



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL**

VINÍCIUS WENDEL DOS SANTOS MOURA

**ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE DUTOS SUBMARINOS OVALIZADOS E
COM DEFEITOS DE CORROSÃO SUBMETIDOS À PRESSÃO EXTERNA VIA
MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**

Recife

2022

VINÍCIUS WENDEL DOS SANTOS MOURA

**ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE DUTOS SUBMARINOS OVALIZADOS E
COM DEFEITOS DE CORROSÃO SUBMETIDOS À PRESSÃO EXTERNA VIA
MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Pernambuco como requisito parcial para obtenção do título de mestre em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Renato de Siqueira Motta.

**Recife
2022**

VINÍCIUS WENDEL DOS SANTOS MOURA

**ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE DUTOS SUBMARINOS OVALIZADOS E
COM DEFEITOS DE CORROSÃO SUBMETIDOS À PRESSÃO EXTERNA VIA
MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS.**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Pernambuco como requisito parcial para obtenção do título de mestre em Engenharia Civil. Área de Concentração: Estruturas.

Aprovada em: 08/08/2022.

Orientador: Prof. Dr. Renato de Siqueira Motta.

BANCA EXAMINADORA

Participação por videoconferência
Prof. Dr. Tiago Ancelmo de Carvalho Pires de Oliveira
Universidade Federal de Pernambuco

Participação por videoconferência
Profa. Dra. Juliana von Schamalz Torres
Universidade Federal Rural de Pernambuco

Participação por videoconferência
Dr. Jefferson Wellano Oliveira Pinto
Universidade Federal de Pernambuco

Ao meu Deus,
Aos meus pais e minhas irmãs, e
Ao meu orientador Professor Renato Motta.

AGRADECIMENTOS

Eu quero, primeiramente, agradecer ao Senhor meu Deus por me permitir chegar até aqui, por me dar força e saúde para alcançar meus objetivos, coragem e persistência para realizar os sonhos dEle em mim. Ele tornou a caminhada mais leve.

Ao meu orientador Professor Renato Motta, por toda orientação, atenção e tranquilidade ao longo dessa caminhada, com o tempo passei a admirar a personalidade do Professor Renato. Sem a ajuda dele não conseguiria realizar este sonho. Por isso, expresso aqui o meu sincero agradecimento.

A minha família, principalmente, minha mãe Maria José, que sempre me apoiou em todas as minhas decisões, ela é minha base, quero agradecer por cada momento de incentivo e amor que ela tem por mim, sem este incentivo e amor eu não conseguiria chegar tão longe. Ao meu pai, Fernandes Moura, e minhas três irmãs: Grasielle, Larissa e Lícia, elas despertam em mim muita alegria, e confiança. Aos meus avós, tios, primos, pelo apoio. Obrigado.

Também gostaria de agradecer aos meus amigos, colegas, pessoas próximas, do trabalho, de infância, da faculdade, da igreja, dos meus vizinhos, enfim, todas as pessoas que passaram pela minha vida e de alguma forma me ajudaram a caminhar por esse processo. Alguns deles: Bruno, Saulo, Romero, Naiany. Aos meus antigos chefes e colegas da CBL, empresa em que trabalhei durante quase 4 maravilhosos anos: Bruno Albuquerque e Ana Karla, eles permitiram me ausentar em alguns horários do trabalho para cumprir as cargas horárias obrigatórias durante a fase de disciplina do Mestrado como também por todo apoio que recebi deles, e dos demais colegas desta empresa.

Ao PADMEC e todos os seus funcionários, na pessoa da Professora Silvana Bastos.

Aos Professores da Pós-Civil, e também aos integrantes da banca examinadora.

Aos funcionários e servidores da UFPE, principalmente aqueles da Pós-Civil.

Muito obrigado, Vinícius Moura.

“Não temas, porque Eu sou contigo; não te assombres, porque Eu sou teu Deus; Eu te fortaleço, e te ajudo, e te sustento com a destra da minha justiça.” (Isaías 41:10)

RESUMO

A indústria do petróleo e gás natural movimentava bilhões de reais por ano, isto falando do Brasil. De fato, os relatórios trimestrais de produção e vendas de petróleo e gás natural apresentam aumento na produção ano após ano. Todos esses materiais são conduzidos pelos dutos, uma das principais estruturas dessa atividade econômica. Entretanto, determinadas situações podem ocorrer com os dutos desde a sua concepção até a sua instalação e operação, sendo uma destas capaz de causar deformações no formato desses dutos: a ovalização, que devem ser consideradas em análises de dutos submarinos. Já em atividade os dutos podem sofrer por corrosão, um processo natural capaz de deteriorar a integridade destes e causar prejuízo ao desempenho dos mesmos. Estas situações podem se manifestar de uma maneira capaz de ocasionar o colapso dos dutos, por isso é importante planos de manutenção e investigação para prevenir acidentes, que na maioria das vezes são de grande impacto social, econômico e ambiental. Esta dissertação busca estudar a pressão de colapso dos dutos submarinos ovalizados e com defeitos de corrosão submetidos à pressão externa para ser aplicada na análise de confiabilidade, que corresponde a um estudo estatístico que busca estimar a probabilidade de falha associada a um nível de segurança, garantindo a estabilidade estrutural. Para a análise de confiabilidade, é necessário definir a função de falha e as variáveis aleatórias do problema. Neste trabalho, a função de falha dependerá da avaliação da pressão de colapso. Foram utilizadas formulações semiempíricas propostas por autores como Netto (2010), Bai e Bai (2005), Klever e Tamano (2006), e DNV (2013), codificadas no programa Matlab. Os resultados obtidos pelas formulações semiempíricas foram comparados com simulações numéricas utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF). Em termos de complexidade e não linearidade do problema, o duto foi simulado em uma ferramenta computacional: o CORDUT, que utiliza alguns *softwares*, que possuem o MEF em suas análises. Para isto, dados do duto, do defeito de corrosão e da ovalização são introduzidos no programa. Desta forma, parte do duto é modelada para a análise não-linear ser executada de forma automática pelo Cordut, retornando o valor da pressão de falha do duto. Dois modelos de ovalização foram considerados na análise, o de Motta (2021) e o de Karadeniz (2001). Considerou-se uma fase de validação entre os resultados pelas formulações semiempíricas, mencionadas anteriormente, e os resultados pelo Cordut com os resultados experimentais, citados

por Netto (2010). A validação consistiu na obtenção do erro relativo para cada resultado pelos modelos semiempíricos com relação ao resultado experimental como também a obtenção do erro relativo para cada resultado pelo Cordut com relação ao resultado experimental. Os resultados mostraram que as formulações semiempíricas, para o cálculo da pressão de falha, se mostraram consistentes com os resultados experimentais, como a formulação do Netto (2010). A formulação da norma DNV (2013) e a formulação proposta por Bai e Bai (2005) se mostraram conservadoras, para o cálculo da pressão de falha, uma vez que elas consideram a espessura mínima ao longo do duto no ponto onde ocorre a máxima profundidade de corrosão.

Palavras-chave: dutos submarinos; corrosão; ovalização; confiabilidade estrutural; pressão de colapso; métodos semiempíricos; método dos elementos finitos.

ABSTRACT

The oil and natural gas industry generates billions of reais a year, this is about of Brazil. In fact, the quarterly reports of production and sales of oil and natural gas show an increase in production year after year. All these materials are carried through pipelines, one of the main structures of this economic activity. However, certain situations can occur with pipelines from their conception to their installation and operation, one of which is capable of causing deformations in the shape of these pipelines: ovality, which must be considered in analysis of submarine pipelines. While in operation, pipelines can suffer from corrosion, a natural process capable of deteriorating their integrity and causing damage to their performance. These situations can manifest themselves in a way capable of causing the collapse of the pipelines, so maintenance and investigation plans are important to prevent accidents, which in most cases have a great social, economic and environmental impact. This dissertation seeks to study the collapse pressure of oval submarine pipelines and with corrosion defects subjected to external pressure to be applied in the reliability analysis, which corresponds to a statistical study that seeks to estimate the probability of failure associated with a safety level, ensuring structural stability. For reliability analysis, it is necessary to define the failure function and the random variables of the problem. In this work, the failure function will depend on the evaluation of the collapse pressure. Semi-empirical formulations proposed by authors such as Netto (2010), Bai and Bai (2005), Klever and Tamano (2006), and DNV (2013), coded in the Matlab program, were used. The results obtained by the semi-empirical formulations were compared with numerical simulations using the Finite Element Method (FEM). In terms of complexity and non-linearity of the problem, the pipeline was simulated in a computational tool: CORDUT, which uses some software, which has the FEM in its analyses. For this, data on the pipe, the corrosion defect and the ovality are introduced into the program. In this way, part of the pipe is modeled for the non-linear analysis to be performed automatically by Cordut, returning the value of the pipe failure pressure. Two ovality models were considered in the analysis, that of Motta (2021) and that of Karadeniz (2001). This dissertation considered the validation phase between the results by the semi-empirical formulations, mentioned above, and the results by Cordut with the experimental results, cited by Netto (2010). Validation consisted of obtaining the relative error for each result by the semi-empirical models in relation to the experimental result as well as obtaining the relative error for each result

by Cordut in relation to the experimental result. The results showed that the semi-empirical formulations, to calculate the failure pressure, were consistent with the experimental results, such as the formulation by Netto (2010). The formulation of the DNV standard (2013) and the formulation proposed by Bai and Bai (2005) proved to be conservative, for the calculation of the failure pressure, since they consider the minimum thickness along the pipeline at the point where the maximum depth occurs. of corrosion.

Keywords: subsea pipelines; corrosion; ovalization; structural reliability; collapse pressure; semiempirical methods; finite element method.

LISTA DE FIGURAS

| | |
|--|----|
| Figura 1 - Fluxograma básico da análise de dados de confiabilidade e manutenção coletados..... | 18 |
| Figura 2 - Plataforma flutuante do tipo FPSO (<i>Floating Production Storage and Offloading</i>)..... | 23 |
| Figura 3 - Diagrama de interações entre os componentes do sistema de produção <i>off-shore</i> | 24 |
| Figura 4 - Seção transversal de duto cilíndrico..... | 29 |
| Figura 5 - Seção transversal de duto ovalizada gerada pelo Matlab..... | 31 |
| Figura 6 - Meia seção transversal de duto cilíndrico..... | 32 |
| Figura 7 - Seção transversal ovalizada de duto cilíndrico..... | 32 |
| Figura 8 - Seção transversal de duto ovalizada segundo modelo Karadeniz..... | 34 |
| Figura 9 - (a) Defeitos de corrosão em oleoduto enterrado, (b) Detalhe dos defeitos de corrosão no duto..... | 37 |
| Figura 10 - (a) Duto com defeitos de corrosão por CO_2 , (b) Falha em duto por corrosão de CO_2 | 41 |
| Figura 11 - Duto com empolamento (fragilização) pelo hidrogênio ocasionado pelo H_2S e água..... | 42 |
| Figura 12 - Formas de corrosão..... | 46 |
| Figura 13 - Exemplos de um Utility pig à esquerda e de um Smart pig à direita..... | 49 |
| Figura 14 - Exemplo de Pig instrumentado no interior de um duto..... | 49 |
| Figura 15 - Curva de distribuição simétrica..... | 69 |
| Figura 16 - Curva de distribuição assimétrica à esquerda ou negativa..... | 69 |
| Figura 17 - Curva de distribuição assimétrica à direita ou positiva..... | 70 |
| Figura 18 - Probabilidade de falha..... | 76 |
| Figura 19 - Interferência de populações entre função de densidade de probabilidade marginal de R e S | 77 |
| Figura 20 - Probabilidade de falha em função da margem de segurança (ou função de falha)..... | 78 |

| | |
|---|-----|
| Figura 21 - Representação gráfica da probabilidade de falha da função G em função de R e S | 79 |
| Figura 22 - Probabilidade de falha em termos da variável normalizada Y | 80 |
| Figura 23 - Problema fundamental de confiabilidade em termos de R e S | 82 |
| Figura 24 - Problema fundamental de confiabilidade em termos de y_1 e y_2 ... | 84 |
| Figura 25 - Transformações de variáveis do domínio original u (ou \mathbb{X}) para o domínio v (ou \mathbb{Y})..... | 87 |
| Figura 26 - Princípio da aproximação normal..... | 89 |
| Figura 27 - Duto ovalizado com fator de ovalização proposto por Motta (2021) com defeito de corrosão (ANSYS)..... | 100 |
| Figura 28 - Duto ovalizado com fator de ovalização proposto por Karadeniz (2001) com defeito de corrosão (ANSYS)..... | 100 |
| Figura 29 - Malha de elementos finitos e distribuição de tensões de duto ovalizado com defeitos (ANSYS)..... | 101 |
| Figura 30 - Fator de sensibilidade (Coeficiente de correlação linear) das variáveis aleatórias para o modelo de Netto (2010)..... | 111 |
| Figura 31 - Fator de sensibilidade (Fator de Importância) das variáveis aleatórias para o modelo de Netto (2010)..... | 112 |

LISTA DE TABELAS

| | | |
|-----------|---|-----|
| Tabela 1 | Mecanismos causadores de falhas no setor da indústria..... | 37 |
| Tabela 2 | Causas de falha por corrosão na indústria de óleo e gás..... | 43 |
| Tabela 3 | Níveis de confiança para distribuição normal..... | 43 |
| Tabela 4 | Coeficientes de redução de resistência ϕ_R para confiança $p_k = 0,95$ (95%)..... | 74 |
| Tabela 5 | Coeficientes de majoração de carregamentos γ_S para confiança $p_k = 0,95$ (95%)..... | 74 |
| Tabela 6 | Valores dos parâmetros geométricos dos experimentos de colapso de dutos publicados Sakakibara <i>et al</i> (2009)..... | 103 |
| Tabela 7 | Erro relativo entre pressão de colapso para cada formulação semiempírica e análise não linear com relação à pressão de colapso experimental..... | 104 |
| Tabela 8 | Erro relativo entre pressão de colapso para cada formulação semiempírica com relação à pressão de colapso pelo MEF para o modelo de Motta (2021)..... | 105 |
| Tabela 9 | Erro relativo entre pressão de colapso para cada formulação semiempírica com relação à pressão de colapso pelo MEF para o modelo de Karadeniz (2001)..... | 106 |
| Tabela 10 | Variáveis aleatórias e determinísticas da análise de dutos por Teixeira <i>et al</i> (2019)..... | 109 |
| Tabela 11 | Resultados da análise de confiabilidade para validação do problema de dutos..... | 110 |

