



ANÁLISE PROBABILÍSTICA DA FALHA POR COLAPSO DE *RISERS* E DUTOS
SUBMARINOS CORROÍDOS

Nara Guimarães Victor de Oliveira

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Rio de Janeiro
Setembro de 2017

ANÁLISE PROBABILÍSTICA DA FALHA POR COLAPSO DE *RISERS* E DUTOS
SUBMARINOS CORROÍDOS

Nara Guimarães Victor de Oliveira

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Examinada por:

Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D

Prof. Marcelo Igor Lourenço de Souza, D.Sc.

Prof. Luís Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
SETEMBRO DE 2017

Oliveira, Nara Guimarães Victor de
Análise Probabilística da Falha por Colapso de Risers
e Dutos Submarinos Corroídos/ Nara Guimarães Victor de
Oliveira – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017

XIII, 85 ,p::il 29,7 cm

Orientador: Theodoro Aunton Netto

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa
de Engenharia Oceânica, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 82-85

1. Colapso 2. Confiabilidade 3. Dutos Submarinos
corroídos. I. Netto, Theodoro Antoun. II. Universidade
Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de
Engenharia Oceânica. III. Título

AGRADECIMENTOS

À Deus por colocar tantas pessoas incríveis na minha caminhada, tornando toda e qualquer dificuldade mais fácil de ser superada.

À minha mãe pelo amor incondicional e torcida.

Ao meu pai, amigo, companheiro e sócio, que me apoiou 100% mesmo sabendo que isso iria triplicar suas tarefas.

À minha irmã, Renata Victor, que foi um exemplo de determinação na conclusão de seu mestrado e sempre esteve rezando por mim.

Ao meu marido e amigo Leonardo Monteiro, pela paciência e incentivo diários.

Às minhas amigas Thais Oliveira, Renata Costa e Giselle Morabito que me acompanharam diariamente de perto e de longe, me incentivando e me animando em todos os dias que pedi socorro.

À minha amiga Caroline Ferraz, que escutou pacientemente todos os lamentos e reclamações e me deu em troca muito carinho, incentivo e coragem.

Ao professor Theodoro Aunton Netto pela orientação, dedicação, paciência e amizade ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

A todos do Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE (LTS) pelo apoio na parte experimental e teórica. À Agência Nacional de Petróleo pela disponibilidade da bolsa de estudo que me permitiu retornar ao mestrado.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ANÁLISE PROBABILÍSTICA DA FALHA POR COLAPSO DE *RISERS* E DUTOS SUBMARINOS CORROÍDOS

Nara Guimarães Victor de Oliveira

Setembro/2017

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Programa: Engenharia Oceânica

Oleodutos e gasodutos estão entre os principais ativos de operadoras. Diversas empresas vêm alterando seus procedimentos para garantir a integridade estrutural de seus dutos e *risers* submarinos. Enquanto que no passado eram utilizados modelos que incorporavam fatores empíricos de segurança e inspeções periódicas, atualmente verifica-se a tendência do uso de modelos que levam em consideração conceitos de confiabilidade estrutural, visando estabelecer a periodicidade das inspeções com base em análises de risco. Em geral, as normas apresentam recomendações que podem resultar em análises excessivamente conservadoras ou mesmo não conservadoras, dependendo do grau de incerteza dos parâmetros que afetam o modo de falha considerado. Para uma avaliação mais consistente da integridade de dutos com defeitos, análises estocásticas são recomendadas.

A presente pesquisa visa analisar o colapso sob pressão externa de dutos submarinos com defeitos de corrosão. São aplicados conceitos de confiabilidade estrutural, em conjunto com funções de estado limite, para avaliar a probabilidade de falha e a estimativa de vida residual de dutos após detectados defeitos através de inspeções periódicas. Os modelos de confiabilidade desenvolvidos levam em conta as propriedades dos materiais, os parâmetros geométricos e operacionais dos dutos, as medições dos eventuais defeitos e as suas respectivas incertezas.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.).

PROBABILISTIC ANALYSIS OF THE COLLAPSE FAILURE OF CORRODED
PIPELINE AND RISERS

Nara Guimarães Victor de Oliveira

September/2017

Advisor: Theodoro Antoun Netto

Department: Ocean Engineering

Oil and gas offshore pipelines are one of the main components of a subsea system. . In this scenario, many companies have changed their procedures to ensure the structural integrity of their pipelines - from a model that incorporates empirical safety factors and periodic inspections to another, based on methods that consider concepts of structural reliability to establish risk based inspections. In general, some rules present recommendations that may result in conservative or non-conservative analyses depending on the degree of uncertainty of the parameters affecting the considered failure mode. Stochastic analyses are recommended for a more consistent evaluation of corroded pipelines integrity.

This approach provides a method to analyze the collapse of corroded submarines pipelines under external pressure. Concepts of structural reliability are applied with limit state functions to evaluate failure probability and the detrimental effect of corrosion damages on the pipelines. This reliability model consider material properties, geometric and operational parameters of pipelines, defects inspections and their uncertainties.

SUMÁRIO

1	Introdução	1
1.1	Considerações gerais.....	1
1.2	Motivação	1
1.3	Objetivos.....	3
1.4	Estrutura da dissertação.....	4
2	Revisão bibliográfica.....	5
2.1	Corrosão.....	5
2.1.1	Formas de corrosão.....	5
2.1.2	Localização da corrosão	8
2.1.3	Taxas de corrosão linear	9
2.2	Inspeção e medição	12
2.2.1	Métodos de inspeção.....	12
2.2.2	Incertezas da medição.....	12
2.2.3	Erros de medição.....	15
2.3	Colapso de dutos intactos	17
2.3.1	Normas para cálculo da pressão de colapso.....	19
2.3.2	Cálculo da Pressão de Colapso pela DNV-OS-F101	21
2.4	Colapso de dutos com defeito de corrosão	23
2.5	Variáveis aleatórias	28
2.5.1	Valores característicos da variável aleatória	29
2.6	Confiabilidade.....	30
2.6.1	Incertezas	31

2.6.2	Confiabilidade de dutos	32
3	Testes experimentais	35
3.1	Descrição das amostras	35
3.2	Identificação dos dutos e mapeamento;	35
3.3	Caracterização do material.....	37
3.4	Simulação dos defeitos de corrosão nos dutos	40
3.5	Teste de colapso	43
4	Análise numérica	49
4.1	Geometria e condições de contorno.....	49
4.2	Malha de elementos finitos	50
4.3	Carregamento.....	52
4.4	Propriedade do material	54
4.5	Correlação numérico-experimental	56
5	Estudo da formulação proposta por Netto (2010)	59
5.1	Incerteza do modelo	62
5.2	Análise de sensibilidade	64
6	Análise de integridade de dutos corroídos	68
6.1	Parâmetros aleatórios	68
6.2	Taxa de corrosão.....	68
6.3	Função de falha.....	69
6.4	Método Monte Carlo Simples	71
7	Estudo de caso	72
7.1	Análise determinística	73

7.2	Análise de confiabilidade.....	77
8	Conclusões	80
9	Recomendações para Trabalhos futuros.....	81
10	Referências	82

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Resumo da base de dados do PARLOC (2001)	2
Figura 2 - Corrosão uniforme em tubo enterrado	6
Figura 3 - Corrosão em placas em tubo aço-carbono	6
Figura 4 - Corrosão alveolar	6
Figura 5 - Corrosão por Pit em aço inox.....	7
Figura 6 - Corrosão sob tensão fratante em tubo de aço inox AISI 304.....	7
Figura 7 - Corrosão filiforme: filamentos em torno do risco na chapa de aço carbono pintada	8
Figura 8 - Esfoliação em tubo de aço-carbono.....	8
Figura 9 – Corrosão na superfície externa (esquerda) e interna (direita) do duto.....	9
Figura 10 – Janela de detecção (BISAGGIO, 2014)	14
Figura 11 – Erro de medição sistemático (BISAGGIO, 2014)	15
Figura 12 – Curva representativa do erro de medição (BISAGGIO, 2014)	16
Figura 13 - Banda de variação de erro medido e a probabilidade correspondente (BISAGGIO, 2014).....	17
Figura 14 – (a) defeito de corrosão com dimensões determinísticas e (b) defeito de corrosão com profundidade representada por uma distribuição de probabilidade. (Adaptado de DNV, 2009)	17
Figura 15 – Pressão de colapso das normas, aços API X52, X65 e X77 (FROUFE, 2006).....	20
Figura 16 - Pressão de colapso em função de I/D (FERRAZ, 2007).....	24
Figura 17 – Pressão de colapso em função de $c/\pi D$ (FERRAZ, 2007).....	24
Figura 18 – Modos de colapso: (a) modo “flat”; (b) modo-U1; (c) modo U-2; (d) modo “Pêra”; (e) modo-U3 (NETTO, 2007)	26
Figura 19 – Função densidade de probabilidade (VANHAZEBROUCK, 2008).....	29
Figura 20 - Função cumulativa de probabilidade (VANHAZEBROUCK, 2008).....	29
Figura 21 – Croqui das seções transversais da medição.....	36
Figura 22- Croqui da medição ao longo da circunferência	36

Figura 23 – Corpo de prova na Instron / Corpo de prova com strangage / Sistema de aquisição de dados dedicados à Instron	38
Figura 24 – Croqui dos corpos de prova	38
Figura 25 – TP7: Curva tensão verdadeira x deformação logarítmica	39
Figura 26 – TP8: Curva tensão verdadeira x deformação logarítmica	40
Figura 27 – Croqui do defeito nas amostras para teste de colapso (adaptado de NETTO, 2009)	40
Figura 28 – Posição do defeito	41
Figura 29 – Usinagem do tubo	41
Figura 30 – Usinagem do tubo	42
Figura 31 – Medição da geometria do defeito	42
Figura 32 – Sistema de aquisição de dados / Câmara hiperbárica	43
Figura 33 – Tubo no interior da câmara hiperbárica.....	44
Figura 34 – Tampa de vedação para o teste de colapso	44
Figura 35 - Vedação do tubo para o teste de colapso.....	45
Figura 36 – TP7-22I: Gráfico da pressão de colapso	45
Figura 37 – TP8-30D: Gráfico da pressão de colapso	46
Figura 38 – Modo de colapso Flat	47
Figura 39 – Modo de colapso U1.....	48
Figura 40 – Modo de Colapso tipo U3	48
Figura 41 – Condições de contorno no modelo numérico	50
Figura 42- Vista longitudinal da malha do modelo numérico ($l/D=2$).....	51
Figura 43 – Vista transversal da malha do modelo numérico.....	51
Figura 44 – Refinamento da malha na região do defeito.....	52
Figura 45 - Vista transversal da malha na região do defeito	52
Figura 46 – Vista geral do carregamento do modelo numérico.....	53
Figura 47 – Carregamento do modelo numérico na região do defeito	54
Figura 48 – TP7: Deformação plástica logarítmica.....	55
Figura 49 – TP8: Deformação plástica logarítmica.....	55

Figura 50 – Modo de colapso Flat no modelo numérico.....	57
Figura 51 – Modelo de colapso U-1 no modelo numérico.....	57
Figura 52 – Modo de colapso U-3 no modelo numérico.....	57
Figura 53 - Gráfico P_{COR}/P_{CO} experimentais e numérico	60
Figura 54 – Histograma do Bias	63
Figura 55 – Ajuste de distribuição ao histograma do Bias.....	64
Figura 56 – Gráfico: P_{cor}/P_{co} vs Variação percentual dos parâmetros.....	66
Figura 57 – Diagrama de tornado de P_{co}/P_{cor}	67
Figura 58 – Probabilidade de falha ao longo de 26 anos	78

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Influência da posição do defeito em relação a ovalização na pressão de colapso (NETTO, 2007).....	25
Tabela 2 - Parâmetros no modelo probabilístico (DNV-RP-F101, 2010)	33
Tabela 3 – Resumo dos parâmetros geométricos.....	37
Tabela 4 – Resumo da geometria e instrumentação dos corpos de prova	38
Tabela 5 – Propriedade do material	39
Tabela 6 – Resumo das dimensões dos defeitos.....	43
Tabela 7 – Pressão e modo de colapso por tubo	47
Tabela 8 – Refinamento de malha adotado em cada direção	51
Tabela 9 – Cálculo do fator de carga axial equivalente.....	53
Tabela 10 – Propriedades do material do modelo numérico	55
Tabela 11 – Comparação entre experimentos e análise numérica	56
Tabela 12 – Comparação do cálculo de P_{COR}/P_{CO}	58
Tabela 13 – Dados experimentais e cálculo da fórmula.....	61
Tabela 14 – Dados do histograma do Bias.....	63
Tabela 15 – Média, desvio padrão e variância do bias	64
Tabela 16 – Valores médios e variação testados dos parâmetros.....	65
Tabela 17 – Parâmetros das variáveis aleatórias do estudo de caso	72
Tabela 18 – Especificação do PIG instrumentado (Oliveira. 2016).....	72
Tabela 19 – Parâmetros do defeito de corrosão identificados na inspeção e taxa de corrosão da profundidade do defeito.....	73
Tabela 20 – Cálculo determinístico para o defeito 1	74
Tabela 21 - Cálculo determinístico para o defeito 2	75
Tabela 22 - Cálculo determinístico para o defeito 3	76
Tabela 23 - Cálculo determinístico para o defeito 4	77
Tabela 24 – Estudo de caso: Probabilidade de falha ao longo dos anos.....	78

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações gerais

Oleodutos e gasodutos estão entre os principais ativos de operadoras. Um acidente nas linhas submarinas pode resultar na parada da operação ou danos ao meio ambiente, em caso de vazamento. Certamente tais consequências geram um enorme prejuízo financeiro associado à perda de receita e ações para mitigação dos danos ambientais. Assim sendo, é necessário que se invista em um plano de inspeção e manutenção dos dutos ao longo de suas vidas úteis visando a prevenção de acidentes.

Diversas empresas vêm alterando seus procedimentos para garantir a integridade estrutural de seus dutos e *risers* submarinos. Enquanto que no passado eram utilizados modelos que incorporavam fatores empíricos de segurança e inspeções periódicas, atualmente verifica-se a tendência do uso de modelos que levam em consideração conceitos de confiabilidade estrutural, visando estabelecer a periodicidade das inspeções com base em análises de risco. Em geral, as normas apresentam recomendações que podem resultar em análises excessivamente conservadoras ou mesmo não conservadoras, dependendo do grau de incerteza dos parâmetros que afetam o modo de falha considerado. Para uma avaliação mais consistente da integridade de dutos com corrosão, análises estocásticas são recomendadas.

1.2 Motivação

O volume de oleodutos e gasodutos vem aumentando constantemente nos últimos anos. A necessidade de uma parada na operação dessas linhas para manutenção pode resultar em altos prejuízos financeiros. Além disso, as exigências e preocupações acerca da preservação do meio ambiente estão a cada dia mais presentes.

As linhas submarinas estão sujeitas a diversos carregamentos, como pressão interna, pressão externa, corrente marinha, cargas térmicas, entre outras. Em águas profundas, a pressão externa é considerada o fator mais crítico, tornando o valor da pressão de colapso do duto, um dos principais parâmetros de projeto. O efeito da pressão externa se torna ainda mais crítico quando os dutos são despressurizados para manutenção. Outro momento crítico para cálculo de pressão de colapso é a

instalação das linhas que podem estar vazias de forma a reduzir seu peso, além de estarem sujeitas a flexão.

Para que não ocorra o colapso, o projeto do duto deve considerar a seleção da espessura da parede, definição de imperfeições geométricas aceitáveis e material, de forma que o mesmo resista à ação da pressão externa. No entanto, danos locais no duto devidos ao impacto ou queda de objetos, ovalização devida a flexão excessiva durante a instalação e redução da espessura de parede devido à corrosão, por exemplo, podem reduzir a resistência ao colapso dos dutos (FROUFE, 2006). Neste sentido, corrosão e trincas são grandes ameaças para risers e dutos de óleo e gás.

Um exemplo real dessa ameaça, pode ser visto em PARLOC (2001), onde é apresentado uma análise dos dados de frequências dos acidentes registrados no Mar do Norte, segundo alguns fatores como causa do acidente, localização do dano no duto, dimensão dos dutos e material transportado. A Figura 1 foi retirada desse estudo e mostra que dos 524 incidentes registrados, 248 ocorreram em dutos em operação e destes, 96 geraram um vazamento. As principais causas dos vazamentos foram a corrosão e defeitos do material, sendo responsáveis por 49 dos incidentes.

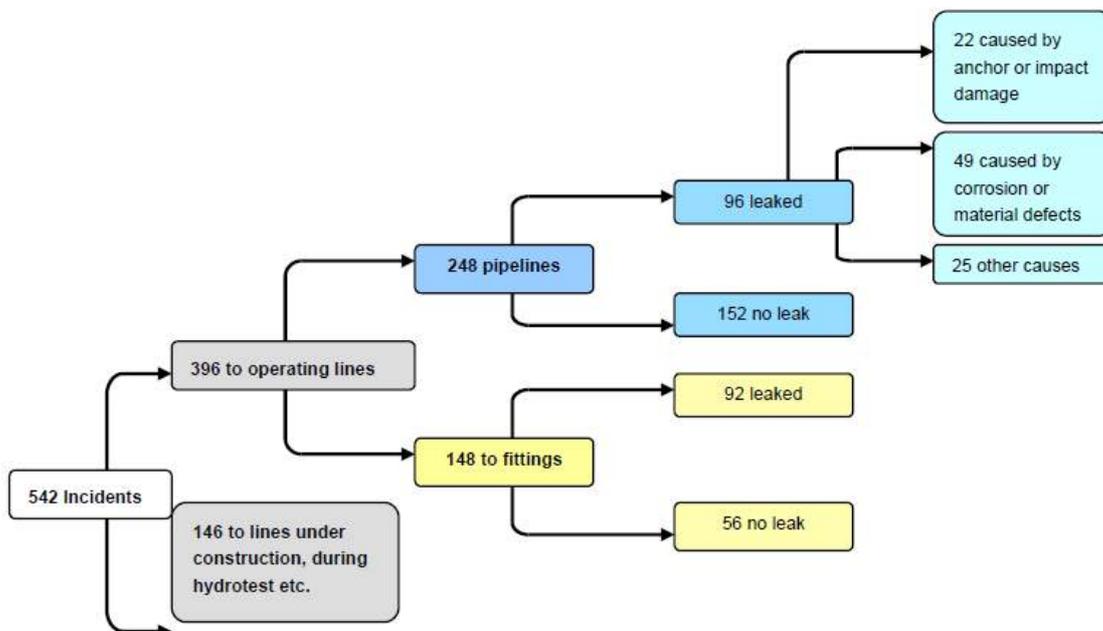


Figura 1 – Resumo da base de dados do PARLOC (2001)

A corrosão ainda é uma grande preocupação nos dutos offshore, rígidos e flexíveis. Estudos relacionados a confiabilidade de dutos submarinos com defeitos de corrosão, ao planejamento das inspeções e prevenção de acidentes são importantes e necessários para redução da ocorrência de incidentes.

1.3 Objetivos

Os objetivos da pesquisa apresentada nesta dissertação são:

1. Avaliação da formulação analítica proposta por NETTO (2010) para cálculo de pressão de colapso de dutos corroídos, submetidos à pressão externa, em suas faixas de aplicação.

Para melhor avaliação da formulação analítica, foram realizados experimentos de colapso puro em dutos corroídos em faixas de aplicação pouco testada ou não testada. Para validação dos testes experimentais foram desenvolvidos modelos numéricos baseados no método de elementos finitos para cálculo de pressão de colapso para dutos intacto e com corrosão.

Os resultados de testes experimentais realizados foram usados para aumentar a base de dados disponíveis da literatura de testes de colapso dentro da faixa de aplicação da formulação.

2. Desenvolver um método para calcular a probabilidade de colapso sob pressão externa de dutos submarinos com defeitos de corrosão ao longo de sua vida útil, usando conceitos de confiabilidade estrutural.

A metodologia proposta visa determinar quando a integridade dos dutos estará comprometida para que se possa prever um plano de inspeção e manutenção baseada em risco, do sistema de dutos submarinos, atendendo assim aos requisitos estabelecidos pelas agências reguladoras locais. As análises propostas levam em conta as incertezas nas propriedades do material, geometria do duto (espessura) e nos defeitos de corrosão (profundidade, largura e comprimento). A formulação de NETTO (2010) é usada para cálculo da pressão de colapso em dutos corroídos e o método de simulação de Monte Carlo são utilizados para obtenção da confiabilidade estrutural de dutos corroídos sob pressão hidrostática externa.

1.4 Estrutura da dissertação

No Capítulo 2 é feita uma revisão bibliográfica sobre os assuntos principais envolvidos nesta dissertação. No Capítulo 3, os testes experimentais são descritos por etapa. No Capítulo 4, a análise numérica em elementos finitos, reproduzindo os resultados dos testes, é apresentada.

No Capítulo 5, a equação utilizada para cálculo da pressão de colapso de dutos com defeito de corrosão é analisada, sendo apresentado uma comparação entre testes experimentais disponíveis na literatura mais os testes realizados nesta pesquisa e os cálculos realizados pela equação. Ainda neste capítulo, é feita uma análise de sensibilidade dos parâmetros da equação para cada faixa de aplicação.

No Capítulo 6, a metodologia proposta para análise de integridade de dutos corroídos é descrita. No Capítulo 7, um estudo de casos é apresentado.

No capítulo 8 é apresentada uma conclusão geral do trabalho realizado. E no capítulo 9, as referências bibliográficas utilizadas ao longo do desenvolvimento desta dissertação são listadas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Corrosão

A corrosão é um fenômeno que se apresenta em todos os materiais existentes. Por definição tem-se que ela é a degradação de um material, principalmente metal, por uma interação química ou eletroquímica com o meio ambiente. Esse processo pode estar aliado ou não a esforços mecânicos, causando alterações prejudiciais indesejáveis no metal, tais como, desgaste, variações químicas ou modificações estruturais, tornando-o inadequado para uso. (GENTIL, 2007).

A corrosão se deve a um processo químico chamado oxirredução, o que significa que ocorre uma reação de oxidação e redução nos metais. Neste processo, o metal cede elétrons que são recebidos por qualquer substância (oxidante) que se encontre no meio corrosivo. A reação química que causa a corrosão produz deterioração no material espontaneamente, mudando suas propriedades e levando a perda da resistência e durabilidade. Segundo GENTIL (2007), este fenômeno é de total importância na vida moderna, que não pode prescindir dos metais e suas ligas.

