mais próximo disso, ao plano de aplicação da tensão principal. Isto pode ser observado nas construções de igrejas, pontes e prédios públicos da época, como na Figura 16, onde utilizavam a forma de arco para construção de portas, janelas e vãos, visando o aproveitamento da característica de resistência à compressão destes materiais.

Figura 16: portal de entrada do Mosteiro da Batalha em Portugal construído em 1386.



Fonte: adaptado de Tomaz (2013).

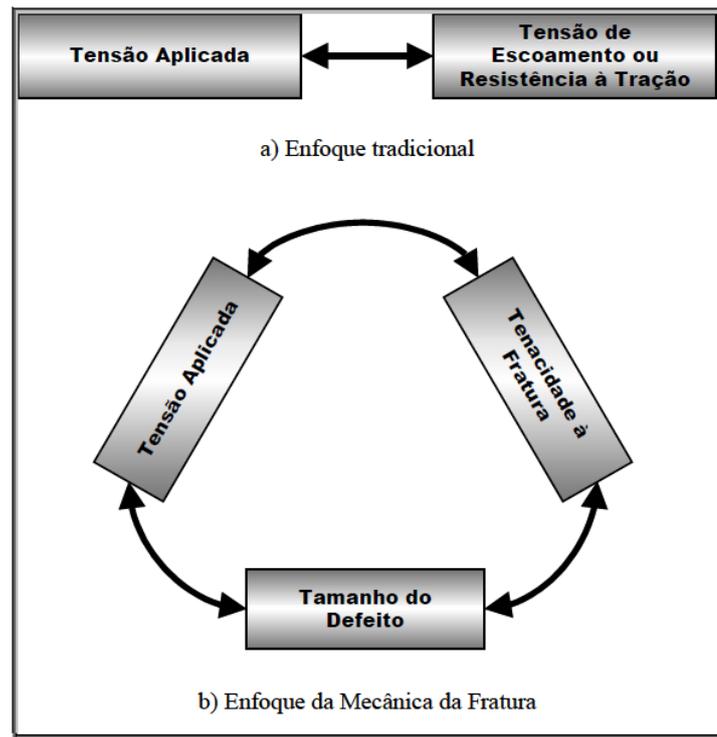
Entretanto, com a expansão da Revolução Industrial, a metalurgia passou por enormes mudanças, onde o uso de máquinas a vapor, máquinas de tear mais sofisticadas, tornos mecânicos e o aumento da produção tornaram o aço o material mais importante na construção em geral. Em 1779 construiu-se a primeira ponte de ferro em Coalbrookdale, Inglaterra. Em 1787 foi fabricado o primeiro navio com chapas de aço. Nos dias de hoje podemos observar enormes estruturas, como prédios elevadíssimos e galpões que são construídos tendo o aço como principal componente estrutural.

Porém, devido à intensificação no uso do aço, ocorreram alguns problemas. Observou-se que em alguns casos estruturas de aço falhavam inesperadamente a tensões bem inferiores a tensão de tração projetada. Ocorreram vários acidentes com prejuízos humanos e materiais, como os acidentes com trens entre as décadas de 1860 a 1870, na Grã-Bretanha, matando mais de 200 pessoas. Houve também a famosa fratura da ponte soldada Point Pleasant, em West Virgínia, EUA, em 1967, matando 46 pessoas. A queda, em 1953, de 3 aviões Comet, onde foi observado falhas de projeto e pouco conhecimento nos mecanismos de fadiga do material. E entre os mais conhecidos, os acidentes com os navios Liberty, construídos na Segunda Guerra Mundial, aonde alguns chegaram a se partir em dois (PASTOUKHOV, 1995). Em todos os casos citados, o aparecimento e crescimento instável de trincas foi a causa principal para acontecimento destas catástrofes.

A ideia da existência de trincas nos materiais, mesmo em peças recém-fabricadas, e a possibilidade delas crescerem durante a operação levou à criação do procedimento chamado "projeto tolerante ao dano" (BUDYNAS, 2011). O princípio básico desta metodologia é monitorar a trinca até um crescimento limite e, após isso, o equipamento deve ser retirado de operação. Os fundamentos utilizados para a análise partem da Mecânica da Fratura, cuja aplicação permite quantificar a tensão crítica de uma estrutura trincada, conhecer o maior tamanho de uma trinca que uma peça pode suportar e prever o tempo que uma estrutura trincada poderá operar, sem que esta venha a falhar. A Mecânica da Fratura é dividida em 2 partes: a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e a Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP). A diferença entre as duas consiste no fato que a MFLE só é válida para escoamento em pequena escala. Caso contrário, é necessário adotar a MFEP, que tem como

parâmetros representativos a integral J e a abertura de ponta de trinca (CTOD). Na MFLE, o campo de tensões na frente da ponta da trinca é governado pelo fator de intensidade de tensões (K). A Figura 17 apresenta a forma de como é abordada a análise de estruturas sob o ponto de vista tradicional e sob o enfoque da Mecânica da Fratura.

Figura 17: enfoque tradicional e enfoque da Mecânica da Fratura.



Fonte: adaptado de Tarnowsky (2003).

### 3.1.1.1 Teoria de Inglis

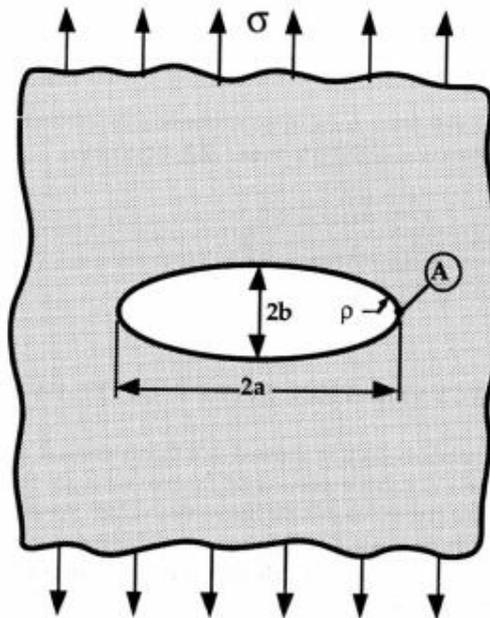
A Mecânica da Fratura teve início em 1913 com Edward Inglis, que estudou os efeitos da concentração de tensão em entalhes elípticos em chapas planas. Através deste estudo Inglis chegou a expressão que quantifica a tensão na extremidade do maior eixo da elipse, definindo ser esta a maior tensão atuante no defeito  $\sigma_{\max}$ . Ele considerou em seu modelo uma chapa com dimensões infinitas (Figura 18).

A fórmula da tensão máxima,  $\sigma_{\max}$ , no ponto A é dada por:

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

onde  $\rho = b^2/a$  é o raio de curvatura da extremidade maior da elipse e  $\sqrt{\frac{a}{\rho}}$  é o Fator de Concentração de Tensões,  $K_t$ .

Figura 18: entalhe elíptico em uma chapa plana.



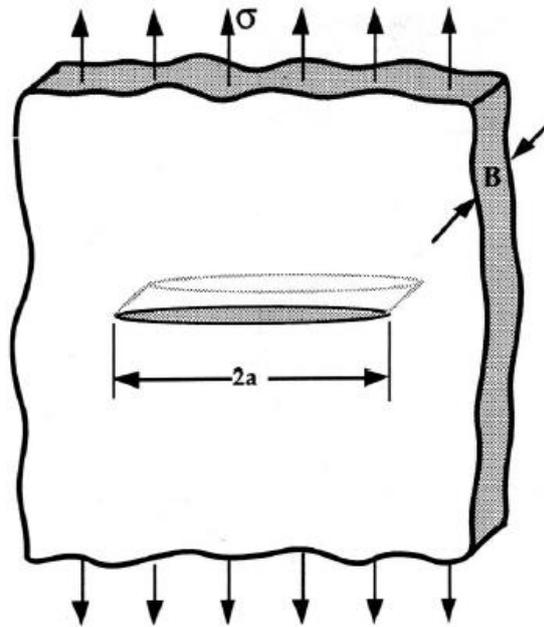
Fonte: adaptado de Ávila (2005).

Segundo a equação (1), quanto mais afiado é o entalhe, ou seja, quanto menor é o raio de curvatura  $\rho$ , maior é o efeito da concentração de tensões. Entretanto como em trincas a curvatura do raio do eixo maior é muito pequena,  $\rho \rightarrow 0$ , o Fator de Concentração de Tensões,  $K_t \rightarrow \infty$ , o que não faria sentido físico, pois se isso prevalecesse, qualquer tensão nominal, por menor que fosse, provocaria colapso na estrutura. Inglis apenas resolveu o problema do entalhe, mas não explicou porque as estruturas não falhavam. Inglis foi um importante precursor do estudo de Griffith. Foi Griffith que deu o passo seguinte para uma melhor compreensão das trincas.

### 3.1.1.2 Teoria de Griffith

Em 1920, Griffith formulou o critério da energia aplicada à fratura. Ele realizou experiências com placas de vidro, assumindo ser este um material frágil ideal ou perfeitamente elástico, com uma trinca central passante de tamanho  $2a$  em seu interior (Figura 19). De acordo com Griffith, o defeito se propagaria de forma instável quando a energia fornecida pelo sistema a trinca fosse, ao menos, igual a energia necessária para criação de uma nova superfície de trinca, isto é, a energia necessária para romper a força de coesão dos átomos a frente da ponta da trinca.

Figura 19: trinca elíptica central passante.



Fonte: adaptado de Burigo (2008).

Em uma placa infinita, com uma trinca elíptica passante inserida em seu interior de tamanho  $2a$ , com pequena espessura e sob uma tensão uniforme, conforme apresenta a Figura 19, a energia de deformação elástica liberada por unidade de espessura ( $B=1$ ) é apresentada a seguir:

$$U_E = -\frac{1}{2} \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} \quad (2)$$

Onde  $\sigma$  é a tensão aplicada,  $E$  o módulo de elasticidade e  $a$  a metade do comprimento da trinca.

O ganho de energia superficial pela criação de duas superfícies de fratura, ou seja, a área criada a partir do crescimento da trinca, é dada por:

$$U_S = 2\gamma_S a \quad (3)$$

Portanto, a energia total do sistema é dada por:

$$U_T = U_E + U_S \quad (4)$$

Substituindo, temos:

$$U_T = -\frac{1}{2} \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} + 2\gamma_S a \quad (5)$$

Pelo critério de propagação da trinca, temos:

$$\frac{\partial U_E}{\partial A} + \frac{\partial U_S}{\partial A} = 0 \rightarrow -\frac{\pi\sigma^2 a}{E} + 2\gamma_S = 0 \quad (6)$$

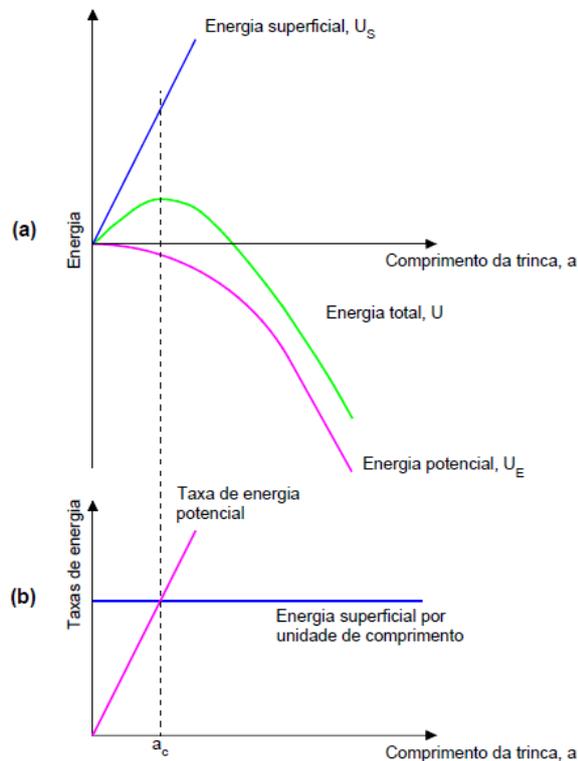
Onde  $\frac{\partial U_E}{\partial A}$  é a taxa de liberação de energia de deformação elástica por unidade de comprimento e de espessura, G.

Portanto, podemos definir o valor da tensão necessária para propagar a trinca numa chapa fina como sendo:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E\gamma_S}{\pi a}} \quad (7)$$

A Figura 20 apresenta a variação de energia e a variação da taxa de energia em função do comprimento da trinca.

Figura 20: (a) Variação de energia em função do comprimento da trinca; (b) Variação das taxas de energia em função do comprimento da trinca.



Fonte: adaptado de Ávila (2005).

Para avaliar se haverá ou não propagação instável de uma trinca, temos:

- Se  $G < \frac{\partial U_S}{\partial A}$ , não há propagação instável;

- Se  $G \geq \frac{\partial U_S}{\partial A}$ , há propagação instável.

Desta forma, a teoria de Griffith é aplicada perfeitamente a materiais frágeis. Entretanto, nos casos de materiais dúcteis, como aços e polímeros, existe uma deformação plástica na frente da ponta da trinca, ocasionado com que a energia necessária para propagação da trinca seja muito maior do que a calculada por Griffith.

### 3.1.1.3 Teoria de Irwin

Em 1948, Irwin e Orowan, de maneira independente, perceberam a necessidade de se considerar a deformação plástica na frente da ponta da trinca e propuseram algumas mudanças na teoria de Griffith. Eles observaram que a energia necessária para o crescimento da trinca era correspondente a energia consumida na deformação plástica,  $\gamma_P$ , e a energia necessária para criação de novas superfícies de crescimento da trinca.

Desta forma, a equação (7) é modificada para equação (8):

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E(\gamma_S + \gamma_P)}{\pi a}} \quad (8)$$

Porém, esta tentativa de separação das duas parcelas de energia consumida no processo encontrou alguns problemas na determinação prática da energia consumida no processo de deformação plástica,  $\gamma_P$ .

Em 1950, Irwin ao invés de tentar separar as duas parcelas da energia consumida na fratura, definiu a energia elástica total liberada no processo de propagação da trinca como sendo a junção das parcelas de energias consumidas na criação das superfícies de fratura,  $\gamma_S$ , e na deformação plástica do material,  $\gamma_P$ .

Desta forma, a taxa de liberação de energia é a fonte de energia para o processo de fratura e pode ser dada por:

$$G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \quad (9)$$

Onde  $\sigma$  é a tensão aplicada,  $E$  o módulo de elasticidade e  $a$  a metade do comprimento da trinca.

Desta forma, a trinca crescerá de maneira instável quando:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{EG_c}{\pi a_c}} \quad (10)$$

O parâmetro  $G_c$  varia de acordo com o material e é em função da temperatura, da velocidade da aplicação de carga, do estado de tensões e do modo de carregamento. Portanto,  $G_c$  pode ser considerado como a medida da resistência do material à fratura.

Para um material frágil, o valor de  $G_c$ , por unidade de espessura ( $B=1$ ) é dado pela equação (11). Dessa forma, nesta equação, toda energia liberada no processo de crescimento da trinca é consumida na formação das superfícies de fratura sem qualquer deformação plástica.

$$G_c = 2\gamma_s \quad (11)$$

Sendo assim, a teoria de Irwin proporciona a extensão da teoria de Griffith à fratura de materiais que apresentem uma pequena deformação plástica na frente da ponta da trinca.

Como  $G$  varia de acordo com Estado Plano de Tensões (EPT) e Estado Plano de Deformações (EPD), temos:

$$G = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} \text{ para EPT} \quad (12)$$

$$G = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} (1 - \nu^2) \text{ para EPD} \quad (13)$$

### 3.1.1.4 Fator de Intensidade de Tensões ( $K$ )

Observando o deslocamento relativo das superfícies da trinca, pode-se verificar três formas básicas de carregamento ou modos de abertura, sendo:

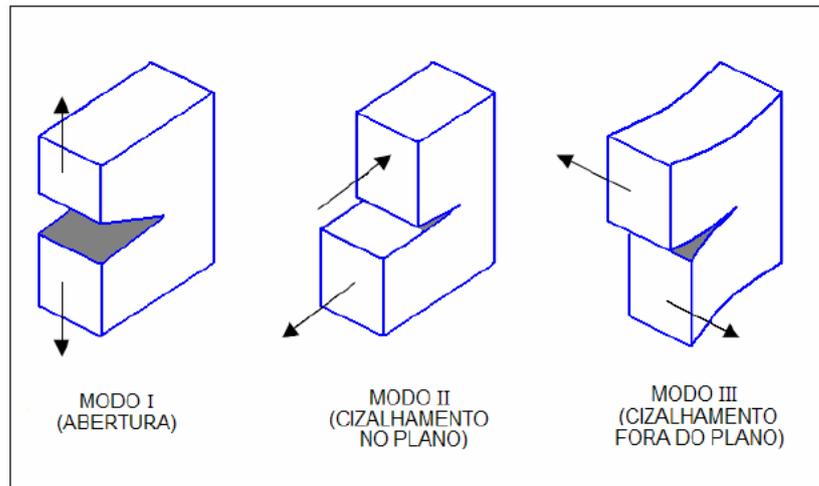
Modo I: deslocamentos das superfícies da trinca ortogonalmente a si mesmas;

Modo II: deslocamento das superfícies da trinca longitudinalmente a si mesmas e ortogonalmente a frente de crescimento;

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

A Figura 21 mostra estes três modos de abertura da trinca.

Figura 21: modos básicos de abertura das trincas.



Fonte: autoria própria (2016)

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

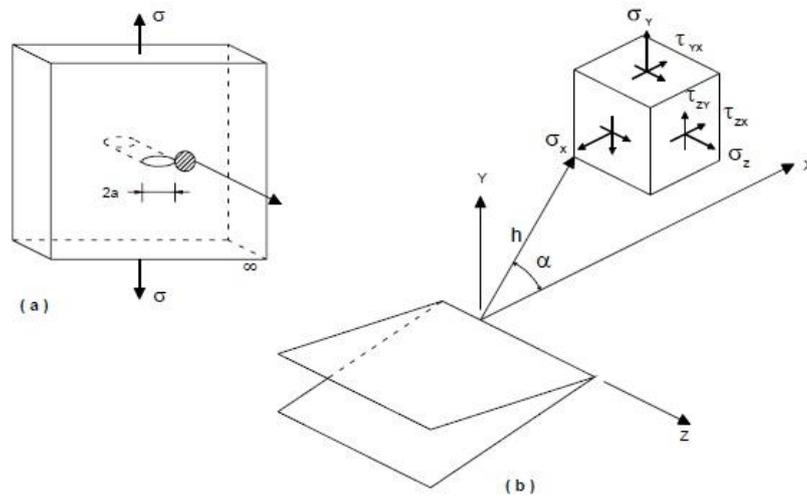
Portanto, cada modo de abertura da trinca está diretamente ligado a um  $K$ , sendo:

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

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

A Figura 22 mostra o campo de tensões, no modo I, nas vizinhanças de uma trinca pontiaguda, passante, numa chapa fina de material elástico-linear.

Figura 22: (a) Sólido com trinca vazante submetido a uma tensão  $\sigma$ ; (b) Coordenadas polares e tensões em um ponto nas vizinhanças da trinca.



Fonte: adaptado de Amorim (2010).

As equações (14), (15), (16) e (19), desenvolvidas por Westergaard (1939), expressam a distribuição das tensões  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{xz}$  e  $\tau_{yz}$  na vizinhança da ponta da trinca. A tensão  $\sigma_z$  para o EPT (Estado Plano de Tensão) é apresentada na expressão (17) e para o EPD (Estado Plano de Deformação) é apresentada na expressão (18).

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \left( 1 - \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2} \operatorname{sen} \frac{3\alpha}{2} \right) \quad (14)$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \left( 1 + \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2} \operatorname{sen} \frac{3\alpha}{2} \right) \quad (15)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} \cos \frac{\alpha}{2} \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2} \cos \frac{3\alpha}{2} \quad (16)$$

$$\sigma_z = 0 \quad (17)$$

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y) \quad (18)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (19)$$

onde  $\sigma$  é a tensão aplicada externamente,  $\alpha$  e  $h$  são as coordenadas polares.

Entretanto podemos observar que as tensões atuantes na ponta da trinca são proporcionais a tensão atuante  $\sigma$ , à raiz quadrada da metade do tamanho da trinca e à singularidade  $1/\sqrt{h}$ . Devido a isto, verifica-se que as tensões na ponta da trinca tendem ao infinito quando  $h$  tende a zero.

