CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

PROCEDIMENTOS PARA AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS RÍGIDOS INSTALADOS PELO MÉTODO REEL-LAY

Pablo Henrique de Carvalho Ramos

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Orientador:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Rio de Janeiro
Fevereiro, 2016

PROCEDIMENTOS PARA AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS RÍGIDOS INSTALADOS PELO MÉTODO REEL-LAY

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Pablo Henrique de Carvalho Ramos

Aprovador por:

Presidente, Prof. Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc.
(Orientador)

Prof. Hector Reynaldo Menezes Costa, D.Sc.

Prof. Heraldo Silva da Costa Mattos, D.Sc. (UFF)

Rio de Janeiro
Fevereiro, 2016

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

R175 Ramos, Pablo Henrique de Carvalho
Procedimentos para avaliação da integridade estrutural de dutos rígidos instalados pelo Método Reel-Lay / Pablo Henrique de Carvalho Ramos—2016.
xix, 137f. + apêndices : il. (algumas color.) , grafs. , tabs. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, 2016.
Bibliografia: f. 135-137
Orientador: Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

1. Engenharia mecânica. 2. Mecânica da fratura. 3. Método dos elementos finitos. 4. Modelagem. I. Pacheco, Pedro Manuel Calas Lopes (Orient.). II. Título.

CDD 620.1126

RESUMO

PROCEDIMENTOS PARA AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS RÍGIDOS INSTALADOS PELO MÉTODO REEL-LAY

Pablo Henrique de Carvalho Ramos

Orientador:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Resumo da Dissertação de Mestrado submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

As operações de instalação de linhas submarinas para interligação entre os poços e as unidades de exploração são atividades complexas que compreendem diversos desafios tecnológicos. Estas linhas são dimensionadas para suportar as mais severas condições de instalação e operação, pois sua falha pode resultar em elevados prejuízos ambientais e materiais. Um dos principais métodos de instalação é o *Reel-Lay*, o qual envolve o bobinamento da linha submarina no carretel de uma embarcação. Esta metodologia de instalação promove ciclos de grandes deformações plásticas no tubo e em suas uniões que combinada aos defeitos provenientes dos processos de fabricação podem comprometer a integridade estrutural da linha.

Este trabalho apresenta algumas metodologias para avaliação da integridade estrutural de dutos rígidos a partir do desenvolvimento de modelos analíticos e modelos numéricos baseados no método de elementos finitos. Estes modelos descrevem, em primeira análise, as solicitações experimentadas pelos dutos e, posteriormente, o comportamento da resistência à fratura do material através dos ciclos de deformação que tais dutos são submetidos quando instalados através do método denominado *Reel-Lay*.

A partir dos resultados obtidos através dos modelos analíticos e numéricos aplicados a uma linha submarina rígida foi possível verificar a influência da geometria dos defeitos de soldagem e das propriedades mecânicas do material quanto à conformidade com os principais critérios de aceitação estabelecidos em normas tradicionais do setor *offshore*.

Palavras-chave:

ECA; Dutos Rígidos; Mecânica da Fratura; *Reeling*; Uniões Soldadas.

Rio de Janeiro
Fevereiro, 2016

ABSTRACT

PROCEDURES FOR STRUCTURAL INTEGRITY ASSESSEMENT OF REELED PIPELINES

Pablo Henrique de Carvalho Ramos

Advisor:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Mechanical Engineering and Materials Technology.

The laying operations of subsea pipelines for connecting wells to the production facilities are complex activities that involve several technological challenges. These pipelines are designed to withstand the harshest conditions of installation and operation, once their failure may result in high environmental and material losses. One of the main installation methods is the Reel-Lay, which encompasses the spooling of a pipeline onto a reel drum kept in a pipe lay vessel. This installation methodology promotes cycles of large plastic deformations on the rigid pipes and their welded joints, which may compromise their structural integrity when combined to the flaws originated from the manufacturing processes.

This work presents some methodologies for the structural integrity assessment of rigid pipelines through development of analytical approaches and numerical models based on finite element method. These models describe, preliminarily, the loads experienced by the pipelines and then, the fracture resistance behavior of the material throughout the deformation stages, which such pipelines are subjected when installed by Reel-Lay method.

From the results obtained through the analytical and numerical models applied to a submarine pipeline, it was possible to evaluate the influences of weldments flaws and mechanical properties of material regarding their compliance with the principal acceptance criteria established in traditional offshore standards and codes.

Keywords:

ECA; Pipeline; Fracture Mechanics; Reeling; Girth Welds.

Rio de Janeiro
February, 2016

DEDICATÓRIA

À minha amada esposa Ana Paula,
à minha dedicada avó Hilda,
ao meu grande avô Zequinha (in memoriam) e
ao meu querido pai Amarildo (in memoriam).

AGRADECIMENTOS

A todos que acreditaram em mim e me apoiaram no decorrer dos anos da Graduação e da Pós-Graduação: aos meus familiares e amigos cujo auxílio foi imprescindível ao desenvolvimento deste trabalho.

Em reconhecimento ao carinho e aos anos de abnegação à minha educação, agradeço aos meus avós, Hilda Amaral Ramos e José da Silva Ramos, “o meu norte”, sem os quais não seria possível a realização deste.

À minha amada esposa Ana Paula Ferreira da Silva Ramos pela compreensão, dedicação, companheirismo e pelas “coisas que só o coração pode entender”.

Ao amigo e orientador Prof. Dr. Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco pelo apoio e ensinamentos ao longo da Graduação e Pós-Graduação.

Ao Prof. Dr. Hector Reynaldo Menezes Costa pela amizade, incentivo e parceria ao longo dos anos da Graduação e do Projeto Aero Design, além de todo o apoio dado à realização do meu Intercâmbio Acadêmico.

Aos amigos João Carlos Carvalho de Gouveia e Mario Sergio Giancoli Chiodo pelo aconselhamento durante a elaboração deste trabalho e pelo auxílio em sua revisão.

Ao CEFET/RJ, por sua estrutura, recursos e pelos professores que propiciaram a minha formação em Engenharia Industrial Mecânica e que possibilitou o meu ingresso no Programa de Pós-Graduação.

A Deus por tudo.

“O sucesso nasce do querer, da determinação e persistência em chegar a um objetivo. Mesmo que não atingido o alvo, quem busca e vence obstáculos, no mínimo fará coisas admiráveis.”

José de Alencar

Sumário

Capítulo I - Introdução ... 1
I.1 Objetivo do Trabalho ... 2
I.2 Organização do Trabalho ... 3
Capítulo II - Projeto de Dutos Submarinos ... 5
II.1 Dimensionamento Mecânico do Duto ... 5
II.2 Definição da Rota ... 6
II.3 Análise da Instalação do Duto ... 6
II.4 Levantamento e Análise dos Vãos Livres ... 10
II.5 Estabilidade do Duto no Leito Marinho ... 11
II.6 Proteção Catódica ... 12
II.7 Avaliação da vida à fadiga ... 12
II.8 Análise de Flambagem Termomecânica ... 13
Capítulo III - Detalhamento do Problema Estudado ... 14
III.1 Etapas da Instalação pelo Método Reel-Lay ... 14
III.1.1 Tipos de Falhas ... 16
Capítulo IV - Conceitos da Mecânica da Fratura ... 21
IV.1 Parâmetro Elástico-Linear: O Fator Intensidade de Tensão K ... 22
IV.2 Parâmetro Elastoplástico: O *CTOD* ... 25
IV.3 Parâmetro Elastoplástico: A Integral-J ... 28
Capítulo V - Critérios de Aceitação ... 33
V.1 Ovalização ... 34
V.2 Avaliação de Flambagem Local por Deslocamento Prescrito ... 34
V.3 Critérios de Aceitação do Defeito de Soldagem ... 35
Capítulo VI - Modelos Analíticos e Numéricos ... 40
VI.1 Modelos Analíticos do Problema ... 40
VI.1.1 Cálculo do Momento Fletor ... 40
VI.1.2 Cálculo das Deformações ... 47
VI.1.3 Cálculo da Ovalização ... 48
VI.1.4 Cálculo dos Efeitos da Trinca ... 50
VI.1.5 Cálculo da Propagação da Trinca Devida à Fratura Dúctil ... 56
VI.2 Modelagem Estocástica do Problema ... 57
VI.2.1 Análise de Confiabilidade Estrutural ... 57
VI.2.2 Conceitos de Análise Probabilística ... 60
VI.2.3 Modelo Probabilístico ... 61
VI.3 Modelos Numéricos ... 62

VI.3.1 Modelagem Numérica do Problema 63
VI.3.2 Modelagem Numérica Bidimensional 63
VI.3.3 Modelagem Numérica Tridimensional 68
Capítulo VII - Estudo de Caso 78
Capítulo VIII - Resultados e Discussões 83
VIII.1 Resultados da Análise dos Modelos Analíticos 83
VIII.2 Resultados do Modelo Bidimensional 83
VIII.3 Resultados da Análise Estocástica 97
VIII.4 Resultados do Modelo Tridimensional 101
VIII.4.1 Resultados em termos da Tensão e da Deformação 101
VIII.4.2 Resultados em termos da Integral-J 104
VIII.4.3 Resultados em termos do CTOD 105
VIII.4.4 Resultados em termos da Avaliação pelo Diagrama FAD 109
VIII.5 Propagação da Trinca 112
VIII.5.1 Sensibilidade: Rasgamento Dúctil 120
VIII.6 Colapso do Ligamento Remanescente 121
VIII.7 Curvas de Aceitação de Defeitos 126
VIII.7.1 Sensibilidade: Tamanho Inicial da Trinca 127
VIII.7.2 Sensibilidade: Influência da Tenacidade à Fratura 128
Capítulo IX - Considerações Finais 131
IX.1 Conclusões 131
IX.2 Sugestões para Trabalhos Futuros 134
Referências 135
Apêndices 138
Apêndice I - Cálculos Analíticos 139
Apêndice II - Cálculos Auxiliares: Tração Mínima & Seção Equivalente 144
Apêndice III - Critério de Deformação pela DNV-OS-F101 150
Apêndice IV - Ilustrações Complementares 154
Apêndice V - Rotina para Extração do *CTOD* 158
Apêndice VI - Análise Crítica de Engenharia 161
Apêndice VII - Análise Estocástica 168
Apêndice VIII - Cálculo da Propagação da Trinca 175

Lista de Figuras

Figura II.1: Irregularidades do leito marinho (http://septyanifajar.wordpress.com)..... 6
Figura II.2: Embarcação Castoro Sei e representação esquemática do método S-Lay (RAMOS *et al.*, 2010)..... 7
Figura II.3: Embarcação Saibos Saipem e representação esquemática do método J-Lay (RAMOS *et al.*, 2010)..... 8
Figura II.4: *Stalks* formados a partir de tramos de duto de 12 metros (RAMOS *et al.*, 2010)..... 9
Figura II.5: Foto de enrolamento na embarcação Skandi Navica (RAMOS *et al.*, 2010)..... 10
Figura II.6: (a) *Grout Bag* e (c) Suporte Mecânico (GOUVEIA, 2010) (b) *Mattress* (http://www.subseaprotectionsystems.co.uk) 11
Figura II.7: Modos de flambagem em dutos submersos (GARMBIS, 2012)..... 13
Figura III.1: Equipamentos de lançamento na embarcação Seven Oceans (RAMOS *et al.*, 2010)15
Figura III.2: Efeito Brazier (Adaptado de DUBINĂ e IVÁNYI, 1999, *apud* RAMOS *et al.*, 2010) .. 16
Figura III.3: Ilustração do enrugamento induzido pelo curvamento (KYRIAKIDES, 2007) 17
Figura III.4: Exemplos de falhas decorrentes de vincamentos em dutos com espessura de parede: (a) fina; (b) intermediária; (c) grossa (KYRIAKIDES, 2007) 17
Figura III.5: Falha por fatura instável durante o lançamento de um duto (GARMBIS, 2012)..... 18
Figura III.6: Categorias das respostas em termos da força motriz *vs* deformação remota (Adaptada de PRCI, 2011)..... 20
Figura IV.1: Modos básicos de carregamento em trincas (Adaptado de GOUVEIA, 2010)..... 22
Figura IV.2: Sistema de coordenadas para caracterização do estado de tensões na ponta da trinca (Adaptado de ANDERSON, 2005)..... 23
Figura IV.3: Uma trinca inicialmente afiada abaula com deformação plástica, resultando em um deslocamento finito δ na ponta da trinca (adaptado de ANDERSON, 2005) 25
Figura IV.4: Modelo para estimativa do *CTOD* a partir do modelo da faixa escoada (Adaptado de ANDERSON, 2005)..... 26
Figura IV.5: Modelo para estimativa do *CTOD* (Adaptado de ANDERSON, 2005) 27
Figura IV.6: Contorno de integração fechado anti-horário ao redor da ponta da trinca para determinação da Integral-J (adaptado de CHIODO, 2009)..... 28
Figura IV.7: Energia de deformação acumulada (adaptado de GOUVEIA, 2010) 31
Figura IV.8: Relação entre J e *CTOD* para (a) o estado plano tensão e (b) o estado plano de deformação (adaptado de ANDERSON, 2005)..... 32
Figura V.1: Diagrama FAD do nível 1A de avaliação (adaptado da BS7910, 2005)..... 37
Figura V.2: Diagrama FAD do nível 2A de avaliação (adaptado da BS7910, 2005)..... 38
Figura V.3: Diagrama FAD do nível 2B de avaliação (adaptado da BS7910, 2005)..... 39
Figura VI.1: Elemento infinitesimal de área submetido a momento (HIBBELER, 2004)..... 41

Figura VI.2: Variação da tensão de flexão 42
Figura VI.3: Diagrama tensão *vs* deformação (regime elástico representado pela linha contínua)43
Figura VI.4: Áreas da seção do duto utilizadas para o cálculo do momento..... 43
Figura VI.5: Variação da tensão ao longo da cota *c* 44
Figura VI.6: Áreas da seção do duto utilizadas para o cálculo do momento..... 44
Figura VI.7: Distribuição da tensão ao longo da seção transversal de um duto com uma seção totalmente plastificada 46
Figura VI.8: (a) Duto antes do bobinamento (b) Duto após o bobinamento (Adaptado de CHARNAUX, 2008)..... 47
Figura VI.9: Ovalização decorrente da flexão: (a) componentes dos esforços atuantes acima e abaixo da linha neutra (b) forças resultantes transferidas para a seção transversal (Adaptado de PALMER e KING, 2008) 49
Figura VI.10: Definição das cotas *a* e *2c* do defeito..... 51
Figura VI.11: Diagrama esquemático de uma curva de resistência em *J* para materiais dúcteis (Adaptado de ANDERSON, 2005)..... 56
Figura VI.12: (a) Ilustração de um cabo submetido a carregamento trativo (b) Representação gráfica da função de falha no espaço das variáveis do problema (HADDAD, 2011)..... 58
Figura VI.13: Representação esquemática de uma análise da fratura probabilística (Adaptado de ANDERSON, 2005)..... 59
Figura VI.14: Resultados de uma análise probabilística de Monte Carlo com a metodologia FAD. Incertezas nos parâmetros de entrada refletem a dispersão dos pontos avaliados. (Adaptado de ANDERSON, 2005)..... 62
Figura VI.15: Representação do modelo bidimensional com as condições de contorno consideradas..... 64
Figura VI.16: Elemento de 4 nós com integração reduzida (ABAQUS, 6.11) 65
Figura VI.17: Estudo de convergência: tensão equivalente de von Mises em função do número de elementos utilizados no modelo 66
Figura VI.18: Estudo de convergência: cota do núcleo elástico, *yy*, em função do número de elementos utilizados no modelo..... 67
Figura VI.19: Detalhes gerais da malha do modelo 2D 67
Figura VI.20: Posicionamento relativo das entidades geométricas no ambiente *Assembly*..... 69
Figura VI.21: Condições de contorno empregadas no problema estudado 70
Figura VI.22: Ilustração de malhas com diferentes discretizações conectadas pelo acoplamento "*tie constraint*" (LEVÉN e RICKERT, 2012)..... 70
Figura VI.23: Elementos de utilizados na modelagem do problema (ABAQUS 6.11)..... 71
Figura VI.24: Representação do modelo global e submodelo correspondente..... 72
Figura VI.25: Estudo de convergência: Integral-J *vs* Número de Elementos..... 73

Figura VI.26: Estudo de convergência da malha 75
Figura VI.27: Ilustração representativa dos nós selecionados no modelo tridimensional para obtenção dos deslocamentos nodais necessários para o cálculo dos valores de *CTOD*..... 76
Figura VII.1: Curva tensão *vs* Deformação - API 5L X-65 79
Figura VII.2: Curva de resistência *CTOD*-R (adaptada de WANG *et al.*, 2011)..... 81
Figura VII.3: Valores de tenacidade à fratura aceitáveis pela DNV-OS-F101 (2012) 82
Figura VIII.1: 1ª etapa - Aplicação do carregamento trativo 85
Figura VIII.2: 2ª etapa - Curvamento sobre o alinhador..... 86
Figura VIII.3: 3ª etapa - Retirada do curvamento no percurso entre o alinhador e o carretel..... 87
Figura VIII.4: 4ª etapa - Curvamento sobre o carretel..... 88
Figura VIII.5: 5ª etapa - Retirada do curvamento no percurso entre o carretel e o alinhador..... 89
Figura VIII.6: 6ª etapa - Curvamento sobre o alinhador..... 90
Figura VIII.7: 7ª etapa - Retirada do curvamento no percurso entre o alinhador e o retificador... 91
Figura VIII.8: 8ª etapa - Retificador impõe curvamento reverso 92
Figura VIII.9: 9ª etapa - Relaxamento das solicitações aplicadas 93
Figura VIII.10: Momento *vs* Curvatura no decorrer da operação..... 94
Figura VIII.11: Tensão Normal *vs* Deformação no decorrer da operação 94
Figura VIII.12: Ovalização *vs* Curvatura no decorrer da operação..... 95
Figura VIII.13: Comparação entre os resultados dos diferentes modelos: (a) Momento *vs* Curvatura e (b) Tensão *vs* Deformação (c) Ovalização *vs* Curvatura 96
Figura VIII.14: Análise de convergência das simulações pelo método de Monte Carlo 98
Figura VIII.15: Simulações realizadas pelo Método de Monte Carlo: (a) FAD nível 1A; (b) FAD nível 2A; (c) FAD nível 2B..... 99
Figura VIII.16: Ocorrências dos parâmetros *a* e *c* contra as ocorrências consideradas seguras (a) FAD nível 2A e (b) FAD nível 2B..... 100
Figura VIII.17: Influencia dos parâmetros *a* e *c*..... 100
Figura VIII.18: Tensão von Mises *vs* Comprimento do Duto Perfil da tensão de von Mises ao longo da superfície externa do duto 102
Figura VIII.19: Deformação Longitudinal *vs* Comprimento do Duto Perfil da deformação longitudinal ao longo da superfície externa do duto..... 103
Figura VIII.20: Tensão von Mises *vs* Rotação do Carretel - Comportamento da Tensão de von Mises para um elemento nas proximidades da seção trincada durante o bobinamento 103
Figura VIII.21: Deformação Longitudinal *vs* Rotação do Carretel - Comportamento da deformação longitudinal para um elemento nas proximidades da seção trincada..... 104
Figura VIII.22: J *vs* θ - Valores da Integral-J ao longo da frente da trinca no instante de máxima solicitação..... 105
Figura VIII.23: *CTOD vs* Rotação do Carretel Comportamento do *CTOD* ao longo da análise . 106

Figura VIII.24: *CTOD vs* Deformação Longitudinal - Comportamento da deformação longitudinal para um elemento nas proximidades da seção trincada 107
Figura VIII.25: *CTOD vs* Rotação do Carretel - Estudo de sensibilidade da influência de esforços trativos no parâmetro *CTOD* 108
Figura VIII.26: Distância Seção Trincada ao Carretel *vs* Rotação do Carretel 109
Figura VIII.27: Kr *vs* Lr - FAD comparativo dos resultados dos modelos numéricos e analíticos 110
Figura VIII.28: Kr *vs* Lr - Diagramas FAD dependentes do material empregado e da geometria 111
Figura VIII.29: Curva de ajuste para obtenção do *CTOD* em função da profundidade do defeito 112
Figura VIII.30: Curva de ajuste para obtenção do *CTOD* em função do comprimento do defeito 113
Figura VIII.31: Crescimento das dimensões *a* e *c* dos defeitos decorrente dos carregamentos 117
Figura VIII.32: Kr *vs* Lr - Avaliação do crescimento das dimensões dos defeitos 119
Figura VIII.33: Investigação quanto ao rasgamento dúctil do modelo com defeito *a* = 9mm x *c* = 15mm 121
Figura VIII.34: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 6mm x *c* = 6mm 122
Figura VIII.35: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 7mm x *c* = 9mm 122
Figura VIII.36: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 8mm x *c* = 12mm 123
Figura VIII.37: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 9mm x *c* = 15mm 123
Figura VIII.38: Tensão de von Mises para o modelo c/*a* = 10mm x *c* = 18mm 124
Figura VIII.39: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 11mm x *c* = 21mm 124
Figura VIII.40: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 12mm x *c* = 24mm 125
Figura VIII.41: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 13mm x *c* = 27mm 125
Figura VIII.42: Curva de aceitação de defeitos resultante do estudo de caso 126
Figura VIII.43: Curva de aceitação de defeitos por ciclo 127
Figura VIII.44: Dispersão de pontos avaliados em um FAD nível 2A 128
Figura VIII.45: Dispersão de pontos avaliados em um FAD nível 2B 129
Figura VIII.46: Análises de sensibilidade para as curvas de aceitação 129

Lista de Tabelas

Tabela III.1: Principais características de navios capacitados para *Reel-Lay* (Kyriakides, 2007, *apud* Permana, 2013) 15
Tabela VI.1: Definição da malha 67
Tabela VII.1: Informações sobre a embarcação de construção e instalação submarina 78
Tabela VII.2: Propriedades do duto (DNV-OS-F101, 2012) 78
Tabela VII.3: Resumo dos fatores de projeto (DNV-OS-F101, 2012) 80
Tabela VII.4: Descrição das geometrias utilizadas no modelo 3D 80
Tabela VII.5: Parâmetros de entrada para as simulações pelo método de Monte Carlo 81
Tabela VIII.1: Resumo dos resultados extraídos do modelo analítico 83
Tabela VIII.2: Resumo dos resultados extraídos do modelo numérico ENL 95
Tabela VIII.3: Diferença percentual entre os resultados extraídos dos diferentes modelos 96
Tabela VIII.4: Resumo dos resultados e dos valores limites 97
Tabela VIII.5: Resumo dos resultados de propagação das dimensões da trinca 120

Lista de Abreviações, Siglas e Símbolos

Abreviações

CMOD	*Crack Mouth Open Displacement*
CTOD	*Crack Tip Open Displacement*
Deform.	Deformação
e.g.	*exempli gratia*
Elastop.	Elastoplástico
ENL	Endurecimento Não-Linear
EPP	Elástico-Perfeitamente Plástico
Eq.	Equação
FDP	Função Densidade de Probabilidade
FPSO	*Floating Production Storage and Offloading*
HRR	Hutchinson, Rice e Rosengren
i.e.	*id est*
Max.	Máximo(a)
MEF	Método dos Elementos Finitos
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
Min.	Mínimo(a)
pol.	Polegada
Ref.	Referência
SMYS	Mínima tensão de escoamento
SMTS	Mínima resistência à tração
UF	Fator de Utilização
vs	*versus*

Símbolos Latinos

a	Profundidade da trinca
B	Espessura de parede pela BS7010 (2005)
d	Diâmetro interno
D	Diâmetro nominal externo
D_{car}	Diâmetro do carretel
$D_{máx}$	Maior diâmetro da seção
D_{min}	Menor diâmetro da seção

D_{nom}	Diâmetro nominal
E	Módulo de elasticidade ou Módulo de Young
E'	Adequação do módulo de elasticidade quando atribuído ao estado plano de tensão, ou ao estado plano de deformação
f_o	Ovalização
f_w	Fator de correção de comprimento finito
I_{zz}	Momento de inércia
J_e	Parcela elástica da Integral-J
J_p	Parcela plástica da Integral-J
K_J	Força motriz
k_m	Fator de concentração de tensão devido ao desalinhamento
K_{mat}	Tenacidade à fratura do material
K_r	Razão de fratura frágil
K_t	Fator de concentração de tensões
k_{tb}	Fator de concentração de tensão de flexão
k_{tm}	Fator de concentração de tensão de membrana
K_I	Fator de intensidade de tensões
l_f	Comprimento final
l_i	Comprimento inicial
M	Fator de Folias
M_b	Fator de majoração da tensão de flexão
M_{el}	Momento elástico
M_m	Fator de majoração da tensão de membrana
M_{pl}	Momento plástico
N	Número total de simulações
N_f	Número de casos simulados que excedem a função de falha
p_b	Resistência à pressão do conteúdo, definido pela equação 5.8 da DNV-OS-F101 (2012)
Pb	Tensão de flexão
p_e	Pressão externa
P_f	Probabilidade de falha
Pm	Tensão de membrana
p_{min}	Pressão interna mínima
r	Raio do cilindro, de acordo com a definição da equação P.12 da BS7910 (2005)
r_{car}	Raio do carretel
r_e	Raio externo

r_i	Raio interno
t	Espessura de parede
tf	Tonelada força
U_p	Energia de deformação acumulada
yy	Distância do núcleo elástico
$2c$	Comprimento da trinca

Símbolos Gregos

α	Parâmetro elástico
α_{fab}	Fator de Fabricação, Tabela 5.5 da DNV-OS-F101 (2012)
α_{gw}	Fator de Solda Circunferencial, Seção 13 D1000 da DNV-OS-F101 (2012)
α_h	Endurecimento à Deformação Mínimo, Seção 5 D608 da DNV-OS-F101 (2012)
α_u	Fator de Capacidade do Material, Tabela 5.4 da DNV-OS-F101 (2012)
α_w	Parâmetro de escala da FDP de Weibull
Γ	Função Gamma
γ_C	Fator do Efeito da Condição do Carregamento, Tabela 4.5 da DNV-OS-F101 (2012)
γ_ε	Fator de Resistência à Deformação, Tabela 5.10 da DNV-OS-F101 (2012)
γ_F	Fator de Efeito do Carregamento para Carregamento Funcional, Tabela 4.4 da DNV-OS-F101 (2012)
γ_m	Fator de Resistência do Material, Tabela 5.2 da DNV-OS-F101 (2012)
γ_{Sc}	Fator de Resistência da Classe de Segurança, Tabela 5.3 da DNV-OS-F101 (2012)
δ_e	Parcela elástica do *CTOD*
δ_I	Tenacidade à fratura do material sob o modo I de carregamento
δ_{mat}	Tenacidade à fratura do material
δ_p	Parcela plástica do *CTOD*
δ_r	Razão de tenacidade à fratura frágil
ε_{ABAQUS}	Deformação obtida através do *software* de elementos finitos ABAQUS
$\varepsilon_{analítica}$	Deformação analítica
ε_c	Resistência à deformação de curvamento característica, equação (5.30) da DNV-OS-F101 (2012)
$\varepsilon_{carretel}$	Deformação máxima no processo de bobinamento

ε_F	Resistência à deformação plástica acumulada
ε_{Sd}	Deformação compressiva de projeto, equação (4.7) da DNV-OS-F101 (2012)
λ_w	Parâmetro de forma da FDP de Weibull
μ_x	Valor médio de uma dada distribuição
σ_u	Tensão última
σ_y, σ_0	Tensão de escoamento
σ_x	Desvio padrão

Capítulo I - Introdução

A demanda pela utilização de insumos derivados do petróleo vem fomentando o desenvolvimento tecnológico deste ramo industrial. Com o advento da exploração em alto mar, o transporte de equipamentos e suprimentos das instalações *onshore*[1] para *offshore* se mostra necessário, como é o caso da montagem e instalação de dutos comunicantes entre os poços e unidades de produção.

A instalação de linhas submarinas e a interligação com as plataformas constituem uma operação *offshore* de grande desafio. O lançamento de linhas em alto mar deve ser realizado por embarcações especiais. Dos principais métodos de instalação, podem-se citar o *S-Lay, o J-Lay* e o *Reel-Lay* (BUCCONI, 2006 e PALMER e KING, 2008).

O *Reel-Lay* é um método bastante difundido na indústria para o transporte e instalação de dutos *offshore* por ser bastante eficiente quanto ao tempo de instalação e aos custos operacionais (PERMANA, 2013). O método consiste no bobinamento da linha submarina em uma embarcação dotada de carretel. Esta metodologia de instalação promove ciclos de grandes deformações no tubo e em suas uniões.

A deformação plástica excessiva isoladamente ou combinada aos defeitos provenientes dos métodos de fabricação (*e.g.* soldagem, ovalização, excentricidade do duto, dentre outros) podem tornar um projeto bastante oneroso devido a uma série de mitigações e retrabalhos necessários para se tornar possível a sua execução (GOUVEIA, 2010).

As propriedades do material do duto rígido, seus parâmetros geométricos e os níveis de carregamento que uma linha submarina é submetida são parâmetros necessários à análise da integridade estrutural do duto e geralmente seguem o comportamento de uma dada distribuição estatística e uma avaliação determinística pode não representar o comportamento real do fenômeno estudado (ERNST *et al.*, 2007).

Tal linha submarina deve ser resistente o suficiente para suportar as cargas aplicadas, levando em conta a fabricação, transporte, armazenamento e operação, ao longo de toda sua vida útil. Portanto, uma série de avaliações deve ser conduzida visando garantir a integridade estrutural do duto rígido.

Dentre as verificações a serem conduzidas em um estudo de integridade estrutural de um duto rígido estão a avaliação da ovalização residual proveniente do ciclo de deformações o qual é submetido, a avaliação destas deformações e dos possíveis defeitos intrínsecos ao seu processo de fabricação.

[1] Ao longo do texto serão apresentados termos e expressões na língua inglesa, ora por não possuírem tradução consolidada na língua portuguesa, ora por serem de uso técnico corrente.

Os procedimentos para estas verificações já são bem estabelecidos e podem ser encontrados em normas da indústria *offshore*, tais como a DNV-OS-F101 (*Submarine Pipeline Systems*) e a BS7910 (*Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures*), que é considerada o procedimento para avaliação de defeitos mais comum na indústria (PERMANA, 2013).

I.1 Objetivo do Trabalho

Esta contribuição apresenta algumas metodologias de avaliação da integridade estrutural de dutos rígidos a partir de modelos analíticos e numéricos que descrevem, em uma primeira análise, as solicitações experimentadas pelos dutos e, posteriormente, o comportamento da resistência à fratura do material através dos ciclos de deformação que tais dutos experimentam quando são instalados através do processo denominado *Reel-Lay*.

Através dos resultados obtidos nos modelos analíticos e numéricos, é realizada uma avaliação dos critérios para aceitação aplicáveis a este método de instalação de dutos rígidos e dos defeitos provenientes dos processos de soldagem segundo algumas normas do setor *offshore*.

Os modelos analíticos ilustram a avaliação descrita na norma DNV-OS-F101 (2012), que resulta no *Fator de Utilização* do duto, e na norma BS7910 (2005), que resulta no critério de aceitação de defeitos em soldas a ser utilizado durante a fabricação em campo.

O modelo numérico desenvolvido é baseado no método de elementos finitos (MEF) e consiste na modelagem do duto e de um defeito padrão submetidos a um carregamento, composto por uma carga trativa combinada a um deslocamento prescrito promovido pelo enrolamento do duto ao redor do tambor do carretel.

Os modelos analíticos e numéricos são comparados com o intuito de validar a metodologia empregada e, por conseguinte, os resultados encontrados.

Em seguida, apresenta-se uma breve descrição das etapas desenvolvidas neste trabalho:

- Cálculo do momento fletor e das deformações que o duto rígido é submetido durante o processo de *Reeling*;
- Avaliação Crítica de Engenharia utilizando-se de abordagens analíticas e do Método de Elemento Finitos a partir do pacote computacional comercial ABAQUS 6.11;
- Análises de sensibilidade considerando os efeitos da ovalização de dutos, dos tamanhos de defeitos e da variabilidade das propriedades mecânicas do material;
- Análise crítica e comparação dos resultados.

I.2 Organização do Trabalho

Esta Seção apresenta uma breve descrição dos assuntos abordados com os respectivos capítulos que serão apresentados ao longo deste trabalho:

O Capítulo II (Projeto de Dutos Submarinos) apresenta uma breve descrição das principais etapas do projeto de dutos rígidos submarinos e dá ênfase aos principais métodos de instalação destes dutos.

O Capítulo III (Detalhamento do Problema Estudado) descreve o comportamento mecânico de dutos rígidos submetidos às deformações impostas pelo método de instalação e as principais falhas os quais estão propensos.

O Capítulo IV (Conceitos da Mecânica da Fratura) apresenta uma sucinta descrição dos conceitos relativos à Mecânica da Fratura, incluindo os fundamentos teóricos relevantes para a Avaliação Crítica de Engenharia aplicada aos dutos rígidos.

O Capítulo V (Critérios de Aceitação) apresenta as informações necessárias para a verificação da integridade estrutural de dutos rígidos submarinos submetidos ao processo de *Reeling*, elencando os principais critérios de verificação encontrados em normas da indústria *offshore*. A avaliação de tais critérios permite uma correta condução das verificações requeridas em projetos de linhas submarinas.

O Capítulo VI (Modelos Analíticos e Numéricos) descreve os modelos analíticos utilizados nas avaliações propostas baseados na Mecânica dos Sólidos, nas soluções disponíveis na norma BS7910 (2005), que são fundamentadas nos princípios da Mecânica da Fratura, e em modelos estocásticos fundamentados na metodologia de Monte Carlo. Este Capítulo descreve, ainda, os modelos numéricos bidimensionais e tridimensionais baseados no MEF desenvolvidos utilizando-se o pacote computacional comercial ABAQUS 6.11 para avaliação da integridade estrutural de dutos rígidos.

O Capítulo VII (Estudo de Caso) apresenta o estudo de caso aplicado a dutos rígidos submetidos a níveis elevados de deformações plásticas a partir do processo de *Reeling*. Para a obtenção de parâmetros de entrada necessários, tais como as propriedades geométricas e as características do material, dentre outros, valeu-se do auxílio de planilhas desenvolvidas através de ferramentas computacionais tradicionais e do pacote computacional comercial de elementos finitos ABAQUS 6.11. Os resultados extraídos dos diversos modelos são comparados com as diretrizes das principais normas do setor *offshore*: DNV-OS-F101 (2012) e BS7910 (2005).

O Capítulo VIII (Resultados e Discussões) apresenta e compara os resultados da Avaliação Crítica de Engenharia obtidos através de modelos analíticos com aqueles obtidos a partir dos modelos numéricos baseados no MEF. Também são apresentadas análises de

sensibilidade realizadas considerando-se as diferentes propriedades de material e diferenças geométricas.

O Capítulo IX (Considerações Finais) sintetiza as principais premissas do presente trabalho e apresenta as conclusões acerca dos diversos modelos desenvolvidos. Ao final deste Capítulo, propõem-se alguns temas a serem considerados em pesquisas e trabalhos futuros.

Capítulo II - Projeto de Dutos Submarinos

O projeto de dutos submarinos consiste, preliminarmente, em um estudo de viabilidade técnica da obra, no qual se busca identificar os requisitos de construção. Então, ainda no âmbito preliminar, determina-se o dimensionamento do duto e o material que será empregado com o intuito de quantificar os custos do empreendimento.

Posteriormente, estudos detalhados são conduzidos com o objetivo de comprovar a integridade estrutural do duto em todas as etapas de projeto, desde a instalação, realização de testes, vida em operação e, por fim, a desmobilização.

Os principais estudos conduzidos durante a fase do projeto de um empreendimento submarino são elencados a seguir e serão brevemente descritos ao longo deste Capítulo:

- Dimensionamento mecânico do duto;
- Definição da rota, na qual o duto será lançado;
- Análise da instalação do duto;
- Levantamento e análise dos vãos livres na rota de lançamento;
- Dimensionamento da proteção catódica requerida para a vida de operação;
- Avaliação da estabilidade do duto no leito marinho;
- Avaliação da vida à fadiga;
- Análise de flambagem termomecânica.

II.1 Dimensionamento Mecânico do Duto

O dimensionamento mecânico do duto submarino consiste na definição do material que o constitui e na sua geometria, de acordo com os requisitos de projeto.

Nesta etapa de dimensionamento, devem-se avaliar todos os cenários que o duto submarino será submetido durante sua vida útil: a pressão interna no fluido e a pressão hidrostática externa, por exemplo, são consideradas na verificação da espessura mínima da parede do duto; as condições que a instalação sujeita o duto, submetendo-o a carregamentos relacionados ao método de instalação empregado; as pressões de teste que usualmente são superiores às da etapa operacional; a sobre espessura da parede do duto a ser considerada prevendo a perda da seção transversal por corrosão interna.

Estas, dentre outras verificações, podem ser encontradas em diversas normas da indústria *offshore*, como a DNV-OS-F101 (2012).

II.2 Definição da Rota

A seleção de uma rota é uma atividade crítica para o projeto de um duto submarino. Uma seleção pouco criteriosa pode elevar os custos das etapas posteriores do projeto, especialmente se condições geológicas e geotécnicas não previstas forem encontradas (GOUVEIA, 2010).

Ocasionalmente, o relevo do leito marinho, ou batimetria, pode possuir um perfil suave e a região ser livre de obstruções ou outros dutos que necessitem de intervenções e/ou infraestrutura adicionais, como por exemplo, o cruzamento com dutos previamente instalados. A irregularidade do leito marinho pode incorrer na formação de vãos livres que requeiram algum tipo de mitigação após o lançamento de linhas submarinas. Uma representação da sinuosidade do leito marinho é apresentada na Figura II.1.

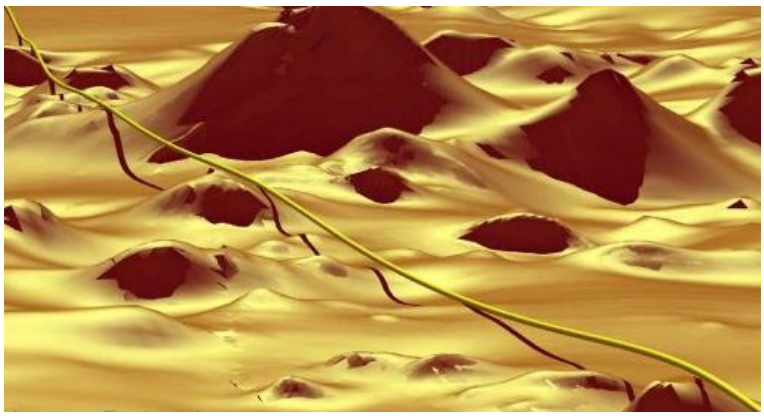


Figura II.1: Irregularidades do leito marinho
(http://septyanifajar.wordpress.com)

Há casos em que o leito marinho é caracterizado por conformações que se modificam ao longo do tempo. Isso ocorre em locais onde grandes bolsões arenosos movem-se sob efeito das ondas e das correntezas marinhas e nos casos de deslizamentos e escorregamento submarinos. Assim, um duto lançado e assentado sobre o leito marinho pode se encontrar em condição não suportada em um momento futuro.

II.3 Análise da Instalação do Duto

As instalações de dutos submarinos são operações *offshore* bastante desafiadoras e que envolvem muitos riscos. Análises destas instalações são conduzidas visando minimizá-los e de maneira que garantam a integridade estrutural dos dutos durante a fase de lançamento

das linhas submarinas. O lançamento de linhas em alto mar deve ser realizado por embarcações especializadas para esta finalidade. Dentre os variados tipos de lançamento existentes, pode-se citar os métodos mais usuais, que são: *S-Lay*, *J-Lay* e *Reel-Lay* (BUCCONI, 2006 e PALMER e KING, 2008).

No método de lançamento *S-Lay*, a construção da linha submarina é realizada na embarcação de lançamento em uma posição quase horizontal, com a disposição dos equipamentos em linha (RAMOS *et al.*, 2010).

Os segmentos de duto são soldados sobre uma rampa de montagem, onde existem estações de soldagem, ensaios não destrutivos e estação de revestimento. Enquanto os tensionadores controlam a tração na linha, os trechos de duto já soldados são lançados ao leito marinho através de uma rampa extensível (*stinger*), localizada na popa da embarcação. Simultaneamente, a embarcação se desloca a frente, tracionada por suas âncoras ou por rebocadores.

A Figura II.2 ilustra esquematicamente esta metodologia de lançamento.

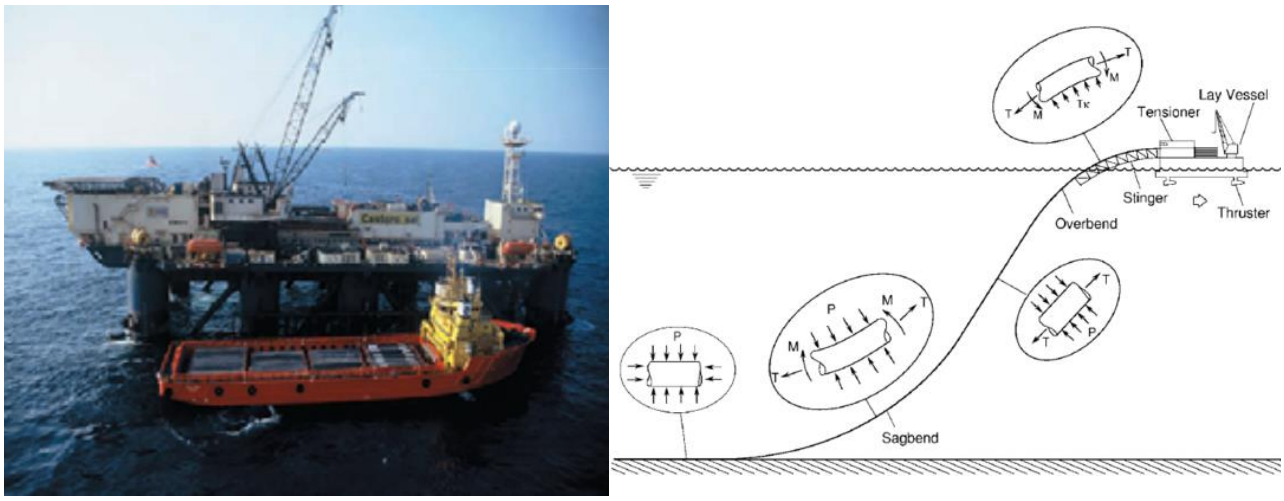


Figura II.2: Embarcação Castoro Sei e representação esquemática do método S-Lay (RAMOS *et al.*, 2010)

Neste método de instalação são configuradas duas regiões de curvatura acentuada: uma à saída do *stinger*, denominada *overbend*; outra próxima ao leito marinho, denominada *sagbend*.

A tração requerida para manter um nível de curvatura admissível imposta ao duto é dependente de algumas variáveis de projeto, tais como a lâmina d'água, o peso submerso da linha e a geometria do *stinger*. Assim, este método pode não atender a todos os requisitos que viabilizem o projeto de instalação de uma linha submarina, principalmente quando o

lançamento se dá em águas cada vez mais profundas. Alternativamente, o conceito *J-Lay* pode contornar tais limitações (GOUVEIA, 2010).

No método *J-Lay* a linha de montagem é posicionada verticalmente à embarcação. Neste caso, não há a região de curvatura acentuada próxima à embarcação, denominada *overbend*, e a configuração da catenária formada pelo lançamento da linha submarina na vertical se assemelha à letra “J”, conforme ilustrado na Figura II.3 (NOGUEIRA e MCKEEHAN, 2005).

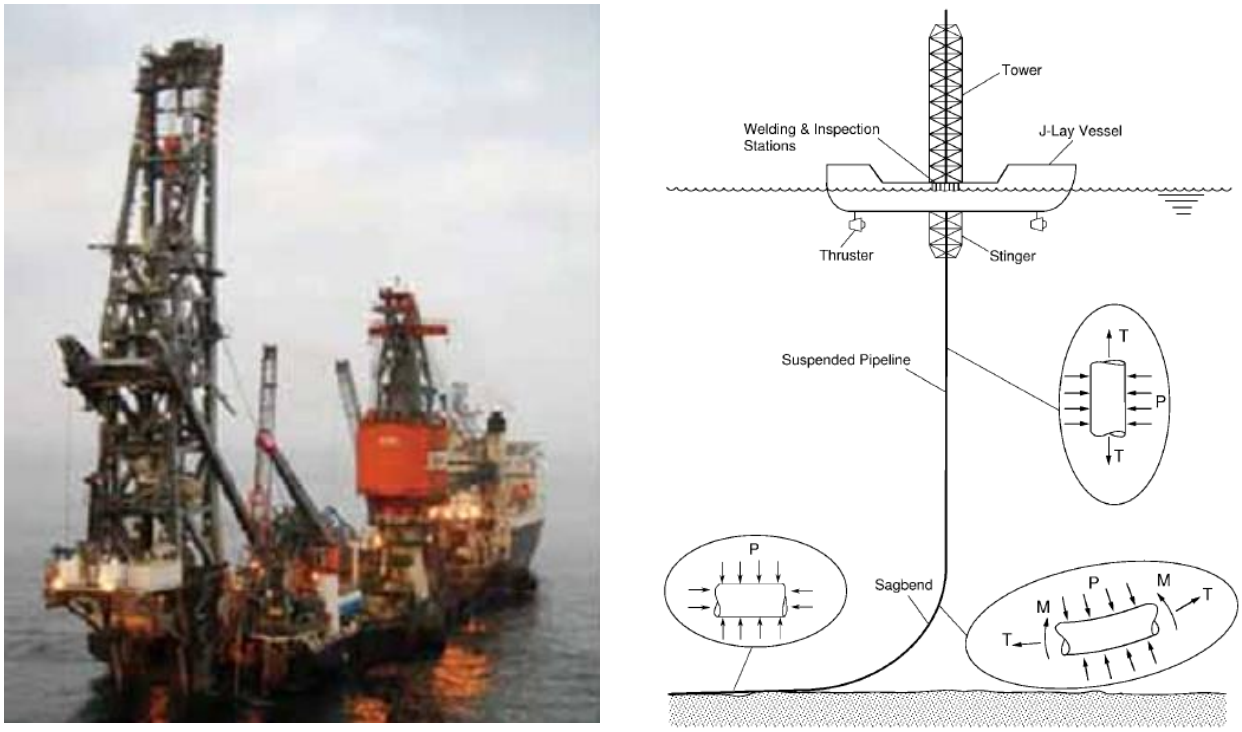


Figura II.3: Embarcação Saibos Saipem e representação esquemática do método J-Lay (RAMOS *et al.*, 2010)

Uma vez que a linha submarina é lançada em ângulo quase vertical, as tensões são governadas unicamente pela curvatura no *sagbend* e não há mais a necessidade de configurar a catenária suspensa em função do comprimento de *stinger*, o que reduz as tensões de lançamento. Devido à redução nas tensões de lançamento, o *touchdown point* não é tão afastado da embarcação como no método *S-Lay*, tornando o posicionamento da embarcação e, por conseguinte, o lançamento mais preciso e reduz o tamanho e o número de vãos livres ao longo da rota (PALMER e KING, 2008).

Por outro lado, este método também possui algumas limitações, especialmente no que diz respeito à dificuldade em posicionar a linha de montagem (soldagem, inspeção e revestimento), à altura e peso da torre de lançamento que afeta significativamente a

estabilidade da embarcação e ao lançamento em águas rasas que pode levar a curvaturas acentuadas no *sagbend*.

O *Reel-Lay* é um método alternativo e bastante difundido na indústria *offshore*, sobretudo em instalações de linhas submarinas em águas profundas (GOUVEIA, 2010). Neste método de instalação a linha submarina é fabricada em terra a partir de dutos rígidos de 12 metros que são soldados para formar um tramo único denominado *stalk* (Figura II.4). Posteriormente, estes *stalks* são enrolados em carreteis (ou bobinas) de embarcações que os transportam à locação da instalação. Isto faz do *Reel-Lay* um método de instalação *offshore* para lançamento de dutos rígidos bastante eficiente quanto ao tempo de instalação e ao custo efetivo da obra, pois todos os processos de fabricação, tais como a montagem, soldagem, inspeção e revestimento são realizados em terra (PERMANA, 2013).



Figura II.4: *Stalks* formados a partir de tramos de duto de 12 metros (RAMOS *et al.*, 2010)

No método *Reel-lay*, as embarcações de lançamento são equipadas com carretéis que podem, normalmente, armazenar e transportar cerca de 20 quilômetros desses *stalks*, conforme mostrado na Figura II.5.



Figura II.5: Foto de enrolamento na embarcação Skandi Navica (RAMOS *et al.*, 2010)

Entretanto, o método de instalação *Reel-Lay* também possui desvantagens. Normalmente, as embarcações de lançamento possuem carretéis com diâmetros que variam de 7 a 10 metros. Com isso, este método é limitado ao armazenamento de linhas submarinas de diâmetros de até 16 polegadas, pois o processo de enrolamento do duto (*spooling*) impõe níveis elevados de deformações ao material, que podem causar problemas relacionados à sua resistência mecânica à fratura e à fadiga. Também não é possível considerar revestimento de concreto em uma linha submarina que necessite de intervenções para garantir a sua estabilidade lateral, uma vez que o revestimento não resistiria às deformações impostas (GOUVEIA, 2010).

O presente trabalho é estruturado com base nos estudos do comportamento mecânico de dutos rígidos submetidos às deformações impostas pelo método *Reel-Lay* e nas suas implicações quanto à fratura e à fadiga.

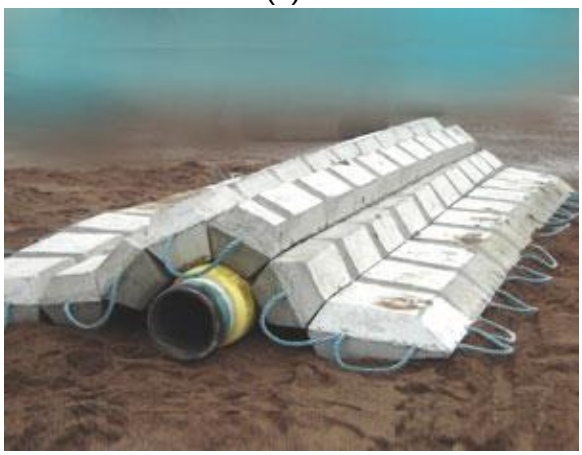
II.4 Levantamento e Análise dos Vãos Livres

Um vão livre é formado quando o lançamento do duto submarino é realizado sobre uma região onde o leito marinho apresenta depressões ou rugosidades (PALMER e KING, 2008), conforme representados na Figura II.1. O levantamento e a avaliação da eventual mitigação destes fazem-se necessárias a fim de se manter a integridade estrutural do duto.

Segundo PALMER e KING (2008) as operações de correção de vão livres podem consistir da estabilização destes por meio da contenção do duto através da sobreposição de camadas de rochas (rock dumping), ou promover o apoio do duto com a instalação de bolsões de concreto (*grout bags*) – Figura II.6(a) –, colchões (*mattresses*) – Figura II.6(b) – ou através de suportes mecânicos – Figura II.6(c).



(a)



(b)



(c)

Figura II.6: (a) *Grout Bag* e (c) Suporte Mecânico (GOUVEIA, 2010)
(b) *Mattress* (http://www.subseaprotectionsystems.co.uk)

O custo dos equipamentos e da mobilização para promover as intervenções em um grande número de vãos livres pode tornar-se oneroso para um projeto ou até mesmo inviabilizá-lo. Portanto, uma seleção criteriosa da rota de lançamento permite minimizar o impacto gerado pela intervenção em vãos livres.

II.5 Estabilidade do Duto no Leito Marinho

Segundo PALMER e KING (2008), um duto submarino assentado sobre o leito marinho deve ser estável em todas as condições experimentadas durante sua vida útil. Se o duto for muito leve, há a possibilidade que este se desloque lateralmente sob ação das ondas e da correnteza. Por outro lado, se o duto for muito pesado, os custos de construção e instalação se tornarão mais elevados.

Com o intuito de garantir a estabilidade do duto submarino, o projetista pode prever o aumento de peso da linha através da adição de camadas de revestimento de concreto, que, além de auxiliar a estabilidade, garante a proteção mecânica do revestimento anticorrosivo e aumenta a rigidez da linha. Alternativamente, pode-se aumentar o peso submerso da linha a partir do aumento de espessura da parede do duto, embora esta opção possa não ser economicamente vantajosa.

Para aumentar a estabilidade da linha, pode-se considerar o entrincheiramento da linha submarina ao lançá-la em valas no leito marinho, podendo, posteriormente, cobri-la com solo ou rochas, enterrando-a ou, ainda, pode-se considerar a utilização de colchões (*mattresses*), como apresentado na Figura II.6(c). Estas medidas praticamente eliminam a possibilidade de instabilidade o duto sobre o leito marinho.

II.6 Proteção Catódica

Segundo PALMER e KING (2008), o revestimento exterior ao duto submarino é a primeira barreira contra a corrosão. A proteção catódica previne à corrosão externa em áreas onde o revestimento pode estar danificado ou ausente. A proteção ocorre através dos elétrons cedidos à reação catódica que se dá pelo processo normal de corrosão. Os elétrons são transferidos por meio da fuga de corrente através do duto, e o circuito elétrico é fechado com a utilização de um anodo através do qual a corrente é transmitida para o meio externo. O anodo corrói e fornece elétrons para a reação.

II.7 Avaliação da vida à fadiga

O fluxo d'água que percorre o duto suspenso através de um vão livre induz à formação de vórtices a uma taxa determinada pela velocidade do fluxo. Forças hidrodinâmicas acompanham a formação de vórtices ao redor do duto que induzem forças oscilatórias neste. A componente vertical da força induzida por vórtices no topo do duto está na direção oposta à força induzida por vórtices abaixo do corpo, enquanto as componentes horizontais destas forças tem a mesma direção (PALMER e KING, 2008).

Um duto suspenso através de um vão livre é livre para oscilar tanto no plano vertical quanto no plano horizontal. Se a frequência de excitação das forças hidrodinâmicas supracitadas for aproximada à frequência natural de excitação do vão (sistema leito marinho + duto), é possível que ocorra oscilações no duto. Os movimentos causados, apesar de

induzirem pequenas variações de tensões, podem comprometer a vida à fadiga do duto, principalmente nas regiões de solda (GOUVEIA, 2010).

II.8 Análise de Flambagem Termomecânica

Em locações cada vez mais remotas e profundas, os dutos submarinos têm experimentado condições cada vez mais adversas: fluidos corrosivos, altas pressões e temperaturas. Neste cenário, a elevada pressão e temperatura ao longo da linha submarina pode aumentar significativamente o potencial de flambagem térmica (GOUVEIA, 2010).

O fenômeno de flambagem é devida ao aumento da temperatura na parede do duto que promove a dilatação axial deste, que é total ou parcialmente impedida pelo atrito com o leito marinho. Isto acarreta no surgimento de forças axiais compressivas na parede do duto que serão maiores quanto maior for a temperatura, podendo levar a linha submarina a apresentar comportamento instável.

Segundo PALMER e KING (2008), um duto enterrado pode erguer-se e surgir na superfície do leito marinho, pois a resistência lateral ao deslocamento promovida pelo solo é muito grande o que faz com que a flambagem no plano vertical (*upheaval buckling*) seja dominante. O duto assentado sobre o leito marinho pode experimentar tanto a ocorrência da flambagem no plano vertical, assim como no caso anterior, quanto no plano horizontal (*lateral buckling*). Os principais modos de flambagem em dutos submersos são ilustrados esquematicamente na Figura II.7.

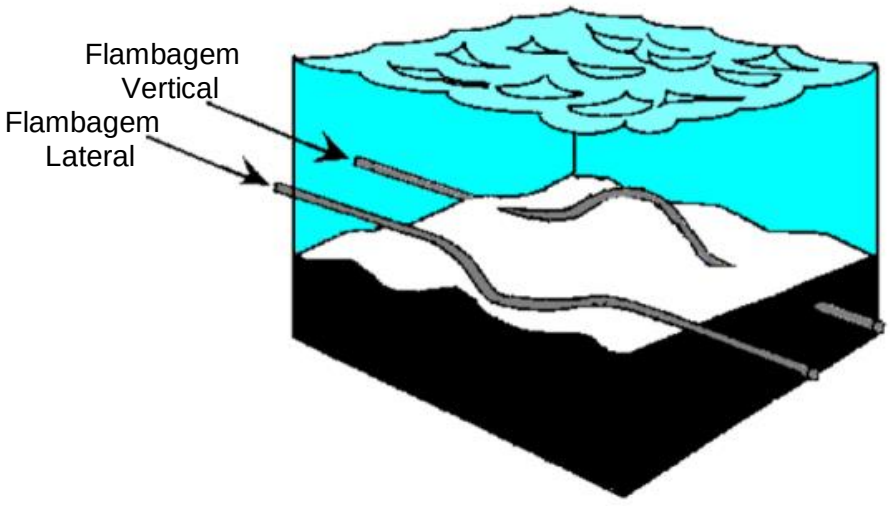


Figura II.7: Modos de flambagem em dutos submersos (GARMBIS, 2012)

Capítulo III - Detalhamento do Problema Estudado

Conforme descrito no Capítulo II, a operação de enrolamento (*spooling*) do duto rígido resulta em deformações plásticas permanentes em seu material. Esta condição dever ser considerada na avaliação de integridade estrutural da linha submarina, pois sua resistência à fratura e à fadiga pode ser comprometida.

III.1 Etapas da Instalação pelo Método Reel-Lay

Ainda na base de fabricação, os extensos tramos de linhas submarinas, ou *stalks*, são submetidos ao processo de bobinamento (*spooling*), acondicionando-os na embarcação para posterior transporte à locação de instalação. Este processo é constituído das seguintes etapas:

1ª. A embarcação recebe a linha em sua rampa lançamento a partir da conexão da extremidade livre do cabo de um guincho embarcado à cabeça de tração da extremidade da linha submarina ainda em terra;
2ª. A extremidade da linha é guiada pelo interior da torre de lançamento, passando por dentro dos equipamentos conhecidos como tensionadores (*tensioners*) e retificador (*straightener*);
3ª. Os tensionadores se fecham sobre a linha submarina, auxiliando no recebimento da linha a partir da base e promovendo maior segurança à operação;
4ª. Então, ao passar por estes equipamentos, a linha é curvada forçadamente ao ser direcionada à passagem por cima do alinhador (*aligner*), etapa em que experimenta grandes deformações;
5ª. De maneira a guiar esta extremidade da linha submarina ao carretel, após a passagem pelo alinhador, o guincho embarcado traciona a linha, levando-a ao carretel e corrigindo a curvatura promovida na etapa anterior;
6ª. Finalmente, a cabeça de tração desta extremidade da linha submarina é fixado ao carretel, que gira, tracionando-a e acomodando-a sobre o tambor, resultando em uma nova etapa em que grandes deformações são induzidas.

O processo de desbobinamento, quando da instalação da linha submarina no leito marinho, sucede-se em ordem contrária. Deve-se destacar que durante a instalação, após a passagem pelo *aligner*, a linha passa pelo *straightener*, que remove a curvatura residual existente no duto e o lança ao mar (CHARNAUX, 2008).

Os equipamentos acima mencionados podem ser observados na Figura III.1 e as principais características de embarcações disponíveis no mercado de instalação e construção *offshore* podem ser encontradas na Tabela III.1.

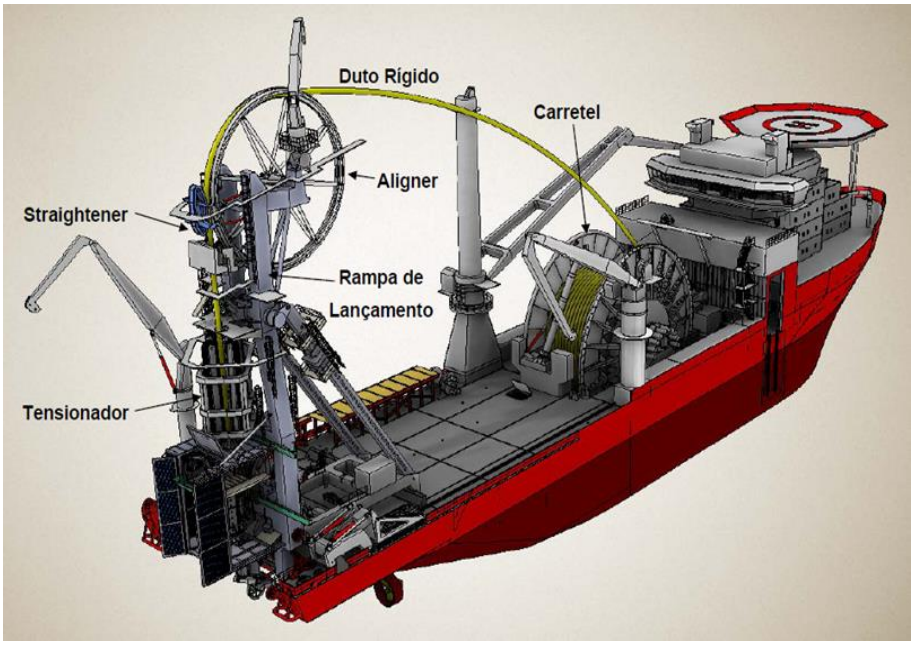


Figura III.1: Equipamentos de lançamento na embarcação Seven Oceans (RAMOS *et al.*, 2010)

Tabela III.1: Principais características de navios capacitados para *Reel-Lay*
(Kyriakides, 2007, *apud* Permana, 2013)

Especificações	Apache	Chickasaw	Deep Blue	Hercules	Skandi Navica	Seven Oceans
Tipo de Carretel	Vertical	Horizontal	2 Verticais	Horizontal	Vertical	Vertical
Raio do Carretel [d, m]	8,23	6,1 (7,2)	9,75	9	7,5	9
Raio do Flange [m]	12,5	12,2	-	17,5	12,5	14
Largura do Carretel [m]	6,5	3,35	-	7	6,7	10
Raio da Rampa [m]	10	(1)	9	(1)	-	9
Capacidade de Duto [tf]	2000	2500	2x 2500	6500	2500	3500
Diâmetros de Duto [pol.]	4-16	2-12,75	4-18	4-18	4-16	4-16
Tensão/Carretel [tf]	84-128	-	-	-	100	100
Tensão/Tensionador [tf]	72	82	2x 275	544	37	400
Dados de Operação	1979	1970	2001	2001	2001	2007

Nota (1): A curvatura reversa do duto é aproximadamente a curvatura que promove o escoamento da seção.

O diâmetro do tambor do carretel é um dos parâmetros de projeto mais importantes a ser avaliado, pois a deformação máxima imposta durante o acondicionamento da linha submarina é inversamente proporcional ao diâmetro do tambor. Embora o método *Reel-Lay* submeta estas linhas a grandes deformações de maneira controlada, as possibilidades de falhas nestes dutos devem ser avaliadas.

III.1.1 Tipos de Falhas

Uma linha submarina deve ser resistente o suficiente para suportar as cargas aplicadas, levando em conta a fabricação, transporte, armazenamento e operação, ao longo de toda sua vida útil, garantindo a integridade da tubulação.

Instabilidades, decorrentes principalmente da flambagem localizada, limitam o carregamento e a deformação destas tubulações.

Dutos rígidos submetidos ao curvamento podem experimentar uma mudança em seu estado de equilíbrio, resultando em alterações dimensionais, dentre as quais se podem citar o achatamento da seção transversal e a redução de espessura. A ovalização, que consiste no desvio do perímetro circular, é inversamente proporcional à relação raio de curvamento/diâmetro do duto e diretamente proporcional a relação diâmetro do duto/espessura de parede do duto (RAMOS *et al.*, 2011).

É possível verificar uma redução da resistência e da rigidez à flexão com o aumento da curvatura, induzida pela diminuição do momento de inércia (VEIGA, 2008). Este fenômeno não linear é ilustrado na Figura III.2 e é conhecido como Efeito Brazier.