2.1.1 Formas de corrosão

As formas segundo as quais a corrosão pode manifestar-se são definidas principalmente pela aparência da superfície corroída, ou seja, sua morfologia. Sob este aspecto elas são classificadas como: corrosão por placas, corrosão alveolar, corrosão puntiforme ou por pite, corrosão intergranular ou intercrystalina, corrosão transgranular ou transcristalina, corrosão por esfoliação, corrosão devido ao empolamento pelo hidrogênio, corrosão galvânica e corrosão eletrolítica. (GENTIL, 2007, ABRACO)

A corrosão pode ser generalizada ou localizada e pode se apresentar em variadas formas e pode ser classificada através de sua aparência no metal corroído. As principais características, para sua classificação são:

- **Uniforme:** A corrosão encontra-se distribuída ao longo de toda a superfície da estrutura e é produzida pelo contato com o meio corrosivo, causando perda uniforme na espessura. É também conhecida como corrosão generalizada. Fácil de ser detectada por ser visível. (Figura 2)



Figura 2 - Corrosão uniforme em tubo enterrado

- **Por placa:** Localiza-se em alguns setores da superfície sendo não uniforme, formando placas ou cavidades de profundidade constante. É comum em metais que formam película inicialmente protetora, mas que, ao se tornarem espessas, fraturam e perdem aderência, expondo o metal a novo ataque. (Figura 3)



Figura 3 - Corrosão em placas em tubo aço-carbono

- **Alveolar:** Manifesta-se na superfície metálica produzindo cavidades com fundo arredondado e profundidade menor que o seu diâmetro. (Figura 4)

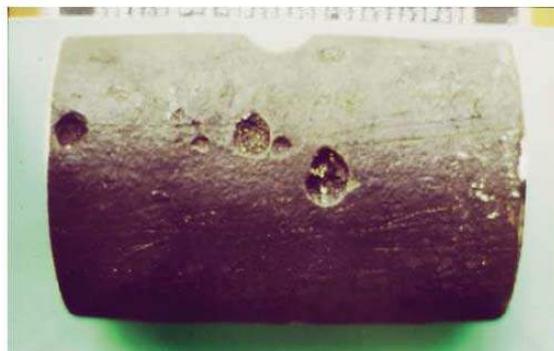


Figura 4 - Corrosão alveolar

- **Puntiforme ou por pites:** caracteriza-se por ser uma forma localizada na superfície metálica, comumente seu fundo tem forma angulosa e sua profundidade é maior que

seu diâmetro e praticamente não existe na maior parte da superfície metálica. Há perda de massa do metal, mas não de maneira uniforme. O pite pode atravessar completamente a espessura de uma chapa metálica. Ela é mais grave que a corrosão uniforme, porque é perfurante e mais difícil de ser detectada. (Figura 5)



Figura 5 - Corrosão por Pit em aço inox

- **Intergranular ou intercristalina:** A corrosão se produz entre grãos da rede cristalina do material metálico, o qual perde suas propriedades mecânicas e pode fraturar quando solicitado por esforços mecânicos, tendo-se a corrosão sob tensão fraturante. Os materiais mais susceptíveis são os aços inoxidáveis e as ligas de alumínio. (Figura 6)



Figura 6 - Corrosão sob tensão fraturante em tubo de aço inox AISI 304

- **Filiforme:** A corrosão filiforme se processa sob a forma de finos filamentos, mas não profundos, que se propagam em diferentes direções e que não se cruzam. Ocorre geralmente em superfícies metálicas revestidas com tintas ou com metais onde se dá o deslocamento do revestimento. Observa-se o problema com mais frequência quando a umidade relativa do ar supera 85%, e principalmente em revestimentos mais permeáveis a penetração de oxigênio e de água, ou ainda, quando o revestimento apresenta imperfeições. (Figura 7)



Figura 7 - Corrosão filiforme: filamentos em torno do risco na chapa de aço carbono pintada

- **Por esfoliação:** A corrosão se processa de forma paralela à superfície metálica. Este tipo de corrosão ocorre em chapas, cujos grãos foram achatados ou alongados. (Figura 8)



Figura 8 - Esfoliação em tubo de aço-carbono

2.1.2 Localização da corrosão

No caso de dutos submarinos, além da ação da corrosão associada à água do mar, que atua na superfície externa do duto, ainda é possível que o fluído transportado seja também corrosivo, causando perda de espessura na parede interna do duto. A perda de resistência estrutural do duto relacionada à perda de espessura será diferente nos casos de corrosão interna e externa (Figura 9), já que, sob efeito de flexão, a distribuição de tensões no duto é diferente na superfície interna e externa.



Figura 9 – Corrosão na superfície externa (esquerda) e interna (direita) do duto

2.1.3 Taxas de corrosão linear

Segundo AMARAL (2011), as taxas de corrosão para uma avaliação da vida útil de um duto devem ser consideradas. Essas taxas de corrosão expressam a velocidade do desgaste na superfície metálica. Os valores das taxas de corrosão podem ser expressos por meio da redução de espessura do material por unidade de tempo, como em mm/ano, ou em perda de massa por unidade de área por unidade de tempo.

Na avaliação da vida útil dos dutos é utilizada a redução de espessura por unidade de tempo, ou seja, o aumento de profundidade, largura e comprimento dos defeitos de corrosão ao longo do tempo. As taxas estão associadas aos métodos tradicionais de avaliação da resistência residual dos dutos, normalmente estando relacionadas também aos métodos estatísticos, ajudando assim a compor a avaliação de risco de um duto.

Segundo a pesquisa de BISAGGIO (2014), com a utilização de métodos probabilísticos, a taxa de corrosão (CR) pode ser facilmente incorporada ao modelo de confiabilidade, acrescentando uma incerteza com relação ao futuro tamanho do defeito, que se soma à incerteza da medição dos PIGs inteligentes.

VANHAZEVROUCK (2008) cita algumas referências como AHAMMED (1998) e SOUTHWELL (1976) nas considerações do efeito da corrosão no duto ao longo do tempo. O defeito de corrosão depende basicamente das características do material do duto, das propriedades do fluido transportado e do ambiente a sua volta. A taxa de corrosão é inicialmente alta e tende a diminuir gradualmente e em alguns casos estabilizar. Baseada nessa hipótese, a taxa de crescimento do defeito de corrosão em seu estado estacionário, pode ser dada por:

$$R_d = \frac{\Delta d}{\Delta T} \quad [1]$$

$$R_a = \frac{\Delta a}{\Delta T} \quad [2]$$

onde R_d é a taxa de corrosão em seu estado estacionário na direção da profundidade do defeito ou taxa de corrosão radial, e R_a é a taxa de corrosão em seu estado estacionário na direção do comprimento do defeito, ou taxa de corrosão longitudinal. Δd é a diferença entre duas medidas de profundidade do defeito, Δa é a diferença entre duas medidas de comprimento do defeito e ΔT é a diferença de tempo entre duas destas medidas.

Os valores de R_d e R_a são utilizados para estimar a profundidade (d) e comprimento (a) do defeito em qualquer tempo no futuro, de acordo com as seguintes equações:

$$d = d_o + R_d \cdot (T - T_o) \quad [3]$$

$$a = a_o + R_a \cdot (T - T_o) \quad [4]$$

onde, d_o e a_o são respectivamente os valores medidos de profundidade e comprimento do defeito no T_o , sendo que T_o é o tempo da última inspeção do duto analisado.

TIMASEHV e BUSHINKAY (2010) apresentam três metodologias que consideram a taxa de corrosão linear e que são usualmente empregadas pela indústria. A primeira considera a medida de um dos defeitos individualmente e para cálculo da taxa de corrosão (CR) são consideradas as dimensões medidas do comprimento e da profundidade do mesmo em duas inspeções subsequentes e o intervalo de tempo entre essas inspeções, conforme equação [5]:

$$CR = \frac{P_2 - P_1}{\Delta t} \quad [5]$$

onde P_1 e P_2 são as dimensões medias na primeira e segunda inspeções e Δt é o intervalo de tempo entre as inspeções.

O segundo método é utilizado para prever a progressão da profundidade dos defeitos de corrosão. Este método é baseado na predição da taxa de corrosão máxima e, para tanto, considera o crescimento de todos os defeitos de um duto ou de um

trecho de duto. Para avaliar a maior taxa de corrosão possível, assume-se que a função densidade de probabilidade para as profundidades de corrosão medidas em uma inspeção em linha é descrita pela distribuição de extremos de Weibull, com a seguinte função cumulativa de probabilidade:

$$F(d) = 1 - \exp\left(-\frac{d}{\alpha}\right)^\beta \quad [6]$$

sendo d a profundidade de corrosão e α e β maiores que zero. Adicionalmente, α e β são os parâmetros de escala de forma da distribuição de Weibull. A profundidade máxima do defeito é definida pela seguinte expressão:

$$d_{\max} = \alpha(-\ln(1-\gamma))^{1/\beta} \quad [7]$$

Assim, a taxa máxima de corrosão, com probabilidade γ obtida a partir de duas inspeções realizadas em sequência é definida pela fórmula:

$$CR_{\max\gamma} = \frac{d_{\max\gamma L} - d_{\max\gamma p}}{\Delta t} \quad [8]$$

onde $d_{\max\gamma L}$ e $d_{\max\gamma p}$ são as profundidades máximas calculadas pela Equação [7] em cada inspeção e Δt é o intervalo de tempo entre as inspeções.

O terceiro método supõe que a taxa de corrosão é uma variável aleatória com os seguintes parâmetros:

$$E(CR) = \frac{E(P_2) - E(P_1)}{\Delta t} = \frac{P_2 - P_1}{\Delta t} \quad [9]$$

$$VAR(CR) = \frac{VAR(P_2) - VAR(P_1)}{(\Delta t)^2} \quad [10]$$

sendo E , o valor esperado e VAR , a variância dos defeitos medidos em duas inspeções subsequentes. P_1 e P_2 são variáveis aleatórias com valor esperado igual as leituras das medidas efetuadas pelo PIG instrumentado. Já a variância é calculada em função dos erros de medição do PIG instrumentado utilizado na inspeção ou a partir das características de acurácia informadas pelo fabricante da ferramenta de inspeção.

Os três métodos acima, são exemplos de cálculo de taxa de corrosão linear, porém a taxa de corrosão pode ser considerada não linear, ou seja, a velocidade de corrosão varia com o tempo. (MELCHERS (1999, 2010), VELASQUES et al (2008))

2.2 Inspeção e medição

2.2.1 Métodos de inspeção

Segundo AMARAL (2011), existem vários métodos de inspeção de dutos, entre eles:

- **Inspeção visual:** pode ser feito através do deslocamento de operadores ao longo dos trechos do duto. A dificuldade no método são as grandes distâncias a percorrer, sendo as vezes de difícil acesso.

- **Por pigs:** que possuem grande capacidade de captação de dados por sensores. Os sensores podem ser, por exemplo, mecânicos, magnéticos ou ultrassônicos. Possuem a facilidade de acesso a dutos enterrados ou submarinos. As principais funções dos pigs são: localizar e medir as perdas de material pela corrosão, localizar restrições ou válvulas parcialmente abertas, determinar seu raio de curvatura, levantar a configuração espacial do duto e detectar vazamentos.

- **Por testes hidrostáticos:** é colocada água dentro do duto sob pressões maiores que a de trabalho. São realizados durante a instalação do duto e também posteriormente.

- **Por monitoramento estático:** através de extensômetros colocados externamente nos dutos pode-se conhecer as tensões e deformações.

- **Por detecção de vazamento:** são posicionados sensores ao longo dos dutos para a detecção de vazamentos do produto transportado e monitora-se a pressão interna em cada instante.

2.2.2 Incertezas da medição

A norma API 1163 - *In-line inspection systems qualification standard*, API (2005), que estabelece os requisitos para a qualificação dos sistemas de inspeção em linha usados em dutos que transportam gás e líquidos perigosos, apresenta quatro potenciais fontes de incerteza de medição caracterizadas pelas seguintes probabilidades:

- **Probabilidade de detecção (*probability of detection* – **POD**):** é a probabilidade de um dado defeito existente ser detectado na inspeção.

A Figura 10 apresenta qualitativamente os conceitos de defeito tolerável, defeito detectável e janela de oportunidade de detecção (SINGH, 2000). A janela temporal de oportunidade de detecção de um defeito se inicia no momento em que ele se torna detectável, ou seja, quando suas dimensões são maiores do que as mínimas detectáveis pelo PIG instrumentado, e termina no momento em que as dimensões do defeito podem provocar falha no duto. Porém estes pontos limites estão sujeitos a erros de medição, que são inerentes aos instrumentos de inspeção. Portanto, estas não são grandezas determinísticas, sendo relacionadas a distribuições de probabilidades.

- **Probabilidade de falsa detecção (*probability of false alarm* - **POFA**):** é a probabilidade do PIG reportar um defeito não existente. Uma vez que não considerar esta probabilidade é uma opção mais conservadora, na prática, ela não é considerada.

- **Probabilidade de identificação (*probability of identification* – **POI**):** é a probabilidade de uma anomalia ou defeito, caso detectado, seja corretamente identificada, como, por exemplo, corrosão, amassamento, etc. Em termos de defeitos de corrosão, a POI caracteriza qual a probabilidade de um defeito de corrosão ser classificado como outro tipo de defeito de perda de material, ou a de que um defeito que não seja de perda de material seja classificado como tal. A API 1163 (API, 2005) estabelece que na especificação dos PIGs instrumentados deve constar claramente a POI calculada ou seu intervalo de confiança para cada tipo de defeito.

Na prática, a POI pode ser obtida a partir da especificação do fabricante ou ser calculada a partir da comparação dos dados coletados pelo PIG com os obtidos por medidas efetuadas diretamente. Para o caso de dutos enterrados, as medidas diretas seriam realizadas por meio de um programa de escavações realizado com a finalidade de comparar os resultados (STEPHENS e ROODSELAAR, 2008).

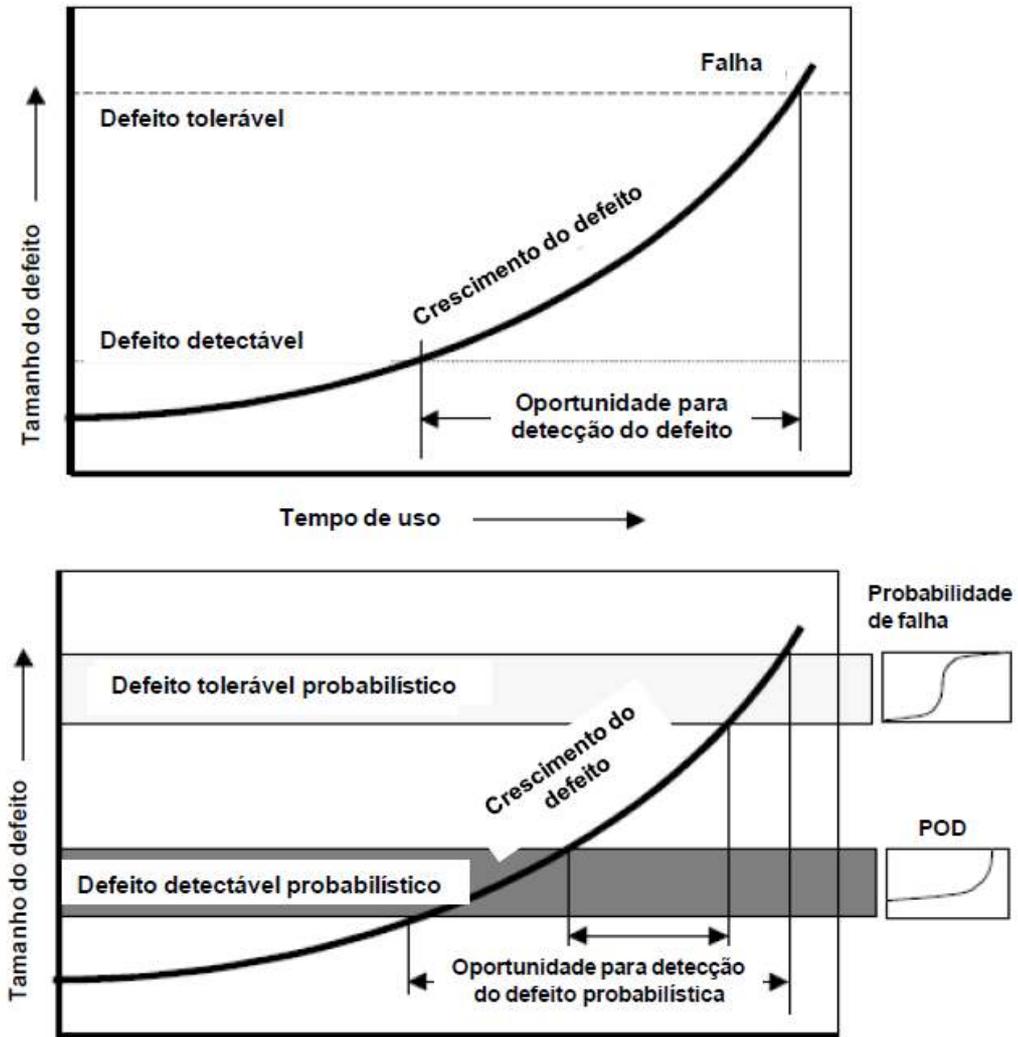


Figura 10 – Janela de detecção (BISAGGIO, 2014)

- **Acurácia de medição (*sizing accuracy*):** é a acurácia com que uma anomalia dimensional ou característica é informada. Ainda segundo a norma, a acurácia deve ser expressa por uma tolerância e um intervalo de confiança.

As três primeiras fontes de incerteza acima relacionadas afetam a estimativa do número total de defeitos presentes no duto no momento da inspeção. Já a acurácia de medição afeta diretamente a estimativa da medida do defeito.

2.2.3 Erros de medição

As medidas dos defeitos obtidas com o uso de ferramentas de inspeção em linha estão sujeitas a erros de medição aleatórios. Esta limitação de precisão faz com que, em geral, o tamanho do defeito medido seja diferente do tamanho real. A distribuição de probabilidades do erro de medição pode ser determinada a partir das especificações das ferramentas, tal como prescrito na API 1163 (API, 2005), que caracteriza a precisão das medidas em termos de uma probabilidade, P_e . Tal probabilidade determina que a medição esteja dentro dos limites prescritos do erro, denominados de e_{min} e e_{max} .

Além do erro aleatório, que é normalmente esperado nos resultados obtidos a partir de medições efetuadas com PIGs instrumentados, verifica-se que as medições em geral apresentam, também, erros sistemáticos (tendências e espalhamento), conforme mostrado na Figura 11 (STEPHENS e ROODSELAAR, 2008).

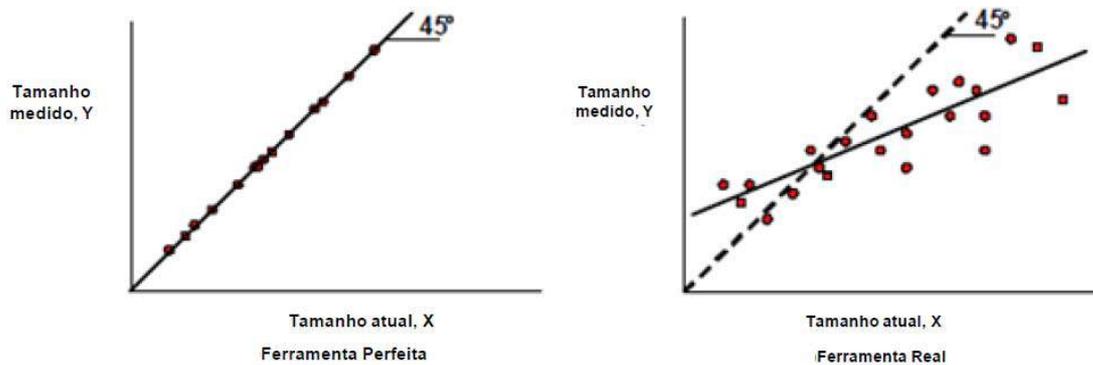


Figura 11 – Erro de medição sistemático (BISAGGIO, 2014)

A partir de resultados similares aos apresentados na Figura 11, pode-se obter uma relação entre a medida do defeito indicada pela ferramenta Y e a medida real X, ou seja:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X + e \quad [11]$$

onde, β_0 é a parcela aditiva da tendência do erro de medição, β_1 é a parcela multiplicativa da tendência do erro de medição e “e” é a variável randômica com média zero e desvio padrão dado por σ_e , conforme apresentado na Figura 12.

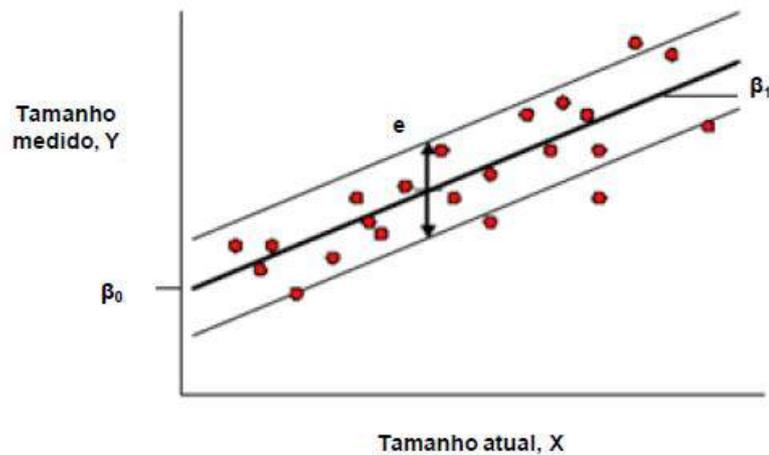


Figura 12 – Curva representativa do erro de medição (BISAGGIO, 2014)

A partir da especificação da acurácia de medição dos *pigs* instrumentados disposta na API 1163, assume-se implicitamente que qualquer tendência nas medidas é constante, ou seja, β_1 é igual a 1. Assim, pode-se relacionar a incerteza de medição de um defeito Y_i com sua medida atual X_i por meio das seguintes equações:

$$\mu_{X_i} = (Y_i + \beta_0) \quad [12]$$

$$\sigma_{X_i} = \sigma_e \quad [13]$$

onde, μ_{X_i} é a média de X_i e σ_{X_i} é o desvio padrão.

As especificações das ferramentas de inspeção em linha podem ser utilizadas para calcular o valor médio, μ_e , e o desvio-padrão, σ_e , do erro medido a partir de qualquer tipo de distribuição. Assumindo que o erro de medição tem uma distribuição normal, a média e o desvio-padrão do erro podem ser calculados da seguinte maneira:

$$\mu_e = \frac{(e_{\min} + e_{\max})}{2} \quad [14]$$

$$\sigma_e = \frac{(e_{\max} - \mu_e)}{\left[\Phi^{-1} \left(\frac{1 + P_e}{2} \right) \right]} \quad [15]$$

onde, P_e é a acurácia de medição do PIG instrumentado em termos de probabilidade, e_{\min} e e_{\max} são os limites de variação do erro de medição, μ_e e σ_e são, respectivamente a média e o desvio padrão do erro de medição e Φ^{-1} é o inverso da distribuição cumulativa de probabilidades da distribuição normal padrão $N(0,1)$.

A Figura 13 ilustra a faixa do erro de medição e seu intervalo de confiança.

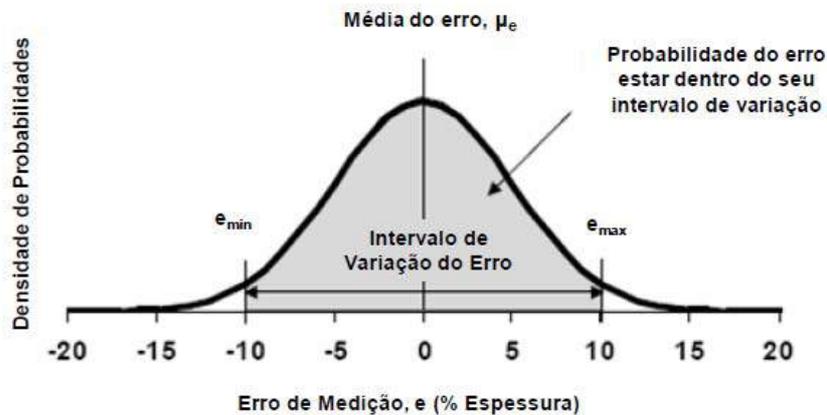


Figura 13 - Banda de variação de erro medido e a probabilidade correspondente (BISAGGIO, 2014)

Portanto, as medidas efetuadas pelos PIGs instrumentados não podem ser consideradas determinísticas. Deve ser considerado o erro inerente as ferramentas de medição, o que representa que tanto a profundidade quanto o comprimento dos defeitos são dados por distribuições de probabilidades, conforme mostra a Figura 14.

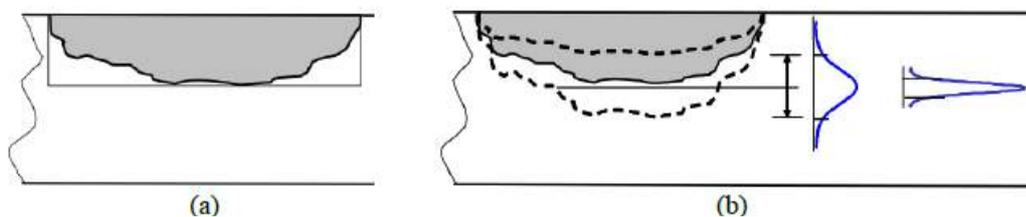


Figura 14 – (a) defeito de corrosão com dimensões determinísticas e (b) defeito de corrosão com profundidade representada por uma distribuição de probabilidade. (Adaptado de DNV, 2009)

2.3 Colapso de dutos intactos

Com a evolução e o desenvolvimento da exploração de petróleo em águas profunda e ultra profunda, onde os tubos são submetidos à altíssima pressão externa, tornou-se necessário estabelecer conceitos e equações bem fundamentadas de forma a minimizar os riscos envolvidos na exploração. TIMOSHENKO (1961) é um dos pesquisadores que auxiliaram ao longo dos anos no desenvolvimento e pesquisa na área de colapso, o que possibilitou um melhor entendimento da física envolvida, e conseqüentemente, uma maior segurança nos projetos. (NEVES, 2014)

Para os dutos submarinos que ficam submetidos a pressões muito elevadas, o colapso em geral é o caso mais crítico e a pressão externa é considerada o principal parâmetro nos projetos. MESQUITA (2002) afirma que, quando a pressão de colapso é atingida, ocorre a falha completa, envolvendo o amassamento generalizado da seção transversal de um duto.