Sendo assim, as equações (14) – (19) podem ser expressas de uma maneira mais geral, segundo a expressão (20).

$$\sigma_{ij} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2h}} f_{ij}(\alpha) \quad (20)$$

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

Logo, definiu o Fator de Intensidade de Tensões,  $K$ , através da expressão (21).

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (21)$$

Assim sendo, as equações de Westergaard (1939) foram reescritas por Irwin de uma maneira mais generalizada, conforme expressão (22).

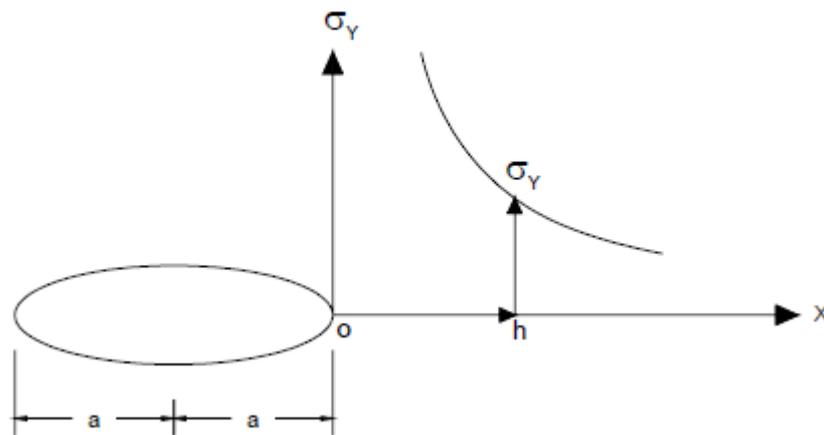
$$\sigma_{ij} = \sigma \frac{K}{\sqrt{2\pi h}} f_{ij}(\alpha) \quad (22)$$

Tomando como referência o plano da trinca, considerando o ângulo  $\alpha = 0$ , as tensões  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  são máximas de acordo com a expressão (23) e a tensão  $\tau_{xy}$  é nula.

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi h}} \quad (23)$$

As tensões na frente da ponta da trinca variam com  $h$  (Fig 23).

Figura 23: variação de tensões na frente da ponta da trinca em função de  $h$  no plano da trinca.



Fonte: adaptado de Anderson (2005).

Consequentemente, o Fator de Intensidade de Tensões,  $K$ , no modo I de carregamento, para trincas de diferentes geometrias e posições pode ser expresso na forma geral da equação (24).

$$K_I = \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (24)$$

Onde,  $Y$  é o fator geométrico. Este é um fator adimensional que varia de acordo com o tamanho e forma da trinca e geometria da estrutura.

A Tenacidade à Fratura do material pode ser calculada conhecendo o tamanho crítico da trinca  $a_c$  e a tensão necessária para causar o crescimento instável da trinca, conforme expresso na equação (25).

$$K_{Ic} = \sigma_{\text{critico}} Y_I \sqrt{\pi a_c} \quad (25)$$

É importante observar que o valor de  $K_{Ic}$  não é a Tenacidade à Fratura propriamente dita, mas o valor crítico do Fator de Intensidade de Tensões, sendo numericamente igual a esta.

Para os modos de carregamento II e III, o Fator de Intensidade de Tensões pode ser calculado através das expressões (26) e (27).

$$K_{II} = \tau Y \sqrt{\pi a} \quad (26)$$

Onde  $\tau$  é a tensão de cisalhamento no plano, e:

$$K_{III} = \tau Y \sqrt{\pi a} \quad (27)$$

Onde  $\tau$  é a tensão de cisalhamento fora do plano.

Comparando as equações (9) e (24), podemos observar uma relação entre  $K_I$  e  $G$  para uma placa infinita submetida a tração, conforme a equação (28).

$$G = \frac{K_I^2}{E} \quad (28)$$

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

### 3.1.1.5 Plastificação na Frente da Ponta da Trinca

Nas análises apresentadas até agora, foram considerados apenas materiais perfeitamente elásticos, entretanto tais materiais levam a grandes tensões na frente da ponta trinca, o que não ocorre na prática. Todos os materiais, inclusive os mais frágeis como cerâmicos e vítreos, são capazes de desenvolverem regiões plásticas na frente da ponta da trinca, e estas regiões auxiliam a estrutura no alívio das tensões atuantes.

Sendo assim, para que se pudesse utilizar a MFLE em casos em que estas regiões plásticas na frente da ponta da trinca fossem bem pequenas, foram desenvolvidos métodos de correção com esta finalidade.

Entretanto, torna-se um pouco subjetivo esta definição de zona plástica muito pequena e em virtude disto a norma ASTM E399 prescreve para espessura mínima:

$$t_{\min} = 2,5(K_{Ic} / \sigma_y)^2 \quad (29)$$

Pode-se avaliar o que seria uma zona plástica muito pequena (crítica), ( $Z_{pc}$ ), que validaria a MFLE (SOUZA, 2009):

$$Z_{pc} = t_{\min} / 6 \quad (30)$$

Ou seja, este valor de zona plástica é o valor limite para se trabalhar utilizando os princípios da MFLE. Quando a  $Z_{pc}$  for maior que este valor, deve-se utilizar os princípios da Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP).

Os principais métodos de correção utilizados para estimar a zona plástica na frente da ponta da trinca são os de Irwin e o de Dugdale.

Irwin desenvolveu seu estudo comparando a deformação plástica na frente da ponta do defeito como um comprimento adicional. Ou seja, ele considerou uma projeção do comprimento da trinca sobre o seu tamanho real e esse prolongamento se estende até o centro da região plastificada. Essa projeção de comprimento foi denominada tamanho efetivo da trinca, e pode ser calculada através da expressão:

$$a_{ef} = a + r_y \quad (31)$$

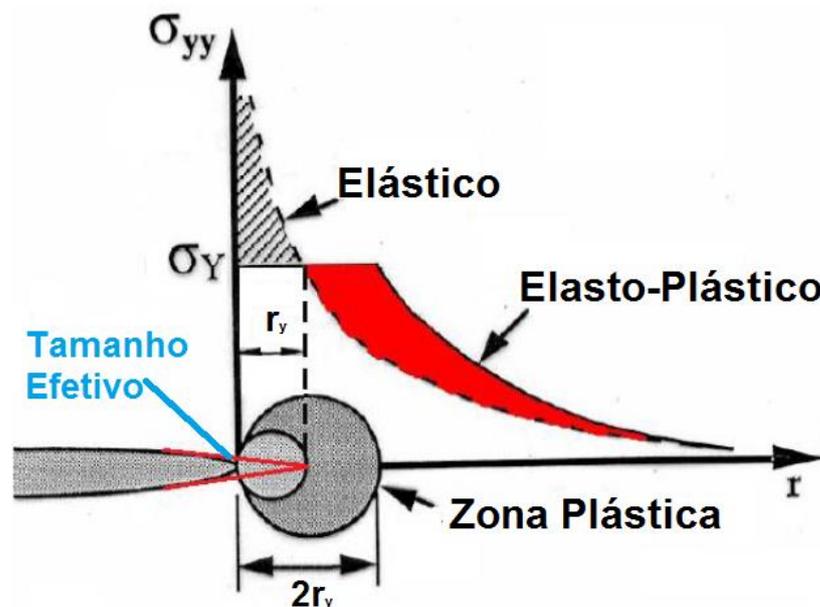
Onde no EPT e EPD o  $r_y$  é obtido através das equações (32) e (33), respectivamente:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_y} \right) \quad (32)$$

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_y} \right) \quad (33)$$

A Figura 24 exemplifica o que foi exposto.

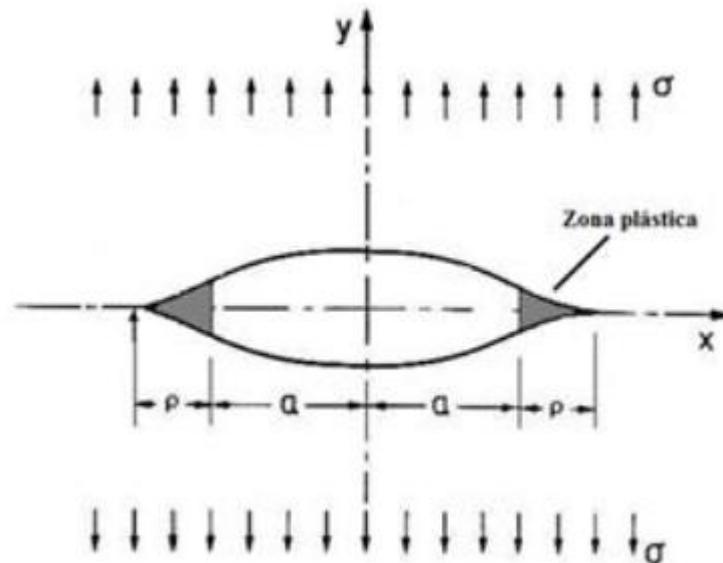
Figura 24: Projeção do tamanho da trinca com a zona plástica na ponta do defeito.



Fonte: adaptado de Anderson (2005).

O método de correção apresentado por Dugdale considera a superposição de duas situações de carregamento:

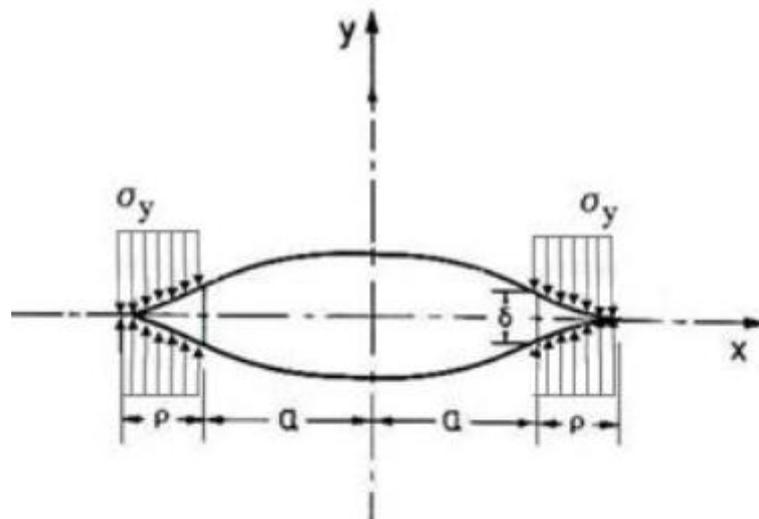
- 1º caso: Trinca central passante sob tração ( $\sigma$ ), conforme Figura 25;  
Figura 25: cargas de tração ( $\sigma$ ) sob trinca central passante.



Fonte: adaptado de Anderson (2005).

- 2º caso: Trinca central passante sobre compressão nas extremidades com magnitude  $\sigma_y$ , conforme Figura 26.

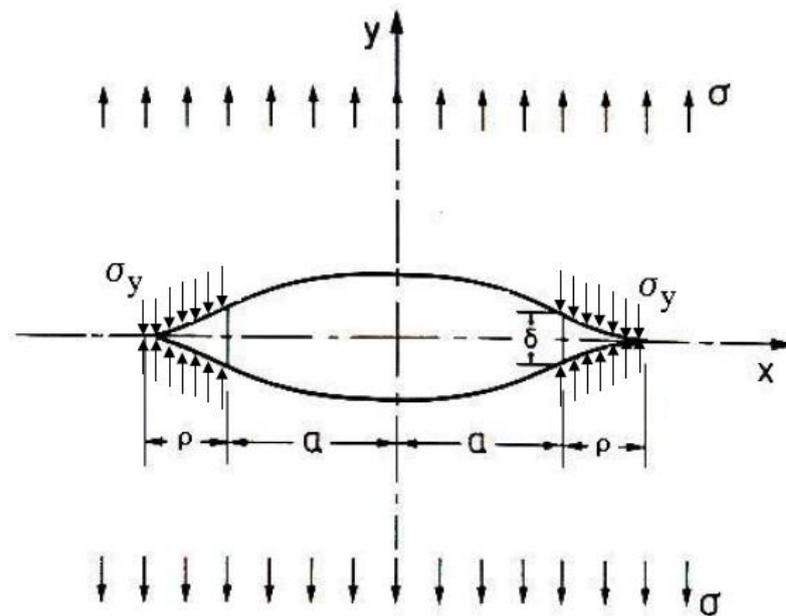
Figura 26: cargas de compressão ( $\sigma_y$ ) nas extremidades da trinca.



Fonte: adaptado de Anderson (2005).

A Figura 27 apresenta estas duas soluções plotadas no mesmo gráfico.

Figura 27: os casos 1 e 2 plotados no mesmo gráfico.



Fonte: adaptado de Garmbis (2012).

Desta forma, Dugdale considerou o tamanho da trinca com a zona plastificada como sendo  $2a + 2\rho$ , onde  $\rho$  é a região que sofreu plasticidade. O tamanho relativo desta região é dado pela expressão:

$$\rho = \frac{a}{\cos\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y}\right)} - a \quad (34)$$

Observemos que:

Quando  $\sigma \rightarrow \sigma_y$ , a zona plastificada  $\rightarrow \infty$ .

Burdekin e Stone desenvolveram para este método, partindo da equação de Dugdale, através da expressão (35), um valor aproximado para o fator de intensidade de tensões:

$$K_{eff} = \sigma_y \sqrt{a\pi} \left[ \frac{8}{\pi^2} \ln \sec\left(\frac{\sigma\pi}{2\sigma_y}\right) \right]^{1/2} \quad (35)$$

Sendo assim, para materiais perfeitamente elasto-plásticos, ou seja, sem encruamento, temos:

- $K_{eff} \rightarrow \infty$ , quando  $\sigma \rightarrow \sigma_y$ .

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

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

### 3.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é um método numérico empregado para encontrar a solução aproximada de problemas físicos descritos, tanto por equações diferenciais, ordinárias ou parciais, quanto por equações integrais, através da subdivisão do domínio da função que descreve o problema estudado, representando-o por uma junção de um número finito de elementos. Dessa forma, é possível resolver, não o problema original, mas sim um que possa ser equiparado, considerando este ser sua forma mais fácil. Nos dias de hoje, o Método de Elementos Finitos é utilizado em quase todas as áreas da engenharia e ciências correlatas, como na análise de tensões e deformações, transferência de calor, mecânica dos fluídos, eletromagnetismo, contato e choque, lubrificação, etc., sendo aplicado também em Fluidodinâmica Computacional (CFD) e Eletromagnetismo Computacional (CEM).

O MEF teve seu início com o matemático Courant, quando o mundo era estremecido pela 2ª guerra mundial, com a publicação de um artigo em 1943. Em 1950, diversos pesquisadores e especialistas focados no projeto e fabricação de aviões a jato da Boeing deram o *star-up* dos primeiros trabalhos práticos aplicando o MEF na engenharia aeronáutica. Turner *et al.* (1956) publicaram um dos primeiros artigos expondo as principais ideias do Método de Elementos Finitos, abrangendo a formulação matemática de elementos e a montagem da matriz de elementos. Esses estudos coincidiram com o rápido desenvolvimento de computadores eletrônicos nas universidades e institutos de pesquisa.

Em meados da década de 1960, a NASA (Agência Espacial Norte Americana), financiou um projeto liderado por Dick MacNeal para desenvolver um programa de cálculo para utilização geral. Este programa foi chamado NASTRAN, que permitia uma enorme capacidade de processamento de dados e possibilitava análise de tensão/deformação, cálculo de vigas, resolução de problema de cascas e placas, análise de estruturas complexas como a asa de aviões e análise de vibrações. Em paralelo, Jonh Swanson desenvolveu um programa de MEF na Westinghouse para análise de reatores nucleares. Em 1969 Swanson deixou a Westinhouse para

comercializar o *software* ANSYS. Este tinha capacidade de análise de problemas lineares e não lineares, e estes fundamentos possibilitaram que o ANSYS fosse um dos programas mais utilizados atualmente.

Outros programas comerciais desenvolvidos desde então foram o LS-DYNA, aplicado em análises não lineares, como testes de colisão, conformação de metais e simulações de protótipos, o ABAQUS/CAE e COMSOL Multiphysics, utilizados como programas de MEF para uso geral, e o OpenFOAM, software gratuito no qual os dados são inseridos através de comandos de linha e é muito utilizado em estudos de CFD.

Na engenharia, a utilização do MEF através destes *software's* para otimização de projetos tem sido realizada em diversas áreas, como:

- Aeroespacial;
- Aeronáutica;
- Nuclear;
- Automobilística;
- Engenharia Civil;
- Construção naval / Offshore;
- Previsão meteorológica;
- Controle de poluição;
- Bio engenharia;
- Engenharia mecânica em geral.

Atualmente, diversos trabalhos de pesquisa utilizam o MEF como ferramenta para avaliação da integridade estrutural. Pacheco (2013) utilizou este método para simular um semi-tubo com um entalhe tipo "U" introduzido em sua parede interna, com a finalidade de avaliar a concentração de tensões devido a esta descontinuidade quando aplicada uma pressão interna. Tarnowski (2003) aplicou o MEF, através do *software* ABAQUS/CAE, para simular tubos de paredes finas com trincas longitudinais internas e externas submetidas a uma determinada pressão interna. Ele utilizou as simulações para validar os resultados obtidos nos ensaios de tração e integral J. Tovar (2013) também utilizou o ABAQUS/CAE para a avaliação da integridade estrutural na confecção de próteses odontológicas. Com o auxílio desse *software*, foi possível simular o ensaio de tenacidade à fratura com entalhe na região e analisar a propagação da trinca na interface. Por fim, Tomaz (2013) obteve diversos valores para

o Fator de Intensidade de Tensões utilizando métodos analíticos e métodos numéricos através dos softwares ABAQUS/CAE e FRANC3DD.

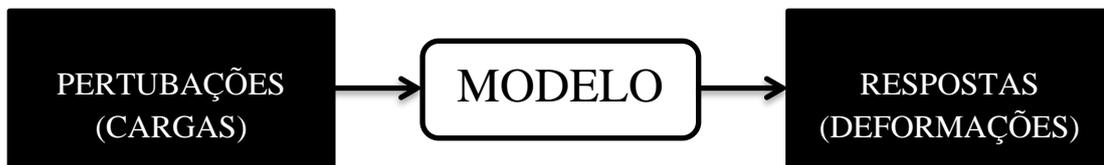
### 3.2.1 Simulações Computacionais

Um problema de simulação computacional pelo MEF, pode ser dividido em 3 partes:

- ✓ Modelo: abstração da realidade para finalidade específica;
- ✓ Experiência: estimular/perturbar um sistema para avaliar as respostas;
- ✓ Simulação: experiência virtual da estimulação/perturbação do modelo;

A Figura 28 exemplifica esse sistema.

Figura 28: entradas e saídas do sistema.



Fonte: adaptado de Giacchini (2012).

As simulações computacionais são técnicas muito importantes utilizadas na engenharia e indústria em geral. Nela, através de um modelo, consegue-se obter resultados muito próximos quando comparado com a realidade.

Na fase de modelo, é feita a geometria da estrutura, definido o regime de simulação, inseridas as informações sobre o material de composição, bem como principais dados sobre este material, colocada as condições de contorno, sejam elas as restrições de deslocamento e/ou cargas atuantes, discretização da estrutura e geração da malha, afim de realizar a simulação.

### 3.3 O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS E A MECÂNICA DA FRATURA

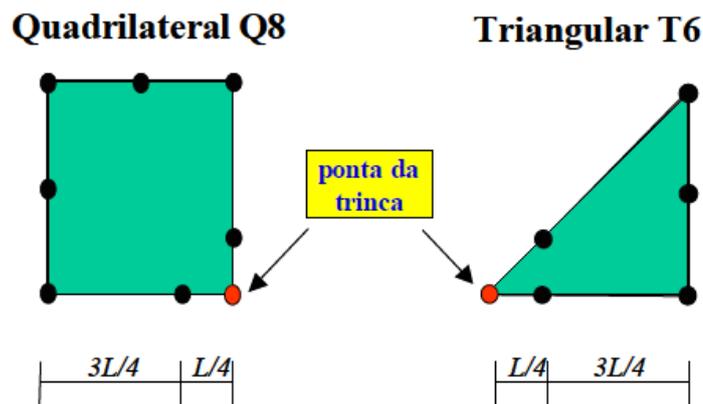
Avaliar a presença de trincas em estruturas por meio de soluções analíticas é praticamente impossível, sobre tudo em *risers*, que muitas vezes se encontram em águas ultra profundas. Desta forma, o método numérico entra como uma importante ferramenta na resolução das equações diferenciais parciais, que podem então ser resolvidas de maneira aproximada.