SUMÁRIO

| | | |
|--------------|--|-----------|
| 1 | INTRODUÇÃO | 16 |
| 1.1 | CONSIDERAÇÕES INICIAIS | 16 |
| 1.2 | JUSTIFICATIVA..... | 19 |
| 1.3 | OBJETIVOS | 20 |
| 1.3.1 | Objetivos específicos | 20 |
| 1.4 | ESTRUTURA DO TRABALHO | 21 |
| 2 | CONTEXTUALIZAÇÃO HISTÓRICA..... | 23 |
| 2.1 | SISTEMAS SUBMARINOS DE PRODUÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NATURAL..... | 23 |
| 2.1.1 | Árvore de Natal Molhada e cabeça de poço produtor | 25 |
| 2.1.2 | Manifold e jumper system..... | 25 |
| 2.1.3 | Linhas de fluxo (dutos): risers e pipelines | 26 |
| 2.1.4 | Sistemas de controle e umbilicais | 27 |
| 2.1.5 | Instalação estacionária de produção..... | 28 |
| 2.2 | ANÁLISE ESTRUTURAL DE DUTOS | 28 |
| 2.2.1 | Conceito de ovalização | 30 |
| 2.2.2 | Ocorrência e causas de corrosão | 36 |
| 2.2.2.1 | Corrosão eletroquímica | 38 |
| 2.2.2.2 | Corrosão química: | 40 |
| 2.2.2.3 | Corrosão mecânica:..... | 42 |
| 2.2.3 | Classificação dos defeitos de corrosão | 44 |
| 2.2.5 | Inspeção, medição e manutenção de dutos com defeitos de corrosão | 48 |
| 2.2.5.1 | Métodos de inspeção para dutos..... | 48 |
| 2.2.5.2 | Medidas e taxas de corrosão em dutos | 50 |
| 2.2.5.3 | Manutenção, proteção e controle da corrosão nos dutos | 51 |
| 2.2.6 | Cálculo da pressão de colapso para dutos com defeitos de corrosão | 53 |
| 2.2.7 | Estados limites e modos de falhas de dutos com defeitos de corrosão | 58 |
| 3 | PRINCÍPIOS ESTATÍSTICOS E PROBABILIDADES | 61 |
| 3.1 | CONCEITOS DE INCERTEZAS..... | 61 |
| 3.2 | VARIÁVEIS ALEATÓRIAS | 63 |
| 3.3 | FUNÇÃO DE DISTRIBUIÇÃO ACUMULADA DE PROBABILIDADES..... | 64 |

| | | |
|---------|---|------------|
| 3.4 | FUNÇÃO DE DENSIDADE DE PROBABILIDADES..... | 65 |
| 3.4.1 | Variáveis aleatórias contínuas | 65 |
| 3.4.2 | Variáveis aleatórias discretas: | 66 |
| 3.5 | MEDIDAS DE TENDÊNCIA CENTRAL E MEDIDAS DE DISPERSÃO..... | 67 |
| 3.5.1 | Valor esperado, valor mais provável e mediana | 67 |
| 3.5.2 | Variância, desvio padrão e coeficiente de variação | 68 |
| 4 | ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE DUTOS OVALIZADOS E | |
| | CORROÍDOS | 71 |
| 4.1 | CONFIABILIDADE ESTRUTURAL..... | 71 |
| 4.1.1 | Coeficiente de segurança central | 72 |
| 4.1.2 | Coeficiente de segurança global | 73 |
| 4.1.3 | Probabilidade de falha e índice de confiabilidade | 75 |
| 4.1.3.1 | Margem de segurança (ou função de falha) | 78 |
| 4.2 | FORM..... | 85 |
| 4.2.1 | Distribuição conjunta de probabilidades | 86 |
| 4.2.2 | Transformações de variáveis | 87 |
| 4.2.2.1 | Transformação de Rosenblatt | 87 |
| 4.2.2.2 | Transformação de Nataf | 88 |
| 4.2.3 | Medidas de Sensibilidade: Fator de Importância | 93 |
| 4.3 | SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE MONTE CARLO | 94 |
| 5 | MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS | 98 |
| 5.1 | CORDUT | 99 |
| 6 | RESULTADOS | 102 |
| 6.1 | VALIDAÇÃO | 102 |
| 6.1.1 | Erro relativo | 103 |
| 6.2 | DEFINIÇÃO DO PROBLEMA..... | 106 |
| 6.2.1 | Análise de Confiabilidade | 108 |
| 6.2.1.1 | Probabilidade de falha e índice de confiabilidade..... | 108 |
| 6.2.1.2 | Fatores de sensibilidade..... | 110 |
| 7 | CONCLUSÕES | 114 |
| 7.1 | SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS..... | 116 |
| | REFERÊNCIAS | 117 |

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O desenvolvimento da atividade petrolífera, a exploração de petróleo e gás natural, foram estimulados pela evolução da pesquisa, pelos recursos financeiros, empregados para aplicação de métodos inovadores na extração, produção e transporte desses materiais. Nos últimos anos, a produção brasileira vem apresentando crescimento histórico de petróleo e gás, segundo boletins mensais emitidos pela Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis, ANP (2021). Sendo uma indústria que movimenta elevados recursos financeiros contribui, desta forma, com os indicadores econômicos como emprego e renda.

Entretanto, a segurança destes sistemas necessita atender rigorosos planos de manutenção no sentido de evitar parada de produção ou acidentes, na maioria das vezes com grande impacto ambiental, social e econômico. Os sistemas de exploração de óleo e gás são realizados por oleodutos e gasodutos, respectivamente, denominados de dutovia.

A dutovia é um sistema de transporte eficiente utilizado para movimentar materiais e produtos por longos deslocamentos e em grandes quantidades. O sistema dutoviário é basicamente formado por dutos (tubos) metálicos, conectados por juntas de união e os terminais, onde estão os equipamentos de operação e controle do sistema. Além disso, o material transportado percorre a via sob pressão de equipamentos propulsores instalados nos terminais.

Dependendo das características de implantação dos dutos, o transporte pode ser subterrâneo, submarino ou aparente. A eficiência do transporte é garantida reduzindo a entrada de contaminantes e o baixo custo com o deslocamento (custo operacional), assim, elevando a segurança e a confiabilidade do transporte. Por outro lado, a implantação de uma linha dutoviária necessita de um alto investimento financeiro na fase de construção (inicial), e possui uma baixa flexibilidade no seu traçado.

Embora a indústria do petróleo e gás possua um alto investimento financeiro associado, a sua implantação responde por uma importante geração de receita para o país. Em 2020, o país produziu uma média de 2,94 milhões de barris por dia (bpd), um recorde comparando com o patamar de 2019, segundo a ANP (2021). E embora

haja algumas incertezas para a produção de 2022, devido aos impactos da pandemia da Covid-19 e da guerra na Ucrânia, a expectativa do setor é positiva com o avanço da vacinação e retomada dos serviços, Valor Econômico (2022).

Como toda indústria, a infraestrutura dos sistemas dutoviários sofre com os efeitos nocivos a sua integridade, sendo a corrosão o principal destes (Sobral, 2019). De acordo com Oliveira (2017), no intuito de assegurar a operacionalidade da produção de petróleo e gás, deve-se considerar ao longo do tempo planos de manutenção, baseados em análises de confiabilidade, que visa calcular a probabilidade de um sistema falhar em um determinado tempo, considerando certas condições na sua integridade.

Na análise estrutural dos dutos, dependendo da implantação da dutovia, existem diversas ações de carregamento solicitadas pelos dutos, por exemplo, pressão interna se instalados em terra (*on-shore*), pressão hidrostática externa da água, quando submarinos (*off-shore*). A ovalização é outro parâmetro na análise estrutural, que ao longo do tempo, vem sendo estudado por diversos autores como Karadeniz (2001), Motta *et al.* (2021), Szary (2006).

Uma das análises de falha em dutos submarinos é realizada através do cálculo da pressão de colapso, que pode ser obtida por métodos semiempíricos, numéricos ou experimentais. Timoshenko e Gere (1961), desenvolveram um método analítico para o cálculo da pressão externa de colapso, utilizando parâmetros geométricos e resistentes, para a análise estrutural de anéis. Alguns autores, como Fatt (1999), Bai e Bai (2005) entre outros, estenderam os estudos de Timoshenko e Gere para análise de dutos corroídos.

Além disso, a ovalização de dutos é um fenômeno complexo que ocorre em sua seção transversal podendo tornar a estrutura mais susceptível às falhas. De certo modo, a ovalização é tratada na análise estrutural de dutos por métodos semiempíricos, com o advento da análise numérica e a computação gráfica, a análise se tornou mais aprimorada. Tal como a análise pelo Método de Elementos Finitos (MEF), que é amplamente utilizado, devido a sua precisão, para quantificar a pressão de falha ou de colapso de dutos corroídos.

O MEF será aqui aplicado utilizando o Cordut, desenvolvido pelo grupo de Processamento de Alto Desempenho em Mecânica Computacional (PADMEC), da UFPE, utilizando a linguagem *Python* como principal gerenciador. A ferramenta computacional gera automaticamente um modelo de dutos ovalizado com defeito de

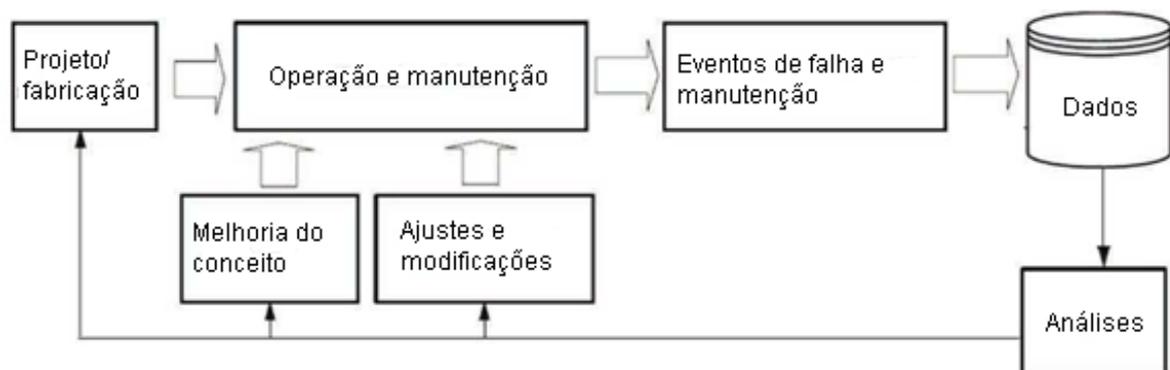
corrosão, além de outros casos. Outros *softwares* participam da análise como o PATRAN (de MSC Software, 2020), responsável pela geração do modelo, e o ANSYS (2020), responsável pela execução da análise não linear e obtenção do resultado.

A incorporação de estudos probabilísticos na análise de falha de dutos tem sido utilizada na avaliação da pressão de colapso, uma vez que alguns parâmetros deste problema, como propriedades geométricas e resistentes dos dutos, como sua espessura, ações solicitantes, defeitos de corrosão e taxa de crescimento de corrosão, entre outros, apresentam algum grau de incerteza, e podem ser consideradas como variáveis aleatórias.

Na análise de confiabilidade estas variáveis são utilizadas para prever a probabilidade de falha de dutos corroídos ao longo de sua vida útil, com base em inspeções periódicas e planos de manutenção. Estes planos são recomendações de normas praticadas pela indústria, como a ISO 14224 (2016), que visam o dimensionamento dos dutos, operação, inspeção e manutenção.

Atualmente, mais países produtores de petróleo e gás estão exigindo das empresas um sistema integrado de dados a fim de implementar ações preventivas e corretivas, tendo em vista aspectos de segurança e impactos ambientais, segundo a ISO 14224 (2016), mostrado na Figura 1. Ainda segundo a ISO 14224, os estudos de análise de confiabilidade podem ser considerados nos locais, e identificados através de inspeções com instrumentos medidores, onde o risco de falha é maior a fim de prevenir um colapso na estrutura do duto.

Figura 1 - Fluxograma básico da análise de dados de confiabilidade e manutenção coletados



Fonte: Adaptado da ISO 14224 (2016, p. 24).

Ultimamente, preocupa-se bastante com a sustentabilidade e estudos de impactos ambientais, portanto, através da literatura e de métodos mais sofisticados como a análise de confiabilidade, busca-se a probabilidade de falha dessas estruturas afim de aprimorar o dimensionamento promovendo melhorias e ajustes no projeto, que são importantes medidas preventivas e corretivas. No caso do Brasil, a PETROBRAS, adota as recomendações da Comissão de Normalização Técnica (CONTEC). Alguns exemplos de normas utilizadas são: Anexo 21 (2020), ISO 14224 (2016), e há também algumas normas internacionais praticadas, tais como, ASME B31G (2012), e DNV-RP-F101 (2015).

1.2 JUSTIFICATIVA

Segundo o relatório da ANP (2021), mais de 94,00% da produção de petróleo do país é realizada no mar (*off-shore*) a altas profundidade. O ambiente marinho é altamente agressivo para a integridade estrutural dos dutos podendo promover corrosão interna e, principalmente, externa. A necessidade de estudar os principais modos de falha nos dutos corroídos, como a flambagem, se deve à busca da maior segurança, maior previsibilidade das ações de ajustes, e melhoramento (manutenções) destas estruturas a fim de evitar impactos ambientais, sociais e financeiros de grandes proporções.

Segundo Szary (2006), a corrosão é um dos principais mecanismos de falhas nos dutos, isto é, colapso ou ruptura destas estruturas. A análise mecânica dos dutos mostra que a pressão hidrostática da água, parâmetros como espessura do duto, e até o processo de fabricação, armazenamento e instalação destes dutos, contribuem para determinação dos modos de falha. Desta forma, a relação de como cada parâmetro, ou variável, tem com a falha deve ser considerada para o bom funcionamento dos dutos com defeitos de corrosão.

Conforme Oliveira *et al* (2016), a análise de confiabilidade é utilizada, como medida de segurança estrutural, para prever a probabilidade de falha estabelecendo o risco da estrutura entrar em colapso. De fato, segundo Sobral (2019), a análise de confiabilidade avalia a estrutura por meio de índices de confiabilidade, uma grandeza inversa da probabilidade de falha, que representa o grau de segurança da estrutura.

A análise de confiabilidade é importante pois considera as incertezas associadas às variáveis do problema de dutos, ou seja, nesta verificação são

contabilizados não só os valores médios das variáveis, mas também as incertezas. Parâmetros de carregamentos (solicitações) e resistência, geométricos e do material admitem incertezas. Desta forma, segundo Sobral (2019), devido ao grau de incerteza das variáveis envolvidas no problema, a estrutura pode apresentar uma reação diferente, portanto, conhecer estas incertezas através da confiabilidade estrutural permite minimizar os riscos de que a estrutura falhe.

1.3 OBJETIVOS

Expor genericamente os sistemas submarinos de exploração de petróleo e gás natural, definir a ovalização de dutos como também a corrosão nos dutos e suas principais características. Apresentar como essas duas manifestações estão inseridas na análise estrutural de dutos submarinos. A literatura tem referências muito consistentes acerca dos efeitos da corrosão nos dutos na análise da pressão interna de colapso. Por outro lado, o tema precisa ser mais discutido na engenharia das estruturas para a análise da pressão externa de colapso.

Em função disto, esta dissertação visa aplicar análise de confiabilidade utilizando métodos semiempíricos para avaliação da pressão de colapso de dutos, considerando as principais variáveis aleatórias do problema. A análise será realizada em dutos ovalizados com defeitos de corrosão externos submetidos à pressão hidrostática externa.

Além disto, pretende-se comparar com os resultados obtidos pela análise de confiabilidade aplicando os métodos semiempíricos para determinação da pressão de falha (colapso) com os resultados para a pressão de falha (colapso) obtida pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) através de ferramenta computacional desenvolvida pelo PADMEC, Cordut.

1.3.1 Objetivos específicos

- Apresentar os métodos semiempíricos de dutos ovalizados com defeitos de corrosão utilizados na análise de pressão de colapso.
- Determinar as principais variáveis utilizadas na análise de confiabilidade para a estimativa da pressão de colapso.

- Comparar os resultados obtidos pelos métodos semiempíricos com os do MEF a fim de calcular um erro para cada método semiempírico baseada na análise probabilista das estruturas.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta dissertação está dividida em sete capítulos. Além deste capítulo que representa a introdução ao tema com considerações iniciais e objetivos da pesquisa.

O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica sobre a atividade econômica de produção de petróleo e gás natural. Como também as características principais dos sistemas submarinos de produção de petróleo e gás natural, e seus componentes. Em seguida, é abordada a análise estrutural dos dutos, com o conceito de ovalização. Neste capítulo, encontra-se a definição de corrosão, os principais mecanismos para manifestação nos dutos, métodos de investigação e inspeção. Por fim, é apresentado os estados limites dos dutos corroídos submetidos à pressão hidrostática externa, e as formulações semiempíricas desenvolvidas por autores, que publicam trabalhos que estão contidos na literatura, para avaliação da pressão de colapso em dutos.

O capítulo 3 traz os conceitos estatístico como a definição de incerteza, função de distribuição acumulada de probabilidades, função de densidade de probabilidades, variáveis aleatórias contínuas e discretas entre outras. E, por fim, medidas de tendência central e medidas de dispersão.

O capítulo 4 aborda os conceitos da confiabilidade estrutural, e como esta metodologia se tornou um importante avanço na avaliação da segurança e risco das estruturas. O capítulo traz os conceitos de probabilidade de falha e índice de confiabilidade, os principais parâmetros dentro da análise de confiabilidade. Apresenta, também, a definição de função de falha, o problema fundamental da confiabilidade em que valores negativos representam a falha da estrutura. Por fim, é mostrado um dos principais métodos da análise de confiabilidade o FORM, as transformações de variáveis aleatórias, medidas de sensibilidade, e a simulação numérica de Monte Carlo.

O capítulo 5 traz o conceito do Método dos Elementos Finitos (MEF), segundo estudos na área. O capítulo conta também com a utilização do MEF na ferramenta computacional, Cordut, para a estimativa da pressão de falha em dutos ovalizados e com defeitos de corrosão.

O capítulo 6 é apresentado o problema proposto por esta dissertação e as variáveis envolvidas são identificadas nas funções de falha. Os processos de validação dos resultados pela implementação dos modelos semiempíricos em programa Matlab com resultados experimentais. Os resultados das avaliações da pressão de colapso através dos métodos semiempíricos, como também pelo MEF, são apresentados nas tabelas ao longo do capítulo, entre outros resultados, observação e principais inferências das análises.