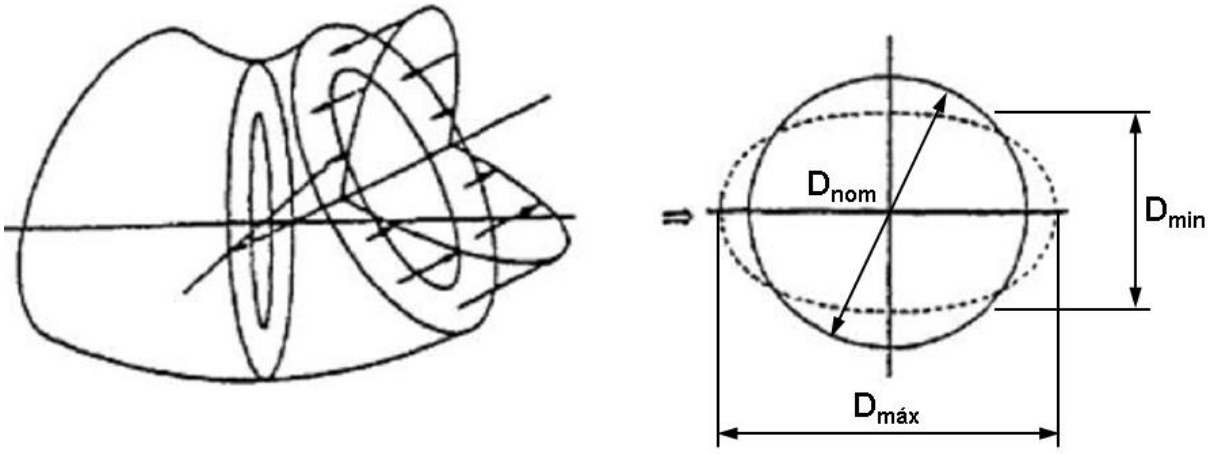


Figura III.2: Efeito Brazier
(Adaptado de DUBINĂ e IVÁNYI, 1999, *apud* RAMOS *et al.*, 2010)

onde D_{nom} é o diâmetro nominal do duto, D_{min} e $D_{máx}$ são, respectivamente, o menor e o maior diâmetro da seção após sua ovalização.

Quando sob curvamento, o duto é submetido a uma combinação de esforços trativos no extradorso e a esforços compressivos no intradorso que podem causar uma alteração em sua seção, induzindo o deslocamento da linha neutra em relação ao centro de curvatura.

Além das consequências dimensionais acima listadas, pode-se citar o enrugamento da parede do duto. Tal falha é mais frequentemente associada a dutos com espessuras de parede mais finas, quando o seu limite de carregamento é excedido. Este modo de flambagem localizada é ilustrado na Figura III.3.



Figura III.3: Ilustração do enrugamento induzido pelo curvamento (KYRIAKIDES, 2007)

Dutos rígidos sob curvamento podem apresentar, ainda, outras variações de modos de falha por flambagem localizada. A Figura III.4 ilustra estes modos de falha em dutos com diferentes espessuras de parede:

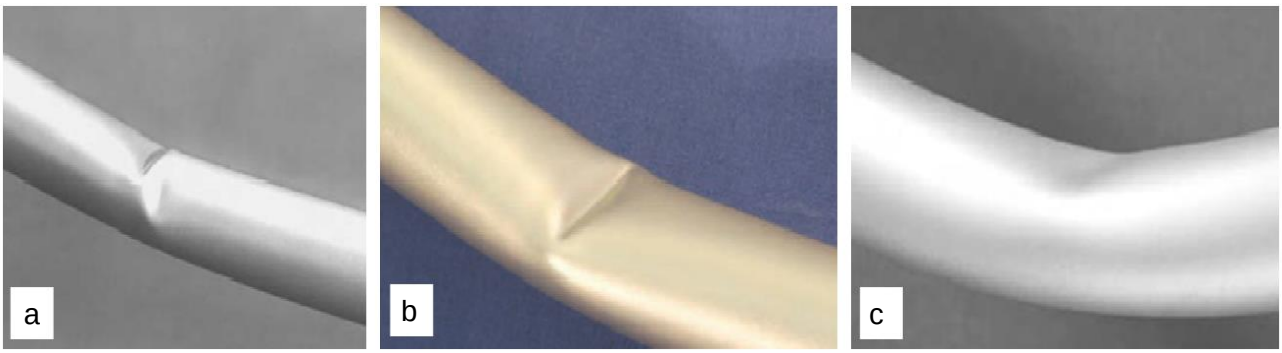


Figura III.4: Exemplos de falhas decorrentes de vincamentos em dutos com espessura de parede: (a) fina; (b) intermediária; (c) grossa (KYRIAKIDES, 2007)

Uma linha submarina também está propensa às falhas decorrentes de descontinuidades, ou defeitos, em suas juntas soldadas. Estas descontinuidades devem-se à

falta de homogeneidade de características físicas e metalúrgicas da solda e, geralmente, são classificadas quanto às suas características dimensionais e estruturais. As descontinuidades em juntas soldadas são típicos locais concentradores de tensões que induzem sobrecargas da seção em que estão contidas.

Segundo GOUVEIA (2010), as descontinuidades de natureza dimensional são devidas à distorções, preparação incorreta da junta, tamanho e perfil incorreto da solda. Quanto à natureza estrutural, as descontinuidades são devidas à porosidades, inclusão de escória, falta de fusão, falta de penetração, mordedura e trincas. Neste caso, a falha envolve o crescimento estável da trinca por rasgamento dúctil acompanhado pela fratura instável, que ocorre sob condições específicas de carregamento aplicado, dimensões da trinca e tenacidade à fratura. A Figura III.3 ilustra um caso típico deste tipo de falha.



Figura III.5: Falha por fatura instável durante o lançamento de um duto (GARMBIS, 2012)

Falhas devido ao colapso plástico ocorrem quando um valor crítico de deformação plástica é atingido no ligamento remanescente do componente. O defeito é considerado como uma lacuna na área resistente. O carregamento que causa o colapso plástico depende das propriedades mecânicas do material do duto e da geometria do defeito.

III.1.1.1 Categorização de Falhas por Deslocamento Prescrito

A categorização dos modos de falha é proposto para facilitar o entendimento da resposta do material às solicitações de deformação trativa. Segundo PRCI (2011), ao observar ensaios de grande escala, pôde-se definir quatro categorias de modos de falha em solicitações sob deformação trativa, são elas:

Categoria I (falha do corpo do duto): Nos casos de pequenos defeitos, a força motriz promove o crescimento destes a partir da aplicação inicial de deformação remota. Esta força pode tornar-se saturada ao passo que o material adjacente absorve a energia de deformação. Quase todo o acréscimo subsequente de deslocamento longitudinal promove somente a deformação do duto, levando à falha do corpo deste. A força motriz não é suficientemente alta para causar a falha da seção trincada.

Categoria II (falha no defeito com seu crescimento limitado): Nos casos de defeitos rasos e longos ou profundos e curtos, há um balanço entre a força motriz requerida para o crescimento da trinca e o nível de deformação do corpo do duto. Há um crescimento limitado quando a solicitação aplicada aproxima-se do máximo carregamento. Este equilíbrio entre o nível de deformação da seção trincada e do corpo do duto significa que a locação de uma eventual falha é dependente do encruamento do material. Embora a falha ocorra na seção trincada, pode-se observar um perfil uniforme de deformação ao longo do duto.

Categoria III (falha no defeito com pequeno crescimento esperado): O acréscimo da força motriz é gradual após o escoamento generalizado do corpo do duto devido ao crescimento gradual da deformação remota. O defeito pode falhar (1) seja pela instabilidade local, *e.g.* o defeito transpassa a parede do duto, mas a capacidade de carregamento do corpo ainda pode aumentar, (2) seja pela instabilidade global se a solicitação do corpo se dá por carregamento controlado, *e.g.* rápida propagação circunferencial da trinca.

Categoria IV (falha no defeito no regime das deformações elásticas): Se o defeito possui grandes dimensões, o crescimento da força motriz pode ser irrestrito. A aplicação da deformação remota é quase que inteiramente aplicada na seção trincada. A deformação que leva à falha é aproximada, senão menor, à deformação do escoamento.

A Figura III.6 ilustra a resposta do material às solicitações de deformação trativa para cada categoria descrita acima:

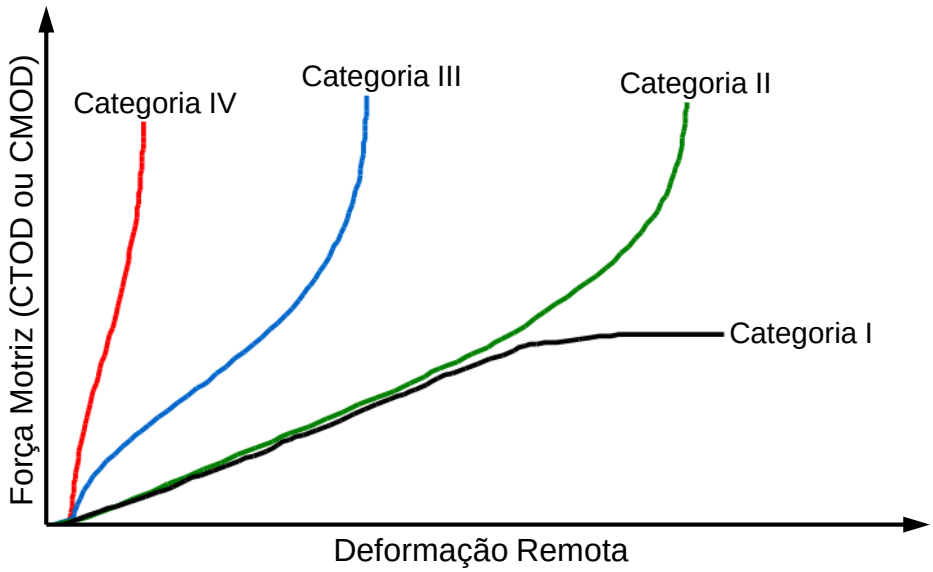


Figura III.6: Categorias das respostas em termos da força motriz *vs* deformação remota (Adaptada de PRCI, 2011)

Capítulo IV - Conceitos da Mecânica da Fratura

Os componentes mecânicos e as estruturas em geral apresentam descontinuidades, trincas e outros defeitos provenientes de sua fabricação. Tais componentes são normalmente dimensionados para atender critérios convencionais de projeto, como: os estados limites de escoamento, resistência à tração e ao cisalhamento do material, além das tensões limites de flambagem elástica. Estes critérios são satisfatórios quando se trata de membros estruturais em que não estão previstas ocorrências de trincas ou defeitos. A presença de descontinuidades resulta em regiões que concentram tensões e propiciam condições que podem levar um membro estrutural à fratura mesmo quando estes são submetidos à tensões menores que aquelas para os quais fora projetado (BASTIAN, 1978).

Para tornar o projeto estrutural mais consistente, compensando as inadequações inerentes aos critérios de avaliação convencionais, desenvolveram-se teorias baseadas na mecânica da fratura linear elástica (BRANCO, 1986, *apud* GOUVEIA, 2010).

A mecânica da fratura linear elástica (MFLE) aplica-se tipicamente aos materiais frágeis que contêm trincas e defeitos e às ligas metálicas de alta e altíssima resistência mecânica e baixa tenacidade à fratura, cujo tamanho da região plastificada na ponta da trinca é pequeno em relação à espessura do componente, de modo a prevalecer um estado plano de deformação na ponta da trinca (BASTIAN, 1978).

Com a redução da resistência mecânica e o aumento da tenacidade à fratura, tem-se o aumento da região plástica e, consequentemente, o afastamento das condições de utilização da MFLE. Desta forma, alguns conceitos adotados na MFLE devem ser adaptados para representar tal comportamento.

No que concerne ao regime de deformação no componente trincado, a Mecânica da Fratura pode ser dividida em duas grandes áreas: a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). A seguir, apresenta-se uma breve descrição dos principais parâmetros utilizados na caracterização da fratura de acordo com as abordagens da MFLE e da MFEP.

IV.1 Parâmetro Elástico-Linear: O Fator Intensidade de Tensão K

Os campos de tensão ao redor da ponta da trinca são devidos a três modos principais de carregamentos, conforme apresentado na Figura IV.1:

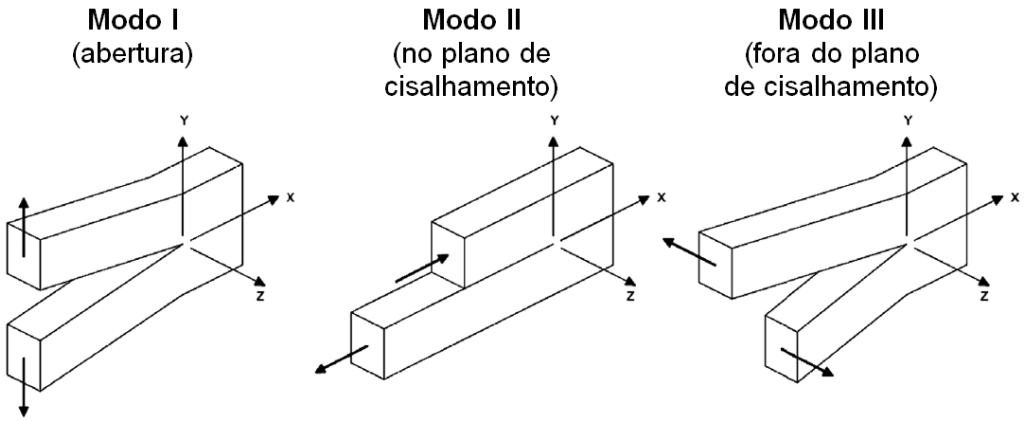


Figura IV.1: Modos básicos de carregamento em trincas
(Adaptado de GOUVEIA, 2010)

O modo I ocorre devido a esforços de tração, caracterizando-se pela abertura da ponta da trinca, cujo deslocamento da superfície da trinca é perpendicular ao plano da trinca.

O modo II ocorre devido ao cisalhamento puro, caracterizando-se pelos deslocamentos das superfícies da trinca paralelamente entre si e perpendicularmente à frente de propagação.

O modo III é ocorre devido a esforços de rasgamento, caracterizando-se pelo deslocamento da superfície da trinca perpendicularmente à direção de solicitação.

Segundo BROEK (1984) o caso de carregamento I é o modo solicitado na maioria das ocorrências de falhas. No entanto, o desenvolvimento da falha pode ocorrer pela combinação linear desses três modos.

A descrição do estado de tensão nas proximidades da ponta da trinca foi desenvolvida no trabalho conduzido por WESTERGAARD-IRWIN, cujas soluções em coordenadas polares para o modo I de carregamento são as seguintes:

$$\sigma_{xx} = \sigma\sqrt{\frac{a}{2r}}\cos\frac{\theta}{2}\left(1-\operatorname{sen}\frac{\theta}{2}\operatorname{sen}\frac{3\theta}{2}\right) \qquad \text{(IV.1)}$$

$$\sigma_{yy} = \sigma\sqrt{\frac{a}{2r}}\cos\frac{\theta}{2}\left(1+\operatorname{sen}\frac{\theta}{2}\operatorname{sen}\frac{3\theta}{2}\right)$$

$$\tau_{xy} = \sigma\sqrt{\frac{a}{2r}}\cos\frac{\theta}{2}\,\mathrm{sen}\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2}$$

onde σ_{xx}, σ_{yy}, τ_{xy} são as componentes da tensão em um elemento material avaliado a uma distância r e orientado de um ângulo θ da ponta da trinca; a é a profundidade da trinca, e; σ representa a tensão axial remota aplicada, conforme ilustrado na Figura IV.2.

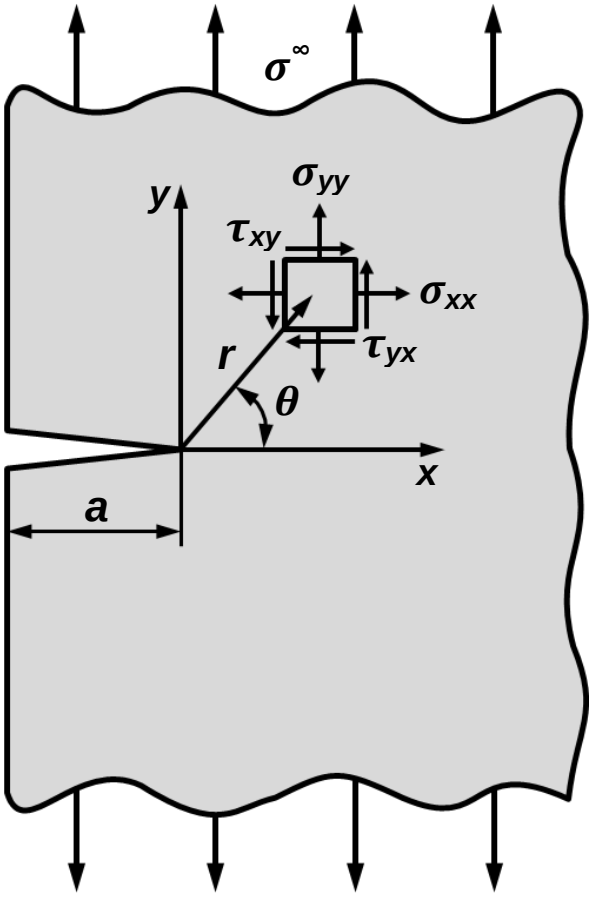


Figura IV.2: Sistema de coordenadas para caracterização do estado de tensões na ponta da trinca
(Adaptado de ANDERSON, 2005)

Observa-se a partir destas equações que, em regime linear elástico, as tensões em torno da extremidade da trinca são proporcionais à tensão aplicada σ e variam com a raiz quadrada do tamanho da trinca. Nota-se, também, que as tensões tendem a infinito quando r tende a zero, e ainda, para θ igual a zero, a tensão σ_{yy} tende a zero quando r torna-se muito grande. Estas singularidades mostram que as equações são válidas apenas no entorno da extremidade da trinca.

As equações (IV.1) podem ser reescritas na forma generalizada conforme abaixo:

$$\sigma_{ij} = \sigma\sqrt{\frac{a}{2r}} f_{ij}(\theta) \qquad \text{(IV.2)}$$

onde os índices *i* e *j* assumem os valores 1 e 2, associados às direções principais no plano, e *f* representa uma função adimensional dependente de *θ*.

Segundo BASTIAN (1978), IRWIN verificou que se podia definir o campo de tensões se a parcela $\sigma\sqrt{a}$ fosse conhecida – um termo correspondente à tensão externa aplicada e outro correspondente à dimensão da trinca. Isto porque o termo $\sqrt{\frac{1}{2r}} f_{ij}(\theta)$ é função unicamente da posição do ponto em que se avaliam as tensões.

A partir dessa constatação, IRWIN definiu o fator de intensidade de tensão, *K*, que no modo de carregamento I é dado por:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \qquad \text{(IV.3)}$$

Assim, a Eq. (IV.2) pode ser reescrita como:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \qquad \text{(IV.4)}$$

Deste modo, o fator intensidade de tensões, *K*, define de maneira inequívoca o estado de tensões na região que se processa a fratura de componentes que apresentam comportamento linear elástico, podendo, assim, ser utilizado como um parâmetro para caracterização da fratura; e ao valor limite em que ocorre a fratura dá-se o nome de tenacidade à fratura do material, K_{Ic}.

Estas expressões, no entanto, foram concebidas para descrever o estado de tensões na região do defeito em componentes de dimensões infinitas submetidos a carregamentos remotos. Alternativamente, pode-se reescrever a Eq. (IV.3) de modo a incluir o efeito geométrico:

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \qquad \text{(IV.5)}$$

onde *Y* é um fator de correção que leva em consideração as dimensões da geometria do componente. Diversos compêndios disponibilizam soluções para diversas geometrias e modos de carregamento.

IV.2 Parâmetro Elastoplástico: O *CTOD*

Quando WELLS (1961, *apud* ANDERSON, 2005) realizou experimentos para levantar os valores de K_{Ic} de aços estruturais constatou que estes materiais eram muito tenazes para serem caracterizados pela MFLE. Enquanto verificava os corpos de prova fraturados, percebeu que as faces da trinca se afastaram da sua posição inicial observada antes da fratura, o que era um indicativo de que a deformação plástica havia abaulado a trinca que era inicialmente afiada, conforme ilustrado na Figura IV.3. O nível de abaulamento da ponta da trinca havia aumentado na proporção da tenacidade do material. Esta observação levou WELLS a propor a abertura da ponta da trinca como um parâmetro da medida de tenacidade à fratura e da força motriz. Atualmente, este parâmetro é conhecido como *CTOD* (do inglês, *Crack Tip Open Displacement*).

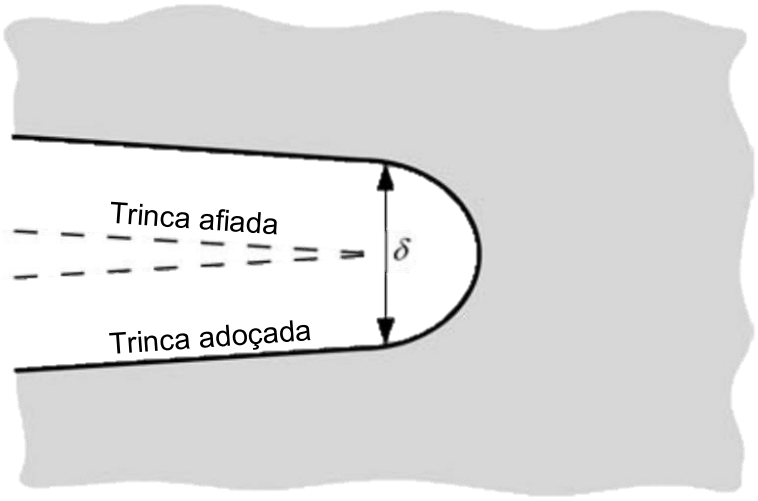


Figura IV.3: Uma trinca inicialmente afiada abaula com deformação plástica, resultando em um deslocamento finito δ na ponta da trinca (adaptado de ANDERSON, 2005)

Em seu trabalho, WELLS realizou uma análise aproximada da relação entre o *CTOD* e o fator intensidade de tensões, *K*, no limite do escoamento em pequena escala e IRWIN postulou que a trinca comporta-se como se fosse ligeiramente maior quando apresenta plasticidade em sua ponta. Assim, ao associar o campo de deslocamentos ao redor da ponta trinca à solução da zona plástica de IRWIN – que é dada pela solução do campo de tensões em uma região de raio *r* à frente da ponta da trinca no limiar do escoamento[2] –, pode-se obter a seguinte relação:

[2] Informações detalhadas podem ser encontradas em ANDERSON (2005).

$$\delta = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \tag{IV.6}$$

onde:

δ é o *CTOD*;

σ_y é a tensão de escoamento do material.

No modelo proposto por BURDEKIN e STONE (1966), o *CTOD* é definido como o deslocamento de abertura da trinca no final da faixa escoada[3], como na Figura IV.4.

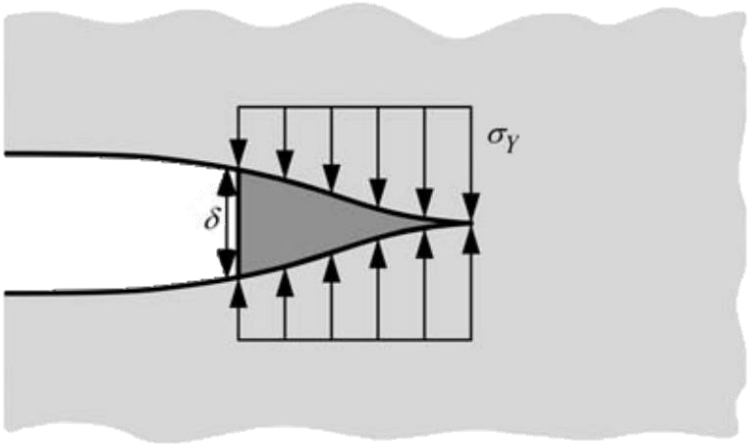


Figura IV.4: Modelo para estimativa do *CTOD* a partir do modelo da faixa escoada (Adaptado de ANDERSON, 2005)

De acordo com esta definição, o *CTOD* de uma trinca passante em uma placa infinita sujeita à tensão trativa remota é dado por:

$$\delta = \frac{8\sigma_y a}{\pi E} \ln \sec\left(\frac{\pi}{2}\frac{\sigma}{\sigma_y}\right) \tag{IV.7}$$

Expandindo o termo “ln sec” em séries e fazendo $\sigma/\sigma_y \rightarrow 0$ (pois a tensão aplicada que resulta no escoamento pode ser muito pequena), têm-se:

$$\delta = \frac{K_I^2}{\sigma_y E} \tag{IV.8}$$

Pode-se notar que os modelos desenvolvidos com base na hipótese da zona plástica de IRWIN e na hipótese do deslocamento promovido na faixa escoada diferem ligeiramente. Este

[3] Conforme tradução apresentada por CASTRO e MEGGIOLARO (2009) para “*strip yield*”.

último pressupõe condição de estado plano de tensão e um material que não obedece uma lei de encruamento. Contudo, a relação entre *CTOD* e K_I depende do estado de tensões e do endurecimento à deformação. Uma forma genérica de expressar a Eq. (IV.8) segue:

$$\delta = \frac{K_I^2}{m\sigma_y E'} \qquad \text{(IV.9)}$$

sendo

E' = E , para o estado plano de tensão, ou;

$E' = \frac{E}{\left(1-\nu^2\right)}$, para o estado plano de deformação

onde *m* é uma constante adimensional que é aproximadamente 1,0 para o estado plano de tensões e 2,0 para o estado plano de deformações.

O *CTOD* é um parâmetro de medida que caracteriza a tenacidade à fratura baseada em medições de deformação. A tal parâmetro deve-se a contribuição de uma parcela elástica e outra plástica. A parcela elástica é derivada do fator intensidade de tensão, *K*, definido pela Eq. (IV.9). A parcela plástica é determinada pela extensão da abertura da trinca, a qual se atribui a nomenclatura *CMOD* (do inglês, *Crack Mouth Open Displacement*). Tal medição é determinada ao assumir que as metades do corpo de prova comportam-se como corpo rígido e rotacionam em torno de um ponto central, conforme ilustrado na Figura IV.5.

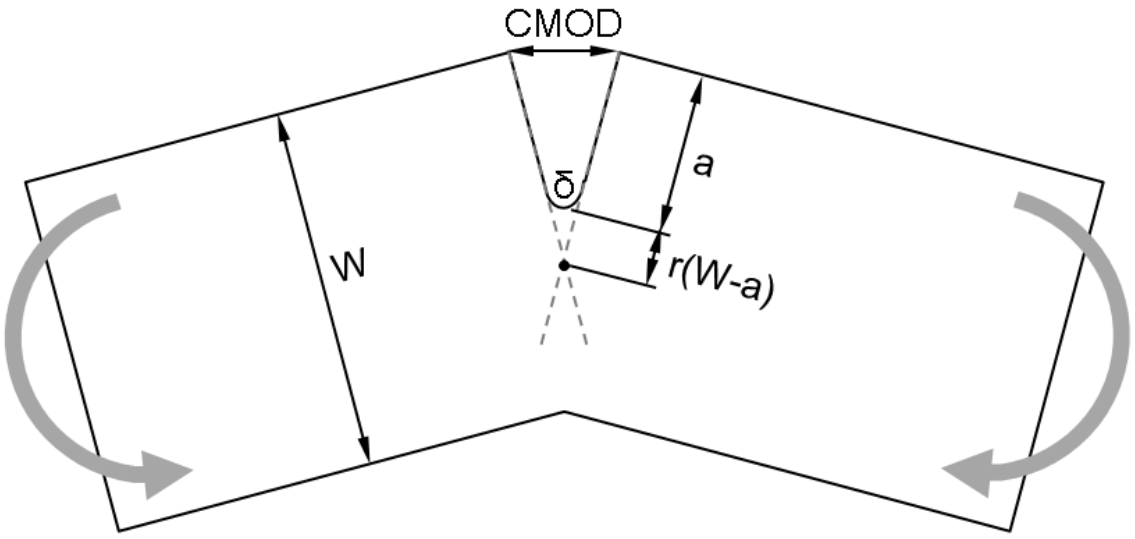


Figura IV.5: Modelo para estimativa do *CTOD* (Adaptado de ANDERSON, 2005)

Desta forma, a expressão que define a parcela plástica do *CTOD* é dada por:

$$\delta = \frac{r(W-a)\cdot CMOD}{r(W-a)+a} \qquad \text{(IV.10)}$$

Assim, o parâmetro que caracteriza a tenacidade à fratura, em termos do *CTOD*, pode ser descrito por:

$$\delta = \delta_e + \delta_p = \frac{K_I^2}{m\sigma_y E'} + \frac{r(W-a)\cdot CMOD}{r(W-a)+a} \qquad \text{(IV.11)}$$

IV.3 Parâmetro Elastoplástico: A Integral-J

De acordo com SAXENA (1998, *apud* GARMBIS, 2012), a constatação de que a fratura era acompanhada de um extensiva deformação plástica levou ao desenvolvimento de um parâmetro elastoplástico aplicado à materiais de alta ductilidade, para os quais a resistência a fratura aparente era muito superior àquelas obtidas a partir de ensaios de K_{Ic}.

O desenvolvimento dos fundamentos da MFEP deve-se à contribuição dos trabalhos de HUTCHINSON (1968), RICE (1968) e, RICE e ROSENGREN (1968). Em 1968, RICE propôs uma integral de linha independente do caminho de integração ao redor da ponta da trinca (Figura IV.6) para caracterizar a taxa de liberação de energia potencial em um material com comportamento elástico não-linear.

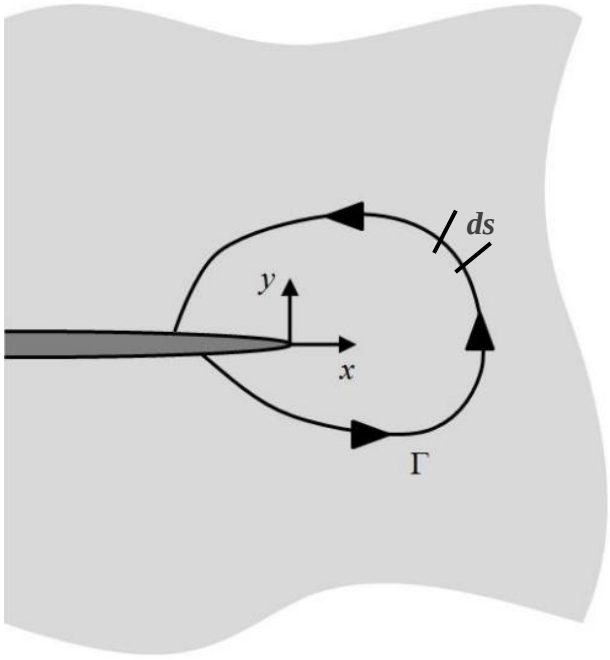


Figura IV.6: Contorno de integração fechado anti-horário ao redor da ponta da trinca para determinação da Integral-J (adaptado de CHIODO, 2009)

A essa integral foi dada o nome de *J* e é expressa como:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W_e dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \qquad \text{(IV.12)}$$

onde:

Γ é o caminho de integração no sentido anti-horário ao redor da ponta da trinca;

W_e é a energia de deformação;

T é o vetor de tração normal ao caminho de integração;

u é o vetor de deslocamento;

x e *y* são as direções ortogonais no plano cartesiano;

ds é o elemento de comprimento infinitesimal no caminho de integração.

RICE (1968) correlaciona, ainda, o parâmetro *J* ao fator intensidade de tensões, K_I, caracterizando *J* como um parâmetro associado à energia de fratura em materiais elásticos lineares sob condições de escoamento em pequena escala. Nestas circunstâncias, a relação entre *J* e K_I se assemelha àquela demonstrada por IRWIN[4] na MFLE:

$$J_e = \frac{K_I^2}{E'} \qquad \text{(IV.13)}$$

sendo

$E' = E$ (estado plano de tensão)

$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)}$ (estado plano de deformação)

onde:

J_e é a parcela elástica da Integral-J;

E é o módulo de elasticidade do material;

v, conforme definido anteriormente, é o coeficiente de Poisson.

Segundo ANDERSON (2005), ainda em 1968, HUTCHINSON, RICE e ROSENGREN demonstraram que *J* define o campo de tensões e deformações em uma região próxima à ponta da trinca em materiais elásticos não-lineares. Em seus trabalhos, os autores adotaram

[4] Informações detalhadas podem ser encontradas em ANDERSON (2005).

uma lei de potência que descrevesse o comportamento não-linear uniaxial do material, conforme a relação apresentada abaixo:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\varepsilon_e}{\varepsilon_0} + \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \qquad \text{(IV.14)}$$

onde:

σ_o é um valor de referência de tensão que geralmente é considerado ser o limite de escoamento do material;

ε_o é igual a σ_o/E;

α é uma constante adimensional conhecida como parâmetro elástico;

n é o expoente de endurecimento do material.

A Eq. (IV.14) acima é conhecida como equação de RAMBERG-OSGOOD (1943), e é amplamente utilizada para ajustar as curvas tensão *vs* deformação obtidas a partir de dados de ensaios.

HUTCHINSON, RICE e ROSENGREN (1968) demonstraram que, para manter o caminho de integração independente, o comportamento da tensão *vs* deformação deveria ser inversamente proporcional à proximidade da ponta da trinca. Em distâncias muito próximas à ponta da trinca, dentro da zona plástica, as deformações elásticas são muito pequenas em comparação à deformação total, fazendo com que o comportamento da tensão *vs* deformação obedeça a uma simples lei de potência. Estas duas condições implicam em nas seguintes relações de tensão e deformação à frente da ponta da trinca:

$$\sigma_{ij} = k_1 \left(\frac{J}{r}\right)^{\frac{1}{n+1}} \qquad \text{(IV.15)}$$

$$\varepsilon_{ij} = k_2 \left(\frac{J}{r}\right)^{\frac{n}{n+1}} \qquad \text{(IV.16)}$$

onde σ_{ij} e ε_{ij} são os tensores de tensões e deformações, respectivamente, e k_1 e k_2 são constantes de proporcionalidade. Para um material linear elástico, n = 1, e as Eqs. (IV.15) e (IV.16) preveem uma singularidade de $\frac{1}{\sqrt{r}}$, o que é consistente com a MFLE.

Ao rearranjar as Eqs. (IV.15) e (IV.16) de acordo com as condições de contorno apropriadas, os campos de tensão e deformação podem ser obtidos a partir das seguintes expressões:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \hat{\sigma}_{ij}(\theta,n) \qquad \text{(IV.17)}$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \varepsilon_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \hat{\varepsilon}_{ij}(\theta,n) \qquad \text{(IV.18)}$$

onde I_n é uma constante de integração que depende de n[5] e $\hat{\sigma}_{ij}$ e $\hat{\varepsilon}_{ij}$ são funções adimensionais dependentes de θ e n. Esta solução ficou conhecida como singularidade HRR (de HUTCHINSON, RICE e ROSENGREN) e se estende além dos limites da MFLE.

De forma análoga à apresentada na Seção IV.2, a Integral-J é um parâmetro de medição da tenacidade à fratura e da força motriz baseada na quantificação da energia de deformação, na qual também se pode observar uma parcela elástica e outra plástica. A parcela elástica é derivada do fator intensidade de tensão, K, enquanto a parcela plástica é definida através da curva carga *vs* deformação obtida a partir de ensaios. A região hachurada delimitada pela curva de carregamento, conforme ilustrado na Figura IV.7, determina a energia de deformação acumulada, U_p.

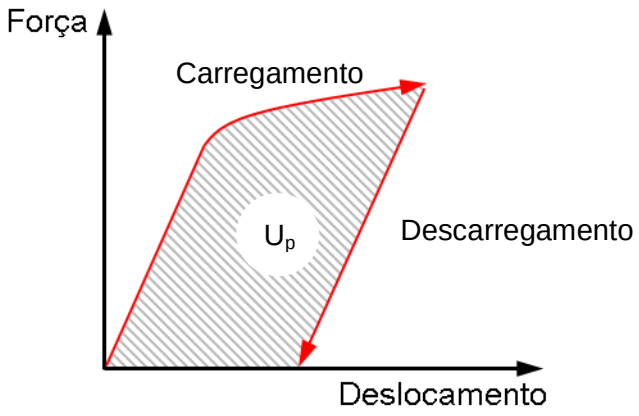


Figura IV.7: Energia de deformação acumulada (adaptado de GOUVEIA, 2010)

Deste modo, a Integral-J também pode ser definida como:

$$J = J_e + J_p = \frac{K^2}{\sigma_y \cdot E'} + \frac{\eta \cdot U_p}{B \cdot b_o} \qquad \text{(IV.19)}$$

onde:

[5] Informações detalhadas podem ser encontradas em ANDERSON (2005).

B é a espessura do corpo de prova;

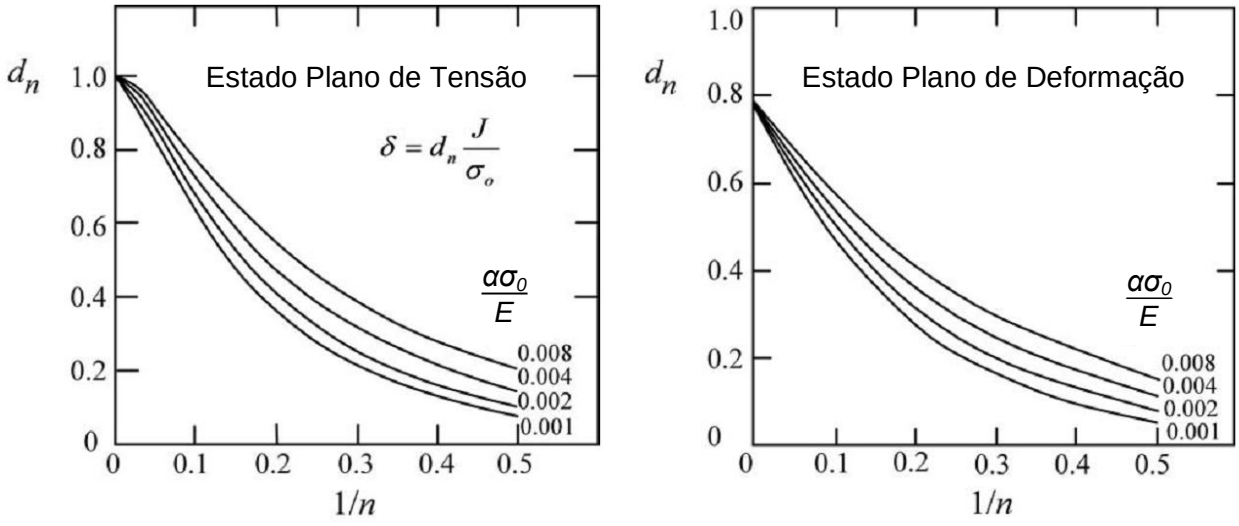
b_o é o ligamento remanescente;

η é uma constante adimensional – parâmetro plástico introduzido por SUMPTER e TURNER (1976).

Outra maneira de se obter o valor da Integral-J é a partir da conversão do valor de *CTOD*, como pode ser visto no trabalho de SHIH (1981) e mencionado por ANDERSON (2005). A relação expressa pela Eq. (IV.20) abaixo é uma alternativa para obtenção dos valores da Integral-J, ou *CTOD*, que pode ser aplicada além dos limites da MFLE.

$$\delta = \frac{d_n J}{\sigma_0} \qquad \text{(IV.20)}$$

onde d_n é uma constante adimensional, que pode ser obtida através da Figura IV.8. Observa-se que o valor de d_n é bastante influenciado pelo expoente de encruamento do material, *n*, e ligeiramente influenciado por $\frac{\alpha\sigma_0}{E}$, onde α é um fator adimensional denominado parâmetro elástico. Para valores de α diferentes de 1,0, a Eq. (IV.20) deve ser multiplicada por $\alpha^{1/n}$.



(a) (b)

Figura IV.8: Relação entre J e *CTOD* para (a) o estado plano tensão e (b) o estado plano de deformação (adaptado de ANDERSON, 2005)

Conforme visto anteriormente, o *CTOD* e a Integral-J são parâmetros adequados para a caracterização da fratura tanto no regime elástico, quanto no regime elastoplástico. Entretanto, à medida que a deformação plástica no componente se torna generalizada, o colapso da seção remanescente passa a governar o modo de falha.

Capítulo V - Critérios de Aceitação

Os dutos submetidos a curvamento podem estar sujeitos a diversos tipos de falhas. Instabilidades, decorrentes principalmente da flambagem localizada, e problemas decorrentes da fabricação limitam o carregamento e a deformação destas tubulações.

Quando um duto é submetido à flexão pura poderá ocorrer uma mudança em seu estado de equilíbrio, resultando em um achatamento da seção transversal. É possível verificar uma redução da resistência e da rigidez à flexão com o aumento da curvatura que induz a uma diminuição do momento de inércia e à mudança na geometria (BAI e HAUCH, 1999 e VEIGA, 2008).

Os níveis elevados de deformação plástica, induzidos pelo método *Reel-Lay*, podem causar o crescimento de defeitos que normalmente resultam dos processos de soldagem. De modo a garantir a integridade estrutural da linha submarina durante a instalação, estudos detalhados da aceitação destes defeitos são normalmente desenvolvidos através de procedimentos chamados de Avaliação Crítica de Engenharia (do inglês, *Engineering Critical Assessment*, ou ECA).

Segundo (GOUVEIA, 2010), a Avaliação Crítica de Engenharia permite:

- Especificar propriedades mínimas dos materiais;
- Especificar o nível tolerável de defeitos na solda;
- Determinar um intervalo de inspeções periódicas;
- Verificar o comportamento em serviço de defeitos existentes;
- Reproduzir a performance em serviço de um dado componente a fim de se avaliar o impacto de possíveis alterações na sua utilização, como por exemplo, extensão da vida em serviço.

Há muitas condições a serem consideradas em uma Avaliação Crítica de Engenharia, tais como: efeitos de excentricidade/desalinhamentos entre dutos, ovalização de dutos, efeitos de tensões residuais, diferenças entre a resistência mecânica do metal base e o metal de solda, as cargas cíclicas e extremas no qual o duto submarino será submetido ao longo de sua vida de projeto, dentre outros.

No entanto, este trabalho se restringe a conduzir uma investigação quanto ao comportamento de dutos rígidos com defeitos superficiais circunferenciais no metal base durante a fase de instalação.

Neste Capítulo são abordados os critérios de aceitação segundo a DNV-OS-F101 (2012) e a BS7910 (2005) para os dutos rígidos submetidos a ciclos envolvendo grandes deformações.

V.1 Ovalização

Os requerimentos apresentados na Seção 5 D1100 da DNV-OS-F101 (2012) estabelece que o achatamento devido ao curvamento, juntamente com a tolerância de excentricidade da fabricação de dutos não deve exceder 3%, *i.e.*:

$$f_o = \frac{D_{max} - D_{min}}{D} \leq 0{,}03 \tag{V.1}$$

V.2 Avaliação de Flambagem Local por Deslocamento Prescrito

O critério de aceitação quanto a flambagem local é baseado na Seção 5 D608 da DNV-OS-F101 (2012) e é quantificada em termos da deformação compressiva na parede do duto. A DNV-OS-F101 (2012) expressa a deformação característica pela equação apresentada abaixo:

$$\varepsilon_c = 0{,}78\left(\frac{t}{D}-0{,}01\right)\left(1+5{,}75\cdot\frac{p_{min}-p_e}{p_b(t)}\right)\alpha_h^{-1,5}\cdot\alpha_{gw} \tag{V.2}$$

onde:

D é o diâmetro externo do duto;

t é a espessura de parede do duto;

p_b é resistência à pressão do conteúdo, definido pela equação 5.8 da DNV-OS-F101 (2012);

p_e é a pressão externa;

p_{min} é a pressão interna mínima;

α_h é o mínimo valor de endurecimento devido à deformação, definido na Seção 5 D608 da DNV-OS-F101 (2012);

α_{gw} é o fator de solda circunferencial, definido na Seção 13 D1000 da DNV-OS-F101 (2012).

A deformação compressiva de projeto é calculada analiticamente pela seguinte equação:

$$\varepsilon_{Sd} = \varepsilon_F \cdot \gamma_F \cdot \gamma_C \tag{V.3}$$

onde:

γ_C é o fator do efeito da condição de carregamento, fornecido na Tabela 4.5 da DNV-OS-F101 (2012);

γ_F é o fator de efeito do carregamento para carregamento funcional, fornecido Tabela 4.4 da DNV-OS-F101 (2012);

ε_F é a resistência à deformação plástica acumulada;

ε_{Sd} é a deformação compressiva de projeto, definida pela equação (4.7) da DNV-OS-F101 (2012).

Os valores calculados devem satisfazer o critério abaixo:

$$\varepsilon_{Sd} \leq \frac{\varepsilon_c}{\gamma_\varepsilon} \tag{V.4}$$

onde:

ε_c é a resistência à deformação de curvamento característica, definida pela equação (5.30) da DNV-OS-F101 (2012);

γ_ε é o fator de resistência à deformação, fornecido na Tabela 5.10 da DNV-OS-F101 (2012).

Então, a relação abaixo deve satisfazer o critério de estado limite à flambagem local, conforme especificado na DNV-OS-F101 (2012):

$$\varepsilon_{carretel} \leq \frac{\varepsilon_c}{\gamma_\varepsilon \cdot \gamma_F \cdot \gamma_C} \tag{V.5}$$

onde:

γ_c é o fator do efeito da condição do carregamento, fornecido na Tabela 4.5 da DNV-OS-F101 (2012);

γ_F é o fator de efeito do carregamento para carregamento funcional, fornecido na Tabela 4.4 da DNV-OS-F101 (2012);

$\varepsilon_{carretel}$ é a deformação máxima promovida no processo de bobinamento.

V.3 Critérios de Aceitação do Defeito de Soldagem

A norma BS7910 (2005) estabelece três níveis de avaliação quanto à resistência à fratura. A escolha do nível de avaliação depende dos dados disponíveis referentes às propriedades dos materiais e do nível de conservadorismo envolvido nas análises.

O nível 1 é uma avaliação simplificada aplicável quando as informações a respeito das propriedades dos materiais não estão disponíveis e se aplica a componentes com deformação plástica limitada. Geralmente, este nível de avaliação é empregado em cálculos preliminares.

O nível 2 é o procedimento mais usual de avaliação à fratura e requisito mínimo para aplicações para dutos submarinos. Este nível de avaliação é adequado às análises das condições de carregamento cujas deformações resultantes são inferiores ou iguais a 1%, condição em que não se espera o crescimento do defeito por rasgamento dúctil. As abordagens de avaliação do nível 2 distinguem-se pela utilização de um diagrama de avaliação de falhas (do inglês, *Failure Assessment Diagram*, ou FAD, detalhado adiante) generalizado que requer o limite de escoamento, a tensão última e a tenacidade do material e para sua elaboração (nível 2A); e pela utilização de um FAD específico que requer para sua elaboração, além dos dados fornecidos na avaliação do nível 2A, a curva tensão *vs* deformação do material (nível 2B).

Por outro lado, se o nível de deformação no duto submarino exceder 1% – valores típicos de dutos submetidos ao processo de *Reeling* –, a DNV-OS-F101 (2012) requer que a avaliação à fratura seja conduzida segundo as diretrizes do nível 3, pois este nível de avaliação considera o crescimento do defeito por rasgamento dúctil em materiais de alta ductilidade quando submetidos a grandes deformações plásticas. Há, ainda, a disitinção do nível 3 de avaliação em 3A, 3B e 3C. Os dois primeiros correspondem às avaliações através dos FAD's dos níveis 2A e 2B, respectivamente, porém contemplam o efeito do crescimento estável da trinca na análise. O nível 3C define um diagrama FAD específico para um material e geometria particulares através da obtenção dos valores da Integral-J a partir de análises lineares elásticas e elastoplásticas de um componente que contenha um defeito sob carregamento.

Os FAD's, ou *Failure Assessment Diagrams*, são diagramas de avaliação baseados nos princípios da Mecânica da Fratura (BS7910, 2005) que levam em conta a interação entre a plastificação localizada na ponta da trinca e a deformação em larga escala que leva ao colapso plástico da estrutura. As definições das curvas que representam tais diagramas se encontram a seguir:

- Nível 1A:

O defeito é considerado aceitável se a razão de fratura, K_r ou $\sqrt{\delta_r}$, for menor que 0,707 e se a razão da tensão de referência pelo *fluxo de resistência*[6], S_r, for menor que 0,8.

[6] O fluxo de resistência é definido na BS7910 (2005) como a média aritmética da tensão de escoamento e a tensão última do material, desde que este valor não exceda $1{,}2\sigma_y$.

Para cada análise do defeito solicitado é gerado um ponto de avaliação. Se um ponto avaliado estiver contido no domínio acima descrito, diz-se que o defeito associado é considerado aceitável. A Figura V.1abaixo ilustra o diagrama FAD do nível 1A de avaliação:

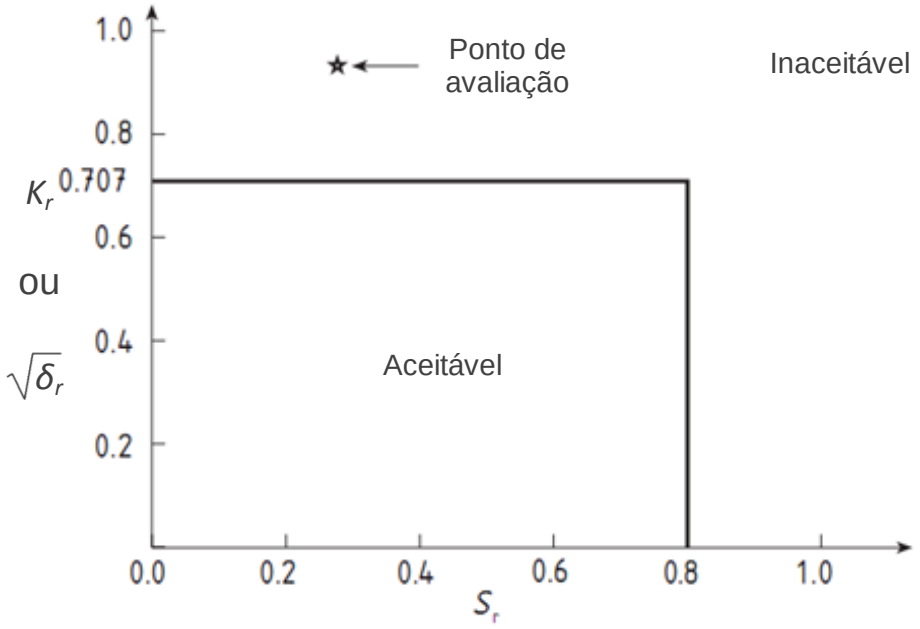


Figura V.1: Diagrama FAD do nível 1A de avaliação (adaptado da BS7910, 2005)

Por não ser o nível de avaliação aplicável ao estudo proposto neste trabalho, o conjunto de equações que descrevem este procedimento não serão exploradas neste texto. A BS7910 (2005) apresenta uma descrição detalhada deste nível de verificação.

- Nível 2A (e nível 3A):

Diferentemente do nível 1A, o diagrama do nível 2A não apresenta um formato retangular. O diagrama deste nível de avaliação apresenta um formato curvilíneo decorrente da interação da plastificação localizada a frente da trinca e da deformação em larga escala que leva o componente ao colapso plástico. As Eqs. (V.6) e (V.7) incorporam o efeito desta interação em sua formulação:

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = \left(1\text{-}0{,}14L_r^2\right)\left[0{,}3+0{,}7\exp\left(\text{-}0{,}65L_r^6\right)\right], \text{ para } L_r \leq L_{r,max} \qquad \text{(V.6)}$$

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = 0, \text{ para } L_r > L_{r,max} \qquad \text{(V.7)}$$

O diagrama FAD possui um valor limite $L_{r,max}$ que representa o limite para o colapso plástico, que é definido por:

$$L_{r,max} = \frac{\sigma_u + \sigma_y}{2 \cdot \sigma_y} \quad \text{(V.8)}$$

Quando o carregamento é aplicado através de deslocamento controlado, o Apêndice A da DNV-OS-F101 (2012), Seção D208, define a razão de colapso plástico como:

$$L_{r,max} = \frac{\sigma_u}{\sigma_y} \quad \text{(V.9)}$$

A Figura V.2 abaixo ilustra um diagrama FAD genérico do nível 2A de avaliação à fratura:

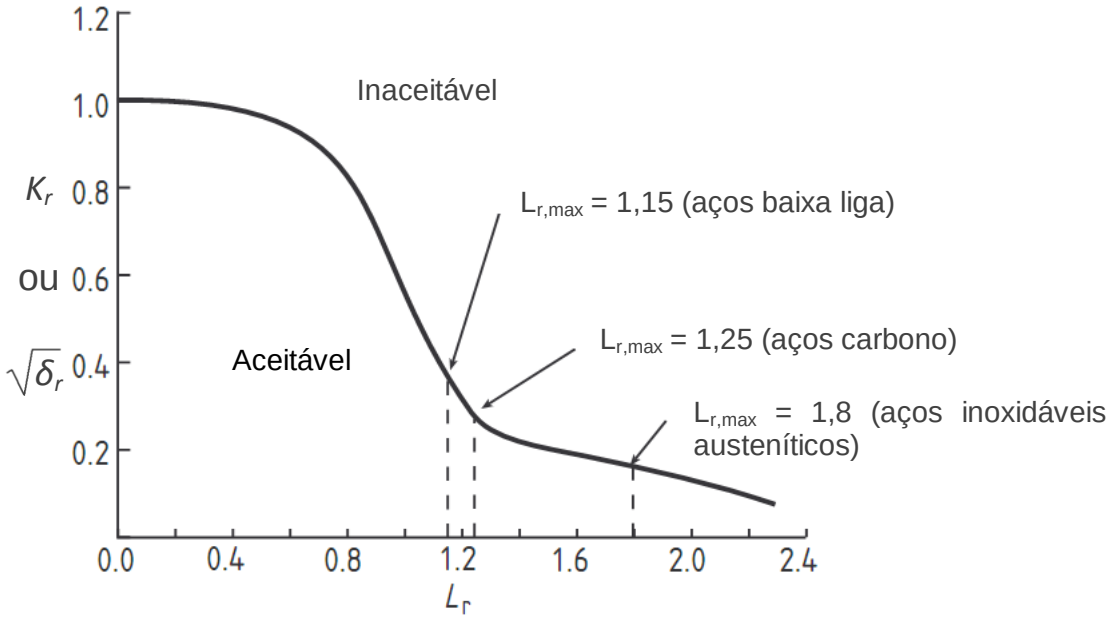


Figura V.2: Diagrama FAD do nível 2A de avaliação (adaptado da BS7910, 2005)

- Nível 2B (e nível 3B):

O diagrama FAD deste nível de avaliação, conforme mencionado anteriormente, considera o comportamento da curva tensão *vs* deformação do material que constitui o componente. As Eqs. (V.10) e (V.11) incorporam o comportamento da curva do material na formulação da equação da curva limitante do diagrama:

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = \left(\frac{E\varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_y} + \frac{L_r^3 \sigma_y}{2E\varepsilon_{ref}} \right)^{-0,5}, \text{ para } L_r \leq L_{r,max} \quad \text{(V.10)}$$

$$\sqrt{\delta_r} \text{ ou } K_r = 0 \text{ , para } L_r > L_{r,max} \qquad \text{(V.11)}$$

onde ε_{ref} é a deformação verdadeira obtida a partir de uma curva tensão *vs* deformação para um dado valor de tensão verdadeira.

O valor limite da razão de colapso plástico, $L_{r,max}$, é definido neste nível de avaliação de maneira análoga ao nível de avaliação 2A, ou seja, pelas Eqs. (V.8) e (V.9).

A Figura V.2 abaixo ilustra um diagrama FAD genérico do nível 2B de avaliação à fratura:

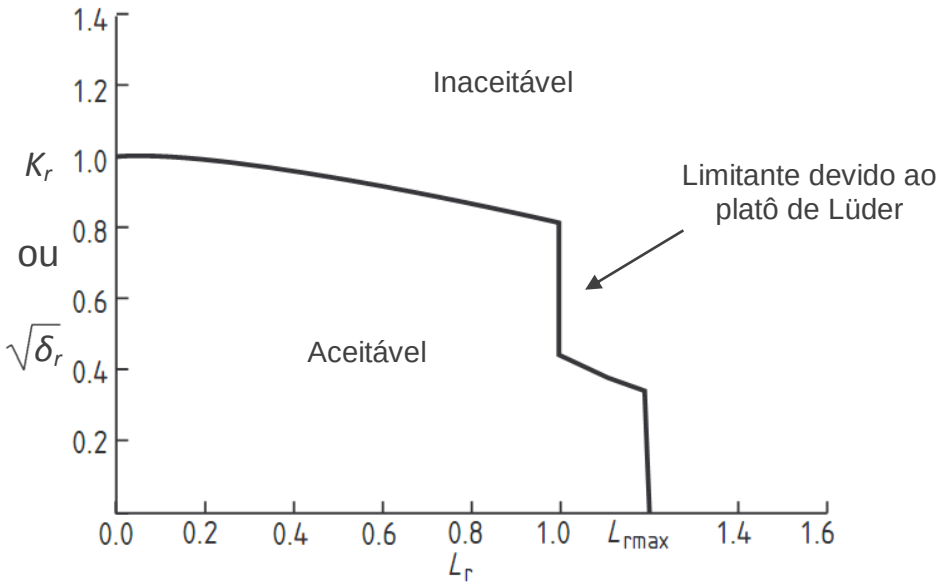


Figura V.3: Diagrama FAD do nível 2B de avaliação (adaptado da BS7910, 2005)

Para os materiais que exibem descontinuidade no escoamento em suas curvas tensão *vs* deformação (geralmente referido como platô de Lüder), deve-se aplicar um valor de razão ao colapso plástico, L_r, igual a 1,0 ao diagrama FAD do nível 2B.

O conjunto de equações que descrevem os procedimentos de avaliação acima mencionados e que fazem parte da análise conduzida neste trabalho será apresentado na Seção VI.1.3.

Capítulo VI - Modelos Analíticos e Numéricos

O processo de *Reeling* envolve a prescrição de carregamentos para impor ao duto uma curvatura, de modo que ele possa ser transportado no carretel. Essa curvatura é obtida através de um carregamento composto por uma carga axial combinada à aplicação da prescrição da curvatura, estando esta associada a um carregamento de momento fletor. Dessa forma, torna-se relevante a estimativa do valor do carregamento do momento fletor, das tensões e deformações associadas a este tipo de carregamento.

O presente Capítulo descreve os modelos analíticos desenvolvidos baseados na Mecânica dos Sólidos, nas soluções disponíveis na norma BS7910 (2005), que são fundamentadas nos princípios da Mecânica da Fratura, e em modelos estocásticos fundamentados na Mecânica da Fratura e no método de Monte Carlo. Este Capítulo descreve, ainda, os modelos numéricos bidimensionais e tridimensionais baseados no MEF para avaliação da integridade estrutural de dutos rígidos.

VI.1 Modelos Analíticos do Problema

Nesta Seção do Capítulo, modelos analíticos são desenvolvidos com o intuito de estimar as solicitações impostas ao duto durante o seu acondicionamento no carretel e sua resposta ao comportamento à fratura e ao colapso plástico.

VI.1.1 Cálculo do Momento Fletor

Os modelos desenvolvidos nesta Seção são fundamentados nos princípios da Mecânica dos Sólidos e considera o comportamento de material idealizado como elástico-perfeitamente plástico (EPP).

VI.1.1.1 Momento Fletor Elástico

Ao analisar vigas sujeitas a flexão pela aplicação de momentos fletores para materiais que se comportam de maneira linear-elástica, pode-se aplicar a Lei de Hooke (HIBBELER, 2004):

$$\sigma = \varepsilon \cdot E \tag{VI.1}$$

onde σ é a tensão desenvolvida devida à aplicação de um nível de deformação, ε, e E é o módulo de elasticidade, ou módulo de Young.

A Figura VI.1 mostra a distribuição das tensões normais na seção transversal de uma viga, com o sistema de coordenadas posicionado no centróide da seção. A tensão presente em um elemento de área infinitesimal *dA* promove uma força resultante *dF*. A distribuição da tensão normal na seção transversal de uma viga em flexão pura pode ser obtida através da aplicação da equação de equilíbrio de momentos em relação ao eixo z.

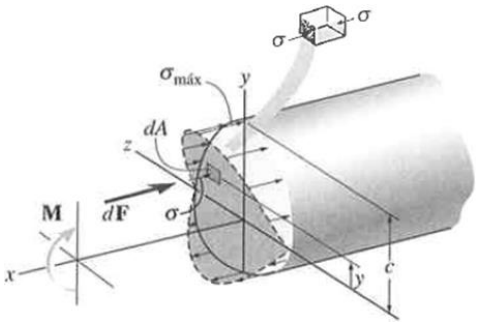


Figura VI.1: Elemento infinitesimal de área submetido a momento (HIBBELER, 2004)

A equação de equilíbrio pode ser descrita como:

$$\sum M_Z = 0 \qquad \text{(VI.2)}$$

$$M = \int y \cdot dF \qquad \text{(VI.3)}$$

onde:

$$dF = \sigma \cdot dA \qquad \text{(VI.4)}$$

portanto:

$$M = \int y \cdot \sigma \cdot dA \qquad \text{(VI.5)}$$

Considerando-se que as seções planas permanecem planas e que a deformação é nula no centróide, pode-se escrever que (HIBBELER, 2004):

$$\sigma = -\frac{M \cdot y}{I} \qquad \text{(VI.6)}$$

onde:

σ é a tensão normal na seção;

M é o esforço interno de momento fletor;

I é o momento de inércia da seção transversal;

y é a distância ao centróide da seção na direção y.

As deformações normais que se desenvolvem no material variam linearmente, de zero no eixo neutro até o máximo no ponto mais afastado.

$$\varepsilon = -\frac{y}{c} \cdot \varepsilon_{max} \qquad \text{(VI.7)}$$

onde *c* é a distância ao ponto mais afastado do centróide da seção. A fibra que coincide com o centróide tem deformação nula e é chamada de linha neutra.

Se o momento aplicado provocar o escoamento do material, deve-se usar uma análise elastoplástica para determinar a distribuição das tensões.

Para se determinar o momento elástico máximo, supõe-se que o momento aplicado seja suficiente para apenas produzir deformações de escoamento nas fibras mais externas de uma viga, conforme ilustrado na Figura VI.2:

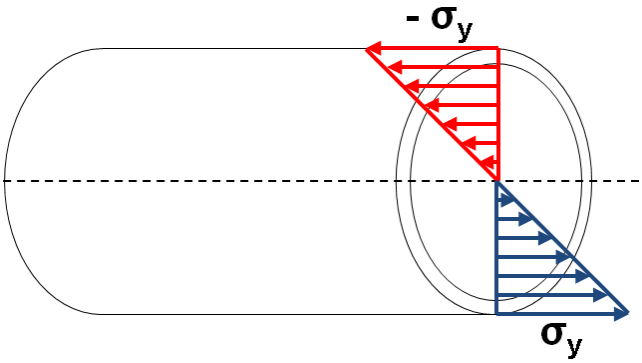


Figura VI.2: Variação da tensão de flexão

Assim, a distribuição de tensão corresponde ao diagrama tensão *vs* deformação da Figura VI.3.

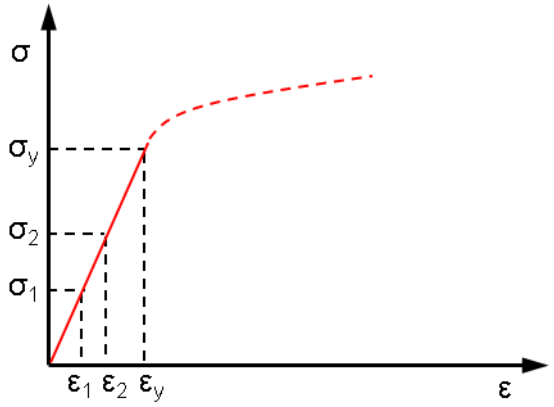


Figura VI.3: Diagrama tensão *vs* deformação (regime elástico representado pela linha contínua)

VI.1.1.2 Momento Fletor Elastoplástico

Tomando como modelo o duto em questão, o cálculo do momento fletor elastoplástico é função da geometria que é dividida em duas regiões, conforme ilustrado na Figura VI.4. Na região “2” a tensão se comporta de forma linear, calculada a partir do momento elástico. Na região “1”, o material encontra-se plastificado e a tensão exibe comportamento constante ao longo da seção plastificada.

Pode-se verificar que à medida que a cota *yy* (espessura do núcleo elástico) varia, esta configuração é alterada de um valor mínimo na linha neutra (*yy* = 0), até um valor máximo, onde ocorre a transição de comportamento do material de elástico para elastoplástico.

Como a geometria estudada possui seção circular vazada, a partir do momento que *yy* é menor ou igual a r_2, tem-se a diminuição da seção resistente, resultando na diminuição do momento fletor.