Segundo FROUFE (2006), um conceito importante no que tange o aspecto da pressão atuante é que um tubo pode falhar de três maneiras: por ruptura (*burst*), por colapso e por propagação de colapso. A primeira ocorre com o tubo sujeito à pressão interna e as demais quando o mesmo está sujeito à pressão externa. A diferença entre as duas últimas é que a pressão de colapso é a máxima pressão suportada pelo tubo e a pressão de propagação constitui o valor mínimo necessário de pressão externa atuante para propagação da falha, após o colapso. Para um mesmo material e mesma ovalização inicial, a pressão de colapso depende da relação D/t do duto, independentemente dos valores de D e t .

FROUFE (2006) observou através dos resultados numéricos e experimentais apresentados, que a pressão de colapso depende fundamentalmente da relação D/t (diâmetro-espessura), das imperfeições geométricas iniciais e da tensão de escoamento do material.

NEVES (2014) avaliou o efeito combinado da pressão externa e tração axial na pressão de colapso de tubos de revestimento através de modelos numéricos não lineares, desenvolvidos usando o método de elementos finitos, através do programa ABAQUS. Geometrias de tubos usualmente utilizados e não linearidade do material foram levados em conta nas simulações. Parâmetros como magnitude da tração, relação D/t , ovalização, limite de escoamento, grau de encruamento, forma da curva tensão x deformação e grau de anisotropia foram variados com o objetivo de avaliar seus efeitos na pressão de colapso e comparar os resultados com a norma vigente.

NEVES (2014) observou que a pressão de colapso dos tubos de revestimento submetidos à pressão externa e tração é função de todos os parâmetros apresentados, visto que qualquer modificação dos mesmos altera o valor da pressão de colapso encontrada. Dessa forma, uma formulação para o cálculo preciso da pressão de colapso dessas estruturas deveria incluir fatores individuais capazes de contemplar a influência dos mesmos.

No teste experimental, em que submeteu um tubo à pressão externa pura, NEVES (2014) concluiu que a ovalização inicial dos tubos afeta consideravelmente a

pressão de colapso e que quanto maior foi a ovalização inicial do tubo, menor foi a pressão de colapso obtida. Outra conclusão obtida dos testes foi que maiores relações D/t e maiores ovalização acarretam em menores pressões de colapso, independente do grau do aço.

2.3.1 Normas para cálculo da pressão de colapso

A pressão de colapso para um duto de espessura t e diâmetro externo D , sujeito à uma determinada pressão externa, é dada por:

ABS (2005) e API (1999):

$$p_c = \frac{P_{el} \cdot P_{pl}}{\sqrt{P_{el}^2 \cdot P_{pl}^2}} \quad [16]$$

DNV (2010):

$$(p_c(t) - p_{el}(t)) \cdot (p_c(t)^2 - p_p(t)^2) = p_c(t) \cdot p_{el}(t) \cdot p_p(t) \cdot f_0 \cdot \frac{D}{t} \quad [17]$$

Onde:

$$p_{el}(t) = \frac{2E}{1-\nu^2} \left(\frac{t}{D} \right)^3, \quad \text{pressão de colapso elástica} \quad [18]$$

$$p_{pl} = SMYS \cdot \frac{2t}{D}, \quad \text{pressão de escoamento (ABS e API)} \quad [19]$$

$$p_p(t) = f_y \cdot \alpha_{fab} \cdot \frac{2 \cdot t}{D}, \quad \text{pressão de escoamento (DNV)} \quad [20]$$

$$f_0 = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D}, \quad \text{deve ser maior que 0,005 (0,5\%)} \quad [21]$$

α_{fab} = fator de fabricação, obtido da tabela 5-5 da DNV-OS-F101 (2010).

O estudo de FROUFE (2006) apresentou comparações entre os valores definidos nas normas para o cálculo da pressão de colapso e avaliação de critérios definidos nas mesmas. Os valores obtidos pelas normas foram comparados a valores analíticos obtidos a partir de modelos teóricos, valores numéricos obtidos de modelos de elementos finitos e valores experimentais.

FROUFE (2006) calculou valores de pressão de colapso variando D/t entre 15 e 35 e para diferentes aços. No caso da DNV, foi considerado a ovalização mínima de 0.5%. Os valores calculados entre as normas apresentaram boa correlação, como pode ser visto no gráfico da Figura 15.

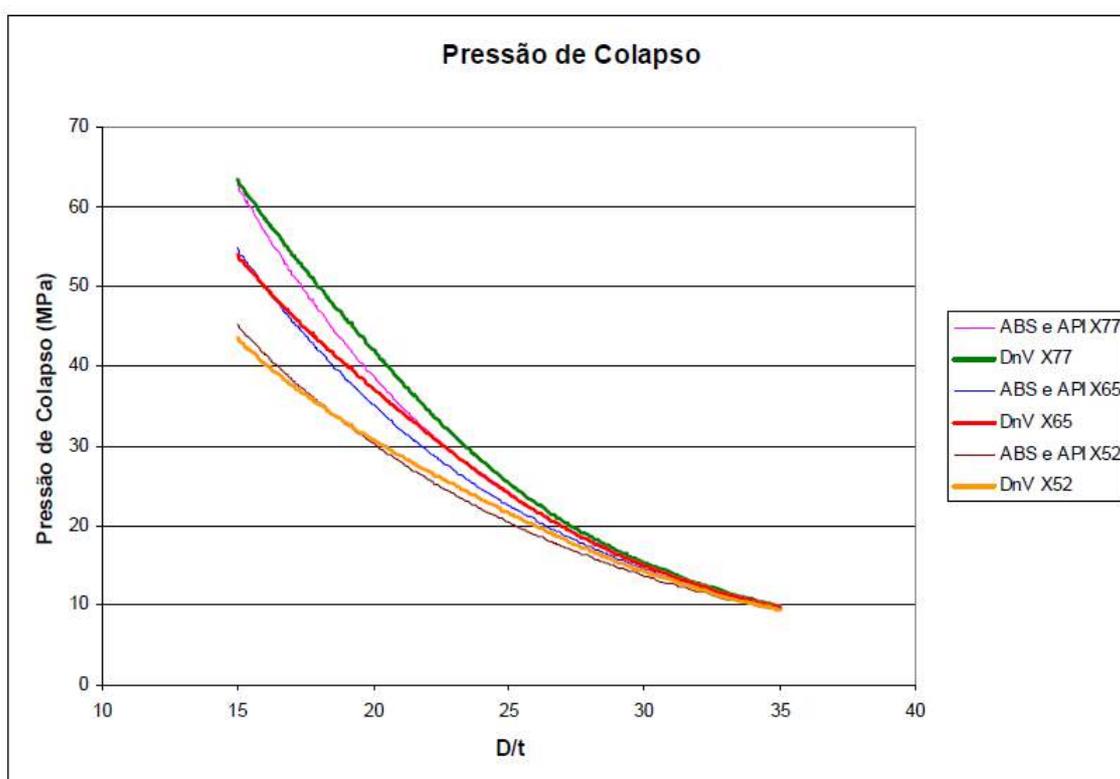


Figura 15 – Pressão de colapso das normas, aços API X52, X65 e X77 (FROUFE, 2006)

Segundo FROUFE (2006), a formulação do ABS e do API é proveniente da fórmula de Shell e a formulação de DNV é proveniente da fórmula de Timoshenko, o que explica a diferença dos resultados entre as normas. As maiores diferenças dentro das próprias normas foram observadas para valores baixos de D/t . Em relação ao DNV isto deve-se ao fato da expressão de Timoshenko ser aplicável a valores altos de D/t e não a valores baixos. E em relação ao ABS e ao API, isto deve-se ao fato da

expressão da Shell não levar em consideração efeitos como a resposta tensão-deformação do material, que é mais significativo para valores mais baixos de D/t.

Pela fórmula de *Shell*, a pressão de colapso é calculada por:

$$P_c = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{P_{el}^2} + \frac{1}{P_0^2}}} \quad [22]$$

Esta expressão parte da premissa de que a flambagem elástica ocorre em uma pressão P_{el} e a flambagem plástica numa pressão P_0 . No entanto, o ponto fraco desta formulação é que a mesma não leva em consideração parâmetros que afetam diretamente na pressão de colapso, como a ovalização inicial do duto, tensões residuais e a resposta tensão-deformação do material, sendo este último parâmetro mais significativo para valores baixos de D/t (FROUFE, 2006).

Pela fórmula de Timoshenko, a pressão de colapso é calculada como:

$$P_{CO} = \frac{1}{2} \left\{ (P_0 + \psi P_C) - \left[(P_0 + \psi P_C)^2 - 4P_0 P_C \right]^{1/2} \right\} \quad [23]$$

$$P_{CO} = \frac{\sigma_0 t}{R} = \frac{2\sigma_0 t}{D} \quad [24]$$

$$P_C = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{R} \right)^3 = \frac{2E}{(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{D_0} \right)^3 \quad [25]$$

$$\psi = \left(1 + 3\Delta_0 \cdot \frac{D_0}{t} \right) \quad [26]$$

2.3.2 Cálculo da Pressão de Colapso pela DNV-OS-F101

Para o presente estudo é importante considerar os parâmetros geométricos dos dutos, as imperfeições e propriedades do material no cálculo da pressão de colapso do duto intacto, uma vez que esses parâmetros serão avaliados como variáveis aleatórias e incertezas serão atribuídos a eles. Por esse motivo, a norma da DNV é a mais indicada para esse cálculo.

A DNV-OS-F101 (2010) propõe um critério para colapso de dutos, onde a pressão externa em qualquer ponto ao longo do duto deve atender ao critério:

$$p_e - p_{\min} \leq \frac{p_c(t_1)}{\gamma_m \cdot \gamma_{SC}} \quad [27]$$

A pressão de colapso (P_c), apresentada na Equação [27], pode ser calculada como (FROUFE, 2006):

$$p_c = y - \frac{1}{3}b \quad [28]$$

Onde:

$$b = -p_{el} \quad [29]$$

$$y = -2 \cdot \sqrt{-u} \cdot \cos\left(\frac{\phi}{3} + \frac{60\pi}{180}\right) \quad [30]$$

$$u = \frac{1}{3} \left(\frac{-1}{3}b^2 + c \right) \quad [31]$$

$$c = - \left(p_p^2 + p_p \cdot p_{el} \cdot f_0 \cdot \frac{D}{t} \right) \quad [32]$$

$$v = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{2}{27}b^3 - \frac{1}{3}bc + d \right) \quad [33]$$

$$d = p_{el} \cdot p_p^2 \quad [34]$$

$$\phi = \cos^{-1} \left(\frac{-v}{\sqrt{-u^3}} \right) \quad [35]$$

2.4 Colapso de dutos com defeito de corrosão

Mesmo que um duto seja projetado para resistir à ação da pressão externa levando em consideração os parâmetros que influenciam a pressão de colapso, tais como: geometria, imperfeições e material, ao longo de sua vida útil, danos locais no duto como a redução da espessura de parede devido à corrosão, podem reduzir a resistência ao colapso dos dutos (FROUFE, 2006).

FERRAZ (2007) realizou um amplo estudo do comportamento estrutural de dutos submetidos a pressões internas e externas. Em sua revisão bibliográfica, identificou as práticas e normas existentes para dutos com defeitos e submetidos à pressão interna. Porém, para pressão externa que se sobrepõe à pressão interna em lâminas d'água profundas e ultras profundas, não foram identificadas normas específicas para dutos com defeito.

FERRAZ (2007) e NETTO (2005, 2007) estudaram o efeito de defeitos de corrosão na pressão de colapso de dutos submarinos através de experimentos em pequena escala e análises numéricas não-lineares baseadas no método de elementos finitos. Depois de calibrado com base nos resultados experimentais, o modelo numérico foi usado para determinar a pressão de colapso em função do material e parâmetros geométricos de diferentes dutos e defeitos. Um extenso estudo paramétrico utilizando modelos numéricos 2-D e 3-D foi realizado englobando diferentes geometrias de defeito e sua interação com a ovalização da tubulação.

A Figura 16 apresenta o resultado do estudo paramétrico de dutos com três profundidades: $d/t=0.2$, 0.4 e 0.6 e $c/\pi D$ constante. É possível observar como o comprimento do defeito influencia a pressão de colapso. A partir de $l/D=8.0$, as curvas tendem a se tornar lineares, até atingirem um patamar onde o aumento de l/D praticamente não influencia mais no valor da pressão colapso.

A Figura 17 mostra a influência do comprimento circunferencial, caracterizado por $c/\pi D$ nas pressões de colapso dos dutos analisados. Para defeitos estreitos, a pressão de colapso atinge um primeiro nível, onde o modo- U de colapso é identificado (ver Figura 19). Porém, a medida em que aumenta os comprimentos circunferenciais dos defeitos, ocorrem outros fenômenos. A curva não se converge suavemente. A mudança brusca no comportamento da curva indica que outros modos de colapso estão atuantes.

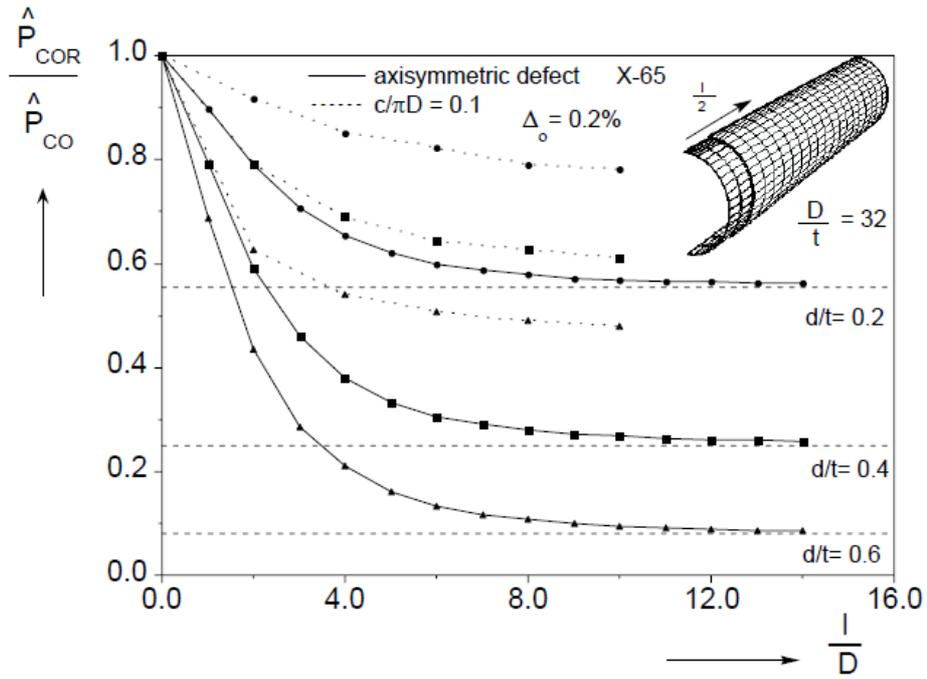


Figura 16 - Pressão de colapso em função de l/D (FERRAZ, 2007)

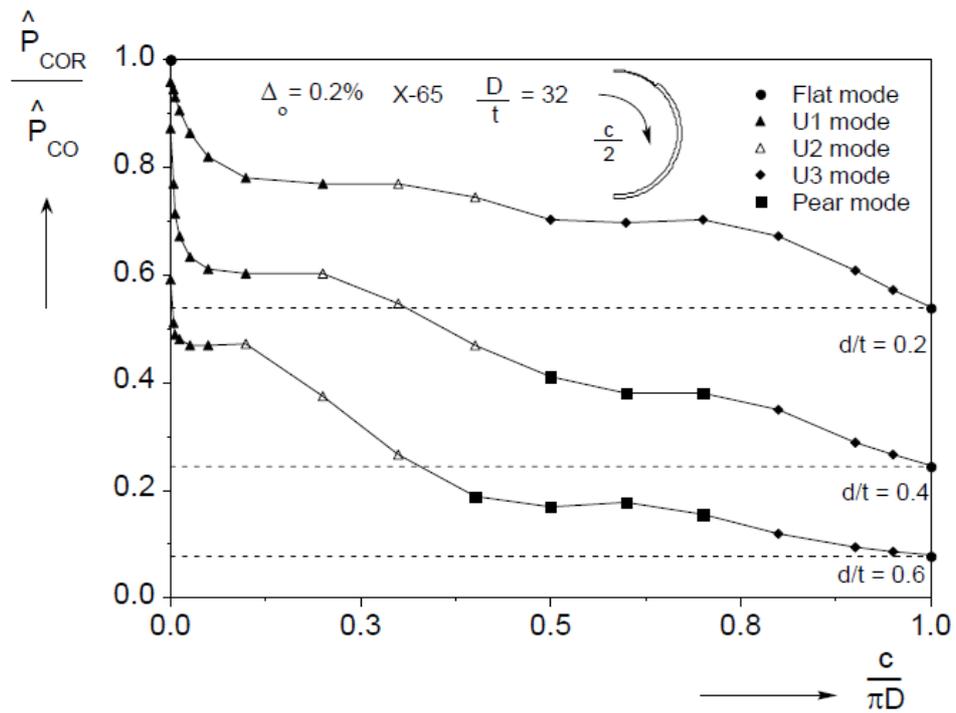


Figura 17 – Pressão de colapso em função de $c/\pi D$ (FERRAZ, 2007)

As análises numéricas realizadas por FERRAZ (2007) e NETTO (2005, 2007), mostraram que a posição circunferencial do defeito em relação a ovalização da seção transversal pode também influenciar na forma de colapso e na pressão de colapso correspondente. Na Tabela 1, são apresentados desenhos esquemáticos que representam a configuração preferida de colapso, em função da posição do defeito em relação a ovalização e o valor da ovalização em si.

O pior cenário ocorre quando o defeito coincide com as fibras mais comprimidas na seção transversal ovalizada sem a presença do defeito. Isto está esquematicamente ilustrado na primeira e quarta linha da Tabela 1. Nesses casos, defeito e ovalização interagem promovendo o colapso do duto na mesma orientação. Isto é, o duto colapsaria no modo ilustrado caso estivesse apenas ovalizado, ou se sua seção transversal fosse perfeitamente circular, porém com defeitos de corrosão nas posições indicadas. A presença simultânea dessas duas imperfeições, relativamente posicionadas conforme indicado, precipita a instabilidade do duto (colapso). (FERRAZ, 2007)

Tabela 1 – Influência da posição do defeito em relação a ovalização na pressão de colapso (NETTO, 2007)

Δ_0	0.2%					0.5%				
d/t	0.1	0.2	0.3	0.4	0.6	0.1	0.2	0.3	0.4	0.6
Ovality / Defect position	$\hat{P}_{COR} / \hat{P}_{CO}$ (Collapse configuration)*					$\hat{P}_{COR} / \hat{P}_{CO}$ (Collapse configuration)*				
	0.95	0.88	0.74	0.64	0.49	0.96	0.86	0.77	0.68	0.54
	0.99	0.99	0.96	0.75	0.54	0.98	0.96	0.94	0.94	0.68
	0.99	0.99	0.88	0.71	0.53	0.98	0.96	0.95	0.95	0.66
	0.93	0.83	0.72	0.62	0.49	0.94	0.85	0.75	0.66	0.53

Para o estudo de colapso por pressão externa, FERRAZ (2007) realizou análises numéricas não lineares e testes experimentais, que mostraram que diferentes modos de colapso podem ocorrer dependendo da geometria do defeito. Nos testes experimentais, os defeitos foram localizados na sessão de máxima ovalização dos tubos, coincidindo com o menor diâmetro e menor espessura. Para defeitos profundos, a variação de comprimento causou maior efeito na pressão de colapso do que a variação de profundidade. Para defeitos intermediários, ($d/t=0.4$), tanto profundidade quanto comprimento influenciaram na pressão de colapso. E tubos com defeitos rasos ($d/t=0.2$) tiveram pouca alteração na pressão de colapso, sendo neste caso, o modo de colapso e pressão próximos ao teste realizado com os tubos intactos.

Dutos intactos colapsam no modo flat. Dutos com defeitos de pequena profundidade colapsam no modo U1, isto é, toda a seção deforma na forma de um U-simétrico. Este modo se altera para o comportamento instabilidade de arco ou modo U2 dependendo da profundidade do defeito. Para defeitos com profundidades de $d/t = 0.4$ e 0.6 , conforme a largura do defeito aumenta, um outro modo de colapso é observado onde a seção transversal parece o formato de uma pêra. Quando a maior parte da seção é afetada pelo defeito, o duto colapsa em um modo intermediário entre o U1 e o modo flat, chamado de modo U3. Quando o defeito assume toda a seção, ou seja, $c/D \rightarrow \pi$, o colapso reverte para o modo Flat (FERRAZ, 2007). A Figura 18 apresenta os modos de colapso observados no estudo.

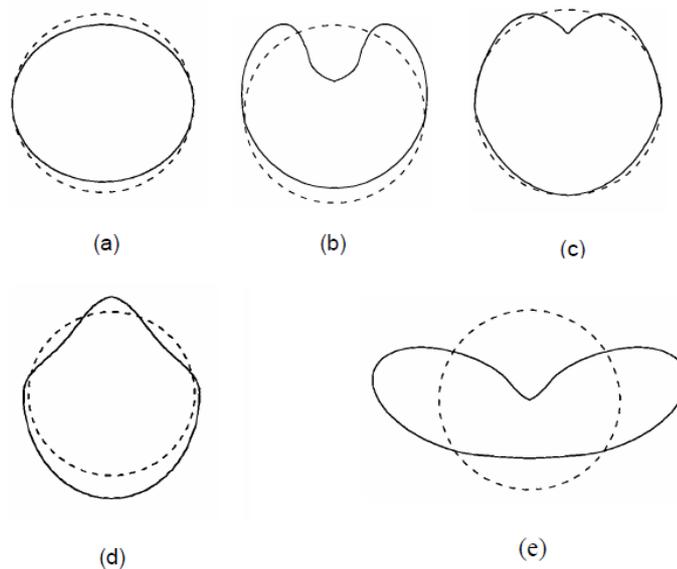


Figura 18 – Modos de colapso: (a) modo “flat”; (b) modo-U1; (c) modo U-2; (d) modo “Pêra”; (e) modo-U3 (NETTO, 2007)

NETTO (2005, 2007, 2009) realizou diversos experimentos e estudos paramétricos com modelos numéricos utilizando o método de elementos finitos. Com base nos resultados dos estudos, uma formulação determinística para cálculo da redução da pressão de colapso do duto com defeito localizado foi proposta por NETTO (2009, 2010):

$$\frac{\bar{P}_{COR}}{P_{CO}} = \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} \left(1 - \left(\frac{c}{\pi D} \right)^{0.4} \left(\frac{l}{10D} \right)^{0.4} \right)} \right]^{2.675} \quad [36]$$

onde, P_{CO} é a pressão de colapso do duto intacto, P_{COR} é a pressão de colapso do duto com corrosão, t e D são respectivamente a espessura e diâmetro do duto e d , c e l são respectivamente a profundidade, largura e comprimento do defeito.

A Equação [36] é dividida em três faixas de aplicação: defeito raso, moderado e profundo. Dentro de cada faixa, os valores de $c/\pi D$ são especificados de forma a representar o comportamento das curvas da Figura 17. A formulação proposta só é válida para defeitos estreitos, onde a curva da Figura 17 apresenta comportamento bem definido e contínuo.