O capítulo 7 é realizada a conclusão desta dissertação e as principais inferências observadas. Finalizando a pesquisa, segue lista das referências bibliográficas utilizadas ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

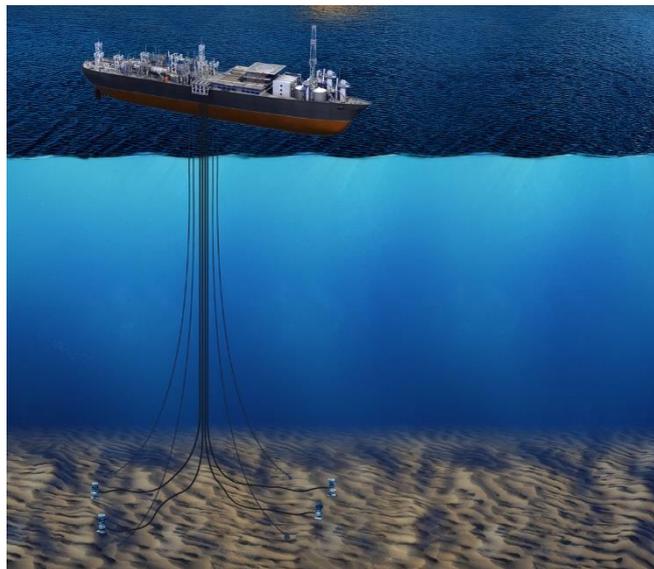
2 CONTEXTUALIZAÇÃO HISTÓRICA

2.1 SISTEMAS SUBMARINOS DE PRODUÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NATURAL

A tecnologia utilizada em produção submarina de petróleo e gás natural é altamente especializada, com aspectos únicos no campo da engenharia. A atividade exploratória em águas profundas e ultra profundas ocorre em plataformas fixas ou flutuantes, dependendo das características do campo e outras considerações, como distância para o escoamento da produção, profundidade da jazida, entre outros. O sistema de produção submarino consiste, basicamente, na plataforma, sistemas de controle, árvore de produção, conexão entre as linhas de fluxo (os dutos) e o poço exploratório.

Uma unidade produtora bastante conhecida é a chamada Plataforma FPSO, sigla *Floating Production Storage and Offloading*, ou plataforma flutuante de produção, armazenamento e transferência, ver Figura 2. É uma embarcação estabilizada por sistemas de ancoragem no solo marinho, tem alta vantagem em relação ao escoamento da produção devido a sua mobilidade, distância em relação à costa ou dificuldades para instalação de plataformas fixas. O petróleo é extraído dos poços exploratórios juntamente com gás natural e água, injetados inicialmente.

Figura 2 - Plataforma flutuante do tipo FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*).

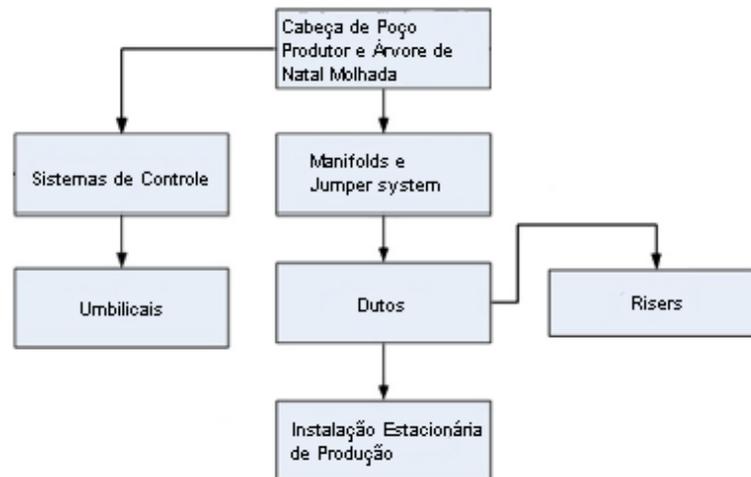


Fonte: PETROBRAS (2014).

Em seguida, estas plataformas realizam a separação dos materiais e transferem o petróleo para navios aliviadores que fazem o transporte do fluido para os terminais e refinarias. A produção de gás natural, quase sempre, está vinculada com a produção de petróleo visto que o gás pode ser encontrado dissolvido no óleo em campos marítimos ou terrestres. O gás natural pode ser reinjetado no poço para aumentar a produção de petróleo, o mais comum é a injeção de água, assim também pode ser utilizado como fonte de energia para a plataforma. Entretanto, em sua maioria, o material é transportado por meio de gasodutos para unidades de processamento.

A engenharia de petróleo *off-shore* elaborou soluções específicas, aliadas à alta tecnologia, para viabilizar a crescente demanda energética e conferindo maior segurança. O caminho que o petróleo percorre a partir dos poços exploratórios até chegar nos terminais e refinarias atravessam um conjunto de componentes organizados em escala, o sistema de produção. De acordo com Y. Bai e Q. Bai (2010), o sistema pode ser simplificado no diagrama de interações entre os componentes, descritos a seguir, ver Figura 3.

Figura 3 - Diagrama de interações entre os componentes do sistema de produção *off-shore*.



Fonte: Adaptado do Y. Bai e Q. Bai (2010).

Cada componente desenvolve um papel individual e coletivo no sistema de produção, e como toda indústria é importante observar as propriedades físicas, tais como a temperatura, pressão, regime de escoamento, vazão do material escoado. Estes parâmetros estão relacionados com a qualidade do petróleo e gás extraídos, e

consequentemente, a eficácia do sistema de produção. Conforme Monteiro e Chaves (2015), a organização dos componentes do sistema de produção reduz os custos de projetos e maximiza a produção.

2.1.1 Árvore de Natal Molhada e cabeça de poço produtor

A Árvore de Natal Molhada (ANM), ou *Wet Christmas Tree*, é um componente instalado no fundo do mar, por mergulhadores ou veículos de operação remota, formado por um conjunto de válvulas que controlam o fluxo dos materiais produzidos ou injetados nos poços exploratórios. A ANM faz a conexão entre a cabeça de poço produtor e a unidade estacionária de produção por meio de linhas de fluxo e controle, tornando a operação inteiramente automatizada.

A ANM é um equipamento seguro que tem tolerância a diversas zonas de temperatura e pressão. A cabeça de poço produtor, ou *subsea wellhead*, é o componente em que a ANM se encaixa para operar o controle do fluxo do sistema, a vazão, abrindo e fechando as válvulas, é a localização de entrada do poço prospectado.

2.1.2 Manifold e jumper system

Os *Manifolds* são componentes responsáveis por reunir e otimizar as produções de dois ou mais poços e conduzi-las por um único duto. É uma estrutura metálica instalada no fundo do mar, e tal como as ANM é um equipamento composto por um conjunto de válvulas, além de dutos e outros dispositivos responsáveis pela injeção de água e gás em dois ou mais poços para aperfeiçoar a produção de óleo.

Segundo Y. Bai e Q. Bai (2010), a instalação de *manifolds* auxilia na redução da quantidade e no comprimento das linhas de fluxo conectadas à unidade estacionária de produção. De acordo com Monteiro e Chaves (2015), tal recurso seria diretamente proporcional à redução de custos na implantação e sobrecarga associada ao peso dos *risers*.

Os *jumpers systems* são elementos de ligação, um duto curto, entre os dois componentes da produção submarina, responsável pelo transporte da produção. Conforme Y. Bai e Q. Bai (2010), os *jumpers* podem ser flexíveis com maior versatilidade e rígidos que precisam de espaços delimitados, além de limitações no

manuseio. Assim como os *manifolds*, os *jumpers* podem ser utilizados para injeção de água no poço.

2.1.3 Linhas de fluxo (dutos): risers e pipelines

As linhas de fluxo da produção, ou os dutos propriamente dito, objeto principal desta dissertação, são os componentes responsáveis pelo escoamento da produção dos poços até a unidade estacionária de produção, mas também, operam na conexão entre os componentes do sistema supracitados, na injeção de água e gás nos poços exploratórios, e pelo controle da produção no caso dos umbilicais. As linhas de fluxo podem ser rígidas ou flexíveis, e podem ser chamadas de *risers* ou *pipelines*.

Os *risers* são os trechos suspensos dos dutos submarinos que conduzem a produção, em um fluxo ascendente, até às plataformas. De acordo com Y. Bai e Q Bai (2010), as dimensões dos *risers* podem variar de 76,2 a 304,8 mm de diâmetro, o comprimento é obtido pela profundidade da água e a configuração do *riser*, que pode ser vertical ou ondular. Para Monteiro e Chaves (2015), o comprimento pode variar de 1 a 2 vezes a profundidade da água.

O diâmetro de projeto varia dependendo do volume da produção, outra propriedade bastante importante é a espessura da parede do duto, um conjunto de camadas, que desempenham funções desde à resistência a pressão interna e estanqueidade do fluxo à pressão externa da água, corrosão e outros agentes externos conforme Camerini (2012).

Os dutos flexíveis são desenvolvidos em uma união de camadas de materiais metálicos e não-metálicos, em uma sequência de conformação e soldagens, desde aços a alguns tipos de polímeros e fitas consistindo na espessura final do duto. Garantindo à estrutura maior resistência, estanqueidade, flexibilidade, resistência à corrosão, isolamento térmico, fatores relacionados com a qualidade da produção e estabilidade do sistema.

Segundo Camerini (2012), o caso mais crítico para um duto submarino é quando ele se apresenta em trecho vertical, sujeitando-se ao carregamento axial devido ao seu peso próprio. De fato, os *risers* são projetados para resistir aos esforços de tração e fadiga solicitados pelo peso próprio e as correntes marítimas. Ainda segundo o autor, os dutos submarinos operam em ambientes corrosivos e estão

sujeitos a grandes pressões interna e externa, abrasão com o leito marinho, também pelas forças das marés.

Assim, o dimensionamento de dutos profundos ou ultraprofundos em zonas de alta pressão e temperatura é um desafio para os projetistas. Isto porque, além das ações por carregamentos, nestas profundidades podem ocorrer a formação de soluções ácidas e corrosivas, produzidas em poços contendo sulfeto de hidrogênio na água salgada, que são nocivos para a estrutura dos dutos, conforme Y. Bai e Q. Bai (2010).

Outro fator de grande relevância no comportamento estrutural é a ovalização dos dutos, uma deformação na seção transversal do duto, provocados por momentos fletores, devido aos carregamentos e ações, como também por processos construtivo e logístico dos dutos. Em águas profundas e ultraprofundas, os dutos estão submetidos aos carregamentos provenientes da pressão externa da água. Portanto, no sentido de incrementar os estudos para aprimoramento da produção de petróleo e gás natural se faz necessário considerar os efeitos da corrosão externa e deformação por ovalização na estrutura de dutos submarinos.

2.1.4 Sistemas de controle e umbilicais

O sistema de controle é o componente responsável pela gerência da operação da produção, é através deste sistema que se opera as válvulas das ANM, *manifolds* e dutos segundo Y. Bai e Q. Bai (2010). Além disto é responsável pelo recebimento e transmissão de dados, como indicadores de pressão, temperatura entre outros. Do ponto de vista do planejamento do sistema de produção submarina o sistema de controle é um dos itens de baixo custo comparados com os demais itens.

Y. Bai e Q. Bai (2010), em seu livro, divide o sistema de controle em dois níveis: *Topside* (nível superior) e *Subsea* (nível inferior). O *Topside* contém a estação de controle principal, que conta com atividade humana/ máquina para a execução do controle, as unidades de energia elétrica e hidráulica, transmitindo informações para todo o sistema e fluidos para operações remotas, através de umbilicais.

O *Subsea* contém o módulo de controle submarino, é uma pequena central que controla e monitora a produção diretamente nos poços, as vias de fluxo elétrico e hidráulico e os umbilicais, que fazem a conexão com o *Topside*. Os umbilicais, apesar de serem dutos, estão mais associados ao sistema de controle pelo desempenho da

transmissão de dados eletrônicos, rede de energia e fluidos para operações remotas e incremento de produção.

As dimensões deste componente podem variar até 25,4 cm de diâmetro, o comprimento varia pela disposição entre os componentes da produção, Y. Bai e Q. Bai (2010). Os umbilicais carregam em seu interior múltiplos pequenos cabos que variam o diâmetro até 5,08 cm, segundo Monteiro e Chaves (2015) esses cabos podem ser um conjunto de cabos elétricos, fibra ótica, tubos de aços, mangueiras termoplásticas e podem também conter cabos para funções específicas.

2.1.5 Instalação estacionária de produção

A instalação estacionária de produção, é a componente visível da produção, como mencionado anteriormente é onde ocorre o armazenamento, a separação, transferência da produção, além de ambiente administrativo. Podem ser divididas em fixas e flutuantes, e ainda segundo a Petrobras (2014), para profundidades de até 300 metros, produção em águas rasas, e para profundidades maior que 2000 metros, produção em águas profundas e ultra profundas.

Segundo Y. Bai e Q. Bai (2010), a execução da instalação submarina pode ser dividida em instalação do equipamento submarina, componente como ANM, *manifolds*, *jumpers*, e instalação das linhas de fluxo: *risers* e dutos. Todo processo de fabricação é realizado *on-shore* e transportado por embarcações para o local *off-shore*, por fim, instalado em três etapas: *lowering*, imersão na água, *landing*, pouso no leito marinho e *locking*, a fixação entre os componentes.

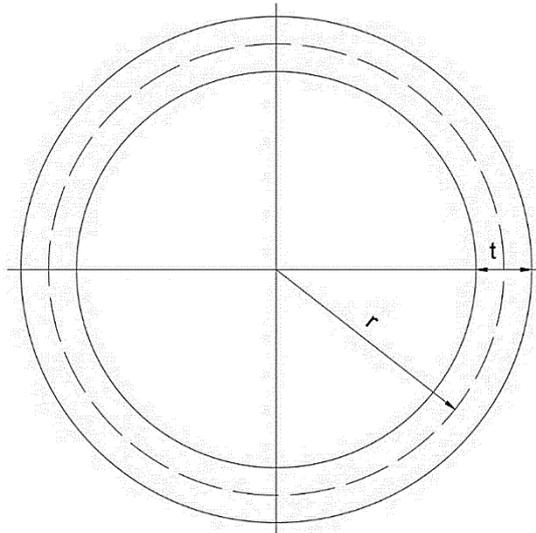
A instalação de *risers* e dutos pode ser executada por quatro métodos: *S-laying*, os dutos são assentados a partir de uma embarcação de transporte tão horizontalmente que assemelham a um S, *J-laying*, os dutos são assentados a partir de uma embarcação tão verticalmente que assemelham a um J, *Reel-laying*, quando os dutos são fabricados numa grande bobina e desenrolado apenas do local de assentamento, *Towling lay*, é o assentamento auxiliado por um navio rebocador.

2.2 ANÁLISE ESTRUTURAL DE DUTOS

Os *risers* ou oleodutos submarinos são submetidos a diversos tipos de carregamento (solicitação), sendo a principal, a pressão hidrostática externa. Tais

solicitações geram esforços internos de tensão axial, momento fletor entre outros. Assim, considere um duto infinito cilíndrico e uniforme de raio r e seção transversal mostrada na Figura 4, com espessura t ao longo do seu comprimento submetido a um carregamento externo uniforme de compressão.

Figura 4 - Seção transversal de duto cilíndrico.



Fonte: Adaptado do Fatt (1999).

Considere que o duto é feito de um material elástico linear, perfeitamente plástico com o módulo de elasticidade, ou módulo de Young, E , o coeficiente de Poisson ν , assim a pressão elástica de colapso p_e , segundo Timoshenko e Gere (1961), pode ser obtida na Equação (2.1):

$$p_e = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \times \left(\frac{t}{r}\right)^3 \quad (2.1)$$

Em que, r é o raio uniforme do duto e t é a espessura do duto ao longo do seu comprimento.