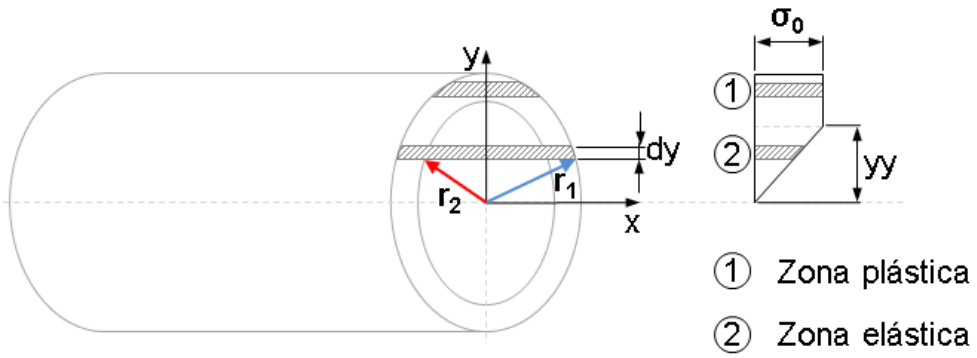


Figura VI.4: Áreas da seção do duto utilizadas para o cálculo do momento

A variação de σ pode ser justificada através de semelhança de triângulos, conforme ilustrado na Figura VI.5.

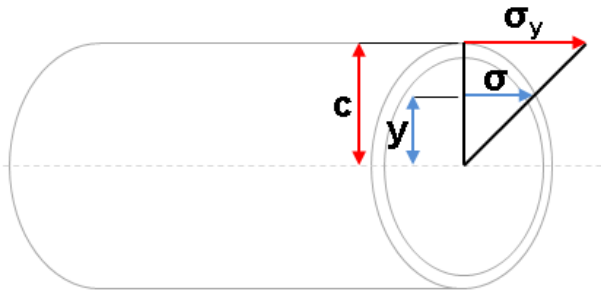


Figura VI.5: Variação da tensão ao longo da cota *c*

$$\frac{\sigma}{y} = \frac{\sigma_y}{c} \therefore \sigma = \frac{\sigma_y \cdot y}{c} \qquad \text{(VI.8)}$$

Substituindo (VI.8) em (VI.5):

$$M = \int \frac{\sigma_y \cdot y^2}{c} dA \qquad \text{(VI.9)}$$

Para o cálculo da área, adota-se um elemento infinitesimal *dA* calculado a partir da Figura VI.6:

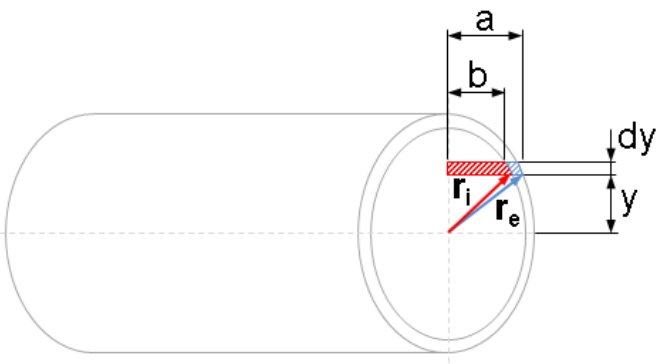


Figura VI.6: Áreas da seção do duto utilizadas para o cálculo do momento

A área superior determinada por *a* é dependente apenas do raio externo. Portanto, tem-se um elemento de área *a·dy* e outro, *b·dy*. Como a seção é vazada, subtrai-se a cota *b* da cota *a*, portanto, tem-se que *a·dy – b·dy = (a – b)·dy*. Deve-se, ainda, considerar os quatro quadrantes da seção nos cálculos, multiplicando-se a relação anterior por 4.

$$dA = 4(a - b)dy \qquad \text{(VI.10)}$$

Para os triângulos retângulos da Figura VI.6, podem-se determinar os valores de *a* e *b* em função do raio externo, r_e, e interno, r_i.

$$a = \sqrt{r_e^2 - y^2} \tag{VI.11}$$

$$b = \sqrt{r_i^2 - y^2} \tag{VI.12}$$

assim,

$$dA = 4 \cdot \left(\sqrt{r_e^2 - y^2} - \sqrt{r_i^2 - y^2} \right) dy \tag{VI.13}$$

e, portanto:

$$dM = 4 \cdot \frac{\sigma_y}{c} \cdot y^2 \cdot \left(\sqrt{r_e^2 - y^2} - \sqrt{r_i^2 - y^2} \right) dy \tag{VI.14}$$

Integrando para obter o valor do momento fletor elastoplástico, *M*:

$$M = 4 \cdot \left[\int_0^{yy} \frac{\sigma_y}{yy} \cdot y^2 \cdot \left(\sqrt{r_e^2 - y^2} - \sqrt{r_i^2 - y^2} \right) dy + \int_{yy}^{r_i} \sigma_y \cdot y \cdot \left(\sqrt{r_e^2 - y^2} - \sqrt{r_i^2 - y^2} \right) dy + \int_{r_i}^{r_e} \sigma_y \cdot y \cdot \sqrt{r_e^2 - y^2}\, dy \right] \tag{VI.15}$$

Para o modelo de material que exibe um comportamento elástico-perfeitamente plástico, os níveis de tensões experimentados não excedem o limite de escoamento do material, σ_y.

VI.1.1.3 Momento Fletor Plástico

Assumindo um modelo de material elástico-perfeitamente plástico em uma situação em que toda a seção está plastificada, as tensões em toda a seção atingem o valor máximo de σ_y. Para esta condição, observa-se a distribuição de tensões apresentada na Figura VI.7.

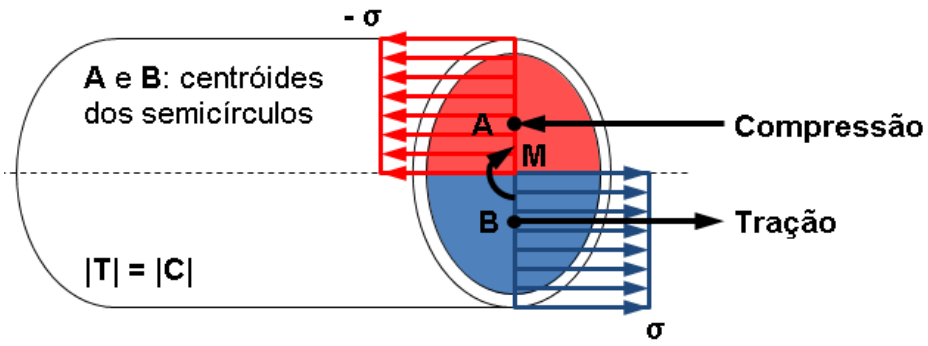


Figura VI.7: Distribuição da tensão ao longo da seção transversal de um duto com uma seção totalmente plastificada

$$\Sigma F_y = 0 \qquad \Sigma F_x = 0 \qquad T = C \qquad \sigma = \frac{T}{A}$$

$$\Sigma M_z = 0 \qquad T = \sigma \cdot A = \sigma \frac{\pi r^2}{2}$$

$$-T \cdot c - C \cdot c + M = 0 \qquad M = \sigma \cdot \frac{\pi r^2}{2} \cdot \frac{4r}{3\pi}$$

$$M = 2 \cdot T \cdot c$$

onde c é distância entre a linha neutra e o centróide dos semicírculos.

Deste modo, tem-se que:

$$M = \frac{4}{3} \cdot \sigma_y \cdot r^3 \qquad \text{(VI.16)}$$

VI.1.2 Cálculo das Deformações

Para o cálculo da deformação longitudinal nominal em dutos no processo de curvamento, utilizou-se como base a formulação de deformações lineares, onde:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_i} = \frac{l_f - l_i}{l_i} \qquad \text{(VI.17)}$$

onde l_f e l_i são os comprimentos inicial e final de um segmento linear qualquer, observado nas Figura VI.8(a) e (b).

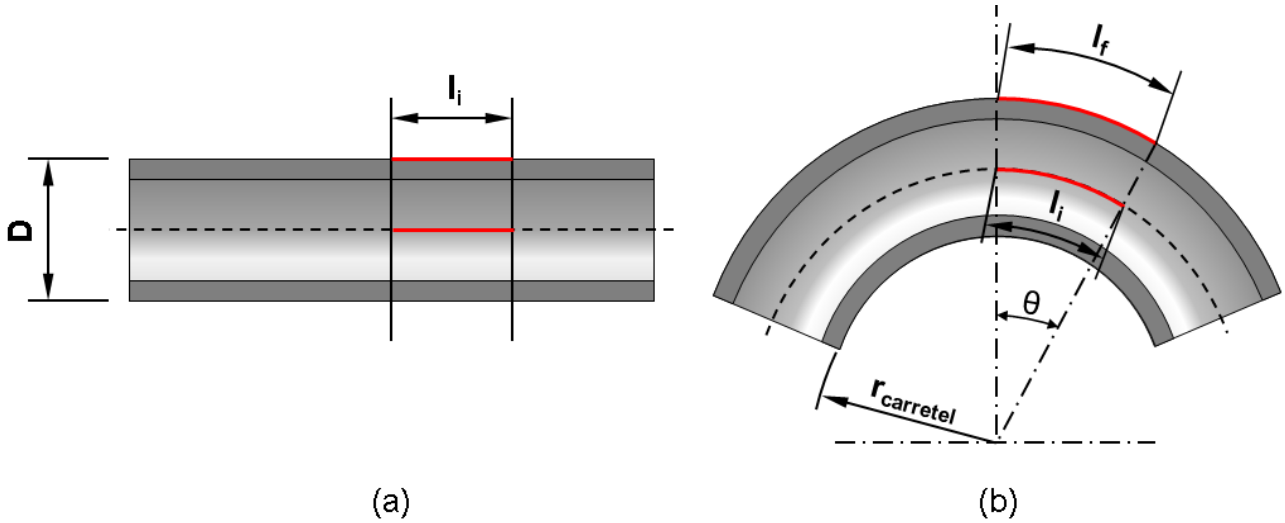


Figura VI.8: (a) Duto antes do bobinamento (b) Duto após o bobinamento
(Adaptado de CHARNAUX, 2008)

Um determinado comprimento da linha neutra do duto é igual ao comprimento inicial l_i. Antes do curvamento, a fibra mais exterior do duto possui comprimento igual ao segmento da linha neutra. Porém, quando o duto é curvado, o segmento mais externo é deformado (comprimento l_f). O segmento da fibra neutra continua com o mesmo comprimento l_i. Desta forma é possível determinar a deformação da fibra externa.

Para o cálculo da deformação longitudinal faz-se necessário algumas manipulações algébricas. O comprimento de arco pode ser calculado como:

$$l_f = \theta \cdot \left(r_{car} + 2 \cdot r_e\right) \qquad \text{(VI.18)}$$

$$l_i = \theta \cdot \left(r_{car} + r_e\right) \qquad \text{(VI.19)}$$

$$\varepsilon = \frac{l_f - l_i}{l_i} = \frac{\theta \cdot \left(r_{car} + 2 \cdot r_e\right) - \theta \cdot \left(r_{car} + \cdot r_e\right)}{\theta \cdot \left(r_{car} + r_e\right)} \quad \text{(VI.20)}$$

onde r_{car} é o raio do carretel e r_e é o raio externo do duto.

Efetuando as simplificações necessárias na Eq. (VI.20) obtém-se a deformação longitudinal analítica:

$$\varepsilon_{analítica} = \frac{r_e}{r_{car} + r_e} \quad \text{(VI.21)}$$

Reescrevendo a Eq. (VI.22) em função dos diâmetros, tem-se que:

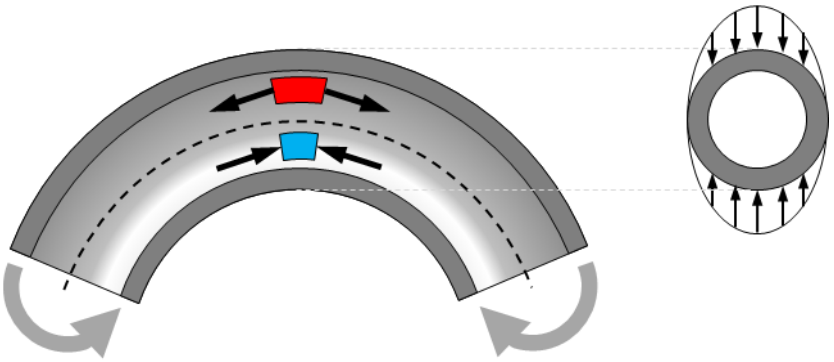
$$\varepsilon_{analítica} = \frac{D}{D_{car} + D} \quad \text{(VI.22)}$$

E a deformação elástica pode ser obtida através da Lei de Hooke, a partir da seguinte relação (HIBBELER, 2004):

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_y}{E} \quad \text{(VI.23)}$$

VI.1.3 Cálculo da Ovalização

Segundo PALMER e KING (2008), a seção transversal de um duto tende a ovalizar quando submetido à flexão. No regime elástico, a ovalização é desprezível, mas seus efeitos tornam-se significantes quando no regime plástico, pois resultam na redução da resistência mecânica do duto. A Figura VI.9 ilustra por que a ovalização ocorre.



(a) (b)

Figura VI.9: Ovalização decorrente da flexão: (a) componentes dos esforços atuantes acima e abaixo da linha neutra (b) forças resultantes transferidas para a seção transversal (Adaptado de PALMER e KING, 2008)

A partir da Figura VI.9, verifica-se em (a) que o elemento destacado em vermelho está na região sob tensão, acima na linha neutra. As forças em ambos os lados do elemento são perpendiculares à seção transversal local. Devido ao curvamento, as componentes das forças encontram-se desalinhadas, exercendo no elemento uma força resultante orientada para baixo. Do mesmo modo, os esforços atuantes no elemento destacado em azul induzem uma força resultante orientada para cima. Em (b), observa-se que os esforços orientados para baixo induzem esforços na metade superior da seção transversal do duto, enquanto os esforços orientados para cima induzem esforços na metade inferior da seção. Nota-se, ainda, que estes esforços exercem flexão na parede do duto e deformam a seção circular original em uma forma que se assemelha ao formato de uma elipse.

Pode-se estimar a ovalização induzida por uma curvatura κ a partir da relação derivada do trabalho de MURPHEY e LANGNER (1985) apresentada abaixo:

$$f_o = 0{,}48\left(1+\frac{1}{60}\cdot\frac{r_e}{t}\right)\left(\frac{\kappa r_e^2}{t}\right)^2 \qquad \text{(VI.24)}$$

As linhas submarinas instaladas pelo método *Reel-Lay* experimentam diversos ciclos de curvamento. Segundo PALMER e KING (2008), ensaios realizados por KYRIAKIDES mostraram que quando um duto é curvado e retificado, cerva de três quartos da ovalização máxima é recuperada após a retificação. No entanto, o processo cíclico de curvamentos e retificações resulta em um aumento progressivo da ovalização, podendo levar o duto ao colapso.

VI.1.4 Cálculo dos Efeitos da Trinca

O procedimento de avaliação dos níveis 2 e 3 da BS7910 (2005) se inicia com o cálculo da força motriz. A metodologia é baseada no fator intensidade de tensão que considera o efeito das concentrações de tensão à margem da descontinuidade através da distribuição de tensões de membrana e flexão (de acordo com a Seção 7.2.5 e os Anexos M e B da BS7910, 2005).

A razão de fatura, K_r, é calculada a partir da seguinte equação:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \tag{VI.25}$$

onde:

K_I é o fator intensidade de tensão para o modo I de carregamento;

K_{mat} é a tenacidade à fratura do material.

Quando tensões secundárias são previstas no problema, um fator de correção à plasticidade, ρ, deve ser incorporado na formulação de modo a permitir a interação entre as contribuições das tensões primárias e secundárias, da seguinte maneira:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} + \rho \tag{VI.26}$$

O fator intensidade de tensão, dado pela Eq. (VI.27), é apresentado no Anexo P da BS7910 (2005) e a solução, que depende da geometria e carregamento, é descrita a seguir. As soluções para diversas geometrias e aplicações de carregamento podem ser encontradas no Anexo M da norma mencionada.

$$K_I = (Y\sigma)\sqrt{\pi a} \tag{VI.27}$$

O termo referente à tensão aplicada que é influenciada pelo fator de forma, $Y\sigma$, composto por uma parcela referente às tensões primárias e outra às secundárias. As contribuições das tensões de membrana e de flexão são somadas linearmente conforme o princípio da superposição:

$$(Y\sigma) = (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s \tag{VI.28}$$

$$(Y\sigma)_p = M \cdot f_w [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot (P_b + (k_m - 1) P_m)] \tag{VI.29}$$

$$(Y\sigma)_s = M_m \cdot Q_m + P_b \cdot Q_b \qquad \text{(VI.30)}$$

onde:

M é o fator de Folias que corrige os efeitos de abaulamento, geralmente relacionado aos defeitos em casas esféricas (FOLIAS, 1965), que neste caso será igual a 1,0;

f_w é o fator de correção de comprimento finito;

M_m, M_b são os fatores de majoração das tensões de membrana e flexão, respectivamente;

k_{tm}, k_{tb} é o fator de concentração de tensões de membrana/flexão;

k_m é o fator de concentração de tensão devido ao desalinhamento;

P_m é a tensão primária de membrana devida ao momento aplicado, carregamentos axiais e pressão;

P_b é a tensão primária de flexão através da espessura de parede devida ao momento aplicado e/ou desalinhamento local.

Os termos *M*, f_w, M_m e M_b apresentados acima são disponibilizados no Anexo M da BS7910 (2005) e os termos k_{tm}, k_{tb} e k_m são apresentados na Seção 6.4 e no Anexo D da referida norma.

Este estudo aborda defeitos superficiais externos orientados circunferencialmente, conforme ilustrado na Figura VI.10. Dessa forma, deve-se aplicar a solução de placas planas desenvolvida por NEWMAN e RAJU (1983), segundo o Anexo M da norma BS7910 (2005), item M.3.2.

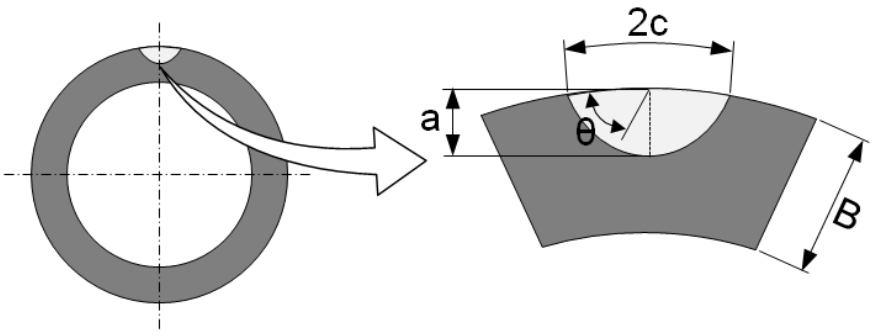


Figura VI.10: Definição das cotas *a* e *2c* do defeito

O fator de correção de comprimento finito, f_w, é relevante quando se trata de defeitos que possuem dimensões significativas em comparação à área da seção transversal do componente. Sua definição é dada por:

$$f_w = \sqrt{\sec\left(\left(\frac{\pi c}{W}\right)\sqrt{\frac{a}{B}}\right)} \qquad \text{(VI.31)}$$

onde:

a é a profundidade da trinca;

c é a metade do comprimento da trinca;

B é a espessura de parede da seção;

W é a largura da placa.

O fator de majoração da tensão de membrana, M_m, depende da geometria da trinca e, portanto, as condições a seguir devem ser consideradas:

$$0 \le \frac{a}{2c} \le 1{,}0$$

$$0 \le \theta \le \pi$$

$$\frac{a}{B} < 1{,}25\left(\frac{a}{c} + 0{,}6\right), \text{ para } 0 \le \frac{a}{2c} \le 0{,}1 \qquad \text{(VI.32)}$$

$$\frac{a}{B} < 1{,}0 \text{ , para } 0{,}1 < \frac{a}{2c} \le 1{,}0$$

O fator de majoração de tensões de membrana, M_m, é dado por:

$$M_m = \frac{\left[M_1 + M_2\left(\frac{a}{B}\right)^2 + M_3\left(\frac{a}{B}\right)^4\right] g \cdot f_\theta}{\Phi} \qquad \text{(VI.33)}$$

Os coeficientes M_1, M_2, M_3, g, f_θ e Φ são definidos pelas seguintes equações:

$$M_1 = 1{,}13 - 0.09\left(\frac{a}{c}\right), \text{ para } 0 \le \frac{a}{2c} \le 0{,}5 \qquad \text{(VI.34)}$$

$$M_1 = \sqrt{\frac{c}{a}}\left(1 + 0{,}04\left(\frac{c}{a}\right)\right), \text{ para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \leq 1{,}0 \quad \text{(VI.35)}$$

$$M_2 = \frac{0{,}89}{0{,}2 + \left(\frac{a}{c}\right)} - 0{,}54 \text{ , para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0{,}5 \quad \text{(VI.36)}$$

$$M_2 = 0{,}2\left(\frac{a}{c}\right)^4 \text{ , para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \leq 1{,}0 \quad \text{(VI.37)}$$

$$M_3 = 0{,}5 - \frac{1}{0{,}65 + \left(\frac{a}{c}\right)} + 14\left(1 - \left(\frac{a}{c}\right)\right)^{24} \text{ , para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0{,}5 \quad \text{(VI.38)}$$

$$M_3 = -0{,}11\left(\frac{a}{c}\right)^4 \text{ , para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \leq 1{,}0 \quad \text{(VI.39)}$$

$$g = 1 + \left(0{,}1 + 0{,}35\left(\frac{a}{B}\right)^2\right) + (1 - \text{sen}\theta)^2 \text{, para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0{,}5 \quad \text{(VI.40)}$$

$$g = 1 + \left(0{,}1 + 0{,}35\left(\frac{c}{a}\right)\left(\frac{a}{B}\right)^2\right) + (1 - \text{sen}\theta)^2 \text{, para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \leq 1{,}0 \quad \text{(VI.41)}$$

$$f_\theta = \left(\left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2\theta + \text{sen}^2\theta\right)^{0{,}25} \text{ , para } 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0{,}5 \quad \text{(VI.42)}$$

$$f_\theta = \left(\left(\frac{c}{a}\right)^2 \cos^2\theta + \text{sen}^2\theta\right)^{0{,}25} \text{ , para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \leq 1{,}0 \quad \text{(VI.43)}$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1{,}464\left(\frac{a}{c}\right)^{1{,}65}} \text{ , para } 0 \le \frac{a}{2c} \le 0{,}5 \qquad \text{(VI.44)}$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1{,}464\left(\frac{c}{a}\right)^{1{,}65}} \text{ , para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \le 1{,}0 \qquad \text{(VI.45)}$$

O fator de majoração da tensão de flexão, M_b, também depende da geometria da trinca, conforme será observado nas relações a seguir:

$$M_b = H \cdot M_m \qquad \text{(VI.46)}$$

com

$$H = H_1 + (H_2 - H_1)\text{sen}^q\theta \qquad \text{(VI.47)}$$

Os coeficientes q e H_1 são definidos pelas seguintes equações:

$$q = 0{,}2 + \left(\frac{a}{c}\right) + 0{,}6\left(\frac{a}{B}\right), \text{ para } 0 \le \frac{a}{2c} \le 0{,}5 \qquad \text{(VI.48)}$$

$$q = 0{,}2 + \left(\frac{c}{a}\right) + 0{,}6\left(\frac{a}{B}\right), \text{ para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \le 1{,}0 \qquad \text{(VI.49)}$$

$$H_1 = 1 - 0{,}34\left(\frac{a}{B}\right) - 0{,}11\left(\frac{a}{c}\right)\left(\frac{a}{B}\right), \text{ para } 0 \le \frac{a}{2c} \le 0{,}5 \qquad \text{(VI.50)}$$

$$H_1 = 1 - \left[0{,}04 + 0{,}41\left(\frac{c}{a}\right)\right]\left(\frac{a}{B}\right) + \left[0{,}55 + 1{,}93\left(\frac{c}{a}\right)^{0{,}75} + 1{,}38\left(\frac{c}{a}\right)^{1{,}5}\right]\left(\frac{a}{B}\right)^2, \qquad \text{(VI.51)}$$

para $0{,}5 < \frac{a}{2c} \le 1{,}0$

O coeficiente H_2 é definido como:

$$H_2 = 1 + G_1\left(\frac{a}{B}\right) + G_2\left(\frac{a}{B}\right)^2 \qquad \text{(VI.52)}$$

Os coeficientes G_1 e G_2 são definidos pelas seguintes equações:

$$G_1 = -1{,}22 - 0{,}12\left(\frac{a}{c}\right), \text{ para } 0 \le \frac{a}{2c} \le 0{,}5 \qquad \text{(VI.53)}$$

$$G_1 = -2{,}11 + 0{,}77\left(\frac{c}{a}\right), \text{ para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \le 1{,}0 \qquad \text{(VI.54)}$$

$$G_2 = 0{,}55 - 1{,}05\left(\frac{a}{c}\right)^{0{,}75} + 0{,}47\left(\frac{a}{c}\right)^{1{,}5}, \text{ para } 0 \le \frac{a}{2c} \le 0{,}5 \qquad \text{(VI.55)}$$

$$G_2 = 0{,}55 - 0{,}72\left(\frac{c}{a}\right)^{0{,}75} + 0{,}14\left(\frac{c}{a}\right)^{1{,}5}, \text{ para } 0{,}5 < \frac{a}{2c} \le 1{,}0 \qquad \text{(VI.56)}$$

Com o conjunto de equações de (VI.27) à (VI.56), consegue-se determinar o fator intensidade de tensões, K_I, possibilitando verificar a falha por fratura frágil do componente. Deve-se, ainda, determinar a razão de colapso plástico, L_r, que é calculada a partir da seguinte equação:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} \qquad \text{(VI.57)}$$

onde:

σ_{ref} é a tensão de referência;

σ_y, conforme definido anteriormente, é a tensão de escoamento do material.

A solução da tensão de referência, σ_{ref}, atribuída aos casos de defeitos superficiais externos orientados circunferencialmente, é apresentada no Anexo P, Seção P.4.3.6 que remete a Seção P.4.3.2, representada pela solução desenvolvida por KASTNER *et al.* (1981) definida por:

$$\sigma_{ref} = \frac{P_m\left\{\pi\left(1-\frac{a}{B}\right)+2\left(\frac{a}{B}\right)\text{sen}\left(\frac{c}{r}\right)\right\}}{\left(1-\frac{a}{B}\right)\left\{\pi-\left(\frac{c}{r}\right)\left(\frac{a}{B}\right)\right\}} + \frac{2P_b}{3(1-a'')^2} \qquad \text{(VI.58)}$$

com

$$a'' = \frac{\frac{a}{B}}{\left\{1+\left(\frac{B}{c}\right)\right\}} \quad \text{, para } \pi r \geq c+B \qquad \text{(VI.59)}$$

$$a'' = \left(\frac{a}{B}\right)\left(\frac{c}{\pi r}\right) \quad \text{, para } \pi r \leq c+B \qquad \text{(VI.60)}$$

Onde *r* é o raio do cilindro.

A partir das equações apresentadas nesta Seção, obtém-se o par de coordenadas para avaliação em um diagrama FAD.

VI.1.5 Cálculo da Propagação da Trinca Devida à Fratura Dúctil

Segundo ANDERSON (2005), materiais de alta tenacidade, como por exemplo os aços estruturais, não falham catastroficamente por fratura a um determinado valor de *CTOD* ou *J*. Estes materiais apresentam uma curva de resistência crescente ao passo que a força motriz (*CTOD* ou *J*) aumenta com o crescimento dúctil da trinca.

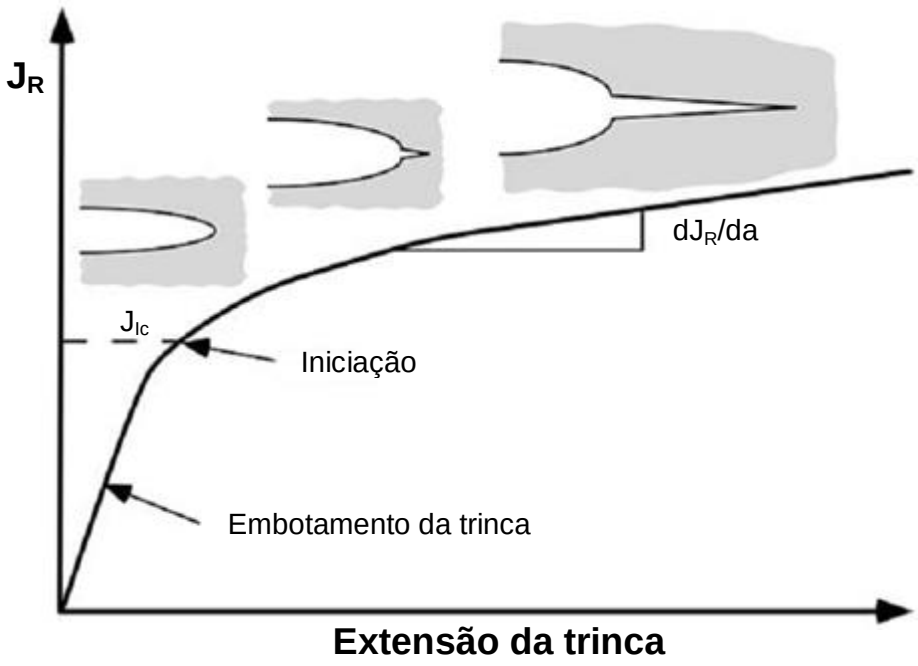


Figura VI.11: Diagrama esquemático de uma curva de resistência em *J* para materiais dúcteis (Adaptado de ANDERSON, 2005)

A Figura VI.11 ilustra um exemplo de curva de resistência em *J* para materiais dúcteis. A curva de resistência é praticamente vertical quando dos estágios iniciais da aplicação de

deformação. Na verdade, há uma pequena parcela de crescimento aparente da trinca devido ao seu embotamento. Ao passo que a força motriz *J* aumenta, o material à frente da ponta da trinca falha localmente, resultando no crescimento do defeito. Um valor particular da tenacidade à fratura denominado J_{Ic} é definido como o valor a partir do qual há crescimento estável da trinca. Geralmente, a propagação da trinca é estável nos estágios iniciais do carregamento, haja vista o comportamento crescente da curva de resistência. Entretanto, acréscimos nos níveis das solicitações podem levar à instabilidade da propagação do defeito e ao colapso plástico da seção remanescente.

A progressão da trinca no corpo de um componente pode ser obtido através do cruzamento entre uma reta horizontal traçada a partir de um valor de *J* (ou *CTOD*) aplicado – no eixo das ordenadas – e a curva de resistência. A partir deste cruzamento, traça-se uma reta vertical que coincidirá com um ponto – no eixo das abscissas –, no qual se determinará o valor do crescimento da trinca decorrente da solicitação aplicada.

VI.2 Modelagem Estocástica do Problema

Nesta Seção, uma metodologia de análise probabilística é apresentada a fim de se avaliar a confiabilidade estrutural de dutos rígidos submetidos a ciclos envolvendo grandes deformações. Este procedimento leva em consideração distribuições estatísticas das propriedades do material e da geometria do duto, baseando-se na metodologia da Mecânica da Fratura e no método de Monte Carlo.

VI.2.1 Análise de Confiabilidade Estrutural

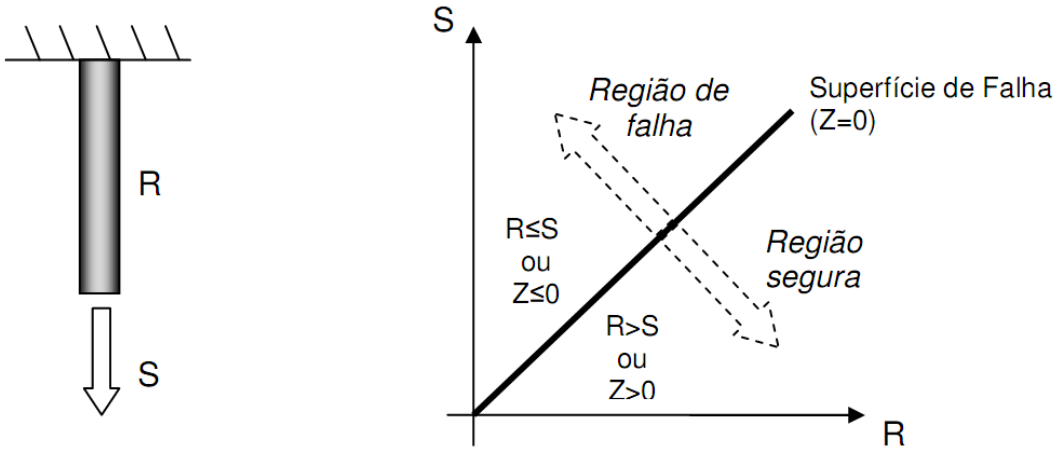
Confiabilidade, resumidamente, está associada à probabilidade de um determinado evento não exceder um limite especificado no decorrer de um dado tempo de referência (HADDAD, 2011 e LIMA e SAGRILO, 2013).

Um exemplo proposto por LIMA e SAGRILO (2013) para ilustrar este conceito é a avaliação estrutural de um cabo de resistência *R* submetido a um carregamento trativo *S*, com as variáveis *R* e *S* obedecendo a distribuições probabilísticas quaisquer. Neste exemplo, a probabilidade de falha P_f pode ser definida como a probabilidade da resistência *R* ser menor que do que o carregamento *S*, o que ocasionaria a ruptura do cabo, ou seja:

$$P_f = P(R \leq S) = P(Z \leq 0) \tag{VI.61}$$

$$Z = R - S \tag{VI.62}$$

onde *Z* é a função de falha do problema. A Figura VI.12(a) ilustra o exemplo descrito acima e, a Figura VI.12(b), a função de falha representada por uma reta. Deve-se salientar que a função de falha pode se comportar de maneira não linear em diversos problemas.



(a) (b)

Figura VI.12: (a) Ilustração de um cabo submetido a carregamento trativo
(b) Representação gráfica da função de falha no espaço das variáveis do problema
(HADDAD, 2011)

No exemplo descrito acima, a "falha" ocorre quando o cabo é submetido a carregamentos *S* que excedem a sua resistência *R*, o que o faz romper. Contudo, o termo "falha" não se relaciona somente à ruptura ou colapso de algum componente estrutural, e sim ao não cumprimento de algum requisito especificado. Neste texto, a falha estará relacionada à infringência dos critérios das normas aplicáveis.

A análise de confiabilidade estrutural é um método que fornece os níveis de aceitação de defeitos dos componentes. Esta análise deve ser conduzida para que se confirme que falhas devido aos defeitos não ocorram. Dois dos principais mecanismos de falha são a fratura e o colapso plástico. Para materiais que fraturam de maneira elastoplástica, os parâmetros da fratura que requerem uma análise de confiabilidade são a força motriz e a tenacidade à fratura do material.

A maioria das análises de mecânica da fratura é determinística, ou seja, um único valor de tenacidade à fratura é usada para estimar a falha por tensão ou o tamanho crítico de trinca. O que acontece no mundo real, entretanto, não é sempre previsível. Em situações que apresentam elevada dispersão dos dados de tenacidade à fratura na região de transição dúctil-frágil, não é apropriado considerar a tenacidade à fratura como um valor constante

(ANDERSON, 2005). Outros fatores, ainda, podem introduzir incertezas nas análises de fratura. Um componente estrutural pode conter inúmeros defeitos de vários tamanhos, orientações e localizações e pode ser submetida à cargas acidentais, induzindo tensões significantemente superiores àquelas consideradas à nível de projeto. Devido à complexidade destes fenômenos, a fratura deve ser compreendida a partir de uma abordagem probabilística ao invés de uma abordagem determinística.

A Figura VI.13 representa esquematicamente uma análise da fratura estocástica. A curva à esquerda representa a distribuição da força motriz na estrutura K_J, enquanto a curva à direita é a distribuição da tenacidade à fratura K_{mat}. A distribuição formada depende das incertezas da solicitação e do tamanhos do defeito. Quando a distribuição do K_J aplicado sobrepõe a distribuição K_{mat}, há uma probabilidade finita de falha, representada da pela área destacada em cinza.

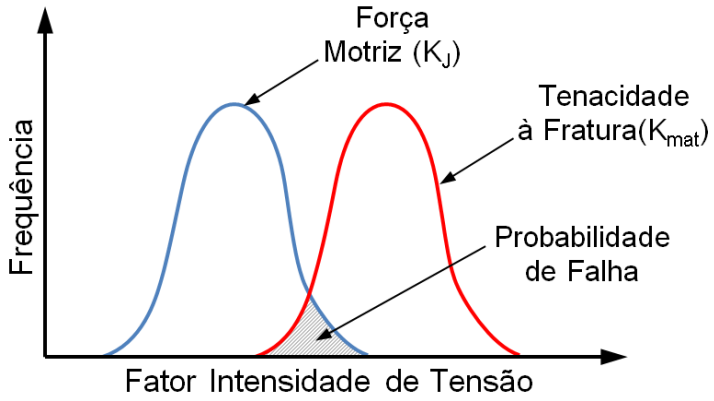


Figura VI.13: Representação esquemática de uma análise da fratura probabilística (Adaptado de ANDERSON, 2005)

Assumindo as funções de distribuição cumulativa da força motriz e da tenacidade à fratura, respectivamente, $F_1(K_J)$ e $F_2(K_{mat})$, a probabilidade de falha, P_f, poderia ser descrita como:

$$P_f = \int [1-F_1(K_J)]dF_2(K_{mat}) \qquad \text{(VI.63)}$$

A dependência da propagação da trinca com o tempo, por exemplo, tal como ocorre em estruturas submetidas à fadiga e corrosão sob tensão, pode levar em conta uma lei de propagação de trinca apropriada na distribuição do defeito. Neste caso, a lei de propagação do defeito deslocaria a distribuição da força motriz, K_J, para a direita com o tempo, levando a um aumento da probabilidade de falha (ANDERSON, 2005).

A sobreposição das duas distribuições ilustradas na Figura VI.13 representa um caso bastante simples. Na maioria das situações práticas, a aleatoriedade e incertezas associadas

às mais diversas variáveis não podem ser resolvidas pela simples integração numérica de P_f (conforme Eq. (VI.63)).

VI.2.2 Conceitos de Análise Probabilística

VI.2.2.1 Variáveis Aleatórias

Os dados de um problema podem ser distinguidos entre determinísticos ou probabilísticos. Variáveis determinísticas são aquelas que podem ser atribuídas um valor único, haja vista que a variação da propriedade a qual representa é considerada irrelevante para o problema.

Por outro lado, uma variável aleatória (ou randômica) é aquela que, dado à sua incerteza, requer uma representação de forma não absoluta, através da associação de seus possíveis valores a diferentes possibilidades de ocorrência. Uma variável aleatória, portanto, é representada por uma função densidade de probabilidade, também conhecida como função de distribuição de probabilidades (FDP).

O processo de seleção de uma FDP que represente uma determinada variável aleatória se dá através do ajuste dos seus parâmetros a uma determinada amostragem. Inúmeras funções teóricas capazes de representar a FDP de uma variável aleatória são encontradas na literatura.

No presente trabalho, utiliza-se apenas a função densidade de probabilidade de Weibull para modelar a variabilidade dos parâmetros de entrada, que será descrita na Seção a seguir.

VI.2.2.2 Função Densidade de Probabilidade de Weibull

A função densidade de probabilidade de Weibull de dois parâmetros é utilizada para modelar a distribuição estatística para cada variável independente. A função densidade de probabilidade de Weibull é descrita pela equação abaixo:

$$f_X(x) = \frac{x^{\lambda_w - 1}}{(\alpha_w)^{\lambda_w}} \lambda_w \exp\left(- \left(\frac{x}{\alpha_w} \right)^{\lambda_w} \right) \qquad \text{(VI.64)}$$

onde α_w e λ_w são os parâmetros de escala e forma, respectivamente. A principal diferença entre as funções densidade de probabilidade (FDP) do tipo Weibull e Normal é o fato de que a FDP do tipo Weibull é igual a zero para x menor ou igual a zero, ou seja, a probabilidade de ocorrência de um valor negativo de x é igual a zero (LIMA e SAGRILO, 2013).

O valor médio da distribuição de Weibull é dado por:

$$E(X) = \mu_x = \alpha_w \Gamma\left(1+\frac{1}{\lambda_w}\right) \quad \text{(VI.65)}$$

Enquanto o desvio padrão é dado por:

$$\sigma_X = \alpha_w \sqrt{\Gamma\left(1+\frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1+\frac{2}{\lambda_w}\right)} \quad \text{(VI.66)}$$

onde Γ é a função Gamma.

As propriedades do material, os parâmetros geométricos e os níveis de carregamento, parâmetros necessários à análise da integridade estrutural do duto, geralmente seguem o comportamento de uma dada distribuição estatística. Esta variedade de dados produz diferentes avaliações determinísticas dependendo dos parâmetros adotados e, ao elencar uma determinada coleção de dados, os resultados podem não representar o real comportamento dos resultados (ERNST *et al.*, 2007).

VI.2.3 Modelo Probabilístico

Como as distribuições estatísticas de diferentes parâmetros envolvidos na avaliação devem ser consideradas, uma análise de confiabilidade da mecânica da fratura probabilística parece ser a metodologia de análise mais adequada.

Baseado nos conceitos de mecânica da fratura e utilizando a metodologia de Monte Carlo, um modelo foi desenvolvido para incorporar a variedade das propriedades do material e da geometria do defeito do duto na análise.

Simulações baseadas no método de Monte Carlo podem estimar a probabilidade de falha de um componente estrutural, por exemplo, quando há diversas variáveis aleatórias envolvidas no problema e se tem conhecimento das suas distribuições de probabilidade. O método consiste na estimativa da probabilidade de falha associada a um estado limite, atribuindo-se um conjunto de valores gerados pseudo-aleatoriamente aos parâmetros de análise, fazendo com que o problema seja resolvido a partir de modelos determinísticos (HADDAD, 2011). Então, verifica-se se as variáveis geradas criam um cenário onde a função de falha é excedida. Entretanto, o método de Monte Carlo é muito ineficiente, pois numerosas tentativas são necessárias para se obter uma distribuição estatística dos resultados que considera a distribuição dos parâmetros de entrada (ANDERSON, 2005).

O método de Monte Carlo e a metodologia do FAD podem ser integrados de maneira bastante consistente. A Figura VI.14 ilustra um diagrama FAD os resultados da simulação de

uma análise de Monte Carlo. Cada tentativa resultante de uma análise de Monte Carlo é representada por um ponto de avaliação.

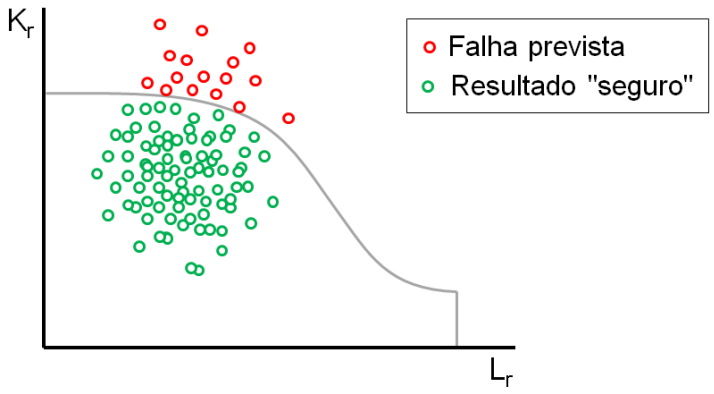


Figura VI.14: Resultados de uma análise probabilística de Monte Carlo com a metodologia FAD. Incertezas nos parâmetros de entrada refletem a dispersão dos pontos avaliados. (Adaptado de ANDERSON, 2005)

Incertezas nos parâmetros de entrada – tais como a tenacidade à fratura, tamanho do defeito, esforços aos quais a estrutura é submetida, dentre outros – levam às incertezas de K_r e L_r. O FAD ilustrado na Figura VI.14 apresenta uma representação visual destas incertezas. Neste caso, a probabilidade de falha é definida como o número de pontos fora da curva delimitada pelo FAD dividido pelo número total de pontos avaliados:

$$P_f = \frac{N_f}{N} \qquad \text{(VI.67)}$$

onde N_f é o número de casos de simulação na qual a função de falha é excedida e N é o número total de simulações.

VI.3 Modelos Numéricos

O desafio de projetar equipamentos e componentes estruturais, a partir de métodos analíticos e aproximações que resultam em soluções não satisfatórias quanto ao desempenho e à otimização dos materiais empregados, tem fomentado a utilização crescente de métodos numéricos como o método de elementos finitos.

Problemas cuja solução somente era viável através de abordagens dispendiosas a partir de procedimentos experimentais de modelos em escala reduzida, passaram a poder ser solucionados no ambiente computacional. Ao mesmo tempo em que a complexidade e a

dimensão dos problemas têm aumentado, a capacidade computacional tem se tornado cada vez mais significativa (SOBRINHO, 2006).

Os primeiros estudos conduzidos com base no método dos elementos finitos objetivavam solucionar problemas no âmbito da Mecânica dos Sólidos, com ênfase na determinação de deslocamentos de grandes estruturas e na investigação de estados de tensão complexos, que não podiam ser analisados devido às limitações das soluções analíticas fundamentadas em teorias clássicas, como a teoria da elasticidade (MACKERLE, 1995, *apud* SOBRINHO, 2006).

O processo de modelagem computacional envolve primeiro o estabelecimento de um modelo matemático baseado na seleção adequada das variáveis relevantes ao problema e da identificação dos princípios físicos que o governam. Em seguida, uma solução numérica do modelo matemático é obtida através da aplicação de métodos numéricos. O MEF é atualmente um dos métodos numéricos mais utilizados para a solução de problemas de engenharia.

VI.3.1 Modelagem Numérica do Problema

Os modelos elaborados nos estudos do presente trabalho foram desenvolvidos no pacote computacional comercial de elementos finitos ABAQUS 6.11. Esta ferramenta computacional é dotada de algoritmos bastante robustos para a resolução de problemas alta complexidade, como aqueles que envolvem o acoplamento de fenômenos não-lineares variados, tais como grandes deslocamentos, contato e plasticidade (ABAQUS DOCUMENTATION, 6.11).

Os modelos desenvolvidos consideram efeitos da não-linearidade geométrica, associada a grandes deslocamentos, e não-linearidades constitutivas, associadas ao comportamento elastoplástico do material.

VI.3.2 Modelagem Numérica Bidimensional

Análises baseadas no MEF foram realizadas para que se pudessem avaliar os efeitos na sessão do duto quando esta é submetida aos efeitos do processo de bobinamento, desbobinamento, alinhamento e retificação. As análises foram desenvolvidas considerando-se um modelo bidimensional (2D) que representa a seção transversal do duto.

As análises foram delimitadas em etapas para simular a aplicação de esforço trativo e de flexão na seção transversal do duto durante o *Reeling*, como descritas a seguir:

1ª etapa: carregamento trativo aplicado à seção transversal do duto;

2ª etapa: curvamento do duto sobre o alinhador;

3ª etapa: retirada do curvamento após a passagem do duto pelo alinhador;

4ª etapa: curvamento do duto sobre o carretel;

5ª etapa: retirada do curvamento após o desbobinamento do duto;

6ª etapa: novo curvamento do duto sobre o alinhador;

7ª etapa: retirada do curvamento após a passagem do duto pelo alinhador;

8ª etapa: retificação do duto aplicando-se uma curvatura reversa;

9ª etapa: Relaxamento de todos os esforços e curvaturas aplicadas.

Conforme ilustrado no detalhe (1) da Figura VI.15, um modelo simétrico da sessão do duto com restrição ao deslocamento no plano y-z foi adotado, uma vez que o duto mantém-se alinhado ao longo do seu eixo durante todo o processo. Esta técnica reduz o tempo de processamento numérico.

O carregamento é imposto através de incrementos de tração e curvatura, o quais foram aplicados em um nó de referência que transmite as solicitações para os demais elementos, conforme ilustrado no detalhe (2) da Figura VI.15.

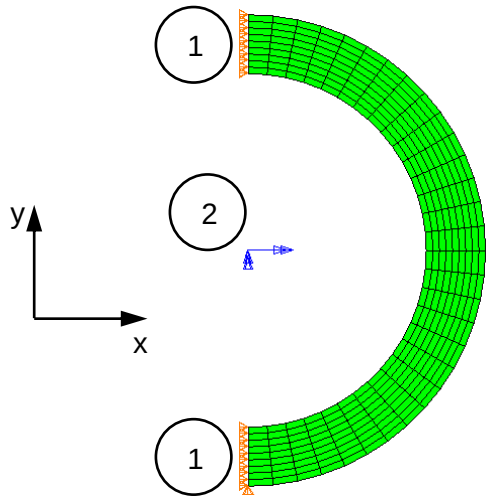


Figura VI.15: Representação do modelo bidimensional com as condições de contorno consideradas

O elemento considerado para o estudo foi o CPEG4R, ilustrado na Figura VI.16. Este elemento é definido como um elemento bidimensional linear generalizado no plano de deformação e possui quatro nós com dois graus de liberdade por nó, exceto o nó de referência, que possui todos menos a rotação ao redor da normal ao plano. Este elemento suporta contato, plasticidade, grandes deformações, dentre outros.

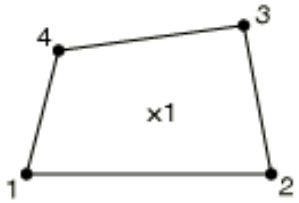


Figura VI.16: Elemento de 4 nós com integração reduzida (ABAQUS, 6.11)

A obtenção dos resultados em termos da ovalização foi realizada a partir do calculado das das variações do diâmetro externo ao longo de dois eixos perpendiculares na sessão transversal no duto. Os valores foram extraídos dos pontos de integração mais externos das posições à 3 horas - 9 horas e 12 horas - 6 horas.

Para assegurar que o duto esteja retificado ao final de todo o processo, os modelos 2D foram calibrados em termos da curvatura reversa através de um método iterativo: uma estimativa inicial de curvatura reversa foi estabelecida. Em seguida uma simulação preliminar foi realizada e, finalmente, o valor da curvatura residual foi avaliado. Depois da avaliação da resposta, é possível ajustar um valor conhecido para a curvatura reversa para que se obtenha uma curvatura residual suficientemente pequena ou próxima de zero.

VI.3.2.1 Análise de Convergência

A análise de convergência é imprescindível em qualquer estudo que se faça uso de análises de elementos finitos, uma vez que o problema real é investigado através de um modelo numérico caracterizado por um conjunto de hipóteses simplificadoras. Um estudo mais acurado pode ser bastante oneroso do ponto de vista computacional. Então, deve-se fazer um balanço entre custo computacional (tempo de análise) e acurácia do resultado (àquele que represente o fenômeno analisado).

A seleção final das dimensões dos elementos da malha foi definida a partir de em estudo de convergência de resultados em termos do refinamento da malha ao se incrementar o número de divisões ao longo da circunferência e espessura de parede do duto. Neste estudo de convergência avaliaram-se a tensão equivalente de von Mises em um elemento localizado nos limites do núcleo elástico e a sua espessura.

A Figura VI.17 apresenta o estudo de convergência conduzido em termos da tensão equivalente de von Mises. O valor do limite de escoamento do material, σ_y, é ilustrado na figura para comparação dos valores obtidos a partir dos modelos. Uma vez que a faixa de variação dos resultados é da ordem de 1,63%, adotou-se como critério de convergência a média ponderada dos valores das tensões obtidas. Observa-se no modelo que possui 1350

elementos a variação da tensão é de 0,16%, enquanto no modelo mais refinado, que possui 1620 elementos, a variação é de 0,31%.

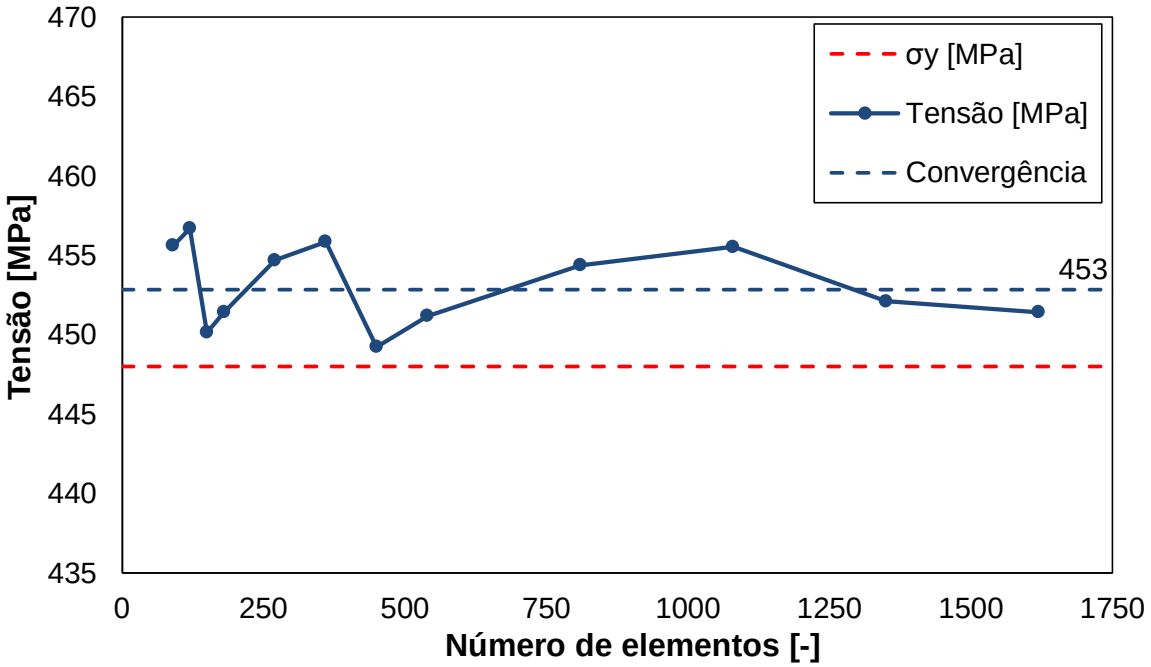


Figura VI.17: Estudo de convergência: tensão equivalente de von Mises em função do número de elementos utilizados no modelo

A Figura VI.18 apresenta as dimensões do núcleo elástico na porção superior à linha neutra para os diversos modelos simulados neste estudo de convergência. O valor desta metade do núcleo elástico calculado analiticamente, *YY_analítico*, é mostrado na figura para comparação dos valores obtidos a partir dos modelos. Nota-se que a maior variação da resposta (*i.e.* 4,77mm) é bastante pequena, da ordem do tamanho de um elemento. Observa-se, ainda, que no modelo que possui 1350 elementos, a diferença percentual entre as respostas é de 3,91%, enquanto no modelo mais refinado, que possui 1620 elementos, a dimensão do núcleo elástico é exatamente a mesma daquela calculada analiticamente.

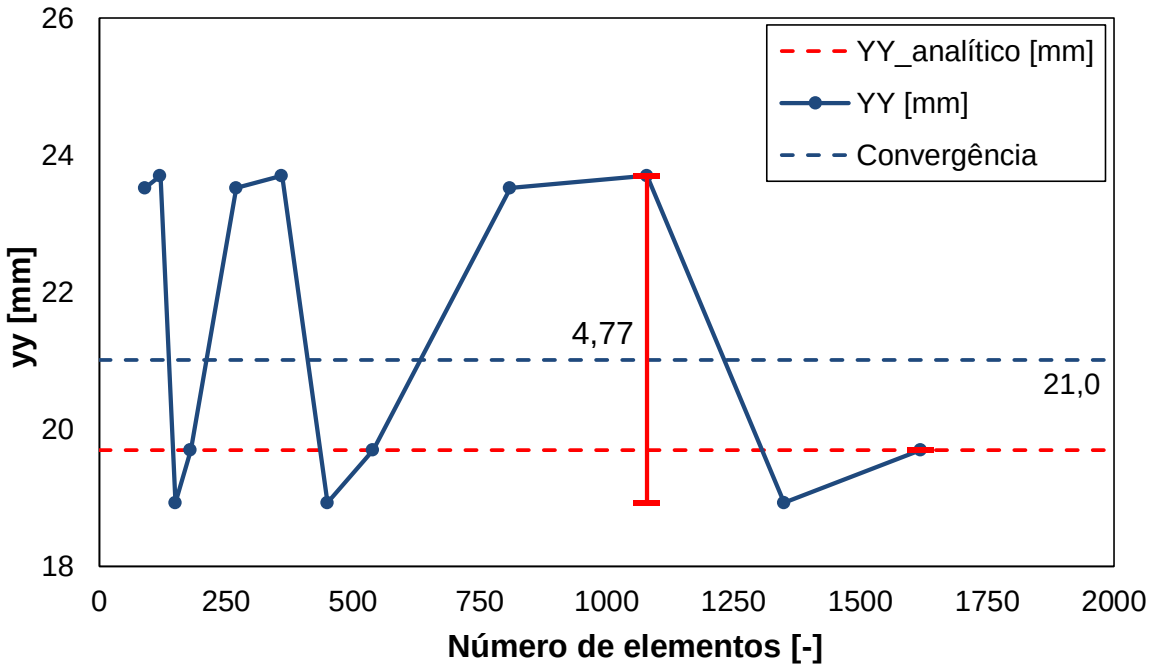


Figura VI.18: Estudo de convergência: cota do núcleo elástico, *yy*, em função do número de elementos utilizados no modelo

Conclui-se, portanto, que se consegue um resultado bastante satisfatório com 60 divisões ao longo da circunferência do duto e 27 divisões ao longo da espessura de parede, pois observa-se que a partir desta discretização de malha a variação de tensão já não é muito acentuada e o resultado em termos da cota *yy* apresenta o mesmo valor da estimativa analítica, que é apresentada no Apêndice I. A Figura VI.19 apresenta a discretização da malha utilizada nas análises desenvolvidas.

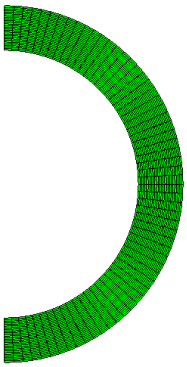


Figura VI.19: Detalhes gerais da malha do modelo 2D

Tabela VI.1: Definição da malha

Número de elementos	
Circunferência do duto	Espessura do duto
60	27

VI.3.3 Modelagem Numérica Tridimensional

Os modelos tridimensionais (3D) foram desenvolvidos com o intuito de simular a interação entre o duto e o carretel em situação de bobinamento, desbobinamento e alinhamento, durante as etapas do *Reeling*, através da aplicação de cargas trativas combinadas ao deslocamento prescrito, para a determinação das tensões e deformações no duto rígido.

Os modelos consideram a presença de defeitos superficiais externos orientados circunferencialmente no extradorso da seção, ou a 12 horas, de maneira a simular a presença de trincas na união soldada entre dutos rígidos adjacentes.

A elaboração dos modelos vale-se, ainda, da técnica de submodelagem para permitir o refino da malha na região do defeito sem aumentar consideravelmente o tempo de processamento numérico.

VI.3.3.1 Modelo Global

Cada entidade geométrica desenvolvida no presente trabalho foi definida com base em diferentes estratégias de modelagem.

A geometria que representa o duto, por exemplo, foi modelada no espaço tridimensional com atribuições do tipo sólido deformável. Sua elaboração consistiu na extrusão de um esboço bidimensional de metade da seção de um duto.

A modelagem do carretel, diferentemente, utilizou-se da revolução do esboço de um segmento de reta – resultando em uma superfície –, a qual se atribuíram características de uma superfície analítica rígida, baseando-se na premissa de que o carretel possui rigidez muito superior à do duto. Este recurso de modelagem reduz o tempo de processamento numérico.

Fez-se uso, ainda, da modelagem de um segmento de reta dotado de propriedades inerciais semelhantes ao da entidade que representa o duto.

Com o intuito de estabelecer o posicionamento relativo às diferentes entidades geométricas desenvolvidas no pacote computacional comercial de elementos finitos ABAQUS 6.11, valeu-se do seu ambiente denominado *Assembly*. Esta etapa da modelagem é ilustrada na Figura VI.20.

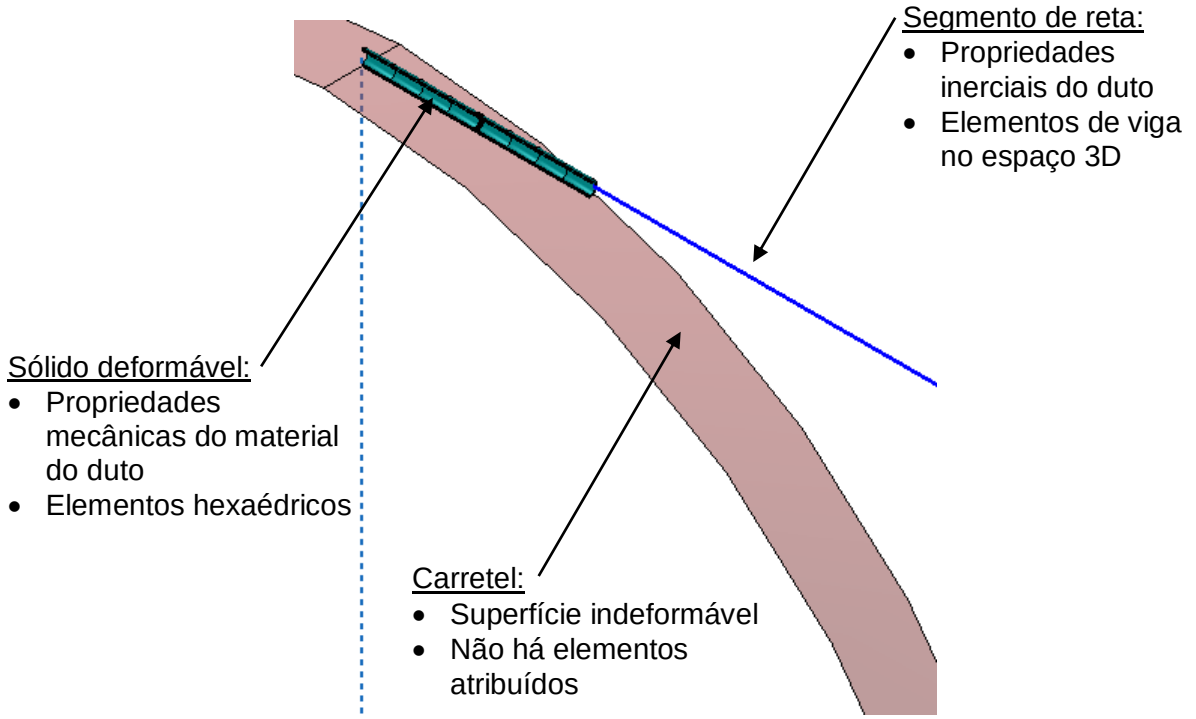


Figura VI.20: Posicionamento relativo das entidades geométricas no ambiente *Assembly*

A etapa seguinte consiste na atribuição das condições de contorno do problema. A Figura VI.21 ilustra esta fase da modelagem.

O detalhe representado por (1) ilustra a condição de contorno de simetria e o ponto de referência utilizado para restringir os deslocamentos e rotações da face daquela extremidade do duto. Um ponto na origem do sistema – no centro do carretel – é conectado ao ponto de referência para que este se mova solidariamente à rotação do carretel em torno de seu eixo, transladando a face daquela extremidade circunferencialmente.

O detalhe (2) dá ênfase à interação entre o duto e o carretel e à união de regiões da geometria que possuem diferentes discretizações. Esta restrição, conhecida como *tie constraint*, induz que cada nó de uma superfície escrava (*slave*) tenha níveis de tensões e deslocamentos semelhantes ao nó mais próximo da superfície mestre (*master*). Segundo ABAQUS DOCUMENTATION (6.11, *apud* LEVÉN e RICKERT, 2012), visando à obtenção de resultados mais acurados, deve-se atribuir à superfície de malha mais grosseira a definição de superfície *master*. A Figura VI.22 ilustra o acoplamento *tie constraint* descrito.