*Defeito raso: $\left(0.1 \leq \frac{d}{t} \leq 0.2, \frac{c}{\pi D} \leq 0.1 \right)$

*Defeito moderado: $\left(0.2 < \frac{d}{t} < 0.4, \frac{c}{\pi D} \leq 0.1 \right)$

Dentro desse intervalo, se $\frac{c}{\pi D} \geq 0.15 - 0.25 \frac{d}{t}$, considerar $\frac{c}{\pi D} = 0.15 - 0.25 \frac{d}{t}$

*Defeito profundo: $\left(0.4 < \frac{d}{t} < 0.6, \frac{c}{\pi D} \leq 0.2 - 0.25 \frac{d}{t} \right)$

Dentro desse intervalo, se $\frac{c}{\pi D} \geq 0.1 - 0.125 \frac{d}{t}$, considerar $\frac{c}{\pi D} = 0.1 - 0.125 \frac{d}{t}$

Para todas as faixas de aplicação da Equação [36], quando l/D for maior que 10, deve se considerar $l/D=10$. Ou seja, após $l/D=10$, o aumento do comprimento do defeito (l), não afeta o cálculo da pressão de colapso. Essa limitação representa o comportamento da Figura 16.

A equação proposta foi comparada com alguns dados experimentais na literatura e apresentou um resultado bastante positivo, conforme descrito no Capítulo 5.

2.5 Variáveis aleatórias

Dada uma variável aleatória X , sua função densidade de probabilidade é indicada por $f(x)$ e a probabilidade da variável aleatória situar-se no intervalo $[a, b]$ é dada por (VANHAZEBROUCK, 2008):

$$P(a \leq X \leq b) = \int_a^b f_x(x)dx \quad [37]$$

Por definição, uma função densidade de probabilidade possui as seguintes propriedades:

$$f_x \geq 0 \quad [38]$$

$$\int_{-\infty}^{+\infty} f_x(x)dx = 1.0 \quad [39]$$

$$\int_a^b f_x(x)dx = P(a \leq X \leq b) \quad [40]$$

Sendo X , uma variável aleatória, a função cumulativa de probabilidades indica a probabilidade de X assumir valores menores ou igual a “ a ” e pode ser descrita por:

$$F_x(a) = \int_{-\infty}^a f_x(x)dx \quad [41]$$

As propriedades da função cumulativa de probabilidades são:

$$F_x(-\infty) = 0 \quad [42]$$

$$0 \leq F_x(x) \leq 1.0 \quad [43]$$

$$F_x(+\infty) = 1.0 \quad [44]$$

As Figura 19 e 20 apresentam gráficos típicos para $f(x)$ e $F(x)$, respectivamente:

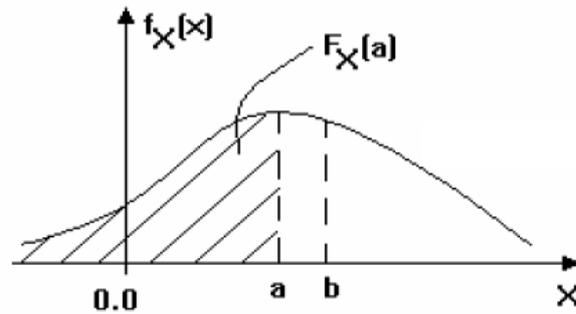


Figura 19 – Função densidade de probabilidade (VANHAZEBROUCK, 2008)

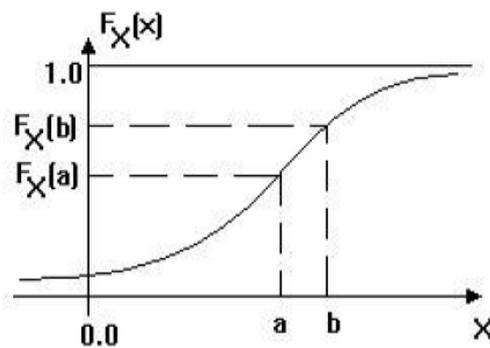


Figura 20 - Função cumulativa de probabilidade (VANHAZEBROUCK, 2008)

2.5.1 Valores característicos da variável aleatória

Sendo X uma variável aleatória contínua e $f(x)$ a função densidade de probabilidade, o valor médio é dado por:

$$E(X) = \mu_x = \int_{-\infty}^{\infty} x f_x(x) dx \quad [45]$$

A variância é definida como uma medida de dispersão da variável aleatória, que indica quão longe, em geral, seus valores se encontram do valor médio. A variância é dada por:

$$Var(X) = E(X^2) - \mu_x^2 \quad [46]$$

O desvio padrão de X é definido como a raiz quadrada da variância:

$$\sigma_x = \sqrt{Var(X)} \quad [47]$$

E o coeficiente de variação mede de forma adimensional a dispersão dos dados da variável aleatória em torno da média e é definido como a razão entre o desvio padrão e a média:

$$COV = \delta_x = \frac{\sigma_x}{\mu_x} \quad [48]$$

2.6 Confiabilidade

Segundo SAGRILLO, a existência de incertezas contribui para que exista uma inevitável probabilidade de que a estrutura não venha a atender aos objetivos para os quais ela fora concebida. Esta probabilidade é definida como probabilidade de falha e pode ser avaliada por métodos de análise de confiabilidade estrutural.

Com a confiabilidade estrutural é possível considerar as incertezas nas variáveis de seu projeto através das distribuições reais de probabilidade das mesmas e obter a probabilidade de falha da estrutura.

Existem várias aplicações práticas da confiabilidade estrutural e entre elas podemos citar: calibrações de normas de projeto, reanálise de estruturas existentes, revisão de planos de inspeções, avaliação de segurança de novas concepções estruturais e na escolha de alternativas de projeto.

A grande maioria das normas de projeto são baseadas em fatores parciais de carga e de resistência. No passado, a experiência dos profissionais envolvidos na elaboração das normas era a base para definição dos coeficientes de segurança das normas. Com o estudo de confiabilidade estes fatores podem ser calibrados levando em consideração níveis de segurança aceitáveis. Neste sentido, a confiabilidade tem sido muito usada na revisão de normas antigas bem como na elaboração de códigos de projeto para novas concepções estruturais (SAGRILLO).

As estruturas existentes apresentam desgastes ao longo da vida útil, tais como: acidentes, corrosão, trincas, etc. Por outro lado, devido à redundância estrutural e certas circunstâncias de projeto, a falha de um elemento não significa a falha da estrutura como um todo.

Segundo SAGRILLO, usando confiabilidade é possível avaliar a segurança global da estrutura e com isto então, somente tomar algumas decisões emergenciais quando o nível da probabilidade de falha for menor que um determinado nível.

2.6.1 Incertezas

As várias incertezas relacionadas ao projeto, fabricação e uso de uma estrutura podem ser classificadas em incertezas normais e incertezas associadas a erros humanos e outros fatores que independem do engenheiro estrutural.

As incertezas normais podem ser ainda subdivididas em incertezas inerentes ou fundamentais e incertezas devido ao incompleto ou imperfeito conhecimento na avaliação das cargas, solicitações e resistência de uma estrutura. As incertezas inerentes ou fundamentais resultam da variabilidade natural de uma determinada variável, por exemplo, altura de ondas, velocidade do vento, etc. Estas incertezas não podem ser eliminadas com um maior número de informações. As incertezas devido ao imperfeito ou incompleto conhecimento, também denominadas como epistêmicas, estão diretamente relacionadas à quantidade limitada de dados para definir estatisticamente as incertezas fundamentais e à imperfeição nos modelos matemáticos usados para calcular cargas, solicitações e a capacidade resistente de uma estrutura. Estas incertezas podem ser reduzidas a partir de um número maior de informações ou através do emprego de modelos matemáticos mais precisos.

Incertezas associadas a erros humanos e outros fatores, tais como sabotagem, colisões, etc., estão presentes no projeto, execução, manutenção e uso de uma estrutura e podem ser reduzidas através de mecanismos como controle de qualidade, inspeções, sistemas de alarme, etc.

As incertezas normais podem ser representadas através de variáveis aleatórias enquanto que as incertezas associadas a fatores humanos não. Estas últimas podem ser tratadas através de uma taxa de ocorrência a partir de um histórico de observações e contempladas no âmbito da confiabilidade de sistemas.

A análise de confiabilidade estrutural determina a probabilidade de uma estrutura falhar associada às incertezas normais e não contempla aquelas relacionadas a erros humanos. Assim, esta probabilidade constitui-se de apenas uma parcela que contribui para a probabilidade “real” de falha de uma estrutura. Por este motivo, a probabilidade de falha calculada pela confiabilidade estrutural não pode ser comparada a valores obtidos a partir de falhas acontecidas com estruturas.

Uma classificação mais detalhada das incertezas é apresentada por MELCHERS (1999):

- Incertezas físicas: variabilidades inerentes ao carregamento, às propriedades dos materiais e às dimensões. Podem ser reduzidas com aumento de dados disponíveis, ou em alguns casos, com o controle de qualidade.

- Incertezas estatísticas: ligadas à escolha apropriada do tipo de distribuição de probabilidade e à determinação numérica dos seus parâmetros, baseados em uma amostra de dados de tamanho limitado;

- Incerteza do modelo: representando as incertezas devido às simplificações, condições de contorno desconhecidas e efeito ignorado de outras variáveis. Este tipo de incertezas é devido, em geral, à falta de conhecimento, mas pode ser reduzida com pesquisa ou aumento das informações disponíveis.

- Incertezas fenomenológicas: associadas à ocorrência de eventos imprevisíveis, devidas ao desconhecimento de qualquer aspecto de um possível comportamento estrutural sob condições de serviço ou condições extremas.

- Incertezas de avaliação: associadas à definição e à qualificação do desempenho do sistema estrutural, bem como à caracterização dos estados limites;

- Incertezas devidas à fatores humanos: associadas aos erros humanos ou à intervenção humana no comportamento do sistema estrutural.

2.6.2 Confiabilidade de dutos

Análises probabilísticas de falha de dutos considerando diferentes mecanismos de falha tem sido desenvolvida por diversos autores na última década. Funções de estado limite acopladas a algoritmos de confiabilidade, como o método iterativo FOSM

(first-order second-moment), método de Monte Carlo e métodos FORM/SORM (first/second order reliability method) são geralmente usadas.

BISAGGIO (2014) propôs uma metodologia para estimativa de taxa de corrosão em oleoduto e gasoduto com o emprego de técnicas de inferência Bayesiana. Após a determinação da taxa de corrosão, o método de Monte Carlo em conjunto com as funções de estado limite proposta pela DNV-RP-F101 foram utilizados para avaliar a probabilidade de falha dos dutos durante suas vidas uteis. Foram consideradas as incertezas associadas a medição de eventuais defeitos de corrosão e a distribuição natural das propriedades dos materiais, parâmetros operacionais e geométricos. A equação do estado limite analisada por BISAGGIO (2014) é específica para casos de ruptura (*burst*), porém os conceitos aplicados de confiabilidade, de incertezas e o cálculo de taxa de corrosão podem ser similarmente aplicados ao caso de colapso.

A Tabela 2 foi retirada da DNV-RP-F101 (2010) e apresenta um conjunto de distribuições probabilísticas dos parâmetros de entrada, considerados representativos em uma análise de ruptura (*burst*) de dutos corroídos, e na calibração dos fatores de segurança. Quando houver conhecimento mais preciso das distribuições ou caso o crescimento adicional dos defeitos por perda de material ocorra, esses dados devem ser incluídos na análise. Apesar da DNV-RP-F101 (2010) também apresentar recomendações de cálculo para análise probabilística de ruptura, os dados das incertezas consideradas referentes à geometria do tubo e dimensões do defeito de corrosão podem servir como base na análise de confiabilidade por colapso.

Tabela 2 - Parâmetros no modelo probabilístico (DNV-RP-F101, 2010)

<i>Variable</i>	<i>Distribution</i>	<i>Mean</i>	<i>Uncertainty</i>
P_{INT}	Gumbel	1.05 MAOP	CoV= 3.0%
D	Deterministic	Actual	-
t	Normal	Nominal	CoV =3.0%
σ_u	Normal	1.09 SMTS	CoV = 3.0% and 6.0%
L_{meas}	Normal	Measured value	Specified
d/t	Normal	Measured value	Specified
X_M	Normal	1.05	StD = 10%
CoV is normalised standard deviation (CoV = StD/mean)			

AMARAL (2011) também estudou a confiabilidade de dutos corroídos, utilizando o método de FORM (*First Order Reliability Method*) para estimar a probabilidade de falha. Foram considerados as incertezas de alguns parâmetros como diâmetro e

espessura do duto, comprimento e profundidade do defeito, taxa de corrosão, tensão de escoamento do material e pressão interna. Verificou-se que o índice de confiabilidade do duto diminui com o maior período de exposição, o que era esperado já que se trata de um defeito de corrosão ativa. O acompanhamento do índice de confiabilidade é de grande importância, pois pode auxiliar na determinação e no planejamento de inspeções e reparos no duto com defeito. Foi observado também que a profundidade do defeito e a pressão interna do fluido têm influência significativa na confiabilidade do duto, enquanto o comprimento não tem tanta influência. Porém, com defeitos de comprimentos mais curtos pode-se ter uma influência significativa na confiabilidade.

VANHAZEBROUCK (2008) considerou a profundidade e comprimento do defeito de corrosão, o diâmetro e espessura do duto, a tensão de escoamento e tensão última do material e a pressão interna como variáveis aleatórias representadas por funções densidade de probabilidade normal e log-normal, para calcular a confiabilidade de dutos pressurizados com defeito de corrosão ativa. A taxa de corrosão também foi considerada como variável aleatória e muito discutido no estudo. O índice de confiabilidade e probabilidade de falha foram calculados através do método iterativo de primeira ordem e segundo momento, denominado FORM (*First Order Reliability Method*). Vanhazebrouck conclui que as variáveis aleatórias taxa de corrosão longitudinal e comprimento inicial do defeito poderiam ter sido tratadas como variáveis determinísticas, pois apresentaram baixa influência na análise de confiabilidade.

Os estudos apresentados por BISAGGIO (2014), AMARAL (2011), VANHAZEBROUCK (2008), entre muitos outros, estão relacionados a confiabilidade estrutural de dutos submetidos a pressão interna, ou seja, sujeitos a falha por ruptura (*burst*). A análise de confiabilidade relacionada ao colapso (pressão externa) de dutos com defeito de corrosão ainda é pouco encontrada na literatura. Porém, metodologia similar às apresentadas nesses estudos de confiabilidade em conjunto com função de estado limite para ruptura (*burst*) podem ser aplicadas no estudo de confiabilidade de dutos com defeito de corrosão em conjunto com funções de estado limite para colapso (pressão externa).

3 TESTES EXPERIMENTAIS

O programa de testes experimentais foi dividido nas seguintes etapas:

- Identificação das amostras e realização da medição de geometria;
- Teste de tração para caracterização do material;
- Simulação dos defeitos de corrosão nos dutos;
- Teste de colapso em câmara hiperbárica;

No total, foram realizados 5 testes de tração e 10 ensaios de colapso, sendo 5 por tubo, no Laboratório de Tecnologia Submarina – LTS.

3.1 Descrição das amostras

Duas varas de tubo em aço inox, de diferentes espessuras, foram cortadas em amostras de 1.100mm e preparadas para o teste de colapso em câmara hiperbárica convencional, ou seja, submetendo as amostras à pressão hidrostática pura.

As dimensões nominais das amostras testadas são:

Tubo TP7:

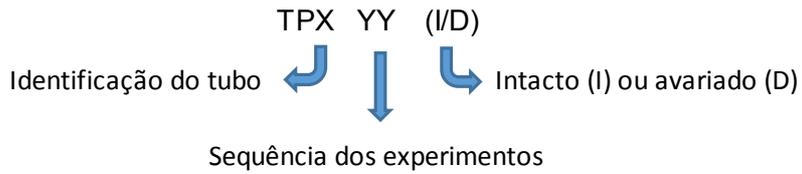
- Diâmetro externo (D): 73 mm
- Espessura (t): 5mm
- Relação diâmetro-espessura (D/t): 15
- Comprimento (l): 1100 mm

Tubo TP8:

- Diâmetro externo (D): 73 mm
- Espessura (t): 3 mm
- Relação diâmetro-espessura (D/t): 24
- Comprimento (l): 1100 mm

3.2 Identificação dos dutos e mapeamento;

A nomenclatura utilizada para identificação das amostras foi a mesma utilizada nos testes experimentais realizados por NETTO (2005, 2007, 2009) em seus estudos anteriores.



Os valores de diâmetro externo (D) e espessura de parede (t) foram medidos em todas as amostras do teste de colapso. O diâmetro (D) foi medido em dez pontos igualmente espaçados ao longo da circunferência (cada 18°) em treze seções transversais ao longo do comprimento total, equidistantes (ver Figura 21).

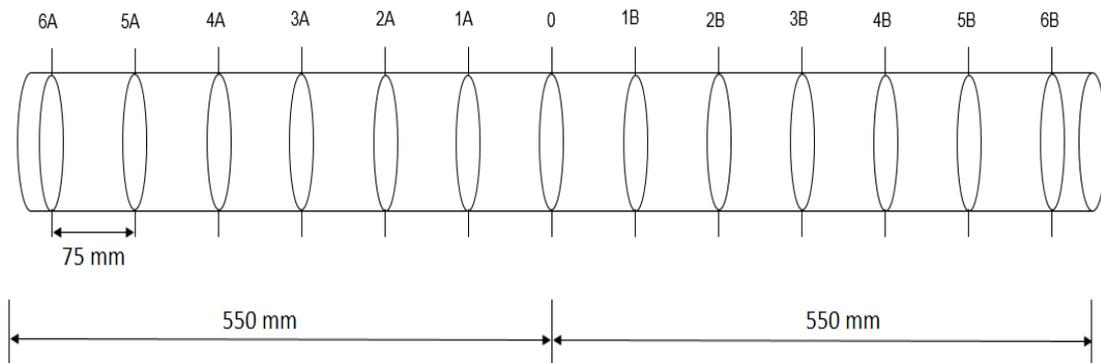


Figura 21 – Croqui das seções transversais da medição

A espessura foi medida nas bordas, em vinte pontos igualmente espaçados ao longo da circunferência (a cada 18°), conforme ilustrado na Figura 22.

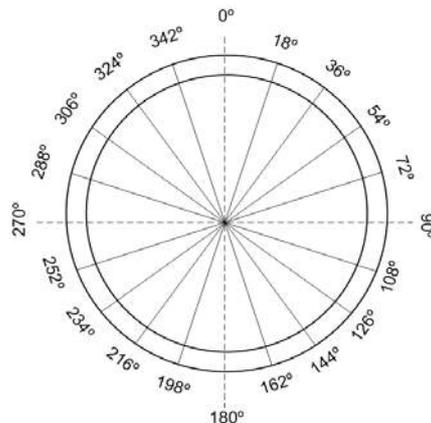


Figura 22- Croqui da medição ao longo da circunferência

Este conjunto de dados foi utilizado para calcular a ovalização (Δ_0) e a excentricidade da espessura (Ξ_0) das seções transversais medidas, definidos, respectivamente, da seguinte forma:

$$\Delta_0 = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D_{\max} + D_{\min}} \quad [49]$$

$$\Xi_0 = \frac{t_{\max} - t_{\min}}{t_{\max} + t_{\min}} \quad [50]$$

Os valores médios dos parâmetros geométricos dos tubos são apresentados na Tabela 3. A maior ovalização foi 1.33%, encontrada na amostra TP8-29D. E a menor ovalização foi de 0.10%, identificada na amostra TP8-31D.

Tabela 3 – Resumo dos parâmetros geométricos

	T (mm)	D (mm)	$\Delta_{0\text{MAX}}$ (%)	$\Xi_{0\text{MAX}}$ (%)
TP7-22I	4.93	73.27	0.17%	1.78%
TP7-23D	4.93	73.25	0.14%	1.12%
TP7-24D	4.95	73.27	0.17%	1.46%
TP7-25D	4.95	73.31	0.20%	1.61%
TP7-26D	4.91	73.26	0.20%	3.69%
TP8-27I	3.06	73.34	0.14%	2.78%
TP8-28D	3.08	73.32	0.14%	1.94%
TP8-29D	3.07	73.33	1.33%	1.88%
TP8-30D	3.08	73.36	0.10%	1.46%
TP8-31D	3.08	73.38	0.14%	0.97%

3.3 Caracterização do material

Os testes de tração foram realizados com o equipamento Instron 8802 do Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE, com capacidade de 250kN (ver Figura 23).

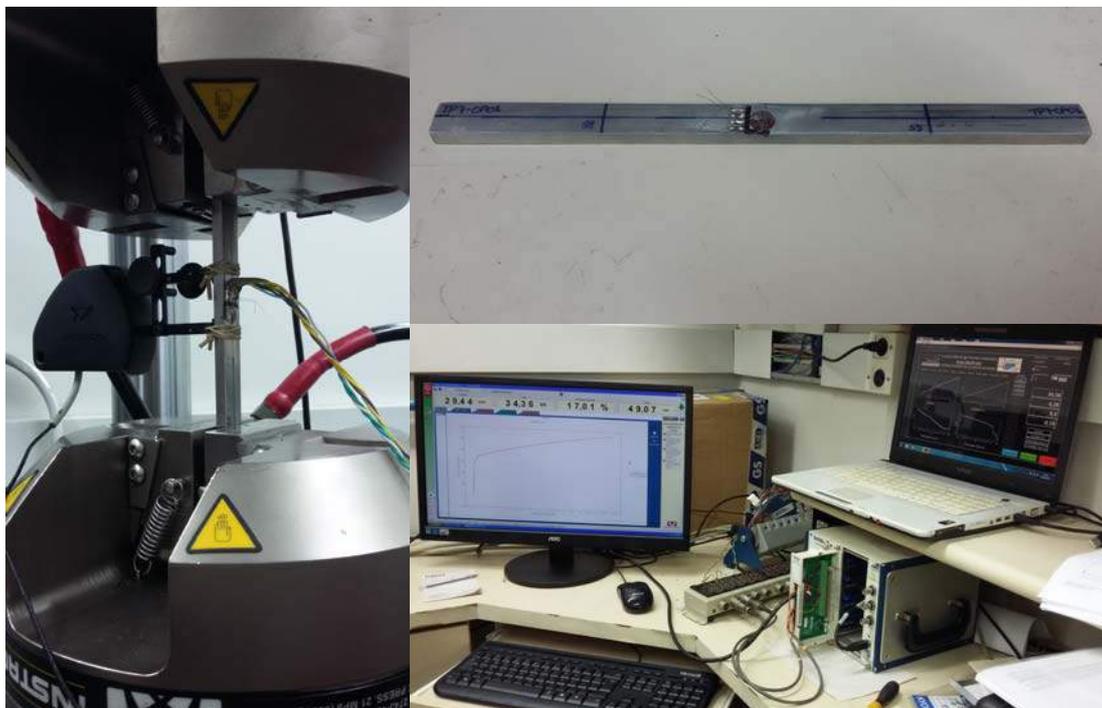


Figura 23 – Corpo de prova na Instron / Corpo de prova com strangage / Sistema de aquisição de dados dedicados à Instron

As propriedades do material foram determinadas através de ensaios de tração uniaxial, realizados com os corpos de prova retirados na direção longitudinal dos tubos TP7 e TP8, usados na confecção das amostras do teste de colapso.

Os corpos de prova foram fabricados e instrumentados conforme apresentado na Figura 24 e descrito na Tabela 4.

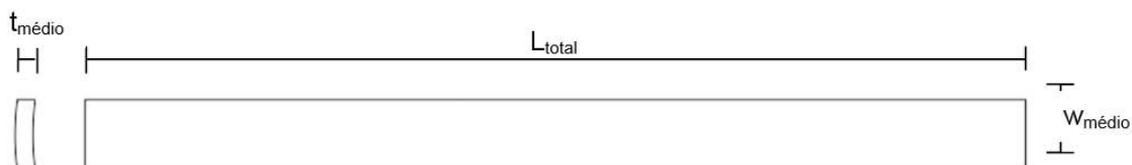


Figura 24 – Croqui dos corpos de prova

Tabela 4 – Resumo da geometria e instrumentação dos corpos de prova

Corpos de prova	Instrumentação	L_{total} (mm)	$t_{médio}$ (mm)	$W_{médio}$ (mm)
TP7-CP01	Strain gage biaxial + clip gage	200	4.95	12.42
TP7-CP02	Clip gage	200	5.01	12.44
TP8-CP01	Strain gage biaxial + clip gage	200	3.03	12.44
TP8-CP02	Strain gage biaxial + clip gage	200	3.03	12.40
TP8-CP03	clip gage	200	3.04	12.43

As tensões de escoamento (σ), módulo de elasticidade (E) e coeficiente de Poisson (ν) foram determinadas a partir da média entre as curvas de tensão-deformação do clip gage e strain gage.