Conforme Fatt (1999), a tensão radial σ_θ , devido ao carregamento de compressão externo, pode ser calculada através da Equação (2.2), para valores de pressão de compressão p abaixo da pressão elástica p_e da Eq. (2.1):

$$\sigma_\theta = \frac{p \times r}{t} \quad (2.2)$$

Ainda segundo Fatt, a pressão de escoamento do duto p_y pode ser obtida através da Eq. (2.2) desde que a tensão radial seja igual a tensão de escoamento σ_y expressa na Equação (2.3):

$$p_y = \frac{\sigma_y \times t}{r} \quad (2.3)$$

O escoamento pode ocorrer antes da pressão elástica de colapso contanto que a razão r/t não exceda o valor limite da Equação (2.4):

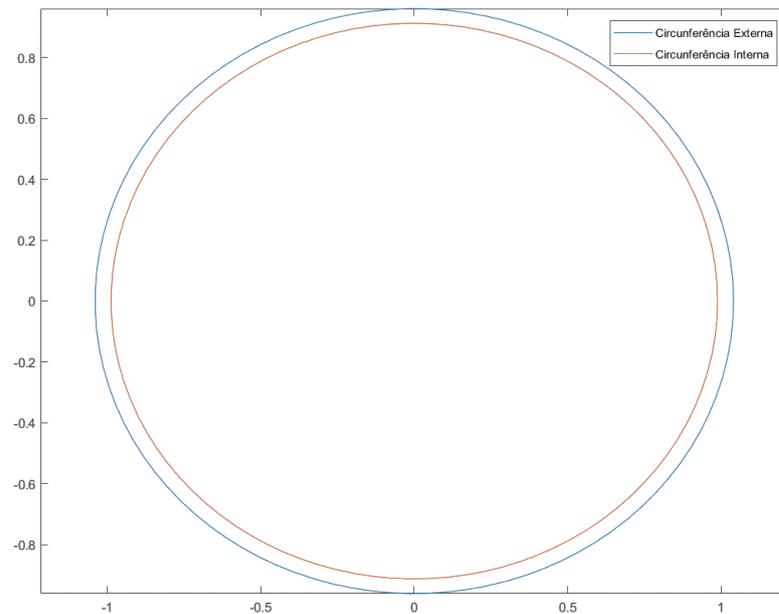
$$\frac{r}{t} \leq \frac{1}{2} \times \sqrt{\frac{E}{(1 - \nu^2) \times \sigma_y}} \quad (2.4)$$

2.2.1 Conceito de ovalização

A ovalização é a uma deformação na seção transversal dos dutos, que modifica o formato circular para um elíptico, ver Figura 5. A ovalização está associada à redução da capacidade de resistência dos dutos tanto à pressão externa quanto ao momento fletor no sentido da menor inércia. Segundo Motta et al (2021), a ovalização dos dutos pode ocorrer durante todas as fases da vida da estrutura submarina. Ainda segundo o autor, a avaliação da ovalização é um fenômeno complexo, não linear e, geralmente, os critérios para o cálculo de colapso de dutos ovalizados são estabelecidos através de testes em escala real e por análise de elementos finitos.

A ovalização dos dutos pode ocorrer durante os processos de formação, instalação e operação, como afirma Motta (2021), que dividiu em algumas etapas o seu surgimento: na produção, a ovalização ocorre durante a conformação e fabricação dos dutos, podendo chegar a 0,13%. Na logística, pode ocorrer no deslocamento das fábricas aos locais de armazenamento e instalação. Além disso, ações solicitantes e os esforços internos também podem contribuir para a ovalização dos dutos.

Figura 5 - Seção transversal de duto ovalizada gerada pelo Matlab.



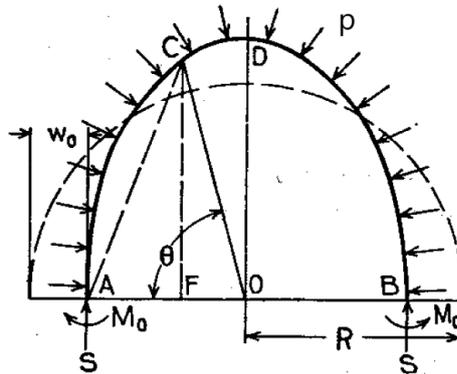
Fonte: Autor (2022).

De fato, segundo Karadeniz (2001), o fenômeno pode ser causado por ações de cargas permanente e variáveis, como correntes marítimas, e terremotos. Estes carregamentos impõem aos dutos uma nova configuração na seção transversal, que é a deformação causada pelo surgimento de esforços internos. Ainda segundo o autor, os esforços representados pelo momento fletor e força que surgem em resposta às ações no duto produzem tensões ao longo da circunferência do duto.

Estas tensões, portanto, contrárias às pressões solicitantes, ocasiona a ovalização na seção transversal do duto. De acordo com Timoshenko e Gere (1961), pode-se calcular a pressão máxima responsável por manter a seção transversal em equilíbrio. Considerando a Figura 6, a seguir, a pressão máxima uniforme de compressão p_{max} que equilibra os esforços internos S (Cortante) e M_0 (Momento Fletor) está escrita na Equação (2.5):

Em que, I é o momento de inércia da seção.

Figura 6 - Meia seção transversal de duto cilíndrico



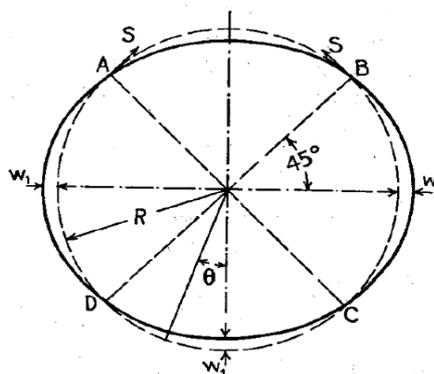
Fonte: Adaptado do Timoshenko e Gere (1961).

$$p_{max} = \frac{3 \times E \times I}{r^3} \quad (2.5)$$

Uma solução proposta por Timoshenko e Gere (1961), consiste numa formulação para o cálculo da pressão uniforme de colapso. Considerando o duto com espessura constante t , uma imperfeição inicial w_1 na seção transversal do duto para simplificação dos defeitos. Esta imperfeição é a medida do desvio de uma seção circular perfeita de raio r para uma seção deformada. A seção transversal ovalizada pode ser simplificada numa elipse, ver Figura 7.

A ação da pressão externa uniforme p produzirá um achatamento (*flattening*) do duto, os momentos fletores positivos reduzem a curvatura do duto, trechos AB e CD da Figura 7. Enquanto os momentos fletores negativos aumentam a curvatura inicial do duto, nos trechos AD e CB. Os pontos A, B, C e D têm momento fletor igual a zero. A curvatura inicial está representada pela linha tracejada, a curvatura final está representada pela linha cheia a seguir.

Figura 7 - Seção transversal ovalizada de duto cilíndrico.



Fonte: Timoshenko e Gere (1961).

Portanto, a Equação (2.6) representa a pressão uniforme máxima p_y para o ponto de momento fletor máximo que produz tensão de escoamento do material:

$$p_y^2 - \left[\frac{\sigma_y \times t}{r} + \left(1 + 6 \times \frac{w_1}{t} \right) \times p_e \right] \times p_y + \frac{\sigma_y \times t}{r} \times p_e = 0 \quad (2.6)$$

Em que, w_1 é a máxima deformação inicial radial.

Szary (2006), em seu estudo implementou a ovalização na análise de colapso em dutos intactos, sem defeitos de corrosão. Foi concluído que a ovalização tem uma significativa influência na pressão de colapso, apresentando ainda um maior impacto nos resultados que defeitos de corrosão superficiais (*shallow defects*). Ainda segundo Szary, o pior caso na avaliação da pressão de colapso corresponde a uma combinação entre a ovalização e o local do defeito. Podendo ocorrer para alguns casos específicos uma maior probabilidade de falha na região mais deformada do duto.

Como afirmado antes, a mensuração dos efeitos da ovalização nos dutos é um fenômeno complexo devido a não linearidade e a sua grande flexibilidade ao longo da seção transversal do duto. Associar a ovalização com defeitos de corrosão torna o problema ainda mais difícil e complexo, e, portanto, é imprescindível a utilização do MEF como alternativa de cálculo conforme Motta defende.

A ovalização é um dado de entrada no algoritmo do MEF através do fator de ovalização O , definido na Equação (2.7), segundo Szary, e convencionado neste trabalho:

$$O = \frac{D_{max} - D_{min}}{\frac{D_{max} + D_{min}}{2}} = 2 \cdot \frac{D_{max} - D_{min}}{D_{max} + D_{min}} \quad (2.7)$$

No Cordut, o fator de ovalização O é implementado no sentido de transformar apenas as coordenadas radiais dos nós do modelo. Dois modelos de transformação (ovalização) foram testados nesta etapa: Motta (2021) e Karadeniz (2001). Motta (2021) considera a geometria ovalizada do duto como uma elipse. Desta forma, partindo da Equação da elipse, as coordenadas da elipse x_n e y_n estão definidas na Equação (2.8), em que a e b são os semieixos maior e menor, respectivamente, Equação (2.9) e (2.10):

$$\frac{x_n^2}{a^2} + \frac{y_n^2}{b^2} = 1 \quad (2.8)$$

$$a = R_0 \cdot \left(1 + \frac{O}{2}\right) \quad (2.9)$$

$$b = R_0 \cdot \left(1 - \frac{O}{2}\right) \quad (2.10)$$

Reescrevendo as coordenadas x_n e y_n em coordenadas cilíndricas, nas equações (2.11) e (2.12), em que R_n representa o raio de cada ponto da elipse. E após substituições dos termos e propriedades trigonométricas, e isolando R_n , obtém-se a Equação (2.13):

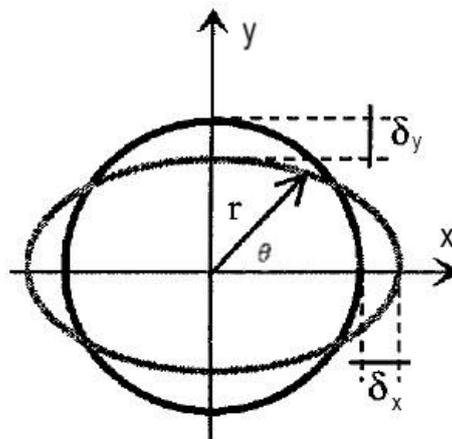
$$x_n = R_n \cdot \cos(\theta) \quad (2.11)$$

$$y_n = R_n \cdot \sin(\theta) \quad (2.12)$$

$$R_n = R_0 \cdot \frac{\left(1 - \frac{O^2}{4}\right)}{\sqrt{\left(1 - \frac{O}{2}\right)^2 + 2 \cdot O \cdot \sin^2(\theta)}} = R_0 \cdot \frac{a \cdot b}{\sqrt{b^2 + 2 \cdot (a - b) \cdot \sin^2(\theta)}} \quad (2.13)$$

Em que R_0 é o raio da circunferência (duto não ovalizado), e o θ é o ângulo de cada nó. Karadeniz (2001), em seu estudo, utilizou funções harmônicas para obtenção da curva deformada a partir da circunferência, ver Figura 8. Nesta deformação, Karadeniz considerou que a seção transversal do duto é inextensível na direção circunferencial, ou seja, igual a zero conforme a Equação (2.14):

Figura 8 - Seção transversal de duto ovalizada segundo modelo Karadeniz.



Fonte: Adaptada do Karadeniz (2001).

$$\varepsilon_v = \frac{w}{R_n} + \frac{\partial v}{\partial s} = 0 \quad (2.14)$$

Em que ε_v é a deformação na direção circunferencial, w_n é o deslocamento radial global, v é o deslocamento circunferencial global, R_n é o raio de cada ponto da curva deformada, s é o comprimento da curva. O deslocamento radial global é definido pela Equação (2.15) e pode ser representado através de funções harmônicas na Equação (2.16):

$$w_n = -\frac{\partial v}{\partial \theta} \quad (2.15)$$

$$w_n = C_1 \cdot \cos(2\theta) + C_2 \cdot \cos(4\theta) \quad (2.16)$$

Em que C_1 e C_2 são constantes que dependem dos deslocamentos radiais δ_x e δ_y para os ângulos θ iguais a 0 (no eixo X) e $\pi/2$ (no eixo Y), respectivamente, e o θ é o ângulo de cada ponto:

$$C_1 = \frac{1}{2} \cdot (\delta_x - \delta_y) \quad (2.17)$$

$$C_2 = \frac{1}{2} \cdot (\delta_x + \delta_y) \quad (2.18)$$

Da Equação (2.15), obtém-se o deslocamento circunferencial global na Equação (2.19):

$$v = -\frac{1}{2} \cdot \left[C_1 \cdot \sin(2\theta) + \frac{1}{2} \cdot C_2 \cdot \sin(4\theta) \right] \quad (2.19)$$

Segundo Karadeniz, o deslocamento radial é considerado positivo para a direção externa (para fora da curva) e a ovalização é simétrica. Ainda segundo o autor, os deslocamentos radiais das equações (2.17) e (2.18), por sua vez, são utilizados para calcular propriedades do duto ovalizado, como o fator (ou taxa) de ovalização. Entretanto, esta dissertação utiliza o fator de ovalização O definido na Equação (2.7). Portanto:

$$\frac{\delta_x}{R_0} = 0 \quad (2.20)$$

Por simetria:

$$\frac{\delta_y}{R_0} = -\frac{\delta_x}{R_0} \quad (2.21)$$

Em que R_0 é o raio da circunferência (duto não ovalizado). Assim, considerando as coordenadas da circunferência, x_0 e y_0 , em coordenadas cilíndricas. Pode-se reescrever as novas coordenadas da curva ovalizada como:

$$x_n = x_0 + u_x \quad (2.22)$$

$$y_n = y_0 + u_y \quad (2.23)$$

Em que u_x e u_y são deslocamentos radiais e circunferenciais locais, respectivamente:

$$u_x = w \cdot \cos(\theta) - v \cdot \sin(\theta) \quad (2.24)$$

$$u_y = v \cdot \cos(\theta) + w \cdot \sin(\theta) \quad (2.25)$$

2.2.2 Ocorrência e causas de corrosão

A corrosão é a degradação do material metálico, em sua maioria, por uma reação eletroquímica de oxirredução, num meio de exposição, em que ocorre a transferência de elétrons entre os átomos. A oxidação é a retirada de elétrons do átomo, a redução é o ganho de elétrons no átomo. Conforme Al-Moubaraki e Obot (2021), e Szary (2006) a corrosão é uma das principais causas (ou mecanismos) de falha em campos de produção de petróleo e gás natural dentre as manifestações patológicas nos dutos, tem caráter destrutivo superficial, total ou parcial, conforme ilustrado na Tabela 1.

Tabela 1 - Mecanismos causadores de falhas no setor da indústria

| Mecanismo | Porcentagem |
|------------------------------|-------------|
| Corrosão | 29 |
| Fadiga | 25 |
| Fratura frágil | 16 |
| Sobrecarga | 11 |
| Corrosão em alta temperatura | 7 |

Fonte: Adaptado do Sobral (2019).

De acordo com Sobral (2019), o processo de corrosão se configura como a perda de material, ou seja, um desgaste da estrutura. Esse desgaste ocasiona o enfraquecimento estrutural, criando pontos ou áreas frágeis onde o risco de falha se eleva bastante se comparado com os demais pontos da estrutura. No caso de oleodutos e gasodutos essas falhas configuram um perigo considerável para o meio ambiente e para a população, ver Figuras 9a e 9b.

Figura 9 - a) Defeitos de corrosão em oleoduto enterrado. b) Detalhe dos defeitos de corrosão no duto



a)

b)

Fonte: Oliveira J. (2016).

Segundo Witek (2021), a deterioração durante a vida útil dessas estruturas metálicas leva à ocorrência de defeitos superficiais volumétricos e a consequente redução da espessura da parede do duto. Os oleodutos e gasodutos expostos a ambientes com teor de água, oxigênio gasoso e rico em íons (sais) desencadeiam a reação química, ou formação de pilhas, deste processo ocorre a formação de produtos da corrosão e a liberação de energia.

Para Szary (2006), o processo de corrosão é bastante simples devido à forma como se manifesta, ou seja, em materiais metálicos. Contudo, levando em consideração as propriedades química, física e mecânica dos materiais, pode-se categorizar os mecanismos de corrosão em três grupos: corrosão eletroquímica, corrosão química e corrosão mecânica. A seguir, esses grupos são brevemente descritos.

2.2.2.1 Corrosão eletroquímica

De acordo com Oliveira (2017), a corrosão produz deterioração no material espontaneamente, mudando suas propriedades e levando a perda da resistência e durabilidade. Segundo Szary (2006), a corrosão eletroquímica ocorre principalmente na superfície do material metálico. Neste grupo, a corrosão ocorre através de um fluxo de elétrons entre áreas doadoras (anódicas) e áreas receptores (catódicas). A corrosão eletroquímica pode ser dividida em três grupos:

1) Corrosão galvânica:

A corrosão galvânica é o tipo mais difundido de corrosão e se manifesta quando dois metais ou ligas diferentes desenvolvem uma diferença de potencial entre eles em um condutor eletrolítico. O metal de menor potencial eletroquímico positivo atua como um ânodo e corrói os íons metálicos para equilibrar o fluxo de elétrons. O segundo metal com maior potencial eletroquímico positivo atua como cátodo e é protegido da corrosão.

Se não houvesse contato elétrico, ambos os metais seriam uniformemente atacados pela corrosão. A gravidade da corrosão galvânica depende principalmente da diferença de potenciais (a classificação do metal em séries galvânicas), suas áreas de superfície e meio ambiente (condutividade do meio corrosivo).