Alguns dos programas existentes no mercado permitem realizar avaliações através do método de elementos finitos aplicando princípios da mecânica da fratura.

O uso destes software's em problemas relacionados a mecânica da fratura exige forte conhecimento destas duas ciências, principalmente quando se pretende realizar avaliações em estrutura complexas contendo trincas. O *ABAQUS/CAE* é uma ferramenta que é capaz de realizar este tipo de análise, pois possui um módulo específico de fratura para avaliação de estruturas contendo defeitos do tipo trinca. A malha é uma etapa fundamental do processo, pois quanto mais adequada for a malha na região estudada, melhores serão os resultados obtidos. Como em trincas a região crítica está localizada na sua ponta, torna-se necessário o uso de elementos que garantam uma análise confiável desta região.

Atualmente existem diversos tipos de elementos que são utilizados para discretização de uma estrutura trincada. Entre eles, os elementos *quarter-point*, isoparamétricos, estudados de forma independente por Henshell e Shaw (1975) e Barsoum (1976), são os mais populares entre os pesquisadores, por serem mais simples e proporcionarem resultados mais satisfatórios com malhas não tão refinadas. Os elementos singulares *quarter-point* (QP), são compostos por elementos isoparamétricos convencionais, podem ter forma triangular ou quadrada, de ordem quadrática, onde é possível introduzir a singularidade  $1/\sqrt{r}$ , desviando o nó do meio lateral para posição de  $1/4$  do lado, conforme Figura 29.

Figura 29: elementos singulares quarter-points quadrilateral e triangular.

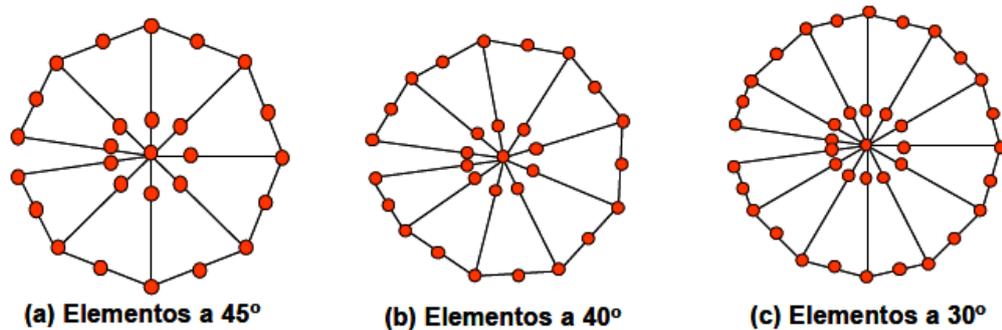


Fonte: adaptado de Conception (2015).

De acordo com Barsoum (1976), o elemento triangular fornece melhores resultados quando comparado com o elemento quadrilateral. No triangular, a singularidade é encontrada tanto no contorno quanto na parte interna do elemento, enquanto que no quadrilateral apenas é encontrada no interior do elemento.

Os elementos triangulares são inseridos na ponta da trinca em forma de uma roseta. A roseta padrão é formada por oito elementos distanciados entre si por uma angulação de  $45^\circ$ , comumente alinhada com a trinca. Outras configurações de rosetas podem ser realizadas, como a com elementos com ângulos de  $40^\circ$  e a com elementos com ângulos de  $30^\circ$ . A Figura 30 apresenta estes três modelos.

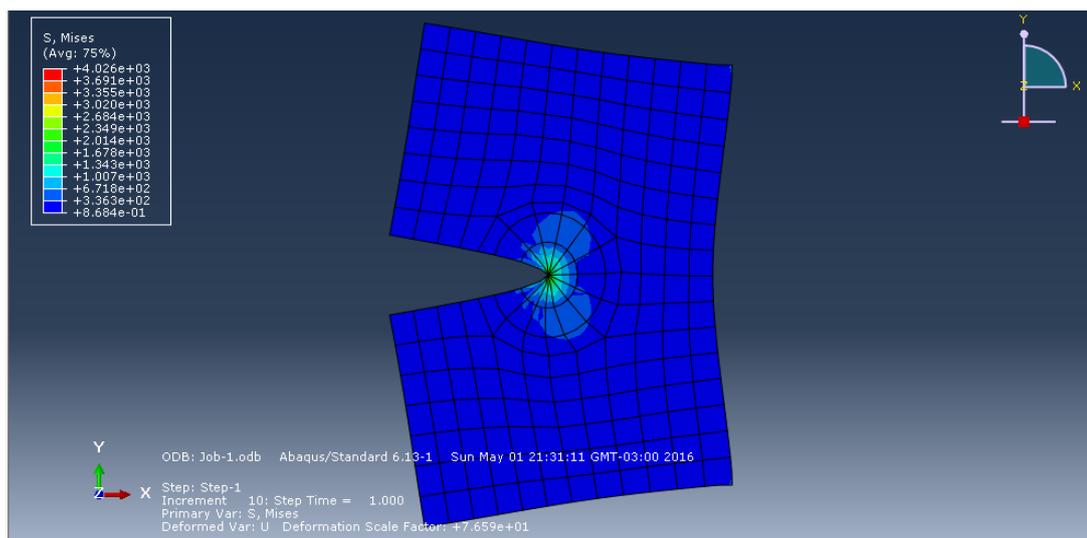
Figura 30: Tipos de rosetas na ponta da trinca. (a) Roseta padrão (b) Roseta de  $40^\circ$  e (c) Roseta de  $30^\circ$ .



Fonte: adaptado de Conception (2015).

A Figura 31 apresenta como a roseta padrão é posicionada na ponta de uma trinca na geração de uma malha de elementos finitos.

Figura 31: roseta padrão na frente da ponta de trinca.



Fonte: autoria própria (2015).

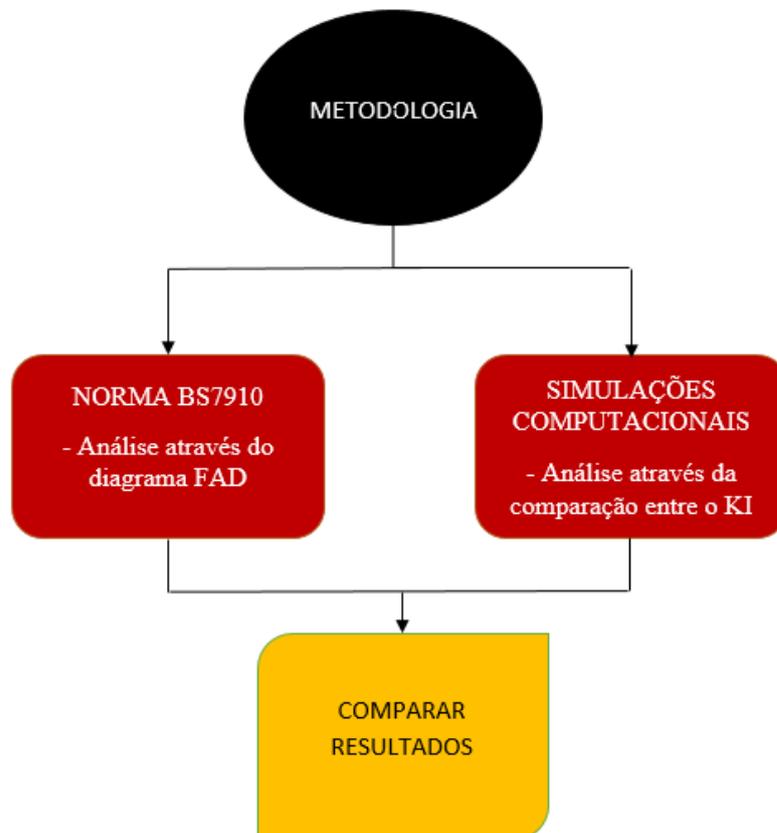
## 4 METODOLOGIA

O trabalho foi desenvolvido no Laboratório de Mecânica Computacional – LABCOM do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE. As simulações computacionais foram efetuadas com o software comercial ABAQUS/CAE versão estudantil.

Avaliar a integridade de risers rígidos de injeção trincados, fabricados com aço API 5CT P110, através da abordagem FAD é o objetivo do presente trabalho. De acordo com esse objetivo, considerou-se a aplicação da Mecânica da Fratura Linear Elástica para a determinação do fator de intensidade de tensões de uma trinca longitudinal localizada num *riser* rígido, tanto de forma analítica, quanto de forma numérica, através do Método dos Elementos Finitos, comparando os resultados obtidos através dos dois métodos.

A metodologia empregada se encontra resumida no Fluxograma da Figura 32.

Figura 32: fluxograma da metodologia empregada no trabalho



Fonte: autoria própria (2016)

#### 4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Será avaliada a integridade estrutural de um *riser* utilizado para injetar água no reservatório de petróleo, denominado “*riser* de injeção”, com uma trinca longitudinal passante presente em sua superfície. A cabeça de poço do reservatório se encontra localizada a 500 metros de profundidade de lâmina d’água.

O *riser* de injeção estudado possui 16” (406,4 mm) de diâmetro externo e espessura de 0,656” (16,66 mm), com comprimento de 472,44” (12000 mm), conforme catálogo da Tenaris *Offshore Pipelines* (2012).

O aço escolhido para o *riser* foi o aço API 5CT P110 por apresentar excelente resistência mecânica e boa tenacidade. As propriedades mecânicas para este aço são mostradas na Tabela 2.

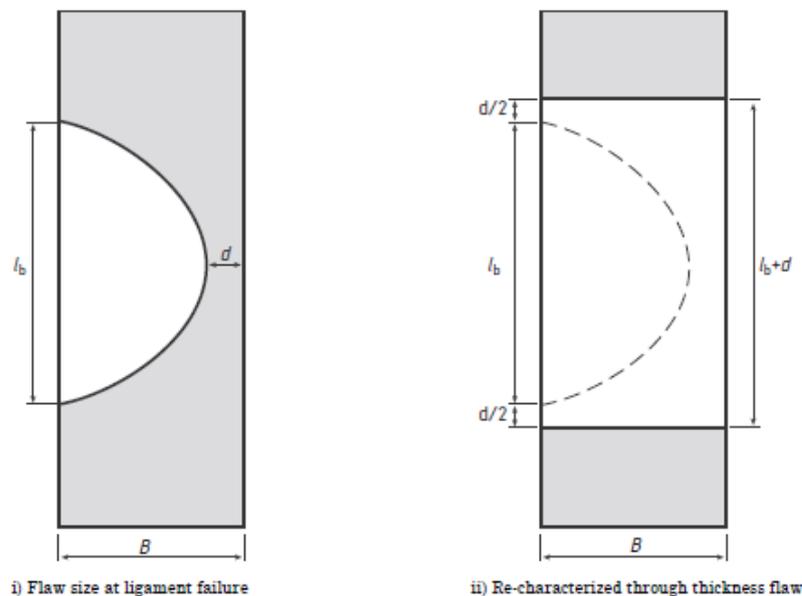
Tabela 2: parâmetro do aço API 5CT P110

$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_{LRT}$ (Mpa)	E (GPa)	$\nu$	$K_{Ic}$ (MPa. $\sqrt{m}$ )	$\epsilon$ (%)
896	978	216	0,30	157	16,8

Fonte: adaptado de Carrasco (2013).

Inicialmente o estudo abordou trincas semi-elípticas, porém a norma BS7910, por segurança, orienta em alguns casos efetuar a recharacterização de trincas superficiais para trincas passantes em tubulações, conforme apresentado na Figura 33. Em virtude disto, o estudo passou a avaliar trincas longitudinais passantes com diversas dimensões, localizadas próximas ao cordão de solda longitudinal, originadas em falhas do processo de soldagem. Devido ao local próximo a solda ser uma região crítica, é possível o aparecimento de trincas neste local.

Figura 33: recaracterização de uma trinca superficial como trinca passante.



Fonte: adaptado da norma BS7910 (2007)

A princípio, este tipo de trinca pode possibilitar vazamento de fluido do interior do *riser* e perda de pressão do sistema. Como o fluido transportado será água, o vazamento não acarretará em danos ambientais. Sobre a perda de pressão, pelo fato da trinca ser muito pequena, o vazamento também será muito pequeno e acredita-se que não acarretará em perdas consideráveis de pressão no sistema.

Portanto, foi avaliado um tubo de *riser* contendo, sequencialmente, 8 trincas de diferentes dimensões, objetivando analisar o efeito da trinca sobre a estrutura, conforme aumento de seu tamanho. Na primeira parte da metodologia será aplicada a norma BS 7910, buscando avaliar quais destas trincas são aceitáveis para os *risers* continuarem em operação e quais destas trincas não são, tomando como base o diagrama FAD específico para o aço P110. O segundo método utilizado será a realização das simulações computacionais, analisando os fatores de intensidade de tensões associados a cada tamanho de trinca com a tenacidade à fratura do material, verificando assim, por meio das simulações, quais trincas são aceitáveis e quais não são.

A geometria da trinca é apresentada na Figura 34. Os parâmetros são apresentados abaixo:

$$R_i = 186,54 \text{ mm}$$

$$B = 16,66$$

$$\text{Trinca 1: } 2a = 15 \text{ mm}$$

$$\text{Trinca 2: } 2a = 30 \text{ mm}$$

$$\text{Trinca 3: } 2a = 60 \text{ mm}$$

$$\text{Trinca 4: } 2a = 90 \text{ mm}$$

$$\text{Trinca 5: } 2a = 120 \text{ mm}$$

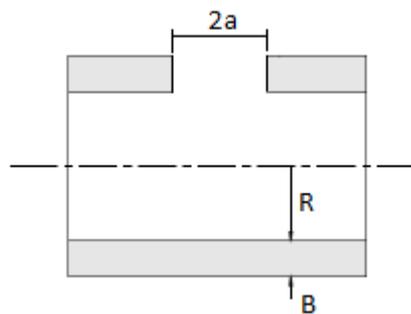
$$\text{Trinca 6: } 2a = 140 \text{ mm}$$

$$\text{Trinca 7: } 2a = 150 \text{ mm}$$

$$\text{Trinca 8: } 2a = 160,6 \text{ mm}$$

A trinca 8, medindo 160,6 mm, foi o valor obtido analiticamente, através da Tenacidade a Fratura do Material. Foi verificado que quando a trinca atingir este valor, considerando a mesma pressão interna, o Fator de Intensidade de Tensões se igualará a Tenacidade a Fratura do Material, levando a estrutura a falhar.

Figura 34: vista de secção longitudinal da geometria do tubo com trinca longitudinal passante



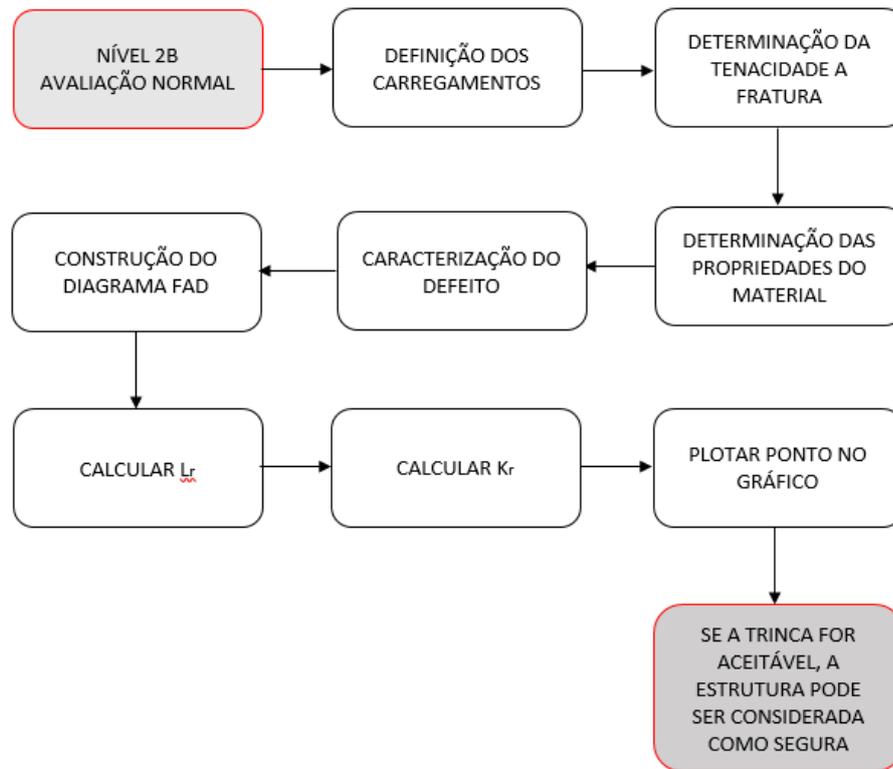
Fonte: adaptado da norma BS7910 (2007).

## 4.2 APLICAÇÃO DA NORMA BS 7910

O nível de avaliação escolhido foi o nível 2B, por se ter mais informações sobre o aço P110 e por se desejar criar a curva FAD específica para este aço.

A sequência de procedimentos a serem desenvolvidos seguirá as orientações apresentadas na secção 7.3 desta norma e no fluxograma apresentado na Figura 35 para o nível de avaliação 2B.

Figura 35: fluxograma de aplicação do nível 2B de avaliação.



Fonte: autoria própria (2016)

### 4.3 REALIZAÇÃO DAS SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS

Com o objetivo de comparar com os resultados obtidos na aplicação da norma BS 7910 e os cálculos realizados, foram feitas simulações computacionais através do *software* ABAQUS versão estudantil. A justificativa da escolha deste *software* para comparação foi devido a existência de um módulo específico de fratura neste programa, onde permite avaliar de maneira precisa os efeitos da trinca sobre a estrutura, bem como valores das tensões atuantes devido a pressão de operação e o fator de intensidade de tensões.

A condição de contorno utilizada para fixação do *riser* foi a de engaste nas duas faces, restringindo os deslocamentos nas três direções (x,y,z), pois o objetivo principal foi avaliar o efeito da trinca sobre o *riser* de injeção em operação, desconsiderando outros efeitos provenientes desta fixação. As simulações foram realizadas no regime elástico.

As simulações computacionais foram realizadas no Laboratório de Engenharia Mecânica da UFPE (LABCOM), com o notebook pessoal. As configurações do equipamento utilizado são apresentadas abaixo:

- Notebook Dell Inspiron 14;
- Intel® Core™ i5 1ª Geração 2.3 GHz;
- Sistema operacional de 64 bits
- Memória ram de 8 GB DDR3;
- Placa de vídeo de 1 GB integrada a placa mãe;

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados obtidos na aplicação da norma BS7910 e na realização das simulações computacionais apresentaram conclusões semelhantes, porém com diferenças substanciais.

### 5.1 RESULTADOS DA APLICAÇÃO DA NORMA BS7910

Foi aplicada a norma BS 7910 seguindo a sequência de procedimentos descritos na Figura 34 para o nível 2B de avaliação. Os resultados desta aplicação são verificados nos tópicos a seguir.

#### 5.1.1 Definição dos Carregamentos

Conforme verificado no item 2.4, muitos dos carregamentos existentes em *risers* podem ser minimizados de maneira considerável. Portanto, para simplificar, foi considerado apenas a pressão interna atuante sobre esta estrutura, desprezando as demais solicitações que poderiam influenciar nos cálculos.

Primeiramente, por meio da tensão de escoamento do material, foi calculada a máxima pressão interna que o material pode suportar sem que venha a escoar, considerando a tensão circunferencial como mais intensa (DONATELLO, 2007), conforme equação (36).

$$\sigma_y = \frac{P_{Max}R}{t} \quad (36)$$

Onde:

$\sigma_y$ : é a tensão de escoamento;

$P_{Máx}$ : é a pressão máxima para não escoar

R: é o raio do tubo;

t: é a espessura do tubo;

Assim, calculamos a pressão máxima para não escoar:

$$P_{Max} = (896 \times 0,01666) \div 0,18654$$

$$P_{Max} = 80,02 \text{ MPa}$$

Desta forma, podemos definir a pressão interna de trabalho para o *riser* estudado. Conforme a Cameron do Brasil (2013), estas estruturas tubulares podem ser submetidas a pressões internas que variam de 20 a 100 MPa (3000 a 15000 Psi). Para este estudo de caso, a pressão interna de trabalho do *riser* analisado será de 20 MPa.