Como a curva tensão x deformação não considera a área transversal instantânea e nem o comprimento do corpo de prova em cada instante de carga para determinação da deformação subsequente, para uma melhor precisão, a curva de tensão verdadeira x deformação logarítmica foi calculada, utilizando a equação abaixo:

$$\sigma_{TRUE} = \sigma \times (1 + \varepsilon) \quad [51]$$

$$\sigma_{LN} = \ln(1 + \varepsilon) \quad [52]$$

A média das curvas tensão verdadeira x deformação logarítmica dos resultados do clip gage foi utilizada para cálculo da curva final tensão verdadeira x deformação. Os resultados para o tubo TP7 e TP8 são apresentados nas Figuras 25 e 26 e Tabela 5.

Tabela 5 – Propriedade do material

Corpos de prova	E (GPa)	σ_0 (MPa)	ν
TP7	199.11	318.16	0.2735
TP8	180.50	237.41	0.2615

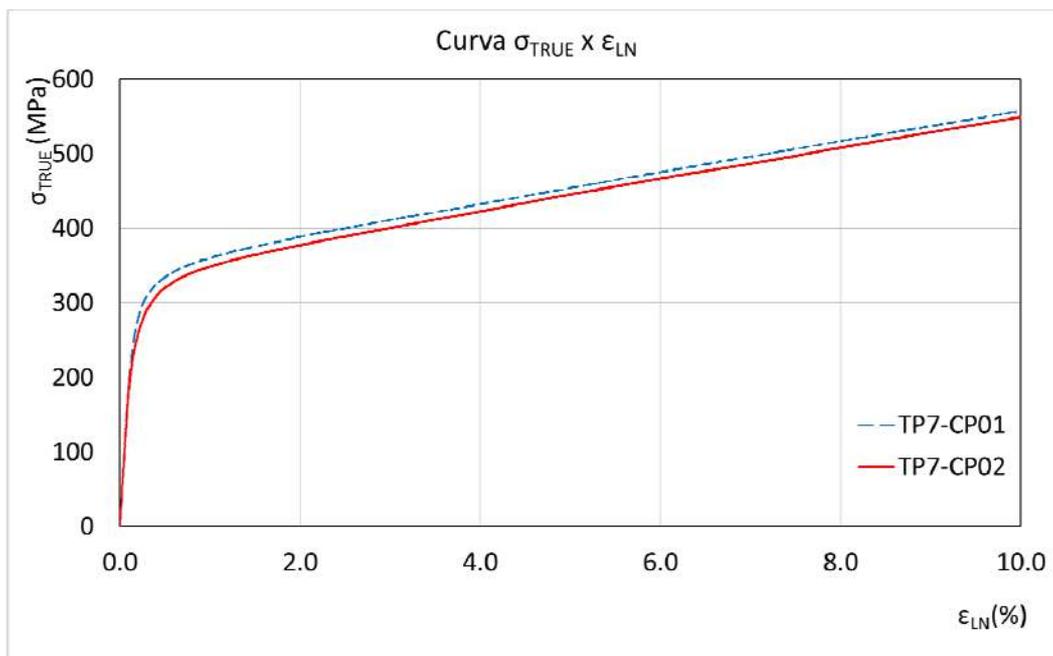


Figura 25 – TP7: Curva tensão verdadeira x deformação logarítmica

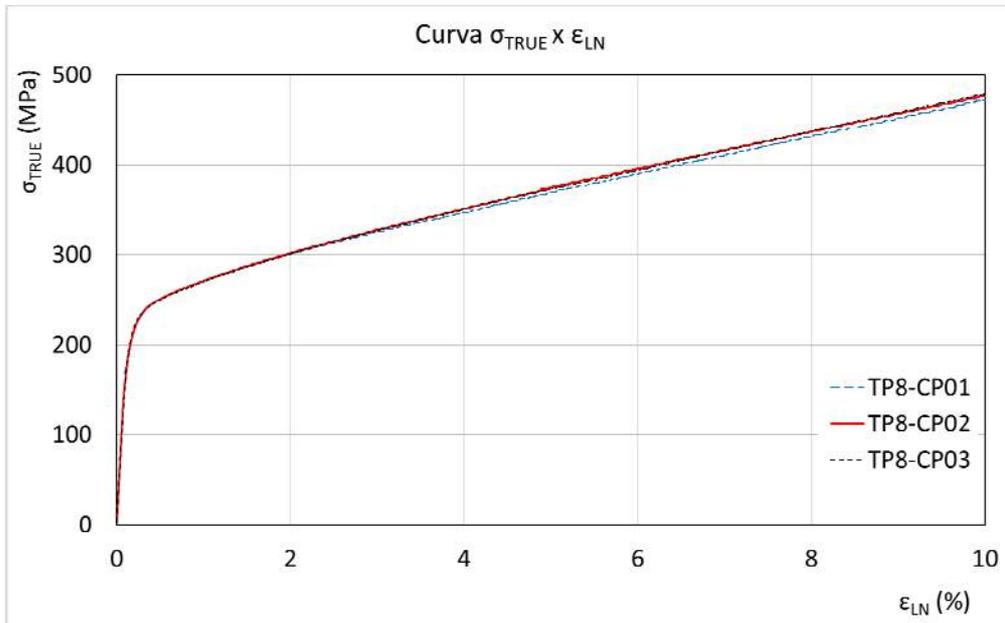


Figura 26 – TP8: Curva tensão verdadeira x deformação logarítmica

3.4 Simulação dos defeitos de corrosão nos dutos

Os defeitos de corrosão foram reproduzidos nas amostras com geometria retangular de comprimento longitudinal “l”, largura “c” e profundidade “d”, conforme apresentado na Figura 27. A geometria retangular representa o pior defeito, pois é o caso onde há a maior perda de material.

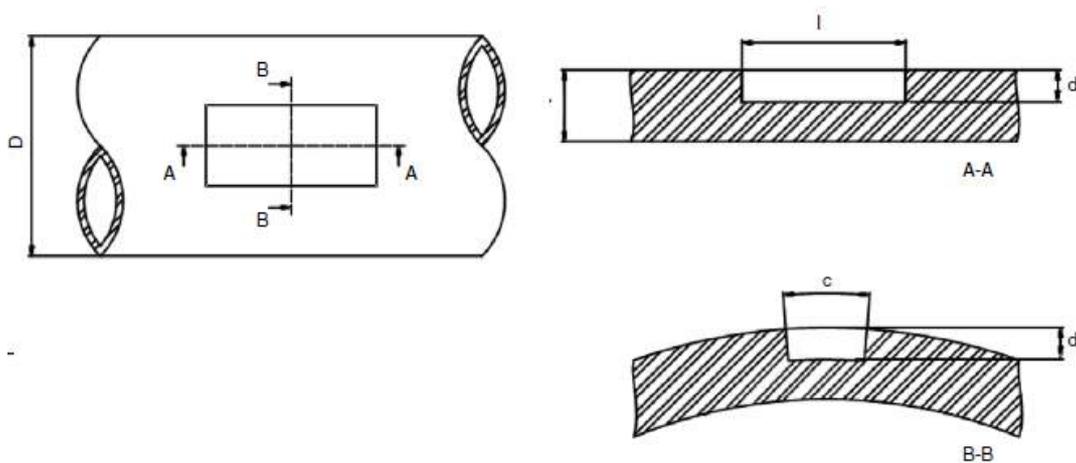


Figura 27 – Croqui do defeito nas amostras para teste de colapso (adaptado de NETTO, 2009)

Os defeitos estão localizados externamente, na seção de maior ovalização e ângulo onde foi encontrado o menor diâmetro e espessura da seção, conforme representado na Figura 28.

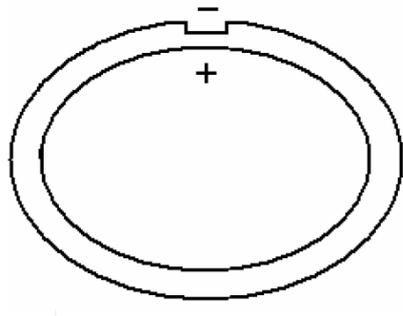


Figura 28 – Posição do defeito

Para simular os defeitos de corrosão, 4 tubos de cada espessura foram usinados com uma fresa, retirando o material de uma região pré-definida (ver Figuras 29 e 30).



Figura 29 – Usinagem do tubo



Figura 30 – Usinagem do tubo

Para medição de espessura na região dos defeitos, foi utilizado um relógio comparador, conforme ilustrado na foto da Figura 31.

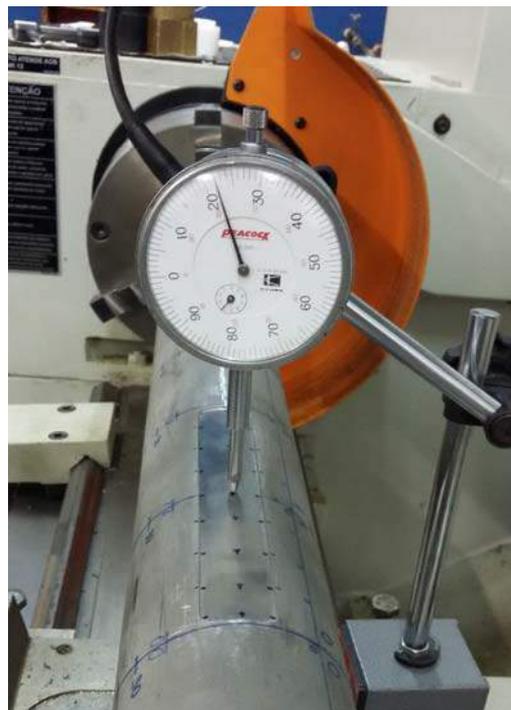


Figura 31 – Medição da geometria do defeito

A Tabela 6 apresenta um resumo dos valores médios dos defeitos usinados em cada tubo.

Tabela 6 – Resumo das dimensões dos defeitos

	d/t	c/πD	l/D	d _{médio} (mm)	C _{médio} (mm)	l _{médio} (mm)
TP7-22I	---	---	---	---	---	---
TP7-23D	0.15	0.1	2.0	0.75	22.87	146.00
TP7-24D	0.16	0.1	6.0	0.81	22.68	439.00
TP7-25D	0.30	0.1	6.0	1.47	22.24	439.00
TP7-26D	0.32	0.1	2.0	1.57	22.47	146.00
TP8-27I	---	---	---	---	---	---
TP8-28D	0.27	0.1	2.0	0.83	23.00	146.00
TP8-29D	0.10	0.1	2.0	0.31	23.00	146.00
TP8-30D	0.08	0.1	6.0	0.25	23.00	437.00
TP8-31D	0.24	0.1	6.0	0.73	22.44	438.00

3.5 Teste de colapso

Os testes de colapso foram realizados com uma câmara hiperbárica, um sistema de carregamento servo-hidráulico e um sistema de aquisição de dados. A câmara tem aproximadamente 380mm de diâmetro e 5 metros de comprimento, com duas tampas dotadas de “o-ring” de borracha para vedação e tem uma capacidade de 7.500psi. A malha para medição de pressão KMPP-003 é composta por: um transdutor de pressão marca Gefran, para 10000 psi; unidade de pressurização hidro-pneumática marca Flutrol/Haskel, código QUH-001, com capacidade para 20.000 psi; computador com software de aquisição de dados e controle de processo (ver Figura 32).



Figura 32 – Sistema de aquisição de dados / Câmara hiperbárica

Os tubos são colocados no interior da câmara hiperbárica (Figura 33), que então é fechada com auxílio de torquímetro hidráulico. A câmara é preenchida com água doce até completa retirada do ar de seu interior. A pressurização é feita a uma taxa linear constante de 100psi/min através da bomba hidráulica, até que o tubo colapse. A máxima pressão registrada é considerada como a pressão de colapso. Os dados são monitorados e registrados pelo sistema de aquisição de dados.



Figura 33 – Tubo no interior da câmara hiperbárica

As peças de vedação foram fabricadas em 2 tamanhos para que encaixassem perfeitamente nos tubos de espessura de 3mm e 5mm. O menor diâmetro da peça corresponde ao diâmetro interno dos tubos e o maior diâmetro da peça corresponde ao diâmetro externo dos tubos. A Figura 34 apresenta uma peça de vedação usada nos testes.



Figura 34 – Tampa de vedação para o teste de colapso

As peças foram encaixadas e coladas nas extremidades do tubo com uma resina epóxi de secagem rápida. Uma borracha ao redor do tubo e da peça de vedação foi colocada para evitar qualquer vazamento nessa região, que possa comprometer o experimento (Ver Figura 35).



Figura 35 - Vedação do tubo para o teste de colapso

A Figura 36 mostra o gráfico de pressão vs tempo das amostras TP7-22I, com 4.93 mm de espessura e sem defeito. O teste durou aproximadamente 63 minutos e a pressão máxima registrada foi de 42.17 MPa, sendo esta a pressão de colapso.

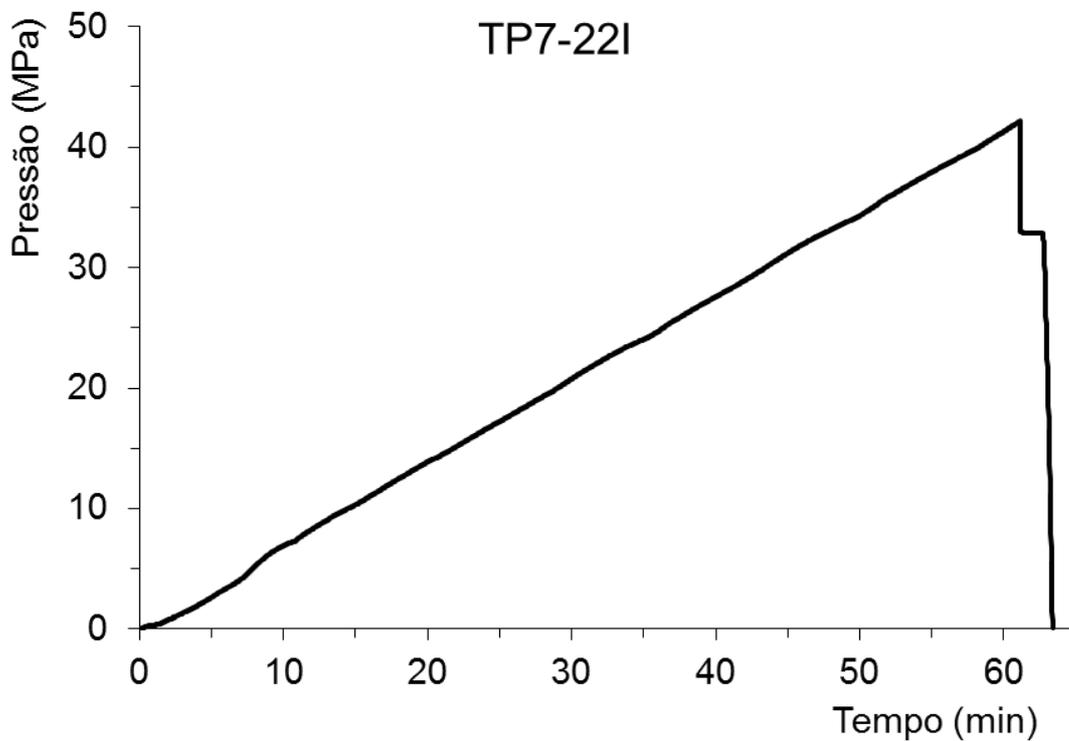


Figura 36 – TP7-22I: Gráfico da pressão de colapso

A Figura 37 mostra o gráfico de pressão vs tempo das amostras TP8-30D, com 3.08 mm de espessura e com defeito ($d/t=0.08$). O teste durou aproximadamente 23 minutos e a pressão máxima registrada foi de 14.98 MPa, sendo esta a pressão de colapso.

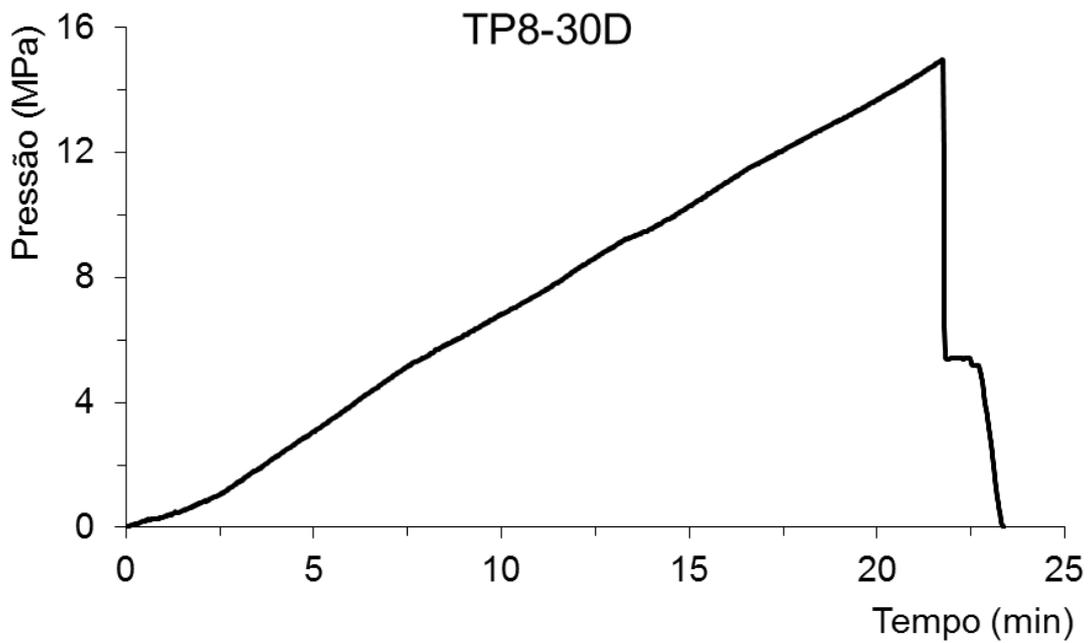


Figura 37 – TP8-30D: Gráfico da pressão de colapso

Um resumo das características do tubo e dos defeitos, pressão e modo de colapso são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 – Pressão e modo de colapso por tubo

	t (mm)	D (mm)	d/t	c/πD	l/D	Δ_{0MAX} (%)	Ξ_{0MAX} (%)	$P_{colapso}$ (MPa)	Modo
TP7-22I	4.93	73.27	---	---	---	0.17%	1.78%	42.17	F
TP7-23D	4.93	73.25	0.15	0.1	2.0	0.14%	1.12%	39.97	U3
TP7-24D	4.95	73.27	0.16	0.1	6.0	0.17%	1.46%	36.90	U3
TP7-25D	4.95	73.31	0.30	0.1	6.0	0.20%	1.61%	33.22	U1
TP7-26D	4.91	73.26	0.32	0.1	2.0	0.20%	3.69%	34.89	U1
TP8-27I	3.06	73.34	---	---	---	0.14%	2.78%	15.47	F
TP8-28D	3.08	73.32	0.27	0.1	2.0	0.14%	1.94%	14.93	U3
TP8-29D	3.07	73.33	0.10	0.1	2.0	1,33%	1,88%	12.23	F
TP8-30D	3.08	73.36	0.08	0.1	6.0	0,10%	1,46%	14.98	F
TP8-31D	3.08	73.38	0.24	0.1	6.0	0,14%	0,97%	15.26	U3

As Figuras 38, 39 e 40 apresentam os 3 modos de colapsos encontrados nos experimentos.



Figura 38 – Modo de colapso Flat



Figura 39 – Modo de colapso U1



Figura 40 – Modo de Colapso tipo U3

4 ANÁLISE NUMÉRICA

Modelos numéricos tridimensionais baseados no método dos elementos finitos foram desenvolvidos para a estimativa da pressão de colapso dos dutos intactos e corroídos submetidos à pressão externa. Os resultados experimentais foram utilizados para calibração dos modelos e as análises foram realizadas com auxílio do *software Abaqus 6.14*.

As amostras testadas (Capítulo 3) foram reproduzidas no modelo numérico com base nos dados obtidos nas medições, ou seja, reproduzindo diâmetro médio, espessura média e ovalização máxima. A pressão de colapso foi calculada para todos os tubos na condição intacta e com defeitos, sendo possível obter o valor de P_{COR}/P_{CO} para cada tubo.

4.1 Geometria e condições de contorno

Os tubos utilizados nos experimentos descritos no Capítulo 3 foram modelados em elementos finitos e analisados no *software Abaqus 6.14*. A geometria dos modelos foi baseada nos dados de medição apresentado na Tabela 6.

Com o objetivo de reduzir o tempo de processamento numérico, o modelo foi elaborado adotando simetrias em relação ao plano X-Y e Y-Z, ou seja, representando metade do tubo na direção longitudinal e metade da seção transversal. Sendo então reduzido a um quarto de seu tamanho original.

Para as simetrias em relação ao plano Y-Z, os graus de liberdade de translação foram restringidos em X. Em relação ao plano X-Y, os graus de liberdade de translação foram restringidos em Z. A seção $x=L/2$, foi restringida na direção axial. A Figura 41 apresenta as condições de contorno aplicadas nos modelos e eixos de referência.

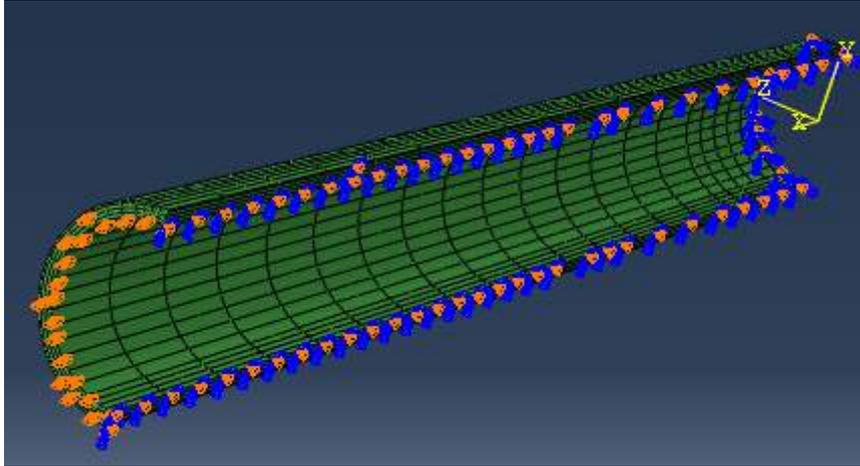


Figura 41 – Condições de contorno no modelo numérico

A ovalização dos tubos foi simulada através de uma imperfeição local iniciada em $x=0$, representada pela seguinte expressão (NETTO, 2005):

$$w_o(\theta) = -\Delta_0 \exp\left[-\beta\left(\frac{x_1}{D}\right)^2\right] \cos(2\theta) \quad [53]$$

onde, w_o é o deslocamento radial, θ é a coordenada angular polar medida a partir do eixo x_2 . A máxima amplitude da ovalização é Δ_0 e β é o parâmetro multiplicador que determina a extensão da imperfeição. Seguindo o mesmo procedimento de estudos anteriores, para análises similares em Netto (2007), β foi considerado como 2 diâmetros.

4.2 Malha de elementos finitos

A malha de elementos finitos foi gerada a partir de elementos sólidos quadrático do tipo C3D27R do *Abaqus 6.14*, que se caracterizam como tridimensionais, com 27-nós, 3 graus de liberdade de translação por nó e integração reduzida. Para geração da malha de elementos finitos foi utilizado um programa em código Fortran. Os dados de entrada do programa são os parâmetros geométricos dos tubos que devem ser representados pela malha, como comprimento, raio interno, espessura, número de elementos nas direções longitudinal, circunferencial e radial e a ovalização (calculada conforme Equação 53).