2) Corrosão intersticial (ou crevice corrosion):

A corrosão intersticial, ou em fresta, é uma forma de corrosão localizada e ocorre em uma abertura estreita ou fenda entre duas superfícies metálicas (ou metálicas e não metálicas) na qual uma solução eletrolítica fica “presa” e não

renovada, sem troca com o entorno. O metal não tem acesso ao oxigênio, mas só tem contato com um eletrólito. Este tipo de corrosão ocorre no revestimento em seções mal cimentadas, bem como em juntas de tubos de perfuração, tubos e colares de revestimento.

A corrosão em fresta deve considerar a geometria da fresta, a composição química do eletrólito e a queda de potencial elétrico na fresta. Esses dois últimos fatores combinados causa a corrosão dentro da fenda, uma vez que, são produzidos pela depleção do oxigênio. Desta forma, ocorre a perda de material dentro da fenda, já fora da fenda ocorre a formação de depósitos da corrosão. Este tipo de corrosão é bastante perigoso porque é localizado, podendo levar à falha do componente.

3) Corrosão puntiforme (ou pitting corrosion):

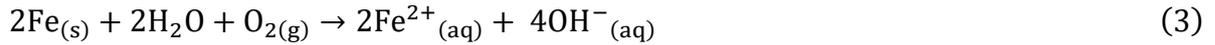
A corrosão puntiforme, ou por pite, é semelhante à corrosão em fresta e indica um ataque localizado. É uma forma de corrosão que consiste na formação de pequenas cavidades, ou pites, que se manifestam na superfície do material metálico podendo penetrar toda a espessura do material. O processo de corrosão considera fatores como a localização da ação do oxigênio ou do oxidante em uma área limitada, uma vez que facilita a reação eletroquímica.

Os pites são causados por um arranhão, defeito ou impureza no revestimento. A corrosão puntiforme é uma das formas mais perigosas, porque a perda de metal pode ser rápida (até vários milímetros por ano) e muitas vezes resulta em penetração rápida. Esta penetração pode ser explicada devido à acidez dentro da cavidade e mantida pela separação das reações de oxidação e redução, apresentadas a seguir. Este tipo de corrosão é fortemente afetado pela temperatura.

A reação de corrosão pode ser iniciada pelas seguintes equações estequiométricas, (1) e (2):



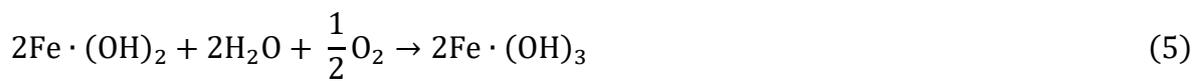
Somando as equações (1) e (2), e eliminando os termos de elétrons dos dois membros das equações:



Simplificando os termos, obtém-se o hidróxido de ferro II Eq. (4):



Na presença de oxigênio, ocorre a oxidação do hidróxido de ferro II e a formação do hidróxido de ferro III Eq. (5), um produto que desidrata e precipita na forma de um pó vermelho, comumente chamado de ferrugem Eq. (6):



2.2.2.2 Corrosão química:

Além da corrosão eletroquímica o duto pode sofrer corrosão por contato de agente químico diretamente sobre o material. Segundo Szary (2006), a corrosão química ocorre principalmente na parede interna do revestimento. Este tipo de corrosão se manifesta através de reações químicas que não podem gerar corrente elétrica. Ataques químicos característicos são incentivados principalmente por sulfeto de hidrogênio, dióxido de carbono e compostos orgânicos ou ácidos inorgânicos.

É o caso de dutos submarinos prospectando materiais contendo gás carbônico (CO_2), ou sulfeto de hidrogênio (H_2S), neste processo ocorre a formação de soluções ácidas, corrosivas e precipitados no interior dos dutos. Os hidrocarbonetos que possuem concentração de gás carbônico desenvolvem uma forma mais leve de corrosão enquanto os de sulfeto de hidrogênio uma forma mais agressiva, (Y. Bai e Q. Bai, 2010).

1) Corrosão por gás carbônico:

O gás carbônico se dissolve na água se transformando no ácido carbônico (H_2CO_3). O ácido carbônico não é muito forte, entretanto aumenta a acidez da água que em contato com a superfície do duto provoca defeitos de corrosão, ver Figuras

10a e 10b. A velocidade do fluxo do material tem consequência na magnitude do defeito sobre a estrutura do duto, isto porque o regime de escoamento impede ou remove uma camada protetora de precipitados, ou incrustações, que se formam das reações por agente químico.

Esta camada protetora é formada pelo carbonato de ferro ($FeCO_3$), um produto da oxidação do ferro sólido, sob condições de alta temperatura, ph elevado, e ausência de turbulência no escoamento como explica Y. Bai e Q. Bai (2010). Desta forma, o regime de escoamento é geralmente associado com diferentes tipos de corrosão que podem se formar no duto, uma vez que seja formada a película de proteção a fim de reduzir as taxas de corrosão na estrutura do duto.

Figura 10: a) Duto com defeitos de corrosão por (CO_2). b) Falha em duto por corrosão de (CO_2).



Fonte: Oliveira e Filho. (2015).

2) Corrosão por sulfeto de hidrogênio:

No caso do sulfeto de hidrogênio pode ocorrer dois casos a formação do ácido sulfuroso (H_2SO_3), quando dissolvido em água, é um ácido relativamente fraco e o ácido sulfúrico (H_2SO_4), extremamente corrosivo. Ambos os compostos elevam a acidez da água progressivamente viabilizando a deterioração da estrutura do duto. Outro produto da oxirredução do sulfeto de hidrogênio é o gás hidrogênio (H_2), que pode ocasionar fragilidades na tubulação e até seu rompimento, ver Figura 11.

Figura 11 - Duto com empolamento (fragilização) pelo hidrogênio ocasionado pelo (H_2S) e água



Fonte: Adaptado do Giufrida (2017).

O empolamento pelo hidrogênio se inicia, primeiramente, na dissociação do sulfeto de hidrogênio que forma dois íons, o (H^+) de hidrogênio e o (HS^-) íon bissulfeto. O aumento de íons de hidrogênio no ambiente promove a oxidação do ferro, a redução do bissulfeto permite a formação do hidrogênio atômico, absorvido pelo material do duto. No interior o hidrogênio pode encontrar alguma descontinuidade ou vazio para se alojar, e então, ao se combinar formando o gás hidrogênio gera tensões, visualmente bolhas na superfície do material, que podem trincar.

2.2.2.3 Corrosão mecânica:

1) Corrosão por fadiga:

O fenômeno de degradação causado pela sinergia entre as solicitações mecânicas cíclicas e a natureza corrosiva do ambiente é chamado de corrosão por fadiga. Para Szary (2006), nas tubulações essas tensões podem aumentar a corrosão, especialmente nas juntas de revestimentos e luvas de conexão. Essas tensões podem ser causadas pelo peso do revestimento não suportado, altas pressões diferenciais ao longo da parede do revestimento ou força de pré-tensão na tubulação. Isso resulta em danos às camadas de proteção contra corrosão que permitem a corrosão localizada.

Esta forma de corrosão pode levar a uma diminuição da vida operacional dos componentes e equipamentos expostos a estas condições. Em estruturas *off-shore*, o processo de corrosão por fadiga se manifesta basicamente através de uma corrosão localizada (já iniciada) ou pela presença de hidrogênio na ponta da trinca. Outra

explicação para o fenômeno está relacionada com a interação eletroquímica do material metálico com o ambiente agressivo que o envolve.

2) Corrosão sob tensão:

Outro caso de corrosão mecânica é a corrosão sob tensão, o fenômeno tem as mesmas causas de ocorrência da corrosão por fadiga, contudo as solicitações são constantes no tempo e estáticas. Para Szary (2006), a corrosão sob tensão se inicia em um pite, ou até um alvéolo, e conseqüentemente, resulta na formação de uma trinca. É um fenômeno particularmente perigoso, uma vez que é difícil reconhecer e pode se manifestar rapidamente.

3) Corrosão por erosão:

A corrosão por erosão se manifesta pela combinação de corrosão e erosão do material metálico. Se manifesta pela ação de fluidos em movimento rápido e partículas sólidas abrasivas, que removem a camada protetora e danificam o material metálico, Szary (2006). Desta forma, a corrosão pode ocorrer de forma mais rápida e em novos pontos. A tabela 2 apresenta as taxas percentuais das causas de falhas por corrosão na indústria de óleo e gás natural.

Tabela 2 - Causas de falha por corrosão na indústria de óleo e gás.

| Causa de falha por corrosão | Porcentagem (%) |
|------------------------------------|------------------------|
| Gás carbônico CO_2 | 28 |
| Sulfeto de hidrogênio H_2S | 18 |
| Solda | 18 |
| Puntiforme (ou pite) | 12 |
| Erosão | 9 |
| Galvânica | 6 |
| Intersticial (ou fenda) | 3 |
| Impingimento (ou turbulência) | 3 |
| Tensão | 3 |

Fonte: Adaptado do Szary (2006).

2.2.3 Classificação dos defeitos de corrosão

Como visto anteriormente, devido às propriedades dos materiais metálicos, pode-se considerar que os processos de corrosão são categorizados em três grupos: eletroquímica, química e mecânica. Segundo Sobral (2017), a corrosão pode-se manifestar em variadas formas e pode ser classificada através de sua aparência, ou morfologia, no material metálico corroído. A seguir as principais características para a classificação dos defeitos de corrosão.

1) Geral ou uniforme:

Segundo Carvalho (2022), a corrosão geral ou uniforme é a ruptura generalizada da camada passiva e o ataque corrosivo em toda a superfície exposta do aço. O processo se manifesta devido a uma reação eletroquímica ou química, ocorre a uma velocidade (ou taxa) uniforme sobre a superfície do aço. Para Sobral (2017), a corrosão se encontra distribuída ao longo de toda a superfície da estrutura e é produzida pelo contato com o meio corrosivo, causando perda uniforme na espessura.

2) Por placas:

Esta forma de corrosão é localizada, ocorre em materiais metálicos que possuem propriedades para formar película (ou camada) protetiva. Segundo Sobral (2017), a corrosão se localiza em alguns setores da superfície sendo não uniforme, formando placas ou cavações de profundidade constante. O deslocamento do material ocorre em setores sem proteção, à medida que a taxa de corrosão avança, podendo ser bastante acentuado.

3) Puntiforme ou por pites:

Para Sobral (2017), a corrosão por pites se caracteriza por ser uma forma localizada na superfície metálica. Pites, pequenos pontos ou em pequenas áreas, comumente seu fundo tem forma angulosa e sua profundidade é maior que seu diâmetro. Como visto anteriormente, esta forma de corrosão é bastante perigosa pois causa a perfuração da estrutura com apenas uma perda pequena de material em relação a toda estrutura.

4) Alveolar:

Segundo Sobral (2017), esta corrosão se manifesta na superfície metálica produzindo cavidades, sulcos, semelhantes a alvéolos, com fundo arredondado e profundidade menor que o seu diâmetro. O processo de corrosão é semelhante à

corrosão puntiforme, é uma manifestação localizada no material metálico, ocorre pela presença de íons halógenos em setores da superfície metálica sem proteção.

5) Intergranular ou intercristalina:

Segundo Sobral (2017), a corrosão se produz entre os 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. De fato, para Carvalho (2022), a corrosão intergranular tem origem na precipitação de carbonetos de cromo que ocorre nas regiões de contornos de grão na microestrutura do aço.

6) Intrangular ou transgranular ou transcristalina:

Segundo Sobral (2017), a corrosão se produz nos grãos da rede cristalina que perdendo suas propriedades mecânicas, pode fraturar a baixa sollicitação mecânica, tendo-se também corrosão sob tensão fraturante. Para o ICZ (2022), quando o fenômeno se manifesta sob a forma de trincas que se propagam pelo interior dos grãos do material, como no caso da corrosão sob tensão de aços inoxidáveis austeníticos, compostos basicamente por ferro, cromo e níquel.

7) Por esfoliação:

Segundo Sobral (2017), a corrosão se processa de forma paralela à superfície metálica. Este tipo de corrosão ocorre em chapas, cujos grãos foram achatados ou alongados, criando condições para que inclusões ou segregações, presentes no material sejam transformadas, devido ao trabalho mecânico, em plaquetas alongadas.

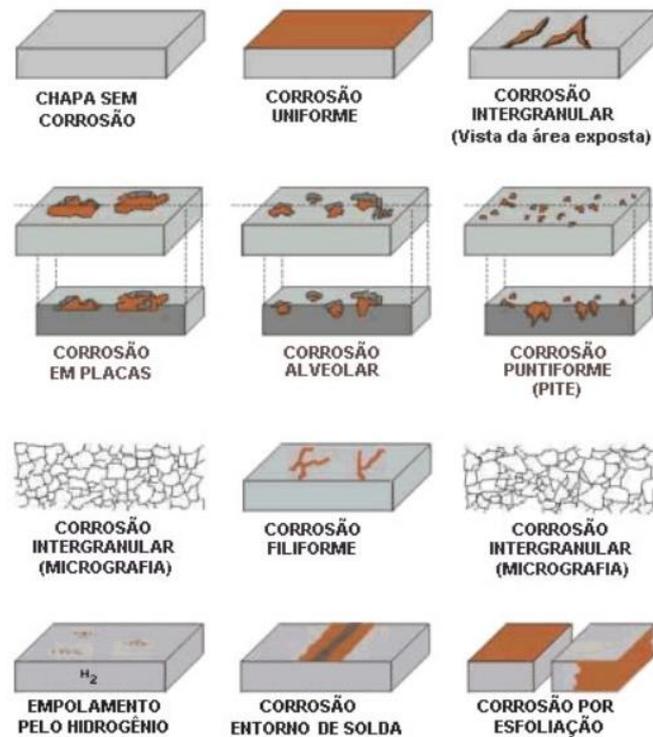
O produto de corrosão é volumoso, e ocasiona a separação das camadas contidas entre as regiões que sofrem a ação corrosiva e, como consequência, ocorre a desintegração do material em forma de placas paralelas à superfície.

8) Filiforme:

Este tipo de corrosão ocorre sob a forma de filamentos finos e não profundos, que se propagam em diferentes direções. Esse tipo de corrosão ocorre geralmente em superfícies metálicas revestidas com tintas ou com metais, ocasionando o deslocamento do revestimento.

A seguir, algumas ilustrações mostrando a classificação da corrosão e a forma como se manifesta no material metálico ver Figura 12:

Figura 12 - Formas de corrosão



Fonte: Sobral (2017).

Ainda segundo Amaral (2011), os defeitos de corrosão também podem ser classificados quanto à localização nos dutos podendo ser internos ou externos, e longitudinais ou circunferenciais. Estes defeitos podem aparecer isolados ou em colônias, neste caso são chamados *clusters*.

2.2.4 Corrosão na indústria do petróleo e gás

Considerando o aço, uma matéria-prima na indústria do petróleo e gás, no sentido de sua utilização como oleodutos e gasodutos. Os processos de corrosão nesses dutos devem ser acompanhados durante as fases de exploração, transporte e produção de petróleo e gás. Embora a corrosão seja um fenômeno que não pode ser eliminado, suas taxas podem ser controladas. Dentre alguns casos é possível retardar esse o processo mesmo para valores insignificantes, Szary (2006).

1) Na fase de exploração:

Para Szary (2006), a corrosão pode aparecer logo no início da exploração, durante a fase de perfuração, e as mais perigosas são a corrosão por fadiga e a

corrosão sob tensão. Porque durante o processo de perfuração os tubos de perfuração, devido ao movimento cíclico das cargas de tensão, percebem uma flexão e vibrações impostas a eles. Os tubos de perfuração também são atacados pela corrosão intersticial, caracterizada pelas cicatrizes (fendas) deixadas pelas pinças de ajustes.

De fato, um dos principais mecanismos de corrosão que ocorre na fase de exploração é a corrosão mecânica, devido à utilização de maquinário nas operações, e a presença de carga mecânica ou dinâmica sobre as tubulações. Ainda segundo Szary (2006), na fase de perfuração, a lama de perfuração e os fluidos de formação desempenham papéis cruciais na corrosão. Gases dissolvidos tal como oxigênio, dióxido de carbono e sulfeto de hidrogênio resultam em corrosão química. Sendo o oxigênio o mais destrutivo deles no sentido de promover a corrosão.

Para Szary (2006), como precaução, o monitoramento contínuo das propriedades químicas e físicas da lama de perfuração deve ser realizado. Uma medida de controle direta da corrosão provocada pelo oxigênio dissolvido durante a fase de perfuração é a elevação do pH da lama ou a utilização de lama à base de óleo. Além disso, pode-se utilizar revestimento interno para tubos de perfuração, a fim de evitar a manifestação de corrosão por pites.