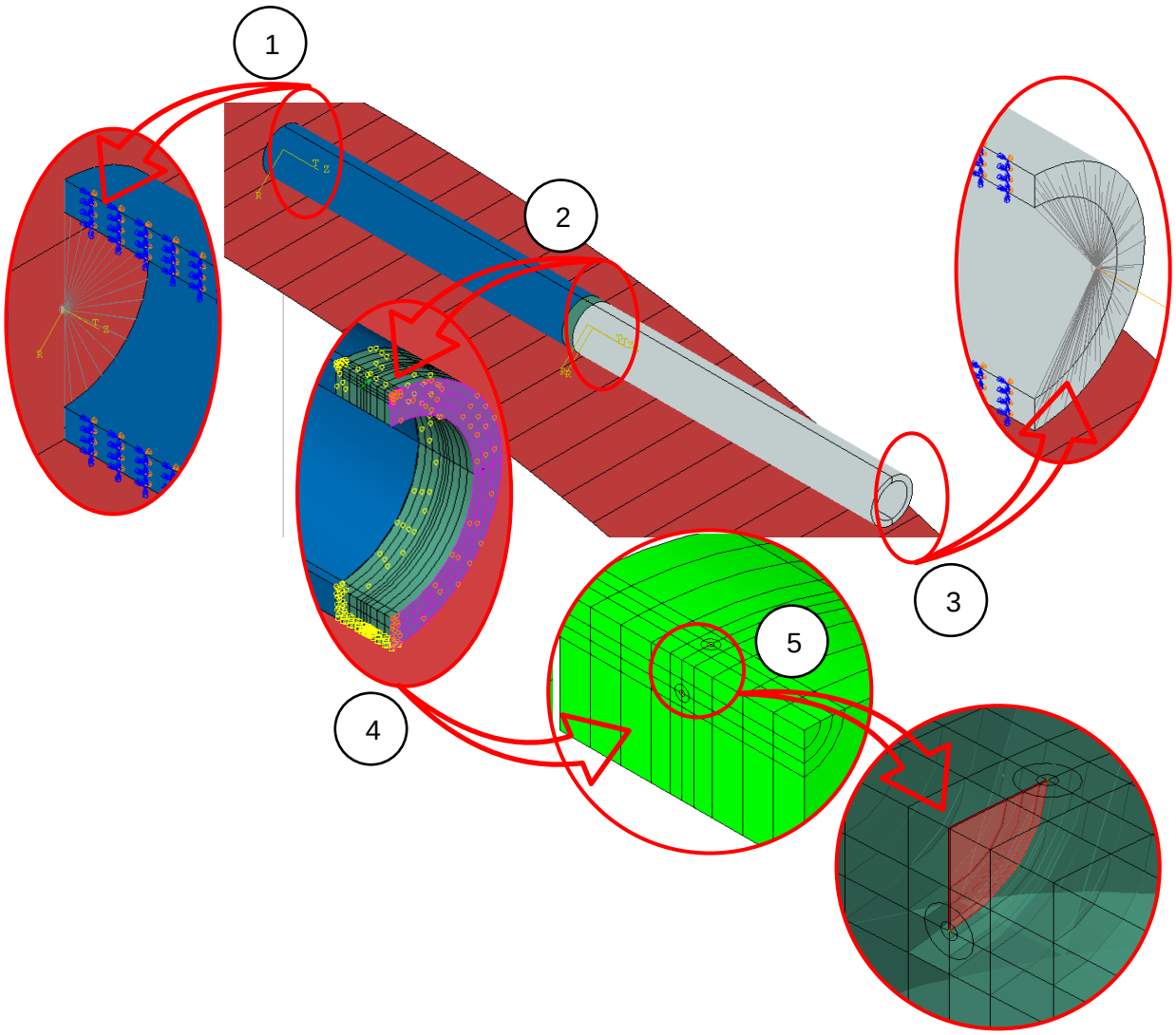


Figura VI.21: Condições de contorno empregadas no problema estudado

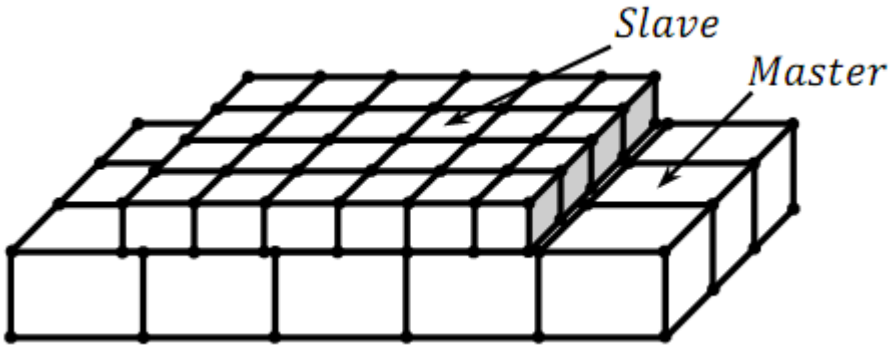


Figura VI.22: Ilustração de malhas com diferentes discretizações conectadas pelo acoplamento "*tie constraint*" (LEVÉN e RICKERT, 2012)

Com condições semelhantes ao detalhe (1), (3) também ilustra a condição de contorno de simetria. Entretanto, o ponto de referência empregado nesta extremidade do duto acopla esta face a uma viga que possui propriedades inerciais similares ao do duto. Esta viga foi

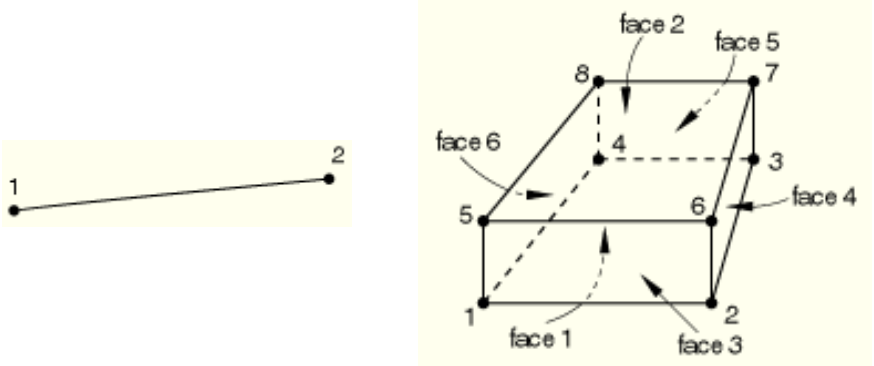
criada como recurso para aplicação do carregamento trativo em uma região afastada da região de interesse, eliminando assim a possibilidade de resultados espúrios decorrentes das condições de contorno.

A partir do detalhe (3), têm-se (4) e (5). O detalhe (4) ilustra uma técnica empregada ao extradorso do duto, que permite a criação de uma malha estruturada ao redor da região que contém o defeito, localizada na metade do comprimento do duto. Tal técnica consiste no particionamento da geometria em diversas regiões, fazendo com que os contornos criados sirvam de balizadores para a criação da malha.

O detalhe (5) ilustra uma face em destaque que é uma possibilidade de representação do defeito contido em uma geometria sólida e foi a técnica de modelagem escolhida por simplificar a elaboração da geometria. Este recurso, chamado *seam crack*, possibilita a uma face ou aresta contida em uma geometria possuir nós duplicados e sobrepostos capazes de se separar (ABAQUS DOCUMENTATION, 6.11).

Para a obtenção de resultados satisfatórios e acurados, a escolha do elemento a ser utilizado na simulação é fundamental. Os elementos considerados para o estudo foram o PIPE31 e o C3D8R. O PIPE31 é definido como um elemento de viga linear de seção vazia e circular modelado no espaço e que possui dois nós com seis graus de liberdade por nó. Este elemento suporta contato, pressão interna e externa, plasticidade e grandes deformações e considera o escoamento assimétrico devido à aplicação de momento inelástico, dentre outros. O C3D8R é definido como um elemento hexaédrico de integração reduzida e que possui oito nós com três graus de liberdade por nó. Este elemento suporta contato, plasticidade, fluência, grandes deflexões e deformações, dentre outros (ABAQUS DOCUMENTATION, 6.11).

A malha do modelo global é composta pelos elementos descritos acima e a Figura VI.23 abaixo ilustra tais elementos:



(a) PIPE31 (b) C3D8R

Figura VI.23: Elementos de utilizados na modelagem do problema (ABAQUS 6.11)

VI.3.3.2 Submodelo

Submodelagem é uma técnica de estudo para obtenção de resultados detalhados em uma região de interesse. Tal recurso é bastante útil ao ser utilizada em geometrias complexas e/ou ou que possuem regiões de difícil detalhamento/refinamento.

Esta técnica consiste na elaboração e simulação da geometria completa sob as condições submetidas pelo fenômeno estudado para, então, utilizar-se dos resultados obtidos como imposição das fronteiras de uma pequena seção subtraída desta geometria. A Figura VI.24 ilustra esta interação:

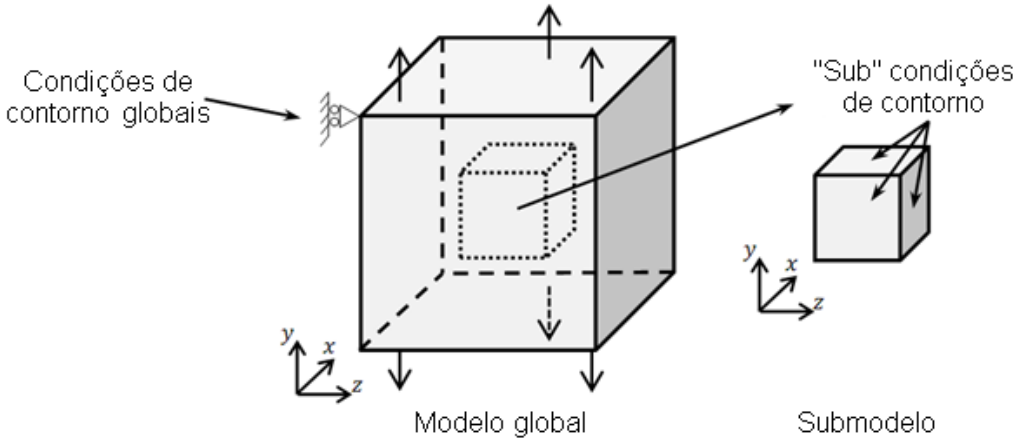


Figura VI.24: Representação do modelo global e submodelo correspondente
(Adaptado de LEVÉN e RICKERT, 2012)

A correspondência entre os modelos é determinada pelos contornos que contém os resultados das variáveis analisadas no modelo global e representam as superfícies que delimitam a geometria do submodelo.

De acordo com a documentação do ABAQUS, a submodelagem em seu ambiente se dá de duas maneiras. A técnica mais comum e mais geral é a submodelagem baseada na interpolação dos resultados dos campos das variáveis nodais (deslocamento, temperatura, pressão ou graus de liberdade) nos nós do submodelo. Alternativamente, têm-se a técnica baseada na interpolação dos resultados do campo de tensões nos pontos de integração das faces dos elementos em um submodelo.

De maneira geral, se o modelo global estiver sujeito a uma condição de grandes deslocamentos e rotações, é aconselhável considerar a primeira técnica. Por outro lado, é recomendada a adoção da segunda técnica nos casos em que o modelo global for submetido à uma condição de carregamento controlado e a rigidez entre os modelos global e local diferir.

Neste contexto, deve-se avaliar adequadamente qual metodologia adotar, principalmente por se tratar de dutos rígidos trincados, cujo decréscimo da resistência no material é esperado.

VI.3.3.3 Análise de Convergência

Do mesmo modo que na Seção VI.3.2.1, análises de sensibilidade da malha foram conduzidas a fim de se determinar as dimensões de elementos ótimos para o estudo. Como as simulações numéricas dos modelos tridimensionais completos costumam demandar bastante tempo de processamento computacional, optou-se pela utilização do recurso de submodelagem.

Deve-se ressaltar que os resultados obtidos a partir dos submodelos foram comparados, exclusivamente, com os resultados do modelo global que possui as mesmas dimensões de defeito, mantendo, assim, a consistência entre os modelos quanto à capacidade de carga da seção resistente trincada.

A Figura VI.25 apresenta o estudo de convergência conduzido para o modelo tridimensional ao se incrementar o número de elementos no submodelo e observar a variação do valor da Integral-J dos contornos da ponta da trinca, em *a*. Pelo menos uma aresta deve ser definida como região de domínio da frente da trinca, para que então sejam simulados os modelos e extraídos os resultados em termos da Integral-J. Por ser uma região de elevado gradiente de tensões e deformações, fez-se a escolha de não tomar os valores destas variáveis.

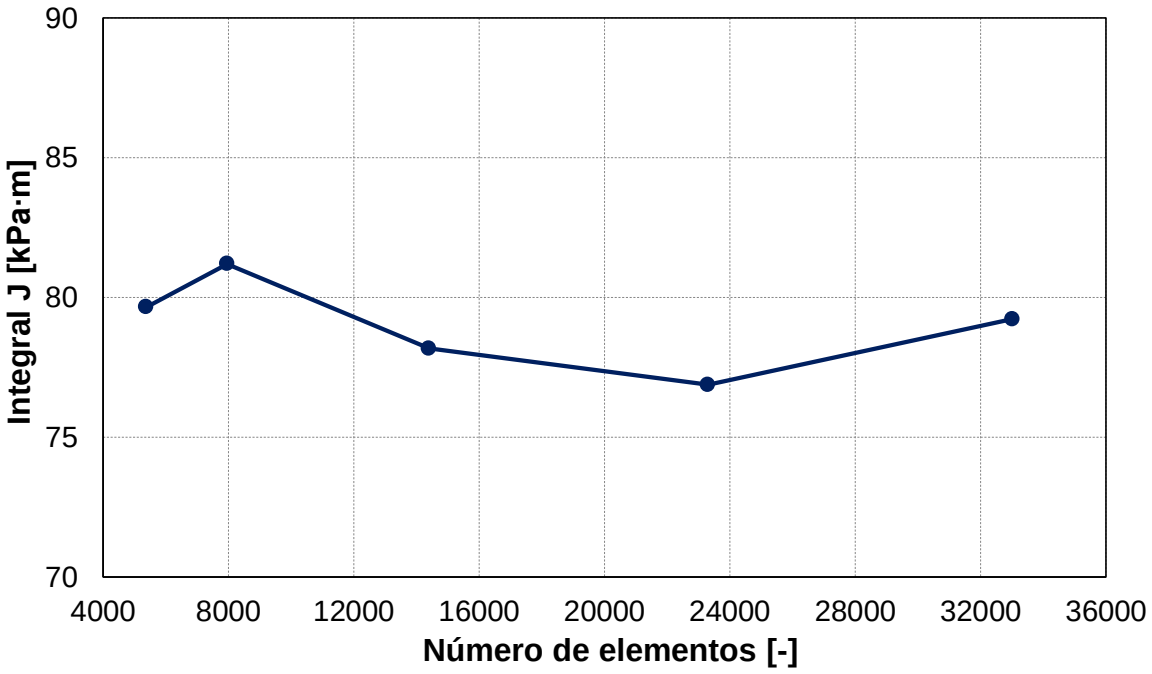
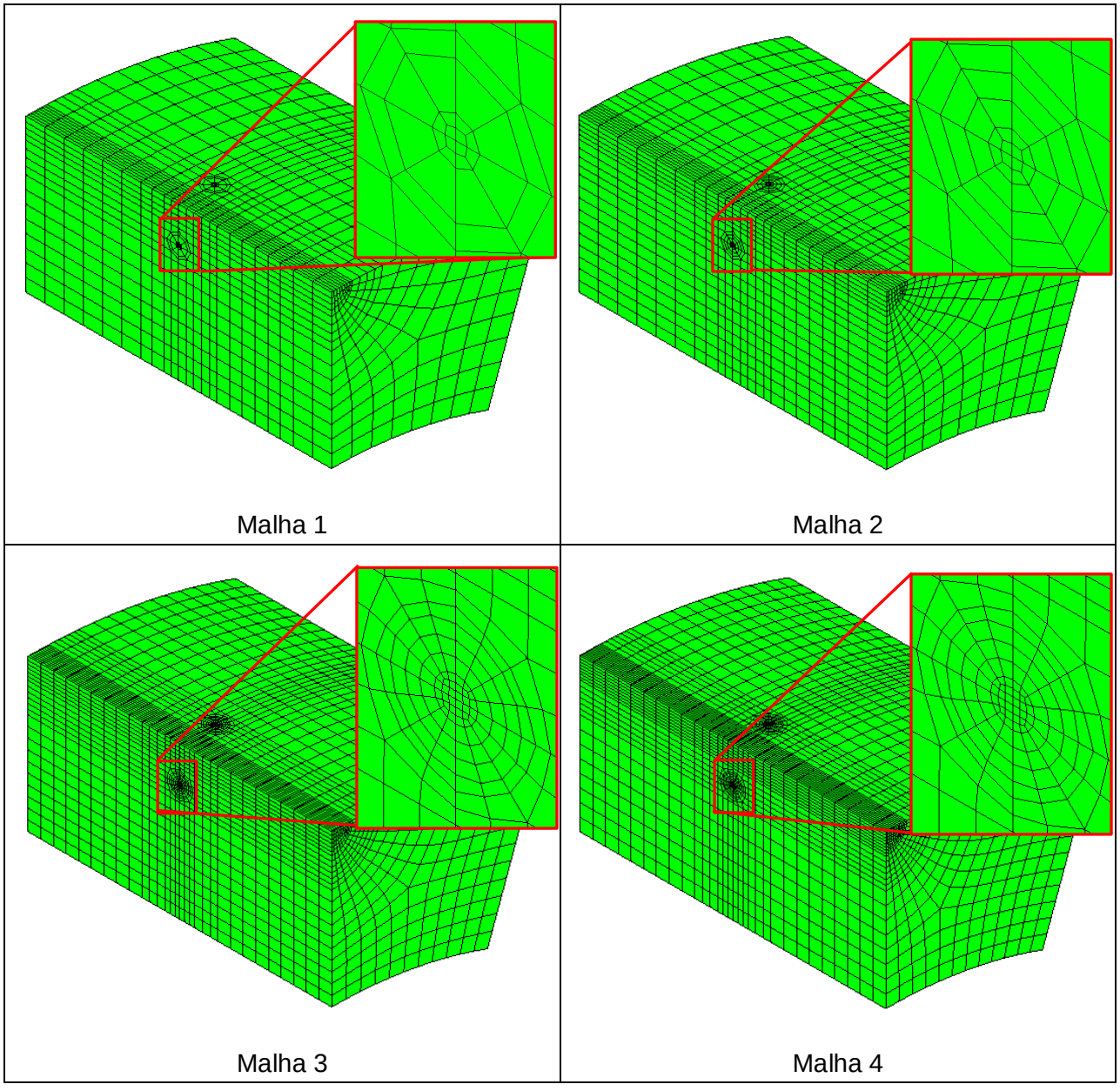


Figura VI.25: Estudo de convergência: Integral-J *vs* Número de Elementos

Observa-se que o valor da Integral-J não varia significantemente (na ordem de 5%) nas respostas dos diferentes modelos. Entretanto, uma malha pouco refinada pode não representar adequadamente as variáveis relevantes ao estudo; fato que torna a malha mais discretizada a mais adequada para a condução dos estudos. A Figura VI.26 apresenta as malhas estudadas.



Malha 1 | Malha 2

Malha 3 | Malha 4

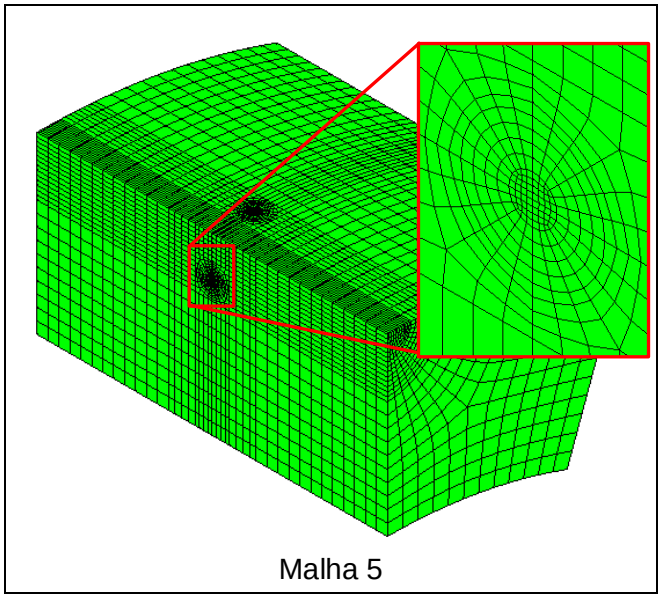


Figura VI.26: Estudo de convergência da malha

VI.3.3.4 Extração dos Resultados

Para determinar se uma trinca pode causar uma falha estrutural, o método do Diagrama de Avaliação de Falha (do inglês, FAD) utiliza duas razões: fratura frágil e colapso plástico. O método FAD é descrito em algumas normas de engenharia como a API 579 e a BS7910 (2005), por exemplo.

Neste trabalho, os valores de tensão de referência são utilizados para se obter a razão de colapso plástico, L_r, a partir dos resultados de Integral-J; e os valores de *CTOD* são utilizados para se determinar a razão de fratura frágil, K_r.

Como o pacote computacional comercial de elementos finitos ABAQUS 6.11 não fornece ferramenta nativa para a obtenção dos *CTOD*'s em suas simulações, foi elaborada uma rotina de extração destes resultados (o programa genérico escrito em *Visual Basic for MS Excel* encontra-se no Apêndice V).

A rotina consiste da obtenção das coordenadas x e y dos pontos A, B, C, D e E ilustrados na Figura VI.27.

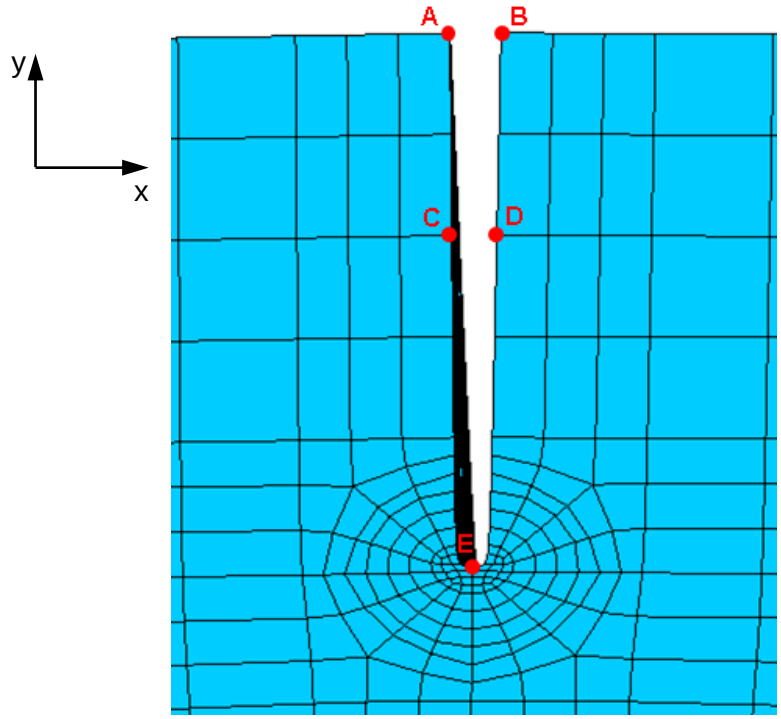


Figura VI.27: Ilustração representativa dos nós selecionados no modelo tridimensional para obtenção dos deslocamentos nodais necessários para o cálculo dos valores de *CTOD*

Com estes dados extraídos, definem-se retas com os pares de nós de cada lado do defeito – A e C, B e D –, visando determinar as duas retas que representam as faces da trinca. A partir de então, encontra-se o ponto de interseção entre estas duas retas e suas coordenadas x e y.

Por fim, resolve-se a Eq. (IV.10) que é obtida a partir da relação de triângulos, conforme ilustrado na Figura IV.5.

Após a extração dos resultados das simulações e a obtenção dos valores de *CTOD*, tomou-se a parcela elástica dos resultados obtidos para dar-se prosseguimento com os cálculos dos valores da razão de fratura frágil, K_r, a partir da seguinte relação (BS7910, 2005):

$$\sqrt{\delta_r} = \sqrt{\frac{\delta_I}{\delta_{material}}} \tag{VI.68}$$

O cálculo da tensão de referência foi realizado através do ajuste de uma curva de tendência na porção elástica da Integral-J elastoplástica total. Utilizou-se, portanto, dos resultados obtidos nos primeiros incrementos de carregamento – até o limiar do escoamento – em um ponto da frente da trinca onde se verificou o maior valor de Integral-J, conforme

metodologia conduzida por TIPPLE e THORWALD (2012) em seu trabalho. Assim, prosseguiu-se ao cálculo da razão de J_{total} por $J_{elástico}$ para cada incremento da análise.

O próximo passo é a determinação do valor de carregamento nominal, utilizando-se da equação que descreve a curva do diagrama FAD específica para um material avaliada no instante em que o carregamento provoca o colapso plástico (nominal), ou seja, em $L_r = 1$. Segundo ANDERSON (2005), esta relação é dada por:

$$\left.\frac{J_{total}}{J_{elástico}}\right|_{L_r=1} = 1+\frac{0{,}002E}{\sigma_y}+\frac{1}{2}\left(1+\frac{0{,}002E}{\sigma_y}\right)^{-1} \tag{VI.69}$$

O valor do carregamento nominal obtido é, então, utilizado para normalizar os valores da razão de colapso plástico.

O fator de geometria da tensão de referência, F, é definido como a razão entre a resistência ao escoamento, σ_y, e o carregamento nominal obtido em $L_r = 1$, ou $\sigma_{nominal}|_{Lr=1}$ (Anderson, 2005).

$$F = \frac{\sigma_y}{\sigma_{nominal}|_{L_r=1}} \tag{VI.70}$$

A partir dos cálculos de $\sigma_{nominal}|_{Lr=1}$ e de F, podem-se determinar os valores de tensão de referência e, consequentemente, L_r. A tensão de referência, σ_{ref}, em cada incremento de carregamento, σ_i, é dada por:

$$\sigma_{ref} = F\cdot\sigma_i \tag{VI.71}$$

O cálculo dos valores da razão de colapso plástico, L_r, para avaliação no diagrama FAD, é dado pela Eq. (VI.57) e o valor máximo da razão de colapso plástico admitido, $L_{r,max}$, pode ser definido pela Eq. (V.8), conforme a BS7910 (2005) ou pela Eq. (V.9), conforme a DNV-OS-F101 (2012):

Capítulo VII - Estudo de Caso

Neste Capítulo, apresenta-se um estudo específico para o qual as metodologias descritas nos Capítulos anteriores são aplicadas. Inicialmente apresentam-se os parâmetros de entrada dos casos analisados.

A Tabela VII.1 apresenta os dados da embarcação de construção e instalação submarina considerada no estudo em questão.

Tabela VII.1: Informações sobre a embarcação de construção e instalação submarina

Parâmetro	Valor [m]
Diâmetro do carretel	18
Diâmetro do alinhador	

As propriedades gerais do duto são apresentadas na Tabela VII.2.

Tabela VII.2: Propriedades do duto (DNV-OS-F101, 2012)

Propriedades do duto	Valor	
Diâmetro	8,0 pol.	203,2mm
Espessura de parede	25,4mm	
Processo de fabricação	Sem costura	
Material	API 5L X-65	
(1)SMYS	448 MPa	
(1)SMTS	530 MPa	
Módulo de Young	210 GPa	
Poisson	0,3	
(2)Ovalização inicial	0,0%	

Nota (1): Valores de referência obtidos da Tabela 13.4 da DNV-OS-F101 (2012).
Nota (2): Embora a DNV-OS-F101 (2012) estipule valores de ovalização inicial para a extremidade e corpo do duto iguais a 1,0% e 1,5%, respectivamente, fora adotado para este estudo o valor de ovalização inicial igual a 0,0%.

Esta configuração de dutos rígidos é tipicamente utilizada em linhas de injeção de gás/água e em linhas de produção. Sua utilização se deu em empreendimentos da Petrobras e da Shell, no projeto de exploração do campo de Guará-Lula (na área do pré-sal brasileiro) e no projeto de exploração do campo de *Stones* (primeiro *FPSO* da *Shell* no Golfo do México, situado na área de *Walker Ridge*), respectivamente.

Foi considerado um material com comportamento não-linear e endurecimento isotrópico (ENL), uma vez que ocorre plasticidade do mesmo durante o processo.

De acordo com o trabalho realizado por RAMOS *et al.* (2010), um ajuste da curva tensão *vs* deformação do aço API 5L X65 é capaz de fornecer o parâmetro elástico, α, igual a 3/7 e o parâmetro de endurecimento, n, igual a 30, através do modelo de RAMBERG-OSGOOD (1943) definido pela Eq. (IV.14). Nas análises pelo MEF, foi utilizada a curva tensão *vs* deformação verdadeira do aço API 5L X-65, que é apresentada na Figura VII.1 abaixo:

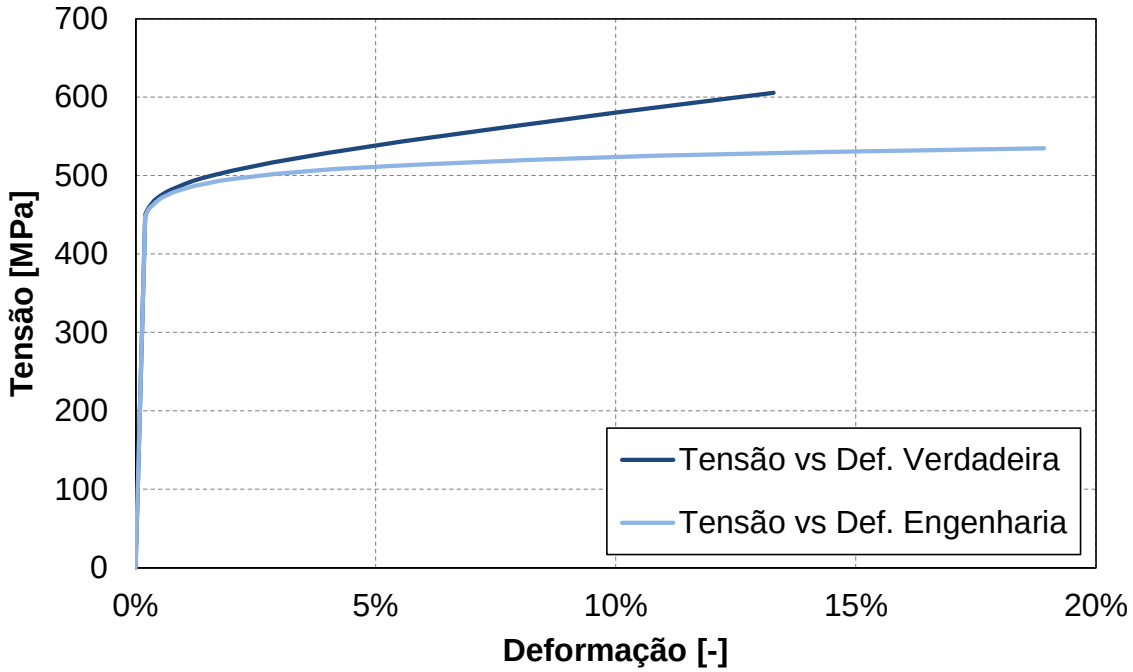


Figura VII.1: Curva tensão *vs* Deformação - API 5L X-65

Um resumo dos fatores de projeto considerados neste estudo é apresentado na Tabela VII.3.

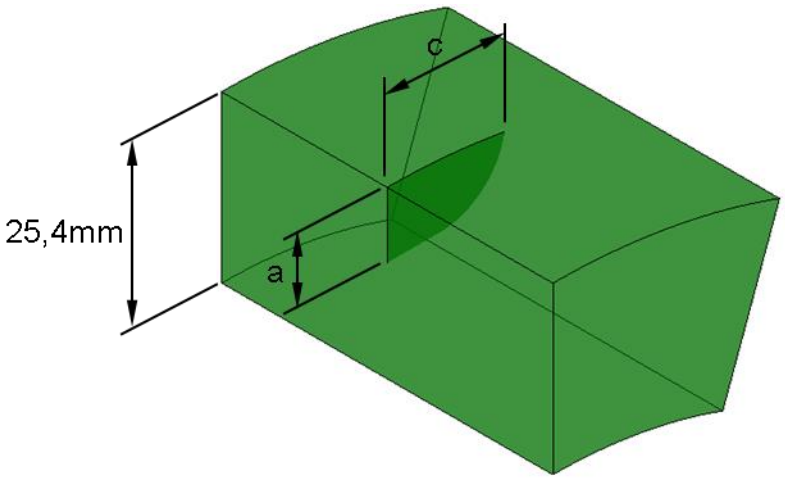
Tabela VII.3: Resumo dos fatores de projeto (DNV-OS-F101, 2012)

Parâmetro	Símbolo	Valores
Classificação da Localização	-	2
Classe de Segurança	-	Baixa
Fator de Carregamento Funcional	γ_F	1,20
Fator do Efeito da Condição do Carregamento	γ_C	0,82
Fator de Resistência à Deformação	γ_ε	2,0
Fator de Resistência do Material	γ_m	1,15
Fator de Resistência da Classe de Segurança	γ_{sc}	1,04
Mínimo Endurecimento à Deformação	α_h	0,90
Fator de Solda Circunferencial	α_{gw}	1,0
Fator de Fabricação	α_{fab}	0,85
Fator de Capacidade do Material	α_u	0,96

A Tabela VII.4 e o Apêndice IV apresentam os casos e geometrias abordados neste estudo. Observa-se que, por simplificação, a modelagem do cordão de solda não foi considerada nas avaliações realizadas neste trabalho. Assim, o defeito foi representado no metal base, na metade do comprimento do duto modelado, em seu extradorso (a 12 horas).

Tabela VII.4: Descrição das geometrias utilizadas no modelo 3D

Trinca		
a [mm]	*c* [mm]	*c/a*
6	6	1,0
7	9	1,3
8	12	1,5
9	15	1,7
10	18	1,8
11	21	1,9
12	24	2,0
13	27	2,1



Conforme será visto na Seção VIII.4.4, o defeito que possui razão de dimensões *c/a* = 1,9 foi adotado como base de comparação para os estudos de sensibilidade conduzidos neste trabalho. Desta maneira, as simulações estocásticas fundamentadas no método de Monte Carlo consideraram os seguintes parâmetros de entrada:

Tabela VII.5: Parâmetros de entrada para as simulações pelo método de Monte Carlo

Parâmetro	Média	Desvio Padrão
a [mm]	9	3
c [mm]	15	5

De modo a contemplar a propagação da trinca nos modelos analíticos avaliados, foi considerada a curva de resistência *CTOD*-R disponibilizada no trabalho de WANG *et al.* (2011), que foi obtida a partir de ensaios realizados em escala real de dutos constituídos de aço API 5L X65 e pode ser encontrada na Figura VII.2.

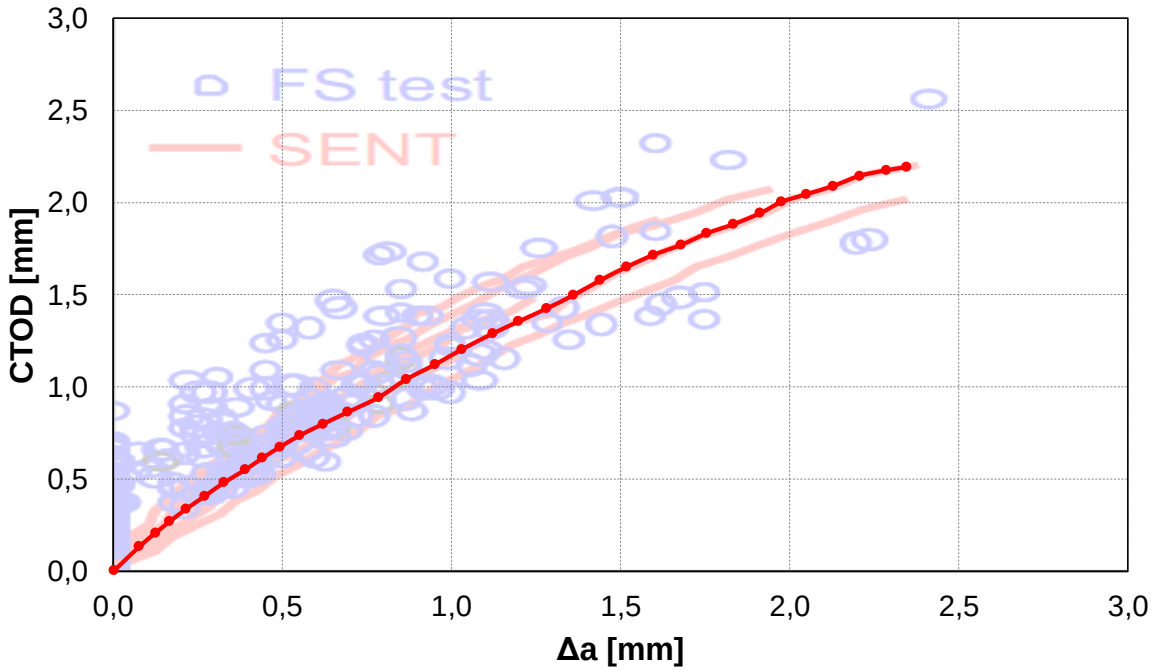


Figura VII.2: Curva de resistência *CTOD*-R (adaptada de WANG *et al.*, 2011)

A figura 3 do Apêndice A da DNV-OS-F101 (2012), apresentada na Figura VII.3, estabelece que nenhum valor de tenacidade à fratura obtido a partir de ensaios realizados para levantamento das curvas de resistência deve estar contido na região de valores “não aceitáveis”.

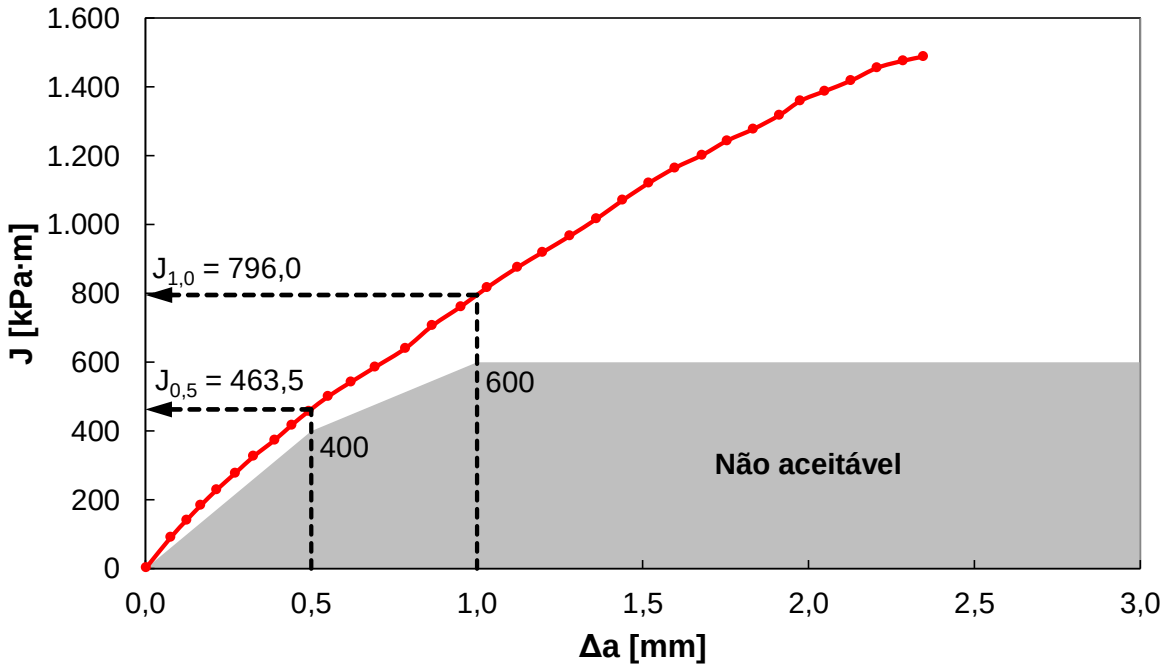


Figura VII.3: Valores de tenacidade à fratura aceitáveis pela DNV-OS-F101 (2012)

Percebe-se, portanto, que a curva de resistência adotada para este estudo está em perfeita aderência com o que foi estabelecido pela norma.

Capítulo VIII - Resultados e Discussões

VIII.1 Resultados da Análise dos Modelos Analíticos

A partir dos modelos desenvolvidos nas Seções VI.1.1 e VI.1.2 e dos valores propostos para o estudo de caso apresentados no Capítulo VII calculados através de planilhas elaboradas no pacote computacional comercial MATHCAD 14.0 (2007), obtiveram-se os resultados apresentados na Tabela VIII.1.

Tabela VIII.1: Resumo dos resultados extraídos do modelo analítico

Max. Momento [kNm]	Max. Tensão [MPa]	Max. Deformação [%]	Ovalização [%]
359,24	448,00	1,12	0,10

Este modelo e os seus resultados são de suma importância para compreensão do problema ao se aproximar uma primeira estimativa do nível de carregamento imposto ao duto rígido quando submetido ao método do *Reel-Lay*. Os resultados obtidos nestas aproximações servirão como base de comparação para os resultados dos modelos mais detalhados apresentados nas Seções a seguir.

VIII.2 Resultados do Modelo Bidimensional

Através dos resultados obtidos, foi possível analisar critérios para aceitação deste método de instalação de dutos rígidos segundo as normas do setor *offshore*. A primeira avaliação realizada consiste da verificação da deformação no decorrer da operação de bobinamento. Nesta etapa, o duto é analisado em termos do risco de flambagem local. A segunda avaliação é uma análise completa das etapas de bobinamento-desbobinamento-alinhamento-retificação, necessária à verificação da ovalização residual, que é limitada a 3%.

As figuras de VIII.1 a VIII.9 apresentam os resultados das diversas etapas do método de instalação *Reel-Lay*, indicando para cada uma a evolução do momento fletor, da tensão normal e da ovalização (coluna à esquerda), e a distribuição da tensão normal ao longo da seção.

A Figura VIII.1 apresenta os resultados da etapa que representa a entrada da linha submarina na embarcação. Neste passo da análise somente o carregamento trativo é contemplado.

A Figura VIII.2 apresenta os resultados da etapa que representa o curvamento forçado do duto sobre o alinhador da embarcação. Neste passo da análise é contemplada a

combinação dos esforços trativos associados à tração imposta e das solicitações devidas ao curvamento do duto sobre o alinhador.

A Figura VIII.3 apresenta os resultados da etapa que representa a saída do duto do alinhador da embarcação, após seu curvamento forçado sobre este equipamento. Neste passo da análise é contemplada a aplicação dos esforços trativos associados à tração imposta e a retirada do curvamento do duto no percurso entre o alinhador e o carretel.

A Figura VIII.4 apresenta os resultados da etapa que representa o bobinamento do duto sobre o carretel da embarcação. Neste passo da análise é contemplada a combinação dos esforços trativos associados à tração imposta e das solicitações devidas ao curvamento do duto sobre o carretel.

A Figura VIII.5 apresenta os resultados da etapa que representa a saída do duto do carretel da embarcação, após seu curvamento forçado sobre este equipamento. Neste passo da análise é contemplada a aplicação dos esforços trativos associados à tração imposta e a retirada do curvamento do duto no percurso entre o carretel e o alinhador.

A Figura VIII.6 apresenta os resultados da etapa que representa um novo curvamento forçado do duto sobre o alinhador da embarcação. Neste passo da análise é contemplada a combinação dos esforços trativos associados à tração imposta e das solicitações devidas ao curvamento forçado do duto sobre o alinhador.

A Figura VIII.7 apresenta os resultados da etapa que representa a saída do duto do alinhador da embarcação, após seu curvamento forçado sobre este equipamento. Neste passo da análise é contemplada a aplicação dos esforços trativos associados à tração imposta e a retirada do curvamento do duto no percurso entre o alinhador e o retificador.

A Figura VIII.8 apresenta os resultados da etapa que representa a retificação do duto realizada pelo *straightener* da embarcação. Neste passo da análise é contemplada a combinação dos esforços trativos associados à tração imposta e das solicitações devidas ao curvamento reverso aplicado ao duto.

A Figura VIII.9 apresenta os resultados da etapa que representa o relaxamento das solicitações aplicadas ao duto. O objetivo deste passo da análise é examinar as condições do duto ao final de todos os ciclos de deformações a ele aplicados através do método de instalação *Reel-Lay*. Pode-se observar que o duto apresentará tensões e deformações residuais decorrentes dos ciclos de deformações inerentes às etapas deste método de instalação.

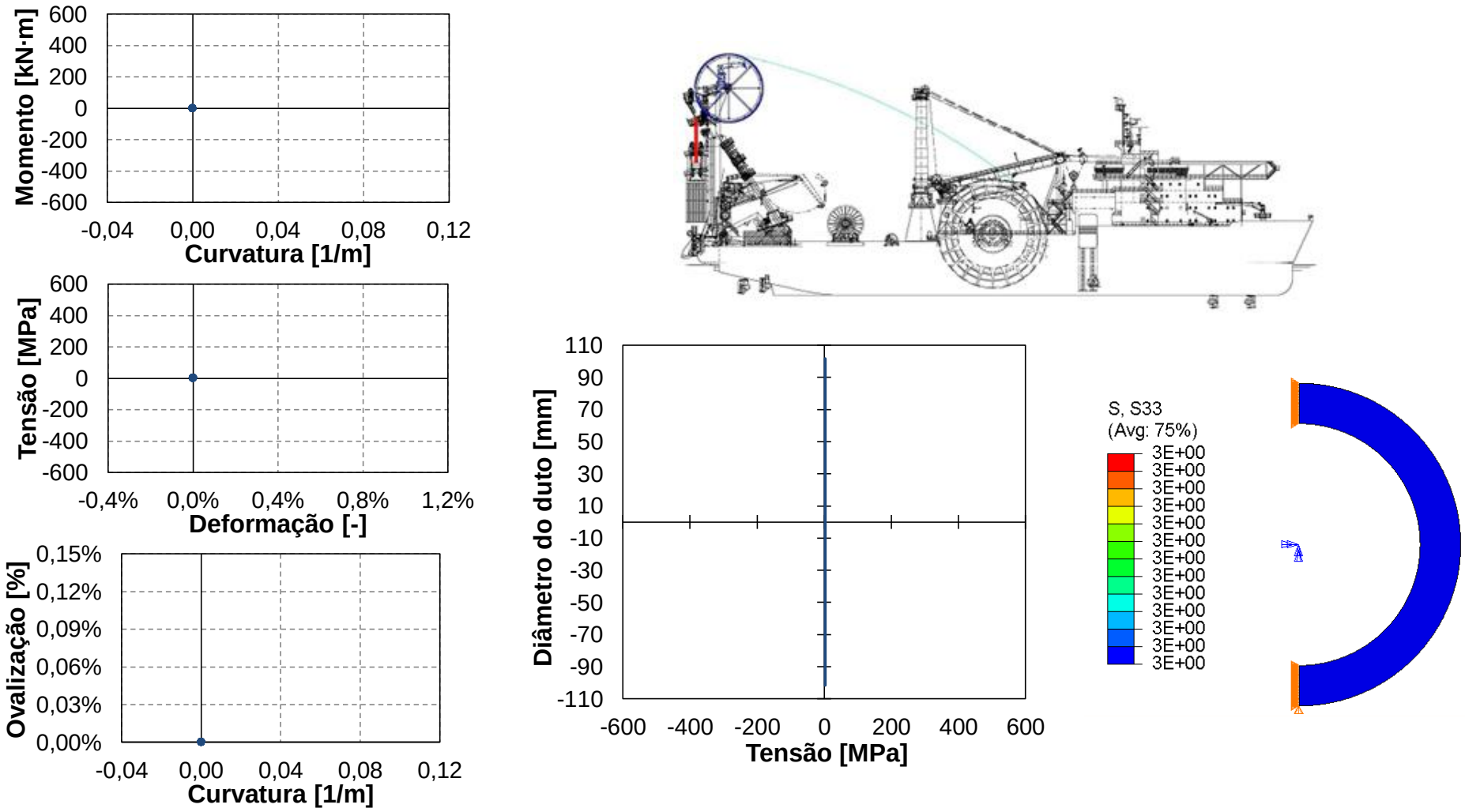


Figura VIII.1: 1ª etapa - Aplicação do carregamento trativo

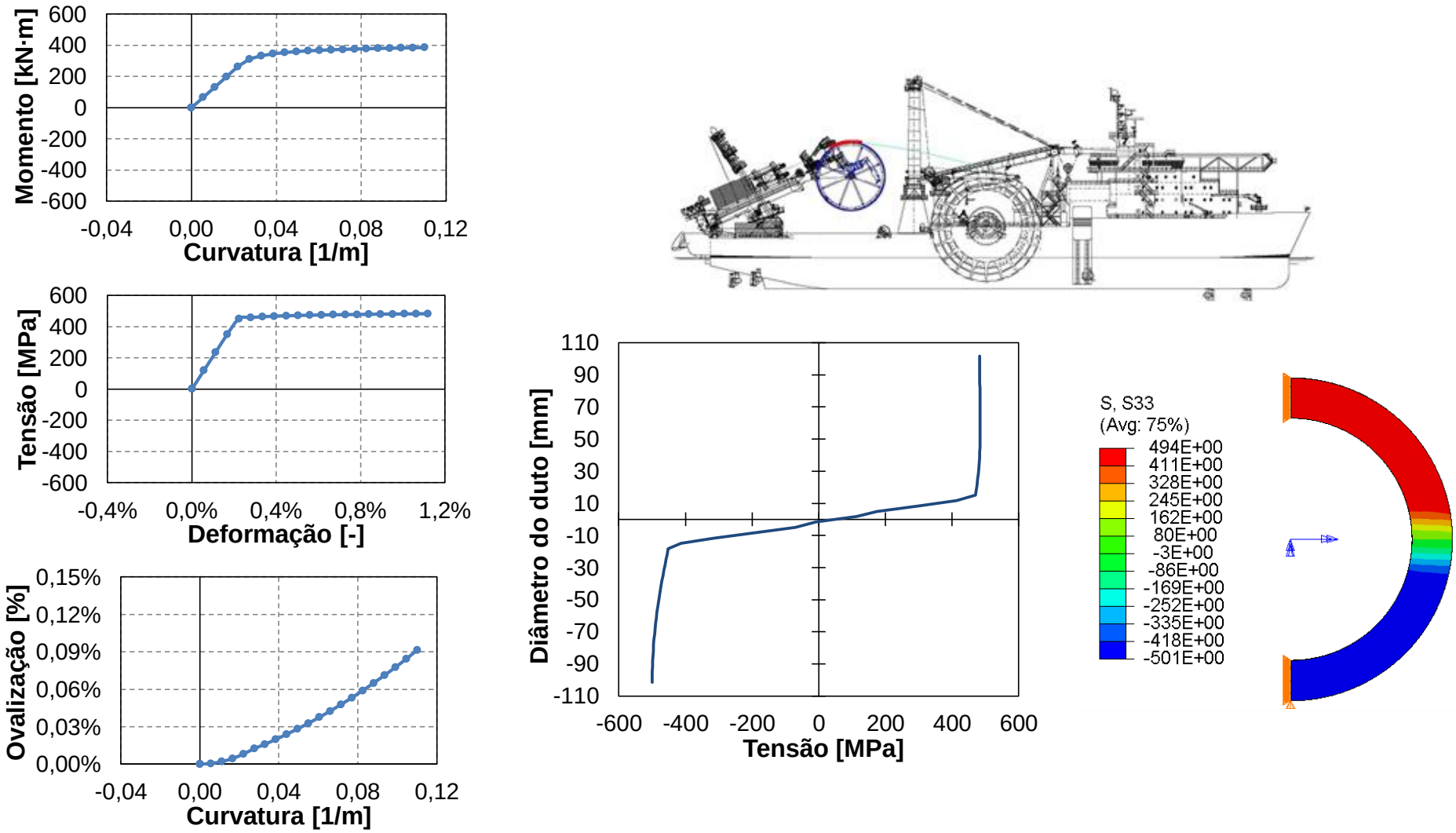


Figura VIII.2: 2ª etapa - Curvamento sobre o alinhador

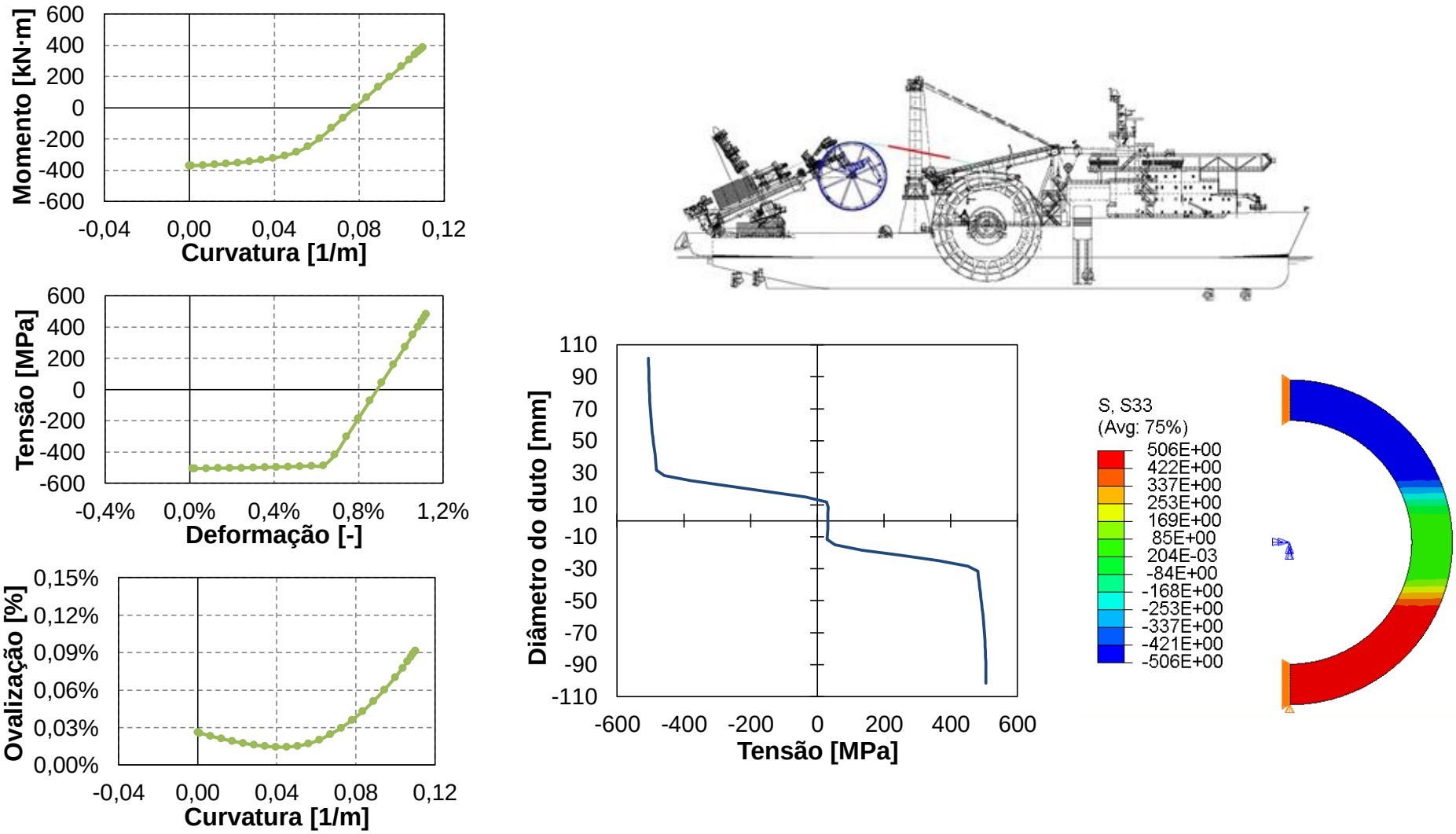


Figura VIII.3: 3ª etapa - Retirada do curvamento no percurso entre o alinhador e o carretel

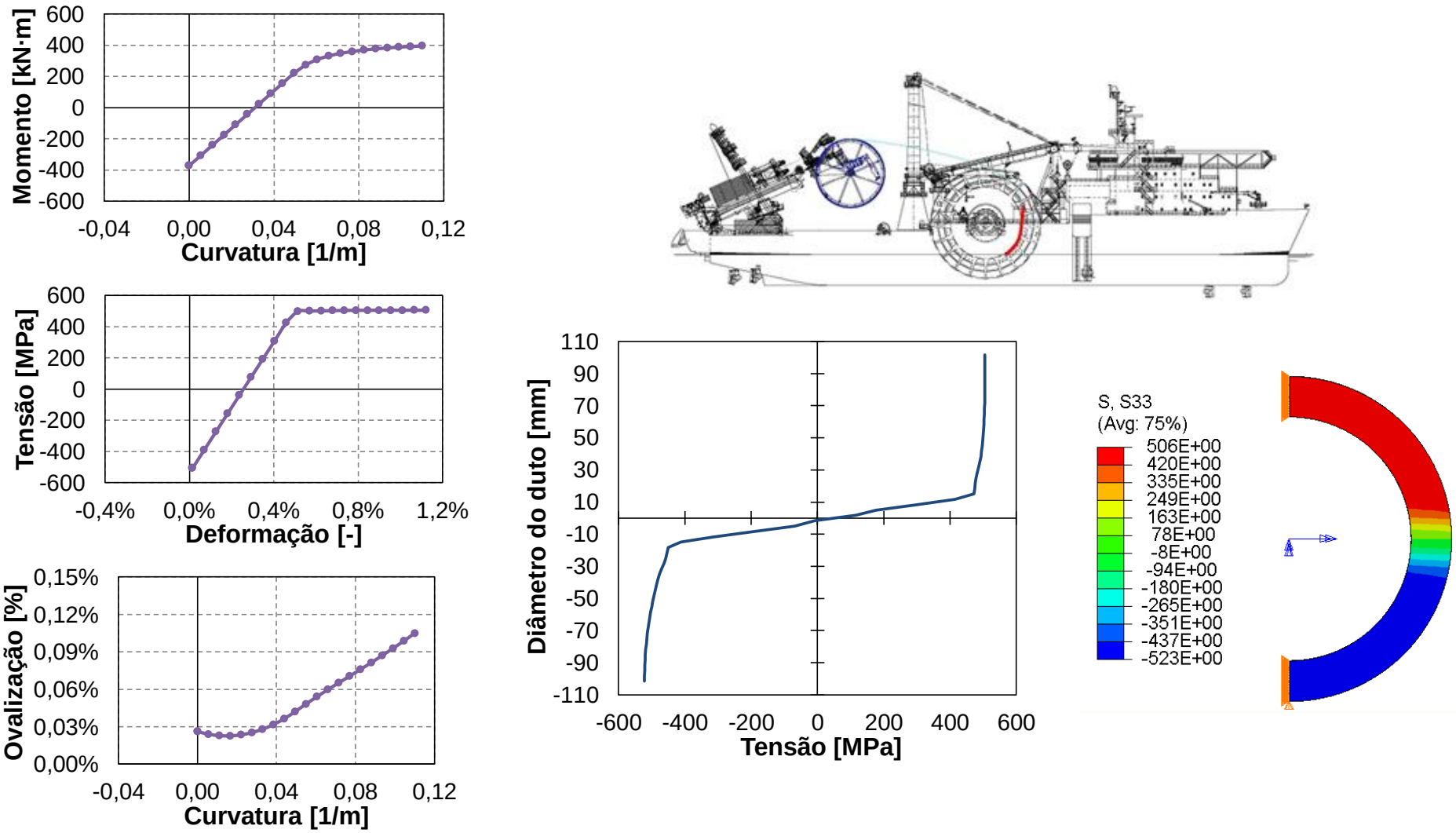


Figura VIII.4: 4ª etapa - Curvamento sobre o carretel

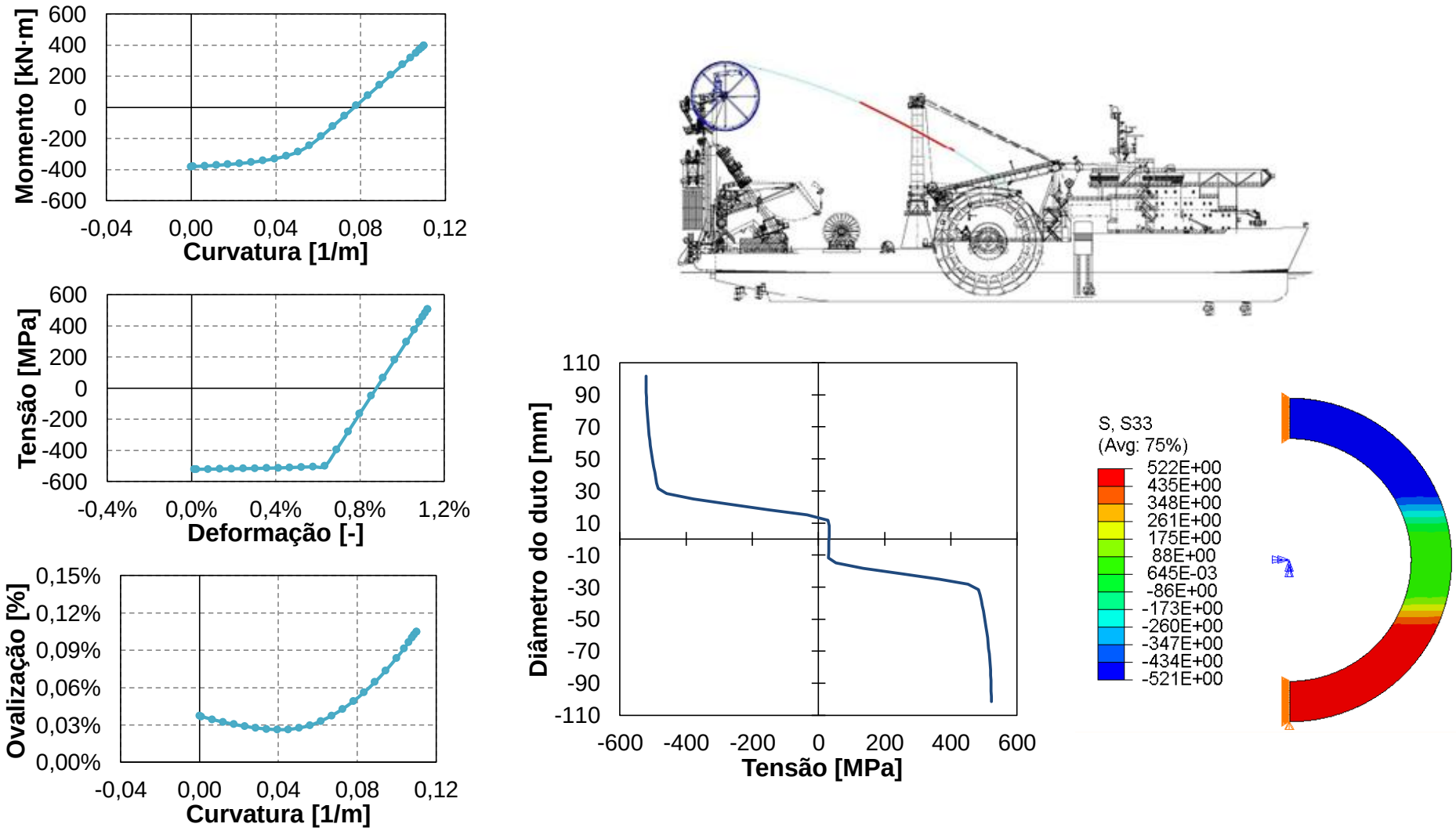


Figura VIII.5: 5ª etapa - Retirada do curvamento no percurso entre o carretel e o alinhador