### 5.1.2 Determinação da Tenacidade à Fratura e das Propriedades do Material

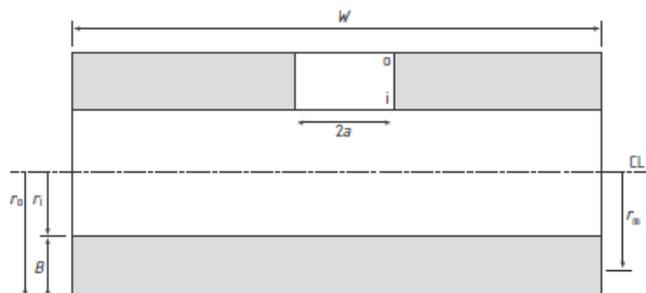
A tenacidade a fratura do aço P110, bem como os outros dados referentes a propriedade do material são apresentados na Tabela 2. O valor da tenacidade,  $K_{Ic}$ , para este aço é de  $157 \text{ MPa}\sqrt{m}$ .

### 5.1.3 Caracterização do Defeito

Conforme mencionado na Seção 4 (Metodologia), o estudo inicialmente abordou trincas semi-elípticas, porém a norma, por conservadorismo, orienta efetuar a recharacterização de trincas superficiais para trincas passantes em tubulações, conforme foi apresentado na Figura 32. Em virtude disto, o estudo avaliará trincas longitudinais passantes com diversas dimensões, localizadas na superfície do *riser*, próximas ao cordão de solda desenvolvidas, hipoteticamente, como decorrência de deficiências no processo de soldagem.

O anexo M da norma dá orientações para avaliação da aceitabilidade de trincas longitudinais passantes em estruturas tubulares, conforme Figura 36.

Figura 36: trincas axiais passantes em estruturas tubulares



Fonte: adaptado da norma BS7910 (2007)

A seção M ainda orienta em como realizar os cálculos do fator de intensidade de tensões para estes tipos de trincas em tubulações.

#### 5.1.4 Construção do Diagrama FAD

A construção da curva pode ser feita através da equação mostrada na secção 7 da norma, para o nível 2B de avaliação. Esta curva é construída a partir dos parâmetros do material e pode ser obtida através da expressão apresentada (37).

$$K_r = \left( \frac{E\varepsilon_{ref}}{L_r\sigma_Y} + \frac{L_r^3\sigma_Y}{2E\varepsilon_{ref}} \right)^{-0,5} \quad (37)$$

Onde,

$E$  é o módulo de elasticidade;

$\sigma_Y$  é a tensão de fluxo do material;

$\varepsilon_{ref}$  é a deformação sofrida pela aço quando aplicada uma tensão  $\sigma_{ref}$  e é obtida através da curva tensão-deformação verdadeira.

$K_r$  é a razão das tenacidades, que compara o fator de intensidade de tensões ( $K_I$ ) aplicado com a tenacidade do material ( $K_{IC}$ );

$L_r$  é a razão dos carregamentos, que compara o  $\sigma$  aplicado com a tensão de escoamento do material.

A expressão para obtenção da calda do diagrama FAD é apresentada abaixo através da equação (38).

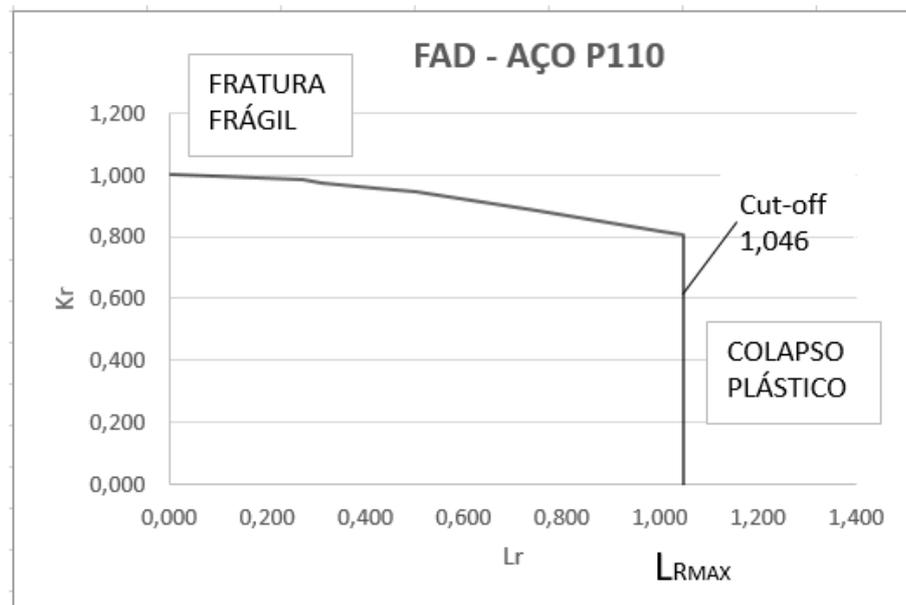
$$L_{rmax} = \left( \frac{\sigma_Y + \sigma_{LRT}}{2\sigma_Y} \right) \quad (38)$$

Onde:

$\sigma_{LRT}$  é a limite de resistência a tração.

A partir destas informações, é possível plotar a curva FAD específica do aço P110 para o nível 2B de avaliação, conforme apresentado na Figura 37.

Figura 37: curva FAD para o nível 2B para o aço P110.



Fonte: autoria própria (2016)

### 5.1.5 Cálculo de $L_r$

O parâmetro  $L_r$  representa a falha por colapso plástico e aparece na abscissa do diagrama FAD. Este parâmetro é obtido pela razão entre a tensão de referência e a tensão de escoamento, conforme expressão (39).

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} \quad (39)$$

A tensão de referência,  $\sigma_{ref}$ , é obtida através de uma avaliação de esforços relacionados com a geometria do componente. O anexo P da norma apresenta uma gama de geometrias e trincas, e vários métodos analíticos para determinação desta tensão nestas geometrias. Para a trinca estudada, a fórmula para determinação da tensão de referência é dada através da equação (40):

$$\sigma_{ref} = 1,2 M_T P_m + \frac{2P_b}{3\left(1 - \frac{2a}{w}\right)} \quad (40)$$

Onde,

$M_T$  é um fator geométrico que considera as dimensões da estrutura e do defeito;

$P_m$  é a tensão de membrana primária;

$P_b$  é a tensão de flexão transversal primária no defeito.

O fator geométrico é calculado através da expressão (41).

$$M_T = \left\{ 1 + 1,6 \left( \frac{a^2}{r_i B} \right) \right\}^{0,5} \quad (41)$$

A tensão de membrana primária ocorre através de toda secção transversal do vaso de pressão. Ela é representada principalmente pelas tensões circunferenciais e longitudinais, podendo ser calculada através da equação (42).

$$P_m = \frac{\sigma_H + \sigma_L}{2} \quad (42)$$

Onde,

$\sigma_H$  é a tensão circunferencial;

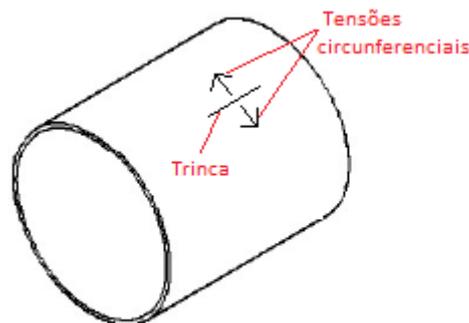
$\sigma_L$  é a tensão longitudinal.

A tensão de flexão primária ocorre devido as cargas contínuas atuantes nas paredes da tubulação. Essa tensão é uma função da espessura e pode ser calculada através da expressão (43).

$$P_b = \frac{\sigma_H - \sigma_L}{2} \quad (43)$$

Como *risers* trabalham sob pressão, as tensões circunferenciais e longitudinais devido à pressão interna atuam de maneira constante sobre a trinca. Segundo a teoria de membranas, como a tensão circunferencial é aproximadamente duas vezes maior que a tensão longitudinal ao longo do vaso de pressão cilíndrico (DONATELLO, 2007), trincas longitudinais passantes são mais afetadas pela tração ocasionada pela tensão circunferencial, levando estes tipos de trincas ao nível de avaliação no modo de abertura I. A Figura 38 exemplifica a condição mencionada.

Figura 38: Tubulação com trinca longitudinal passante submetida às tensões circunferenciais.



Fonte: autoria própria (2016).

A tensão circunferencial,  $\sigma_H$ , e a tensão longitudinal,  $\sigma_L$ , ocasionadas pelo efeito da pressão interna, podem ser obtidas através das seguintes expressões:

$$\sigma_H = \frac{Pr_i}{B} \quad (44)$$

P: é a pressão interna atuante no *riser*;

$r_i$ : é o raio interno do *riser*;

B: é a espessura da parede do tubo;

$$\sigma_L = \frac{Pr_i}{2B} \quad (45)$$

Com isso, foi calculado a tensão de referência para cada tamanho de trinca, conforme apresentado na Tabela 3.

Tabela 3: relações das tensões de referências para cada tamanho de trinca.

<b>TRINCAS (2a) [mm]</b>	<b><math>\sigma_{ref}</math> (MPa)</b>
<b>15</b>	<b>241,76</b>
<b>30</b>	<b>250,21</b>
<b>60</b>	<b>281,12</b>
<b>90</b>	<b>325,36</b>
<b>120</b>	<b>377,76</b>
<b>140</b>	<b>402,67</b>
<b>150</b>	<b>442,56</b>
<b>160,6</b>	<b>464,32</b>

Fonte: autoria própria (2016)

Após o cálculo da tensão de referência para cada configuração de trinca, foi possível calcular o valor de  $L_r$  para os 8 tipos de trinca. A Tabela 4 apresenta os valores de  $L_r$  para cada tamanho de defeito.

Tabela 4: relações dos valores de  $L_r$  para cada tamanho de trinca.

<b>TRINCAS (2a) [mm]</b>	<b><math>L_r</math></b>
<b>15</b>	<b>0,27</b>
<b>30</b>	<b>0,28</b>
<b>60</b>	<b>0,31</b>
<b>90</b>	<b>0,36</b>
<b>120</b>	<b>0,42</b>
<b>140</b>	<b>0,46</b>
<b>150</b>	<b>0,49</b>
<b>160,6</b>	<b>0,52</b>

Fonte: autoria própria (2016)

### 5.1.6 Cálculo de $K_r$

O parâmetro  $K_r$  avalia a resistência a fratura do material e é apresentado na ordenada do diagrama FAD. Ele é obtido através da relação entre o fator de intensidade de tensões,  $K_I$ , aplicado e a tenacidade a fratura do material,  $K_{MAT}$ , conforme equação (46).

$$K_r = \frac{K_I}{K_{MAT}} \quad (46)$$

O cálculo do fator de intensidade de tensões é apresentado no anexo M da norma. A expressão para obtenção deste fator é apresentada na equação (47).

$$K_I = (\sigma Y_I) \sqrt{\pi a} \quad (47)$$

Onde,

$\sigma$  é a tensão atuante sobre a estrutura;

$Y_I$  é o fator geométrico que avalia as dimensões do *riser* e da trinca;

$(\sigma Y_I)$  é uma expressão que leva em consideração os carregamentos e a geometria do *riser* e do defeito.

Em tubulações, o cálculo de  $K_I$ , deve-se considerar as tensões de membrana e flexão atuantes, primárias e secundárias, na estrutura. Com isso,  $K_I$  deve ser calculado através da soma do fator de intensidade de tensões devido a tensão de membrana e devido a tensão de flexão, conforme apresentado abaixo na expressão (48).

$$K_I = K_{Im} + K_{Ib} \quad (48)$$

$$(\sigma Y_I) = (\sigma Y)_p + (\sigma Y)_s \quad (49)$$

$$(\sigma Y)_p = M f_w [k_{tm} M_{km} M_m P_m + k_{tb} M_{kb} M_b \{P_b + (k_m - 1) P_m\}] \quad (50)$$

$$(\sigma Y)_s = M_m Q_m + M_b Q_b \quad (51)$$

Sendo assim, é possível calcular os valores de  $K_r$  para cada configuração de trinca.

A tabela 5 apresenta os valores de  $K_r$  para cada tamanho de trinca.

Tabela 5: valores de  $K_r$  para cada tamanho de trinca.

<b>TRINCAS (2a) [mm]</b>	<b><math>K_r</math></b>
<b>15</b>	<b>0,32</b>
<b>30</b>	<b>0,47</b>
<b>60</b>	<b>0,63</b>
<b>90</b>	<b>0,75</b>
<b>120</b>	<b>0,86</b>

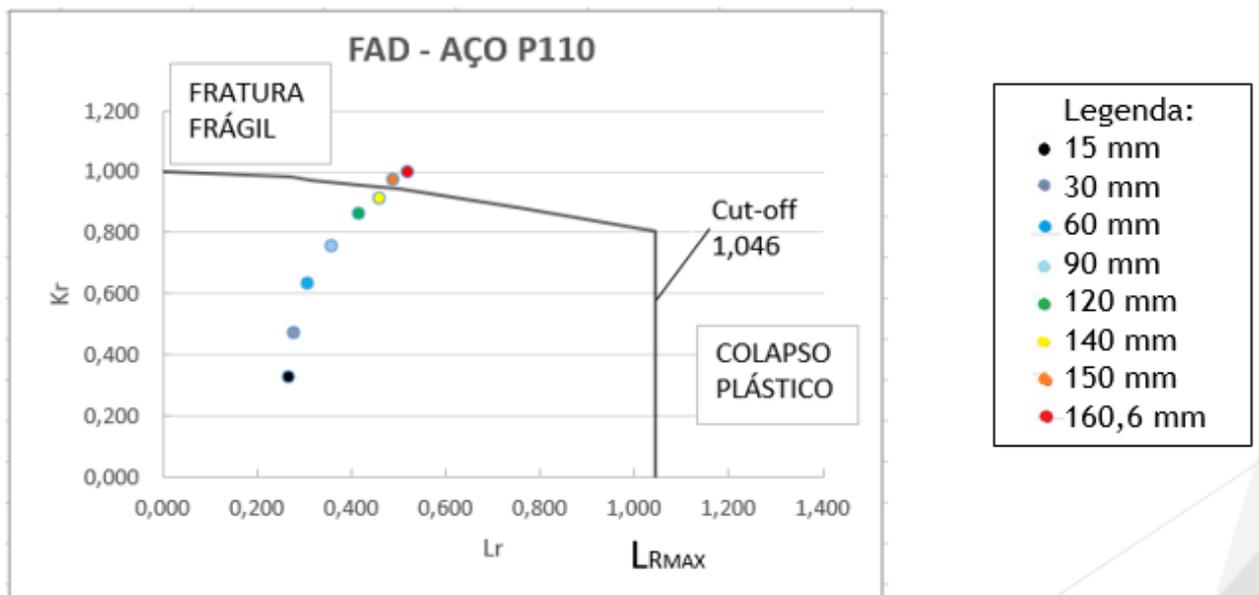
<b>140</b>	<b>0,91</b>
<b>150</b>	<b>0,97</b>
<b>160,6</b>	<b>1</b>

Fonte: autoria própria (2016)

### 5.1.7 Plotar Pontos no Gráfico e Avaliar

Com os valores encontrados de  $L_r$  e  $K_r$  para todos os tamanhos de trincas é possível plotar estes pontos no diagrama FAD específico para o aço P110 e avaliar a aceitabilidade da trinca de acordo com o nível 2B da norma BS7910. A Figura 39 apresenta os pontos plotados no gráfico.

Figura 39: pontos plotados no gráfico para verificação da aceitabilidade das trincas



Fonte: autoria própria (2016)

Observou-se na aplicação da norma que os *risers* de injeção submetidos a trincas com valores até 140 mm foram considerados aptos a continuarem operando, pois, os pontos plotados para cada uma destas trincas até estes valores ficaram abaixo da curva FAD específica para o aço P110. Entretanto, verificou-se que para as trincas com valores de 150 mm e 160,6 mm apresentaram os pontos fora da curva, tornando a estrutura com este defeito inapta a operação. Este resultado era esperado para a trinca de 160,6 mm, por ser o valor do tamanho crítico calculado analiticamente, porém para a trinca de 150 mm demonstrou o conservadorismo do método neste tipo

de avaliação. A Tabela 6 apresenta os tamanhos de trincas aceitos e não aceitos para o problema estudado de acordo com a norma BS7910.

Tabela 6: aceitabilidade das trincas de acordo com a norma BS7910

<b>TAMANHO DA TRINCA (2a) [mm]</b>	<b>ACEITABILIDADE</b>
<b>15</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>30</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>60</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>90</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>120</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>140</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>150</b>	<b>INACEITÁVEL</b>
<b>160,6</b>	<b>INACEITÁVEL</b>

Fonte: autoria própria (2016)

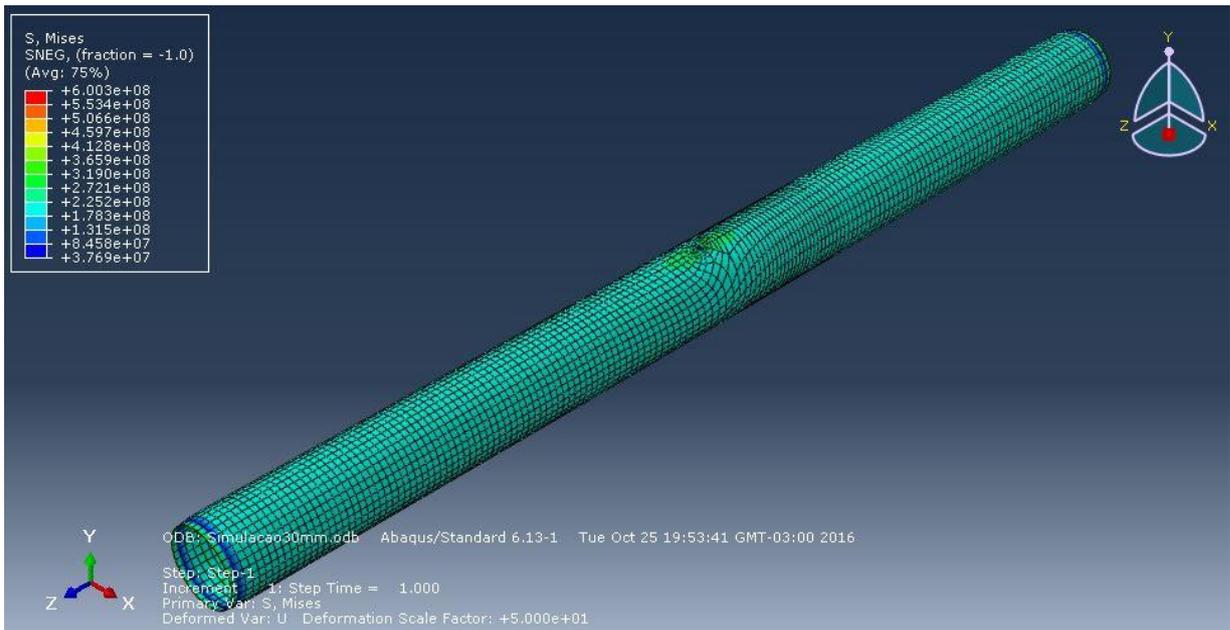
## 5.2 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS

Assim como na aplicação da norma, foram avaliadas tubulações com trincas longitudinais passantes de diferentes tamanhos. A avaliação consistiu em analisar os fatores de intensidade de tensão associados a cada tamanho de trinca com a tenacidade a fratura do material, verificando assim, por meio das simulações, quais trincas são aceitáveis e quais não são aceitáveis.

As dimensões do *riser* e os dados do material, aço P110, são os mesmos mencionados anteriormente. As condições de carregamento consideradas para realização das simulações foram as mesmas utilizadas na aplicação da norma, ou seja, apenas a pressão interna de 20 MPa. Sendo assim, com exceção da pressão interna, foram desprezadas todas as solicitações que poderiam influenciar nos cálculos.