2) Na fase de transporte:

Segundo Szary (2006), os problemas associados à corrosão nas fases de transporte e produção ocorre semelhantemente à fase de exploração. Os dutos de transporte são protegidos internamente por inibidores e externamente por sistemas de revestimento e sistemas de proteção catódica. Na fase de transporte, o material é monitorado através de *softwares*, baseados nos parâmetros dos fluidos e gases, afim de estimar o seu grau de corrosividade.

3) Na fase de produção:

Conforme Szary (2006), os componentes do óleo de refino tal como enxofre, hidrogênio, nitrogênio, cloretos, água salgada ou ácidas podem causar corrosão nos dutos. Nesta fase, a proteção básica é a utilização de ligas metálicas resistentes à corrosão, assim também pelo monitoramento do fluido e o acompanhamento da corrosão. A escolha e aplicação das ligas metálicas dependem das condições do meio que circunda os dutos, especialmente da temperatura.

2.2.5 Inspeção, medição e manutenção de dutos com defeitos de corrosão

2.2.5.1 Métodos de inspeção para dutos

A corrosão nos dutos de petróleo e gás é um processo natural, conhecido, difícil de parar, e, portanto, deve ser combatido já durante a fase de projeto dos poços. Este acompanhamento deve permanecer durante toda a vida útil do poço, segundo Szary (2006). Existem diversos métodos de inspeção para dutos descritos a seguir:

1) Inspeções visual:

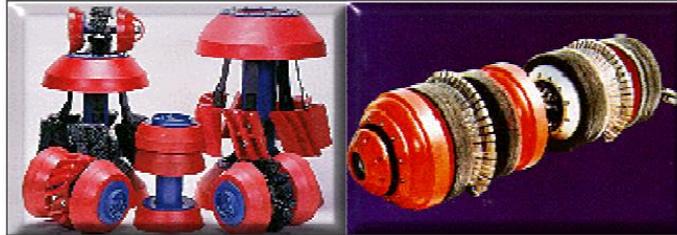
Segundo Amaral (2011), a inspeção visual: pode ser feito através do deslocamento de operadores ao longo dos trechos do duto. A dificuldade no método são as grandes distâncias a percorrer, sendo às vezes de difícil acesso. Pode ser usado o registro aéreo ou os pigs.

2) Por pigs:

Um dos mais importantes e utilizados é o pig. Segundo Souza (2008), os pigs (sigla de pipeline inspection gauge) são robôs usados para limpar tubulações e identificar problemas estruturais. Eles foram originalmente desenvolvidos para remover os depósitos que poderiam dificultar ou retardar o fluxo através de um oleoduto. O movimento do pig quando inserido dentro do tudo, é conseguido através da própria vazão do fluido, e com isso ele consegue viajar por toda a extensão do duto.

Ainda segundo Souza (2008), existem basicamente três razões para utilizar pigs em um duto: para separar produtos desiguais; para limpeza; para inspeção interna. Os pigs que são utilizados para realizar essas tarefas podem ser divididos em duas categorias: Os *Utility Pigs* que são utilizados para desempenhar funções tais como a limpeza e separação de produtos e os *Smart Pigs* ou pigs instrumentados que fornecem informações sobre a condição da linha, bem como a extensão e localização de eventuais problemas, ver Figura 13.

Figura 13 - Exemplos de um Utility pig à esquerda e de um Smart pig à direita.

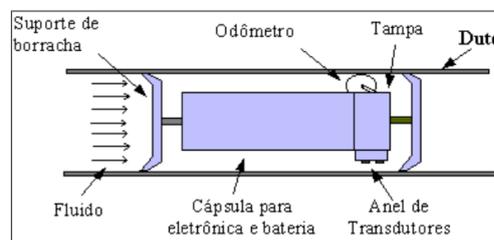


Fonte: Souza (2008).

Conforme Souza (2008), um pig instrumentado utiliza sensores e outros instrumentos para coletar dados relativos às condições das paredes enquanto se move pelo interior da tubulação, para que possam ser localizadas possíveis falhas causadas por corrosão ou fraturas. A enorme utilização de pigs na realização de inspeção em dutos se deve ao fato da sua principal vantagem ser a capacidade de permitir investigar em toda a extensão da linha, o que seria inviável economicamente usando-se outra técnica de inspeção em dutos de grandes extensões, principalmente os enterrados.

A Figura 14 a seguir ilustra um esquema de pig inserido dentro de um duto. A estrutura mecânica é composta por uma cápsula cilíndrica apoiada entre dois suportes de borracha. Dentro da cápsula estão os circuitos eletrônicos e as baterias do pig. Os suportes de borracha mantêm a cápsula centralizada na tubulação. A pressão do fluido atua sobre o suporte traseiro e impulsiona o pig ao longo do duto.

Figura 14 - Exemplo de Pig instrumentado no interior de um duto.



Fonte: Souza (2008).

Ainda segundo Souza (2008), a inspeção com o pig instrumentado tem dois objetivos distintos, que são a detecção e o dimensionamento dos defeitos. O pig comumente utilizado para isso é o de perda de espessura (ou perda de massa). Com ele é possível detectar e dimensionar pontos em que existe redução na espessura da

parede do duto, informando com boa precisão a localização de tais defeitos. Alguns tipos de pig também podem medir ovalização.

3) Por testes hidrostáticos:

Segundo Amaral (2011), é quando se coloca água dentro do duto sob pressões maiores que a de trabalho. São realizados durante a instalação do duto e também posteriormente.

4) Por monitoramento estático:

Segundo Amaral (2011), é realizado através de extensômetros colocados externamente nos dutos, pode-se conhecer as tensões e deformações.

5) Por detecção de vazamento:

Segundo Amaral (2011), são posicionados sensores ao longo dos dutos para a detecção de vazamentos do produto transportado e monitora-se a pressão interna em cada instante.

2.2.5.2 Medidas e taxas de corrosão em dutos

Segundo Szary (2006), existem muitas formas de detecção e medição da corrosão, alguns regulamentos por normas técnicas, que dependem do material do duto, e do material transportado. Contudo, não basta apenas detectar, deve-se avaliar a área corroída, assim também, é necessário prever a deterioração do defeito e calcular a resistência da parede do duto no ponto da próxima inspeção planejada, uma vez que são realizadas medições sucessivas.

Para Amaral (2011), as taxas de corrosão são consideradas como parâmetro de avaliação da vida útil de um duto. 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.

As taxas de corrosão dependem de fatores como a temperatura e composições químicas do ambiente. Para Szary (2006), o aumento da temperatura pode provocar uma elevação na taxa de corrosão pois propicia condição favorável na cinética das reações produzindo assim mais subprodutos corrosivos. Ainda segundo o autor, a única exceção é a corrosão causada pelo oxigênio na água em reações de sistema aberto, pois o aumento da temperatura diminui a solubilidade do oxigênio na água, reduzindo as taxas de corrosão.

Por outro lado, em um sistema fechado o oxigênio não pode escapar, e, portanto, um aumento da temperatura provoca um aumento das taxas de corrosão. Szary destaca, em sua pesquisa, que o combate preventivo deve ser neutralizar primeiramente o oxigênio. Outro fator importante é o pH, número que determina a concentração de hidrogênio no meio, e indica o nível de acidez. Segundo Szary (2006), quanto menor o pH mais a taxa de corrosão tende a aumentar.

As taxas de corrosão, segundo Amaral (2011), 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. Ainda, 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.

De acordo com Amaral (2011), na corrosão eletroquímica, por exemplo, a taxa de corrosão é diretamente proporcional a taxa do fluxo de corrente. A taxa do fluxo de corrente é afetada por diversos fatores, entre eles, a resistividade do solo e a eficiência do revestimento da tubulação.

2.2.5.3 Manutenção, proteção e controle da corrosão nos dutos

Conforme comentado anteriormente, a corrosão nos dutos de petróleo e gás é um processo natural, conhecido, difícil de parar e, portanto, deve ser combatido já durante a fase de projeto dos poços. Como toda estrutura, os dutos devem passar por monitoramento contínuo e obedecer aos planos de manutenção, a fim de evitar a deterioração e falhas destas estruturas, garantindo a segurança e eficiência das atividades. A seguir alguns métodos de proteção e controle nos dutos:

1) Revestimentos:

Segundo Amaral (2011), os revestimentos têm a finalidade de formar uma película contínua, constituída de material isolante, sobre uma superfície metálica que se pretende isolar. É a principal ferramenta para a defesa contra a corrosão. Podem ser aplicados revestimentos externos ou internos nos dutos, sendo normalmente utilizada a resina sintética epóxi. Podendo ser utilizado também esmalte de alcatrão de hulha, asfaltos, fitas plásticas (PVC, poliéster, polietileno).

Os revestimentos são frequentemente aplicados em conjunto com a proteção catódica para promover uma proteção mais efetiva. Os revestimentos combatem a ação eletrolítica de correntes elétricas subterrâneas que se movimentam pela tubulação, consequência das diferenças de potencial entre o duto e o solo, de um ponto para outro do próprio solo ou mesmo embaixo d'água. Além da função anticorrosiva, eles também servem para amenizar possíveis danos mecânicos e isolar termicamente o duto (Souza, 2008).

2) Proteção catódica:

Para Souza (2008), a proteção catódica é um método de controle da corrosão para superfícies metálicas subterrâneas cujo princípio básico consiste em tornar a superfície a proteger em cátodo de uma célula de corrosão, especialmente concebida para esse fim. Para que isso ocorra, é utilizada uma corrente elétrica induzida que tem o objetivo de tornar o duto uma área catódica ao invés de anódica. Segundo Amaral (2011), é utilizada quando parte ou todo um duto está enterrado ou submerso na água.

Ainda segundo Souza (2008), para obtenção da proteção catódica de um duto existem dois processos, o de proteção galvânica e o de proteção por corrente impressa. Ambos se fundamentam no mesmo princípio, o de obtenção da proteção pela injeção de corrente na estrutura através do meio em que ela se encontra. Para a proteção por corrente impressa, um ou mais eletrodos são introduzidos no solo junto à tubulação e a corrente de uma fonte externa é aplicada em ambos de forma a se opor à natureza anódica do mesmo. Assim, ele passa operar como catodo, no qual não há oxidação.

Por outro lado, na proteção galvânica ou proteção por ânodo de sacrifício, o fluxo de corrente elétrica fornecida é originado devido à diferença de potencial existente entre o metal a ser protegido (duto) e o outro escolhido como anodo, com potencial mais negativo. Normalmente os materiais mais utilizados para essa função anódica são: o zinco, o alumínio e o magnésio (Souza, 2008). De fato, este método pode prevenir o início do processo de corrosão, como também diminuir o progresso.

3) Inibidores de corrosão:

Segundo Amaral (2011), é uma substância química que sob determinadas condições elimina ou reduz o processo de corrosão. Podem ser aplicados no ambiente

do duto ou no seu interior. Também servem para evitar a contaminação do produto transportado.

4) Pig:

Segundo Amaral (2011), o controle pode ser realizado por pig quando em sua passagem periódica no interior dos dutos deslocando colchões e raspadores, podem retirar sedimentos, fazer limpeza química assim como aplicar inibidores de corrosão ou revestimentos.

2.2.6 Cálculo da pressão de colapso para dutos com defeitos de corrosão

A abordagem para avaliação da pressão de colapso de dutos com defeitos de corrosão utilizados na indústria de petróleo e gás a fim de atender as recomendações de estabilidade e garantia da segurança destas estruturas é realizada através de vários métodos. Para Szary (2006), os métodos mais conhecidos se limitam à pressão interna e à corrosão interna, pois são oriundos de métodos utilizados para dutos de transmissão, contudo o revestimento e a tubulação estão sujeitos a pressões externas, tensões axiais e de flexão, bem como corrosão externa.

Por outro lado, Teixeira (2019), afirma que devido a um aumento da operação e projeto de dutos submarinos em águas ultra profundas, pesquisas que propõem a avaliação do colapso em dutos sob pressão externa é amplamente investigado por meios, semiempíricos (analíticos), elementos finitos (numéricos), e experimentais. Para Teixeira, estas pesquisas têm proposto adaptar a expressão proposta por Timoshenko and Gere, Eq. (6), a fim de considerar os defeitos de corrosão. A seguir alguns métodos semiempíricos propostos por alguns autores.

1) Bai and Bai:

Bai and Bai (2005), em seu livro *Subsea Pipelines and Risers*, estuda a importância da flambagem e da resistência ao colapso no dimensionamento de dutos metálicos, ou qualquer outra estrutura *off-shore*. Os autores citaram os estudos de Bai and Hauch (1998) que estenderam as soluções propostas por Timoshenko and Gere (1961) para avaliar a pressão de colapso em dutos com defeitos de corrosão.

Como visto anteriormente, considerando uma deformação inicial para um duto perfeitamente circular de espessura uniforme, Timoshenko e Gere associaram esta

imperfeição com a ação da pressão externa uniforme. As tensões percebidas no duto são definidas pela condição de escoamento inicial, uma soma da tensão induzida pela pressão uniforme externa e da tensão produzida pelo momento fletor.

Tomando este momento fletor como o máximo momento de compressão na região mais extrema, pode-se calcular a pressão uniforme de escoamento uma vez que a tensão de escoamento é conhecida do material do duto. A extensão proposta por Bai e Hauch está na consideração da corrosão como mais uma imperfeição nas soluções de Timoshenko e Gere, que já consideravam a elipse inicial (ou flattening of the tube) como imperfeição.

Bai e Hauch contabiliza os efeitos da corrosão ao propor a substituição da espessura do duto t pela espessura remanescente h , dada na Equação (2.26), se a corrosão d não for tão agressiva ou profunda.

$$h = t - d \quad (2.26)$$

Desta forma, a Equação de equilíbrio do problema (2.6) pode ser ajustada para:

$$p_{iy}^2 - \left[\frac{\sigma_y \times h}{R_0} + \left(1 + 6 \times \frac{w_1}{h} \right) \times p_{el} \right] \times p_{iy} + \frac{\sigma_y \times h}{R_0} \times p_{el} = 0 \quad (2.27)$$

Em que, p_{iy} é a pressão uniforme de escoamento na região mais extrema, σ_y é a tensão de escoamento do material do duto, R_0 é o raio inicial da seção perfeitamente circular, w_1 é a máxima deformação inicial radial, p_{el} é a pressão elástica de colapso, definida pela Equação (2.1), ou por:

$$p_{el}(t) = \frac{2 \times E \times \left(\frac{t}{D} \right)^3}{(1 - \nu^2)} \quad (2.28)$$

Em que, E é o módulo de Young, D é o diâmetro externo nominal, ν é o coeficiente de Poisson. O comprimento e a largura do defeito de corrosão, na Equação (2.27), não são explicitamente informados na avaliação da pressão de colapso, na condição de escoamento inicial, uma vez que a espessura do duto é reduzida. De acordo com Teixeira (2019), o valor obtido por esta Equação semiempírica é aceitável em relação ao valor obtido pelo método dos elementos finitos, que será explicado no capítulo 5 desta dissertação, para defeitos de corrosão não tão agressivos ou profundos.

2) DNV-OS-F101:

A norma norueguesa DNV-OS-F101 (2013) para estruturas *off-shore* recomenda na seção 5 Projeto – subseção D Estados Limites, para o estado limite último a verificação da flambagem local, ou seja, a flambagem da parede do duto, implica numa deformação acentuada da seção transversal do duto. O critério do colapso do sistema, ou somente sobre pressão externa, estabelece que a pressão externa em qualquer ponto ao longo da tubulação deve atender à verificação:

$$p_e - p_{min} = \frac{p_c(t_1)}{\gamma_m \cdot \gamma_{SC}} \quad (2.29)$$

Em que, p_e é a pressão externa, p_{min} é a pressão interna mínima, esta é normalmente tomada como zero para *as-laid pipeline*. p_c é a pressão de colapso característica, contabilizada na Equação a seguir, γ_m é o fator de resistência do material, γ_{SC} é fator de resistência da classe de segurança e t_1 é a mínima espessura da parede, o colapso do sistema irá ocorrer no ponto de maior fraqueza no duto.

De acordo com Teixeira (2019), embora os defeitos de corrosão não estejam especificamente contabilizados, a recomendação é de que o colapso ocorrerá na área deteriorada, ou seja, na profundidade máxima de corrosão d . A resistência característica para pressão externa (colapso) deve ser calculada resolvendo a Equação (2.30) a seguir:

$$(p_c(t) - p_{el}(t)) \cdot (p_c(t)^2 - p_p(t)^2) = p_c(t) \cdot p_{el}(t) \cdot p_p(t) \cdot O \cdot \frac{D}{t} \quad (2.30)$$

Em que, $p_{el}(t)$ é calculado pela Equação (2.28), O é dado pela Equação (2.7).

$$p_p(t) = \sigma_y \cdot \alpha_{fab} \cdot \frac{2 \cdot t}{D} \quad (2.31)$$

Em que, α_{fab} é o fator de fabricação de acordo com a Tabela 5-5 da seção 5 Projeto – subseção C Formato do projeto, e a ovalização O não deve ser considerada menor que 0,5%.