Em NETTO et al (2007), um estudo de sensibilidade de malha foi realizado com o objetivo de selecionar o refinamento que apresentasse um melhor resultado em função do tipo de carregamento aplicado e geometria do modelo. Visto a similaridade das análises, para os modelos desenvolvidos neste estudo, foi utilizado o mesmo

procedimento. A Tabela 8 apresenta o número de elementos considerados no refinamento da malha do modelo numérico, na direção radial, ao longo da espessura e na direção longitudinal.

Tabela 8 – Refinamento de malha adotado em cada direção

Defeito	Radial	Espessura	Longitudinal
Nº de elementos	4	1	5 a 12
Tubo	Radial	Espessura	Longitudinal
Nº de elementos	24	3	20

As Figuras 42 e 43 mostram uma vista longitudinal de um tubo com $l/D=2$ (relação comprimento do defeito – diâmetro do tubo) e uma vista transversal, respectivamente.

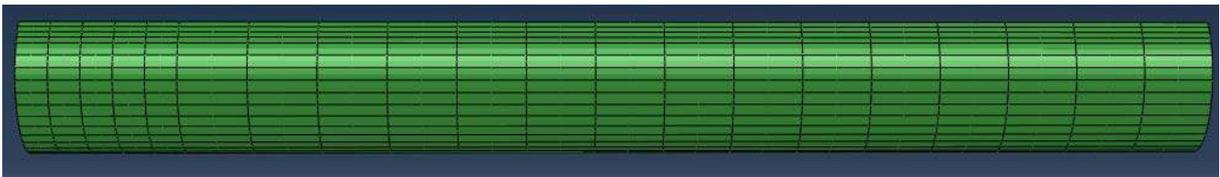


Figura 42- Vista longitudinal da malha do modelo numérico ($l/D=2$)

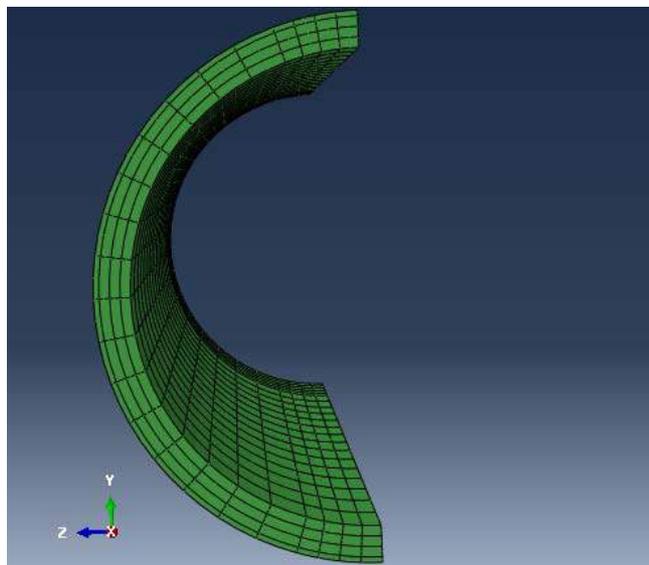


Figura 43 – Vista transversal da malha do modelo numérico

As Figuras 44 e 45 mostram o detalhamento da malha na região do defeito.

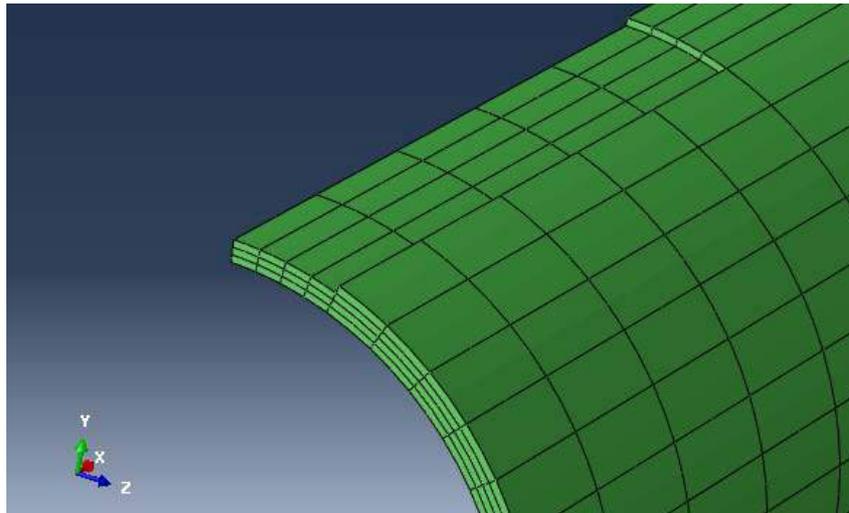


Figura 44 – Refinamento da malha na região do defeito

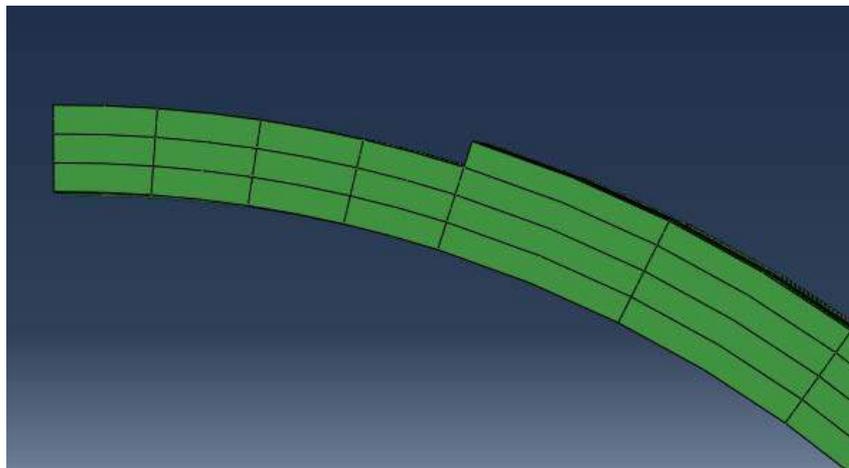


Figura 45 - Vista transversal da malha na região do defeito

4.3 Carregamento

Nas análises de colapso, foi considerada apenas a pressão externa pura agindo na superfície externa do tubo, que foi aplicada a partir de incrementos de pressão nas superfícies utilizando o Método de Riks. Este método usa a magnitude da carga como uma variável adicional, envolvendo simultaneamente carga e deslocamento. É recomendado em casos onde a resposta da relação carga-deslocamento mostra uma rigidez negativa e a estrutura deve liberar energia de deformação para permanecer em equilíbrio, como ocorre no colapso ou flambagem. Para avaliar o progresso da solução, o programa usa o comprimento do arco, ao longo do caminho estático de equilíbrio no espaço carga-deslocamento.

Para simular a mesma condição de carregamento do experimento descrito no Capítulo 3, foi aplicada uma pressão, equivalente a área transversal da cabeça de vedação, na direção longitudinal ao longo de toda espessura da extremidade do tubo. Sendo o fator de carga calculado como:

$$F_{CARGAEQUIVALENTE} = \frac{A_{VED}}{A_{TUBO}} \quad [54]$$

onde A_{VED} é a área transversal externa, exposta ao carregamento hidrostático, da cabeça de vedação e A_{TUBO} é a área transversal do tubo.

A Tabela 9 apresenta os valores calculados para os tubos TP7 e TP8.

Tabela 9 – Cálculo do fator de carga axial equivalente

	TP7	TP8
Diâmetro médio (mm)	73.3	73.3
Espessura média (mm)	3.1	4.9
Área transversal da cabeça de vedação (mm ²)	4220	4220
Área transversal do tubo (mm ²)	678	1060
Fator de carga equivalente	6.2	4.0

As Figuras 46 e 47 mostram as cargas aplicadas no modelo numérico.

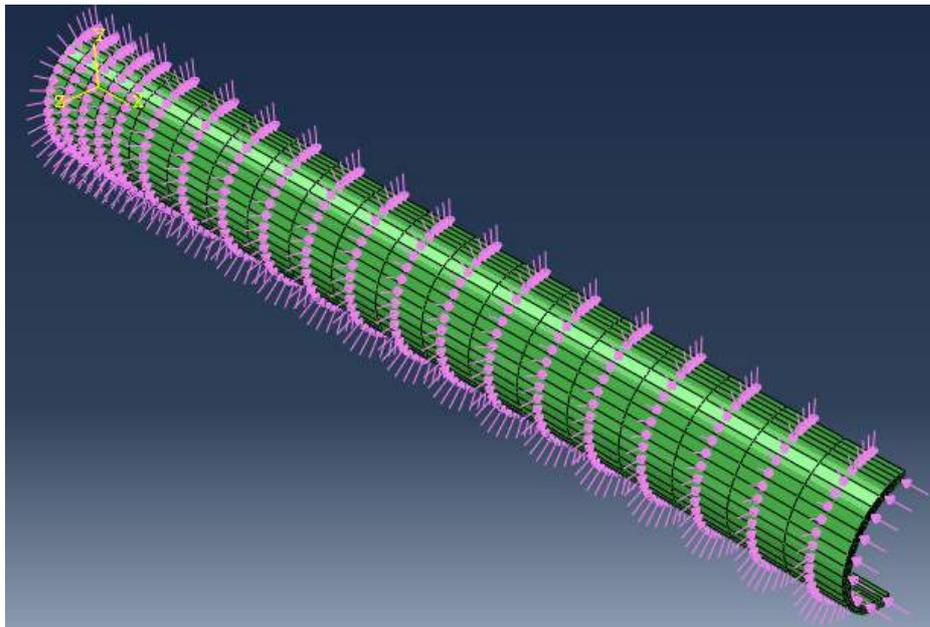


Figura 46 – Vista geral do carregamento do modelo numérico

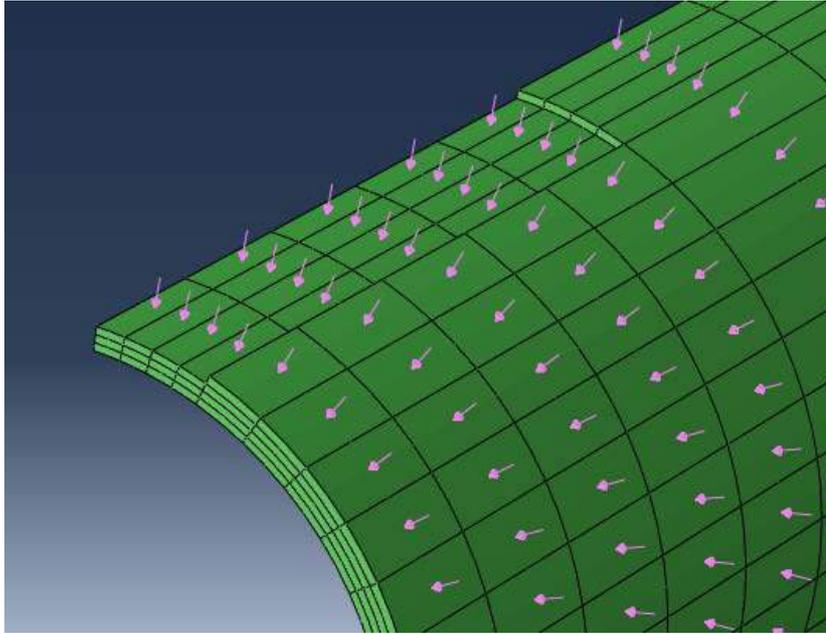


Figura 47 – Carregamento do modelo numérico na região do defeito

4.4 Propriedade do material

Nos modelos numéricos, foram adotadas as curvas de tensão verdadeira vs deformação logarítmica obtidas a partir da média dos testes de tração de cada tubo. As Figuras 48 e 49 apresentam as curvas de material utilizadas nos modelos numéricos dos tubos TP7 e TP8, respectivamente. A Tabela 10 mostra os valores de tensão de proporcionalidade (σ_p), limite de escoamento (σ_0), módulo de elasticidade (E) e coeficiente de Poisson (ν) referentes às curvas.

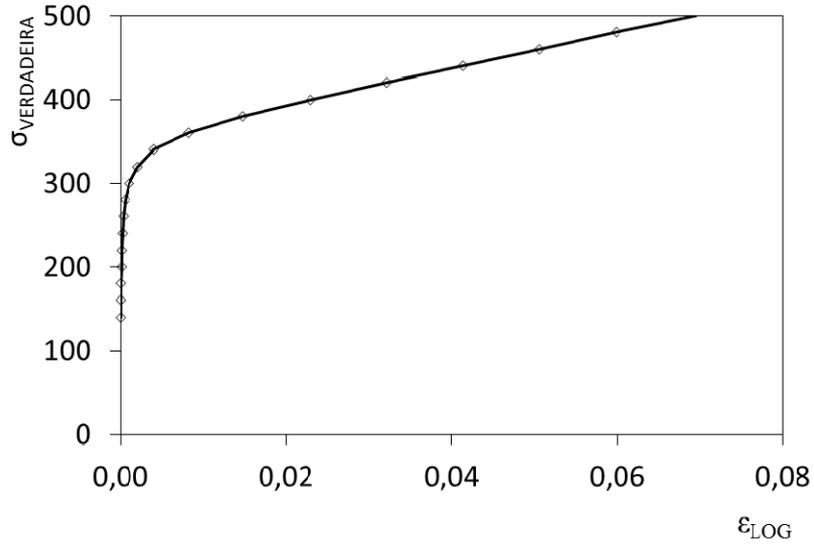


Figura 48 – TP7: Deformação plástica logarítmica

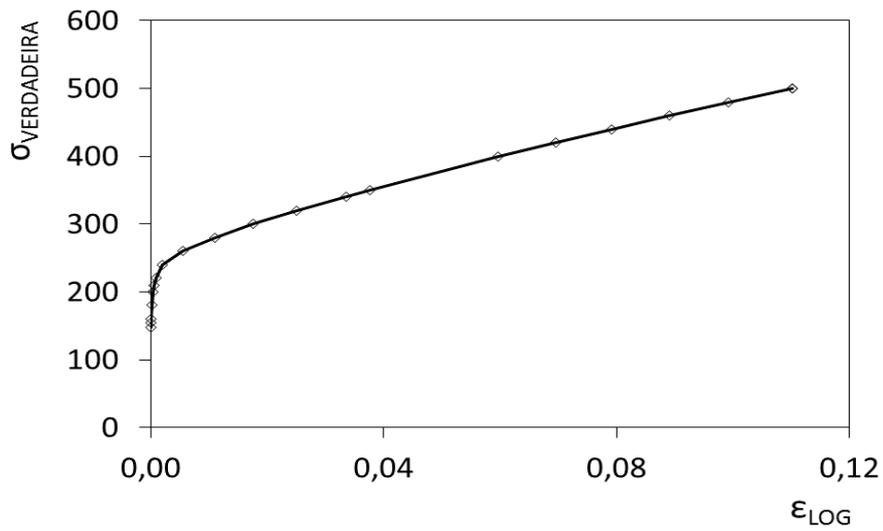


Figura 49 – TP8: Deformação plástica logarítmica

Tabela 10 – Propriedades do material do modelo numérico

Tubo	σ_p (MPa)	σ_0 (MPa)	E (GPa)	ν
TP7	140	318.16	199.11	0.2735
TP8	120	237.41	180.50	0.2615

4.5 Correlação numérico-experimental

A Tabela 11 apresenta uma comparação entre os resultados obtidos nos experimentos e o modelo numérico. A relação entre eles variou de 1% a 7%, sendo as diferenças atribuídas às simplificações realizadas com relação ao mapeamento dos tubos, às propriedades dos materiais e às condições de carregamento.

Tabela 11 – Comparação entre experimentos e análise numérica

	P _{CO} (MPa)		P _{COR} (MPa)		Erro (%)	Modo de Colapso
	TESTE	ABAQUS	TESTE	ABAQUS		
TP7-22I	42.17	45.12	---	---	7%	Flat
TP7-23D	---	45.42	39.97	42.36	6%	U3
TP7-24D	---	45.36	36.90	39.46	7%	U3
TP7-25D	---	45.00	33.22	33.57	1%	U1
TP7-26D	---	44.52	34.89	36.24	4%	U3
TP8-27I	15.50	16.10	---	---	4%	Flat
TP8-28D	---	16.68	14.93	14.59	-2%	U3
TP8-29D	---	12.74	12.23	12.06	-1%	Flat
TP8-30D	---	16.50	14.98	15.69	5%	Flat
TP8-31D	---	16.30	15.26	13.23	-13%	U

O teste realizado com a amostra TP8-31D apresentou resultado incoerente com sua ovalização, geometria e tamanho do defeito. O erro pode estar associado a algum erro de medição na etapa de mapeamento do tubo, ao posicionamento errado do defeito em relação à ovalização máxima ou à um possível encruamento no material ocasionado pela usinagem do tubo.

Os modos de colapso obtidos nas análises numéricas foram os mesmos observados nos experimentos, conforme exemplificado nas Figuras 50, 51 e 52.

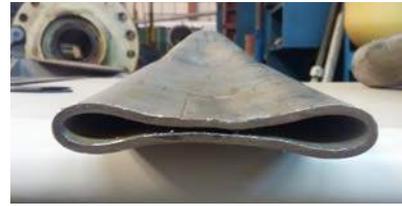
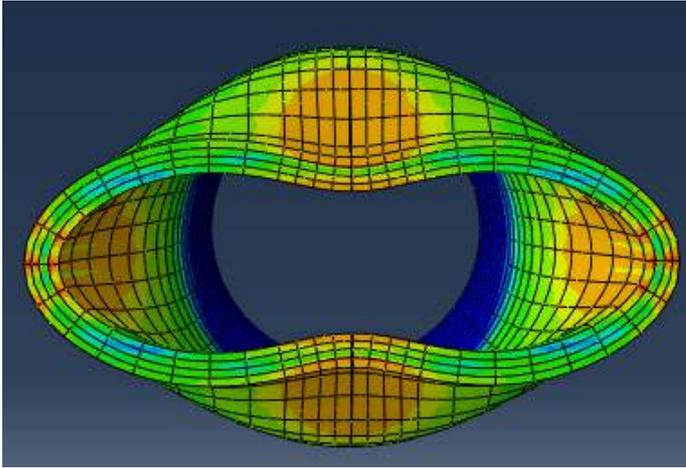


Figura 50 – Modo de colapso Flat no modelo numérico

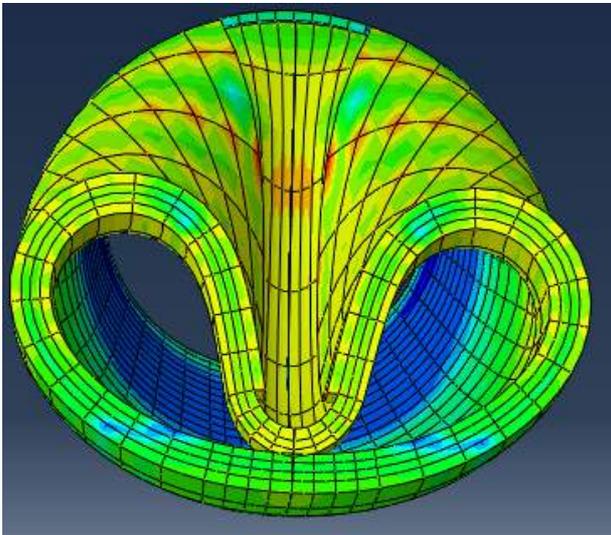


Figura 51 – Modelo de colapso U-1 no modelo numérico

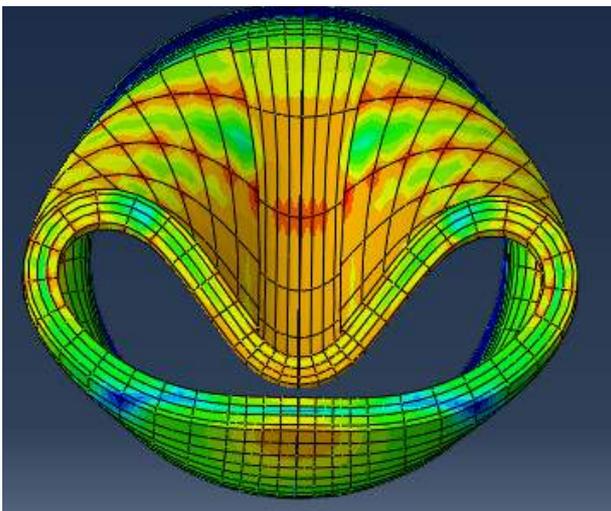


Figura 52 – Modo de colapso U-3 no modelo numérico

A pressão de colapso foi calculada para todos os tubos na condição intacta e com defeitos, sendo possível obter o valor de P_{COR}/P_{CO} para cada tubo. A equação proposta por NETTO (2010) foi utilizada para obter P_{COR}/P_{CO} e a comparação dos resultados são apresentados na Tabela 12.

Tabela 12 – Comparação do cálculo de P_{COR}/P_{CO}

	P_{COR}/P_{CO}		
	TESTE	ABAQUS	Eq.NETTO
TP7-22I	---	---	---
TP7-23D	0.88	0.93	0.91
TP7-24D	0.81	0.87	0.85
TP7-25D	0.74	0.75	0.73
TP7-26D	0.78	0.81	0.80
TP8-27I	---	---	---
TP8-28D	0.89	0.87	0.83
TP8-29D	0.96	0.95	0.94
TP8-30D	0.91	0.95	0.93

5 ESTUDO DA FORMULAÇÃO PROPOSTA POR NETTO (2010)

A equação de estado limite para dutos corroídos sob pressão externa, proposta por NETTO (2010), foi avaliada considerando os novos resultados numéricos e experimentais obtidos.

A equação proposta por NETTO (2010) é utilizada para cálculo da redução da pressão de colapso em dutos corroídos e calibrada para a combinação de parâmetros descritos abaixo:

$$\frac{\bar{P}_{COR}}{\bar{P}_{CO}} = \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} \left(1 - \left(\frac{c}{\pi D} \right)^{0.4} \left(\frac{l}{10D} \right)^{0.4} \right)} \right]^{2.675} \quad [55]$$

*Defeito raso: $\left(0.1 \leq \frac{d}{t} \leq 0.2, \frac{c}{\pi D} \leq 0.1 \right)$

*Defeito moderado: $\left(0.2 < \frac{d}{t} < 0.4, \frac{c}{\pi D} \leq 0.1 \right)$

Dentro desse intervalo, se $\frac{c}{\pi D} \geq 0.15 - 0.25 \frac{d}{t}$, considerar $\frac{c}{\pi D} = 0.15 - 0.25 \frac{d}{t}$

*Defeito profundo: $\left(0.4 < \frac{d}{t} < 0.6, \frac{c}{\pi D} \leq 0.2 - 0.25 \frac{d}{t} \right)$

Dentro desse intervalo, se $\frac{c}{\pi D} \geq 0.1 - 0.125 \frac{d}{t}$, considerar $\frac{c}{\pi D} = 0.1 - 0.125 \frac{d}{t}$

*Para todos os casos:

Se $l/D > 10$, considerar $l/D = 10$.

Apesar da Equação 55 ser limitada aos casos com $d/t \leq 0.1$, a aplicação dela para $0 < d/t \leq 0.1$, também apresenta bons resultados. No caso de tubos intactos, a razão P_{COR}/P_{CO} é igual a um, pois os termos d , c e l seriam nulos na equação. No caso de defeitos de profundidades muito pequenas ($d/t < 0.1$), a influência do defeito pode

ser menor do que o efeito da ovalização do tubo, por exemplo, mas não deixa de existir.

Os dados de experimentos disponíveis em FERRAZ, 2007, NETTO, 2005, 2007, 2009 e SAKAKIBARA, 2008 de testes de colapso em tubos submetidos a pressão externa pura, foram agrupados e listados de acordo com as informações disponíveis das características do material, geometria inicial do tubo intacto, geometria do defeito e resultado para razão P_{COR}/P_{CO} . Tabela 13 apresenta os testes que foram realizados com defeitos retangulares e estão dentro da faixa de aplicação da fórmula.

O gráfico da Figura 53 apresenta uma relação entre os resultados experimentais da Tabela 13 e os resultados obtidos através da Equação 55.