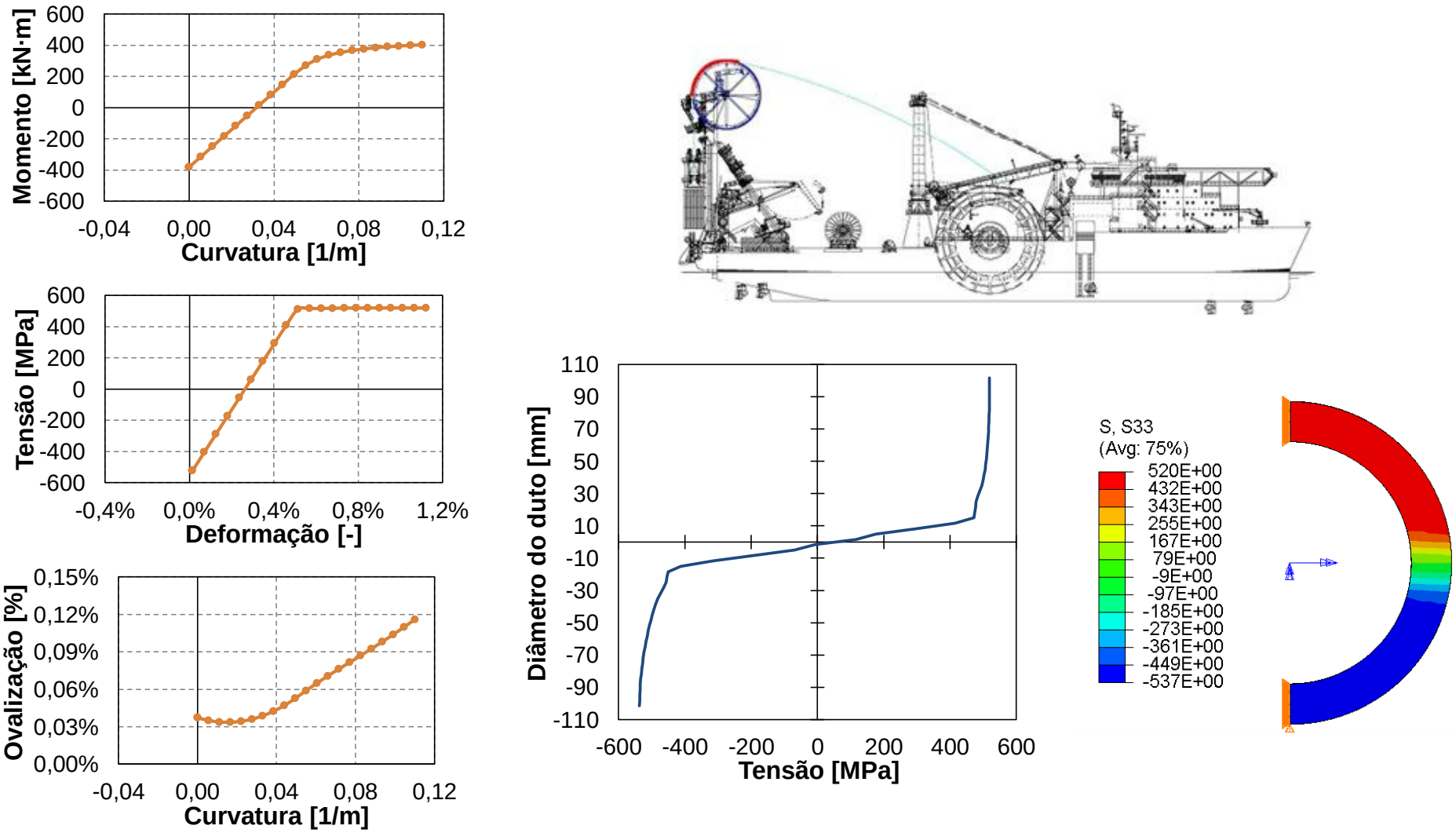


Figura VIII.6: 6ª etapa - Curvamento sobre o alinhador

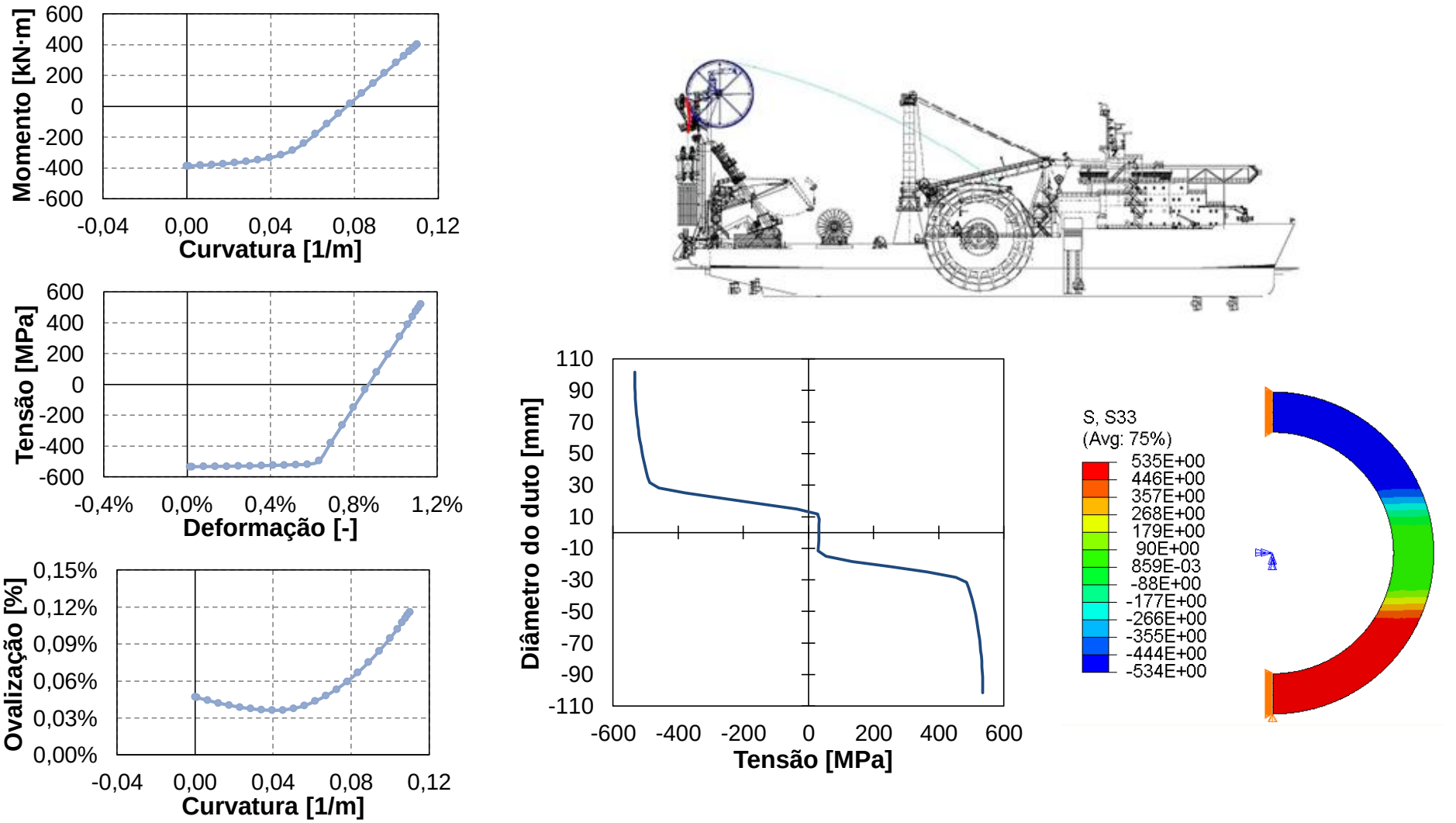


Figura VIII.7: 7ª etapa - Retirada do curvamento no percurso entre o alinhador e o retificador

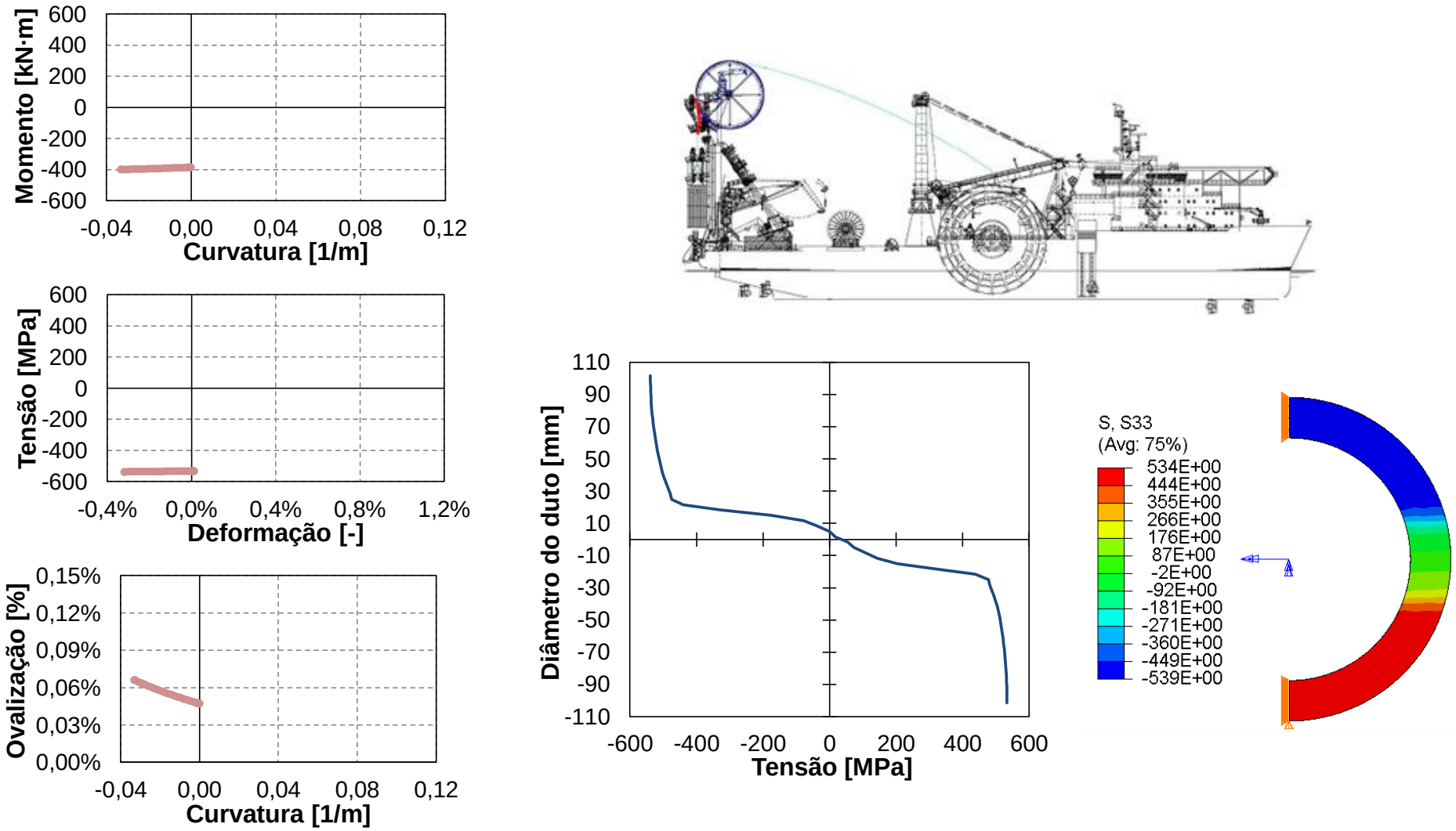


Figura VIII.8: 8ª etapa - Retificador impõe curvamento reverso

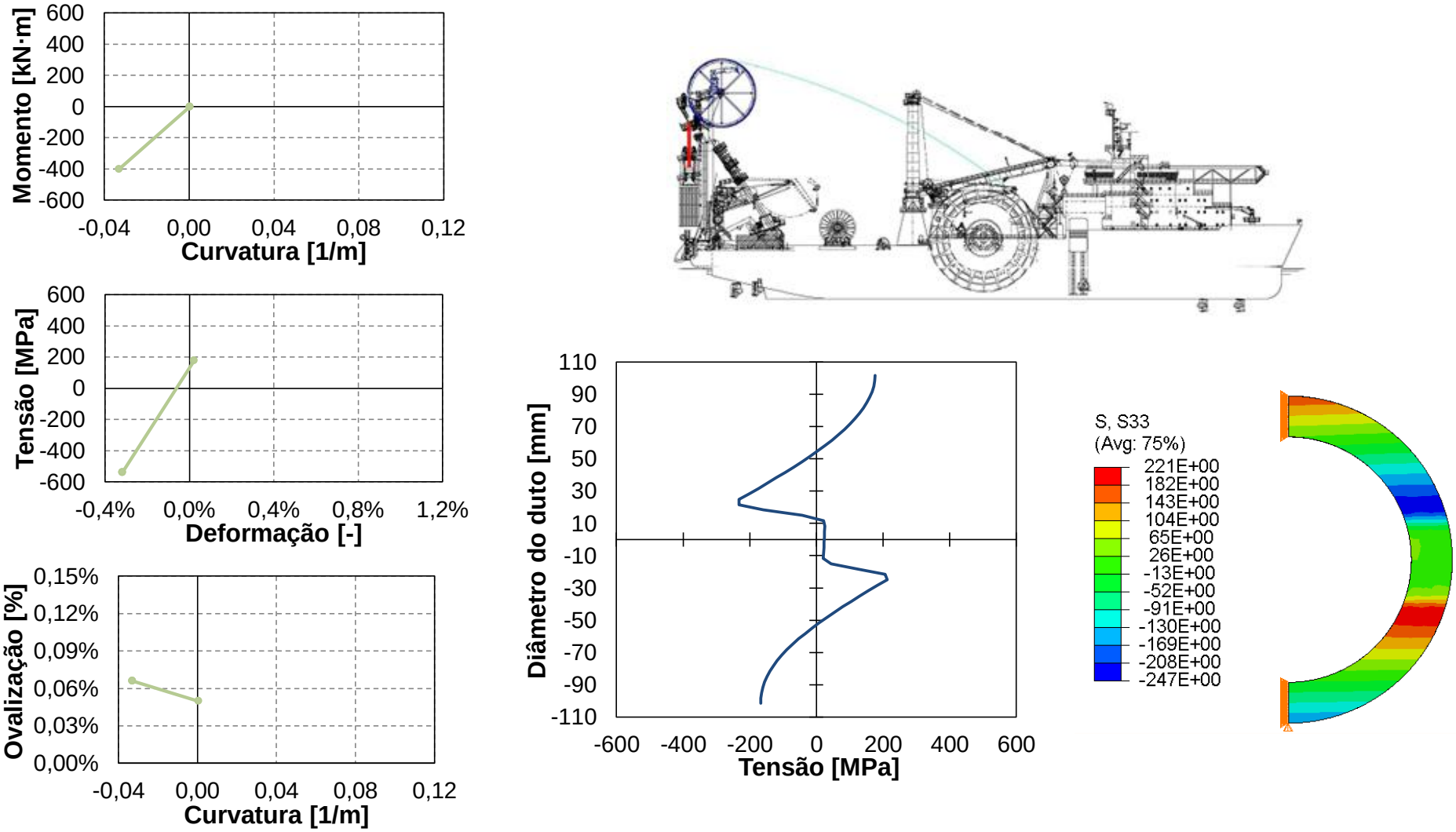


Figura VIII.9: 9ª etapa - Relaxamento das solicitações aplicadas

A evolução do Momento Fletor *vs* Curvatura, da Tensão Normal *vs* Deformação, da Ovalização *vs* Curvatura, são apresentadas na Figura VIII.10, Figura VIII.11 e Figura VIII.12, respectivamente, para cada etapa do processo.

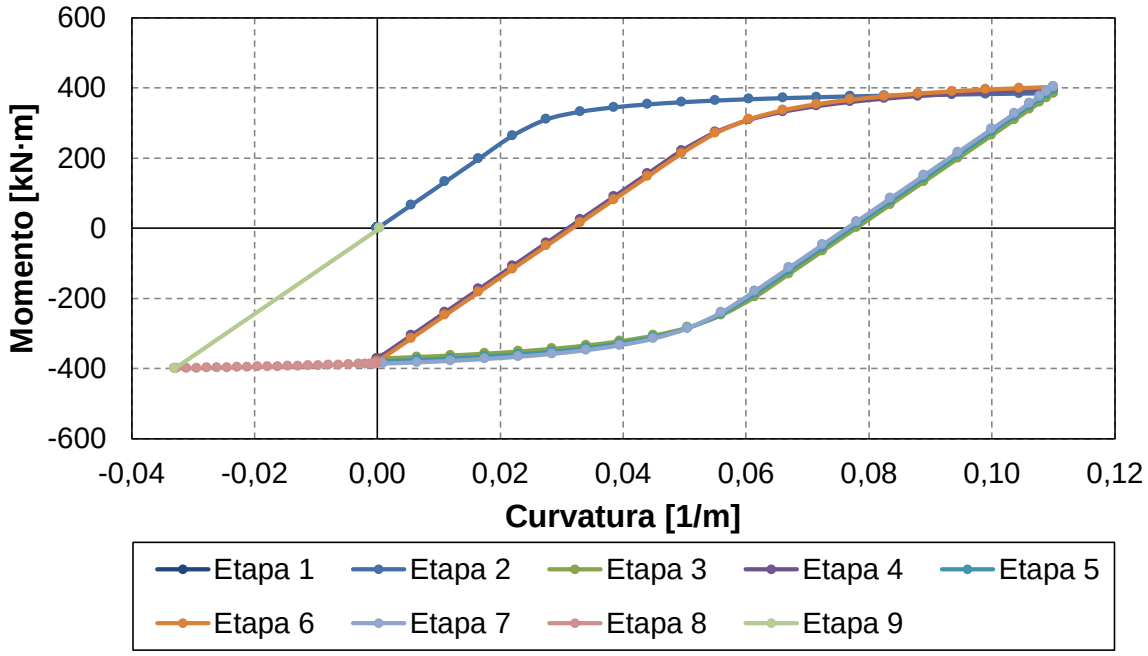


Figura VIII.10: Momento *vs* Curvatura no decorrer da operação

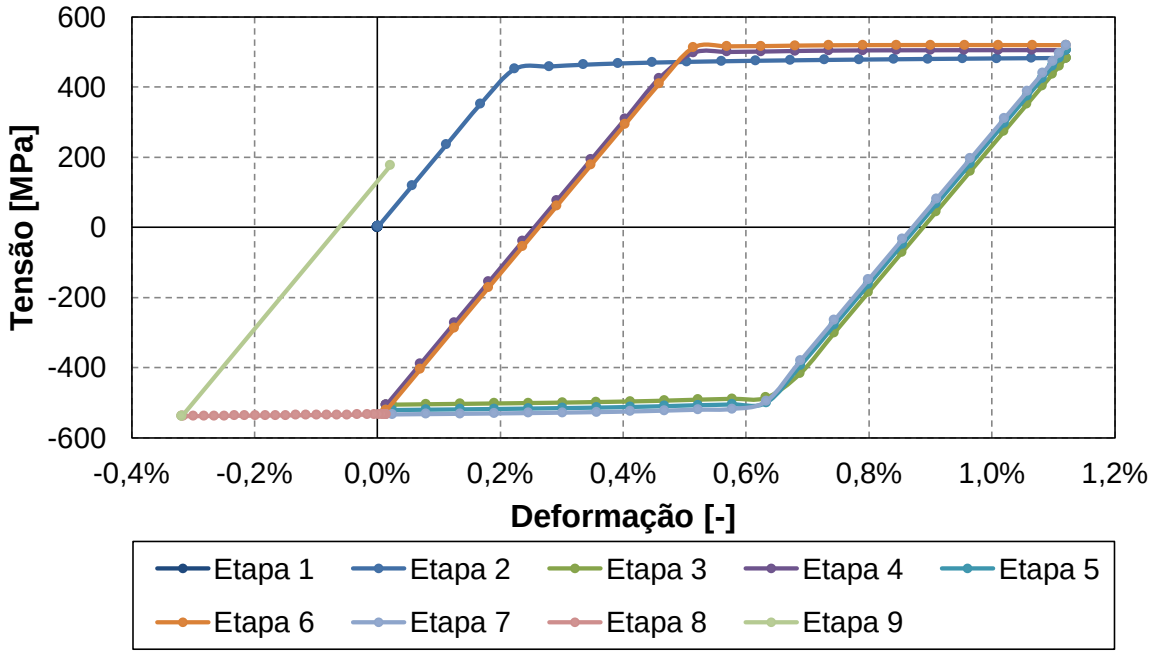


Figura VIII.11: Tensão Normal *vs* Deformação no decorrer da operação

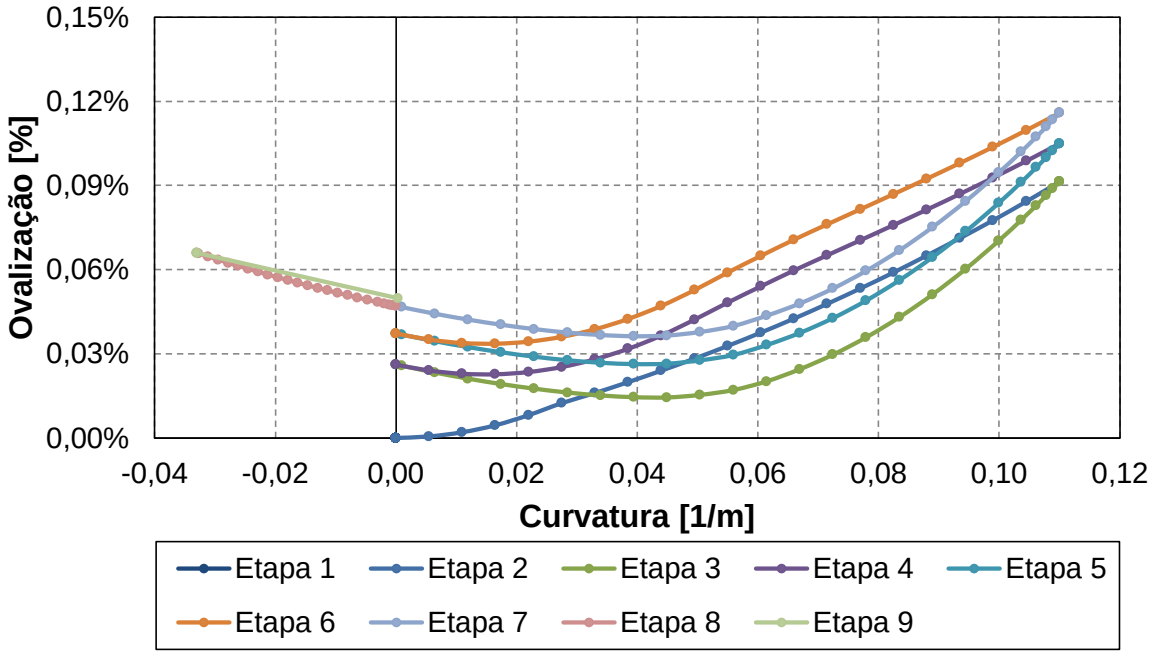


Figura VIII.12: Ovalização *vs* Curvatura no decorrer da operação

A Tabela VIII.2 sintetiza os resultados apresentados nesta Seção:

Tabela VIII.2: Resumo dos resultados extraídos do modelo numérico ENL

	Curvatura [1/m]	Momento [kNm]	Tensão [MPa]	Deformação [%]	Ovalização [%]
1ª etapa	0,000	0,00	2,84	0,00	0,00
2ª etapa	0,110	385,17	483,02	1,12	0,09
3ª etapa	0,000	-371,72	-505,72	0,01	0,03
4ª etapa	0,110	395,68	505,39	1,12	0,10
5ª etapa	0,000	-380,15	-521,01	0,01	0,04
6ª etapa	0,110	402,86	519,59	1,12	0,12
7ª etapa	0,000	-386,61	-533,56	0,01	0,05
8ª etapa	-0,033	-400,07	-538,57	-0,32	0,07
9ª etapa	0,000	0,00	176,59	0,02	0,05
Máximo	0,110	402,86	519,59	1,12	0,12
Mínimo	-0,033	-400,07	-538,57	-0,32	0,00
Residual	0,00	0,00	176,59	0,02	0,05

Nota: Resultados extraídos no elemento localizado no extradorso da seção transversal do duto (posição a 12 horas).

Um modelo pelo MEF contemplando o comportamento idealizado de material elástico-perfeitamente plástico (EPP) foi simulado com o intuito de validar o modelo analítico, que

segue a mesma abordagem. Então, realizou-se uma análise comparativa entre os resultados extraídos do modelo analítico e numéricos que é apresentada na Tabela VIII.3 – tomando-se como referência os resultados do modelo analítico – e na Figura VIII.14.

Tabela VIII.3: Diferença percentual entre os resultados extraídos dos diferentes modelos

		Numérico EPP(1)				Numérico ENL(1)			
		Max. Momento [kNm]	Max. Tensão [MPa]	Max. Deform. [%]	f_o [%]	Max. Momento [kNm]	Max. Tensão [MPa]	Max. Deform. [%]	f_o [%]
Analítico	Max. Momento [kNm]	0,1%	-	-	-	7,2%	-	-	-
	Max. Tensão [MPa]	-	0,0%	-	-	-	7,8%	-	-
	Max. Deformação [%]	-	-	0,0%	-	-	-	0,0%	-
	f_o [%]	-	-	-	10,0%	-	-	-	10,0%

Nota (1): Resultados máximos extraídos na segunda etapa da análise, ou seja, no primeiro ciclo de curvamento imposto.

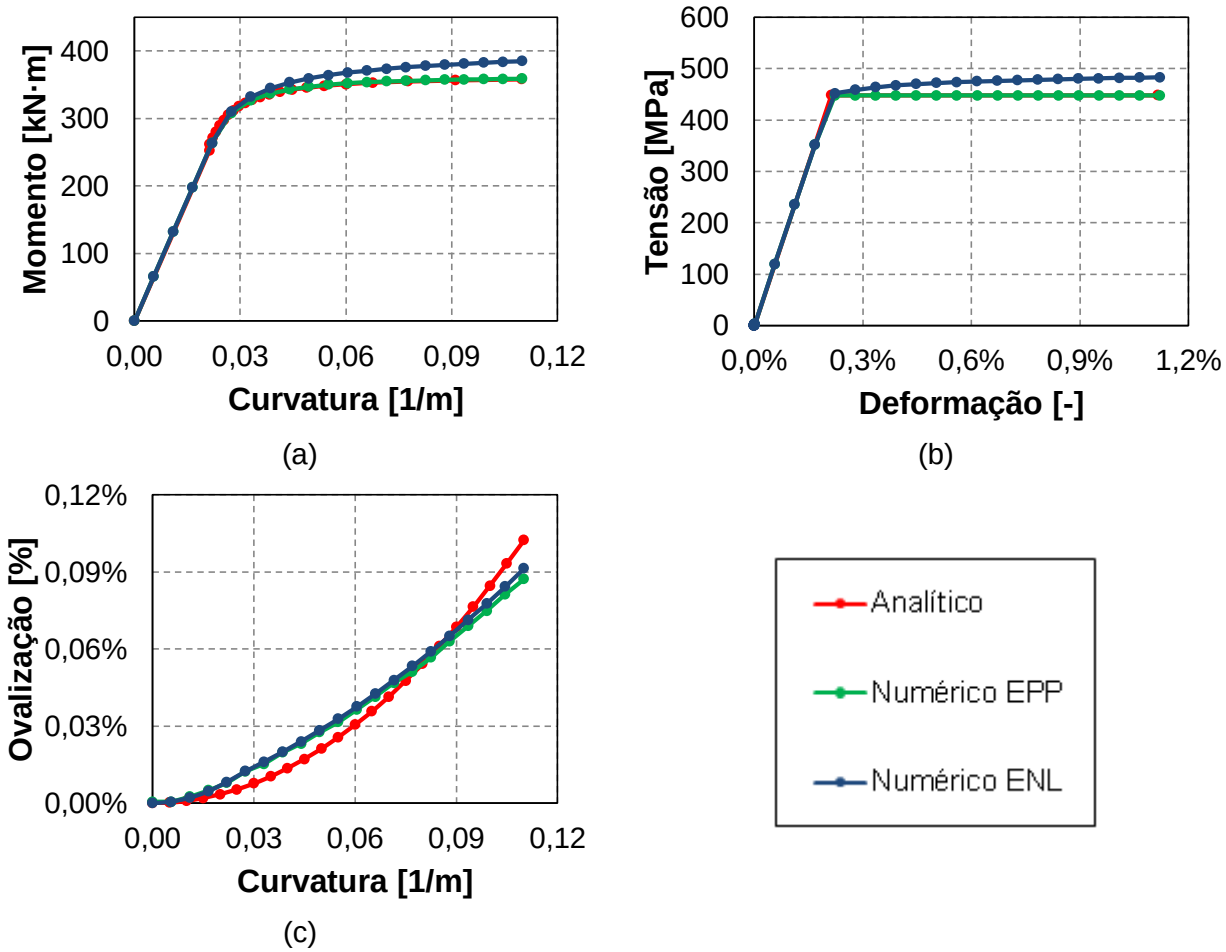


Figura VIII.13: Comparação entre os resultados dos diferentes modelos:
(a) Momento *vs* Curvatura e (b) Tensão *vs* Deformação (c) Ovalização *vs* Curvatura

A partir dos resultados apresentados na Tabela VIII.3 e na Figura VIII.14, pode-se considerar que o modelo analítico é bastante consistente com os modelos numéricos no primeiro ciclo de curvamento imposto, pois as discrepâncias entre as respostas dos diferentes modelos mostraram ser da ordem de até 10%. As principais diferenças encontradas entre os modelos avaliados devem-se à presença do encruamento e à formulação da ovalização proposta por MURPHEY e LANGNER (1985) adotada neste trabalho, embora tenha mostrado ser uma abordagem mais conservativa.

Os critérios de aceitação podem ser verificados na Tabela VIII.4.

Tabela VIII.4: Resumo dos resultados e dos valores limites

Ovalização Admissível	Ovalização (ABAQUS)	Deformação Admissível	Máxima Deformação (ABAQUS)	UF	Verificação
3,00%	0,05%	5,32%	1,12%	0,21	ok

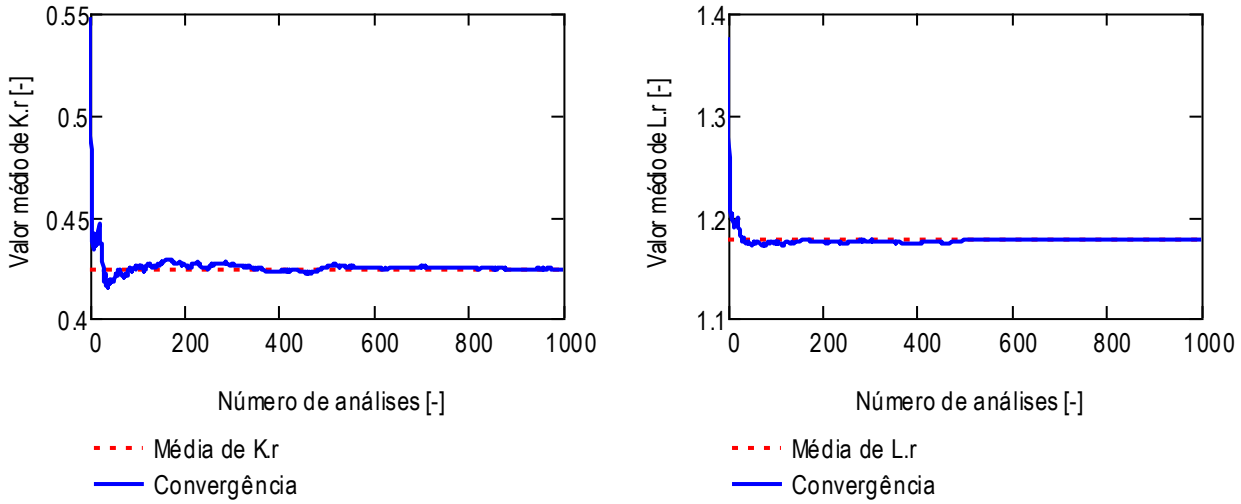
Observa-se a partir da etapa representada pela Figura VIII.2, as solicitações impostas ao duto promovem o escoamento do material, o que é ratificado pelas colunas das respostas em termos da tensão normal e da deformação da Tabela VIII.2. Ainda, pode-se inferir a partir das figuras apresentadas, da Tabela VIII.2 e da Tabela VIII.4, que os níveis de solicitações não comprometem a integridade estrutural do duto e tampouco infringem os critérios de deformação (flambagem local) e de ovalização (que deve ser avaliado ao final dos ciclos de deformação) especificados pela DNV-OS-F101 (2012).

VIII.3 Resultados da Análise Estocástica

Após 1000 cenários terem sido determinados para cada um dos parâmetros estocásticos – profundidade da trinca *a*, comprimento da trinca *2c* –, ajustados à funções de densidade de probabilidade de Weibull, partiu-se para as 1000 simulações determinísticas do modelo de Análise Crítica de Engenharia (ECA) para dutos com trincas superficiais circunferenciais pelo método de Monte Carlo. Cada simulação forneceu uma resposta determinística para avaliação através do Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD). Um conjunto de diferentes dimensões de trincas foi analisado, de onde pôde-se estimar a probabilidade de falha e levantar uma curva de tamanhos de trinca aceitáveis para o duto rígido submetido ao processo de *Reeling* abordado no estudo de caso e, ainda, validar a relevância dos parâmetros da profundidade de trinca *a* e do comprimento de trinca *2c* para componentes estruturais trincados.

Acompanhou-se a convergência das médias da razão à fratura, K_r, e da razão ao colapso plástico, L_r, visando garantir um número suficiente de simulações de Monte Carlo que

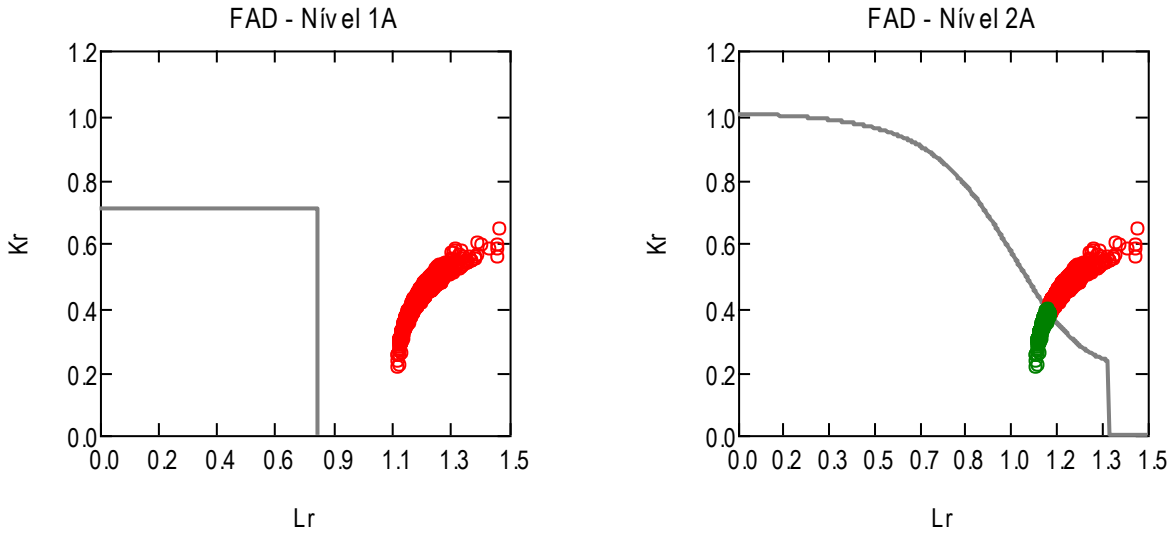
caracterizasse satisfatoriamente as estatísticas das respostas do estudo em questão. Conforme pode ser verificado na Figura VIII.14, as 1000 simulações garantiram a convergência da resposta do modelo proposto em termos de K_r (a) e de L_r (b).



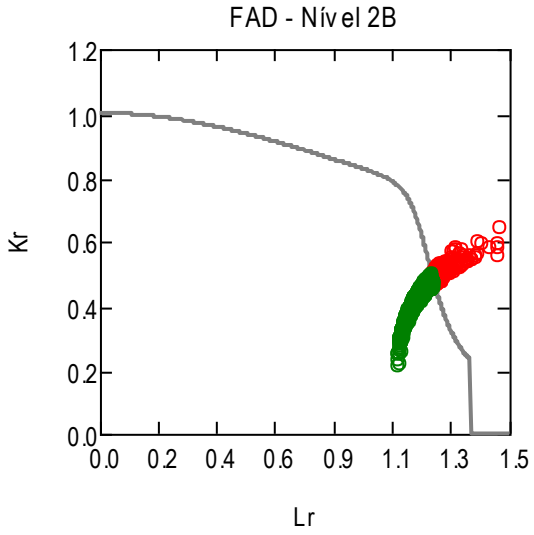
(a) (b)

Figura VIII.14: Análise de convergência das simulações pelo método de Monte Carlo

A Figura VIII.15 ilustra os pontos de avaliação simulados através desta metodologia. Os pontos representados pela cor verde indicam que o duto avaliado com um dado defeito não incorrerá em falha, enquanto a cor vermelha, de maneira contrária, indica a ocorrência de falha.



(a) (b)

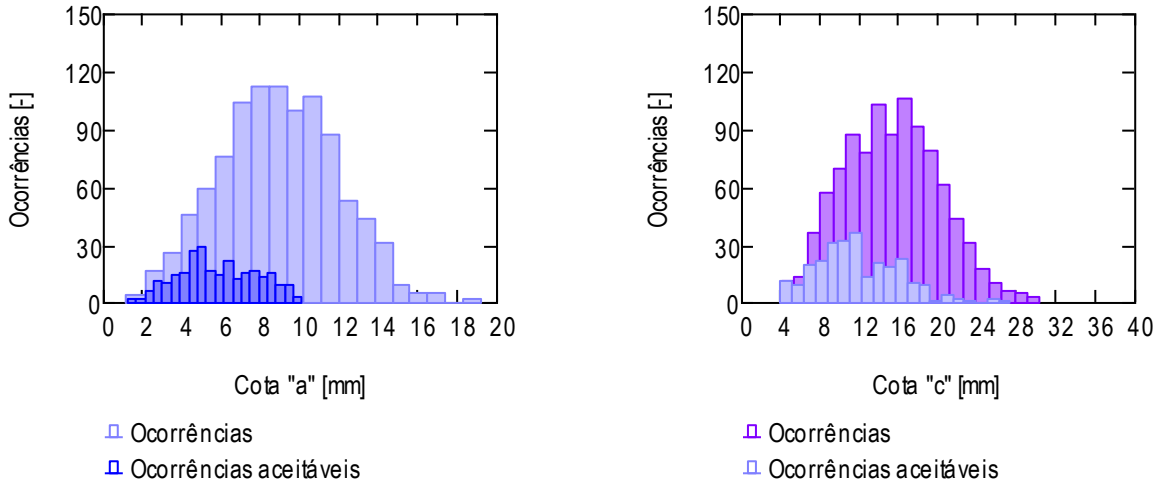


(c)

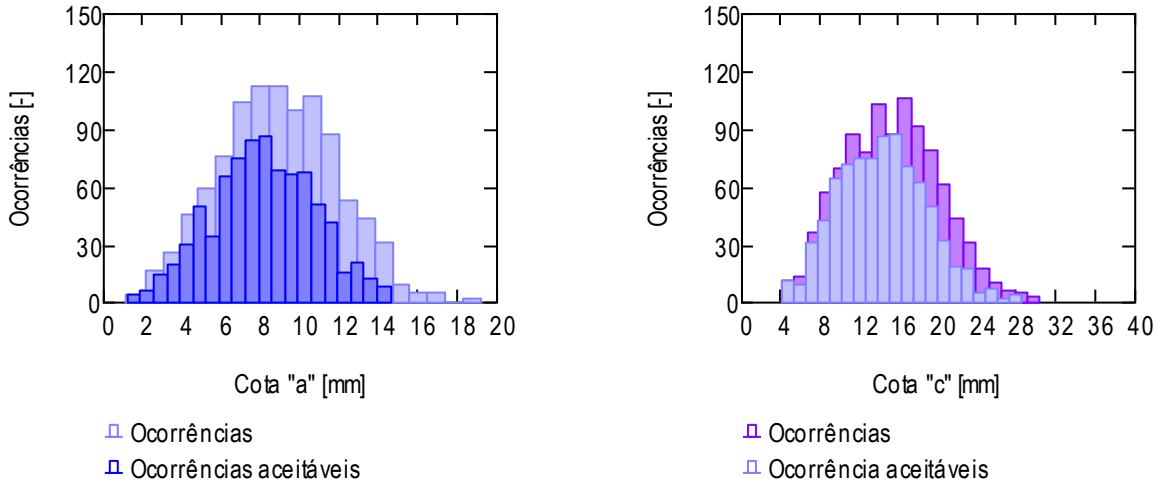
Figura VIII.15: Simulações realizadas pelo Método de Monte Carlo:
(a) FAD nível 1A; (b) FAD nível 2A; (c) FAD nível 2B

Dadas as características do duto rígido modelado e os esforços decorrentes do método *Reel-Lay*, pode-se inferir, a partir das dimensões das trincas (conforme Figura VIII.16), que a probabilidade de falha/reparo de defeitos deste duto rígido será de 100% pelo avaliação nível 1A, 73% pela avaliação nível 2A e 18% pela avaliação nível 2B.

A Figura VIII.16 apresenta as ocorrências das dimensões *a* e *c* simuladas em contraste com as ocorrências



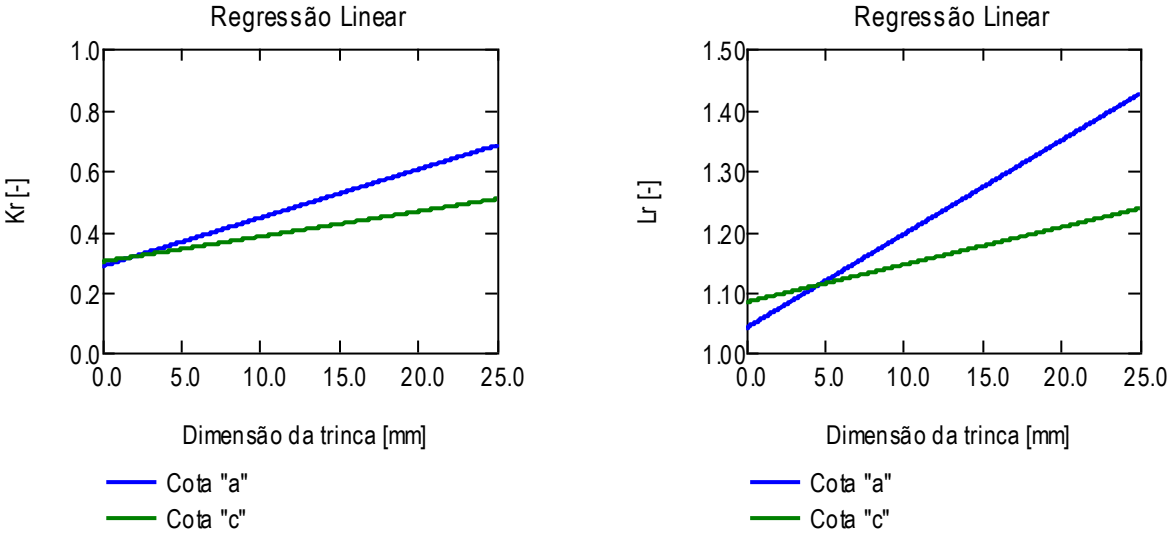
(a)



(b)

Figura VIII.16: Ocorrências dos parâmetros *a* e *c* contra as ocorrências consideradas seguras (a) FAD nível 2A e (b) FAD nível 2B

Ao se avaliar a influência da profundidade de trinca *a* e do comprimento de trinca *2c* no fenômeno da fratura em trincas superficiais, pode-se confirmar que a profundidade da trinca *a* tem maior relevância à fratura destas configurações, haja vista as inclinações das retas obtidas a partir da regressão linear da dispersão dos pontos simulados em termos de *a* e *c*, conforme observado na Figura VIII.17(a) e na Figura VIII.17(b) abaixo:



(a) (b)

Figura VIII.17: Influencia dos parâmetros *a* e *c*

A partir dos resultados dos modelos analíticos, selecionou-se alguns casos próximos à fronteira da curva FAD, conforme mostrado acima, para dar-se início às avaliações através do pacote computacional comercial ABAQUS 6.11.

VIII.4 Resultados do Modelo Tridimensional

Nesta Seção são apresentados os resultados obtidos em termos da tensão, da deformação e da tenacidade nos modelos simulados e, por fim, é apresentada uma análise comparativa entre os resultados calculados a partir das diretrizes apresentadas na BS7910 (2005) e os resultados extraídos dos modelos numéricos desenvolvidos. É importante observar que estes modelos não contemplam a região da soldagem.

VIII.4.1 Resultados em termos da Tensão e da Deformação

A Figura VIII.18 apresenta o valor da tensão equivalente de von Mises ao longo da superfície externa do duto em seu extradorso (12 horas). Pode-se observar que os perfis de tensão extraídos a partir dos diferentes modelos simulados possuem um comportamento bastante similar ao longo do comprimento do duto, exceto pela região influenciada pela condição de contorno da extremidade solidária ao carretel – cotas inferiores a 0,5 metros – e pela região nas proximidades da seção trincada.

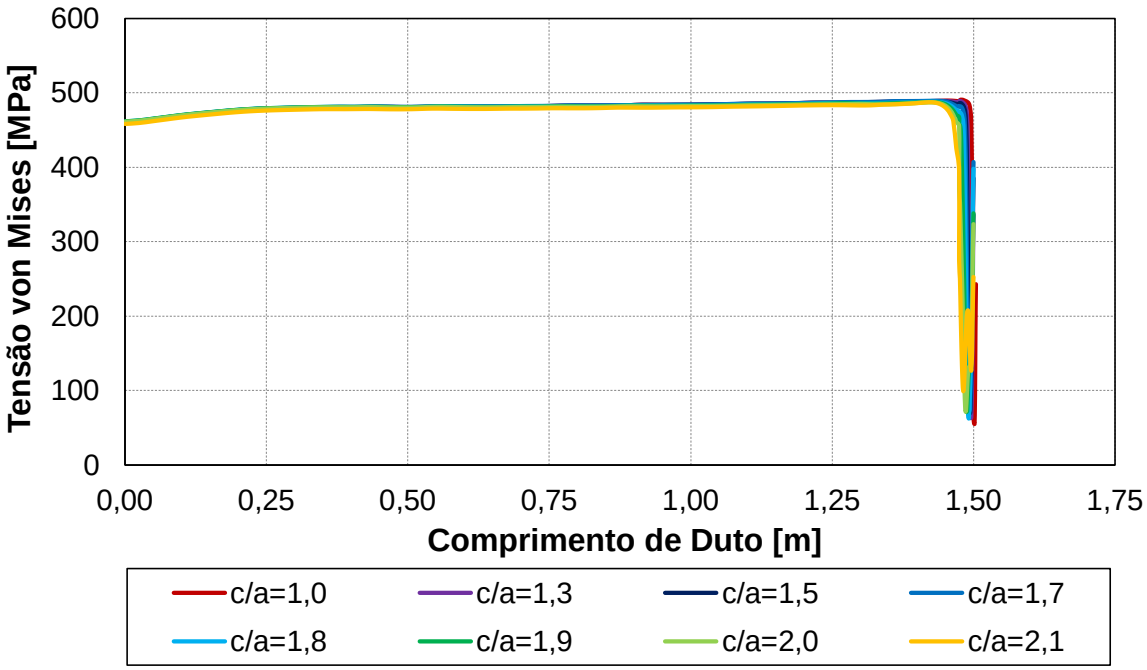


Figura VIII.18: Tensão von Mises *vs* Comprimento do Duto

Perfil da tensão de von Mises ao longo da superfície externa do duto

As mesmas conclusões podem ser inferidas a partir da Figura VIII.19. Pode-se observar nestes resultados a influência significativa da restrição de movimentos da extremidade solidária ao carretel nas cotas inferiores a 0,5 metros. Percebe-se que a interferência marginal das condições de contorno não afetam os resultados a serem investigados. Em termos de modelagem, isto é um indicativo de que as dimensões utilizadas foram devidamente representadas.

É importante ressaltar que o perfil de deformações ao longo do comprimento do duto é afetado pela presença do defeito, nas cotas próximas a 1,5 metros, sendo mais sensível aos defeitos de maiores dimensões.

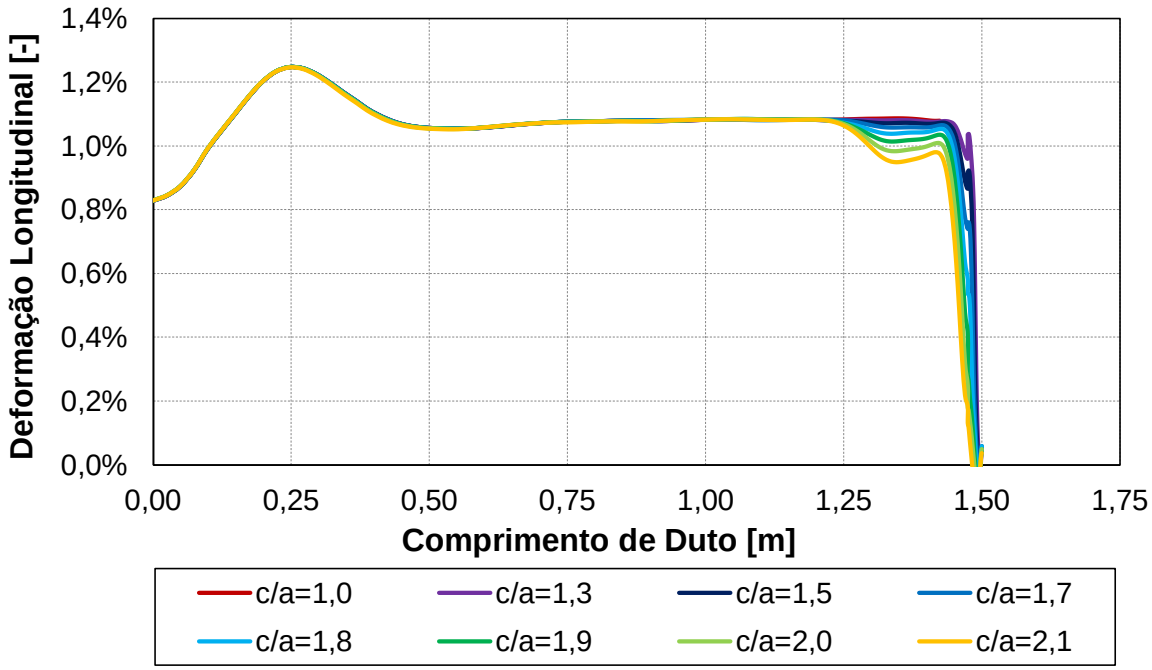


Figura VIII.19: Deformação Longitudinal *vs* Comprimento do Duto

Perfil da deformação longitudinal ao longo da superfície externa do duto

As Figuras VIII.20 e VIII.21 apresentam os resultados extraídos em termos da tensão e da deformação longitudinal para um elemento nas proximidades da seção trincada em função da rotação do carretel.

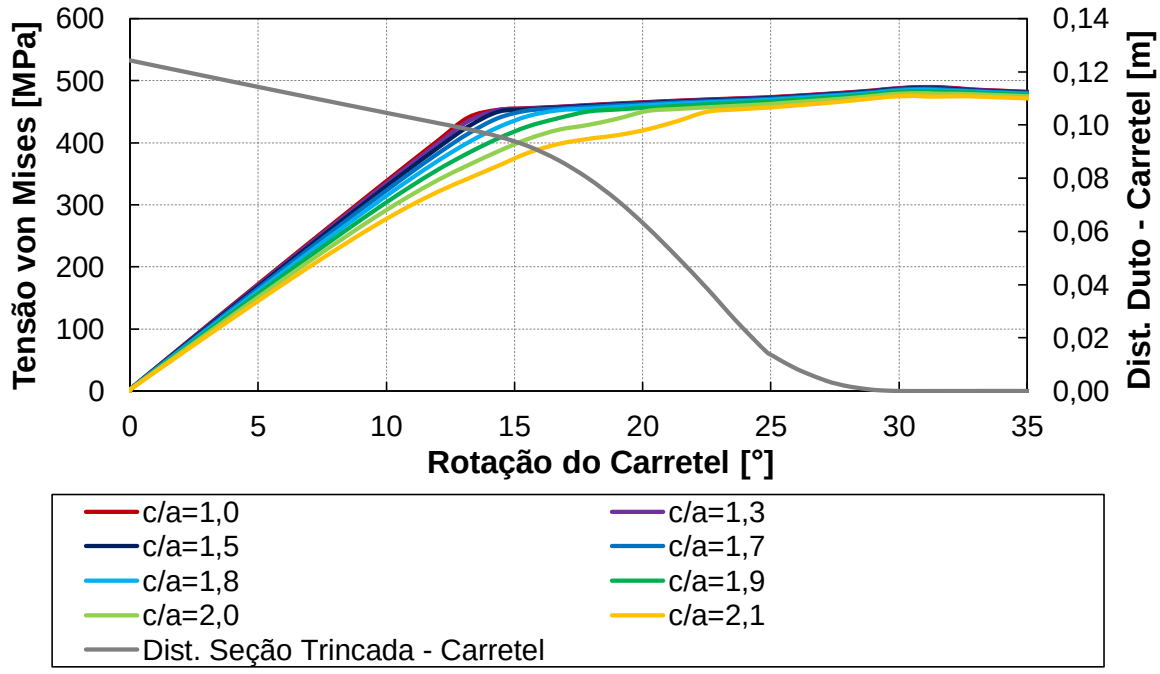


Figura VIII.20: Tensão von Mises *vs* Rotação do Carretel - Comportamento da Tensão de von Mises para um elemento nas proximidades da seção trincada durante o bobinamento

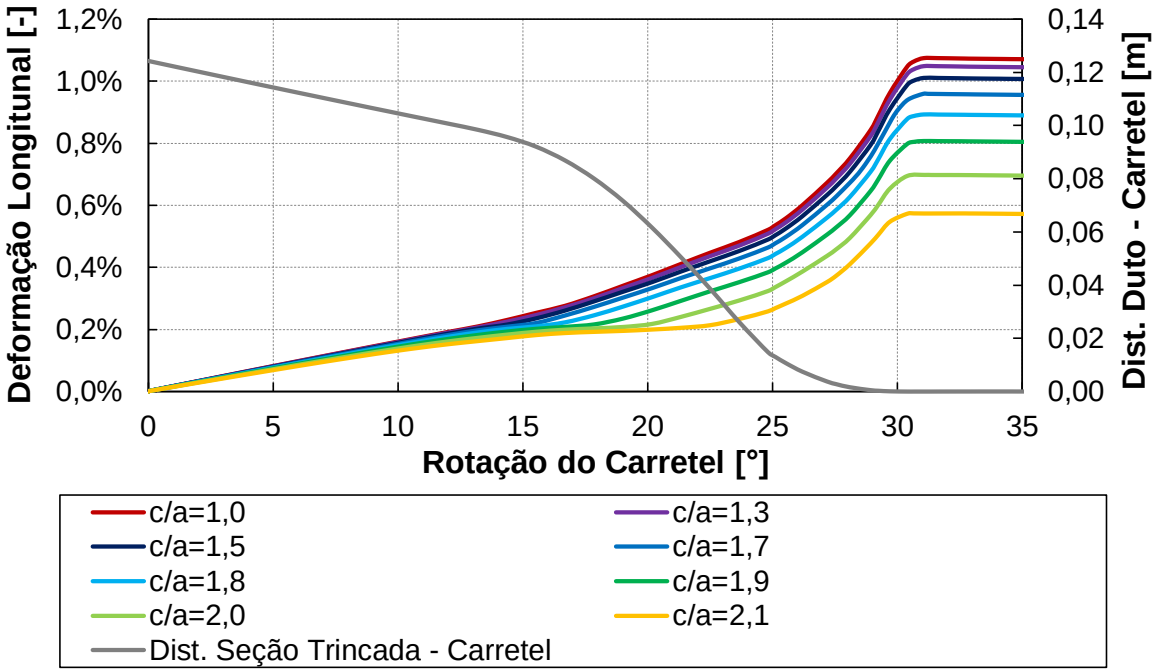


Figura VIII.21: Deformação Longitudinal *vs* Rotação do Carretel - Comportamento da deformação longitudinal para um elemento nas proximidades da seção trincada

Pode-se observar uma menor solicitação do elemento próximo à seção trincada à medida que as dimensões dos defeitos aumentam. Ter-se-á um valor máximo de tensão e deformação quando sua seção, vizinha ao defeito, tocar o carretel.

VIII.4.2 Resultados em termos da Integral-J

O resultado apresentado na Figura VIII.22 ilustra o comportamento da Integral-J ao longo da frente da trinca modelada. Observa-se que o comportamento da Integral-J é praticamente constante quanto mais simétrico for o defeito. Conclui-se, também, que a Integral-J é mais sensível à cota *a*, o que também corrobora com os resultados obtidos a partir dos modelos estocásticos apresentados na Seção VIII.3 (referir-se à Figura VIII.16), que são baseados na metodologia da BS7910 (2005).

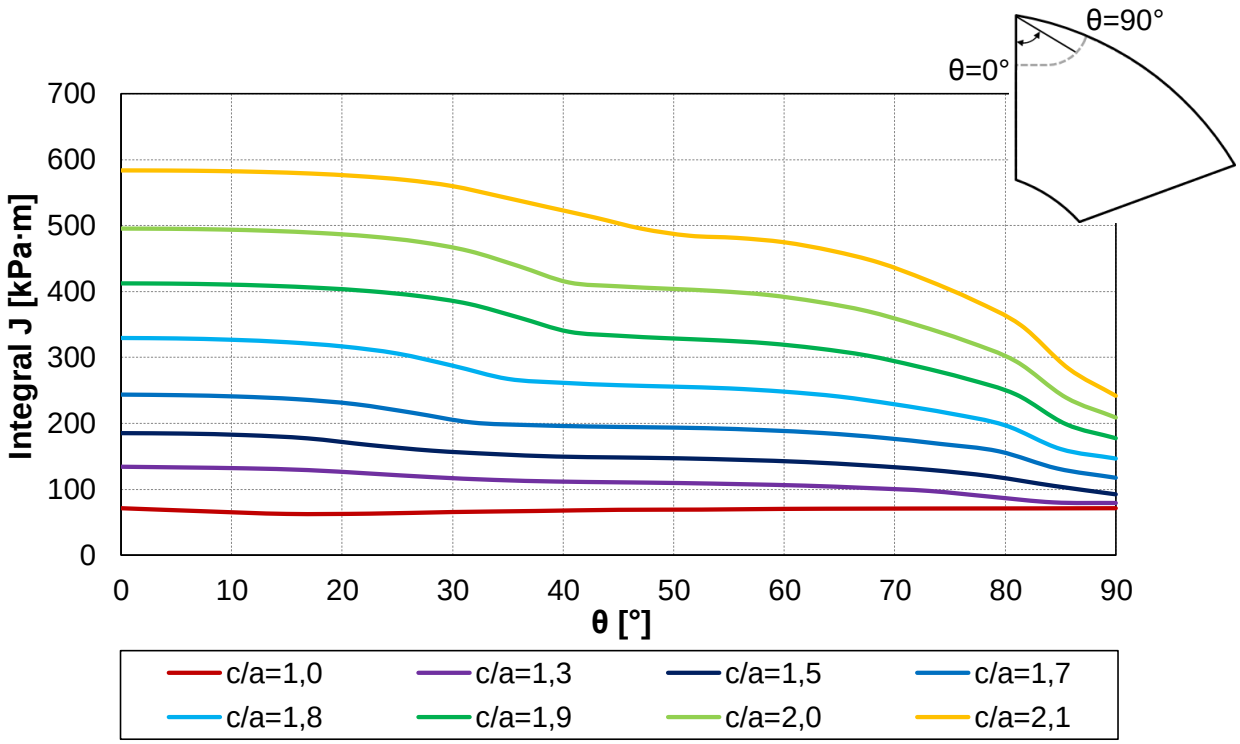


Figura VIII.22: J *vs* θ - Valores da Integral-J ao longo da frente da trinca no instante de máxima solicitação

VIII.4.3 Resultados em termos do CTOD

A influência da rotação do carretel no comportamento do *CTOD* é apresentada na Figura VIII.23 para os diversos modelos. Pode-se observar que os defeitos que possuem as razões das dimensões *c/a* iguais ou superiores a 1,5 excedem o limite definido pela linha de embotamento da ponta de trinca (*blunting line*), o que significa que o rasgamento dúctil é esperado. Entretanto, estudos adicionais – baseados na metodologia estabelecida no Anexo A da DNV-OS-F101 (2012) – mostraram que alguns defeitos podem ser reavaliados, viabilizando a "solda". Um exemplo será apresentado mais adiante, em conformidade com as premissas de análise desta norma.

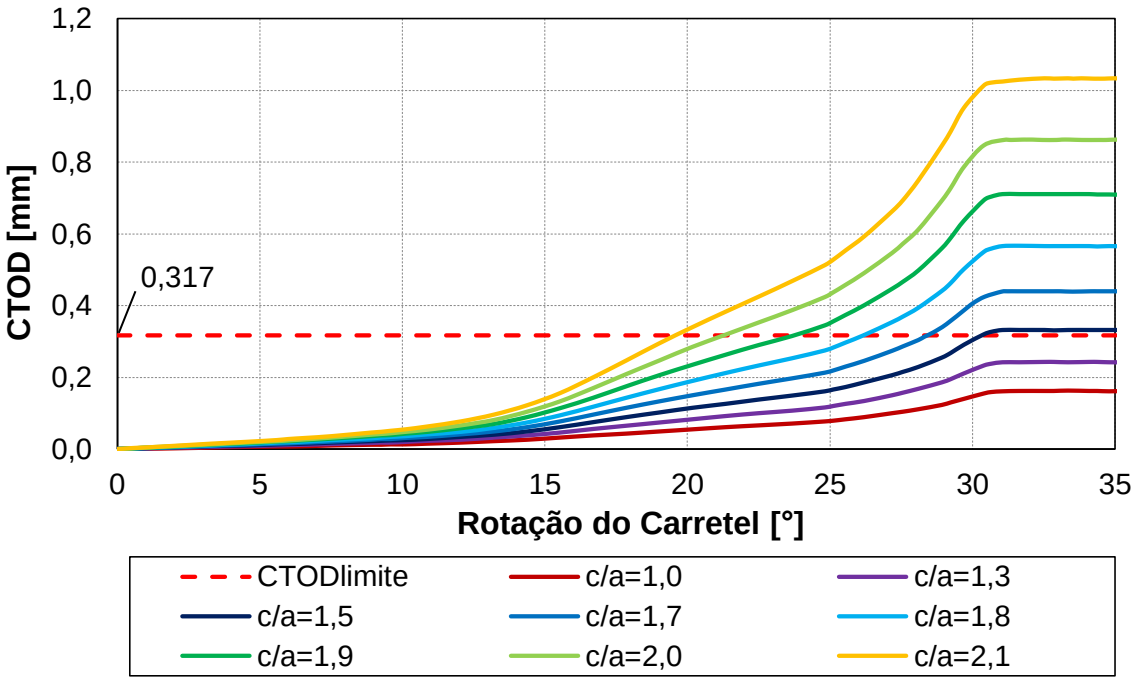


Figura VIII.23: *CTOD vs* Rotação do Carretel

Comportamento do *CTOD* ao longo da análise

O comportamento da deformação longitudinal em relação ao *CTOD* ao longo da operação de bobinamento é ilustrado na Figura VIII.24. Nota-se que os defeitos avaliados representam o comportamento observado no trabalho PRCI (2011), da categoria de falha I à IV. À medida que os defeitos tiveram as suas dimensões aumentadas, diminuindo a seção resistente do duto, diminui-se a contribuição dos elementos adjacentes à seção trincada com a resistência à deformação imposta e qualquer acréscimo subsequente de deslocamento é totalmente direcionado à deformação desta seção.

Ao se tomar como referência um elemento nas proximidades da seção trincada no modelo de defeito *c/a* = 1,0, por exemplo, percebe-se que sua deformação ao final do bobinamento é condizente com os valores observados ao longo do comprimento do duto (referir-se às Figuras VIII.19 e VIII.21), mostrando a uniformidade da distribuição da energia de deformação aplicada. Por outro lado, ao observar o modelo de defeito *c/a* = 2,1 realizando a mesma análise comparativa, percebe-se que tal elemento, na vizinhança da região com o defeito, deforma significantemente menos, indicando que a seção trincada absorve parte considerável da energia de deformação resultante do deslocamento imposto. Nota-se, neste caso, que a força motriz (*CTOD*) tem um crescimento rápido.

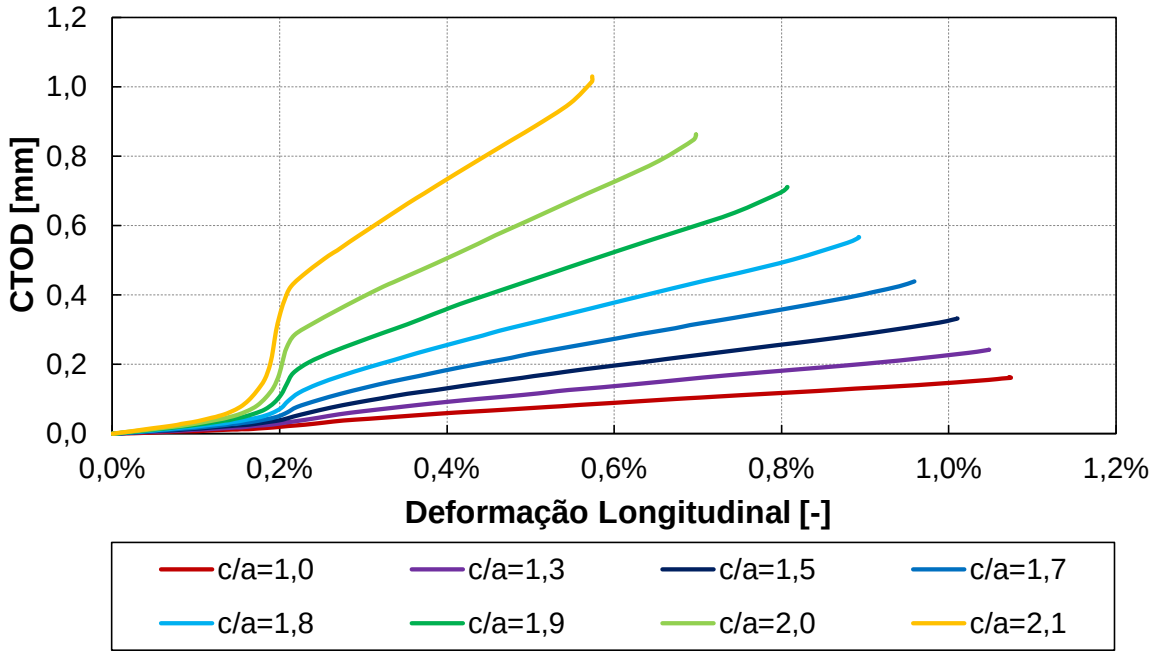


Figura VIII.24: *CTOD vs* Deformação Longitudinal - Comportamento da deformação longitudinal para um elemento nas proximidades da seção trincada

VIII.4.3.1 Sensibilidade: Tração Inicial Aplicada

Estudos adicionais foram conduzidos com o intuito de se avaliar a sensibilidade do *CTOD* frente à tração inicial aplicada (*back tension*). Os resultados mostraram que os acréscimos nos esforços trativos resultaram nos crescimentos mais rápidos da forças motrizes (*CTOD*'s), muito embora os *CTOD*'s finais apresentem valores bastante próximos, como pode ser observado na Figura VIII.25.