3) Klever e Tamano:

De acordo com Silva (2018), a formulação matemática para a estimativa da pressão de colapso proposta por Klever e Tamano (2006), pretendia substituir as equações recomendadas pela ISO/ TR 10400 (2007). Os autores apresentaram as limitações das equações atuais à época, como fatores estatísticos desatualizados

para os tubos de hoje, as limitações dos testes experimentais para obter os parâmetros das equações, entre outros listados e defendidos pelos autores.

Ainda de acordo com Silva, o amplo consenso possibilitou a atualização das equações devido aos resultados confiáveis que o modelo semiempírico produzia. A Equação de Klever e Tamano é similar à Equação de Timoshenko e Gere para projeto de dutos sob pressão externa uniforme, apresentada anteriormente nesta dissertação, modificando apenas as imperfeições inseridas na Equação é dada por:

$$p_{ult} = \frac{\{(pe_{ult} + po_{ult}) - [(pe_{ult} - po_{ult})^2 + 4 \cdot pe_{ult} \cdot po_{ult} \cdot Ht_{ult}]^{1/2}\}}{[2 \cdot (1 - Ht_{ult})]} \quad (2.32)$$

Em que:

$$pe_{ult} = \frac{ke_{ult} \cdot 2 \cdot E}{\left[(1 - \nu^2) \cdot \left(\frac{D}{t}\right) \cdot \left(\frac{D}{t} - 1\right)^2 \right]} \quad (2.33)$$

$$po_{ult} = ko_{ult} \cdot 2 \cdot \sigma_y \cdot \left(\frac{t}{D}\right) \cdot \left[1 + \left(\frac{t}{2 \cdot D}\right) \right] \quad (2.34)$$

$$Ht_{ult} = 0.127 \cdot O + 0.0039 \cdot \mathcal{E}_{ec} - 0.440 \cdot \left(\frac{rs}{\sigma_y}\right) + h_n \quad (2.35)$$

Em que, pe_{ult} é a pressão elástica última (colapso), po_{ult} é a pressão de escoamento, ke_{ult} e ko_{ult} é o fator de calibração para cada tipo de aço e método de fabricação, ko_{ult} é a função de decréscimo descrita pela Equação (2.35), em que O é a ovalização inicial do duto, em %, descrita pela Equação (2.7), \mathcal{E}_{ec} é a excentricidade expressa em %, é uma medida da variação da espessura, rs é a tensão residual e h_n é um fator de arredondamento relacionado com a curva de teste de tração para tipos de aço com baixo escoamento.

4) Netto:

Netto (2010) propôs um método para estimar a pressão de colapso de dutos corroídos baseado numa combinação de procedimento experimental em pequena escala e análise não linear numérica contabilizando para diferentes material e geometria do defeito. A ideia do trabalho de Netto era estabelecer um procedimento simples que pudesse avaliar instantaneamente o efeito prejudicial de um defeito único, estreito, e longo considerado o tipo mais comum de defeito encontrado nos campos de óleo e gás.

Netto reavaliou seu modelo com um conjunto experimental publicado, e uma boa correlação foi encontrada, comprovando a confiabilidade da Equação proposta

para avaliar o efeito prejudicial de defeitos de corrosão na resistência ao colapso \bar{P}_{COR} . Com base nos dados experimentais e numéricos mencionados acima, foi ajustado para uma Equação utilizando o método dos mínimos quadrados, que pode ser vista a seguir:

$$\frac{\bar{P}_{COR}}{\bar{P}_{CO}} = \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} \cdot \left(1 - \left(\frac{c}{\pi \cdot D} \right)^{0.4} \cdot \left(\frac{l}{10 \cdot D} \right)^{0.4} \right)} \right]^{2.675} \quad (2.36)$$

De acordo com Motta et al (2021), a Equação (2.36) é um fator de redução do colapso de dutos devido aos defeitos de corrosão, em que c é a largura do defeito, l é o comprimento do defeito e o \bar{P}_{CO} é a pressão de colapso do duto intacto pode ser calculado pela Equação (2.30), pela formulação da DNV.

A Equação foi calibrada para uma combinação de parâmetros geométricos, que são:

4.1) Defeitos rasos: um defeito é considerado raso quando:

$$\left(0.1 \leq \frac{d}{t} \leq 0.2, \quad \frac{c}{\pi \cdot D} \leq 0.1 \right) \quad (2.37)$$

4.2) Defeitos moderadamente profundos: um defeito é considerado moderadamente profundo quando:

$$\left(0.2 \leq \frac{d}{t} \leq 0.4, \quad \frac{c}{\pi \cdot D} \leq 0.1 \right) \quad (2.38)$$

Para este intervalo, se:

$$\left(\frac{c}{\pi \cdot D} \geq 0.15 - 0.25 \cdot \frac{d}{t} \text{ então } \frac{c}{\pi \cdot D} = 0.15 - 0.25 \cdot \frac{d}{t} \right) \quad (2.39)$$

4.3) Defeitos profundos e estreitos: um defeito será considerado profundo e estreito quando:

$$\left(0.4 \leq \frac{d}{t} \leq 0.6, \quad \frac{c}{\pi \cdot D} \leq 0.2 - 0.25 \cdot \frac{d}{t} \right) \quad (2.40)$$

Neste intervalo, se:

$$\left(\frac{c}{\pi \cdot D} \geq 0.1 - 0.125 \cdot \frac{d}{t} \text{ então } \frac{c}{\pi \cdot D} = 0.1 - 0.125 \cdot \frac{d}{t} \right) \quad (2.41)$$

Em todos os casos, l/D deverá ser fixado como 10. Se $l/D > 10$, desde que a pressão de colapso para todos os defeitos tenda assintoticamente a limites inferiores Netto (2010).

2.2.7 Estados limites e modos de falhas de dutos com defeitos de corrosão

Para Szary (2006), a falha pode ser definida como um certo limite acima do qual o material não resiste (ou colapsa), pode ocorrer na forma de uma ruptura, deformação excessiva, ou apenas quando um valor arbitrário de tensão ou deformação é atingido. Por exemplo, um corpo de prova cilíndrico ao ser submetido ao ensaio de compressão apresenta ao final do teste um tipo (a forma) de ruptura. É evidente a previsão da falha no corpo de prova devido a simplicidade do sistema de forças.

Contudo, com relação aos dutos, o sistema de forças, o comportamento do material e o meio que circundam estas estruturas produzem uma certa complexidade para avaliar o modo de falha. Segundo Szary (2006), para prever esse tipo de falha, teorias como: a Teoria da Tensão Principal Máxima, de Rankine e Lamé, a Teoria da Tensão de Cisalhamento Máxima, de Tresca, Guest e Coulomb, a Teoria da Energia de Distorção Máxima, de Von Mises.

Com relação aos dutos com defeitos de corrosão é utilizado comumente duas dessas teorias ou critérios: o critério de Tresca, aplicado para materiais dúctil, a falha ocorre quando a tensão de cisalhamento máxima é igual à tensão de cisalhamento crítica. O segundo critério é o de *Von Mises*, é uma teoria baseada em energia associada com deformações de cisalhamento. Neste caso, a falha ocorre por escoamento quando a energia de distorção no material atinge o mesmo valor que um valor crítico, ou tensão de escoamento.

Esta dissertação busca avaliar a pressão de colapso de dutos ovalizados com defeitos de corrosão utilizando para isso uma ferramenta computacional desenvolvida pelo PADMEC, um algoritmo de iteração, em que o retorno do valor da pressão de falha é fornecido pelo *software* ANSYS (2020), executor da análise não linear do problema. O ANSYS (2020) apresenta esta função na interface que consiste em falha quando pelo critério de falha de *Von Mises*, e desta forma, foi escolhido para a análise do problema.

Além do ANSYS (2020) é utilizado outro *software* principal, o PATRAN (de MSC Software, 2020), que será melhor explicado no capítulo 5. Pesquisas como as de Szary (2006) e Hauch and Bai (1999) apresentam alguns modos de falhas em dutos, e são descritos a seguir:

1) Flexão pura:

Para Hauch and Bai (1999), um duto submetido a uma flexão pura crescente falhará como um resultado do aumento da ovalização da seção transversal e inclinação reduzida da curva tensão deformação. Até um certo nível de ovalização, a diminuição do momento de inércia será contrabalanceada pelo aumento das tensões na parede do duto devido ao encruamento. Quando a perda no momento de inércia não puder mais ser compensada pelo encruamento, o momento resistente foi alcançado e o colapso da seção transversal ocorrerá se houver alguma flexão adicional.

2) Pressão Pura: Externa e Interna:

Para Hauch and Bai (1999), um duto circular sem imperfeições deve continuar circular quando submetido a uma pressão externa pura crescente, teoricamente. No entanto, devido às imperfeições do material e/ ou geométricas, haverá sempre um achatamento do duto, que com o aumento da pressão externa conduzirá ao colapso da seção transversal. A mudança da circunferência, causada pela pressão externa, introduz tensões de flexão circunferenciais, em que ocorrem as maiores tensões na parte superior/ inferior, respectivamente, e nos dois lados da seção transversal achatada.

Segundo Hauch and Bai (1999), para pressão interna pura, o modo de falha será a ruptura da seção transversal. Devido à pressão, a seção transversal do duto e a espessura da parede do duto diminui. A diminuição da espessura da parede do duto é compensada por um aumento na tensão do aro. Numa determinada pressão, o encruamento do material não pode mais compensar o afinamento da parede do duto e a pressão interna máxima foi alcançada.

3) Tração pura:

Conforme Hauch and Bai (1999), para tração pura, a falha do duto, quanto ao rompimento, será resultado do afinamento da parede do duto. Quando a força de tração longitudinal é aumentada, a seção transversal do duto diminui e, conseqüentemente, a espessura da parede do duto diminui. Numa determinada força de tração, a área da seção transversal do duto será reduzida tanto que a tensão de tração máxima para o material do duto é alcançada. Um aumento adicional na força de tração causará a falha no duto.

4) Compressão pura:

Para Hauch and Bai (1999), um tubo submetido a uma força de compressão crescente estará sujeito à flambagem de Euler. Se a força de compressão é aumentada ainda mais, o tubo finalmente falhará devido à flambagem.

5) Colapso:

Para Szary (2006), a previsão de colapso é difícil pois a falha pode ocorrer sob deformação elástica, elastoplástica ou plástica. É sensível a imperfeições geométricas como ovalização do duto ou defeitos de corrosão. As tensões são comparadas pelo critério de von Mises. Este é o modo de falha utilizado neste trabalho.

3 PRINCÍPIOS ESTATÍSTICOS E PROBABILIDADES

3.1 CONCEITOS DE INCERTEZAS

Os resultados observados em um problema experimental nunca serão totalmente precisos ou acurados. Isto significa que os valores obtidos no experimento nunca serão totalmente iguais aos valores de referência real (exatidão), as variações podem ser grandes e são incertas. A acurácia está vinculada à calibragem e outros ajustes dos instrumentos a fim de minimizar os erros. A precisão, por outro lado, está vinculada à repetibilidade dos processos de medição e depende das interferências durante o processo.

Como comentado anteriormente, o dimensionamento de uma estrutura considera as recomendações das normas para dois tipos de estados limites: os Estados Limites de Serviço (ELS) e os Estados Limites Últimos (ELU). Os ELS são aqueles relacionados à durabilidade das estruturas, aparência, conforto do usuário, e à boa utilização funcional das mesmas, seja em relação aos usuários, seja em relação às máquinas e aos equipamentos utilizados. Alguns ELS exigidos na segurança das estruturas são formação de fissuras, aberturas de fissuras, deformações excessivas, vibrações excessivas entre outros.

Os ELU são associados ao colapso, ou a qualquer outra forma de ruína estrutural, sua ocorrência determina a paralisação do uso da estrutura. A segurança das estruturas é sempre verificada pelos ELU da perda do equilíbrio da estrutura, de esgotamento da capacidade resistente da estrutura no seu todo ou em parte, de colapso progressivo entre outros. A fim de impedir que os estados limites sejam ultrapassados, as normas recomendam a elaboração do projeto estrutural, que dependem de parâmetros associados à carga, à resistência e até ao custo.

Entretanto, como afirma Motta (2015), estes parâmetros apresentam características aleatórias tornando mais dificultoso que os estados limites não sejam ultrapassados. De fato, a existência destas características aleatórias no projeto estrutural contribui para a ocorrência de uma probabilidade de que a estrutura ultrapasse os estados limites. Para Motta (2015), os métodos de verificação por meio de fatores parciais de segurança se inserem visando reduzir esta probabilidade da estrutura violar tais estados limites. Esta probabilidade é definida como probabilidade de falha, obtida através da análise de confiabilidade.

Segundo Sobral (2019), o fenômeno será chamado de determinístico quando os resultados são considerados previsíveis. Se por outro lado, os resultados dos experimentos não forem previsíveis o fenômeno será chamado de aleatório. A incerteza é uma característica inevitável dos parâmetros nos problemas de qualquer área da engenharia, é caracterizado pela dispersão dos valores que podem ser razoavelmente atribuídos ao que está sendo medido, ou seja, a confiabilidade de um resultado em uma medição.

O conceito de incerteza ocasionou uma mudança na elaboração de projeto estrutural pela abordagem tradicional. De fato, segundo Beck (2008), as normas antigas já reconheciam a existência de incertezas no projeto estrutural, e por isto a necessidade de se utilizar um fator de segurança central. Através da análise de confiabilidade estrutural as incertezas são incorporadas na formulação do problema a fim de obter o índice de confiabilidade e a probabilidade de falha da estrutura, utilizados como garantia de segurança da estrutura.

Conforme Sagrilo (1994), 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. Nesta dissertação, as várias incertezas adotadas nas análises de confiabilidade são do tipo normais, aquelas as quais se têm determinado controle.

Ainda segundo Sagrilo (2002), 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 onda, 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, entre outras, 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. Segundo Beck (2008), ainda que o comportamento humano tenha um enorme componente de incerteza fenomenológica, existem resultados empíricos que permitem quantificar certas ações ou comportamentos que levam a determinados tipos de erros humanos.

As incertezas normais podem ser representadas através de variáveis aleatórias enquanto que as incertezas associadas a fatores humanos, em geral, não podem. 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.

O conceito de erro é definido como a diferença entre o valor medido e o valor verdadeiro de uma grandeza ou medição. Segundo Lima Júnior (2012), existem vários fatores em um processo de medição que produzem erro, ou seja, que contribuem para que os resultados da medição se desviem dos seus valores verdadeiros são chamados de fontes de erro: a calibração do instrumento, em que todo o instrumento de medição deve ser calibrado direta ou indiretamente com relação a um padrão internacional de referência.

Dependendo do material de fabricação das condições de uso e armazenamento o instrumento pode se desviar do seu estado original. Outra fonte de erro é a interação instrumento objeto, é um fator mais evidente em instrumentos elétricos, em que a simples introdução do equipamento de medição no circuito observado altera as características do circuito. Além destes, é fundamental tentar assumir o controle das variáveis em que as grandezas estão relacionadas pois esta interação contribuirá para o desvio no valor da medição em referência ao seu valor verdadeiro.

3.2 VARIÁVEIS ALEATÓRIAS

Para Sobral (2019), uma variável aleatória é uma função do espaço amostral nos números reais, para a qual é possível calcular a probabilidade de ocorrência de seus valores. Para um determinado experimento com espaço amostral Ω formado por

um conjunto de pontos amostrais w , uma variável aleatória real $X(w)$ é obtida atribuindo-se um número real x a cada ponto amostral w_i , observando-se as seguintes condições (Beck, 2008):

- O conjunto $\{X \leq x\}$ é um evento para qualquer número real x ;
- A probabilidade dos eventos $\{X = -\infty\}$ e $\{X = +\infty\}$ é nula;

Em que o evento $\{X \leq x\}$ significa que a variável aleatória X assume qualquer valor menor do que x . É comum representar uma variável aleatória por uma letra maiúscula, e uma realização desta variável por uma letra minúscula. Portanto, o evento $\{X = x\}$ pode ser descrito como a variável aleatória X assume o valor x , o que só é viável para variáveis discretas. Sendo X uma variável aleatória a ocorrência deste evento só pode ser determinada em termos de probabilidades.