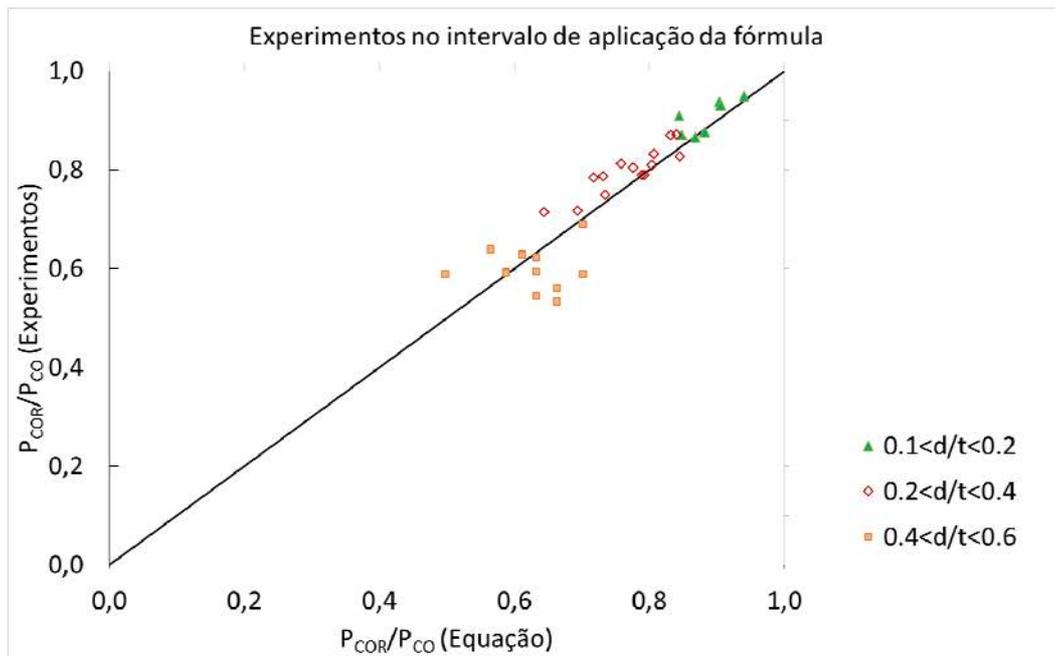


Figura 53 - Gráfico P_{COR}/P_{CO} experimentais e numérico

Tabela 13 – Dados experimentais e cálculo da fórmula

Ano	E (MPa)	σ (MPa)	D/t	Δ_0 (%) (max.)	Ξ_0 (%) (max.)	d/t2	l/D	c/ π D	P _{COR} /P _{CO} (teste)	P _{COR} /P _{CO} (Netto)
2005	203.000	261	24	0.034	3.46	0.50	2.00	0.05	0.609	0.702
2005	203.000	261	24	0.068	6.12	0.50	3.00	0.05	0.622	0.663
2005	203.000	261	24	0.075	1.23	0.50	4.00	0.05	0.530	0.633
2007	202.000	250	24	0.038	9.69	0.50	2.00	0.05	0.679	0.702
2007	202.000	250	24	0.085	4.44	0.50	4.00	0.05	0.661	0.633
2007	202.000	250	24	0.084	3.37	0.50	6.00	0.05	0.615	0.588
2009	196.000	254	24	0.029	2.42	0.50	3.00	0.05	0.574	0.663
2009	197.000	288	26	0.113	5.17	0.50	4.00	0.05	0.617	0.633
2017	189.110	315	15	0.079	1.09	0.15	1.99	0.10	0.880	0.906
2017	189.110	315	15	0.098	1.08	0.16	5.99	0.10	0.814	0.848
2017	189.110	315	15	0.134	1.39	0.30	5.99	0.10	0.738	0.734
2017	189.110	315	15	0.118	2.27	0.32	1.99	0.10	0.784	0.804
2017	178.540	240	24	0.058	1.86	0.27	1.99	0.10	0.965	0.831
2017	178.540	240	24	0.357	1.63	0.10	1.99	0.10	0.790	0.940
2009	191.000	247	21	0.170	1.37	0.26	>10	0.02	0.892	0.841
2009	191.000	247	21	0.290	1.00	0.26	>10	0.03	0.835	0.807
2009	191.000	247	21	0.220	0.69	0.26	>10	0.04	0.796	0.776
2009	191.000	247	21	0.360	1.36	0.26	>10	0.06	0.799	0.759
2009	191.000	247	21	0.250	0.95	0.27	>10	0.07	0.774	0.731
2009	191.000	247	21	0.210	0.95	0.26	>10	0.08	0.801	0.718
2009	191.000	247	21	0.360	1.26	0.11	>10	0.06	0.953	0.904
2009	191.000	247	21	0.110	1.06	0.17	>10	0.06	0.882	0.844
2009	191.000	247	21	0.340	1.00	0.36	>10	0.06	0.719	0.644
2009	191.000	247	21	0.280	1.53	0.46	>10	0.06	0.658	0.565
2009	191.000	247	21	0.360	1.01	0.54	>10	0.06	0.569	0.498
2009	206.000	301	19	0.090	2.24	0.20	>10	0.02	0.862	0.882
2009	206.000	301	19	0.100	2.06	0.21	>10	0.03	0.810	0.845
2009	206.000	301	19	0.120	2.42	0.22	>10	0.06	0.789	0.793
2009	206.000	301	19	0.150	2.16	0.20	>10	0.08	0.785	0.789
2009	206.000	301	19	0.100	2.56	0.13	>10	0.08	0.857	0.869
2009	206.000	301	19	0.130	2.20	0.29	>10	0.08	0.691	0.694
2009	206.000	301	19	0.170	2.57	0.40	>10	0.08	0.634	0.612

5.1 Incerteza do modelo

Existem incertezas devido às simplificações e hipóteses assumidas para o uso geral de uma fórmula empírica. Essas incertezas podem ser reduzidas com estudo do ajuste da fórmula e condições de aplicação. Todo esse processo de ajuste para essa formulação foi explicado em referências citadas no Capítulo 2. No entanto, para o estudo de confiabilidade é importante determinar a incerteza da formulação em si, ou seja, a incerteza do modelo.

No total, 34 testes experimentais de colapso puro dentro da faixa de aplicação da Equação 55, encontrados na literatura e realizados nesse estudo, foram relacionados na Tabela 13 (NETTO, 2005, 2007, 2009, SAKAKIBARA, 2008). Para cada experimento apresentado na Tabela 13, foram calculados o valor de P_{COR}/P_{CO} pela Equação 55 e o Bias, que é definido como:

$$Bias = B_i = \left(\frac{P_{COR}}{P_{CO}} \right)_i \Bigg/ \left(\frac{\bar{P}_{COR}}{\bar{P}_{CO}} \right)_i \quad [56]$$

Onde P_{COR}/P_{CO} é o resultado experimental e $\bar{P}_{COR}/\bar{P}_{CO}$ é calculado pela Equação 50.

Com os resultados dos bias (X_i), foi traçado um histograma de frequência relativa com os seguintes parâmetros:

- Número de observações totais da amostra: 34
- Número de intervalos: 12
- Valor mínimo observado: 0.806
- Valor máximo observado: 1.184
- Tamanho do intervalo: 0.032

Os dados calculados para o histograma de frequência relativa estão detalhados na Tabela 14 e gráfico é apresentado na Figura 54.

Tabela 14 – Dados do histograma do Bias

Intervalo	Mínimo	Máximo	Média	Freq Abs	Freq Rel	Dens. Probab.
1	0.806	0.837	0.821	1	0.03	0.9
2	0.837	0.869	0.853	3	0.09	2.8
3	0.869	0.900	0.884	0	0.00	0.0
4	0.900	0.932	0.916	0	0.00	0.0
5	0.932	0.963	0.947	1	0.03	0.9
6	0.963	0.995	0.979	3	0.09	2.8
7	0.995	1.026	1.010	9	0.26	8.4
8	1.026	1.058	1.042	8	0.24	7.5
9	1.058	1.089	1.073	3	0.09	2.8
10	1.089	1.121	1.105	3	0.09	2.8
11	1.121	1.152	1.136	2	0.06	1.9
12	1.152	1.184	1.168	1	0.03	0.9

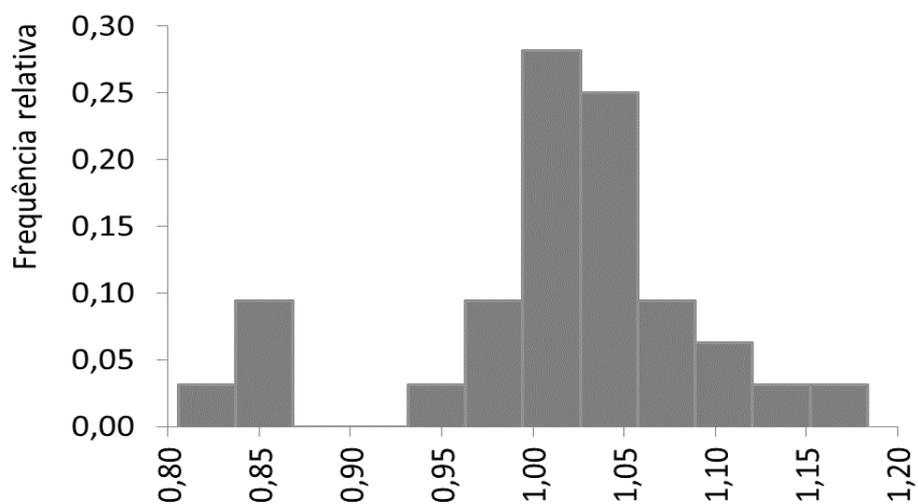


Figura 54 – Histograma do Bias

A média, desvio padrão e variância do Bias são calculados conforme as equações abaixo e os resultados são apresentados na Tabela 15.

$$\bar{B} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n B_i \quad (\text{média}) \quad [57]$$

$$s_B = \sqrt{s_B^2} \quad (\text{desvio padrão}) \quad [58]$$

sendo:

$$s_B^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (B_i - \bar{B})^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (B_i^2 - n\bar{B}^2) \quad (\text{variância}) \quad [59]$$

Tabela 15 – Média, desvio padrão e variância do bias

Cálculo baseado na tabela 14:	$\mu_B =$	1.01
	$s_B =$	0.08
	$s_B^2 =$	0.01
	$n =$	32

Uma distribuição probabilística do tipo normal foi ajustada ao histograma da Figura 54 por obter o melhor resultado segundo o método do Qui-quadrado (ver Figura 55).

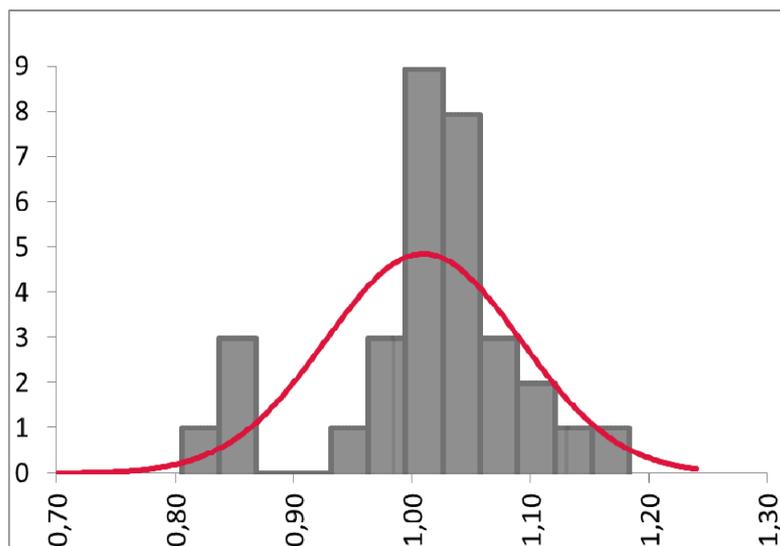


Figura 55 – Ajuste de distribuição ao histograma do Bias

Com base nos cálculos acima apresentados, a incerteza da Equação 55 pode ser descrita por uma distribuição normal, com média 1.01 e desvio padrão 0.08.

5.2 Análise de sensibilidade

A análise de sensibilidade é utilizada para determinar como a variação de um fator impacta no resultado final. A variável sensível tem seu valor alterado enquanto todas as outras variáveis são mantidas nos seus valores de linha de base (estáveis).

A Equação 55 pode ser usada em três faixas de aplicação relacionadas a profundidade do defeito: raso, moderado ou profundo. A média e a variação de d/t foi escolhido de forma que a análise de sensibilidade englobasse as três faixas de aplicação.

Dentro de cada faixa de aplicação relacionada à profundidade do defeito, existe também uma limitação em relação aos valores de $c/\pi D$. A média e variação deste parâmetro foram escolhidas de forma a se manterem dentro dos limites aplicáveis à Equação 55.

Outra observação relevante nesta análise de sensibilidade se refere ao parâmetro l/D . Para valores maiores que 10, l/D deve ser considerado constante e igual a 10. Isso significa que quando $l/D > 10$, o aumento do comprimento do defeito não gera alteração no valor de P_{COR}/P_{CO} . Neste sentido, a média e variação de l/D foi escolhida de forma a permitir que a l/D assumisse valores menores e maiores que 10.

A Tabela 16 apresenta os valores médios e variações consideradas em cada parâmetro.

Tabela 16 – Valores médios e variação testados dos parâmetros

	Média	Variação	Mínimo	Máximo
d/t	0.300	-80% a +80%	0.060	0.540
$l/10D$	0.850	-80% a +80%	0.170	1.530
$c/\pi D$	0.040	-80% a +80%	0.008	0.072

O gráfico da Figura 56 apresenta a variação de P_{COR}/P_{CO} em função da variação percentual dos parâmetros, sendo cada um variado isoladamente. É possível notar que no geral, o parâmetro d/t apresenta maior impacto em P_{COR}/P_{CO} . Porém, para defeitos rasos de largura e comprimento pequenos, os três parâmetros afetam significativamente a pressão de colapso.

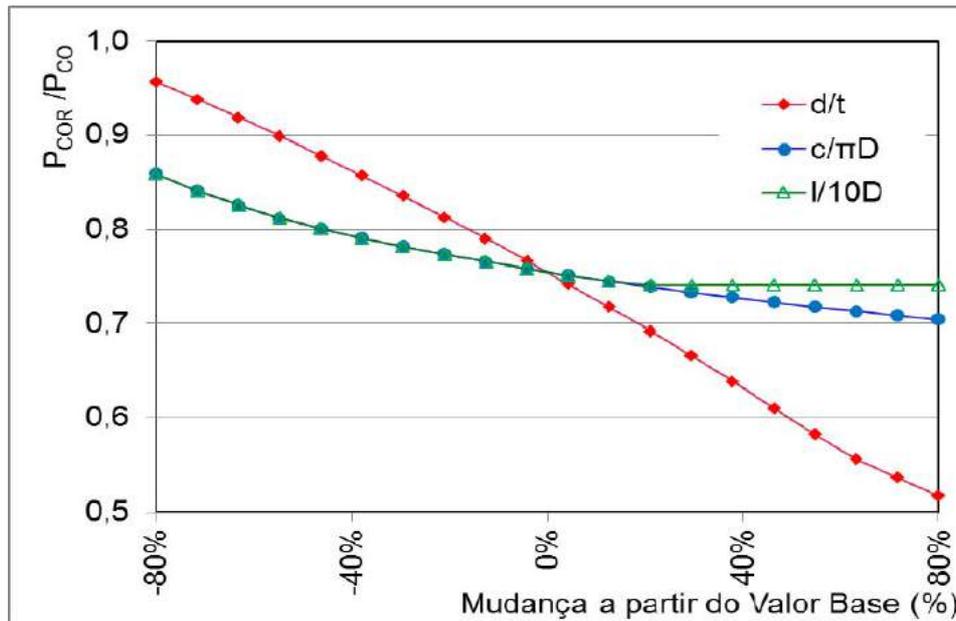


Figura 56 – Gráfico: P_{COR}/P_{CO} vs Variação percentual dos parâmetros

O diagrama de Tornado é um gráfico de barras, onde as categorias de dados são listadas verticalmente e ordenadas de forma a maior barra aparecer na parte superior do gráfico, a segunda maior aparece em segundo a partir do topo e assim por diante. Quanto mais longa a barra, maior a sensibilidade do que está sendo examinado para o fator. Cada barra sucessiva logo abaixo tem menor impacto. As extremidades das barras horizontais indicam o valor mais alto e mais baixo do fator (SOTILLE, 2016).

A Figura 57 apresenta o diagrama de Tornado de P_{COR}/P_{CO} , onde é possível observar que para faixa escolhida de média e variação dos parâmetros, d/t é a variável de maior impacto em P_{COR}/P_{CO} .

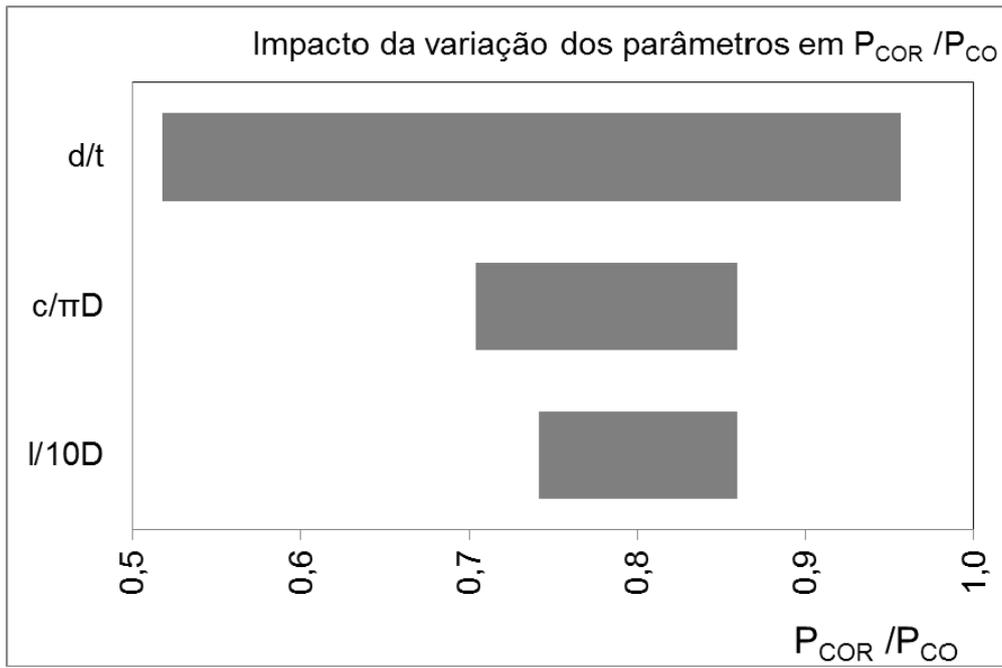


Figura 57 – Diagrama de tornado de P_{CO}/P_{COR}

6 ANÁLISE DE INTEGRIDADE DE DUTOS CORROÍDOS

Uma metodologia baseada em análises de confiabilidade estrutural foi desenvolvida a fim de se determinar a probabilidade de falha ao longo da vida útil de dutos com defeitos de corrosão sob pressão externa, considerando o modo de falha por colapso. O método de simulação de Monte Carlo e a equação de estado limite proposta por NETTO (2010) serão adotados para estimativa da probabilidade de falha por colapso de dutos corroídos.

O modelo de confiabilidade desenvolvido leva em conta as propriedades dos materiais, os parâmetros geométricos e operacionais dos dutos, as medições dos eventuais defeitos e as suas respectivas incertezas. Ou seja, a metodologia proposta pode fornecer a base para o desenvolvimento de um plano de inspeção e manutenção baseada em risco de sistemas de dutos e *risers* submarinos.

A análise de confiabilidade apresentada neste capítulo pode ser aplicada à dutos com corrosão interna ou externa, nas formas por placa ou alveolar.

6.1 Parâmetros aleatórios

Os seguintes parâmetros podem ser considerados aleatórios para cálculo da pressão de colapso de dutos intactos e corroídos:

- Geometria do tubo: espessura
- Propriedades do material: σ_0
- Geometria do defeito de corrosão: profundidade (d), comprimento (l) e largura (c)

6.2 Taxa de corrosão

Existem diversos métodos para estimar a taxa de corrosão ao longo de um período. Para exemplificar o método de confiabilidade proposto, uma taxa de corrosão linear definida pela Equação 60 foi considerada a fim de acrescentar uma incerteza com relação ao futuro tamanho do defeito.

$$CR = \frac{P_2 - P_1}{\Delta t} \quad [60]$$

onde CR é a taxa de corrosão. P_1 e P_2 são os valores dos parâmetros (dimensões do defeito) medidos na primeira e na segunda inspeções com PIG instrumentado e Δt é intervalo de tempo entre estas inspeções.

No caso de ter somente uma medição, a taxa de corrosão é calculada como:

$$CR = \frac{X}{T} \quad [61]$$

onde X é o valor medido dos parâmetros (profundidade e comprimento do defeito) e T é o intervalo de tempo entre a construção e a primeira inspeção.

No instante T, a profundidade e comprimento do defeito podem ser calculados pelas expressões abaixo:

$$d_T = d_0 + T \cdot r_{corr} \quad [62]$$

$$l_T = l_0 + T \cdot l_{corr} \quad [63]$$

onde d_T e l_T são profundidade e comprimento do defeito no instante T e d_0 e l_0 são a profundidade e comprimento medidos na última inspeção, T é o intervalo de anos desde da última inspeção e r_{corr} e l_{corr} são a média da taxa de corrosão anual na direção da profundidade e do comprimento, respectivamente.

Assumindo que a taxa de corrosão é uma variável aleatória, seu valor esperado e variância são calculados pelas Equações 9 e 10. No caso de ter somente uma medição, o valor esperado, variância e desvio padrão da taxa de corrosão são calculados como:

$$E(CR) = \frac{E(X)}{\Delta t} \quad [64]$$

$$VAR(CR) = \frac{VAR(X)}{(\Delta t)^2} \quad [65]$$

$$\sigma_{CR} = \sqrt{Var(CR)} \quad [66]$$

6.3 Função de falha

Os dutos submarinos em águas profundas ou ultra profundas ficam submetidos a pressões muito elevadas e conseqüentemente, a falha por colapso deve ser considerada como um caso crítico. De uma forma simplificada, a função de falha utilizada no modelo de confiabilidade é descrita pela Equação 67:

$$G(x) = P_{COR-REAL} - P_{EXT} + P_{INT} \quad [67]$$

onde:

$P_{COR-REAL}$ = pressão real de colapso do tubo

P_{EXT} = pressão externa que o tubo está submetido

P_{INT} = pressão interna do tubo

O momento mais crítico para uma tubulação submarina em águas profundas ou ultra profundas, do ponto de vista da falha por colapso, é uma possível manutenção, onde a operação é interrompida e o tubo esvaziado. Sendo esta, a situação mais crítica, o valor de P_{INT} na equação de falha foi considerado zero e equação simplificada para:

$$G(x) = P_{COR-REAL} - P_{EXT} \quad [68]$$

A pressão externa foi considerada um valor determinístico, calculada em função da profundidade da lâmina d'água onde o tubo está em operação, sendo nula a incerteza associada a este parâmetro. A pressão de colapso do tubo é calculada pelas equações propostas por NETTO (2010) e pela DNV-OS-F-101 (2010) e o valor da incerteza associada a esse modelo de cálculo de P_{COR} foi descrito no Capítulo 5. Assim sendo:

$$G(x) = P_{COR-REAL} - P_{EXT} = \beta P_{COR} - P_{EXT} \quad [69]$$

onde β é o valor de bias que representa a incerteza da Equação 55 e P_{COR} é dado por:

$$P_{COR} = P_{CO} \cdot \left(\frac{P_{COR}}{P_{CO}} \right)_{NETTO} \quad [70]$$

sendo:

P_{CO} = pressão de colapso do duto intacto, calculado pela equação proposta pela DNV

P_{COR} = pressão de colapso do duto corroído

P_{COR}/P_{CO} = fator de redução da pressão de colapso calculado pela Eq.55.