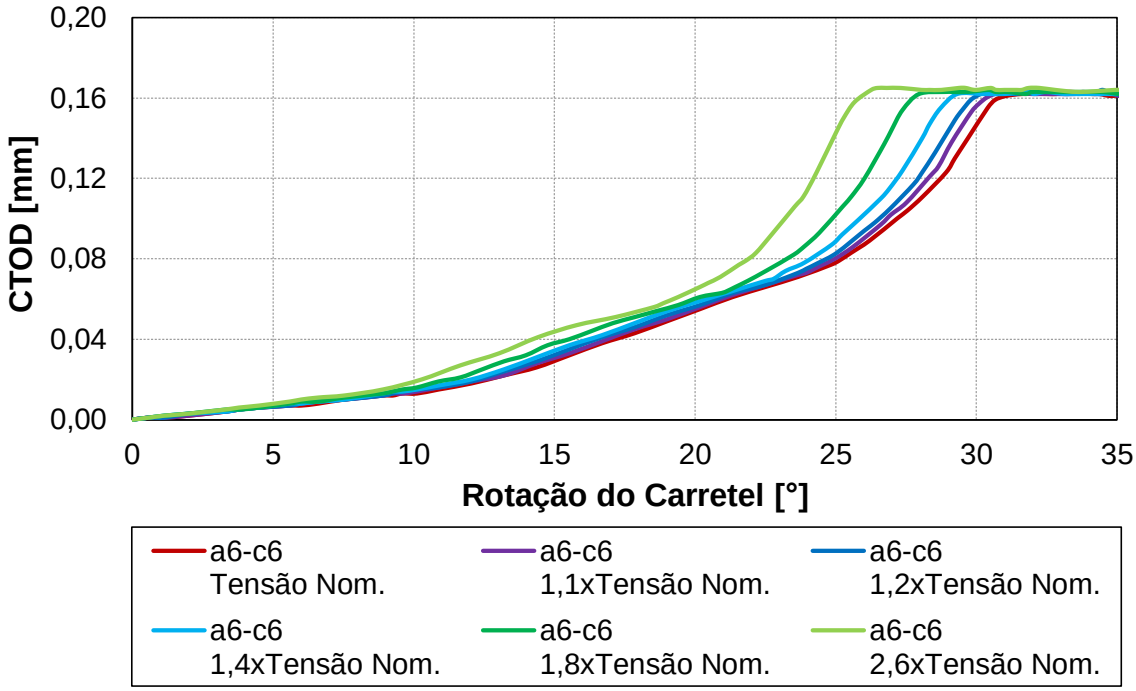


Figura VIII.25: *CTOD vs* Rotação do Carretel - Estudo de sensibilidade da influência de esforços trativos no parâmetro *CTOD*

Deve-se ressaltar que os cálculos analíticos preliminares para determinação do valor de tração necessária para o curvamento do duto sobre o carretel (Apêndice II) mostraram ser satisfatórios. Os resultados apresentados na Figura VIII.26 mostram que o duto permanece em contato com o carretel ao final do seu bobinamento (*spooling*). Estes resultados também mostram que quanto maior for a tração na extremidade do duto, mais próximo ao carretel será o seu bobinamento.

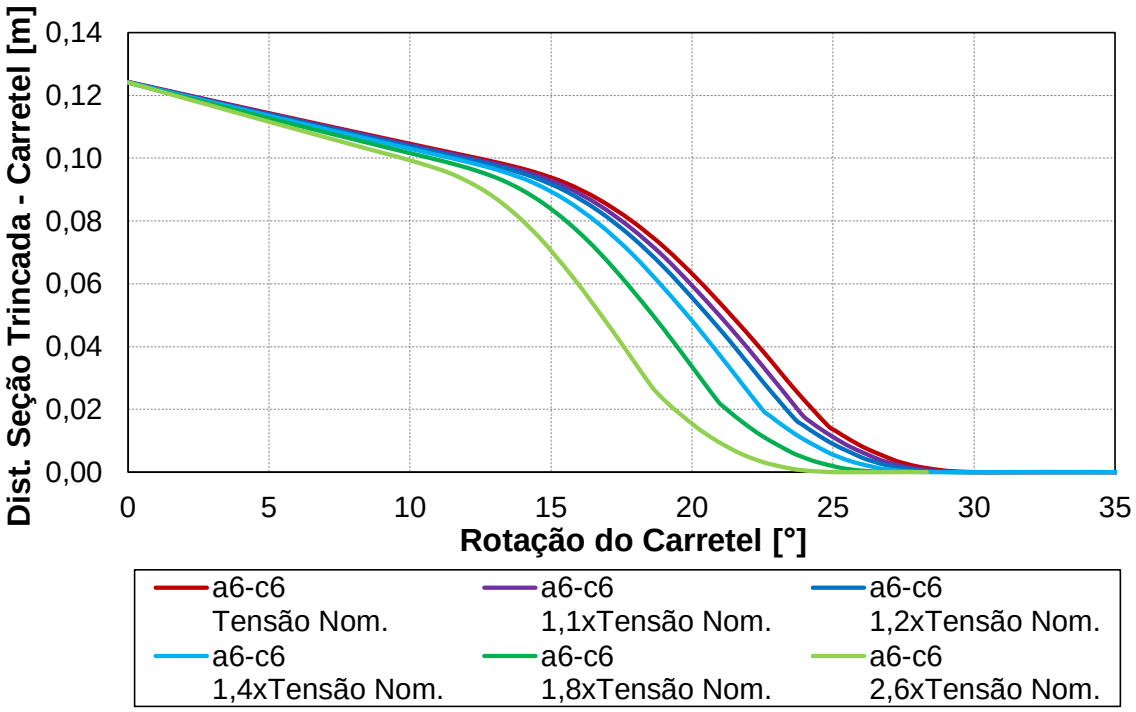


Figura VIII.26: Distância Seção Trincada ao Carretel *vs* Rotação do Carretel

VIII.4.4 Resultados em termos da Avaliação pelo Diagrama FAD

A Figura VIII.27 apresenta um FAD comparativo, com os níveis de avaliação 1, 2A e 2B (conforme detalhado na Seção V.3), dos resultados obtidos a partir dos modelos numéricos e àqueles obtidos a partir dos cálculos fornecidos na norma BS7910 (2005), que foram detalhados na Seção VI.1.4.

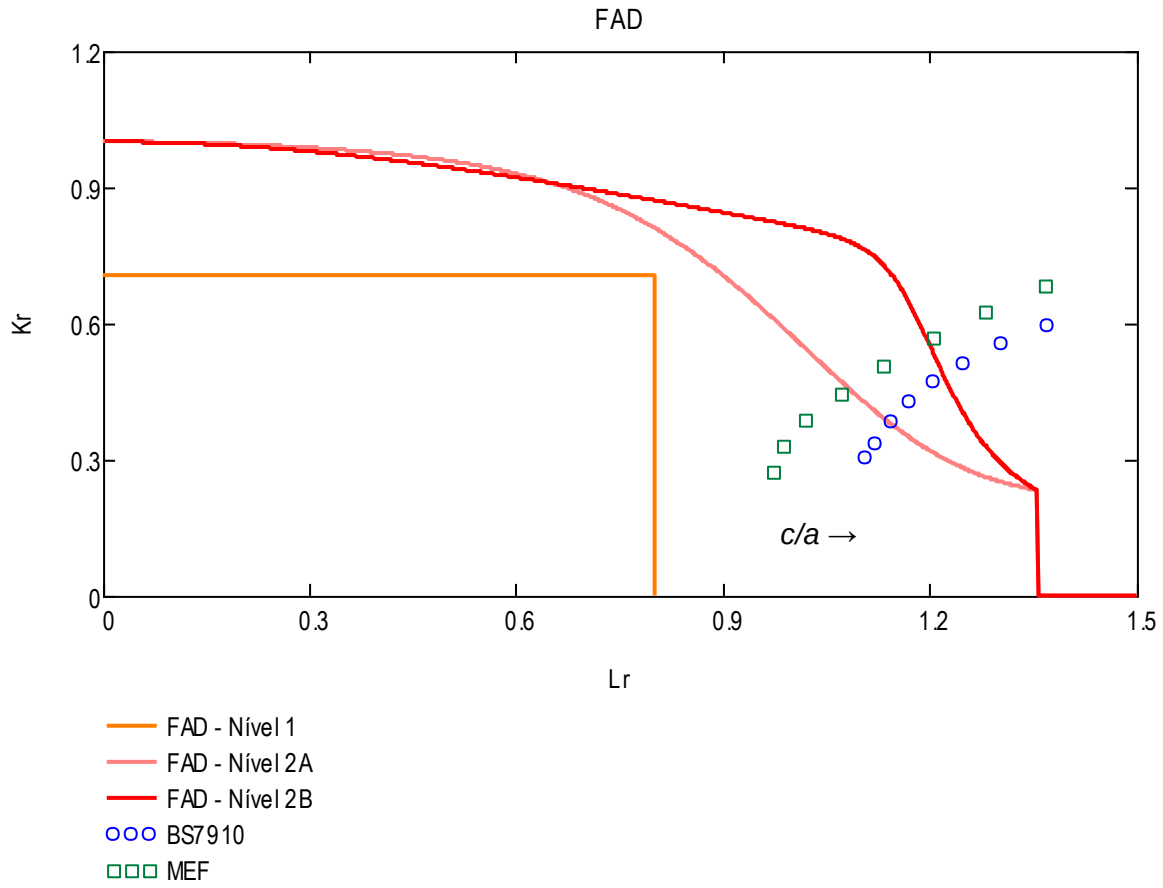


Figura VIII.27: Kr *vs* Lr - FAD comparativo dos resultados dos modelos numéricos e analíticos

Pode-se observar que os pontos de avaliação considerados como trincas suscetíveis à falha pelo nível 2A e 2B são, respectivamente, os defeitos que possuem as razões das dimensões *c/a* iguais a 1,7 e 1,9, pela abordagem analítica; e *c/a* iguais a 1,8 e 1,9, pelo MEF. Como o defeito de dimensões *c/a* = 1,7 é o menor dentre os considerados suscetíveis à falha, este foi adotado como parâmetro de comparação para os estudos de sensibilidade conduzidos e apresentados nas Seções subsequentes.

Verifica-se que a maior diferença percentual entre os resultados obtidos através da modelagem analítica e numérica pelo MEF em termos de K_r é de 15% (para *c/a* = 2,1), enquanto em termos de L_r é de 12% (para *c/a* = 1,0). Os pontos de avaliação associados aos modelos cujas respostas das forças motrizes aplicadas não excedem o limite definido pela linha de embotamento da ponta da trinca (*blunting line*) apresentam maior consistência em termos da razão de fratura, K_r, embora apresentem as maiores diferenças dentre as respostas em termos da razão ao colapso plástico, L_r. A análise deste comportamento deve ser aprofundado; contudo, deve estar associado aos efeitos não-lineares (*i.e.* plastificação e ovalização decorrente do curvamento), enquanto a abordagem analítica é baseada em uma solução elástica.

Quando uma análise de um componente estrutural é conduzida levando-se em conta a curva do material que o constitui, pode-se obter um diagrama FAD específico dependente da geometria e do material empregado, que também é conhecido como diagrama FAD baseado em *J*, conforme apresentado na Figura VIII.28. O diagrama FAD baseado em *J* representa a capacidade do componente de absorver a energia de deformação plástica em detrimento da fratura frágil.

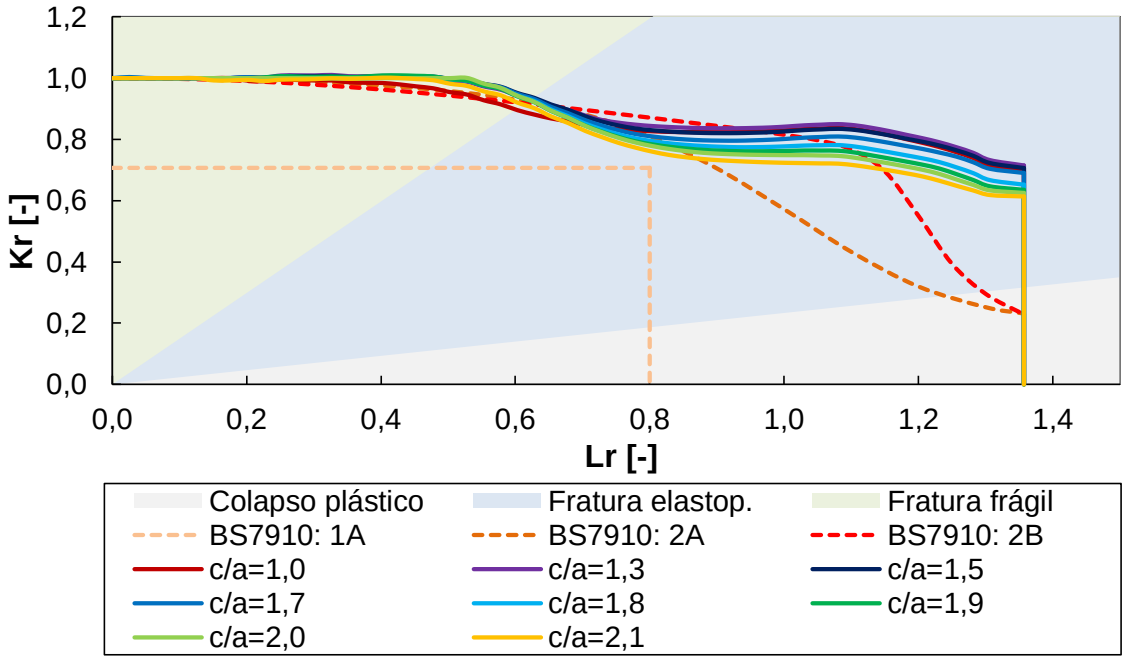


Figura VIII.28: Kr *vs* Lr - Diagramas FAD dependentes do material empregado e da geometria

Pode-se observar na Figura VIII.28 que as parcelas das curvas dos diagramas FAD's apresentam comportamento bastante similar enquanto contidas na região caracterizada pelo domínio do mecanismo de fratura frágil. Entretanto, os comportamentos dos diferentes diagramas passam a divergir na região intermediária caracterizada pela interação entre a fratura frágil e o colapso plástico. A discrepância no comportamento dos diagramas nível 2A e nível 2B nesta região é justificada pelas suas diferentes formulações (referir-se às Eqs. (V.6) e (V.10)), haja vista que a definição do diagrama nível 2B incorpora os efeitos do comportamento da curva tensão *vs* deformação do material. Deve-se destacar, ainda, que ambas as definições estabelecidas pela norma não possuem dependência alguma da geometria avaliada. Deste modo, ao examinar o comportamento das curvas dos diagramas FAD's apresentados na Figura VIII.28, pode-se dizer que as avaliações descritas na norma se mostraram conservativas quando comparadas à resposta dos modelos numéricos pelo MEF.

VIII.5 Propagação da Trinca

Cálculos devem ser realizados para estimar o crescimento da trinca devido ao elevado nível de deformação plástica na vizinhança em sua ponta. Para a condução destes cálculos é necessário saber o valor da força motriz aplicada, visando determinar – a partir da curva de resistência – o valor do incremento da dimensão da trinca a ser considerada, conforme procedimento detalhado na Seção VI.1.5.

Através do restrito número de análises numéricas pelo MEF apresentados neste trabalho, ajustaram-se curvas de tendência que representasse o comportamento do *CTOD* aplicado, promovido pelo processo de *Reeling*, em função da dimensão *a* e *c* do defeito, conforme apresentado nas figuras abaixo:

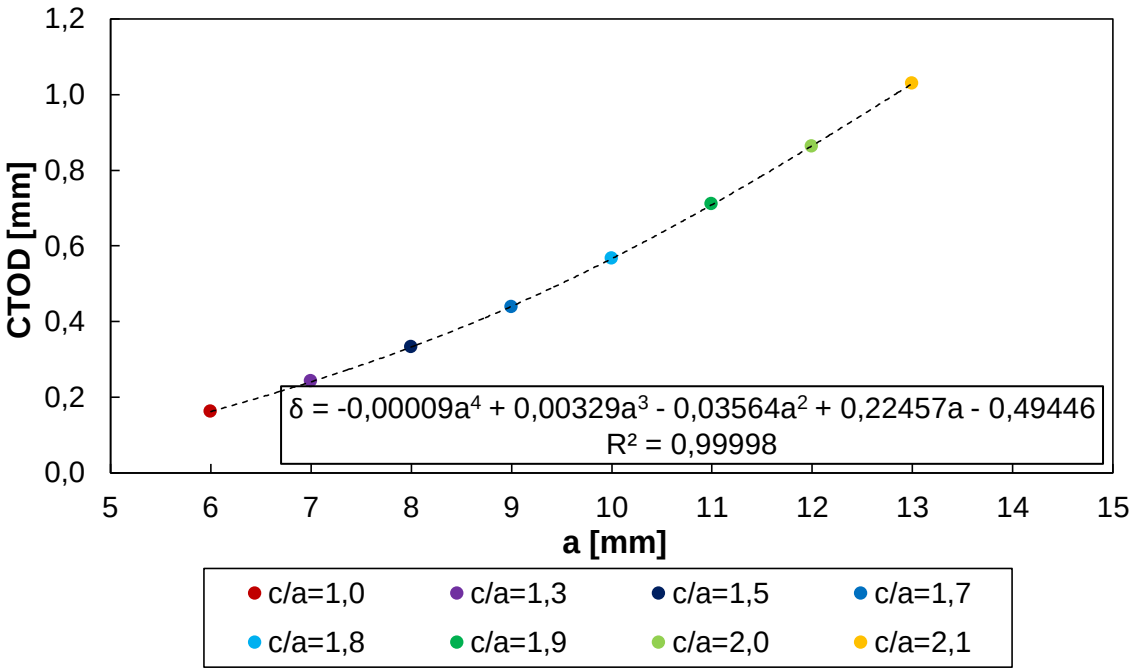


Figura VIII.29: Curva de ajuste para obtenção do *CTOD* em função da profundidade do defeito

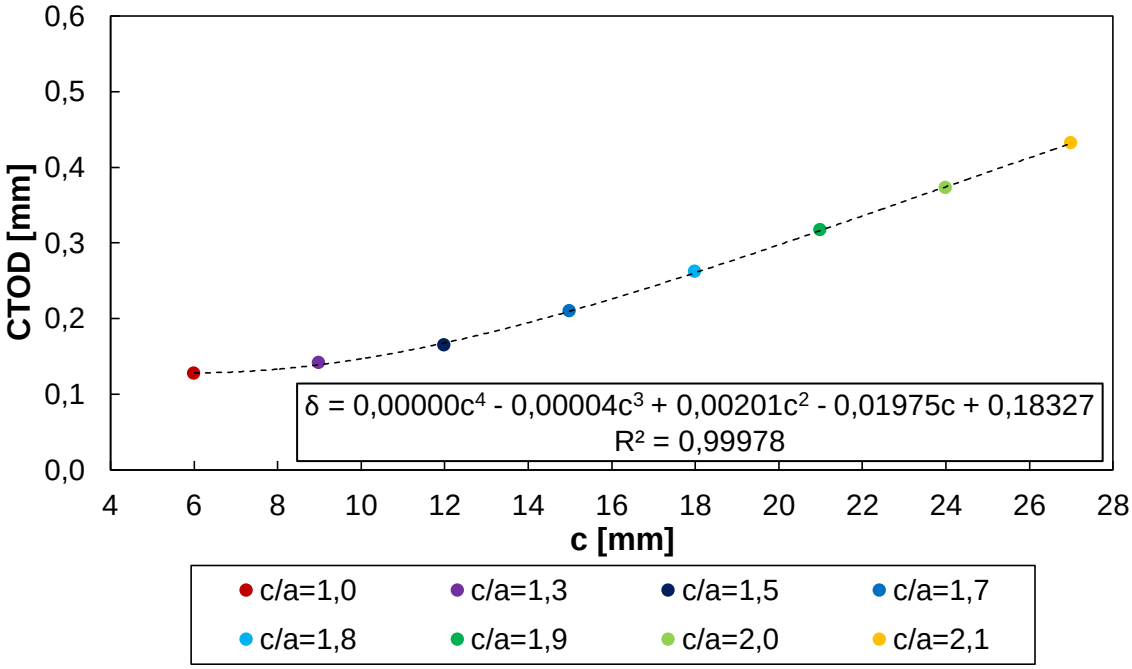
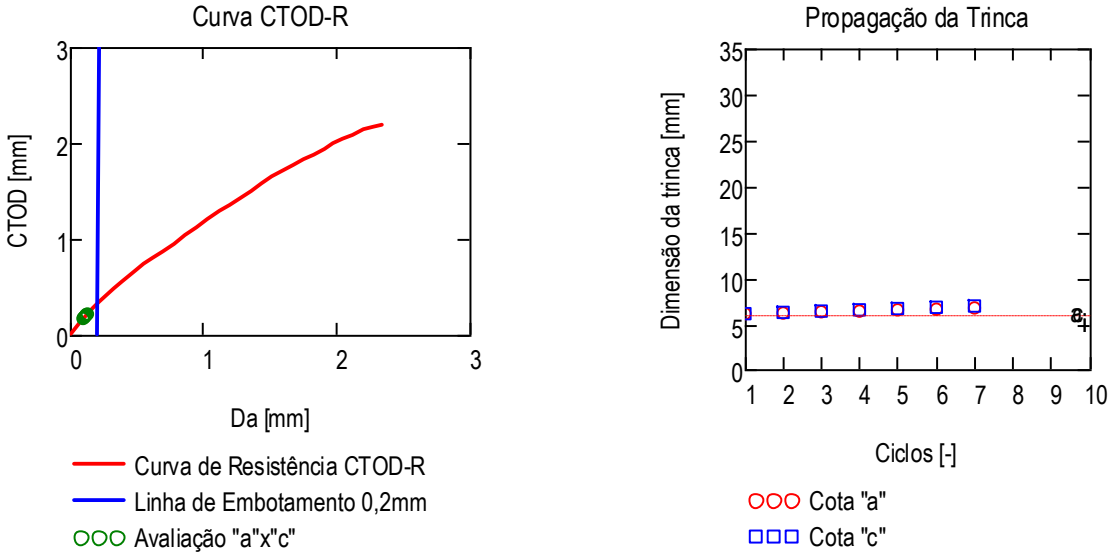


Figura VIII.30: Curva de ajuste para obtenção do *CTOD* em função do comprimento do defeito

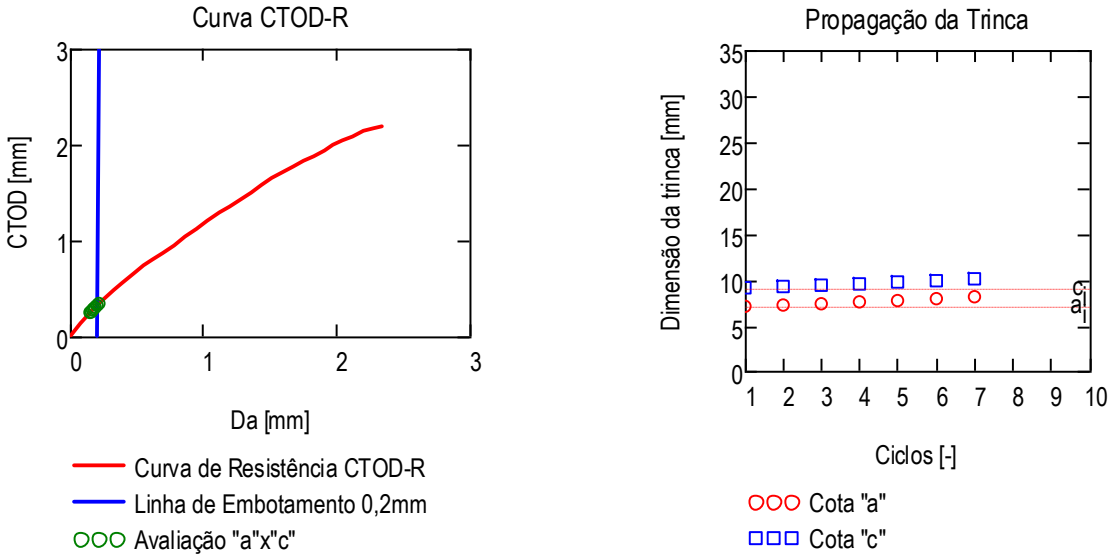
A intenção por trás deste recurso de análise é poder-se avaliar uma variedade maior de defeitos sem que seja necessário simular dispendiosos modelos numéricos pelo MEF. Deve-se destacar que somente as etapas que promovem a abertura da trinca são contempladas neste procedimento de avaliação. Os cálculos realizados baseados neste procedimento são apresentados no Apêndice VIII.

O valor de crescimento da trinca calculado é adicionado às dimensões da trinca do modelo inicial e o mesmo procedimento se aplica aos modelos subsequentes até que estes falhem seja pela resistência à fratura, seja pelo colapso plástico do ligamento remanescente. Embora o extradorso (12 horas) e o intradorso (6 horas) do duto sejam submetidos a três e quatro etapas de carregamentos que promovem a abertura da trinca, respectivamente, simulou-se a propagação da trinca em um número de ciclos que levasse o defeito de dimensões *a* = 9mm x *c* = 15mm[7] à falha pela avaliação do nível 2B (3B). Este nível de avaliação é o procedimento recomendado pelas normas para as situações em que os carregamentos impostos resultem em elevados níveis de deformações, como é o caso dos dutos submarinos submetidos ao método de instalação *Reel-Lay*. A Figura VIII.31 ilustra o crescimento das dimensões *a* e *c* dos defeitos decorrente dos carregamentos, indicando o tamanho da trinca inicial de cada resultado obtido.

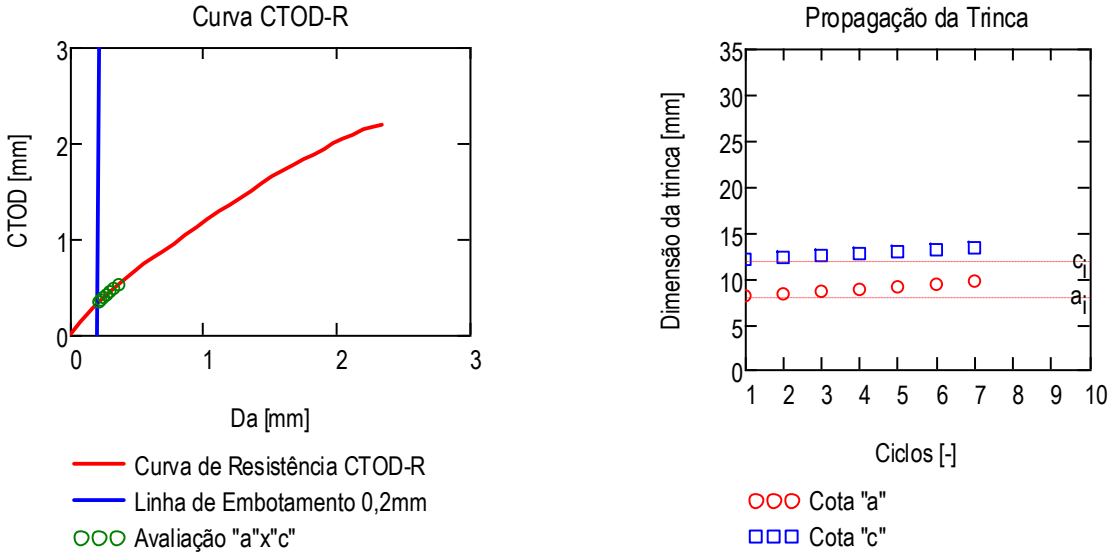
[7] Defeito considerado parâmetro de comparação dentre os estudos de sensibilidade, conforme definido na Seção VIII.4.4.



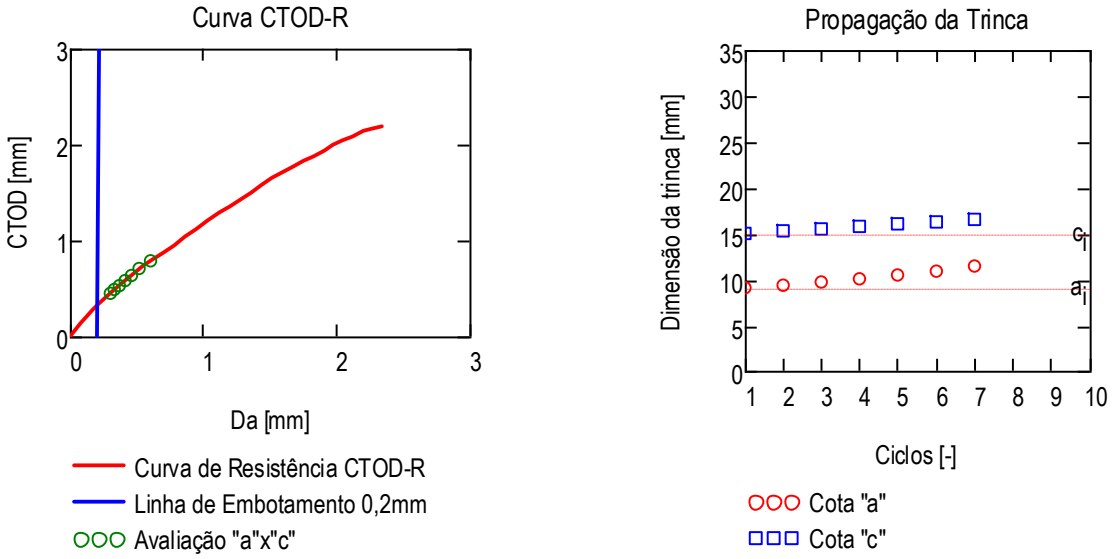
a = 6mm x *c* = 6mm



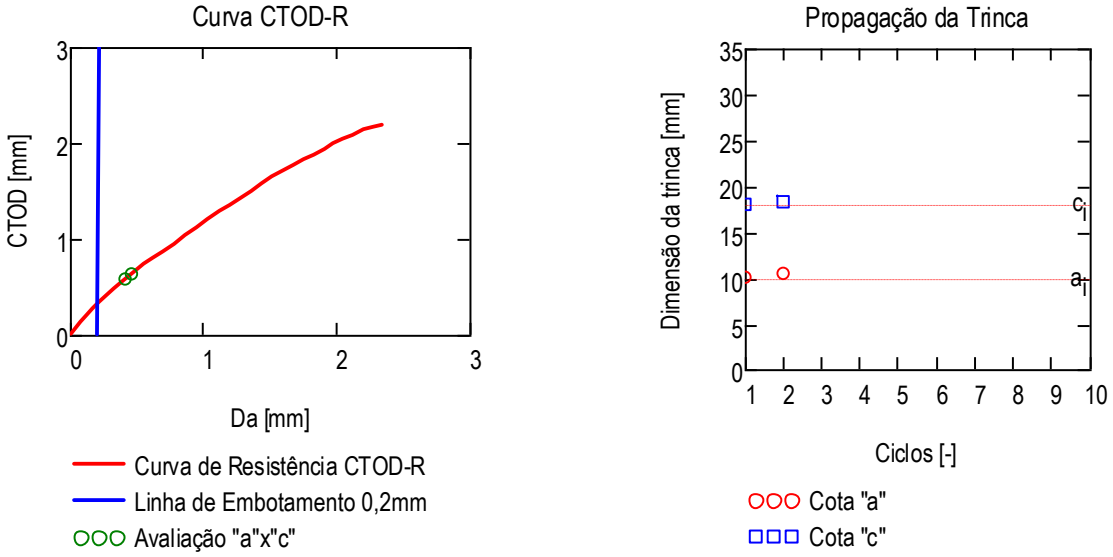
a = 7mm x *c* = 9mm



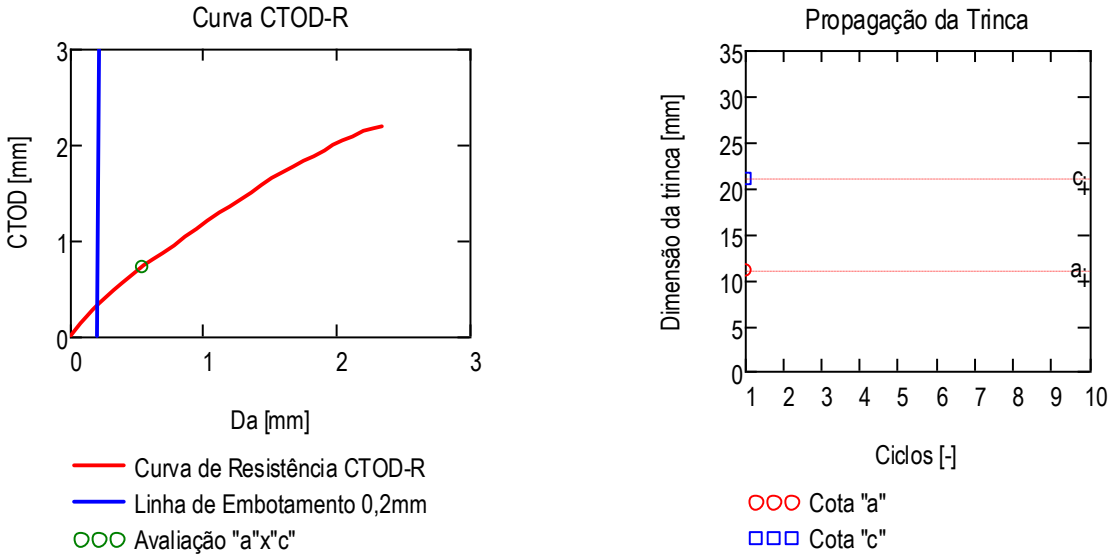
a = 8mm x c = 12mm



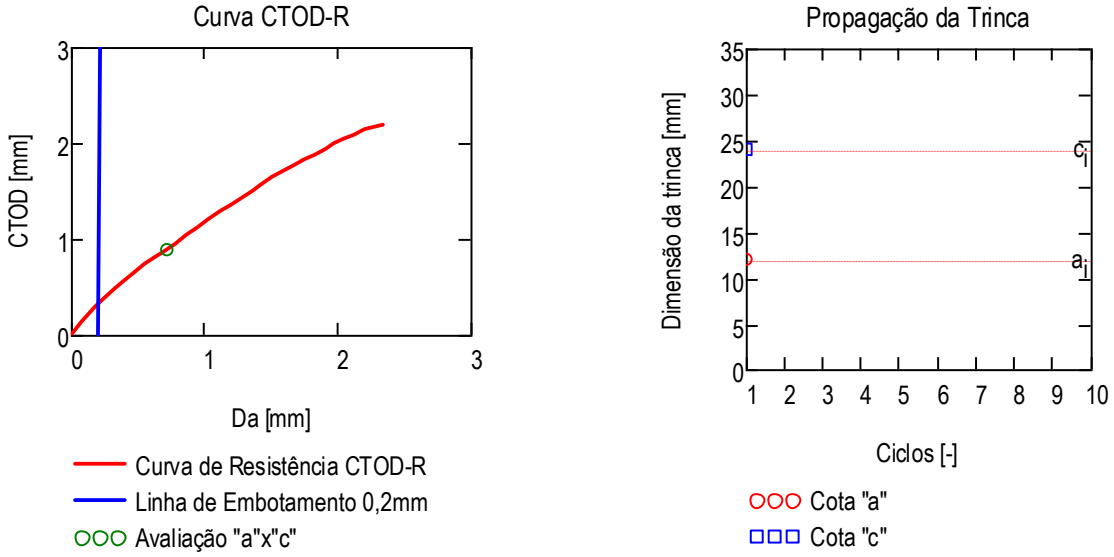
a = 9mm x c = 15mm



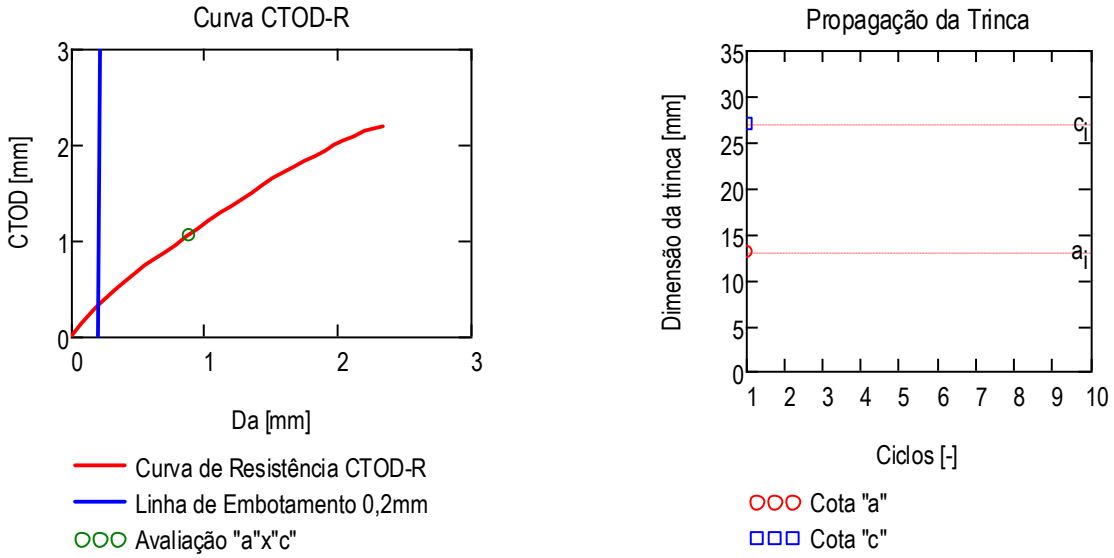
a = 10mm x *c* = 18mm



a = 11mm x *c* = 21mm



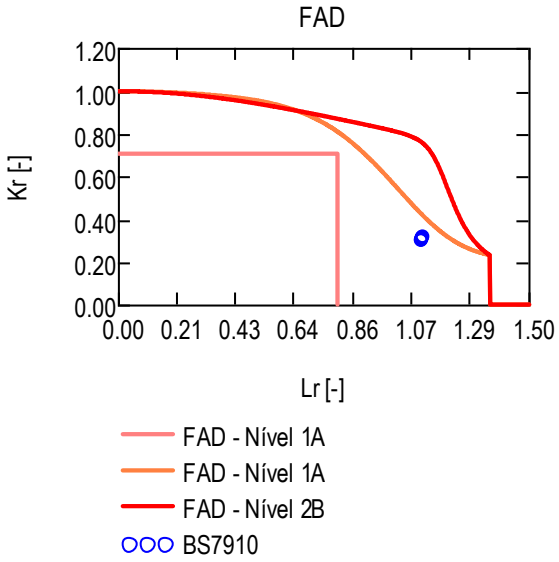
a = 12mm x *c* = 24mm



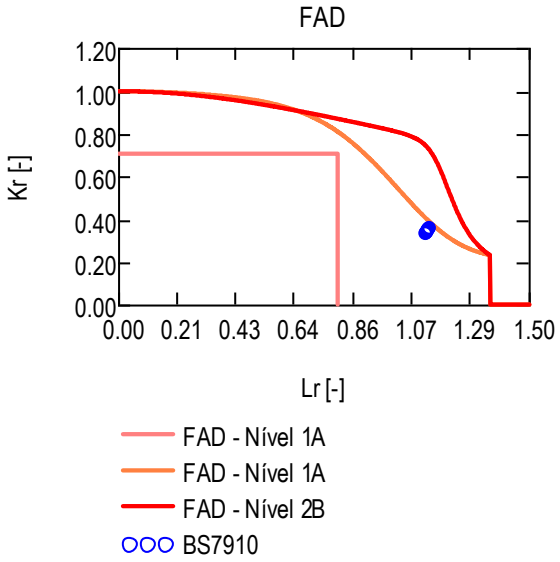
a = 13mm x *c* = 27mm

Figura VIII.31: Crescimento das dimensões *a* e *c* dos defeitos decorrente dos carregamentos

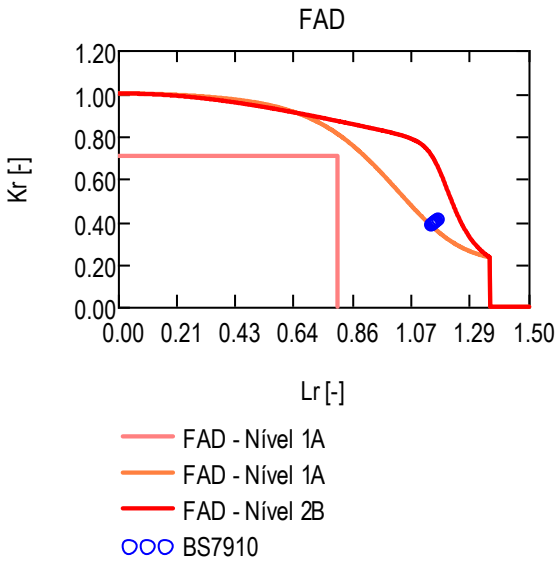
A Figura VIII.32 apresenta a avaliação segundo o nível 2B (3B) em função do crescimento das dimensões *a* e *c* dos defeitos decorrente dos carregamentos. Esta figura indica o tamanho da trinca inicial abaixo de cada resultado obtido.



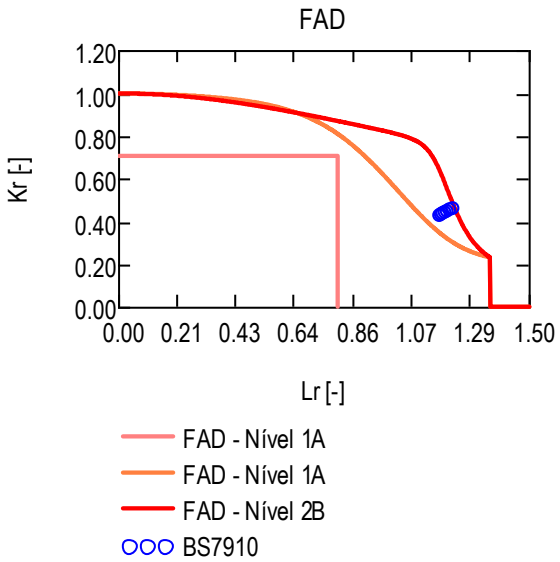
a = 6mm x *c* = 6mm



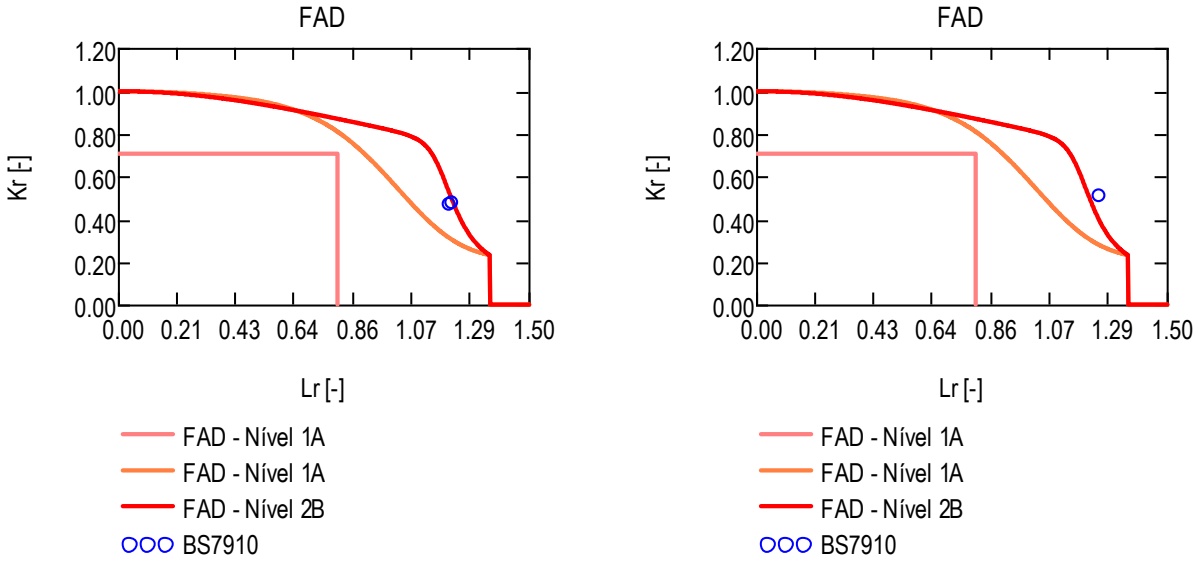
a = 7mm x *c* = 9mm



a = 8mm x *c* = 12mm

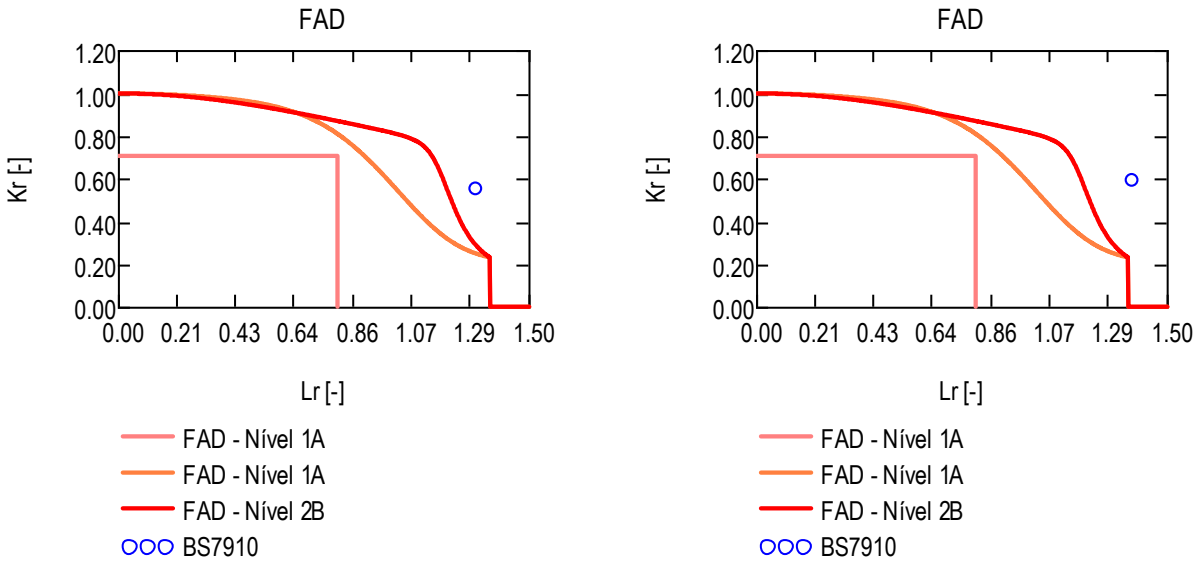


a = 9mm x *c* = 15mm



a = 10mm x *c* = 18mm

a = 11mm x *c* = 21mm



a = 12mm x *c* = 24mm

a = 13mm x *c* = 27mm

Figura VIII.32: Kr *vs* Lr - Avaliação do crescimento das dimensões dos defeitos

Pode-se verificar na Figura VIII.32 que alguns dos casos avaliados falham após alguns ciclos de curvamento, conforme resumo detalhado na Tabela VIII.5.

Tabela VIII.5: Resumo dos resultados de propagação das dimensões da trinca

Dimensões iniciais		Dimensões finais(1)		Ocorrência de falha [Sim/Não]	Etapa em que ocorre a falha [-]
a [mm]	*2c* [mm]	*a* [mm]	*2c* [mm]		
6,0	12,0	6,6	13,8	**Não**	-
7,0	18,0	8,0	19,9	**Não**	-
8,0	24,0	9,6	26,4	**Não**	-
9,0	30,0	11,9	33,1	**Sim**	7
10,0	36,0	10,4	36,6	**Sim**	2
11,0	42,0	11,0	42,0	**Sim**	1
12,0	48,0	12,0	48,0	**Sim**	1
13,0	54,0	13,0	54,0	**Sim**	1

Nota (1): Dimensões finais consideradas no momento da falha pelo nível de avaliação 2B (3B).

É importante destacar que a DNV-OS-F101 (2012) recomenda que seja considerado um acréscimo de 1,0mm à profundidade da trinca na avaliação das etapas operacionais subsequentes à instalação, caso esta etapa submeta níveis de deformações nominais superiores a 1% ao duto submarino. Pretende-se, deste modo, considerar os efeitos do rasgamento dúctil nas avaliações posteriores. Isto posto, pode-se verificar a consistência do modelo com esta recomendação, haja vista que o crescimento desta dimensão da trinca seria de 0,63mm se localizado no extradorso (12 horas) do duto ou seria 0,99mm se localizado em seu intradorso (6 horas), após as três ou quatro etapas trativas às quais a seção do duto estaria sujeita, respectivamente. No entanto, esta recomendação apresenta ser conservativa quando comparada aos defeitos de menores dimensões.

VIII.5.1 Sensibilidade: Rasgamento Dúctil

Um dos casos previstos como suscetível ao rasgamento dúctil foi investigado com maior detalhe visando verificar a estabilidade da trinca. Modelos de trinca com dimensões imediatamente inferiores e superiores foram simulados. A intenção por trás da simulação destes modelos adicionais é demonstrar a partir da curva de resistência que o crescimento da trinca é estável para estas dimensões iniciais de trinca (*i.e.* a = 9mm x c = 15mm).

A Figura VIII.33 ilustra a curva de resistência translada para a = 9mm e o *CTOD*'s aplicados para os diferentes tamanhos de trinca.

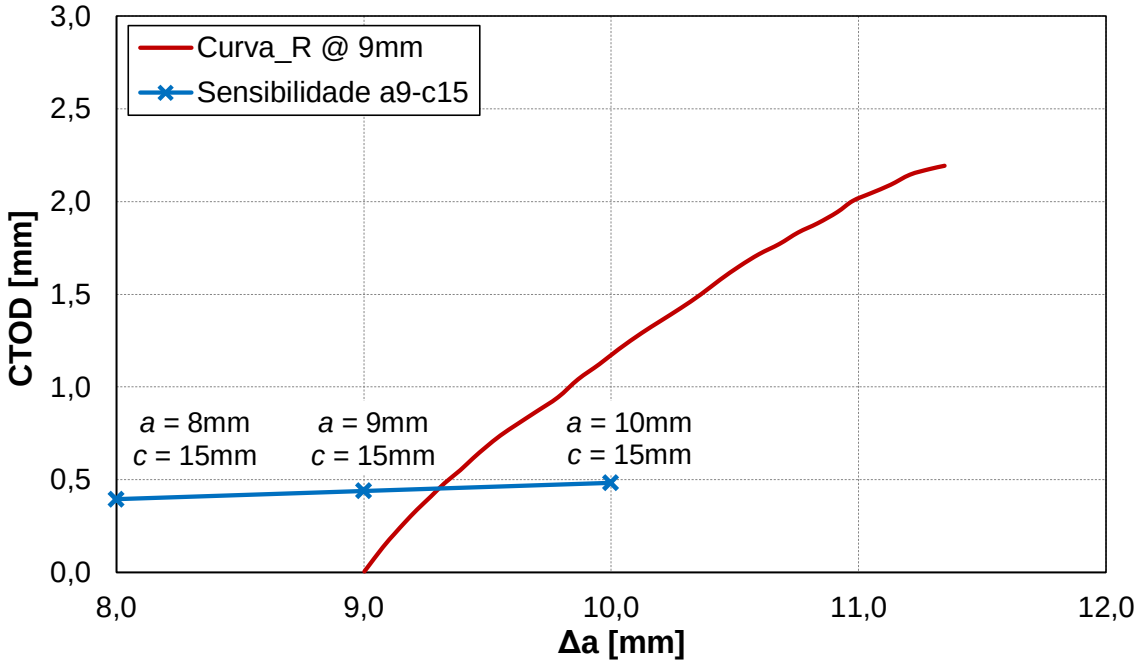


Figura VIII.33: Investigação quanto ao rasgamento dúctil do modelo com defeito *a* = 9mm x *c* = 15mm

A curva definida pelos *CTOD*'s aplicados cruza com a curva de resistência do material. Este cruzamento significa que um crescimento estável da trinca é esperado[8].

VIII.6 Colapso do Ligamento Remanescente

Os resultados em termos da tensão equivalente de von Mises são apresentados nesta Seção. A partir da reprodução dos quadros da análise, pôde-se observar que o comportamento da variação da tensão em função do incremento da rotação do carretel combinado ao carregamento trativo imposto se dá em três estágios distintos: o primeiro estágio é caracterizado pela resposta linear que se verifica até o limiar do limite elástico do material; a partir de então, observa-se que a resposta é influenciada pelos efeitos da plasticidade através da seção transversal do duto, uma vez que a máxima tensão equivalente de von Mises cresce lentamente; a resposta verificada no terceiro, e último, estágio é governada pelo encruamento do material observado à medida que a tensão equivalente de von Mises cresce rapidamente através do ligamento.

As figuras apresentadas abaixo ilustram os resultados em termos da tensão de von Mises na região da trinca após o duto ser bobinado:

[8] Informações detalhadas quanto a esta metodologia podem ser encontradas em ANDERSON (2005) e no Apêndice A, Seção E 200 da DNV-OS-F101 (2012).

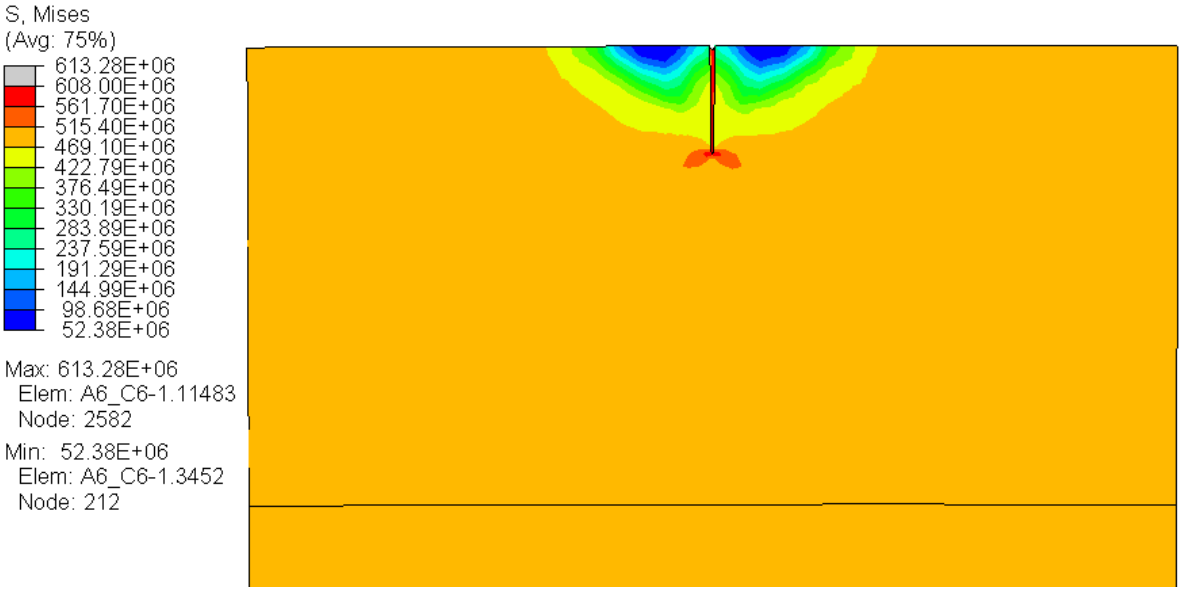


Figura VIII.34: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 6mm x *c* = 6mm

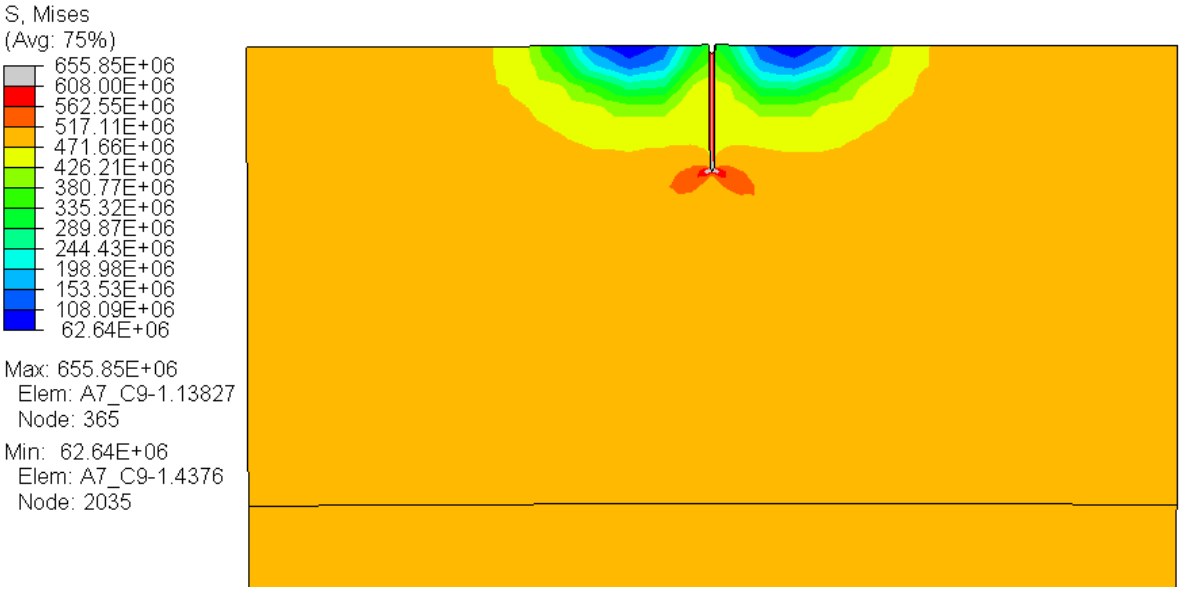


Figura VIII.35: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 7mm x *c* = 9mm

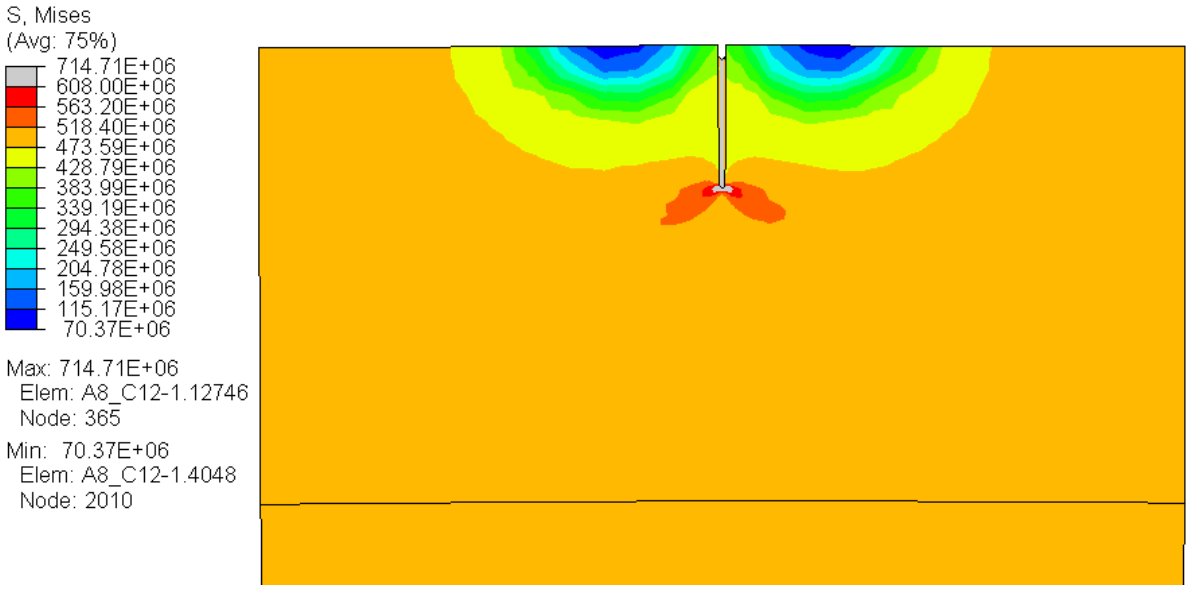


Figura VIII.36: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 8mm x *c* = 12mm

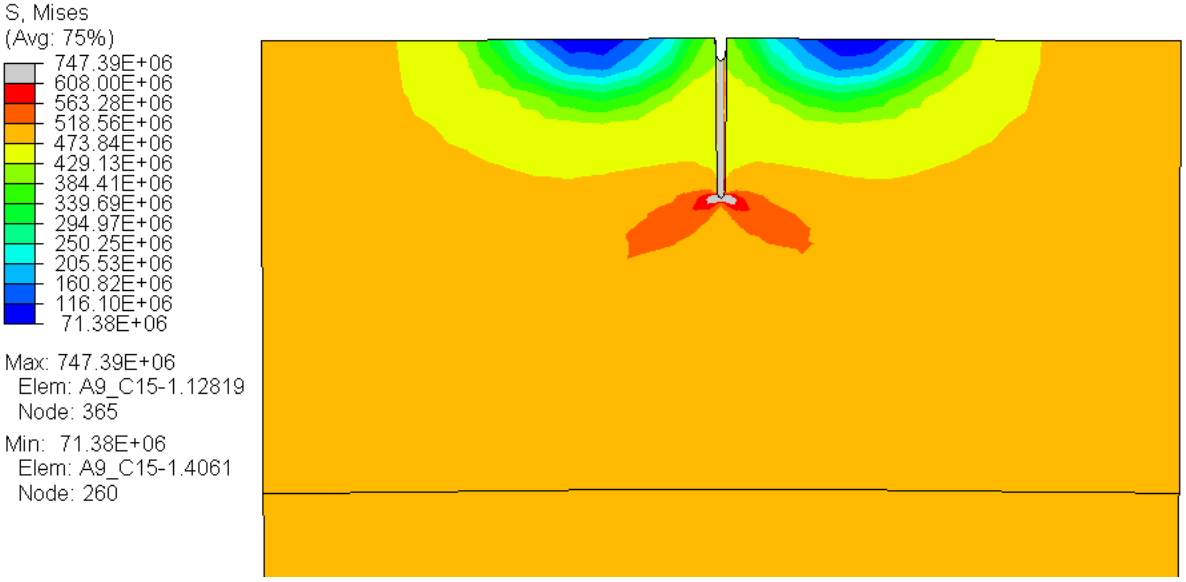


Figura VIII.37: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 9mm x *c* = 15mm

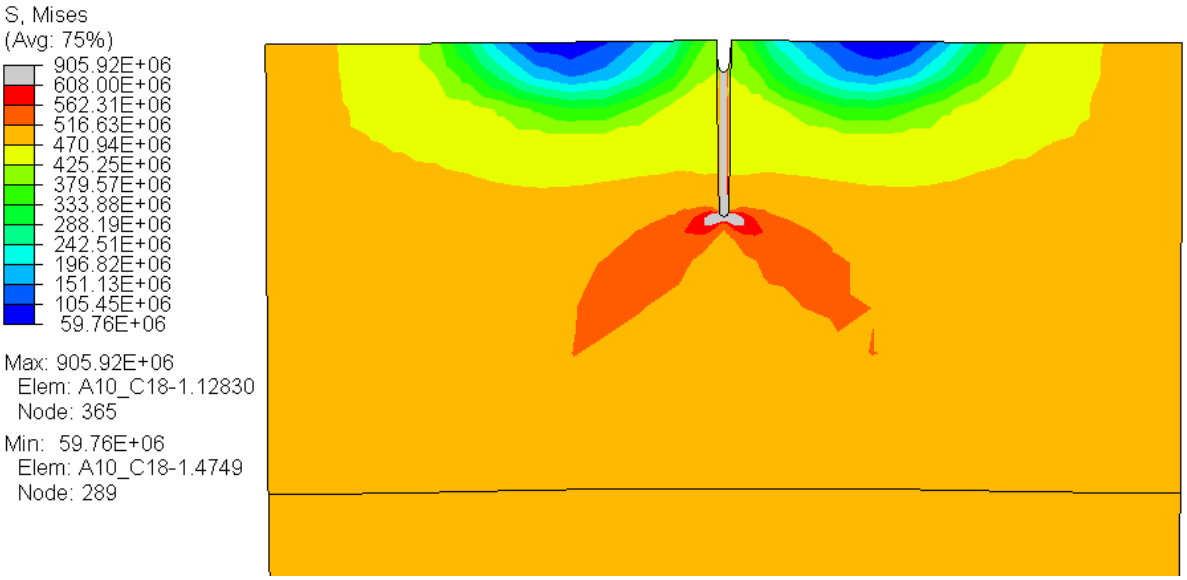


Figura VIII.38: Tensão de von Mises para o modelo c/*a* = 10mm x *c* = 18mm

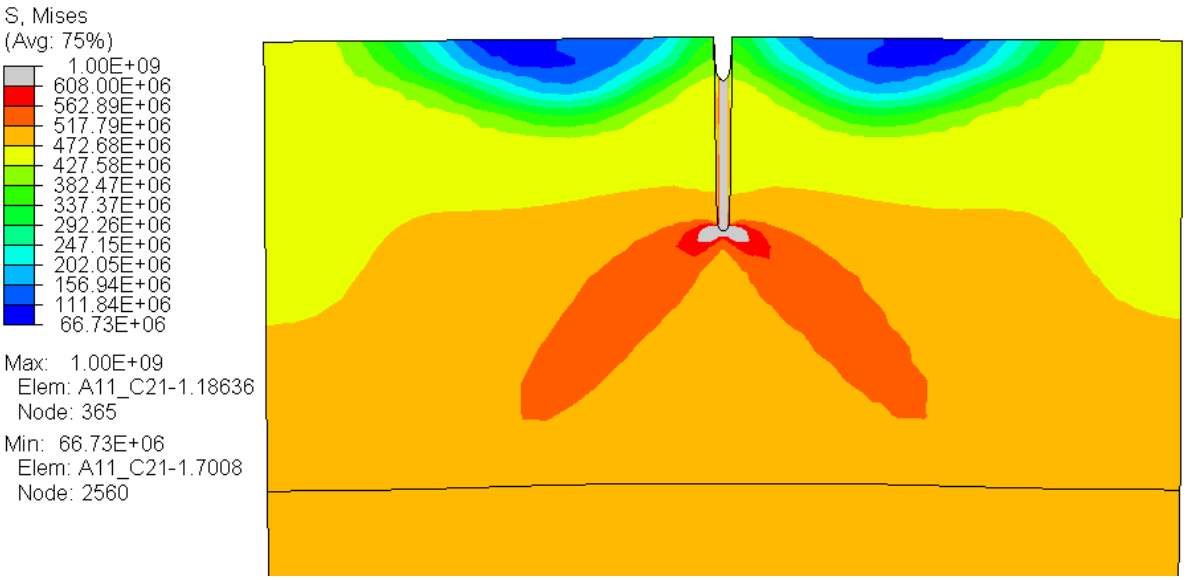


Figura VIII.39: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 11mm x *c* = 21mm

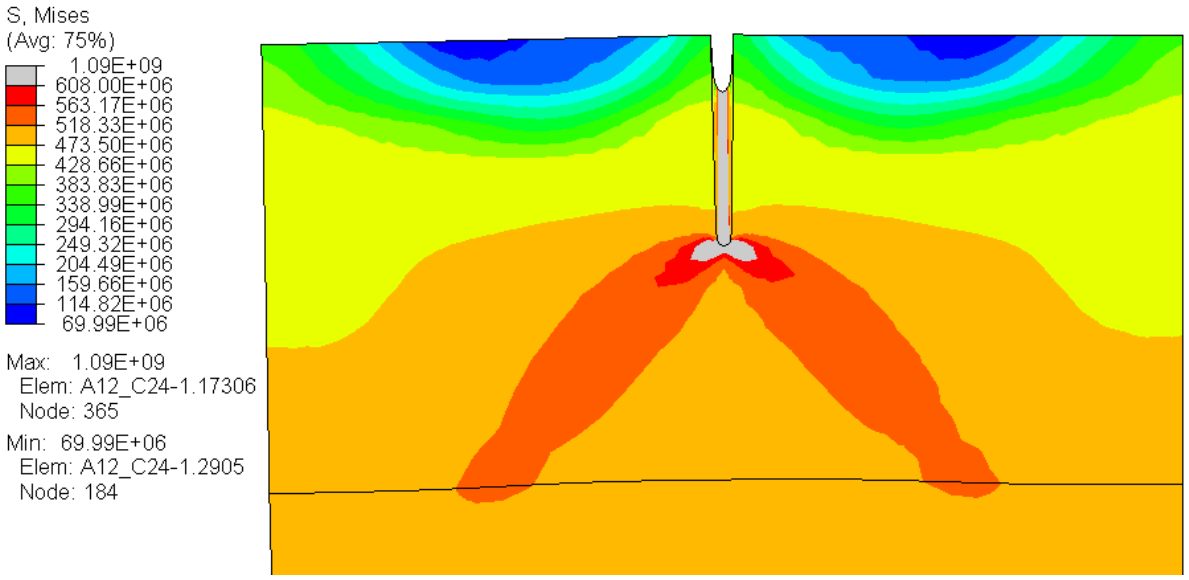


Figura VIII.40: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 12mm x *c* = 24mm

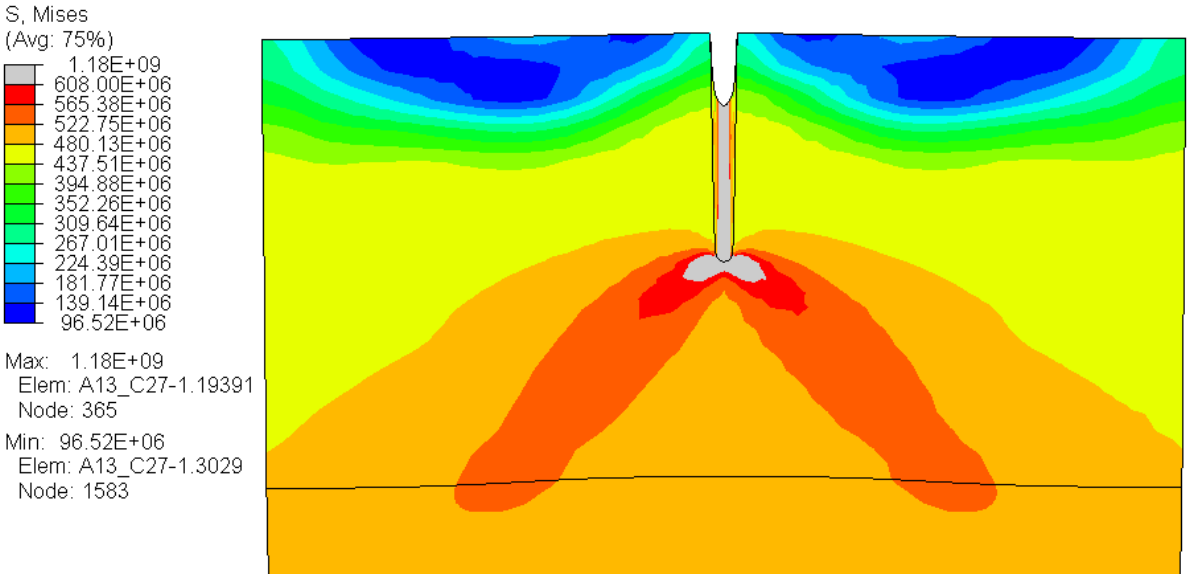


Figura VIII.41: Tensão de von Mises para o modelo *a* = 13mm x *c* = 27mm

Segundo BATTE *et al.* (1997), a tensão que resulta no colapso plástico do ligamento remanescente pode ser definida como a tensão na região compreendida entre a ponta da trinca à superfície livre oposta que excede a tensão última do material obtida a partir de um ensaio de tração uniaxial.