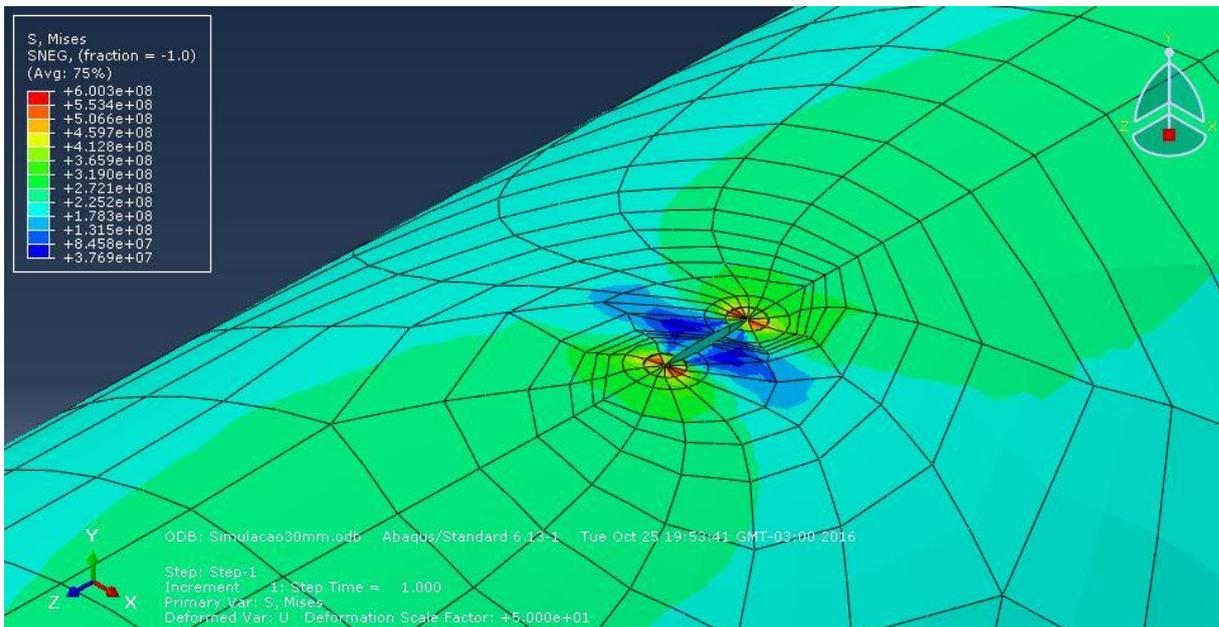
Inicialmente, realizou-se a análise para a trinca de 15 mm, conforme pode ser observado nas Figuras 40 e 41. A escala da deformação na trinca foi de 1:50. A malha de elementos finitos gerada possui 5710 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 40: simulação do riser contendo trinca de 15 mm



Fonte: autoria própria (2016)

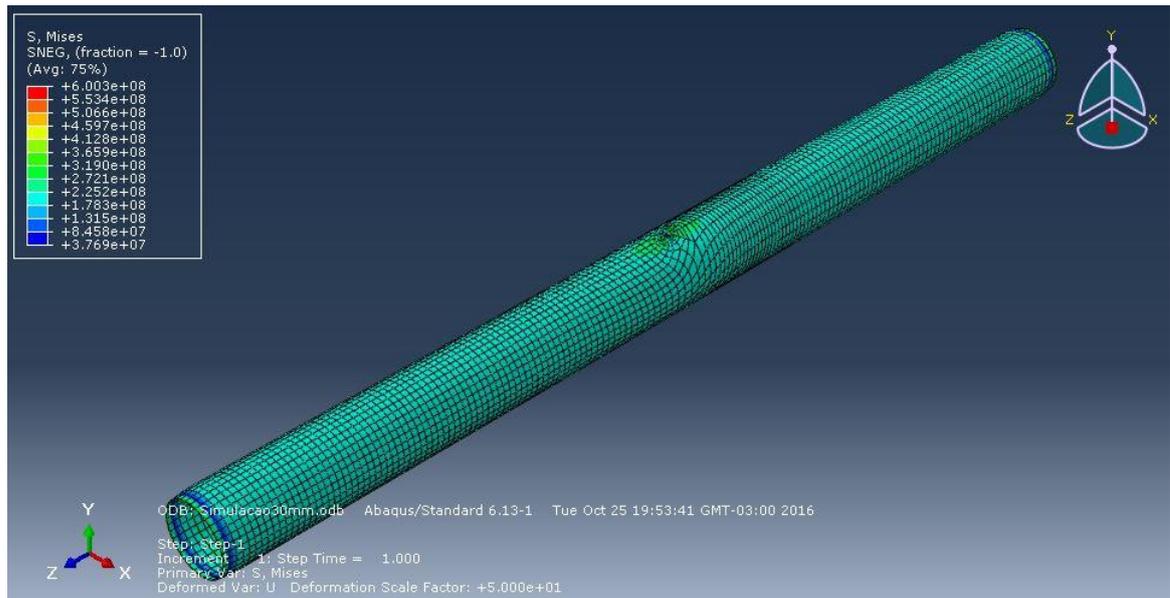
Figura 41: roseta gerada na ponta da trinca de 15 mm



Fonte: autoria própria (2016)

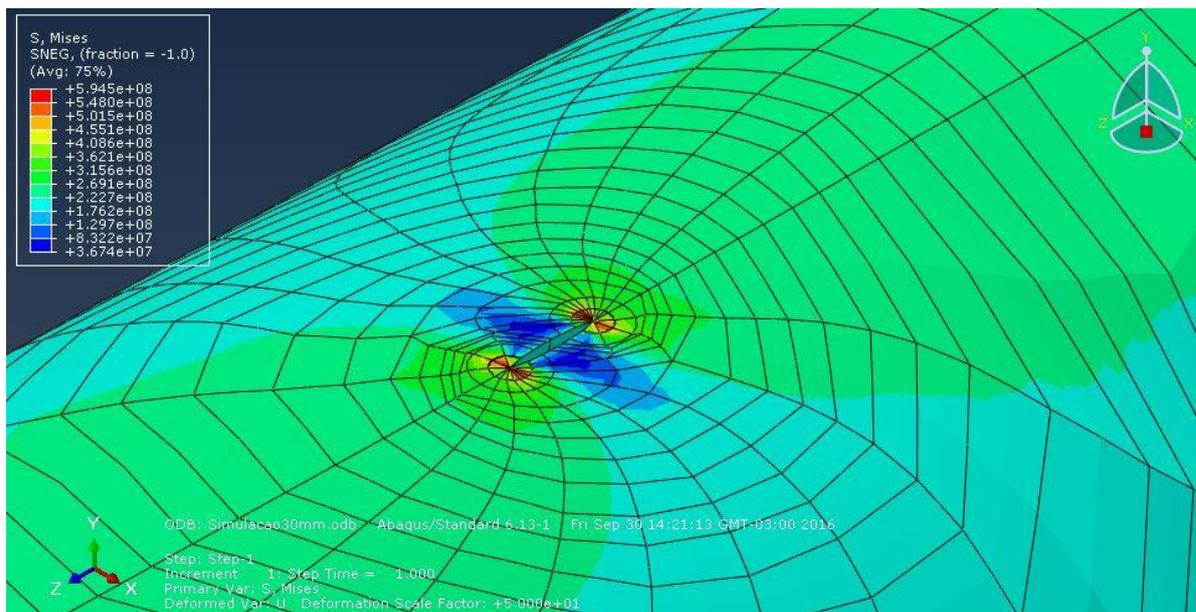
Depois foi feita a simulação para a trinca de 30 mm, conforme apresentam as Figuras 42 e 43. A escala da deformação na trinca foi de 1:50. A malha de elementos finitos gerada possui 5780 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 42: simulação do riser contendo trinca de 30 mm



Fonte: autoria própria (2016)

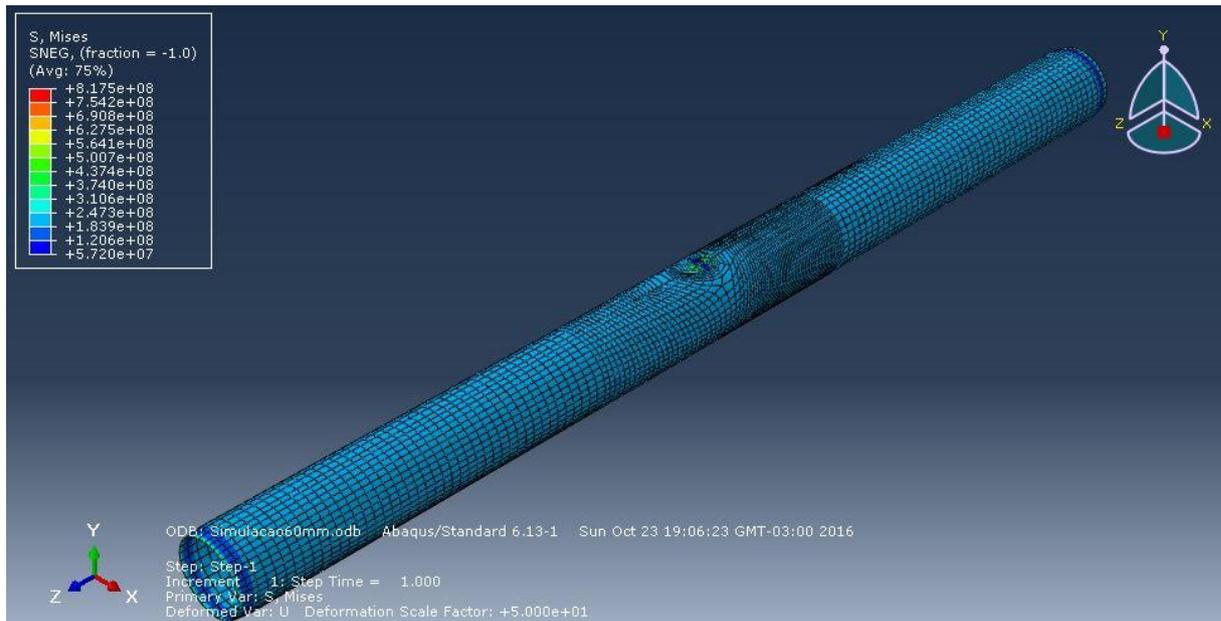
Figura 43: roseta gerada na ponta da trinca de 30 mm



Fonte: autoria própria (2016)

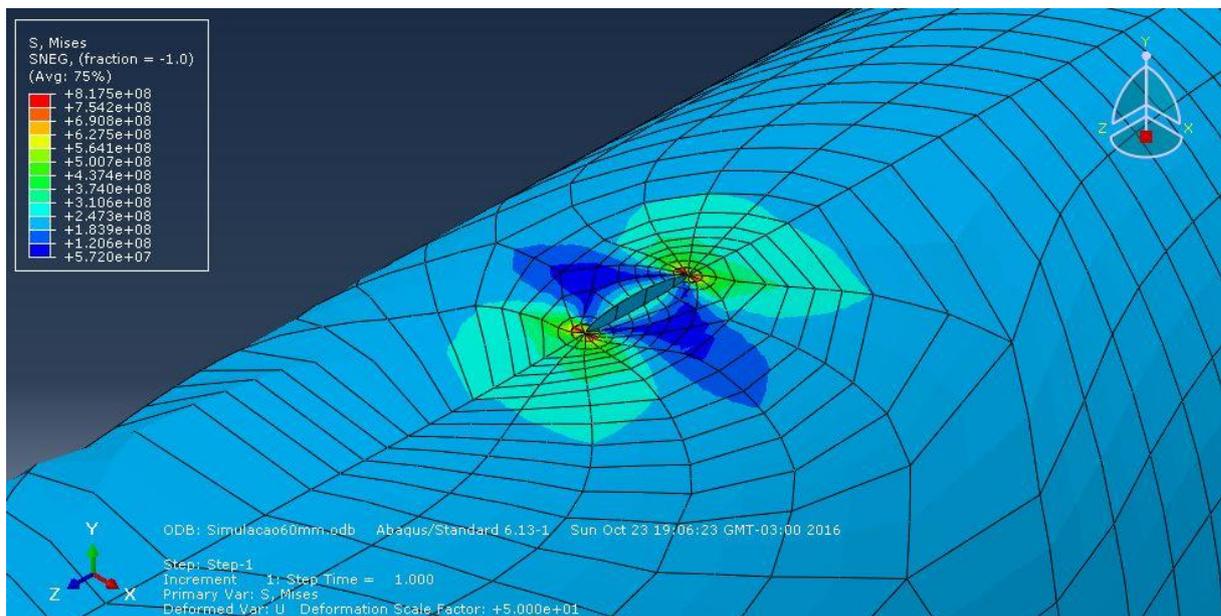
Na sequência foi feita a simulação para a trinca de 60 mm, conforme apresentam as Figuras 44 e 45. A escala da deformação na trinca foi de 1:50. A malha de elementos finitos gerada possui 7322 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 44: simulação do riser contendo trinca de 60 mm



Fonte: autoria própria (2016)

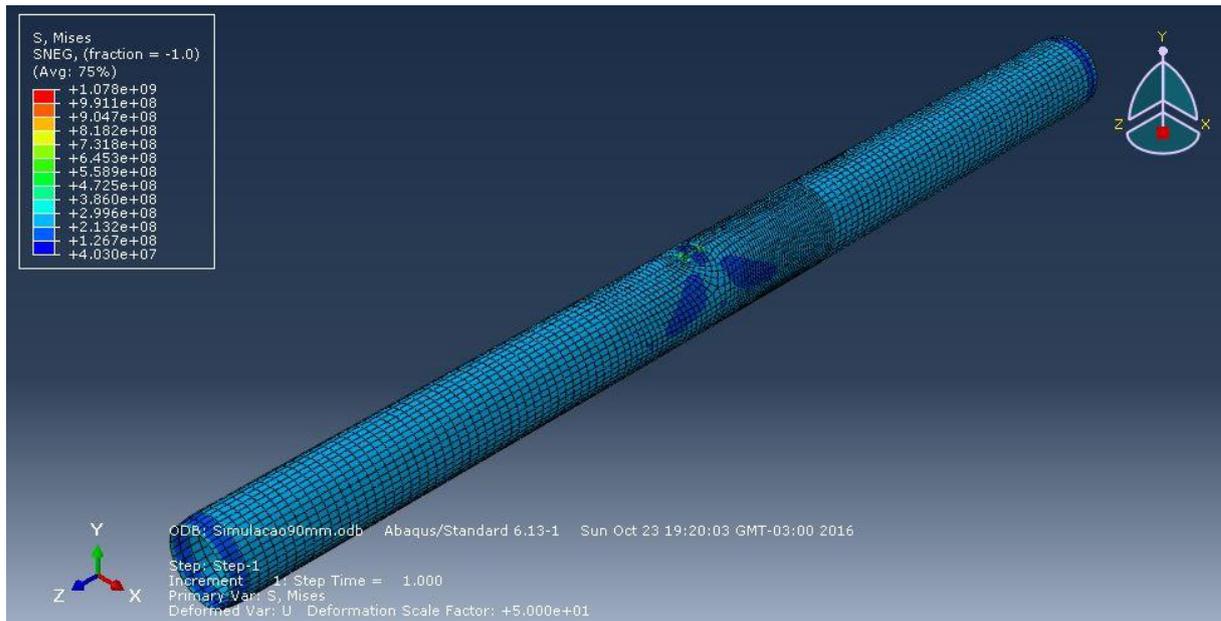
Figura 45: roseta gerada na ponta da trinca de 60 mm



Fonte: autoria própria (2016)

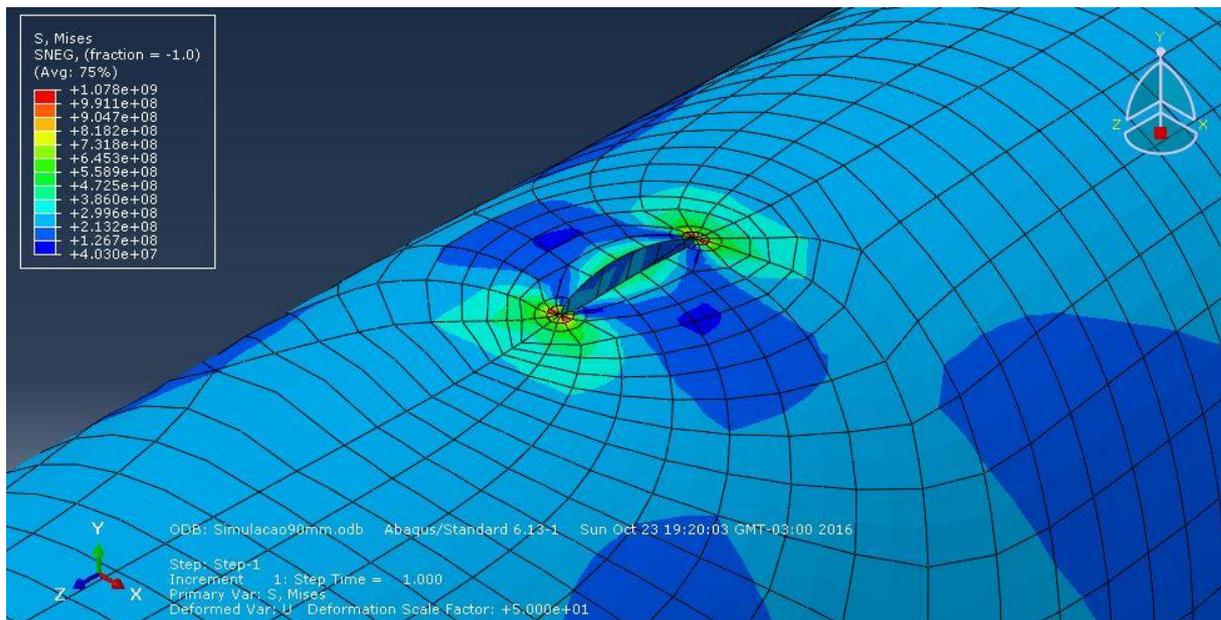
Em seguida foi realizada a simulação para a trinca de 90 mm, conforme apresentam as Figuras 46 e 47. A escala da deformação na trinca foi de 1:50. A malha de elementos finitos gerada possui 7087 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 46: simulação do riser contendo trinca de 90 mm



Fonte: autoria própria (2016)

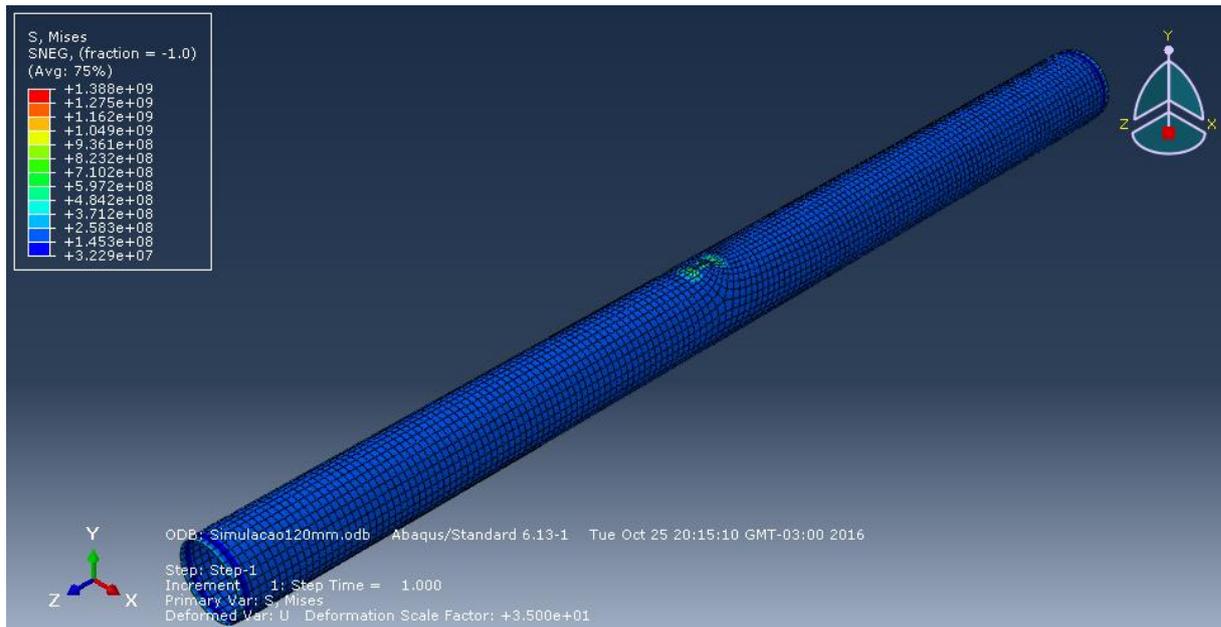
Figura 47: roseta gerada na ponta da trinca de 90 mm



Fonte: autoria própria (2016)