6.4 Método Monte Carlo Simples

A Simulação Monte Carlo simples (“*crude*” Monte Carlo) utiliza a amostragem de números aleatórios para simular artificialmente um grande número de experimentos e observar seus resultados.

De forma simplista, em confiabilidade estrutural, a aplicação desta simulação significa amostrar cada uma das variáveis aleatórias X_i e tomar os valores de X_i para verificar se a função de estado limite foi violada, ou seja, se $G(x) \leq 0$. Este procedimento é repetido N vezes e a probabilidade de falha é dada aproximadamente por:

$$P_f \approx \frac{n(G(X_i) \leq 0)}{N} \quad [71]$$

onde, n é o número de amostras para as quais $G(x) \leq 0$ e N é o número de simulações.

Para identificar o domínio de falha usa-se uma função indicadora:

$$I(x) = 1, \text{ se } G(x) \leq 0$$

$$I(x) = 0, \text{ se } G(x) > 0$$

O valor esperado da probabilidade de falha é dado por:

$$P_f = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N I[G(x_j) \leq 0] = \frac{n_f}{N} \quad [72]$$

onde P_f é o estimador da probabilidade de falha, n_f é o número de pontos do domínio de falha e N é o número total de simulações.

7 ESTUDO DE CASO

Um estudo de caso é apresentado a seguir, exemplificando a metodologia proposta no capítulo anterior. São apresentados os resultados de análises determinística e probabilística para o mesmo caso.

O estudo apresentado é referente à um duto submarino de longo comprimento de extensão, 304.8mm de diâmetro, espessura 19.5mm e está em operação há 11 anos em águas com profundidade de 2.000m.

Os parâmetros considerados como variáveis aleatórias foram a espessura do tubo, a tensão de escoamento e as dimensões principais do defeito (profundidade, largura e comprimento). A distribuição de probabilidades e covariância consideradas em cada parâmetro aleatório foram baseadas na DNV-RP-F101 (2010) e são apresentadas na Tabela 17.

Tabela 17 – Parâmetros das variáveis aleatórias do estudo de caso

Variável	Distribuição	Média	Incerteza
t	Normal	Nominal	Cov=3.0%
σ_o	Normal	Nominal	Cov=3.0%
d/t , l/D, c/ π D	Normal	Valor médio	Especificado conforme equipamento

A inspeção foi realizada com PIG instrumentado com tecnologia ultrassônica e suas especificações de performance são apresentadas na Tabela 18. O intervalo de confiança da acurácia da medição da profundidade, largura e comprimento é de 80%.

Tabela 18 – Especificação do PIG instrumentado (Oliveira. 2016)

	Corrosão generalizada	Corrosão por pite	Ranhuras axiais	Ranhuras circunferenciais
Acurácia da medição da profundidade	0.3 mm	0.6 mm	0.6 mm	0.6 mm
Acurácia da medição da largura	8 mm	8 mm	8 mm	8 mm
Acurácia da medição do comprimento	8 mm	8 mm	8 mm	8 mm

Os parâmetros geométricos de quatro defeitos foram identificados durante a inspeção do duto submarino, após 11 anos de operação e estão apresentados na Tabela 19.

A taxa de corrosão foi calculada pela Equação 61 para cada defeito e é apresentada na Tabela 18. Para efeito de simplificação, somente a profundidade foi variada com o tempo. A largura e o comprimento do defeito foram considerados fixos. A profundidade da corrosão ao longo dos anos após a inspeção foi estimada usando a equação 62 e a taxa de corrosão de cada defeito.

Tabela 19 – Parâmetros do defeito de corrosão identificados na inspeção e taxa de corrosão da profundidade do defeito

Defeito	Espessura do tubo (mm)	d (mm)	Espessura no local do defeito (mm)	CR _d (mm/ano)	l (mm)	w (mm)
1	19.6	5.8	13.8	0.52	730	20
2	19.7	4.6	15.1	0.42	485	20
3	19.3	4.0	16.1	0.37	266	91
4	19.3	4.0	16.1	0.37	266	45

7.1 Análise determinística

Uma análise determinística foi realizada para cada defeito ao longo de 15 anos após a inspeção, ou seja, até 25 anos de operação da linha. As Tabela 20 a 23 mostram os valores determinísticos calculados para pressão de colapso do duto corroído e o resultado da função de falha, dada pela equação 69. Nesta análise, nenhuma incerteza foi considerada e a taxa de corrosão utilizada é apresentada na Tabela 19. Os seguintes parâmetros foram utilizados na análise determinística:

Geometria do duto: $D = 304.80 \text{ mm}$
 $t = 19.60 \text{ mm}$
 $\Delta_0 (\%) = 0.5\%$

Característica do material: $\sigma_0 = 310 \text{ MPa}$
 $E = 178 \text{ GPa}$
 $\nu = 0.3$

Pressão de colapso (duto intacto): $P_{CO} = 37.5 \text{ MPa}$

Pressão externa: $P_{EXT} = 19.6 \text{ MPa}$

Tabela 20 – Cálculo determinístico para o defeito 1

DEFEITO 1	<i>Cálculo de P_{COR}/P_{CO} (NETTO. 2010)</i>				<i>Pressão de Colapso Duto Corroído (MPa)</i>	Função de falha	
	ANO	d/t	c/ π D	l/10D	P_{COR}/P_{CO}	P_{COR}	G(x)
11	0.30	0.02	0.24	0.88	32.86	13.24	G(x)>0
12	0.32	0.02	0.24	0.86	32.30	12.68	G(x)>0
13	0.35	0.02	0.24	0.85	31.71	12.09	G(x)>0
14	0.38	0.02	0.24	0.83	31.08	11.46	G(x)>0
15	0.40	0.02	0.24	0.81	30.42	10.80	G(x)>0
16	0.43	0.02	0.24	0.79	29.71	10.09	G(x)>0
17	0.46	0.02	0.24	0.77	28.97	9.35	G(x)>0
18	0.48	0.02	0.24	0.75	28.17	8.55	G(x)>0
19	0.51	0.02	0.24	0.73	27.32	7.70	G(x)>0
20	0.54	0.02	0.24	0.70	26.41	6.79	G(x)>0
21	0.56	0.02	0.24	0.68	25.44	5.82	G(x)>0
22	0.59	0.02	0.24	0.65	24.40	4.78	G(x)>0
23	0.62	0.02	0.24	0.62	23.28	3.66	G(x)>0
24	0.65	0.02	0.24	0.60	22.41	2.79	G(x)>0
25	0.67	0.02	0.24	0.59	21.96	2.34	G(x)>0

Tabela 21 - Cálculo determinístico para o defeito 2

DEFEITO 2	<i>Cálculo de P_{COR}/P_{CO} (NETTO. 2010)</i>				<i>Pressão de Colapso Duto Corroído (MPa)</i>	Função de falha	
	ANO	d/t	c/ πD	l/10D	P_{COR}/P_{CO}	P_{COR}	G(x)
11	0.23	0.02	0.16	0.92	34.53	14.91	G(x)>0
12	0.26	0.02	0.16	0.91	34.19	14.57	G(x)>0
13	0.28	0.02	0.16	0.90	33.83	14.21	G(x)>0
14	0.30	0.02	0.16	0.89	33.46	13.84	G(x)>0
15	0.32	0.02	0.16	0.88	33.07	13.45	G(x)>0
16	0.34	0.02	0.16	0.87	32.66	13.04	G(x)>0
17	0.36	0.02	0.16	0.86	32.24	12.62	G(x)>0
18	0.38	0.02	0.16	0.85	31.79	12.17	G(x)>0
19	0.41	0.02	0.16	0.84	31.32	11.70	G(x)>0
20	0.43	0.02	0.16	0.82	30.82	11.20	G(x)>0
21	0.45	0.02	0.16	0.81	30.30	10.68	G(x)>0
22	0.47	0.02	0.16	0.79	29.75	10.13	G(x)>0
23	0.49	0.02	0.16	0.78	29.17	9.55	G(x)>0
24	0.51	0.02	0.16	0.76	28.56	8.94	G(x)>0
25	0.53	0.02	0.16	0.74	27.91	8.29	G(x)>0

Tabela 22 - Cálculo determinístico para o defeito 3

DEFEITO 3	<i>Cálculo de P_{COR}/P_{CO} (NETTO. 2010)</i>				<i>Pressão de Colapso Duto Corroído (MPa)</i>	Função de falha	
	ANO	d/t	c/ πD	l/10D	P_{COR}/P_{CO}	P_{COR}	G(x)
11	0.20	0.10	0.09	0.91	33.96	14.34	G(x)>0
12	0.22	0.10	0.09	0.90	33.58	13.96	G(x)>0
13	0.24	0.10	0.09	0.89	33.27	13.65	G(x)>0
14	0.26	0.10	0.09	0.88	32.96	13.34	G(x)>0
15	0.28	0.10	0.09	0.87	32.65	13.03	G(x)>0
16	0.30	0.10	0.09	0.86	32.35	12.73	G(x)>0
17	0.32	0.10	0.09	0.85	32.05	12.43	G(x)>0
18	0.33	0.10	0.09	0.85	31.76	12.14	G(x)>0
19	0.35	0.10	0.09	0.84	31.49	11.87	G(x)>0
20	0.37	0.10	0.09	0.83	31.22	11.60	G(x)>0
21	0.39	0.10	0.09	0.83	30.97	11.35	G(x)>0
22	0.41	0.10	0.09	0.82	30.68	11.06	G(x)>0
23	0.43	0.10	0.09	0.81	30.34	10.72	G(x)>0
24	0.45	0.10	0.09	0.80	29.99	10.37	G(x)>0
25	0.46	0.10	0.09	0.79	29.64	10.02	G(x)>0

Tabela 23 - Cálculo determinístico para o defeito 4

DEFEITO 4	<i>Cálculo de P_{COR}/P_{CO} (NETTO. 2010)</i>				<i>Pressão de Colapso Duto Corroído (MPa)</i>	Função de falha	
	ANO	d/t	c/ πD	l/10D	P_{COR}/P_{CO}	P_{COR}	G(x)
11	0.20	0.05	0.09	0.93	34.78	15.16	G(x)>0
12	0.22	0.05	0.09	0.92	34.48	14.86	G(x)>0
13	0.24	0.05	0.09	0.91	34.17	14.55	G(x)>0
14	0.26	0.05	0.09	0.90	33.85	14.23	G(x)>0
15	0.28	0.05	0.09	0.89	33.52	13.90	G(x)>0
16	0.30	0.05	0.09	0.88	33.17	13.55	G(x)>0
17	0.32	0.05	0.09	0.88	32.81	13.19	G(x)>0
18	0.33	0.05	0.09	0.87	32.44	12.82	G(x)>0
19	0.35	0.05	0.09	0.85	32.05	12.43	G(x)>0
20	0.37	0.05	0.09	0.84	31.64	12.02	G(x)>0
21	0.39	0.05	0.09	0.83	31.22	11.60	G(x)>0
22	0.41	0.05	0.09	0.82	30.78	11.16	G(x)>0
23	0.43	0.05	0.09	0.81	30.34	10.72	G(x)>0
24	0.45	0.05	0.09	0.80	29.99	10.37	G(x)>0
25	0.46	0.05	0.09	0.79	29.64	10.02	G(x)>0

Analisando de forma determinística, nenhum dos 4 defeitos apresenta risco de falha por colapso, pois a pressão externa é menor que a pressão de colapso calculada ao longo dos anos.

7.2 Análise de confiabilidade

As probabilidades de falha até 25 anos de vida útil da tubulação foram calculadas utilizando a metodologia descrita no capítulo 6, considerando os 4 defeitos da Tabela 19. Os parâmetros considerados aleatórios são descritos na Tabela 17.

A Figura 58 e Tabela 24 ilustram a probabilidade de falha ao longo dos anos.

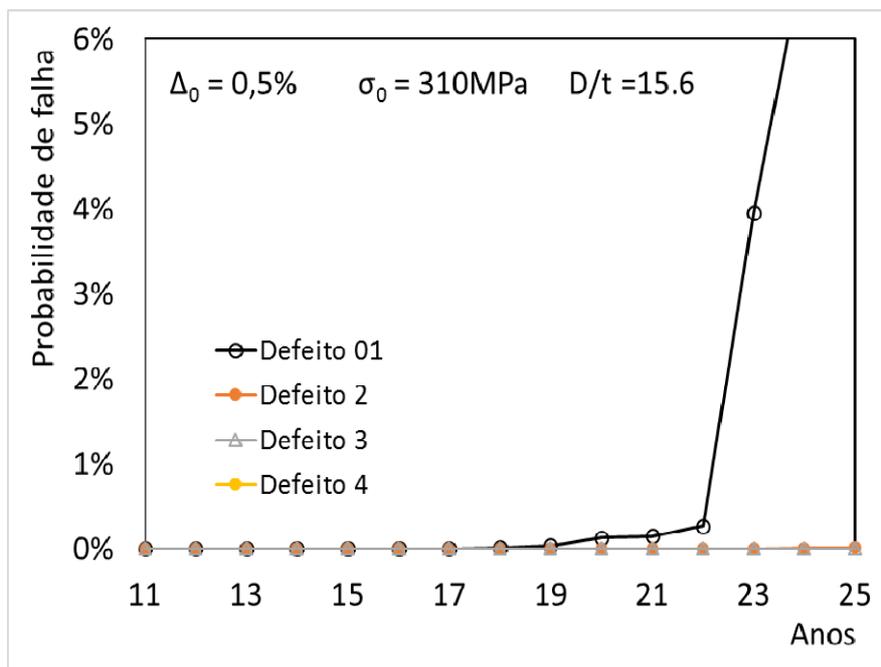


Figura 58 – Probabilidade de falha ao longo de 26 anos

Tabela 24 – Estudo de caso: Probabilidade de falha ao longo dos anos

ANOS	Probabilidade de falha ao longo dos anos			
	DEFEITO 1	DEFEITO 2	DEFEITO 3	DEFEITO 4
11	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
12	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
13	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
14	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
15	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
16	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
17	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
18	0.01%	0.00%	0.00%	0.00%
19	0.04%	0.00%	0.00%	0.00%
20	0.13%	0.00%	0.00%	0.00%
21	0.31%	0.00%	0.00%	0.00%
22	0.27%	0.00%	0.00%	0.00%
23	3.95%	0.00%	0.00%	0.00%
24	7.01%	0.01%	0.00%	0.00%
25	9.97%	0.01%	0.00%	0.01%

Os defeitos 2, 3 e 4 apresentam probabilidade de falha muito pequena ou nula. No entanto, o defeito 1, após o 20º ano de operação apresenta um aumento significativo da probabilidade de falha a cada ano, chegando a 9% no 25º ano.

8 CONCLUSÕES

A equação proposta por NETTO (2010) para cálculo da pressão de colapso de dutos corroídos foi analisada e determinada a incerteza do modelo com base em dados experimentais disponíveis na literatura junto aos testes realizados nesta pesquisa. O resultado apontou para um Bias de distribuição normal média 1.01 e desvio padrão 0.08, o que demonstra que a equação se aproxima bastante do valor real da pressão de colapso.

O cálculo da incerteza pode ser atualizado caso haja maior disponibilidade de dados. E vale ressaltar que somente defeitos retangulares e dentro das faixas de aplicação foram considerados no cálculo.

O modelo de confiabilidade desenvolvido leva em conta as propriedades dos materiais, os parâmetros geométricos e operacionais dos dutos, as medições dos eventuais defeitos e as suas respectivas incertezas.

No estudo de caso apresentado, a taxa de corrosão foi considerada somente na espessura. Os valores da largura e comprimento dos defeitos de corrosão foram considerados fixos para efeito de simplificação. No entanto, se houver dados de inspeções com medições dessas dimensões, também podem ser calculadas as taxas de corrosão nessas direções.

Existem diversos métodos para estimar a taxa de corrosão ao longo de um período. Para exemplificar o método de confiabilidade proposto, uma taxa de corrosão linear foi considerada a fim de acrescentar uma incerteza com relação ao futuro tamanho do defeito. Porém, outros métodos podem ser facilmente substituídos pela taxa linear.

A metodologia proposta pode fornecer a base para o desenvolvimento de um plano de inspeção e manutenção baseada em risco de sistemas de dutos e *risers* submarinos.

9 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para completar a base de dados experimentais, recomenda-se a realização de outros experimentos, em faixas menos estudadas de P_{COR}/P_{CO} e para diferentes geometrias de duto, diferentes dimensões de defeito e material.

Para o cálculo da incerteza do modelo, somente 34 testes experimentais foram considerados. Para melhor avaliação da incerteza da fórmula proposta por NETTO (2010), os dados das análises numéricas de modelos validados por experimentos também poderiam ser incluídos do Bias.

Visto que a fórmula proposta por NETTO (2010) apresentou um Bias de média 1.01 e desvio padrão 0.08, o que demonstra que a equação se aproxima bastante do valor real da pressão de colapso, é interessante que posteriormente, seja realizado um trabalho de calibração de um fator de segurança para ser associado à equação. Neste estudo, uma probabilidade de falha alvo deve ser definida em função do nível de segurança desejado e então calculado o fator de segurança.

O estudo apresentado foi desenvolvido para casos de corrosão, porém, a fórmula proposta por NETTO (2010) e análise de confiabilidade apresentada poderiam ser adaptadas para outros casos de perda de material do duto.

10 REFERÊNCIAS

9º EGIG – *Report of the European Gas Pipeline Incident Data Group*, 1970-2013. de fevereiro de 2015

AMERICAN BUREAU OF SHIPPING, *Guide for Building and Classing Subsea Riser Systems*, Maio 2005

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, API-RP-1111 – *Design, Construction, Operation and maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines (Limit State Design)*, Julho 1999

API STANDARD 1163, *In-line Inspection Systems Qualification standard*, 2005

AHAMMED, M., “Probabilistic Estimation of Remaining Life of Pipeline in the Presence of Active Corrosion Defects”, *Int. J. Pres. Ves. Piping*, v75, p.321-329, 1998

AMARAL, R.S., 2001, *Análise de segurança de dutos com defeitos de corrosão*, Dissertação de mestrado, Departamento de Engenharia Civil, UFOP – Universidade Federal de Ouro Preto, MG, Brasil

BAI. Y., HAUCH. S., “Analytical collapse of corroded pipes”, *Eighth International Conference of Offshore and Polar Engineering*, vol.2, pp.182-188, Montreal, Canada,. 1998

BISAGGIO. H.C., 2014. *Análise Preditiva da Integridade de Dutos Corroídos Baseada em Conceitos de Confiabilidade Estrutural e Inferência Bayesiana*, Tese de doutorado, COPPE/ UFRJ – Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil

BISAGGIO. H.C., NETTO. T.A., “Predictive Analyses of the Integrity of Corroded Pipelines Based on Concepts of Structural Realibility and Bayesian Inference”, *Marine Structures* v 41, 180-199, 2015

DNV, *Recommended Practice RP-F101 “Corroded pipelines”*, Det Norske Veritas. Norway, 2010

DNV-OS-F101 “*Submarine Pipeline Systems*”, Det Norske Veritas, Norway, 2013

FROUFE. L.M., 2006. *Análise Comparativa de Critérios de Dimensionamento de Risers Rígidos*, Dissertação de mestrado. Programa de Engenharia Oceânica. COPPE/UFRJ – Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil

FERRAZ. U.S., 2007, *Resistência Estrutural de Dutos Corroídos sobre Pressão Interna e Externa*, Tese de doutorado. Departamento de Engenharia Oceânica. COPPE/UFRJ Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil

GENTIL. V., *Corrosão*, 5º ed. Rio de Janeiro, Brasil, LTC – Livros Técnicos e Científicos Ltda, 2007

MELCHERS. R.E., *Structural Reliability: Analysis and Predictions*, Jhon Willey & Sons, West Sussex, England, 1999

MELCHERS. R. E., “Estimating uncertainty in maximum pit depth from limited observational data”, *Corrosion Engineering, Science and Technology*, Vol. 45. nº 3. p. 240-248, 2010

MESQUITA. T.L., 2002, *Critério de Projetos de Dutos Rígidos para Águas Profundas*, Dissertação de mestrado, Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ - Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil

NETTO. T.A., Ferraz. U., Botto. A., “On the effect of corrosion defects in the collapse pressure of pipelines”, *24th International Conference on Offshore Mechanics and Artics Engineering – OMAE 2005*, Greece, 2005

NETTO. T.A., Ferraz. U., Botto. A., “On the effect of corrosion defects on the collapse pressure of pipelines”, *Int. Journal of Solids and Structures*, 2007

NETTO. T.A., “On the effect of narrow and long corrosion defects on the collapse pressure of pipeline”, *Applied Ocean Research*, 2009.

NETTO. T.A., “A simple procedure for the prediction of the collapse pressure of pipelines with narrow and long corrosion defects – Correlation with new experimental data”, *Applied Ocean Research*, 2010

NEVES. H.G., 2014, *Colapso de Tubos de Revestimentos Submetidos à Tração Axial e Pressão Externa*, Programa de Engenharia Oceânica. COPPE/UFRJ – Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil

OLIVEIRA N., BISSAGIO H., NETTO T., “Probabilistic analysis of the collapse pressure of corroded pipelines”, *35th International Conference on Offshore Mechanics and Artics Engineering – OMAE 2016*, South Korea, 2016

PARLOC 2001: The Update of Loss of Containment Data for Offshore Pipelines, 2003

SAGRILO L.V.S, 1994, *Análise de Confiabilidade Estrutural Utilizando os Métodos Analíticos FORM e SORM*, Tese de Doutorado, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, RJ, Brasil

SAGRILO, L.V.S. – Notas de aula: Confiabilidade Estrutural. PEC/COPPE/UFRJ

SAKAKIBARA N., KYRIAKIDES. S., Corona E., “Collapse of Partially Corroded or Worn Pipe under External Pressure”, *International Journal of Mechanical Sciences*, v50, 1586-1597, 2008

SIMITSES, G.J., Dewey. H.H., 2006, *Fundamentals of Structural Stability*, Ed Elsevier

SOTILLE, M., *O Diagrama de Tornado e análise de sensibilidade*, 2016

SOUTHWELL, C.R., Bultman J.D., Alexander A.L., “Corrosion of Metals in Tropical Environments”, Final report of 16-year exposures, Materials Performance, 1976

SOUZA, M.I.L., 2012, *Falha Incremental de dutos com defeitos de corrosão em carregamento cíclico*, Tese de doutorado, Departamento de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil

STEPHENS, M., NESSIM, M., “A comprehensive approach to corrosion management based on structural reliability methods”, *6th International Pipeline Conference*, Calgary, Canada, sept., 2006

STEPHENS, M., ROODSELAAR, A., “Developments in reliability-based corrosion management and the significance of in-line inspection uncertainties”, *7th International Pipeline Conference*, Calgary, Canada, sept., 2008

TIMASHEV, S.A., BUSHINSKAYA, A.V., “Practical methodology of predictive maintenance for pipelines”, In: *8th International Pipeline Conference*, Calgary, Canada, sep., 2010

TIMOSHENKO, S.P., GERE, J.M., 1961, *Theory of Elastic Stability*, 2nd Ed, Mc Graw-Hill

VANHAZEBROUCK, V.M., 2008, *Análise de Dutos Corroídos por meio de Método de Confiabilidade Estrutural*, Programa de Engenharia Mecânica – PPGEM. do Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia, Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Brasil

VELÁZQUEZ, J. C., CALEYO, F., Valor. A., Hallen. J. M., Espina-Hernández, J. H. and Lopez-Montenegro, A., "Statistical modeling of pitting corrosion in buried pipelines taking into account soil properties", *7th International Pipeline Conference, IPC2008-64140*, Calgary, Canada, sep., 2008

ROCHA, Gentil, 2000, *Estratégias de incrementos de carga e de iteração para análise não-linear de estruturas*, Dissertação de mestrado, Departamento de Engenharia Civil. Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, MG, Brasil

SILVEIRA, R.A.M., ROCHA, G., "Estratégias numéricas para análises geometricamente não-lienares", *XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica*, São Paulo, 1999

ABAQUS/CAE, User's Manual, Version 6.14

ABRACO http://www.abraco.org.br/site1/index.php/component/content/article/10-menu-superior/68-o-que-e-corrosao#conceito_corrosao