Pode-se observar que os contornos que compreendem tensões superiores à tensão última verdadeira do material não atingem a superfície livre após o bobinamento do duto. Isto significa que o colapso plástico não ocorre no ligamento remanescente. No entanto, deve-se destacar que a modelagem tridimensional não contempla o crescimento do defeito, particularmente para os casos em que a força motriz aplicada excede o limite de embotamento

da ponta da trinca (*blunting line*). Desta forma, os modelos, cujas respostas excedem este limite, devem ser reavaliados com as dimensões de defeitos apropriados para que a verificação quanto ao colapso plástico tenha validade.

VIII.7 Curvas de Aceitação de Defeitos

Um ponto de avaliação na fronteira da falha em um diagrama FAD pode ser muito útil na determinação do tamanho crítico de trinca. Após a obtenção dos resultados em função das dimensões *a* e *c* dos defeitos sobre as curvas que descrevem os níveis de avaliação pelo diagrama FAD, conseguiu-se chegar aos resultados apresentados na Figura VIII.44 que descrevem as curvas de aceitação de defeitos para este estudo de caso.

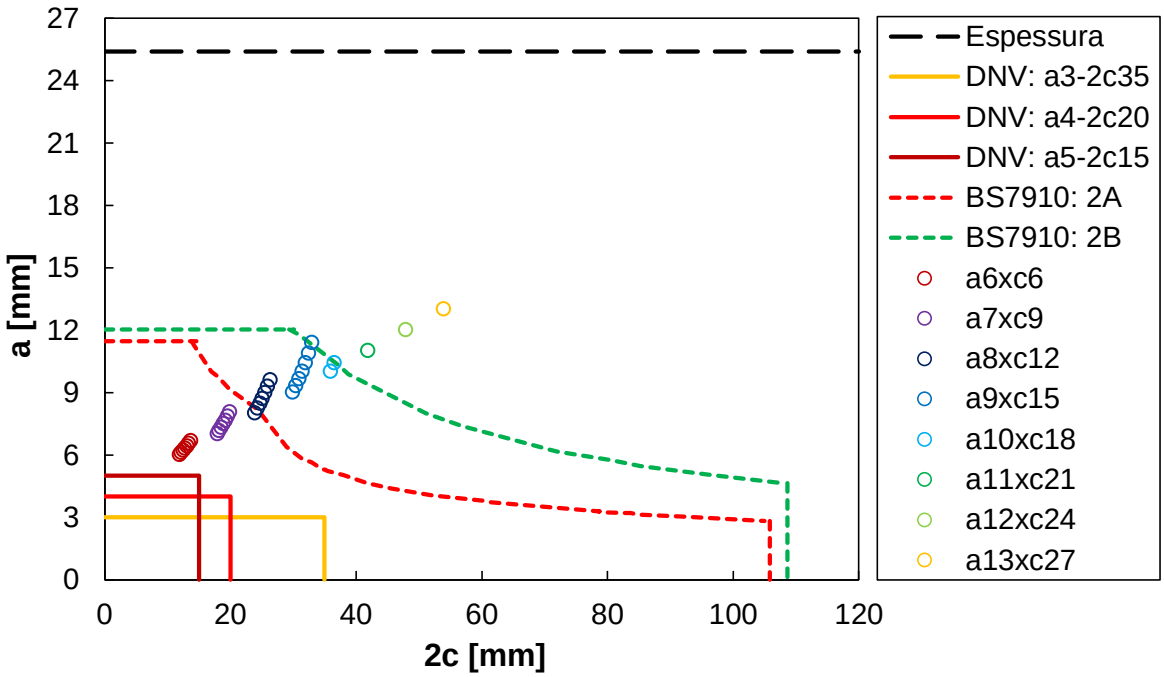


Figura VIII.42: Curva de aceitação de defeitos resultante do estudo de caso

Geralmente, as curvas de aceitação de defeitos não apresentam as retas horizontais e verticais limitantes, conforme ilustrado na Figura VIII.42. Entretanto, tomou-se a liberdade de inseri-las na avaliação, por representar a faixa de valores verificados neste trabalho.

A Figura VIII.44 apresenta as dimensões críticas de defeitos conforme estabelecido pela DNV-OS-F101 (2012)[9] para um material cujas propriedades se assemelham ao material adotado neste estudo, conforme apresentado na Figura VII.3, e os pontos que representam a

[9] Referir-se à Tabela A.6 do Apêndice A da DNV-OS-F101 (2012).

propagação dos defeitos avaliados na Seção VIII.5. Pode-se observar que a Avaliação Crítica de Engenharia genérica pela DNV-OS-F101 (2012) resulta em dimensões de defeito aceitáveis bastante restritas em comparação às dimensões permitidas pela avaliação da BS7910 (2005). No entanto, as DNV-OS-F101 (2012) permite que defeitos de maiores dimensões sejam considerados aceitáveis desde que uma Análise Crítica de Engenharia completa seja conduzida[9].

A Figura VIII.44 ilustra, ainda, os resultados apresentados na Seção VIII.5 relacionados à propagação da trinca e ao ciclo em que ocorre a falha.

VIII.7.1 Sensibilidade: Tamanho Inicial da Trinca

A Figura VIII.42 apresentada na Seção VIII.7 representa a faixa das dimensões de defeitos aceitáveis ao final de todo o ciclo de deformação promovida pelo método *Reel-Lay*. Deste modo, deve-se definir uma curva de aceitação que estabeleça as dimensões iniciais dos defeitos, de modo a garantir a integridade estrutural das uniões soldadas da linha submarina ao final do processo. A Figura VIII.44 ilustra as curvas de aceitação de defeitos para os quatro ciclos que promovem a abertura da trinca de acordo com a avaliação do nível 2B (3B).

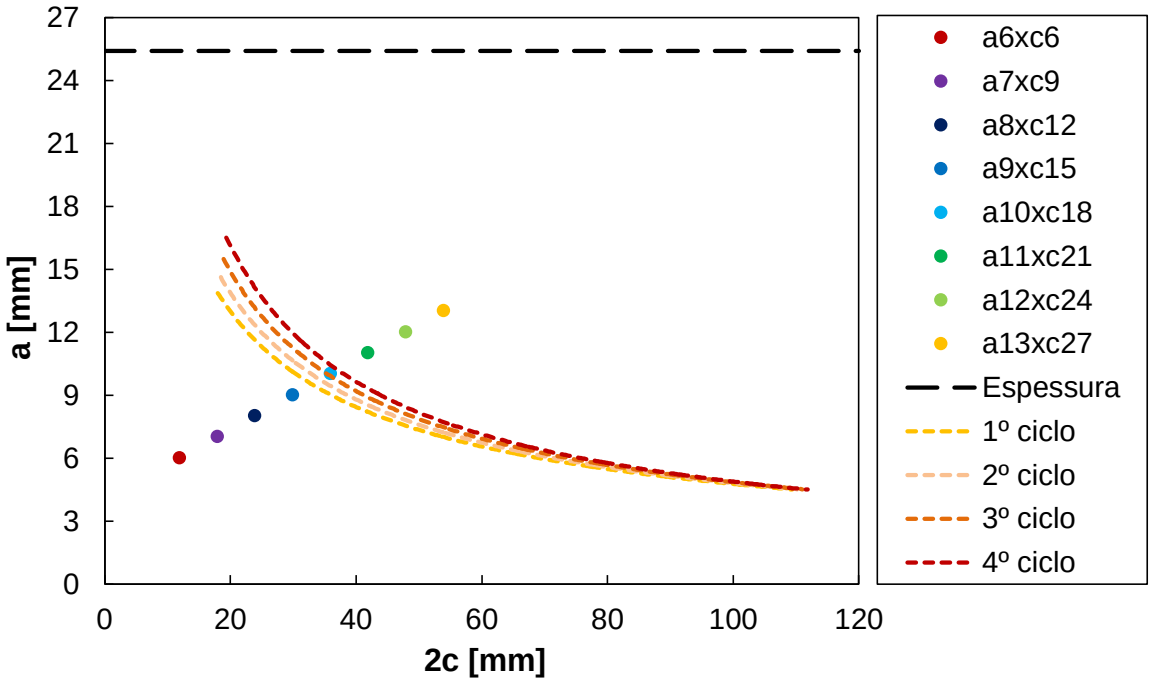


Figura VIII.43: Curva de aceitação de defeitos por ciclo

Através da análise das curvas de aceitação de defeitos apresentadas na Figura VIII.43 é possível prever que o defeito de dimensões *a* = 10mm x *c* = 15mm irá falhar ao final do

processo de bobinamento, uma vez que suas dimensões iniciais encontram-se acima da curva que define as dimensões dos defeitos até o terceiro ciclo de curvamento.

Observa-se que assumir os valores limites da curva de aceitação de defeitos ilustrada na Figura VIII.42 em avaliações preliminares de resistência à fratura é uma consideração equivocada, pois esta curva representa as dimensões dos defeitos à fronteira da região delimitada pelo diagrama de avaliação de falhas. De maneira análoga, às dimensões dos defeitos representadas pelo primeiro ciclo da Figura VIII.43 devem ser descontadas as contribuições da propagação do defeito nas fases subsequentes da operação, que são apresentadas no Capítulo II. Deste modo, a linha submarina permanecerá íntegra ao longo da sua vida útil de projeto.

VIII.7.2 Sensibilidade: Influência da Tenacidade à Fratura

Cálculos adicionais foram realizados visando avaliar a sensibilidade das curvas de aceitação de defeitos em termos da variação da tenacidade à fratura do material. Neste estudo, avaliou-se a dispersão dos pontos simulados pela abordagem da BS1910 (2005) ao variar as dimensões dos defeitos sob as mesmas condições de carregamento.

As Figuras VIII.44 e VIII.45 apresentam os resultados das dispersões dos pontos simulados pelo método de Monte Carlo para os níveis de avaliação 1A e 2B, respectivamente.

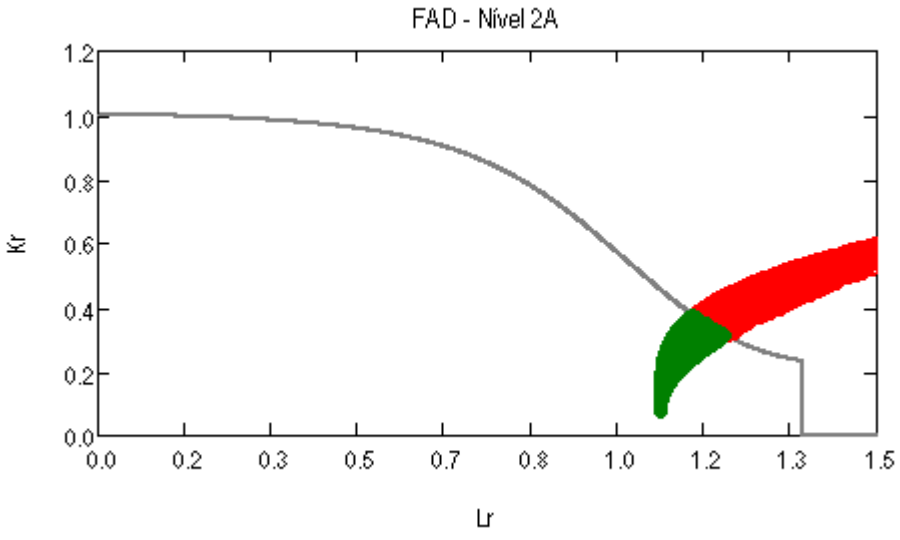


Figura VIII.44: Dispersão de pontos avaliados em um FAD nível 2A

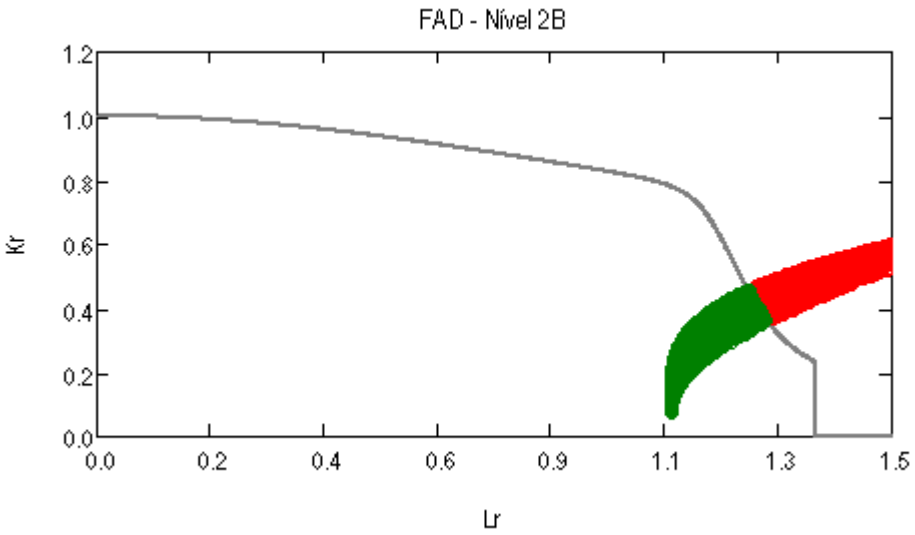


Figura VIII.45: Dispersão de pontos avaliados em um FAD nível 2B

A Figura VIII.46 apresenta as curvas de aceitação de defeitos em função da variação da propriedade do material.

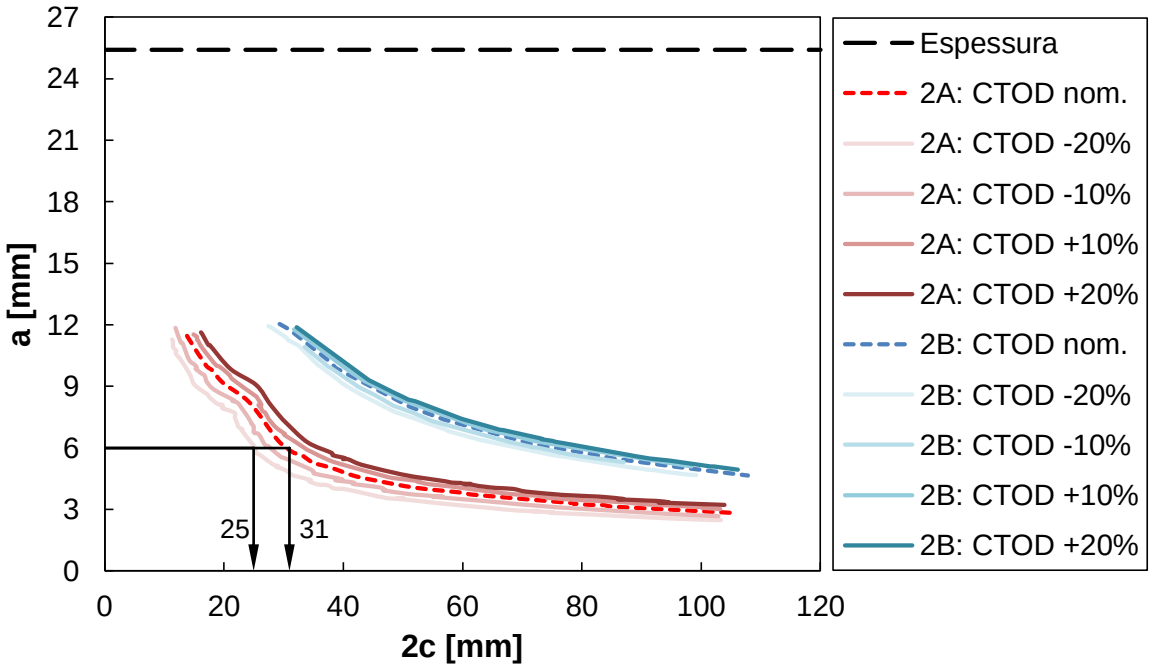


Figura VIII.46: Análises de sensibilidade para as curvas de aceitação

A partir do exemplo ilustrado na Figura VIII.46 para o defeito com profundidade *a* = 6mm, pode-se dizer que o tamanho de defeito aceitável é bastante sensível à tenacidade à fratura do material, uma vez que sua variação resulta em uma diminuição de até 6mm no

comprimento da trinca. Este valor normalizado pela espessura de parede do duto avaliado representa 24%.

Capítulo IX - Considerações Finais

IX.1 Conclusões

A metodologia de análise proposta envolve a utilização de modelos analíticos e numéricos baseados no método de elementos finitos. Um estudo analítico detalhado é desenvolvido para auxiliar no entendimento do processo de *Reeling* e dos esforços envolvidos. Resultados numéricos de modelos bidimensionais e tridimensionais baseados no MEF apresentaram uma boa concordância com os resultados dos modelos analíticos, constatando-se a consistência dos modelos. Os modelos analíticos mostraram-se adequados ao aproximar uma primeira estimativa do nível de carregamento imposto ao duto rígido quando submetido ao método do *Reel-Lay*.

Fez-se, então, uma comparação entre os resultados obtidos a partir dos modelos numéricos e àqueles obtidos a partir dos cálculos fornecidos nas diretrizes das normas estudadas e foi evidenciado o conservadorismo dos seus fatores de majoração/segurança. Verificou-se que as solicitações impostas ao duto promovem o escoamento do material, no entanto, estas não comprometem a integridade estrutural do duto e tampouco infringem os critérios de deformação (flambagem local) e de ovalização especificados pela DNV-OS-F101 (2012).

Foram avaliadas diversas combinações das dimensões do defeito – profundidade da trinca, *a*, e comprimento da trinca, *2c* – pelo método de Monte Carlo. Cada simulação forneceu uma resposta de avaliação através do Diagrama de Avaliação de Falhas (FAD), a partir do qual se pôde prever a excedência do limite de resistência à fratura e do colapso plástico do ligamento remanescente. A partir desta etapa do estudo, estimou-se a probabilidade de falha, levantaram-se as curvas de tamanhos de trinca aceitáveis para o duto rígido submetido ao processo de *Reeling* e verificou-se a maior relevância da profundidade de trinca *a* no mecanismo de fratura.

A Seção VIII.4 apresenta os resultados numéricos da modelagem tridimensional do curvamento do duto sobre o carretel, baseada no MEF. Observou-se que o perfil de deformações ao longo do comprimento do duto é afetado pela presença do defeito e o seu comportamento é mais sensível aos defeitos de maiores dimensões. Ainda nesta Seção, apresentam-se os resultados extraídos em termos da tensão e da deformação longitudinal para um elemento nas proximidades da seção trincada em função da rotação do carretel, de onde se pode verificar uma menor solicitação do elemento vizinho à seção trincada à medida que as dimensões dos defeitos aumentam. Pode-se, também, observar que o comportamento da

Integral-J ao longo da frente da trinca é mais sensível à cota *a*, o que ratificou os resultados obtidos a partir dos modelos estocásticos apresentados na Seção VIII.3.

A Seção VIII.4.3 apresenta uma análise da influência da rotação do carretel no comportamento do *CTOD* para os diversos modelos estudados. Os resultados indicam que os defeitos que possuem as razões das dimensões *c/a* iguais ou superiores a 1,5 são mais suscetíveis ao rasgamento dúctil. A partir desta Seção, verifica-se que quanto maior for a razão das dimensões *c/a* – menor será a seção resistente do duto e, consequentemente –, menor será a contribuição dos elementos adjacentes à seção trincada com a resistência à deformação imposta, o que induz um rápido crescimento da força motriz (*CTOD*).

Os resultados das análises adicionais conduzidas com o intuito de se avaliar a sensibilidade do *CTOD* frente à tração inicial aplicada (*back tension*) mostram que os acréscimos nos esforços trativos resultam nos crescimentos mais rápidos das forças motrizes (*CTOD*'s). Os *CTOD*'s finais apresentam valores ligeiramente maiores, em decorrência do aumento da carga trativa.

A Seção VIII.4.4 apresenta os resultados em termos da avaliação pelo diagrama FAD, do qual se pode observar os pontos de avaliação considerados como trincas suscetíveis à falha. Verifica-se que a maior diferença percentual entre os resultados obtidos através da modelagem analítica e numérica pelo MEF em termos de K_r é de 15%, enquanto em termos de L_r é de 12%. Os pontos de avaliação associados aos modelos cujas respostas das forças motrizes aplicadas não excedem o limite definido pela linha de embotamento da ponta da trinca (*blunting line*) apresentam maior consistência em termos da razão de fratura, K_r, embora apresentem as maiores diferenças dentre as respostas em termos da razão ao colapso plástico, L_r. A análise deste comportamento deve ser aprofundado; contudo, deve estar associado aos efeitos não-lineares (*i.e.* plastificação e ovalização decorrente do curvamento), enquanto a abordagem analítica é baseada em uma solução elástica. Ainda nesta Seção, são apresentados os diagramas FAD's cujo comportamento é dependente do material empregado e da geometria avaliada. Pode-se observar que estes diagramas apresentam um comportamento bastante similar enquanto contidos na região caracterizada pelo domínio do mecanismo de fratura frágil. Entretanto, os comportamentos dos diferentes diagramas passam a diferir na região intermediária caracterizada pela interação entre a fratura frágil e o colapso plástico.

A Seção VIII.5 apresenta um recurso de análise não convencional para se avaliar a propagação das dimensões da trinca a partir da extrapolação dos resultados extraídos através dos modelos numéricos pelo MEF. Após a condução dos cálculos e a obtenção dos resultados, pode-se verificar que alguns dos casos avaliados falhariam após alguns ciclos de curvamento. Deve-se destacar a consistência dos resultados obtidos a partir desta abordagem em termos do aumento das dimensões do defeito com os valores recomendados pela DNV-OS-F101 (2012). No entanto, os valores estabelecidos em norma mostram ser conservativos quando

comparados aos defeitos de menores dimensões. Ainda nesta Seção, um dos casos previstos como suscetível ao rasgamento dúctil é investigado com maior detalhe objetivando verificar a estabilidade da trinca. O cruzamento da curva definida pelos *CTOD*'s aplicados com a curva de resistência do material representa o crescimento estável da trinca.

Pode-se observar na Seção VIII.6 que o colapso plástico não ocorre no ligamento remanescente, contrariando a resposta do estudo realizado pelo diagrama de avaliação de falhas para os defeitos de maiores dimensões. No entanto, deve-se salientar que a modelagem tridimensional não contempla o crescimento do defeito, particularmente para os casos em que a força motriz aplicada excede o limite de embotamento da ponta da trinca (*blunting line*). Desta forma, os modelos, cujas respostas excedem este limite, devem ser reavaliados com as dimensões de defeitos apropriados para que a verificação quanto ao colapso plástico tenha validade.

A Seção VIII.7 apresenta uma análise comparativa entre as dimensões críticas de defeitos admitidas pelas abordagens das normas consideradas neste trabalho. Observa-se que a Avaliação Crítica de Engenharia genérica pela DNV-OS-F101 (2012) resulta em dimensões de defeito aceitáveis bastante restritas em comparação às dimensões permitidas pela avaliação da BS7910 (2005). No entanto, as DNV-OS-F101 (2012) permite que defeitos de maiores dimensões sejam considerados aceitáveis desde que uma Análise Crítica de Engenharia completa seja conduzida. Esta Seção ainda apresenta a faixa das dimensões de defeitos aceitáveis para cada ciclo de deformação promovida pelo método *Reel-Lay* e constata a significante sensibilidade dos tamanhos de defeitos aceitáveis à variação da tenacidade à fratura do material. Os resultados deste estudo apresentam a resistência à fratura do duto rígido modelado para quatro ciclos (ou oito etapas) do processo de *Reeling* ao estabelecer as dimensões iniciais do defeito.

IX.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Como proposta de extensão do trabalho desenvolvido nesta dissertação, sugere-se:

- A introdução do cordão de solda no modelo numérico pelo MEF, avaliando sua conformidade com os critérios de soldagem de forma a manter a integridade do duto no decorrer de todo o ciclo de deformações experimentadas durante a fase de instalação.
- Introdução de uma lei de propagação de trinca nos modelos numéricos baseados em MEF.
- Avaliar a resposta do carregamento cíclico imposto pelo método de instalação ao se atribuir um material com endurecimento cinemático aos modelos numéricos desenvolvidos.
- Analisar os ciclos subsequentes de deformação promovidos pelo processo de *Reeling* ao considerar o histórico de deformações/tensões residuais no material.
- Avaliar a sensibilidade do modelo proposto neste trabalho aos efeitos de desalinhamentos, excentricidades, ovalização do duto, interação entre defeitos, dentre outros.
- Desenvolver análises numéricas extensivas com o intuito de se avaliar os efeitos de cargas de outra natureza em componentes com defeito.
- Desenvolver um programa experimental para calibrar os resultados dos modelos desenvolvidos neste trabalho.
- Realizar ensaios experimentais para a obtenção das propriedades mecânicas de uniões soldadas.

Referências

ABAQUS Documentation, Versão 6.11; Dassault Systémes Simulia Corp., Providence, RI, 2011.

ANDERSON, T. L.; *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, 3rd Edition, Boca Raton, CRC Press, 2005.

BAI, Y.; HAUCH, S.; "Bending Moment Capacity of Pipes". In: Offshore Mechanical and Arctic Engineering, pp. 1-12, Houston, Julho/1999.

BATTE, A. D., B., FU, M. G., KIRKWOOD, e D., VU; "Advanced methods for integrity assessment of corroded pipelines", *Pipes and Pipelines International*, pp. 5-11, 1997.

BRITISH STANDARD; BS7910: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, 2005.

BROEK, D.; *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, 3ª edição, Martinus Nijhoff Publishers, 1984.

BUCCONI, D. M. P. S.; Análise dos Métodos de Lançamento de Dutos Rígidos para Diferentes Profundidades, Dissertação de M.Sc., UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2006.

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

CASTRO, J. T. P., MEGGIOLARO, M. A.; *Fadiga: Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço, Vol. II - Propagação de Trincas, Efeitos Térmicos e Estocásticos*, San Bernardino, 2009.

CHARNAUX, C. R.; Influência da Instalação de Sapatas de Anodo sobre a Flambagem de Dutos Sujeitos ao Enrolamento, Dissertação de M.Sc., PUC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2008.

CHIODO, M. S. G.; Procedimento de Avaliação da Integral J e CTOD para Dutos com Trincas Circunferenciais Submetidos à Flexão e Aplicações à Instalação de Risers pelo Método Carretel, Dissertação de M.Sc., USP, São Paulo, SP, Brasil, 2009.

DET NORSKE VERITAS, DNV-RP-C203: Fatigue Design of Offshore Steel Structures, Outubro/2011.

DET NORSKE VERITAS, DNV-OS-F101: Submarine Pipeline Systems, Agosto/2012.

ERNST, A. H.; SCHIFINI, R.; BRAVO, R. E.; PASSARELLA, D. E.; DAGUERRE, F.; TIVELLI, M.; "Probabilistic Fracture Mechanics Structural Reliability Analysis of Reeled Pipes". In: OMAE2006-92474, pp. 1-8, Hamburg, Junho/2006.

ERNST, H.; “Application of Fracture Mechanics. Methodology to Assess the Integrity of Reeled Pipes”. In: Congresso IGF19, pp. 11-31, Milão, Julho/2007.

FOLIAS, E. S. A.; “A finite line crack in a pressure cylindrical shell”, *International Journal of Fracture Mechanics*, pp. 104-113, 1965.

GARMBIS, A. G.; Avaliação Crítica de Engenharia em Dutos Submersos Sujeitos a Flambagem Lateral Controlada, Dissertação de M.Sc., USP, São Paulo, SP, Brasil, 2012.

GOUVEIA, J. C. C.; Análise Crítica de Engenharia para Dutos Rígidos Submetidos a Grandes Deformações, Dissertação de M.Sc., UFF, Niterói, RJ, Brasil, 2010.

HADDAD, D. M.; Análise de Confiabilidade em Flambagem Lateral de Dutos Rígidos Submarinos, Dissertação de M.Sc., UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2011.

HIBBELER, R. C.; Resistência dos Materiais, 5ª ed., Pearson Prentice Hall, 2004.

HUTCHINSON, J. W.; “Singular behavior at the end of a tensile crack tip in a hardening material”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 16, pp. 13-31, 1968.

KASTNER, W., E. ROHRICH, W. S., STEINBUCH, R.; “Critical crack sizes in ductile piping”. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 13, pp. 197-219, 1981.

KYRIAKIDES, S., CORONA, E.; *Mechanics of Offshore Pipelines, Vol. 1 Buckling and Collapse*, Elsevier, 2007.

LEVÉN, M., RICKERT, D.; Stationary 3D Crack Analysis with ABAQUS XFEM for Integrity of Subsea Equipment, Dissertação de M.Sc., Chalmers University of Technology, Göteborg, Suécia, 2012.

LIMA, É. C. P.; SAGRILO, L. V. S.; Métodos Probabilísticos Aplicados à Estruturas *Offshore*, Notas de Aula, UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2013.

MATHCAD Help, Versão 14.0 M020; Parametric Technology Corporation, Needham, MA, 2007.

MURPHEY, C. E., LANGNER, C. G.; “Ultimate Pipe Strength under Bending Collapse and Fatigue”. In: Proceedings of the International Symposium on Offshore Mechanics and Artic Engineering, pp. 467-477, Dallas, 1985.

NEWMAN, J. C.; RAJU, I. S.; “Stress intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite thickness plates”, Engineering Fracture Mechanics, 11 (4), pp. 817-829, 1979.

NOGUEIRA, A. C.; MCKEEHAN, D. S.; *Design and Construction of Offshore Pipelines, Handbook of Offshore Engineering*, Plainfield, Elsevier, p. 891-937, 2005.

PALMER, A. C., KING, R. A.; *Subea Pipeline Engineering*, 2ª ed, Tulsa, PennWell, 2008.

PIPELINE RESEARCH COUNCIL INTERNATIONAL, Inc. (PRCI), “Consolidated Research & Development Program on Validation & Documentation of Tensile Limit Design Limit Models for Pipelines”, catalog. no. L5XXXX, Houston, TX, Agosto/2011.

RAMBERG, W., OSGOOD, W. R.; “Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters”, National Advisory Committee for Aeronautics (NACA), Technical Report, n. 902, 1943.

RAMOS, P. H. C., GALARDO, M. M. R., CAUDURO, R. F., Análise de Soldas Circunferenciais em Dutos Rígidos Submetidos ao Processo de Reeling, Projeto de Conclusão de Curso, CEFET, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2011.

RICE, J. R.; “A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks”, *Journal of Applied Mechanics*, vol. 35, pp. 379-386, 1968.

RICE, J. R., ROSENGREN, G. F.; “Plane strain deformation near a crack tip in power-law hardening material”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 16, pp. 1-12, 1968.

SHIH, C. F., “Relationship between the J-Integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 29, pp. 305-326, 1981.

SOBRINHO, A. S. C.; *Introdução ao Método dos Elementos Finitos*, Rio de Janeiro, Ciência Moderna, 2006.

SUMPTER, J. D. F., TURNER, C. E.; “Method for Laboratory Determination of Jc, Cracks and Fracture”, *American Society for Testing and Materials, ASTM STP 601*, pp. 3-18, 1976.

VEIGA, J. L. B. C.; Análise de Critérios para Aceitação de Enrugamento em Dutos Curvados a Frio, Dissertação de M.Sc., PUC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2008.

WANG, X., KIBEY, S., TANG, H., CHENG, W., MINNAAR, K., MACIA, M. L.; “Strain-bases Design – Advances in Prediction Methods of Tensile Strain Capacity”, *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, v. 21, n. 1, pp. 1-7, 2011.

<http://septyanifajar.wordpress.com> Acesso em: 9 dez. 2015.

<http://www.shell.com/about-us/major-projects/stones.html> Acesso em: 9 dez. 2015.

<http://www.subseaprotectionsystems.co.uk> Acesso em: 9 dez. 2015.

<http://www.subsea7.com/content/dam/subsea7/documents/whatwedo/projects/brazil/PetrobrasGuaraLula.pdf> Acesso em: 9 dez. 2015.

<http://www.technip.com/en/press/technip-lay-world%E2%80%99s-deepest-gas-pipeline-shell-gulf-mexico> Acesso em: 9 dez. 2015.

Apêndices

Apêndice I - Cálculos Analíticos

Cálculos Analíticos

Cálculo do Momento Fletor, da Deformação Imposta e da Ovalização

1. Dados de entrada:

Raio externo do duto: $r_e := \frac{8in}{2} = 101.6 \cdot mm$

Espessura de parede: $t := 25.4mm$

Raio interno do duto: $r_i := r_e - t = 76.2 \cdot mm$

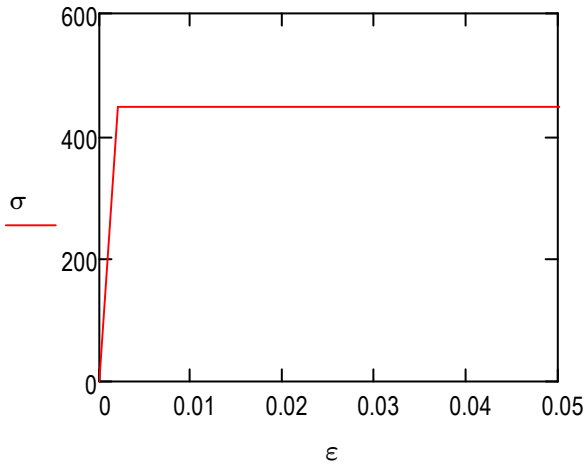
Momento de inércia: $I_{zz} := \frac{\pi}{4}\left(r_e^4 - r_i^4\right) = 5.721 \times 10^{-5}\, m^4$

Coeficiente de Poisson: $\nu := 0.3$

Raio do carretel: $r_{car} := 9m$

Raio de curvatura: $\rho := r_{car} + r_e = 9.1\, m$

Tensão [MPa]	Deformação [-]
0,0	0,0%
448,0	0,2%
448,0	10,0%



2. Cálculos:

Cálculo da deformação imposta elástica

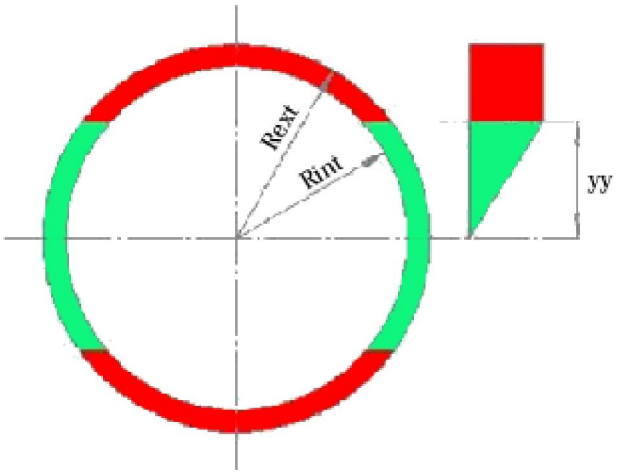
$\varepsilon_0 := \frac{S_y}{E} = 0.216 \cdot \%$

Cálculo da deformação imposta total

$\varepsilon_t := \frac{r_e}{\rho} = 1.12 \cdot \%$

Cálculo da espessura do núcleo elástico

$$yy := \varepsilon_0 \cdot \rho = 19.7 \cdot mm$$



Cálculo do momento elástico

$$M_{el} := \frac{I_{zz}}{r_e} \cdot S_y = 252.3 \cdot kN \cdot m$$

Curvatura

$$\theta_e := \frac{M_{el}}{E \cdot I_{zz}} = 0.021 \frac{1}{m}$$

Cálculo do momento elastoplástico

$$M := 4 \cdot \left[\int_0^{yy} \frac{S_y}{yy} \cdot y^2 \cdot \left(\sqrt{r_e^2 - y^2} - \sqrt{r_i^2 - y^2} \right) dy + \int_{yy}^{r_i} S_y \cdot y \cdot \left(\sqrt{r_e^2 - y^2} - \sqrt{r_i^2 - y^2} \right) dy \ldots \right.$$
$$\left. + \int_{r_i}^{r_e} S_y \cdot y \cdot \left(\sqrt{r_e^2 - y^2} \right) dy \right]$$

$$M = 359.21 \cdot kN \cdot m$$

Cálculo do momento plástico

$$M_{pl} := \frac{4}{3} \cdot S_y \cdot \left(r_e^3 - r_i^3 \right) = 362.18 \cdot kN \cdot m$$

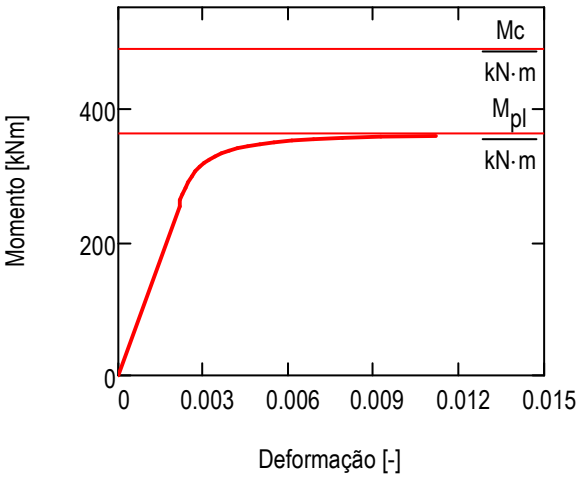
3. Resultados:

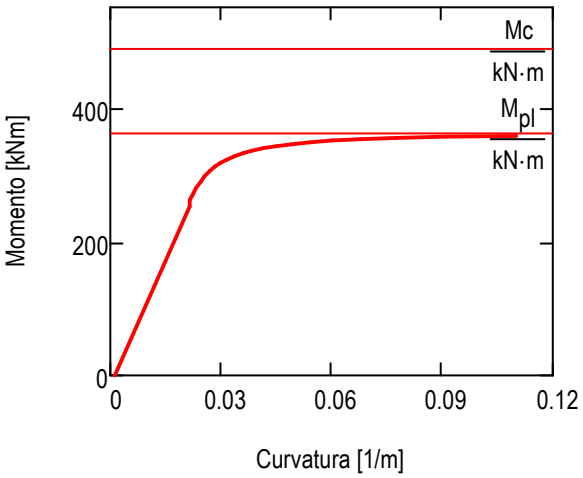
Cálculo do momento limite crítico

$$Mc := \left(1.05 - 0.0015 \cdot \frac{2 \cdot r_e}{t}\right) \cdot S_y \cdot (2 \cdot r_e)^2 \cdot t = 487.7 \cdot kN \cdot m$$ Ref. [1]

$$Verificação := \begin{cases} \text{"O duto irá colapsar!"} & \text{if } M_{pl} > Mc \\ \text{"O duto não irá colapsar!"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

Verificação = "O duto não irá colapsar!"





Cálculo da ovalização

Ref. [2]

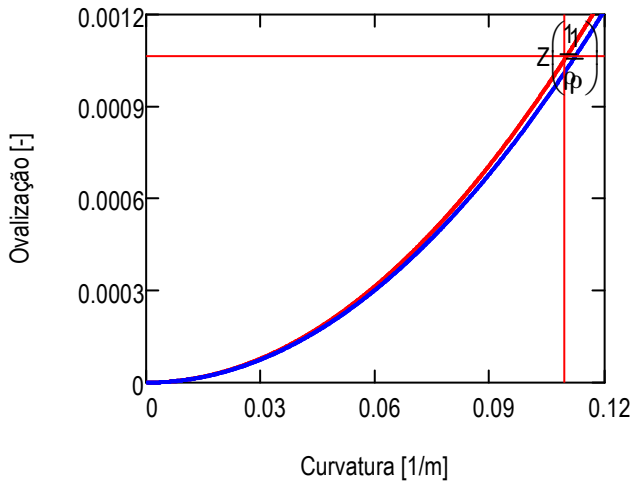
$$Z(\kappa) := \left(1 - \nu^2\right) \cdot \left[\frac{\kappa \cdot \left(r_e - \frac{t}{2}\right)^2}{t}\right]^2$$

$$Z\left(\frac{1}{\rho}\right) = 0.11 \cdot \%$$

Ref. [3]

$$f_o(\kappa) := 0.48 \cdot \left(1 + \frac{1}{60} \cdot \frac{r_e}{t}\right) \left(\kappa \cdot \frac{r_e^2}{t}\right)^2$$

$$f_o\left(\frac{1}{\rho}\right) = 0.10 \cdot \%$$



Referências:

[1] Bai, Y., Hauch, S., "Bending Moment Capacity of Pipes", In: Offshore Mechanical and Arctic Engineering, pp. 1-12, Houston, Julho/1999.
[2] Palmer, A. C., King, R. A.; *Subea Pipeline Egineering*, 2ª ed, Tulsa, PennWell, 2008.
[3] Murphey, C. E., Langner, C. G., "Ultimate Pipe Strength under Bending Collapse and Fatigue". In: Proceedings of the International Symposium on Offshore Mechanics and Artic Engineering, pp. 467-477, Dallas, 1985.
[4] MATHCAD Help, Versão 14.0 M020; Parametric Technology Corporation, Needham, MA, 2007

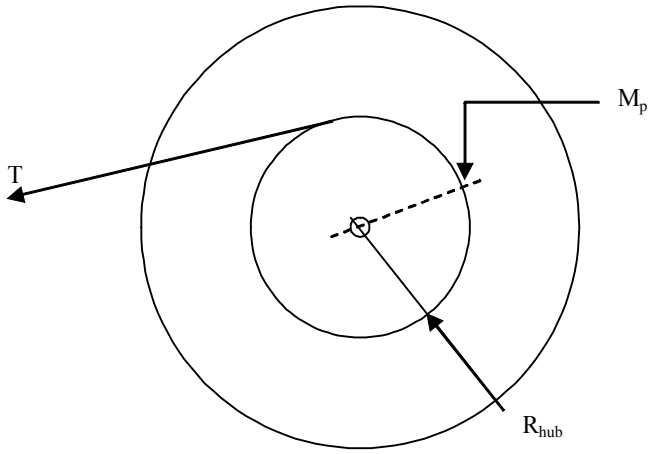
Apêndice II - Cálculos Auxiliares: Tração Mínima & Seção Equivalente

Mínima Tração Requerida

1. Introdução

Os cálculos a seguir são desenvolvidos a fim de se determinar a mínima tração requerida para bobinar um duto de dado diâmetro ao redor de um carretel.

O figura abaixo apresenta um modelo simplificado de um arranjo de bobinamento.



Para o processo do reeling, a magnitude da tração deve ser tal que faça com que o duto experimente momento plástico necessário para que o duto curve sobre o carretel.

Note que Rcarretel é o raio que o duto tangencia o carretel, ou seja, é o menor raio de cur- vatura que o duto experimentará.

2. Dados de Entrada

2.1. Dados do Material

Especificação do Material: API 5L X65 Sem revestimento

Mínima Tensão de Escoamento Especificada (SMYS):

$SMYS_{aço} := 448MPa$ $SMYS_{revestimento} := 0MPa$

2.2. Dados do Duto

Diâmetro externo e espessura da parede do duto:

Parâmetros	Dados do duto
ODaço [pol.]	8,0
WTaço [mm]	25,4
THrevestimento [mm]	0,0

.

2.3. Dados da Embarcação

Diâmetro do carretel: $D_{carretel} := 18m$

3. Metodologia

3.1. Geral

Todos os dados de tolerância utilizados abaixo são baseados na DNV-OS-F101 (2012)

O valor mais alto da tensão ao escoamento para o aço é dada pela tensão ao escoamento nominal mais sua tolerância.

$SMYS_{tol} := 120MPa$

$SMYS_{max} := SMYS_{aço} + SMYS_{tol} = 568 \cdot MPa$

Máxima tolerância para o diâmetro externo: (para os casos que 60.3<=D<=610mm)

$OD_{tol} := \max(0.0075 \cdot OD_{aço}, 5mm) = 5 \times 10^{-3} m$

Máximo diâmetro externo para a seção de aço:

$OD_{açomax} := OD_{aço} + OD_{tol}$

Máxima tolerância para a espessura de parede: (para os casos que t>=25,0)

$WT_{tol} := \max(0.1 \cdot WT_{aço}, 3.7mm)$

Máxima espessura de parede do duto:

$WT_{max} := WT_{aço} + WT_{tol}$

Mínimo diâmetro interno para a seção de aço:

$ID_{açomin} := OD_{açomax} - 2 \cdot WT_{max}$

Máximo diâmetro externo:

$OD_{max} := OD_{açomax} + 2 \cdot TH_{revestimento}$

Raio de curvatura:

$$R_c := \frac{D_{carretel}}{2} + \frac{OD_{max}}{2}$$

3.2. Mínima Tração Requerida

A tração que resulta no momento fletor capaz de plastificar a parede externa é considerada a mínima tração requerida.

O módulo resistente da seção de aço é dado por:

$$W_{paço} := \frac{\frac{\pi}{4}}{\frac{OD_{açomax}}{2}}\left[\left(\frac{OD_{açomax}}{2}\right)^4 - \left(\frac{ID_{açomin}}{2}\right)^4\right]$$

Momento para a seção de aço: $M_{paço} := W_{paço} \cdot SMYS_{max}$

O módulo resistente da seção do revestimento é dado por:

$$W_{prevestimento} := \frac{\frac{\pi}{4}}{\frac{OD_{max}}{2}} \cdot \left[\left(\frac{OD_{max}}{2}\right)^4 - \left(\frac{OD_{açomax}}{2}\right)^4\right]$$

Momento plástico para a seção do revestimento: $M_{prevestimento} := W_{prevestimento} \cdot SMYS_{revestimento}$

Mínima tração requerida: $T_{min} := \frac{M_{paço} + M_{prevestimento}}{R_c}$

4. Resultados

Máxima tolerância do diâmetro da seção de aço: $OD_{tol} = 5.000 \cdot mm$

Diâmetro externo máximo: $OD_{max} = 208.200 \cdot mm$

Máxima tolerância da espessura de parede: $WT_{tol} = 3.700 \cdot mm$

Espessura de parede máxima: $WT_{max} = 29.100 \cdot mm$

Diâmetro Interno mínimo: (OD=ODmax) $ID_{açomin} = 150.000 \cdot mm$

Módulo plástico da seção de aço: $W_{paço} = 6.473 \times 10^{-4} \cdot m^3$

Módulo plástico da seção do revestimento: $W_{prevestimento} = 0.000 \times 10^{0} \cdot m^3$

Momento plástico para a seção de aço: $M_{paço} = 367.666 \cdot kN \cdot m$

Momento plástico para a seção do revestimento: $M_{prevestimento} = 0.000 \cdot kN \cdot m$

Mínima Tração Requerida: $Treq_{min} := T_{min}$

Duto OD [pol.]	Mínima Tração Requerida [tf]
8,000	4,1

Cáculo da Seção Equivalente

Os cálculos a seguir são desenvolvidos a fim de se determinar o diâmetro externo e espes- sura de parece para a seção de uma viga que represente o mesmo momento de inércia e área da seção com elementos sólidos e plano de simetria.

1. Dados de Entrada:

Elementos sólidos com plano de simetria:

$$\begin{pmatrix} OD1 \\ WT1 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} OD_{max} \\ WT_{max} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 208.2 \\ 29.1 \end{pmatrix} \cdot mm$$

2. Cálculos:

Momento de Inércia: $I(OD, WT) := \frac{\pi}{64} \cdot \left[OD^4 - (OD - 2 \cdot WT)^4 \right]$

Área: $A(OD, WT) := \frac{\pi}{4} \cdot \left[OD^2 - (OD - 2 \cdot WT)^2 \right]$

Tentativas iniciais para a solução: $OD2_{tentativa} := 200mm$ $WT2_{tentativa} := 10mm$

Given

$$\frac{I(OD1, WT1)}{2} = I\left(OD2_{tentativa}, WT2_{tentativa}\right)$$

$$\frac{A(OD1, WT1)}{2} = A\left(OD2_{tentativa}, WT2_{tentativa}\right)$$

$$\begin{pmatrix} OD2 \\ WT2 \end{pmatrix} := Find\left(OD2_{tentativa}, WT2_{tentativa}\right)$$

3. Verificação dos Resultados Intermediários:

$$\frac{I(OD1, WT1)}{2} = 3.369 \times 10^{-5}\,m^4 \qquad I(OD2, WT2) = 3.369 \times 10^{-5}\,m^4$$

$$\frac{A(OD1, WT1)}{2} = 8.187 \times 10^{-3}\,m^2 \qquad A(OD2, WT2) = 8.187 \times 10^{-3}\,m^2$$

4. Resultado:

$$\begin{pmatrix} OD2 \\ WT2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 195.283 \\ 14.407 \end{pmatrix} \cdot mm \qquad R2 := \frac{OD2}{2} = 97.641 \cdot mm$$

Apêndice III - Critério de Deformação pela DNV-OS-F101

Flambagem Local por Deslocamento Controlado

Esta planilha calcula a máxima deformação aceitável de acordo com critérios de flambagem local por deslocamento controlado, com base na DNV-OS-F101 (2012).