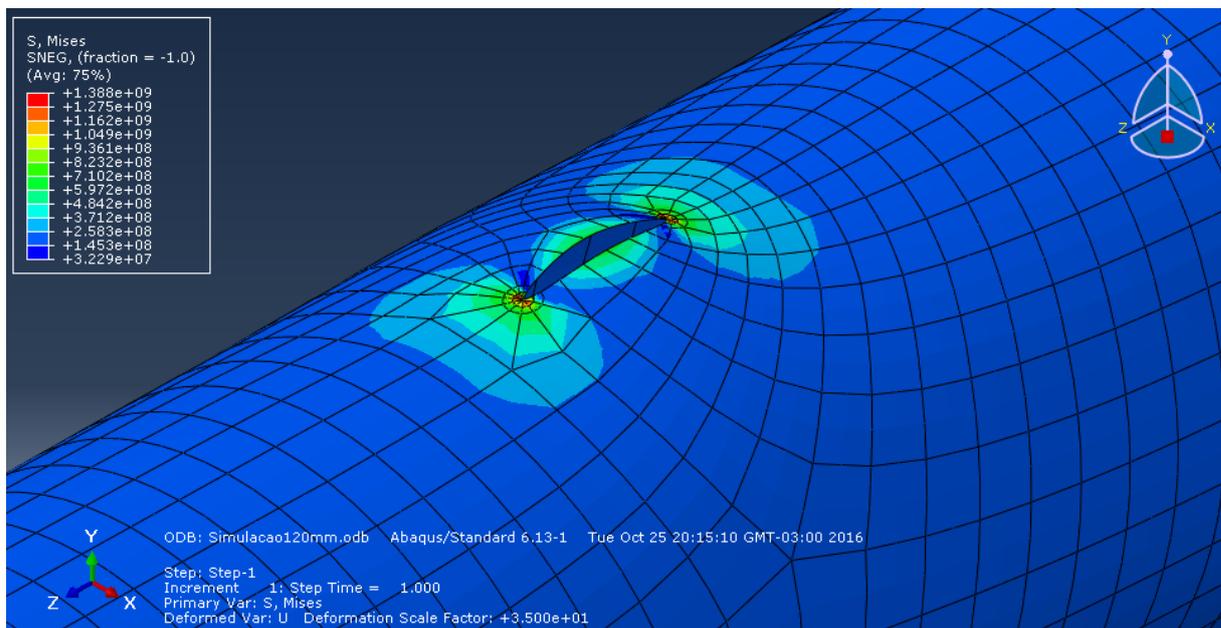
Após foi realizada a simulação para a trinca de 120 mm, conforme apresentam as Figuras 48 e 49. A escala da deformação na trinca foi de 1:35. A malha de elementos finitos gerada possui 5933 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 48: simulação do riser contendo trinca de 120 mm



Fonte: autoria própria (2016)

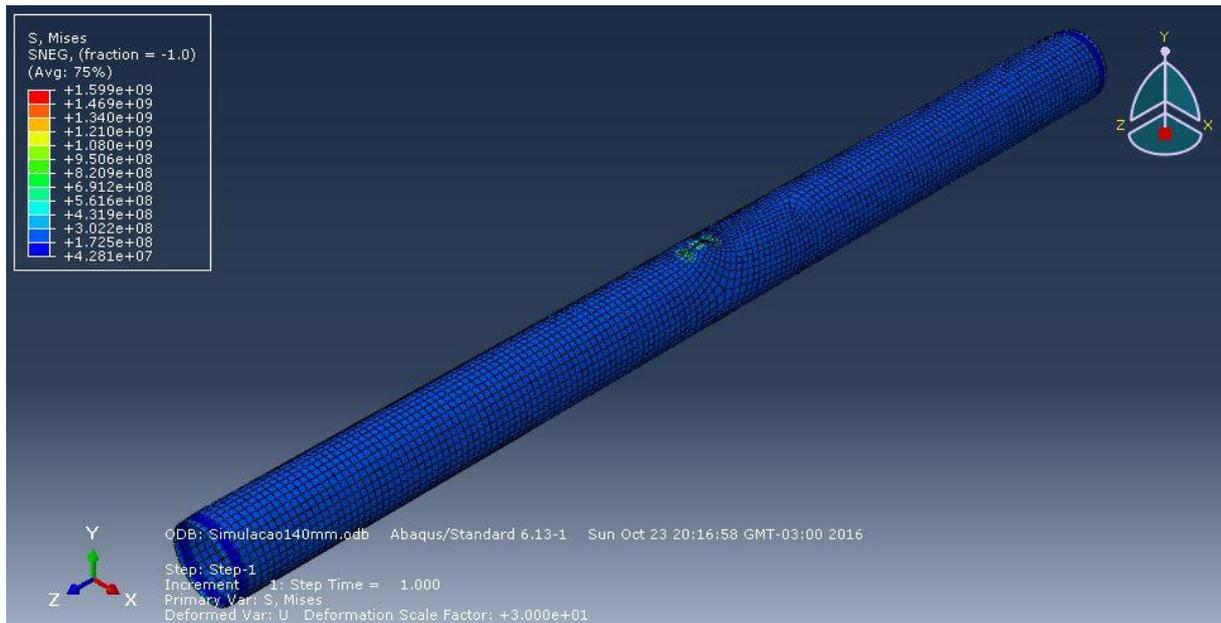
Figura 49: roseta gerada na ponta da trinca de 120 mm



Fonte: autoria própria (2016)

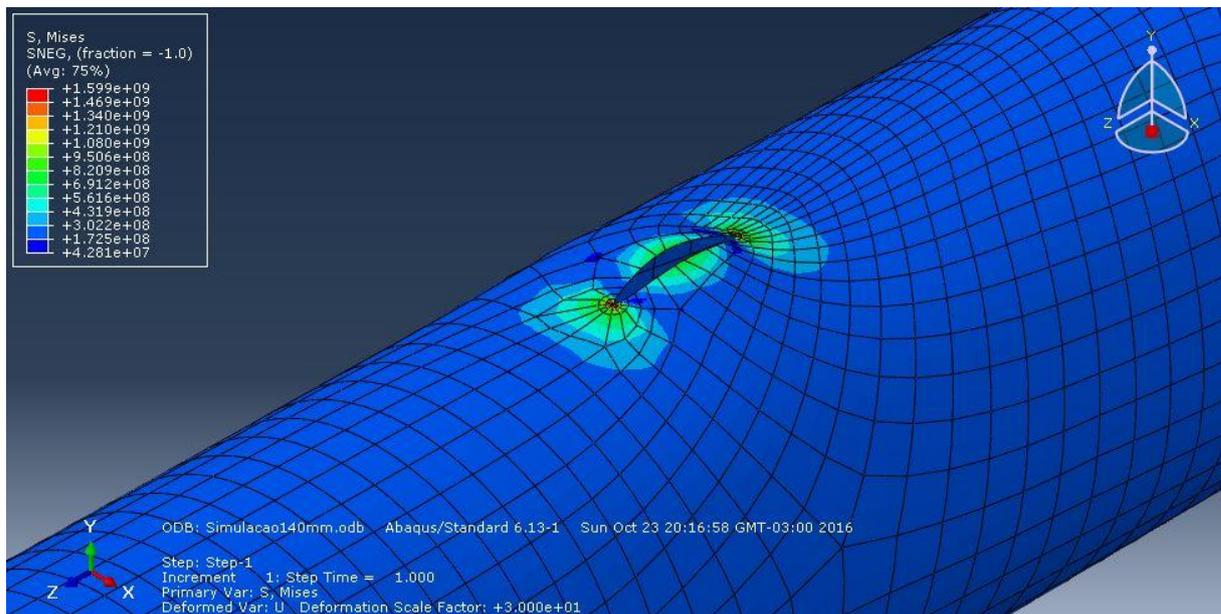
Na sequência foi realizada a simulação para a trinca de 140 mm, conforme apresentam as Figuras 50 e 51. A escala da deformação na trinca foi de 1:35. A malha de elementos finitos gerada possui 6666 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 50: simulação do riser contendo trinca de 140 mm



Fonte: autoria própria (2016)

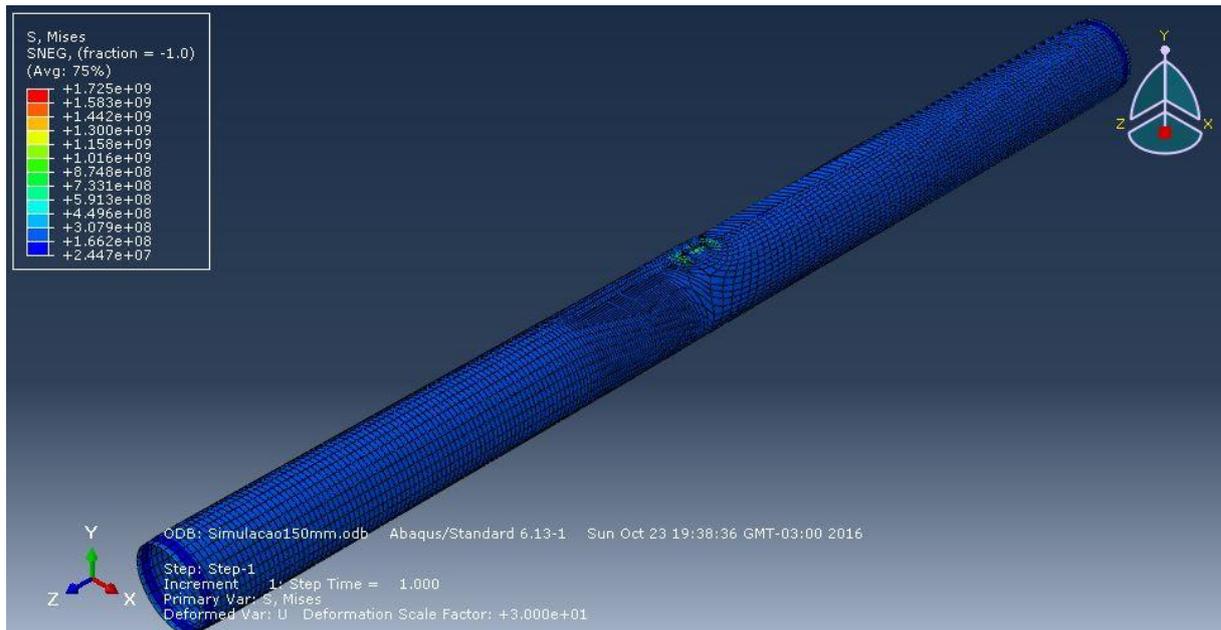
Figura 51: roseta gerada na ponta da trinca de 140 mm



Fonte: autoria própria (2016)

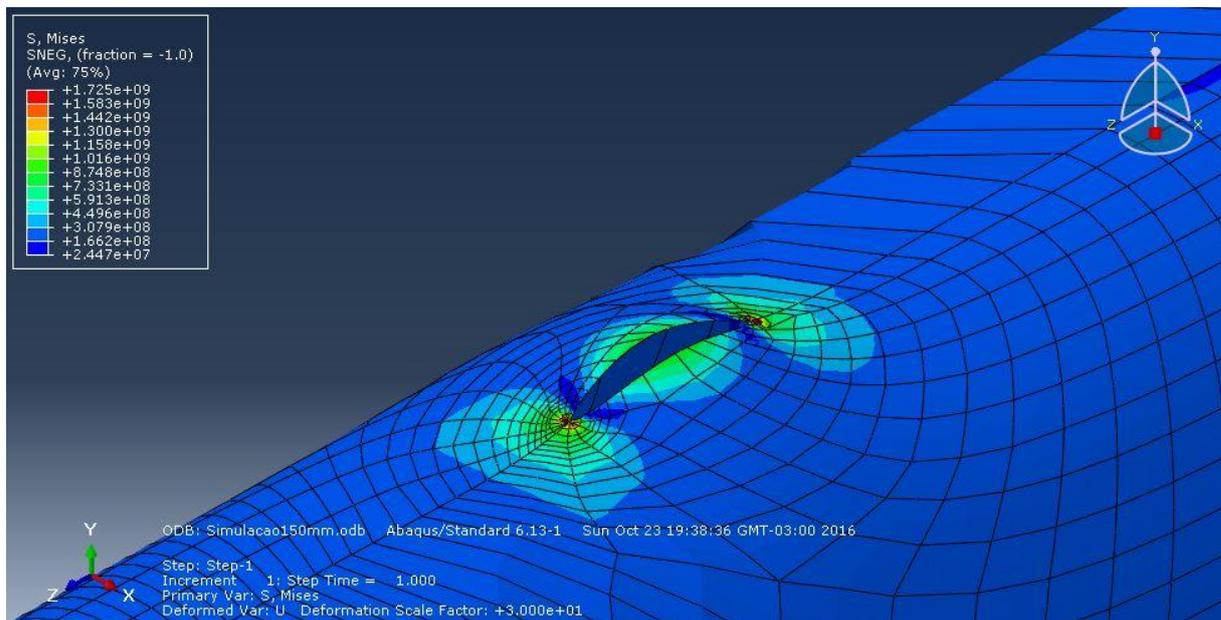
Depois foi realizada a simulação para a trinca de 150 mm, conforme apresentam as Figuras 52 e 53. A escala da deformação na trinca foi de 1:35. A malha de elementos finitos gerada possui 7482 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 52: simulação do riser contendo trinca de 150 mm



Fonte: autoria própria (2016)

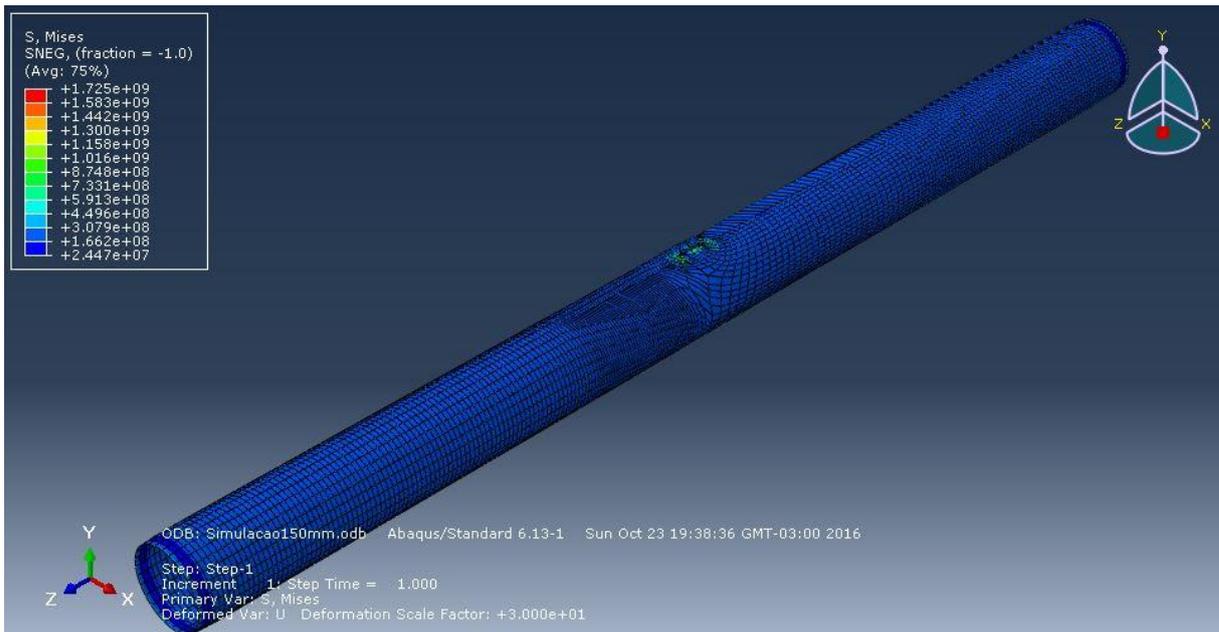
Figura 53: roseta gerada na ponta da trinca de 150 mm



Fonte: autoria própria (2016)

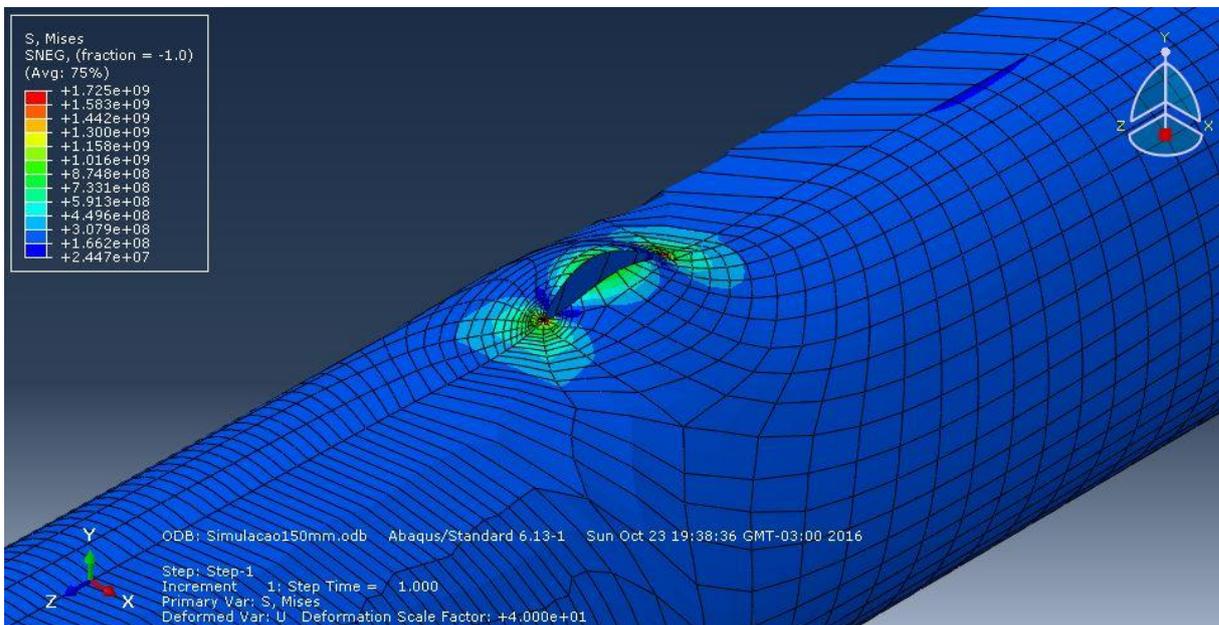
Por fim, foi realizada a simulação para a trinca de 160,6 mm, conforme apresentam as Figuras 54 e 55. Esta trinca possui o tamanho crítico, no qual ao atingir este valor a estrutura falhará. A escala da deformação na trinca foi de 1:35. A malha de elementos finitos gerada possui 7674 elementos retangulares de 8 nós. Na região próxima a ponta da trinca a malha foi refinada e foi feita uma roseta com 8 elementos triangulares *quarter-point*.

Figura 54: simulação do riser contendo trinca de 160,6 mm



Fonte: autoria própria (2016)

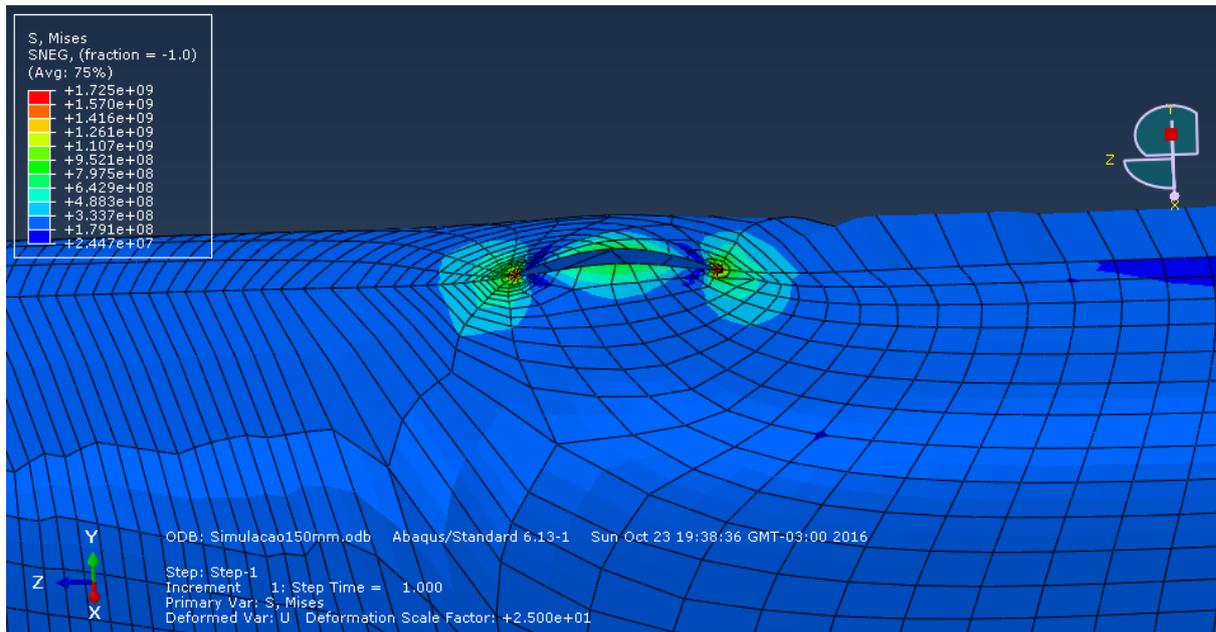
Figura 55: roseta gerada na ponta da trinca de 160,6 mm



Fonte: autoria própria (2016)

As Figuras 56, 57 e 58 respectivamente apresentam um comparativo entre o riser simulado com a trinca na dimensão crítica, e uma tubulação e um vaso de pressão onde a trinca cresceu de maneira instável por propagação dúctil. Ambas as imagens são muito semelhantes, o que mostra a boa aproximação obtida na simulação.

Figura 56: trinca com dimensão crítica



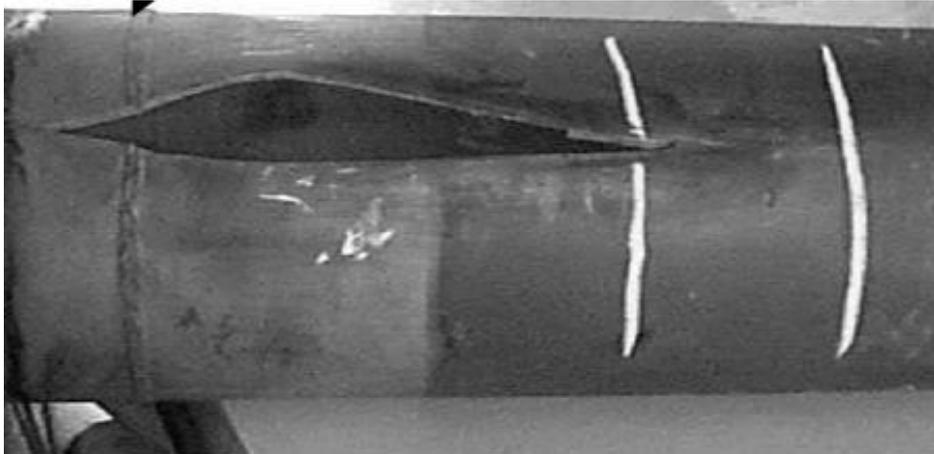
Fonte: autoria própria (2016)

Figura 57: vaso de pressão com uma trinca que cresceu instavelmente



Fonte: adaptado de Huppes (2009)

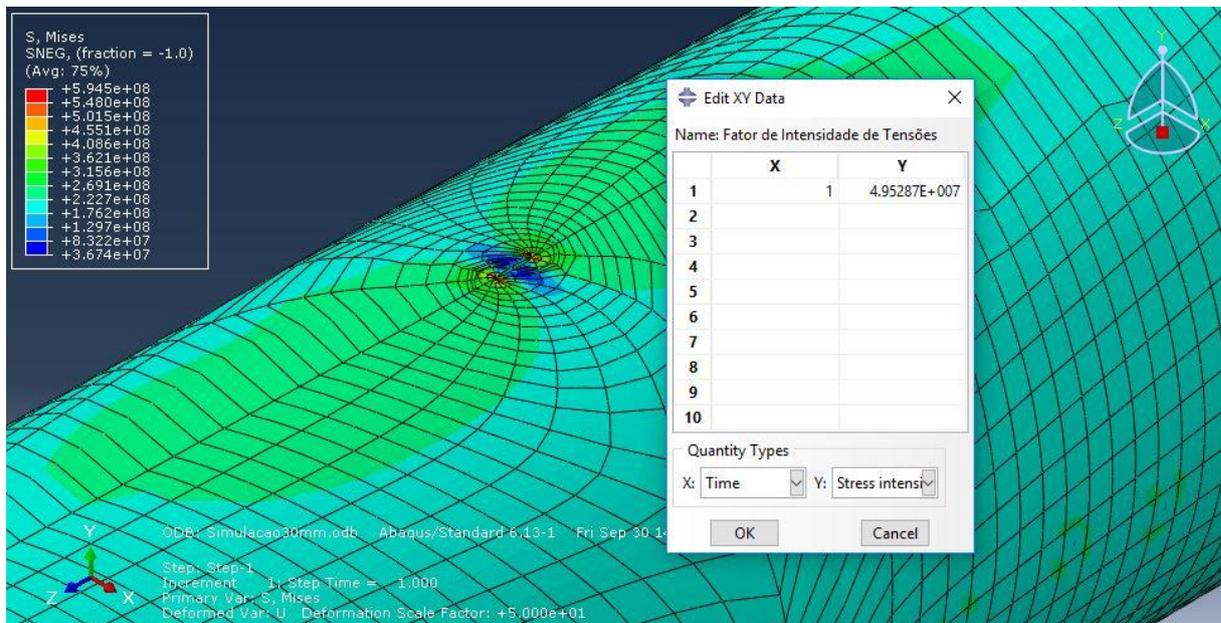
Figura 58: tubulação com uma trinca que cresceu instavelmente



Fonte: adaptado de Strohaecker (2011)

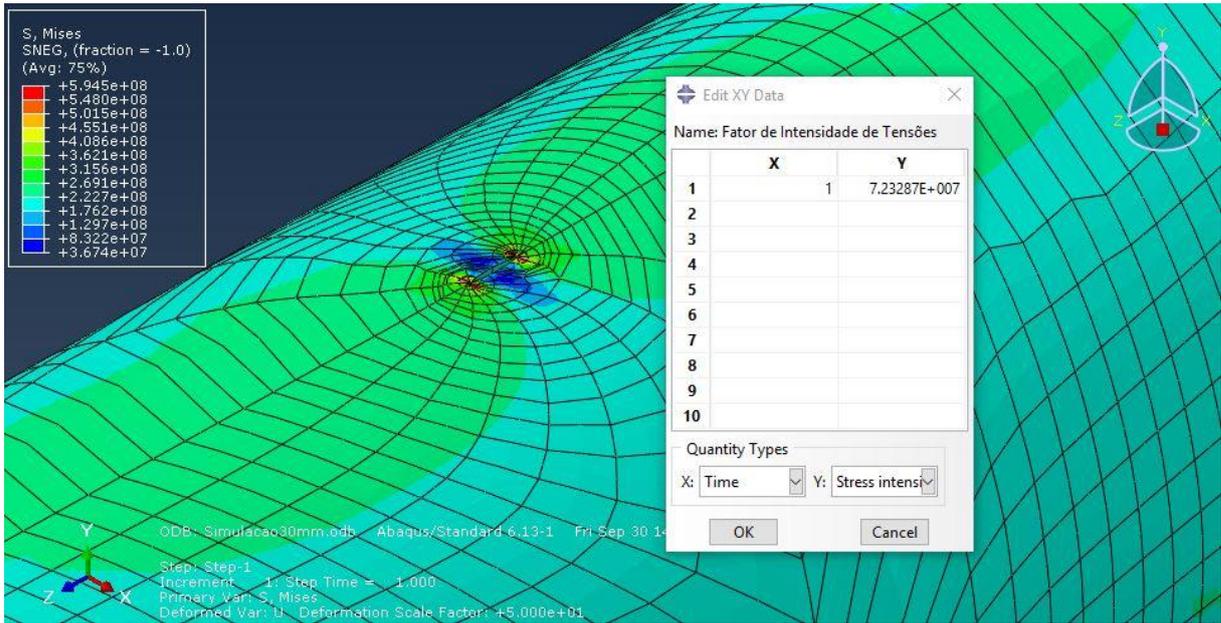
Nas simulações computacionais, a avaliação foi realizada comparando os valores dos fatores de intensidade de tensões ( $K_I$ ) associados a cada tamanho de trinca obtidos após as simulações com a tenacidade a fratura do material ( $K_{IC}$ ) apresentada na Tabela 2. Os valores dos fatores de intensidade de tensões encontrados para as trincas de 15, 30, 60, 90, 120, 140, 150 e 160,6 mm são apresentados respectivamente nas Figuras 59, 60, 61, 62, 63, 64, 65 e 66 a seguir.

Figura 59: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 15 mm



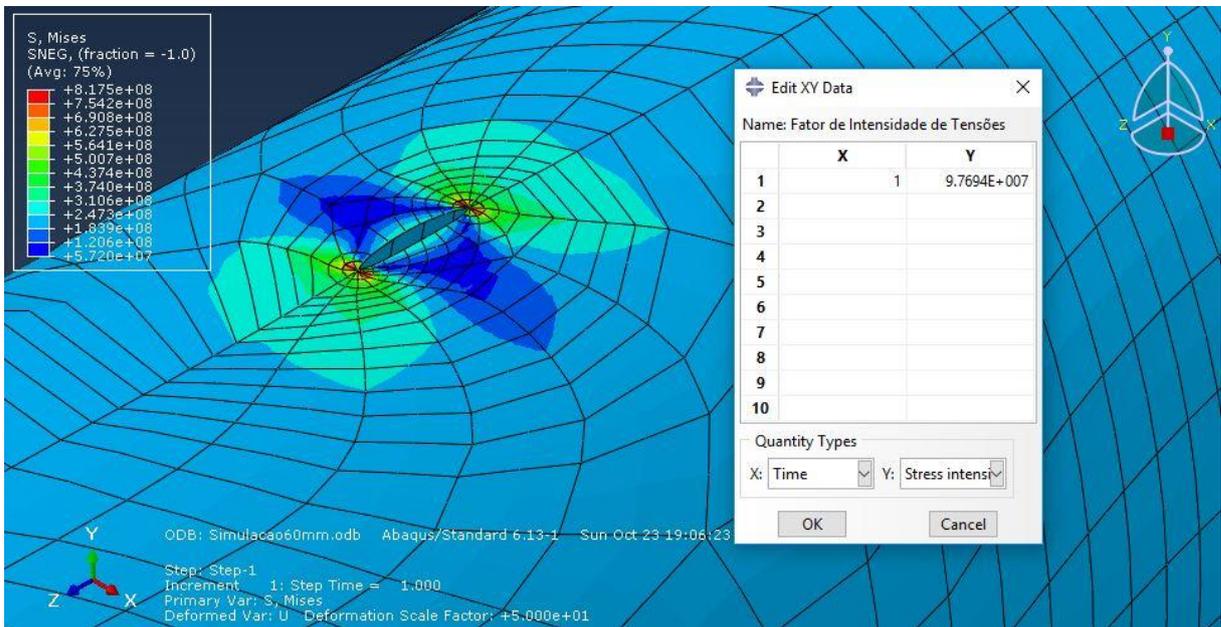
Fonte: autoria própria (2016)

Figura 60: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 30 mm



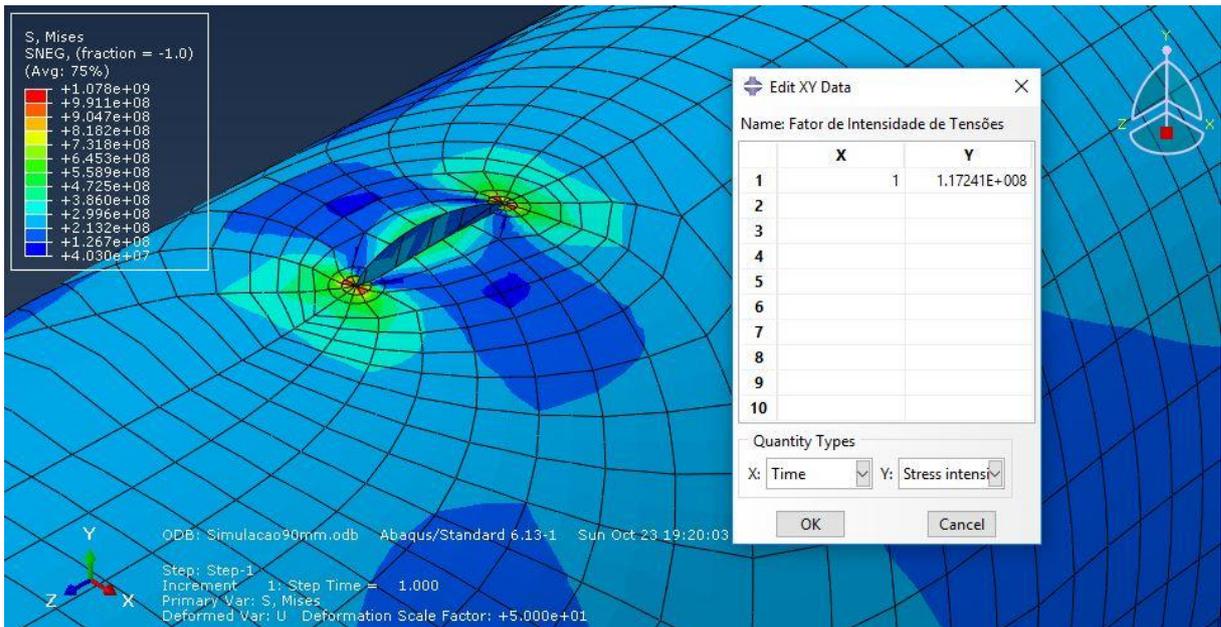
Fonte: autoria própria (2016)

Figura 61: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 60 mm



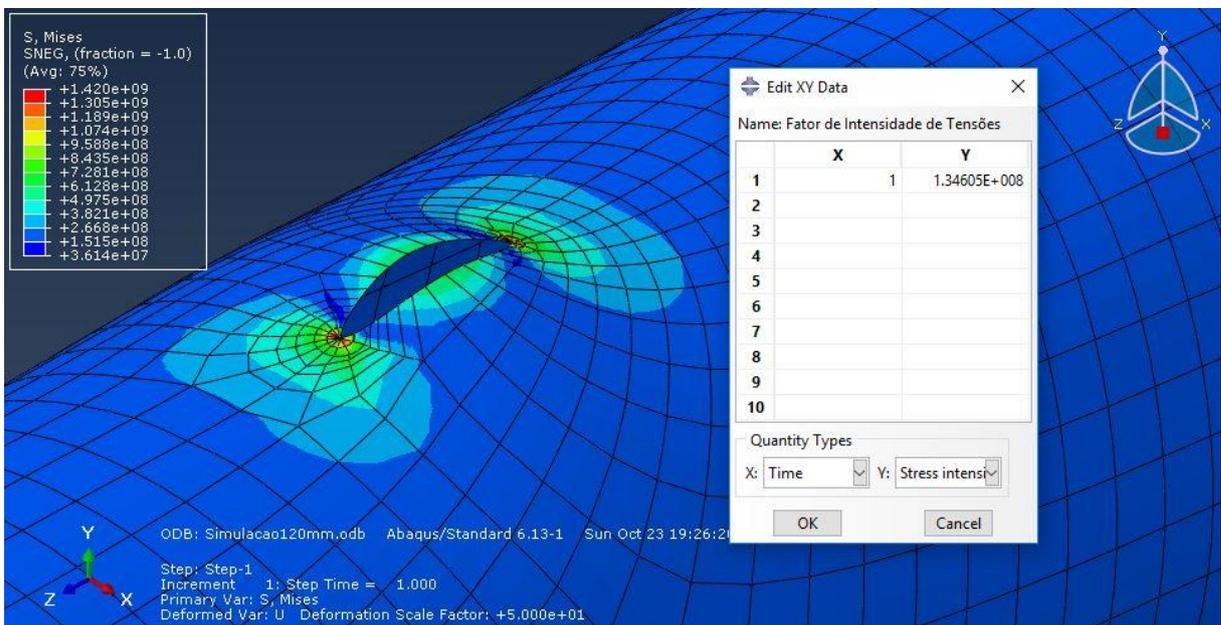
Fonte: autoria própria (2016)

Figura 62: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 90 mm



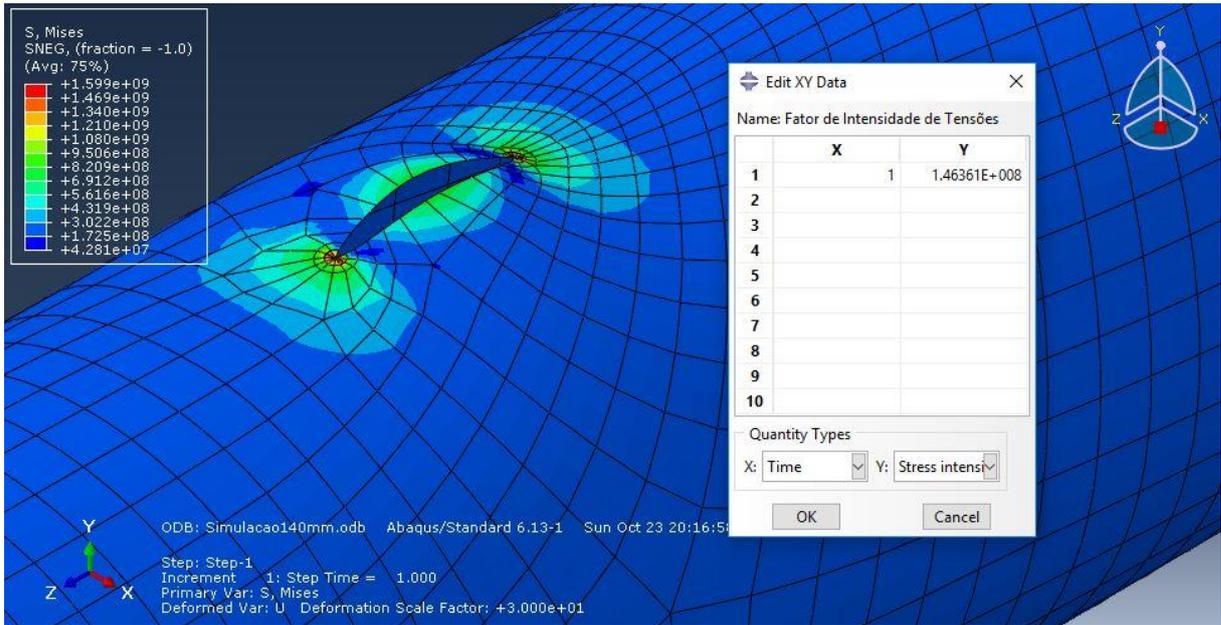
Fonte: autoria própria (2016)

Figura 63: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 120 mm



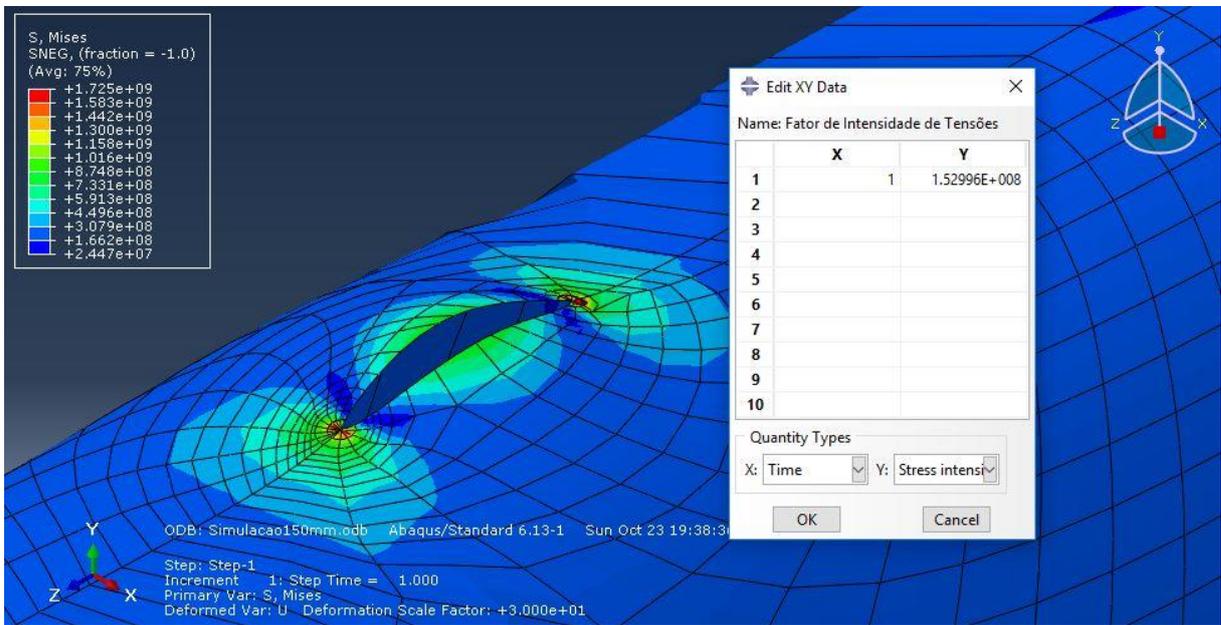
Fonte: autoria própria (2016)