1. Dados de Entrada:

°C := K

Diâmetro do tubo:	$D := 203.2mm$
Espessura de parede do tubo:	$t := 25.4mm$
Relação D/t:	$\frac{D}{t} = 8.0$
Densidade da água do mar:	$\rho_w := 1025 \frac{kg}{m^3}$
Densidade do conteúdo:	$\rho_{cont} := 0 \frac{kg}{m^3}$
Temperatura de operação:	$T_{op} := 25 \cdot °C$
Mínima Tensão de Escoamento:	$SMYS := 448MPa$
Mínima Resistência à Tração:	$SMTS := 535MPa$
Coeficiente de Poisson:	$\nu := 0.3$
Módulo de elasticidade:	$E := 210GPa$
Mínima pressão interna que pode ser mantida:	$P_{min} := 0bar = 0.0 \cdot MPa$

2. Cálculo da flambagem local pela norma DNV-OS-F101 (2012):

Fatores de segurança:

Fator de carregamento funcional (Tabela 4-4, caso "a"):	$\gamma_F := 1.2$
Fator de condição de carregamento (Tabela 4-5, definido como continuamente suportado):	$\gamma_C := 0.82$
Fator de resistência à deformação (Tabela 5-8, Classe de Segurança "Baixa"):	$\gamma_\varepsilon := 2.0$
Fator de resistência do material (Tabela 5-4):	$\gamma_m := 1.15$
Fator de classe de segurança (Tabela 5-5, Classe de Segurança "Baixa"):	$\gamma_{SC} := 1.04$
Mínimo Endurecimento à Deformação (Tabela 7-5):	$\alpha_h := 0.90$
Fator de capacidade do material (Tabela 5-6):	$\alpha_u := 0.96$

Fator de solda circunferencial: $\alpha_{gw} := \begin{cases} 1 \text{ if } \frac{D}{t} < 20 \\ 1 - \frac{1 - 0.6}{60 - 20} \cdot \left(\frac{D}{t} - 20 \right) \text{ otherwise} \end{cases} = 1$

Fator de fabricação máximo: $\alpha_{fab} := 0.85$

Cálculos intermediários:

Espessura corroída: $t_2 := t = 25.4 \cdot mm$

Pressão externa: $P_e := 101.325 kPa$

Perdas em propriedades mecânicas devido ao efeito da temperatura:

$$f_{derating} := \begin{cases} 0 \cdot MPa \text{ if } T_{op} < 50 \cdot °C \\ \frac{30 \cdot MPa}{100 \cdot °C - 50 \cdot °C} \cdot \left(T_{op} - 50 \cdot °C \right) \text{ if } 50 \cdot °C \le T_{op} \le 100 \cdot °C \\ 30 \cdot MPa + \frac{70 \cdot MPa - 30 \cdot MPa}{200 \cdot °C - 100 \cdot °C} \cdot \left(T_{op} - 100 \cdot °C \right) \text{ if } 100 °C < T_{op} \end{cases} = 0 \cdot MPa$$

Resistência à tração a ser considerada no projeto: $f_y := \left(SMYS - f_{derating} \right) \cdot \alpha_u$

Tensão de escoamento a ser considerada no projeto: $f_u := \left(SMTS - f_{derating} \right) \cdot \alpha_u$

$$f_{cb} := \min\left(f_y, \frac{f_u}{1.15} \right)$$

Resistência à pressão do conteúdo: $P_b := \frac{2 \cdot t_2}{D - t_2} \cdot f_{cb} \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} = 141.9 \cdot MPa$

Para Pi > Pe:

Deformação característica: $\varepsilon_{c_Pi} := 0.78 \cdot \left(\frac{t_2}{D} - 0.01 \right) \cdot \left(1 + 5.75 \cdot \frac{P_{min} - P_e}{P_b} \right) \cdot \alpha_h^{-1.5} \cdot \alpha_{gw} = 10.46 \cdot \%$

Deformação de projeto: $\varepsilon_{Sd}\left(\varepsilon_F \right) := \varepsilon_F \cdot \gamma_F \cdot \gamma_C$

Resultado para Pi > Pe:

Rotina para encontrar a deformação limite de projeto, pela inegualdade:

$$\varepsilon_{Sd} \le \frac{\varepsilon_c}{\gamma_\varepsilon}$$

Chute inicial para a resolução iterativa: $\varepsilon_F := 0\%$

Given

$$\varepsilon_{Sd}(\varepsilon_F) = \frac{\varepsilon_{c_Pi}}{\gamma_\varepsilon}$$

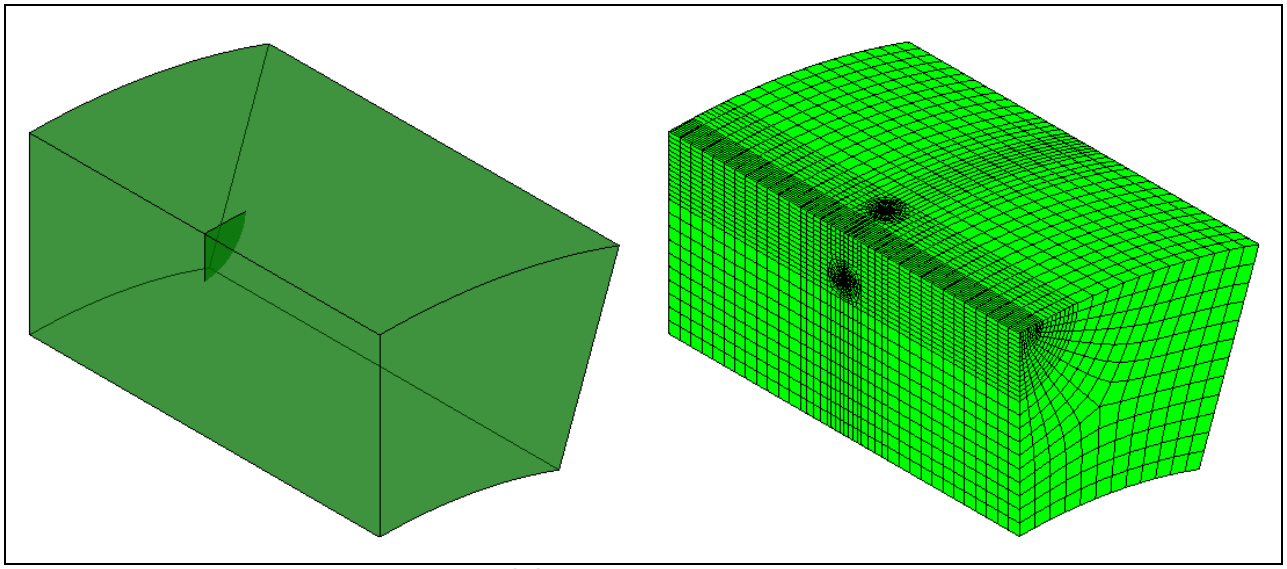
$\varepsilon_{F_max_Pi} := \text{Find}(\varepsilon_F) = 5.32 \cdot \%$

Verificação:

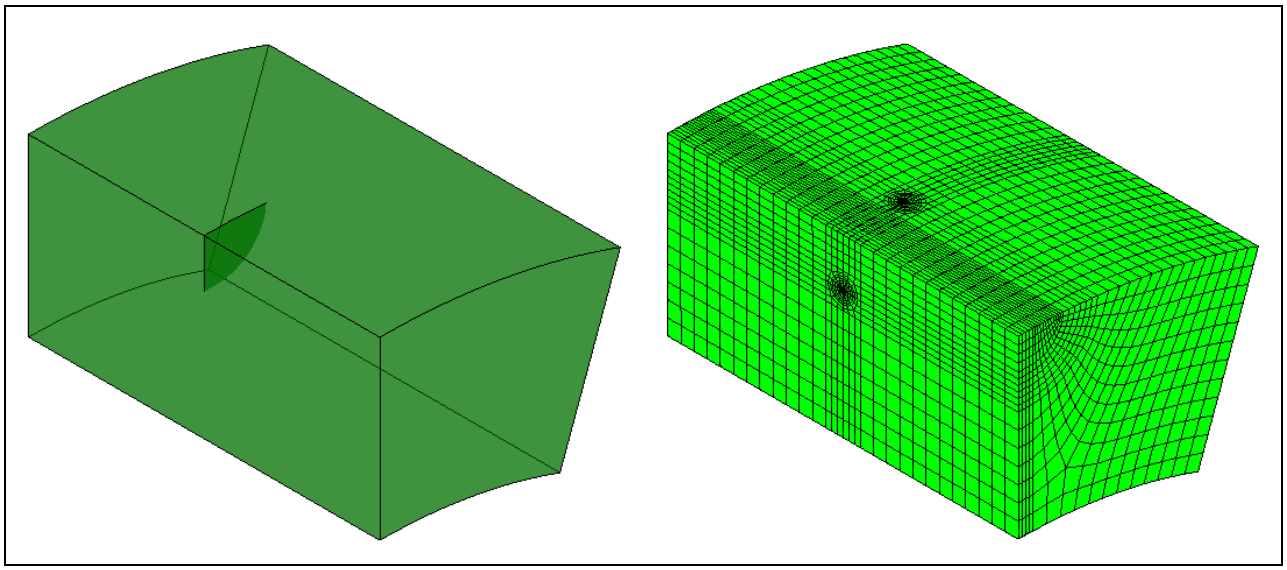
Análise	Deformação Compressiva Admissível	Max. deformação (Abaqus)	UF	Verificação
OD8,000" x 25,4mm	5,32%	1,12%	0,21	ok

Apêndice IV - Ilustrações Complementares

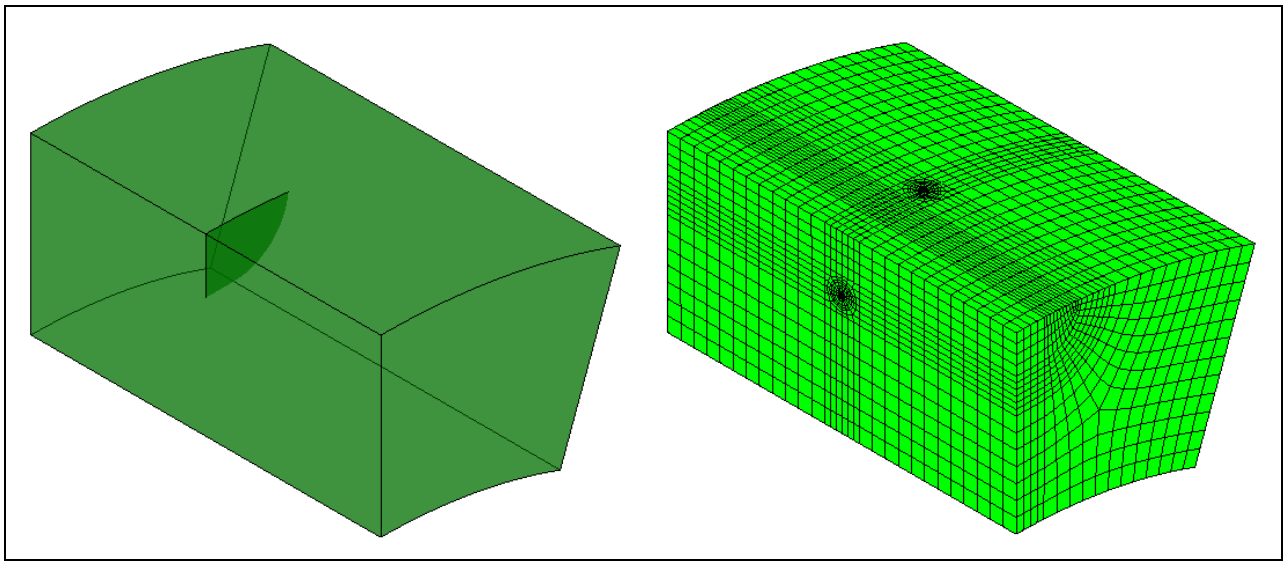
Detalhes gerais da geometria e da malha no entorno do defeito na modelagem 3D



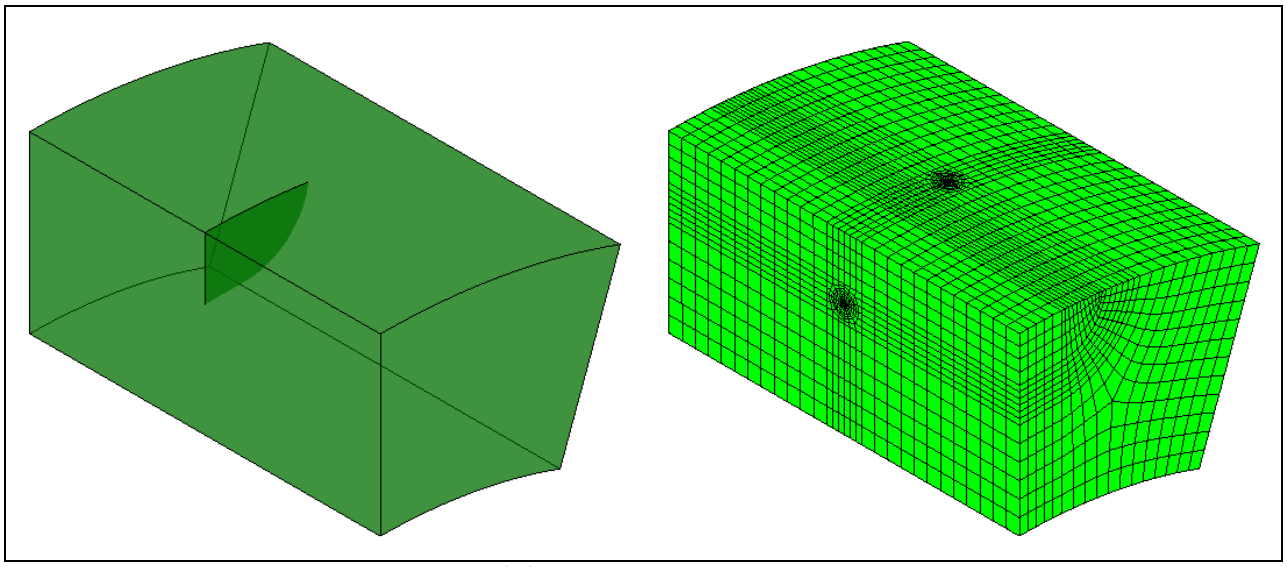
Modelo *a* = 6mm x *c* = 6mm



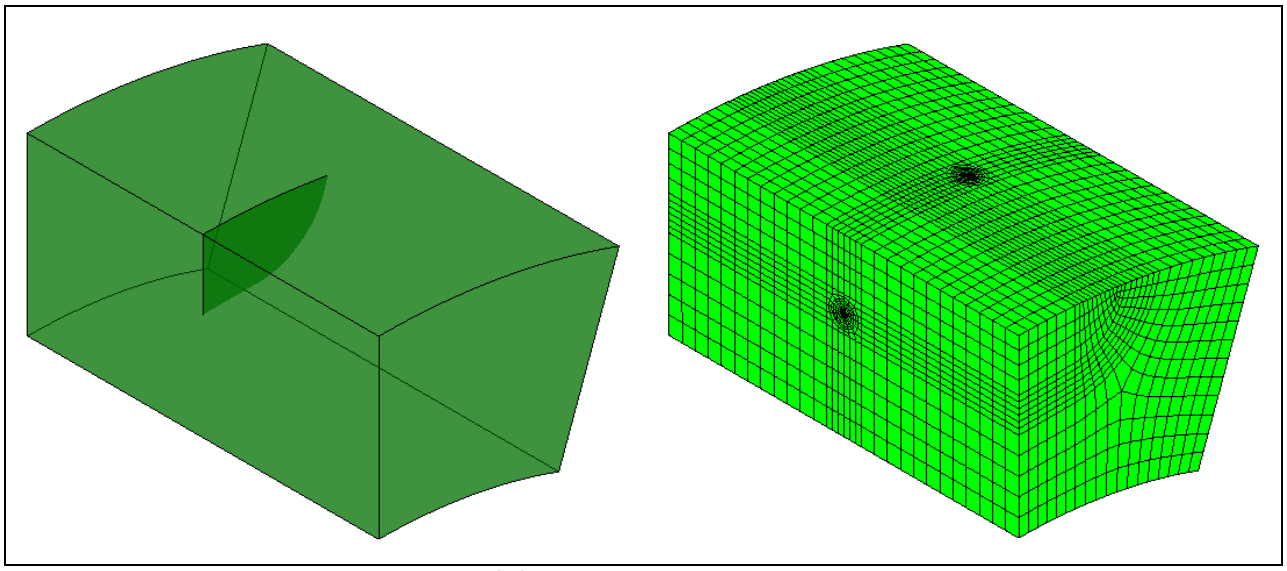
Modelo *a* = 7mm x *c* = 9mm



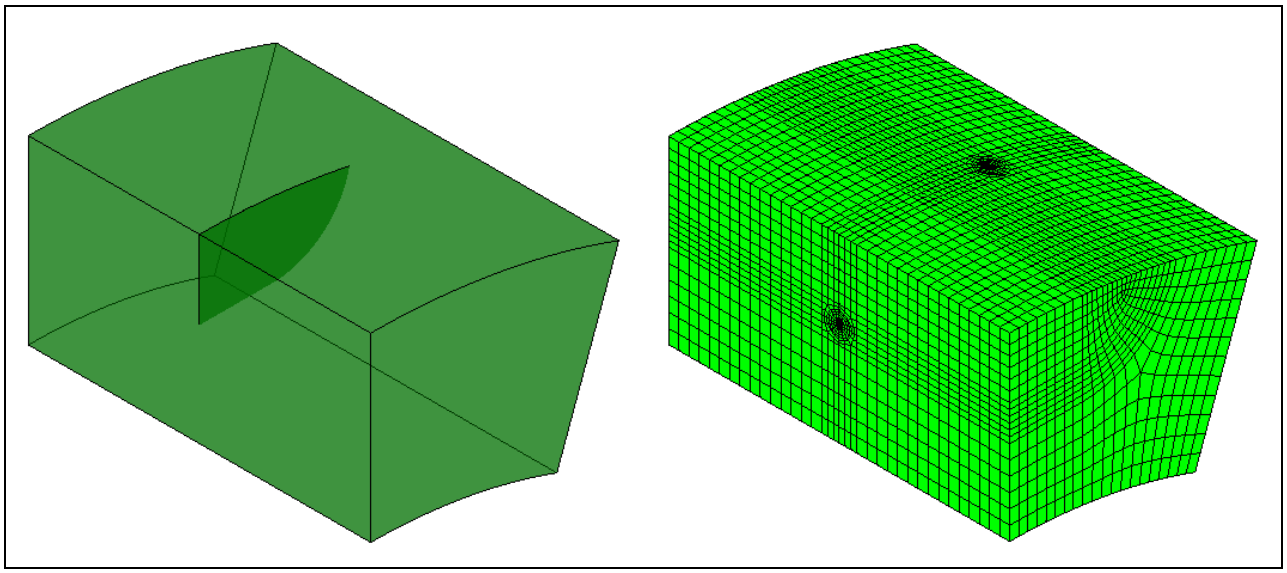
Modelo *a* = 8mm x *c* = 12mm



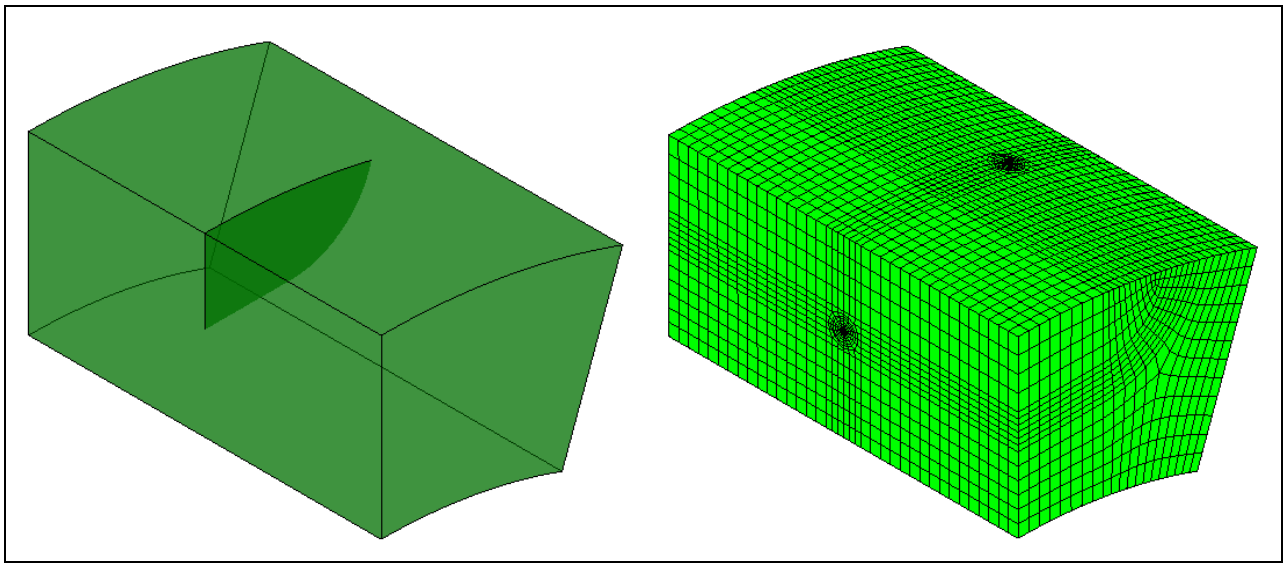
Modelo *a* = 9mm x *c* = 15mm



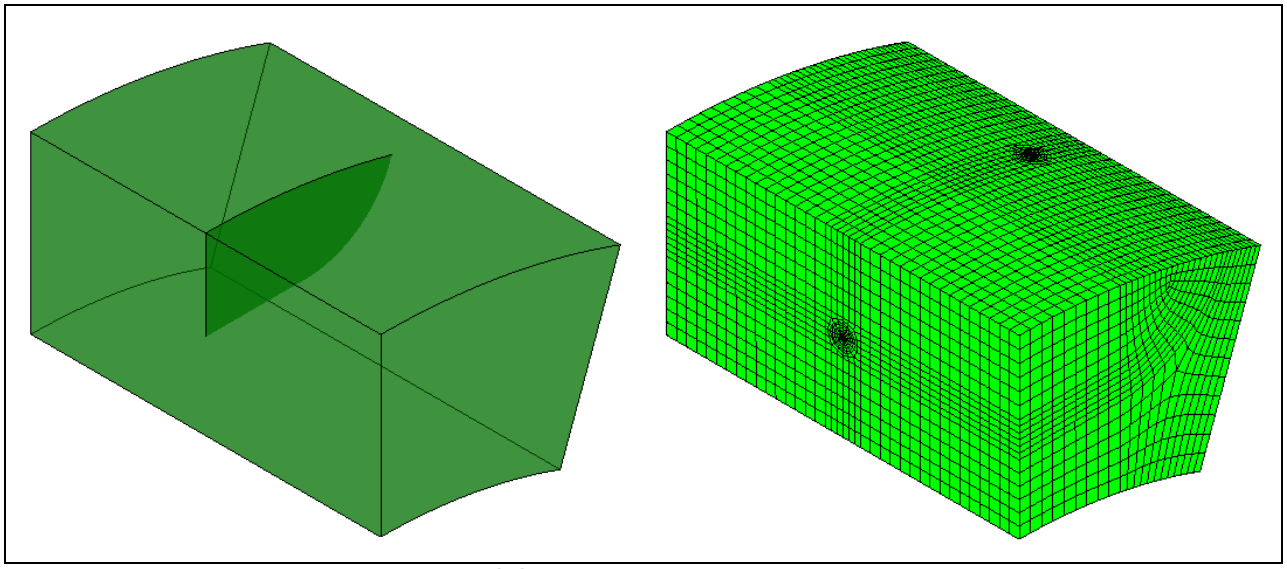
Modelo *a* = 10mm x *c* = 18mm



Modelo *a* = 11mm x *c* = 21mm



Modelo *a* = 12mm x *c* = 24mm



Modelo *a* = 13mm x *c* = 27mm

Apêndice V - Rotina para Extração do *CTOD*

```
Sub CTOD()

Dim Ax As Double, Ay As Double, _
    Bx As Double, By As Double, _
    Cx As Double, Cy As Double, _
    Dx As Double, Dy As Double, _
    Ex As Double, Ey As Double, _
    Fx As Double, Fy As Double, _
    r As Double, prof As Double, _
    temp1(2, 2) As Double, _
    temp2(2, 2) As Double, _
    temp3(2, 1) As Double, _
    temp4(2, 1) As Double

i = Range("B7").Row

Do While Cells(i, 2).Value <> ""

    'Coord x do ponto A
    Ax = Cells(i, 4).Value
    'Coord y do ponto A
    Ay = Cells(i, 5).Value
    'Coord x do ponto C
    Cx = Cells(i, 8).Value
    'Coord y do ponto C
    Cy = Cells(i, 9).Value

    'Coord x do ponto B
    Bx = Cells(i, 6).Value
    'Coord y do ponto B
    By = Cells(i, 7).Value
    'Coord x do ponto D
    Dx = Cells(i, 10).Value
    'Coord y do ponto D
    Dy = Cells(i, 11).Value

    'Coord x do ponto E
    Ex = Cells(i, 12).Value
    'Coord y do ponto E
    Ey = Cells(i, 13).Value

    'Interseção entre retas
    temp1(1, 1) = Ay - Cy:    temp1(1, 2) = Cx - Ax
    temp1(2, 1) = By - Dy:    temp1(2, 2) = Dx - Bx

    If temp1(1, 1) * temp1(2, 2) - temp1(1, 2) * temp1(2, 1) = 0 Then

        Cells(i, 14) = "-"
        Cells(i, 15) = "-"
        Cells(i, 16) = 0

    Else

        'Inversão de matriz
        temp2(1, 1) = temp1(2, 2) / (temp1(1, 1) * temp1(2, 2) - temp1(1, 2) * temp1(2, 1))
```

```
        temp2(1, 2) = -temp1(1, 2) / (temp1(1, 1) * temp1(2, 2) - temp1(1, 2) * temp1(2, 1))
        temp2(2, 1) = -temp1(2, 1) / (temp1(1, 1) * temp1(2, 2) - temp1(1, 2) * temp1(2, 1))
        temp2(2, 2) = temp1(1, 1) / (temp1(1, 1) * temp1(2, 2) - temp1(1, 2) * temp1(2, 1))

        temp3(1, 1) = -Ax * Cy + Ay * Cx
        temp3(2, 1) = -Bx * Dy + By * Dx

        temp4(1, 1) = temp2(1, 1) * temp3(1, 1) + temp2(1, 2) * temp3(2, 1)
        temp4(2, 1) = temp2(2, 1) * temp3(1, 1) + temp2(2, 2) * temp3(2, 1)

        'Coord x do ponto F
        Fx = temp4(1, 1)
        Cells(i, 14) = Fx
        'Coord y do ponto F
        Fy = temp4(2, 1)
        Cells(i, 15) = Fy

        'CTOD
        prof = ((Cells(7, 4).Value - Cells(7, 12).Value) ^ 2 + (Cells(7, 5).Value - Cells(7, 13).Value)
^ 2) ^ 0.5
        r = ((Ex - Fx) ^ 2 + (Ey - Fy) ^ 2) ^ 0.5
        V = ((Ax - Bx) ^ 2 + (Ay - By) ^ 2) ^ 0.5
        Cells(i, 16).Value = (r * V) / (r + prof) * 1000 'Conversão de metro para milímetro

    End If

    i = i + 1

Loop

End Sub
```

Apêndice VI - Análise Crítica de Engenharia

Análise Crítica de Engenharia (ECA)

Definição: $kJ \equiv 10^3 \cdot J$

1. Dados de Entrada:

Diâmetro externo do duto: $OD := 8in = 203.2 \cdot mm$

Espessura de parede do duto: $WT := 25.4mm$

Tolerância de fabricação: $t_{fab} := 0\% \cdot WT$

Ovalização: $f_o := 0\%$

Material: $Mat := "X65"$

Tensão de escoamento: $SMYS := 448MPa$

Tensão última: $SMTS := 608MPa$

Módulo de elasticidade: $E := 210000MPa$

Expoente de encruamento: $n := 30$

Poisson: $\nu := 0.3$

$plano := "deformação"$

$$E_1 := \begin{cases} E & \text{if } plano = "tensão" \\ \dfrac{E}{1-\nu^2} & \text{if } plano = "deformação" \end{cases}$$

Tenacidade do material: (K ou CTOD)

$\delta_{mat} := 0.317mm \qquad d_n := 0.8 \qquad \alpha := \dfrac{3}{7}$

$$J_{mat} := \frac{\delta_{mat} \cdot \left(\frac{SMYS + SMTS}{2}\right)}{\alpha^{\frac{1}{n}} \cdot d_n} = 215.213 \cdot \frac{kJ}{m^2}$$ Ref. [3]

$$X := \frac{J_{mat}}{SMYS \cdot \delta_{mat} \cdot \left(1-\nu^2\right)} = 1.665$$

$$K_{mat} := \sqrt{\delta_{mat} \cdot X \cdot SMYS \cdot E_1} = 233.616 \cdot MPa \cdot \sqrt{m}$$ (Ref. [1], p.43)

Método: "CTOD" ou "K.mat" $método := "CTOD"$

2. Faixa de Tensão:

Tensão de membrana: $\sigma_M := 484MPa$

Tensão à flexão: $\sigma_{F.out} := 486MPa - \sigma_M = 2 \cdot MPa$

$$\sigma_{F.in} := \frac{\sigma_{F.out}}{0.5 \cdot OD} \cdot (0.5 \cdot OD - WT) = 1.5 \cdot MPa$$

2.1. Fator Concentração de Tensão - Seção 3.3.7 da Ref. [2]:

Fator concentração de tensão para junções tubulares soldadas

Devido a menor severidade da curva S-N para a região fora da solda em comparação à raíz da solda, é recomendado que uma junção tubular soldada sujeita a carregamento axial seja proje- tada como uma transição de espessura, ou seja, o SCF devido à transição é aplicado fora da região, enquanto que dentro da região adota-se, conservativamente, SCF igual a 1.0.

Concentradores de tensão em junções tubulares soldadas são devidas às excentricidades resultantes de diferentes fontes. Elas podem ser classificadas com concentricidade (diferença entre diâmetros), diferenças de espessuras dos dutos, ovalização e união não excêntrica. A excentricidade resultante pode ser conservativamente avaliada pela soma direta da contribuição das diferentes fontes.

É prudente adotar a fórmula para excentricidades em placas para o cáculo do SCF de junções tubulares soldadas.

Ref[2] - Seção 3.3.7 - Fator Concentração de Tensão

3. Definição do Defeito:

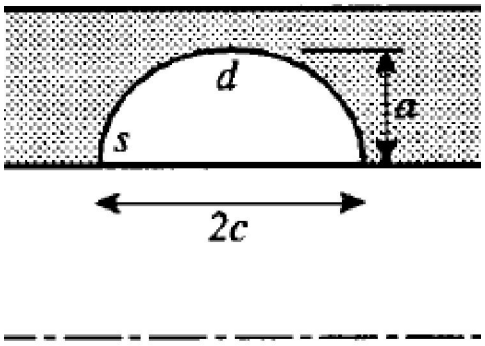
Altura - a

Comprimento - 2c

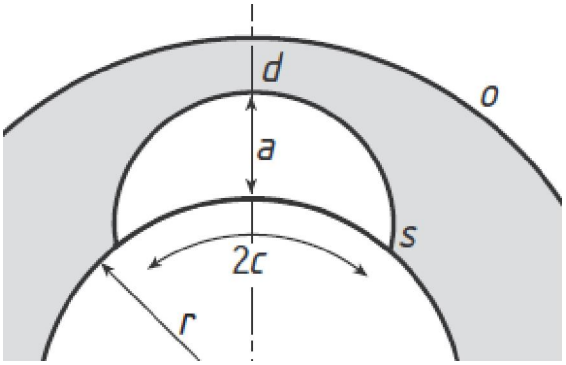
a [mm]	c [mm]
6,0	6,0
7,0	9,0
8,0	12,0
9,0	15,0
10,0	18,0
11,0	21,0
12,0	24,0
13,0	27,0

$defeito_{lado}$:= interno / externo

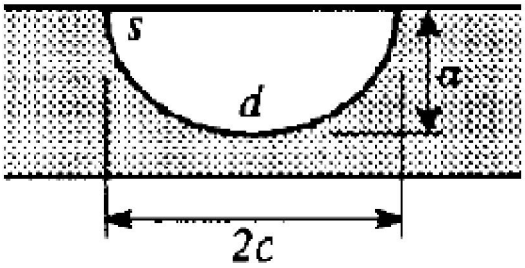
$defeito_{dir}$:= axial / circunferencial



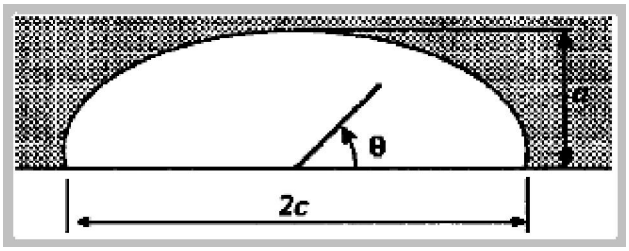
Defeito superficial interno orientado axialmente



Defeito superficial interno orientado circunferencialmente



Defeito superficial externo orientado axialmente



Defeito superficial externo orientado circunferencialmente

4. Avaliação da Resistência à Fratura:

4.1. Diagrama de Avaliação de Falha (FAD) - Nível 1A:

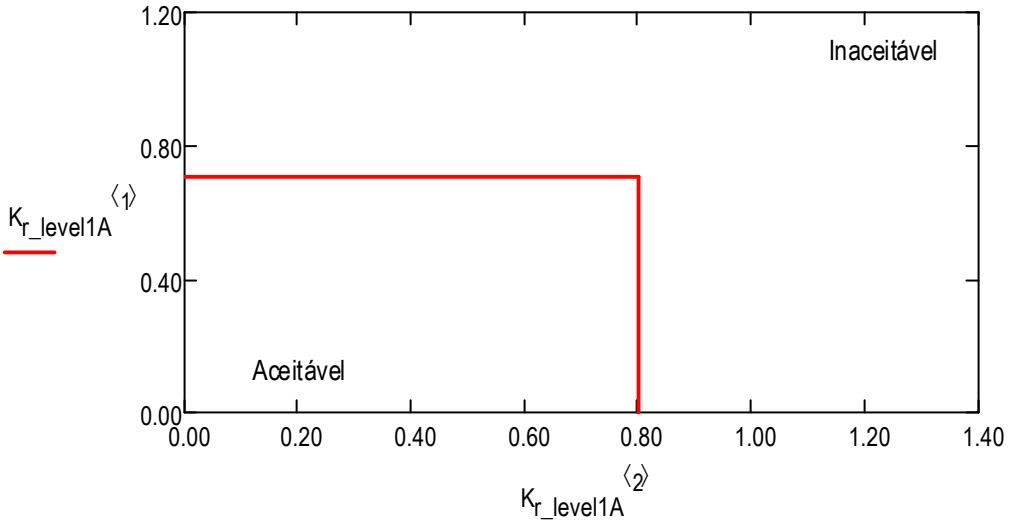
Valor máximo admissível para Lr - Ref.[1]:

$$L_{r.max} := \frac{SMTS}{SMYS} = 1.357$$

FAD's generalizados - Ref. [1]

$$K_{r_level1A} := \begin{pmatrix} 0 & 0.8 \\ 0.707 & 0.8 \\ 0.707 & 0 \end{pmatrix}$$

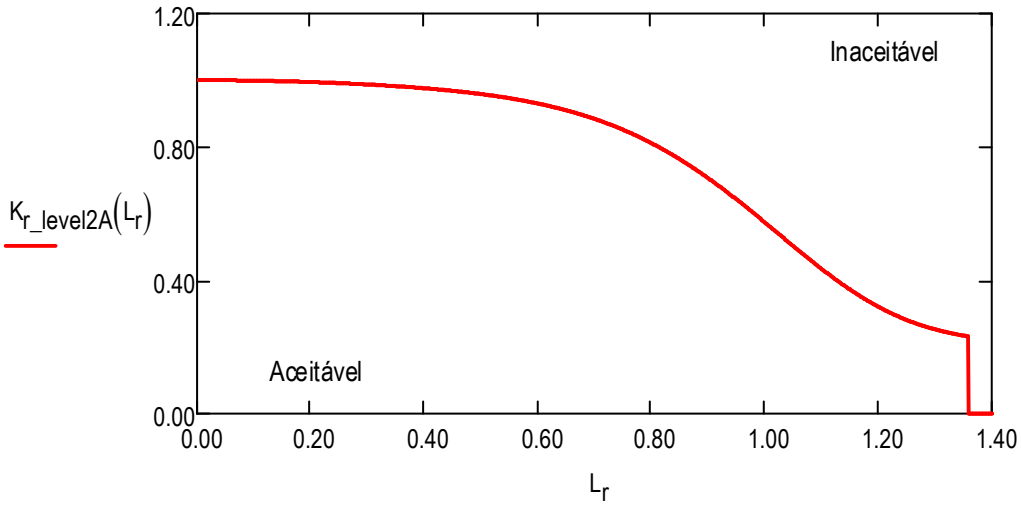
(mais restritivo)



4.2. Diagrama de Avaliação de Falha (FAD) - Nível 2A:

$$K_{r_level2A}(L_r) := \begin{cases} \left[\left(1 - 0.14L_r^{\,2}\right)\cdot\left(0.3 + 0.7e^{-0.65L_r^{\,6}}\right)\right] & \text{if } L_r < L_{r.max} \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

(menos restritivo)

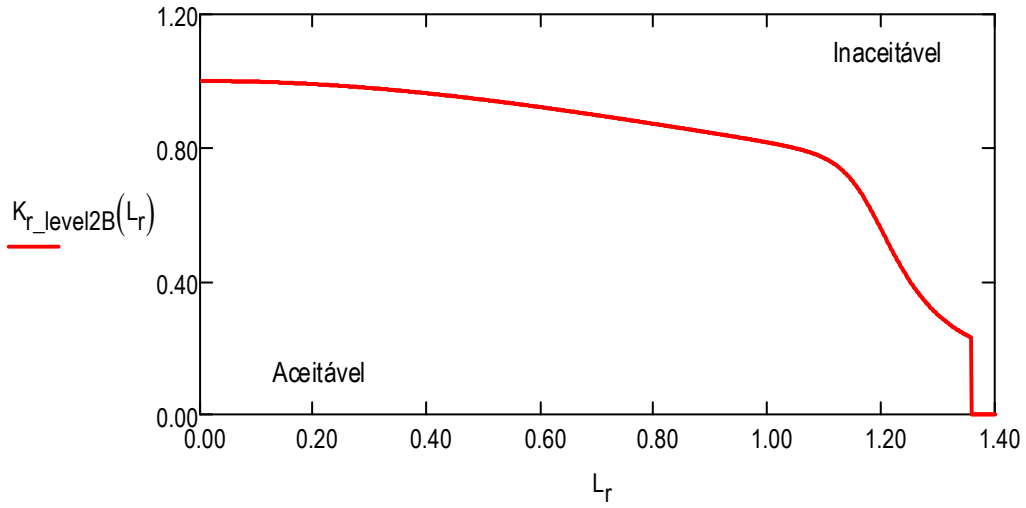


4.3. Diagrama de Avaliação de Falha (FAD) - Nível 2B:

Curva Tensão vs Deformação

$$K_{r_level2B}(L_r) := \begin{cases} \left(\frac{E \cdot linterp(\sigma_V, \varepsilon_V, L_r \cdot SMYS)}{L_r \cdot SMYS} + \frac{L_r^{3} \cdot SMYS}{2E \cdot linterp(\sigma_V, \varepsilon_V, L_r \cdot SMYS)} \right)^{-0.5} & \text{if } L_r < L_{r.max} \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

(menos restritivo)



Ref.[1] - Anexo P - Tensão de Referência

5. Fator Intensidade de Tensão - Anexo M da Ref [1]:

Ref.[1] - M.3.2 - Mm e Mb para defeito superficial circunferencial externo em um cilindro

Ref.[1] - Tabela M.4 - Mm e Mb para defeito superficial axial interno em um cilindro

Ref.[1] - Tabela M.5 - Mm e Mb para defeito superficial circunferencial interno em um cilindro

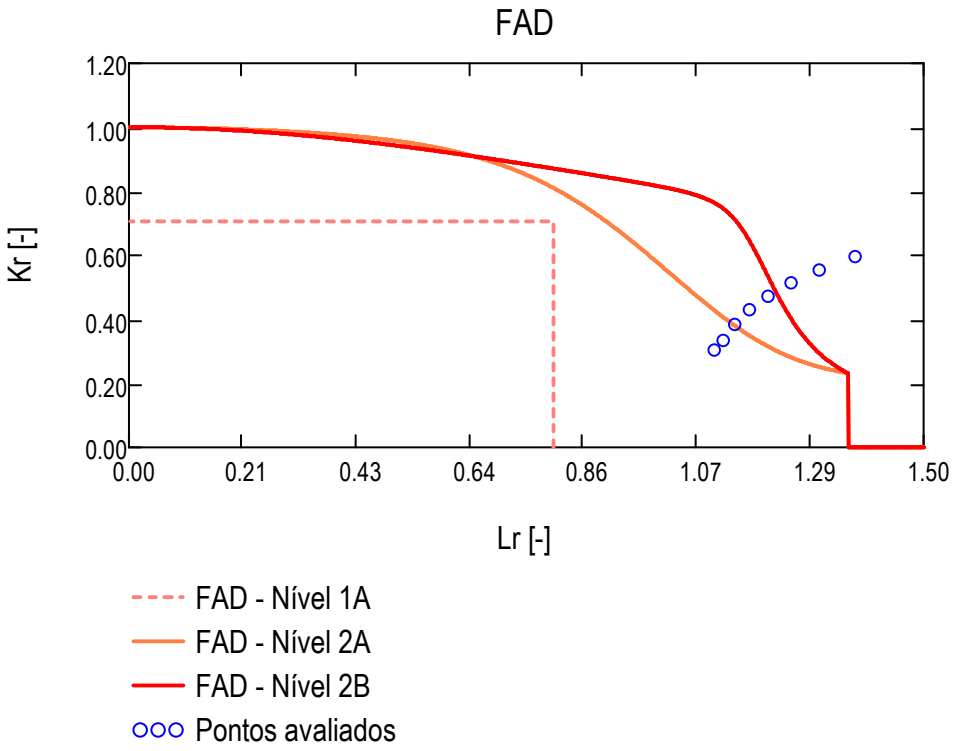
Rotinas Internediárias

6. Razão de Fratura - Seção 7.3.5 da Ref [1]:

Ref. [1] - Seção 7.3.5 - Razão de Fratura

7. Resultados:

Ilustração dos pontos avaliados:



Referências:

[1] British Standard, BS 7910: Guide on methods for Assessing the Acceptability of Flaw in Metallic Structures, 2005.
[2] Det Norske Veritas, DNV-RP-C203: Fatigue Design of Offshore Steel Structures, Outubro/2011.
[3] Anderson, T. L.; *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, 3rd Edition, Boca Raton, CRC Press, 2005.
[4] MATHCAD Help, Versão 14.0 M020; Parametric Technology Corporation, Needham, MA, 2007.

Apêndice VII - Análise Estocástica

Avaliação Crítica de Engenharia

Simulações de Monte Carlo

1. Dados de entrada:

Número de avaliações geradas:

$N := 1000$

Cota "a":

$mx_a := 9$

$sx_a := 3$

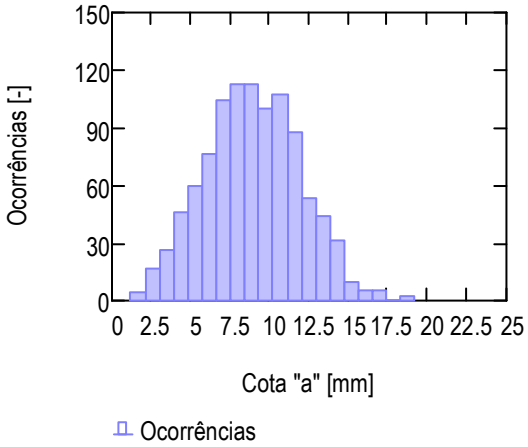
$\delta x_a := \frac{sx_a}{mx_a} = 0.333$

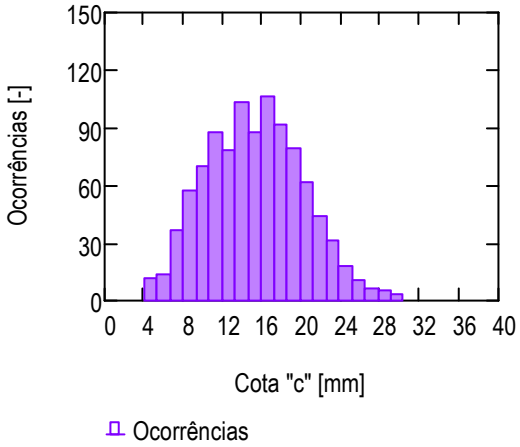
Cota "c":

$mx_c := 15$

$sx_c := 5$

$\delta x_c := \frac{sx_c}{mx_c} = 0.333$





$a_{defeito} := sw_a\,mm$

$P_{m_i} := 484 \cdot MPa$

$L_{r.p_i} := \frac{\sigma_{ref.SC}\left(a_{defeito_i}, c_{defeito_i}, P_{m_i}, P_{b_i}\right)}{SMYS}$

$H_{L.r.p} := histogram\left(nn, L_{r.p}\right)$

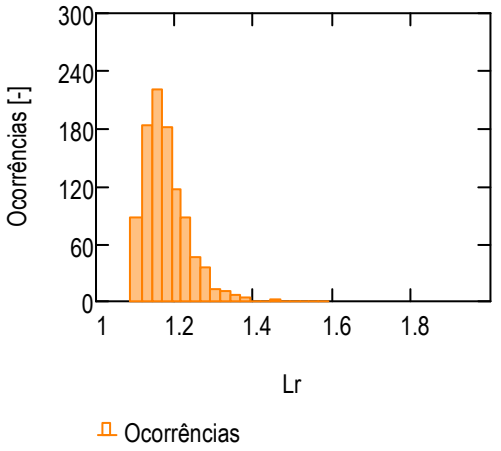
$c_{defeito} := sw_c\,mm$

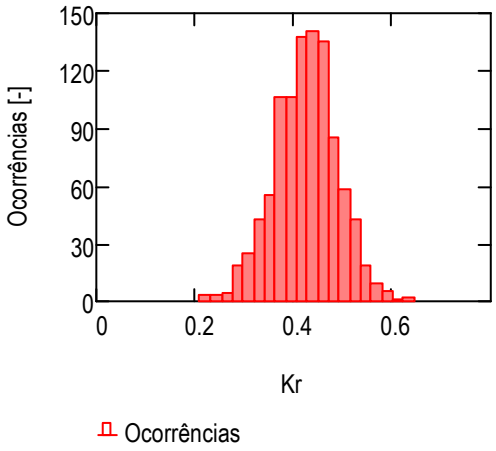
$P_{b_i} := 2 \cdot MPa$

$K_{r.p_i} := K_r\left(a_{defeito_i}, c_{defeito_i}, P_{m_i}, P_{b_i}\right)$

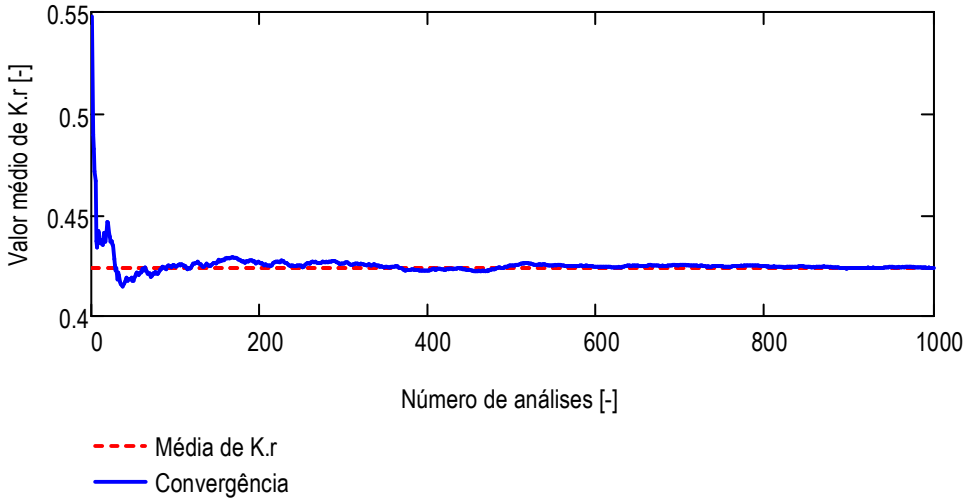
$H_{K.r.p} := histogram\left(nn, K_{r.p}\right)$

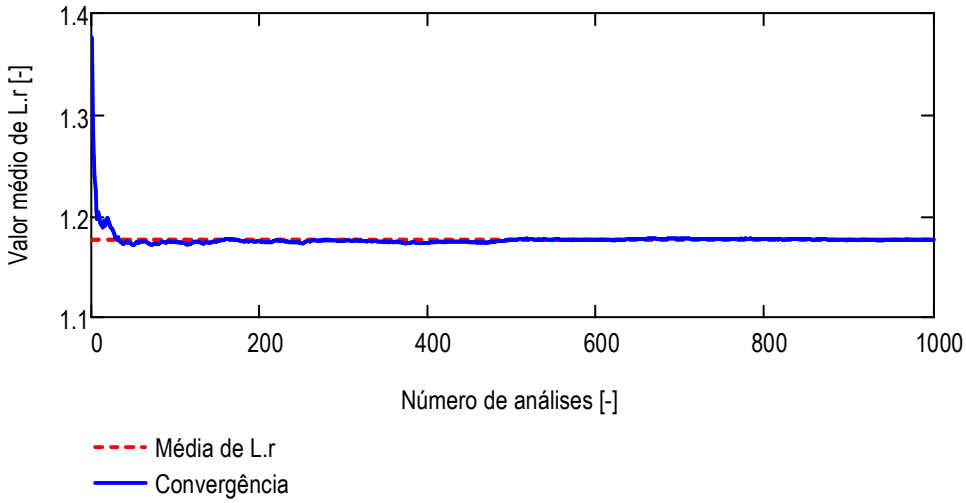
2. Resultados:

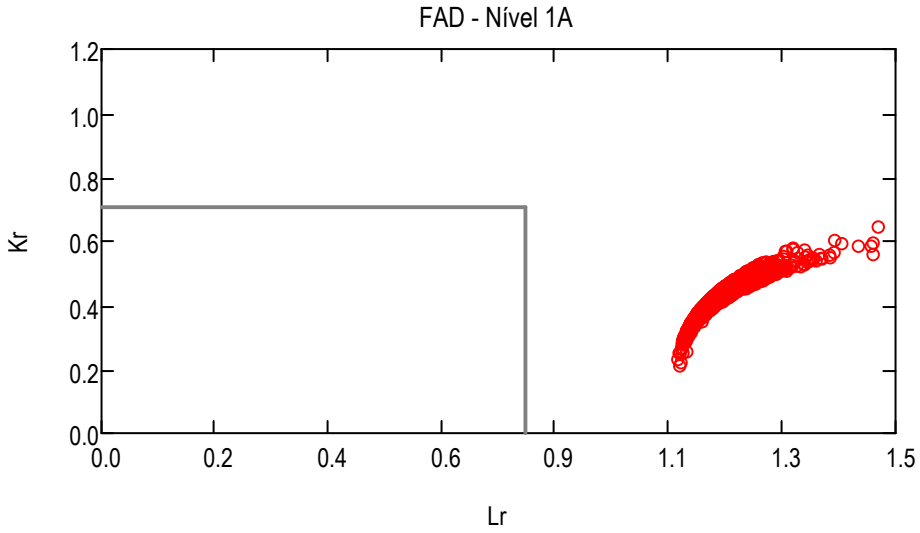




2.1. Convergência da análise:



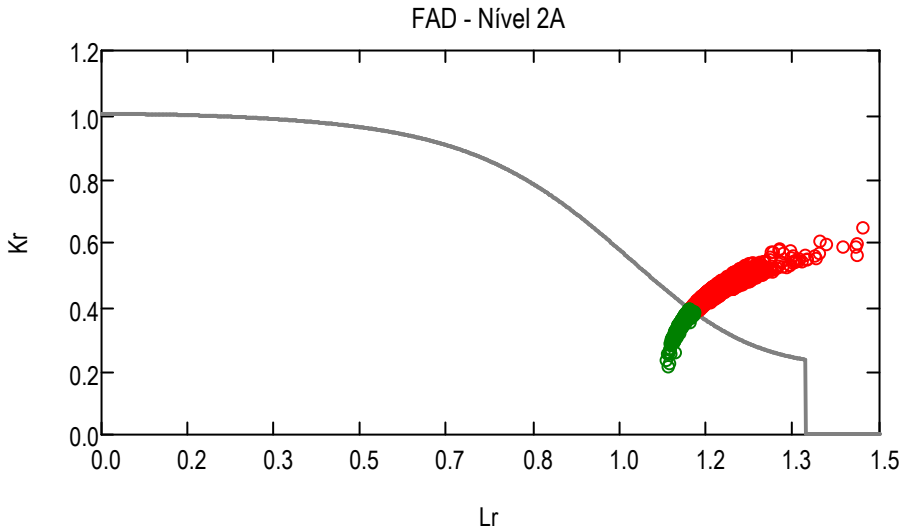


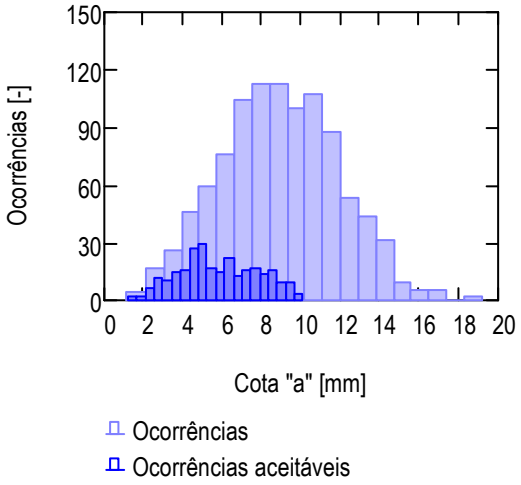


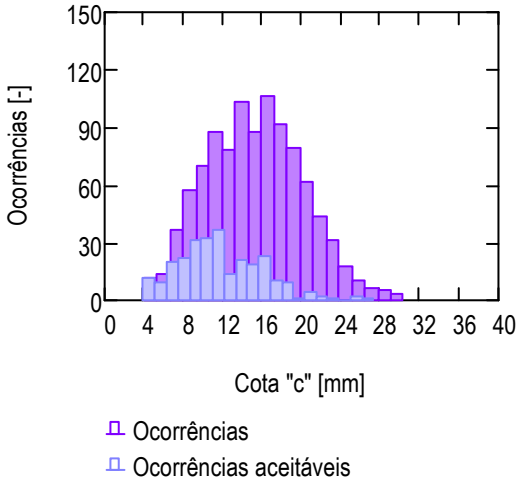
Probabilidade de falha:

$$reparo := N - \sum_{i=1}^{N} \text{IsNaN}\left(L_{p.out_i}\right) = 1000$$

$$p_reparo := \frac{reparo}{N} = 100 \cdot \%$$



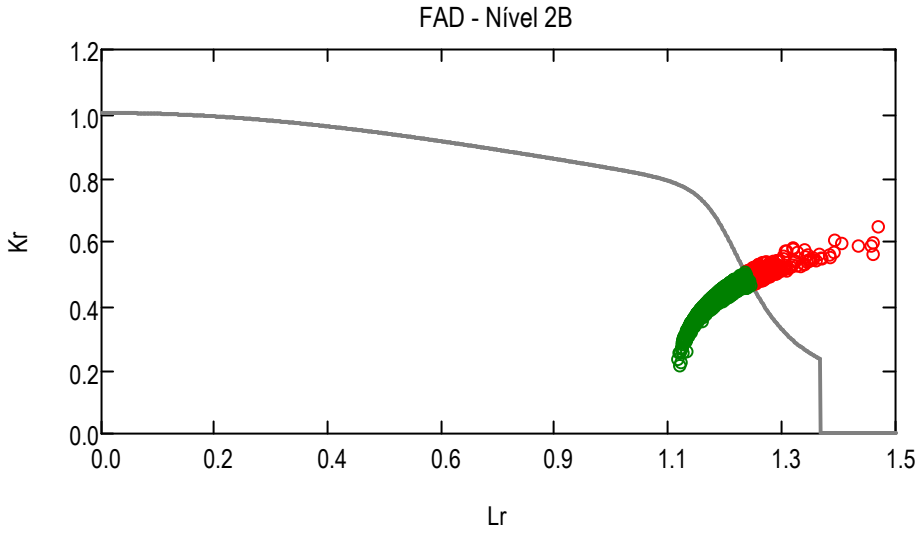


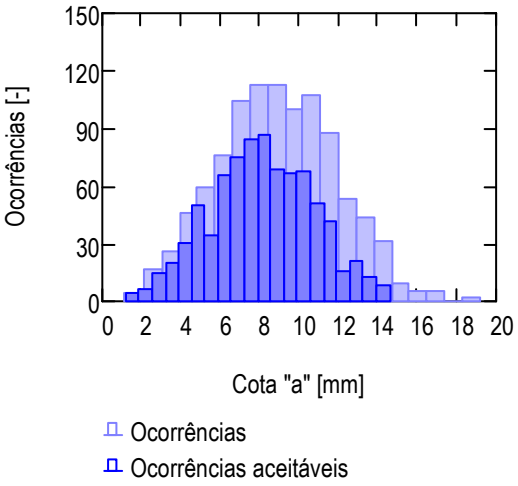


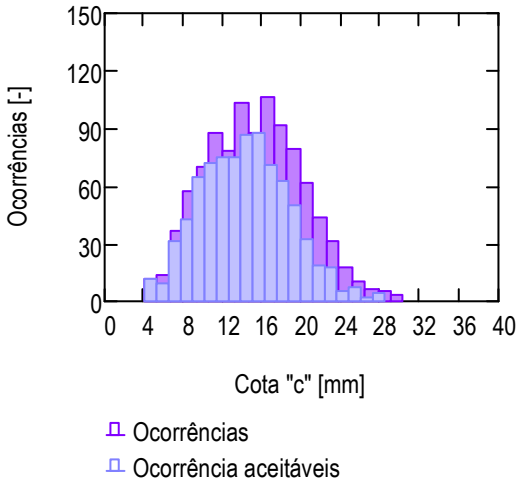
Probabilidade de falha:

$$reparo := N - \sum_{i=1}^{N} IsNaN\left(L_{p.out_i}\right) = 732$$

$$p_reparo := \frac{reparo}{N} = 73.2 \cdot \%$$







Probabilidade de falha:

$$reparo := N - \sum_{i=1}^{N} IsNaN\left(L_{p.out_i}\right) = 175$$

$$p_reparo := \frac{reparo}{N} = 17.5 \cdot \%$$

2.2. Sensibilidades:

$$a(x,y) := slope(x,y)$$

$$b(x,y) := intercept(x,y)$$

$$a_{a.K} := a\left(\frac{a_{defeito}}{mm}, K_{r.p}\right) = 0.01592$$

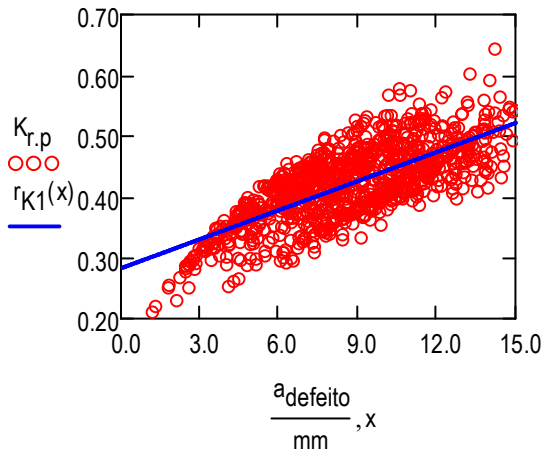
$$b_{a.K} := b\left(\frac{a_{defeito}}{mm}, K_{r.p}\right) = 0.28310$$

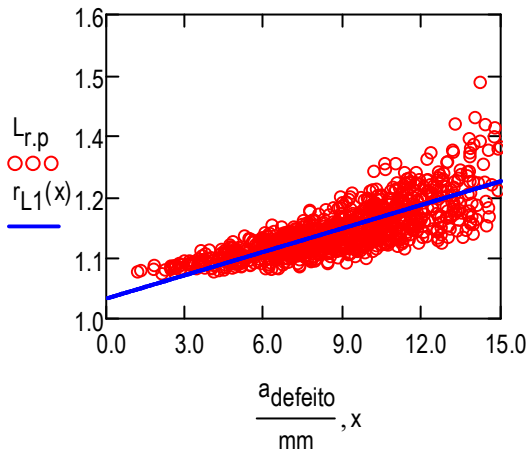
$$r_{K1}(x) := a_{a.K} \cdot x + b_{a.K}$$

$$a_{a.L} := a\left(\frac{a_{defeito}}{mm}, L_{r.p}\right) = 0.01542$$

$$b_{a.L} := b\left(\frac{a_{defeito}}{mm}, L_{r.p}\right) = 1.03987$$

$$r_{L1}(x) := a_{a.L} \cdot x + b_{a.L}$$



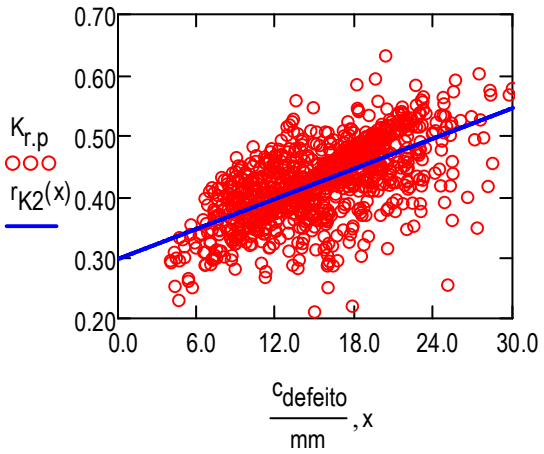


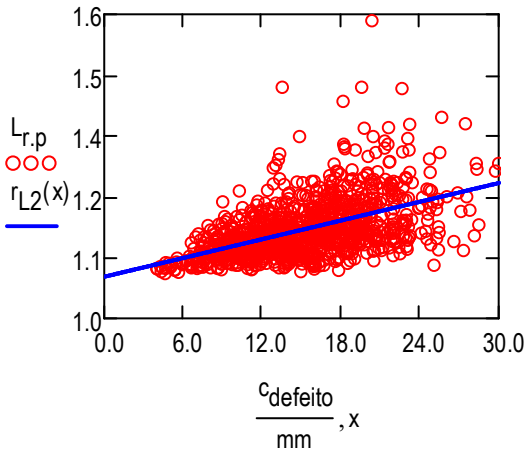
$$a_{c.K} := a\left(\frac{c_{defeito}}{mm}, K_{r.p}\right) = 0.00826 \qquad b_{c.K} := b\left(\frac{c_{defeito}}{mm}, K_{r.p}\right) = 0.29813$$

$$r_{K2}(x) := a_{c.K} \cdot x + b_{c.K}$$

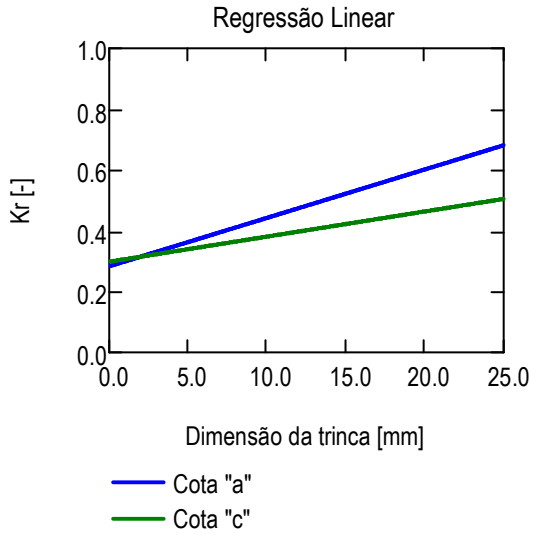
$$a_{c.L} := a\left(\frac{c_{defeito}}{mm}, L_{r.p}\right) = 0.00616 \qquad b_{c.L} := b\left(\frac{c_{defeito}}{mm}, L_{r.p}\right) = 1.08246$$

$$r_{L2}(x) := a_{c.L} \cdot x + b_{c.L}$$

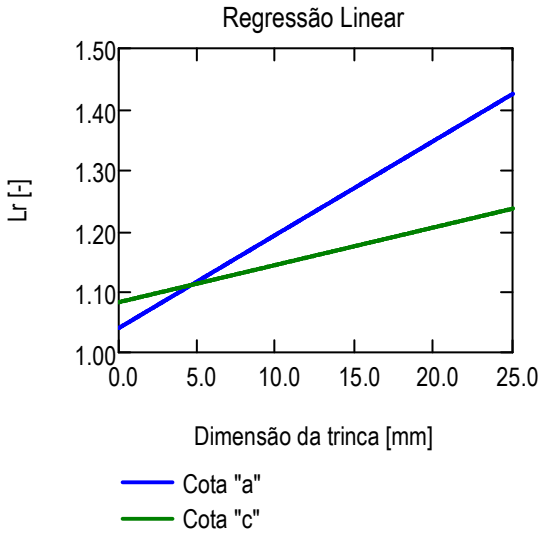




Resumo K.r.p:



Resumo L.r.p:



Apêndice VIII - Cálculo da Propagação da Trinca

Modelos de Propagação de Trinca

1. Dados de Entrada:

Tensão de escoamento: $SMYS := 448MPa$

Tensão última: $SMTS := 608MPa$

CTOD mat: $CTOD_{mat} := 0.317mm$

$Análises := 8$

Tamanho inicial da trinca: $a := 9mm$ $c := 15mm$ $\frac{c}{a} = 1.7$

Dados da curva CTOD-R

$$\Delta ctod_a(a) := -0.00009 \cdot a^4 + 0.00329 \cdot a^3 - 0.03564 \cdot a^2 + 0.22457 \cdot a - 0.49446$$

$$\Delta ctod_c(c) := 0.00000 \cdot c^4 c - 0.00004 \cdot c^3 + 0.00201 c^2 - 0.01975 \cdot c + 0.18327$$

2. Programa para o Cálculo da Propagação da Trinca:

Programa para o Cálculo da Propagação da Trinca

3. Diagramas FAD:

Valor máximo admissível para Lr - Ref.[1]: $L_{r.max} := \frac{SMTS}{SMYS} = 1.357$

3.1. Diagrama de Avaliação de Falha (FAD) - Level 1A:

$$K_{r_level1A} := \begin{pmatrix} 0 & 0.8 \\ 0.707 & 0.8 \\ 0.707 & 0 \end{pmatrix}$$

3.2. Diagrama de Avaliação de Falha (FAD) - Level 2A:

$$K_{r_level2A}(L_r) := \begin{cases} \left[\left(1 - 0.14 L_r^2\right) \cdot \left(0.3 + 0.7 e^{-0.65 L_r^6}\right)\right] & \text{if } L_r < L_{r.max} \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

3.3. Diagrama de Avaliação de Falha (FAD) - Level 2B:

Curva Tensão vs Deformação

$$K_{r_level2B}(L_r) := \begin{cases} \left(\frac{E \cdot linterp(\sigma_V, \varepsilon_V, L_r \cdot SMYS)}{L_r \cdot SMYS} + \frac{L_r^3 \cdot SMYS}{2E \cdot linterp(\sigma_V, \varepsilon_V, L_r \cdot SMYS)}\right)^{-0.5} & \text{if } L_r < L_{r.max} \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

4. Resultados:

$L_{r.p_{ciclo}} := L_{rr}(a_{ciclo}, c_{ciclo}, P_m, P_b)$

$K_{r.p_{ciclo}} := K_r(a_{ciclo}, c_{ciclo}, P_m, P_b)$

check := for $i \in 1..Análises$

if $K_{r.p_i} \le K_{r_level2B}(L_{r.p_i})$

nciclo ← num2str(i)

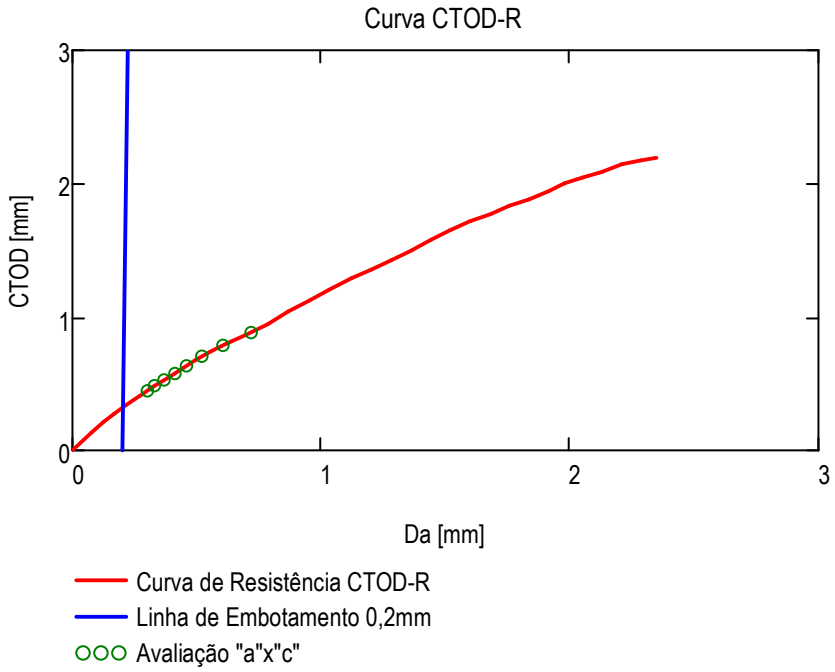
aciclo ← num2str$\left(\frac{a_i}{mm}\right)$

cciclo ← num2str$\left(\frac{c_i}{mm}\right)$

"Ok!"

concat("O duto falhará no ", nciclo, "º ciclo, com defeito a=", aciclo, "mm por c=", cciclo, "mm.") otherwis

check = "O duto falhará no 7º ciclo, com defeito a=11.39mm por c=16.53mm."



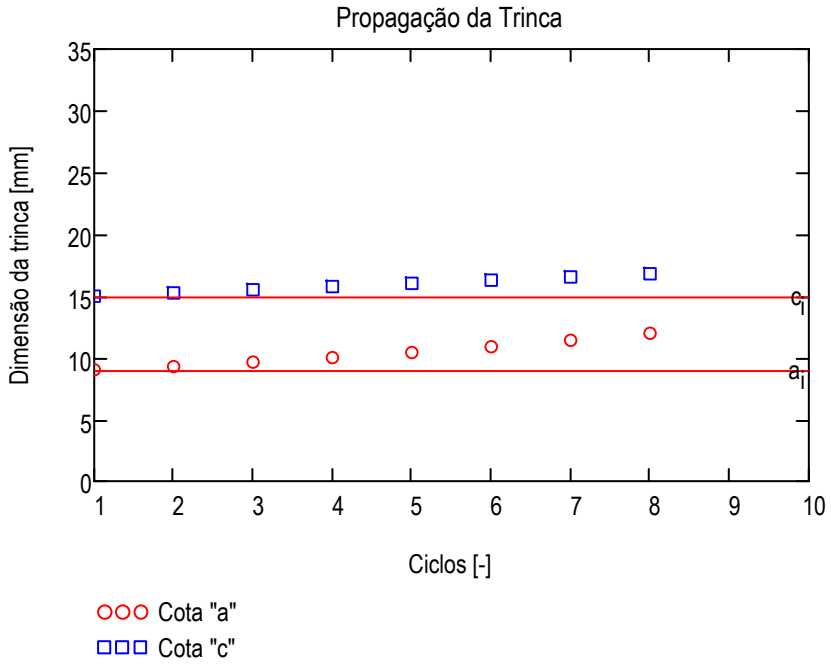


Ilustração dos pontos avaliados:

$$L_{r.p_{ciclo}} := L_{rr}\left(a_{ciclo}, c_{ciclo}, P_m, P_b\right) \qquad K_{r.p_{ciclo}} := K_r\left(a_{ciclo}, c_{ciclo}, P_m, P_b\right)$$