Figura 64: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 140 mm



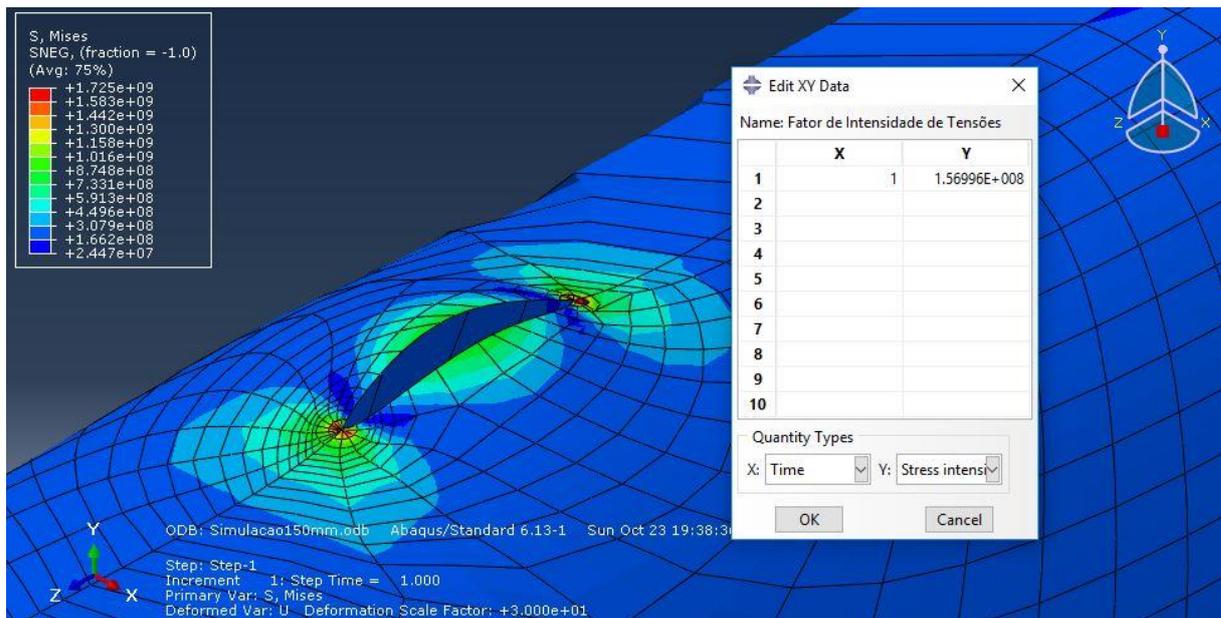
Fonte: autoria própria (2016)

Figura 65: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 150 mm



Fonte: autoria própria (2016)

Figura 66: fator de intensidade de tensões obtido para trinca de 160,6 mm



Fonte: autoria própria (2016)

Conforme pode ser verificado nas imagens acima, os *risers* com trincas abaixo de 160,6 mm apresentaram valores para o fator de intensidade de tensões abaixo do valor da tenacidade a fratura do material, o que garante o funcionamento do equipamento sem o risco de ocorrer falha na estrutura. Como esperado, para a trinca de 160,6 mm o valor encontrado para o fator de intensidade de tensões foi muito próximo da tenacidade a fratura do material,  $K_{Ic} = 157$ , considerando assim a estrutura não apta para operar com trincas longitudinais passantes de tamanhos próximos ou iguais ao considerado. A Tabela 7 apresenta resumo dos valores dos fatores de intensidade de tensões encontrados para cada trinca.

Tabela 7: fatores de intensidade de tensões encontrados

TAMANHO DA TRINCA (2a) [mm]	KI (SIMULADO) (MPa. $\sqrt{m}$ )
15	49,53
30	72,33
60	97,69
90	117,24
120	134,60
140	146,36
150	152,99

<b>160,6</b>	<b>156,99</b>
--------------	---------------

Fonte: autoria própria (2016)

Afim de validar os resultados encontrados nas simulações, foram calculados analiticamente, através da equação (47), os fatores de intensidade de tensões para cada tamanho de trinca. A Tabela 8 apresenta o comparativo entre o fator de intensidade calculado e o simulado.

Tabela 8: fatores de intensidade de tensões simulados e calculados

<b>DIMENSÃO DA TRINCA (2a)</b> <b>[mm]</b>	<b>K<sub>I</sub> (ANALÍTICO)</b> <b>[MPa.√m]</b>	<b>K<sub>I</sub> (SIMULADO)</b> <b>[MPa.√m]</b>
<b>15</b>	<b>48,61</b>	<b>49,53</b>
<b>30</b>	<b>71,74</b>	<b>72,33</b>
<b>60</b>	<b>97,22</b>	<b>97,69</b>
<b>90</b>	<b>119,07</b>	<b>117,24</b>
<b>120</b>	<b>137,49</b>	<b>134,60</b>
<b>140</b>	<b>148,50</b>	<b>146,36</b>
<b>150</b>	<b>153,7</b>	<b>152,99</b>
<b>160,6</b>	<b>157</b>	<b>156,99</b>

Fonte: autoria própria (2016)

A Tabela 9 apresenta os tamanhos de trincas aceitos e não aceitos para o problema estudado de acordo com as simulações realizadas.

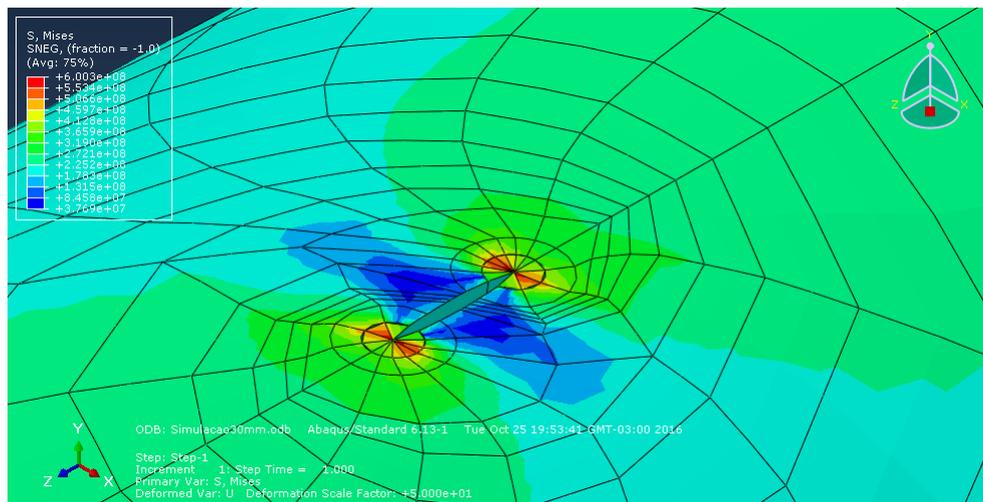
Tabela 9: aceitabilidade das trincas de acordo com as simulações realizadas

<b>TAMANHO DA TRINCA (2a) [mm]</b>	<b>ACEITABILIDADE</b>
<b>15</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>30</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>60</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>90</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>120</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>140</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>150</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>160,6</b>	<b>INACEITÁVEL</b>

Fonte: autoria própria (2016)

Nas simulações computacionais foram testados os 3 tipos de rosetas com elementos *quarter-point*, porém devido ao fraco recurso computacional e a pequena variação do  $K_I$ , optou-se por utilizar a roseta padrão, que possui menos elementos, conforme Figura 67.

Figura 67: roseta com elementos a 30° na trinca de 15 mm



Fonte: autoria própria (2016)

Verificou-se também que as tensões na ponta da trinca para as trincas até 60 mm não atingiram o valor da tensão de escoamento do material. Porém para os *risers* contendo as trincas de 90 até 160,6 mm a tensão de escoamento foi superada, ocorrendo plastificação na ponta da trinca.

Tabela 10: tensões máximas na ponta da trinca

TAMANHO DA TRINCA (2a) [mm]	TENSÕES MÁXIMAS NA PONTA DA TRINCA [MPa]
15	426,9
30	600,3
60	817,5
90	1078,6
120	1388,2
140	1599,3
150	1725,2
160,6	1782,1

Fonte: autoria própria (2016)

### 5.3 AVALIAÇÃO DOS RESULTADOS

Conforme foi verificado, a norma BS7910, por apresentar um conservadorismo relacionado à segurança de estruturas em operação, apresentou aptidão ao serviço apenas para os *risers* de injeção com trincas longitudinais passantes com tamanho de até 140 mm. Para as trincas de 150 mm e 160,6 mm esta metodologia considerou a estrutura insegura para operação.

Porém, conforme observado, os resultados obtidos nas simulações computacionais, onde visou comparar os fatores de intensidade de tensões associados a cada tamanho de trinca com a tenacidade a fratura do aço P110 apresentou aptidão ao serviço também para a trinca de 150 mm, pois o valor do fator de intensidade de tensões associado a este tamanho de trinca ficou abaixo da tenacidade a fratura do material. A Tabela 11 apresenta um comparativo entre os resultados obtidos através das duas metodologias.

Tabela 11: comparativos entre os resultados obtidos na aplicação da norma BS7910 e as simulações computacionais

<b>TAMANHO DA TRINCA (2a)</b> <b>[mm]</b>	<b>NORMA BS7910</b>	<b>SIMULAÇÕES CAE</b>
<b>15</b>	<b>ACEITÁVEL</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>30</b>	<b>ACEITÁVEL</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>60</b>	<b>ACEITÁVEL</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>90</b>	<b>ACEITÁVEL</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>120</b>	<b>ACEITÁVEL</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>140</b>	<b>ACEITÁVEL</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>150</b>	<b>INACEITÁVEL</b>	<b>ACEITÁVEL</b>
<b>160,6</b>	<b>INACEITÁVEL</b>	<b>INACEITÁVEL</b>

Fonte: autoria própria (2016)

## 6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

### 6.1 CONCLUSÕES

Através do estudo realizado pode-se verificar a importância de se utilizar métodos que auxiliem na tomada de decisão a respeito de estruturas trincadas, seja através da aplicação de normas e metodologias específicas da indústria petrolífera ou seja através do uso de métodos computacionais devidamente validados através de métodos analíticos ou ainda através da aplicação das duas metodologias, como fora apresentado neste trabalho.

A aplicação do nível 2B da norma BS7910, onde foi construído o diagrama FAD específico para o aço API 5CT P110, apresentou aceitabilidade de operação de *risers* contendo trincas longitudinais passantes com tamanhos de até 140 mm. Para as trincas de 150 mm e 160,6 mm esta metodologia considerou as estruturas contendo estes defeitos não aceitáveis para operação neste nível de avaliação, demonstrando certo conservadorismo de avaliação para este nível. Para resultados mais precisos acerca a aceitabilidade de operação de estruturas contendo trincas de 150 mm, recomenda-se a aplicação do nível 3 de avaliação, que irá contemplar a deformação plástica do material e necessitará de mais informações do aço P110.

A utilização de simulações computacionais através do *software* ABAQUS versão estudantil demonstrou aptidão ao serviço para trincas medindo até 150 mm. Para a trinca de 160,6 mm esta metodologia demonstrou que a estrutura não apta ao serviço, pois o valor do fator de intensidade de tensões associado a este tamanho de trinca se igualou a tenacidade a fratura do material, o que provocaria falha na estrutura. Este resultado já era esperado, por ser este tamanho de trinca o valor crítico do defeito calculado analiticamente.

Adicionalmente, foram validados os valores dos fatores de intensidade de tensões encontrados nas simulações através da comparação com os valores calculados analiticamente, apresentando resultados muito próximos dos encontrados nas simulações.

Com o estudo realizado pode-se evidenciar que *risers* contendo trincas longitudinais passantes até determinados tamanhos podem continuar a operar sem risco de falha, desde que as condições de operação não variem. Entretanto,

avaliações devem ser feitas de maneira periódica, afim de monitorar o defeito, e se necessário reavaliar as condições de operação da estrutura.

Finalmente, podemos verificar a importância de se utilizar procedimentos de avaliação de integridade baseados na mecânica da fratura e métodos computacionais para avaliar estruturas trincadas. No caso do *riser* estudado, ao invés de proceder com a sua substituição após a detecção da trinca, é possível postergá-la, reduzindo assim os custos elevados imediatos com o processo operacional de troca, bem como aquisição do novo *riser*.

## 6.2 RECOMENDAÇÕES DE TRABALHOS FUTUROS

- Realizar trabalhos para trincas semi-elípticas, abordando a aplicação da norma BS7910 e comparando com resultados em simulações computacionais;
- Desenvolver trabalhos para o nível 3 de avaliação da norma BS7910, afim de verificar a aceitabilidade do defeito de 150 mm neste nível;
- Avaliar a aceitabilidade da trinca em *risers* com pressão de operação máxima de 100 MPa para *risers* de injeção;
- Comparar os resultados obtidos neste estudo com a aplicação da norma BS7910 com resultados obtidos utilizando outras metodologias de avaliação de estruturas trincadas da indústria petrolífera, como a norma API-579-1/ASME FFS-1;
- Avaliar a aceitabilidade de *risers* trincados sendo submetidos a diversas condições de carregamentos e comparar com os resultados obtidos neste trabalho;
- Realizar trabalho verificando a influência da corrosão sobre a integridade estrutural de *risers* de injeção através da norma BS7910;
- Desenvolver trabalhos que abordem a Mecânica da Fratura Elastoplástica e verificar a aceitabilidade de trincas através da norma BS7910 e das simulações computacionais.

## REFERÊNCIAS

AMORIM, T. O. **Plataforma offshore: uma breve análise desde a construção ao descomissionamento**. Monografia de Graduação. Centro Universitário Estadual da Zona Oeste. Rio de Janeiro, RJ, 2010.

ANDERSON, T.L. **Fracture Mechanincs, fundamentals and applications**. Taylor and Francis Group. Third Editon. 2005.

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.

API 579-1/ASME FFS-1. **Fitness-For-Service**, American Petroleum Institute, Englewood, 2007.

API 1104. **Pipeline Segment**, American Petroleum Institute, Englewood, 1999.

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

BARSOUM, R. **Furthur application of quadratic isoparametric elements to linear fracture mechanics of plate bending and general shells**. Int.J.Num.Meth,Engng , 11,167-169, 1976.

BS 7910:2005. **Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures**, British Standard Institution, 2005.

BURDEKIN, F.M; STONE, D.E.W **The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials**. Journal of Strain Analysis, 1, p.145-153, 1966.

BURIGO, M. L. **Avaliação da integridade estrutural de dutos com defeitos pelo método SINTAP**. Curitiba: Universidade Federal do Paraná, Paraná. 2008.

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

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

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

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.

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

CORSIGLIA, F. A. Subsea pipeline & pipeline riser integrity management. In: INDOPIPE 2006 Conference & Exhibition, 2006, Jakarta, Indonesia. **Proceedings of INDOPIPE 2006**, Jakarta, 2006.

COSHAM, A.; HOPKINS, P. **An overview of the Pipeline Defect Assessment Manual (PDAM)**. In: 4th International Pipeline Technology Conference, Oostende, Belgica. 2000. **Proceedings of 4th International Pipeline Technology Conference**, Oostende, 2006.

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

DNV-OS-F101. **Offshore Standard. Submarine Pipelines Systems**. Det Norske Veritas, 2007.

DONATELLO, A. **Pressure Vessel Design**. Springer. Vol. 01. 2007.

DUDGALE, D.S. **Yielding in Steel Sheets Containing Slits**, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 8, p. 100-104.

FILHO, D. I. S. **Processo da reinjeção da água produzida na recuperação secundária dos poços de petróleo de catu/ba, para reduzir os riscos ambientais**. Monografia de especialização. Departamento de engenharia ambiental. Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Medianeira. 2013.

FRAINER, V. J. **Avaliação do comportamento em fratura de risers rígidos**. Tese de Doutorado (Doutorado em Engenharia dos Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande Do Sul, Rio Grande do Sul, RS, 2007

FRANCESCHINI, A. S. **Avaliação do fenômeno de união de trincas induzidas pelo hidrogênio e sua influência na integridade estrutural de um vaso de pressão**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, 2011.

FRANCISCO, J. C. S. **Resistência a propagação dúctil de trincas em aço API 5L X70 com teor de nióbio modificado**. Tese de Doutorado (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade de São Paulo, São, SP, 2015.

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

GIACCHINI, B. L. **Uma breve introdução ao MEF**. Universidade de Minas Gerais, Minas Gerais. 2012.

GIACOBBE, F. **Maintenance engineering: case study of fitness for service assessments**. 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.

GRIFFITH, A. A., **The phenomena of rupture and flow in solids**, Philosophical Transactions of the Royal Society of London A221, p.163-198, 1921.

HENSHELL, R. D.; SHAW, K. G. **Crack tip finite elements are unnecessary**. **Int.J.Num.Meth.Engng.** , 9,495-507. 1975.

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

HUPPES, R. M. **Análise de falha em um vaso de pressão**. Monografia de Graduação. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, RS, 2009

IRWIN, G.R. **Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate**. Journal of Applied Mechanics, Vol.24, p. 109-114, 1956.

LEÃO, A. P.; SARDINHA, C. C.; AMARAL, M.; SANTANA, A. P. **Análise dos sistemas de riser utilizados na produção de óleo em sistemas submarinos**. Cadernos da graduação: ciências exatas e tecnológicas - engenharia de petróleo. V. 2. Aracaju, Sergipe. 2014.

MACHADO, V. R. **Análise global de risers rígido vertical tracionado no topo para águas ultra profundas**. Monografia de graduação. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 2011.

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

MINERALS MANAGEMENT SERVICE - MMS. **Compliant Vertical Access Riser Risk Assessment Study**. Final Report. Granherne Project Number: J51025, Houston, 2009.

PACHECO, A. S. **Avaliação do fator de concentração de tensão presente em um reparo de tubulação de aço AISI 316L**. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência dos Materiais) – Universidade Estadual do Norte Fluminense, Campos do Goytacazes, RJ, 2013.

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

RAMOS, K. A. M. **Estudo comparativo entre os resultados obtidos pelos documentos API - 579 e BS - 7910 na avaliação de trincas em vasos de pressão**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, RS, 2009.

SANTOS, D. **Avaliação à fratura dúctil em dutos contendo trincas circunferenciais instalados pelo método carretel.** Monografia de Graduação. Universidade Federal Fluminense. Rio de Janeiro, RJ, 2014.

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

STROHAECKER, T. R. **Fadiga e análise de falhas.** Laboratório de metalurgia física. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, RS, 2011.

SUZANO, E. **Propagação de trincas de fadiga em juntas soldadas em circunferências de aços para riser rígido da classe API 5L grau X80.** Monografia de Graduação. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 2010.

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

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

TOMAZ, E. S. **Avaliação numéricas de fatores de intensidade de tensão em trincas tridimensionais.** 2013. Dissertação (Mestrado em Estruturas e Construção Civil) - Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2013.

TOVAR, L. G. **Análise computacional de propagação de trinca em interface de corpo de prova metalocerâmico.** 2013. Monografia de graduação. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 2013.

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

WELLS, A. A. **Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture.** Proceedings of the Crack Propagation Symposium, Vol. 1, Paper 84, 1961.

WESTERGAARD, H.M. **Bearing Pressures and Cracks.** *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 6, pp. A49-53, 1939.

WILLIAMS, ML, On the stress distribution at the base of a stationary crack, **Journal of Applied Mechanics**, v. 24, p. 109-114, 1957.

ZERBST, U.; AINSWORTH, R.A.; SCHWALBEA, K.H. Basic principles of analytical flaw assessment methods, **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, vol. 77, p. 855- 867, 2000.