O domínio da função variável aleatória $X(w)$ é o espaço amostral Ω . Quando este domínio é formado por um número finito ou infinito contável de pontos, diz-se que a variável aleatória é do tipo discreta. Quando o domínio é formado por um número infinito de pontos, tem-se uma variável contínua.

3.3 FUNÇÃO DE DISTRIBUIÇÃO ACUMULADA DE PROBABILIDADES

Para um número real x qualquer, o conjunto $\{X \leq x\}$ formado por todos os pontos amostrais ω_i tais que $X(\omega_i) \leq x$ representa um evento (Beck, 2008). A probabilidade de ocorrência deste evento é um número que depende de x , e que é dado pela função $F_X(x)$.

Portanto, a função de distribuição acumulada descreve completamente a distribuição de probabilidades de uma variável aleatória real X , e é dada pela Equação a seguir:

$$F_X(x) = P[\{X \leq x\}] \quad (3.1)$$

Em que, x é definido no intervalo $(-\infty \leq x \leq +\infty)$. Em outras palavras, o número $F_X(x)$ corresponde à probabilidade de que a variável aleatória X assumira qualquer valor menor do que x . Note que para cada x , a função $F_X(x)$ assumirá um

valor diferente. Esta definição é válida para qualquer tipo de variável aleatória, seja ela discreta, contínua ou mista.

Considere a seguir as propriedades fundamentais da função de distribuição acumulada de probabilidades:

- $F_X(-\infty) = 0$ e $F_X(+\infty) = 1$;
- A função F_X é monotonicamente crescente, isto é, $F_X(x_1) \leq F_X(x_2)$ para qualquer $x_1 < x_2$;
- A função F_X é contínua pela direita: $\lim_{\substack{\varepsilon \rightarrow 0 \\ \varepsilon > 0}} F_X(x + \varepsilon) = F_X(x^+) = F_X(x)$;
- Para $x_1 < x_2$ temos: $P[\{x_1 < X \leq x_2\}] = F_X(x_2) - F_X(x_1)$;
- Se $F_X(x)$ é descontínua em x_1 então: $P[\{X = x_1\}] = F_X(x_1) - F_X(x_1^-)$, salto de $F_X(x)$ em x_1 ;

3.4 FUNÇÃO DE DENSIDADE DE PROBABILIDADES

Ainda segundo Beck (2008), a derivada em relação a x da função de distribuição acumulada de probabilidades é chamada de função de densidade de probabilidades, ou $f_X(x)$:

$$f_X(x) = \frac{dF_X(x)}{dx} \quad (3.2)$$

Como a função de distribuição de probabilidades pode não ter derivadas em todo x , faz-se uma distinção entre variável aleatória contínuas e discretas. Esta distinção condiz com o domínio destes tipos de variáveis.

3.4.1 Variáveis aleatórias contínuas

Quando $F_X(x)$ é uma função contínua de x , ainda que não diferenciável em alguns pontos, diz-se que a variável é contínua. O número de pontos onde $F_X(x)$ não é diferenciável deve ser contável, de forma que a Equação (3.2) seja válida nos pontos onde a derivada existe. Da Equação (3.2) e das propriedades da função de distribuição cumulativa de probabilidades, citadas anteriormente, resultam as seguintes propriedades:

$$\int_{-\infty}^{+\infty} f_X(x) dx = F_X(+\infty) - F_X(-\infty) = 1 - 0 = 1 \quad (3.3)$$

$$\int_{-\infty}^x f_X(u) du = F_X(x) \quad (3.4)$$

$$\int_{x_2}^{x_1} f_X(u) du = F_X(x_2) - F_X(x_1) \quad (3.5)$$

$$\int_{x_2}^{x_1} f_X(u) du = P[\{x_1 < X \leq x_2\}] \quad (3.6)$$

Para um Δx pequeno, pode-se escrever ainda:

$$P[\{x \leq X \leq x + \Delta x\}] \approx f_X(x) \Delta x \quad (3.7)$$

Tomando agora o limite com $\Delta x \rightarrow 0$, chega-se à definição:

$$f_X(x) = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{P[\{x \leq X \leq x + \Delta x\}]}{\Delta x} \quad (3.8)$$

Se a função $F_X(x)$ é contínua, não possui saltos, e resulta que:

$$P[\{X = x\}] = 0, \text{ para qualquer } x \text{ nos reais} \quad (3.9)$$

3.4.2 Variáveis aleatórias discretas:

Quando a função $F_X(x)$ é descontínua, a variável aleatória é do tipo discreta. Chamando de p_i o salto da função $F_X(x)$ no ponto x_i , tem-se:

$$P[\{X = x_i\}] = F_X(x_i) - F_X(x_i^-) = p_i, \quad i = 1, 2, \dots, \quad \sum_i p_i = 1 \quad (3.10)$$

No caso de variáveis aleatórias discretas, a função $f_X(x)$ pode ser descrita por pulsos, onde um pulso de intensidade p_i ocorre a cada ponto de descontinuidade x_i , conforme Equação (3.11) abaixo:

$$f_X(x) = \sum_i p_i \cdot \delta \cdot (x - x_i) \quad (3.11)$$

Neste caso, a função $F_X(x)$ também pode ser escrita como:

$$F_X(x) = \sum_i p_i \quad (3.12)$$

Se o domínio da variável aleatória é formado por um número finito ou infinito contável de pontos amostrais, então esta variável é discreta. No entanto, a recíproca não é verdadeira, isto é, existem variáveis aleatórias discretas cujo domínio é formado por um número infinito de pontos.

3.5 MEDIDAS DE TENDÊNCIA CENTRAL E MEDIDAS DE DISPERSÃO

3.5.1 Valor esperado, valor mais provável e mediana

De acordo com Beck (2008), define-se como valor esperado ou média de uma variável aleatória a integral:

$$E[X] = \mu = \int_{-\infty}^{+\infty} x \cdot f_X(x) dx \quad (3.13)$$

Em que, $f_X(x)$ é a função de densidade de probabilidade da variável aleatória X . Note que $E[.]$ é o operador valor esperado, e μ é uma denominação para a média da variável aleatória. Se $f_X(x)$ é uma função simétrica, então $f_X(-x) = f_X(+x)$ e $E[X] = 0$. Se $f_X(x)$ é simétrica em torno de $x = a$, então $f_X(a - x) = f_X(x - a)$ e $E[X] = a$.

Se a variável X está associada a um evento A de tal forma que:

$$X(w) = \begin{cases} 1 & \text{se } w \in A \\ 0 & \text{se } w \notin A \end{cases} \quad (3.14)$$

Então, tem-se que $P[\{X = 1\}] = P[A]$ e:

$$E[X] = 1 \cdot P[\{X = 1\}] + 0 \cdot P[\{X = 0\}] = P[A] \quad (3.15)$$

Logo, o valor esperado de X pode ser entendido como a probabilidade de ocorrência do evento A . É importante observar que os valores assumidos pela variável podem nunca ser iguais à média.

O valor esperado ou média reflete cada valor de um conjunto de dados, é a concentração dos dados de uma distribuição, e desta forma é interpretado como um valor significativo. Em outras palavras, trata-se da soma do produto de cada probabilidade de ocorrência de uma variável aleatória pelo seu respectivo valor. Desta forma, representa o valor médio esperado de uma ocorrência quando ela for repetida muitas vezes.

Vale também estabelecer a distinção entre valor esperado, valor mais provável e mediana de uma variável aleatória. Em estatística, pode-se definir que os dados, em um determinado conjunto de dados, possuem posições em que a média é uma medida de posição que indica um valor uniforme dos dados, a média é afetada por valores extremos presentes na amostra. O valor mais provável (moda) de uma variável aleatória é o ponto x onde a função $f_X(x)$ é máxima. Trata-se do valor que ocorre com maior frequência ou o valor mais comum em um conjunto de dados.

Por outro lado, a mediana é o ponto x_{med} tal que $P[\{X \leq x_{med}\}] = F_X(x_{med}) = \frac{1}{2}$, trata-se do valor que separa a metade maior e a metade menor de um conjunto de dados. A mediana é menos sensível a valores extremos do que a média presentes na amostra. A mediana juntamente com a média, e a moda são definidas como medidas de tendência central, medidas que concentram valores em torno de si, são utilizadas em distribuições distorcidas.

Então, para uma função $g(X)$ qualquer de uma variável aleatória, ou seja, g toma valores no espaço amostral de X . O valor esperado é definido como:

$$E[g(X)] = \int_{-\infty}^{+\infty} g(x) \cdot f_X(x) dx \quad (3.16)$$

3.5.2 Variância, desvio padrão e coeficiente de variação

Segundo Beck (2008), uma importante quantidade utilizada para descrever variáveis aleatórias é a variância, $Var[X]$, que mede a dispersão da variável em torno da média:

$$Var[X] = E[(X - \mu)^2] = \sigma^2 = \int_{-\infty}^{+\infty} (x - \mu)^2 \cdot f_X(x) dx \quad (3.17)$$

Na expressão acima, a constante σ é chamada de desvio padrão, que é calculado pela raiz quadrada da variância:

$$\sigma = \sqrt{Var[X]} \text{ ou } Var[X] = \sigma^2 \quad (3.18)$$

Enquanto a média de uma variável aleatória corresponde ao centro de gravidade da função de densidade $f_X(x)$, a variância corresponde ao momento de inércia da massa de probabilidades, e dá uma ideia da concentração desta massa em torno do centro de gravidade. Conhecendo estas medidas de dispersão, pode-se

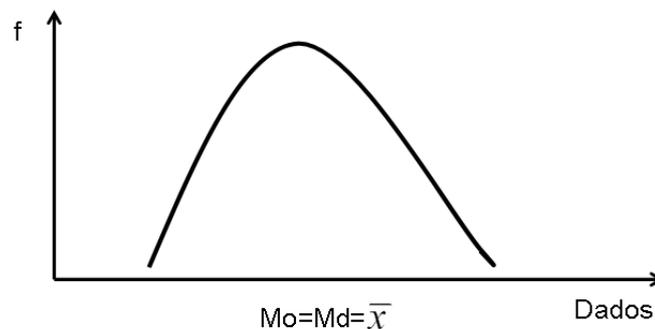
determinar o grau de distorção da curva de distribuição através do índice de assimetria de Pearson a , que é calculado através da Equação (3.19), ou através dos momentos:

$$a = \frac{\mu - Mo}{\sigma} \quad (3.19)$$

Em que, Mo é a moda do conjunto de dados. O índice de assimetria de Pearson apresenta a forma da distribuição, a curva do histograma, e mensura o quanto ela se distancia da condição de normalidade (distorção).

- $a = 0$, a distribuição é simétrica. Neste caso, a média, a mediana e a moda estão igualmente posicionadas no centro da curva, ver Figura 15;

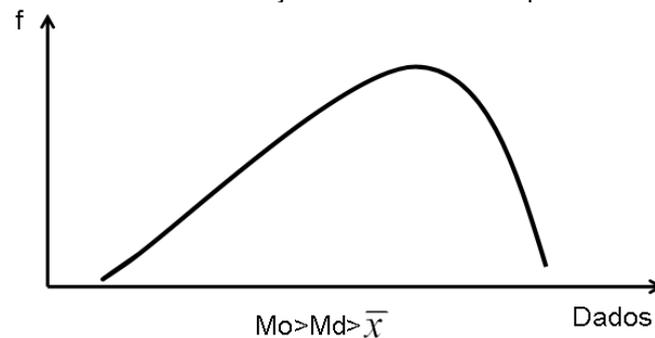
- Figura 15 - Curva de distribuição simétrica.



Fonte: Oliveira Jr. (2015).

- $a < 0$, a distribuição é assimétrica à esquerda ou negativa. Neste caso, a moda é maior que a mediana, e a mediana é maior que a média, ver Figura 16;

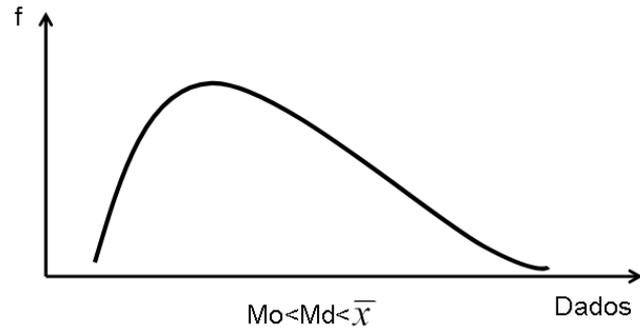
Figura 16 - Curva de distribuição assimétrica à esquerda ou negativa.



Fonte: Oliveira Jr. (2015).

- $a > 0$, a distribuição é assimétrica à direita ou positiva. Neste caso, a moda é menor que a mediana, e a mediana é menor que a média, ver Figura 17;

Figura 17 - Curva de distribuição assimétrica à direita ou positiva.



Fonte: Oliveira Jr. (2015).

4 ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE DUTOS OVALIZADOS E CORROÍDOS

4.1 CONFIABILIDADE ESTRUTURAL

De acordo com Beck (2008), confiabilidade é o grau de confiança, probabilidade subjetiva, de que um sistema não falhe dentro de um período de tempo especificado e respeitadas as condições de operação, ou projeto, do mesmo. De fato, as estruturas são projetadas para atender às recomendações da norma que consideram assegurar os níveis de segurança e custo durante sua vida útil. Além disto, o projeto estrutural poderia considerar e quantificar a probabilidade de falha desta estrutura (Motta, 2015).

E, neste caso, a análise de confiabilidade é utilizada para medir a probabilidade de falha da estrutura durante sua vida útil, atendendo às especificações de projeto. É um importante avanço no desenvolvimento da engenharia estrutural, usada na avaliação de segurança e risco, como também na geração de códigos de projetos confiáveis, Motta (2015). Outra medida amplamente utilizada como parâmetro de confiabilidade em projetos recentes é o índice de confiabilidade, uma medida geométrica que corresponde à distância entre o ponto $g=0$ (estado limite) e a origem (média ou mediana) da distribuição de normal padrão.

Esta dissertação tem por objetivo utilizar a análise de confiabilidade para determinar a probabilidade de falha como também o índice de confiabilidade dos dutos ovalizados submetidos a defeitos de corrosão. Diferentemente do que se utiliza no projeto tradicional de estruturas em que a determinação das incertezas é estabelecida através de parâmetros conservadores, com enfoque em procedimento determinístico, desta forma não é possível determinar o nível de segurança.

Para Albuquerque Júnior (2012), considerando as violações de estados limites, os procedimentos de dimensionamento podem ser classificados em determinístico, que é o do coeficiente de segurança central, assim também com enfoque em procedimento semiprobabilístico, o de coeficiente de segurança global, e o procedimento probabilístico que possibilita efetivamente avaliar a confiabilidade estrutural através da probabilidade de falha e o índice de confiabilidade.

4.1.1 Coeficiente de segurança central

Segundo Beck (2008), considere o problema de um projetista que deve projetar uma estrutura para determinada aplicação. O problema do projetista consiste em dimensionar a estrutura e seus membros de tal forma que esta atenda aos requisitos de serviços e de segurança, ou seja, que determinar a resistência R tal que:

- $R > S$;

Em que, R e S são duas variáveis aleatórias e S é a solicitação. Isto pode ser feito através do procedimento determinístico de projeto que adota os chamados coeficientes de segurança. O coeficiente de segurança central λ_0 relaciona as médias das variáveis R e S :

$$\lambda_0 = \frac{\mu_R}{\mu_S} \quad (4.1)$$

Em que, μ_R é a média da variável R , e μ_S é a média da variável S . Este coeficiente ou medida não reflete a incerteza existente nas variáveis R e S , e, portanto, não reflete a segurança da estrutura. Não existe qualquer confiança em relação aos valores μ_R e μ_S utilizados nesta medida. A resistência e a solicitação na estrutura real podem ser tanto maiores como menores do que os valores μ_R e μ_S .

Por exemplo, se a variável R tem distribuição simétrica em torno de μ_R , então as seguintes probabilidades existem:

- $P\{R < \mu_R\} = 0,5$;
- $P\{R > \mu_R\} = 0,5$;

O mesmo acontece com a variável S . Como não há confiança nos valores utilizados para determinar o coeficiente de segurança central, também não existe a garantia de que um determinado valor λ_0 seja suficiente para garantir a segurança de uma estrutura. Segundo Albuquerque Júnior (2012), há, portanto, a necessidade de ser introduzidos valores ponderados ou característicos para o cálculo deste coeficiente de segurança.

4.1.2 Coeficiente de segurança global

Conforme Beck (2008), uma maneira de endereçar o problema acima é utilizar valores característicos mais significativos. Isto pode ser feito através de fatores de segurança parciais, que provocam uma redução de resistência e um aumento da sollicitação, em consideração à incerteza destas variáveis. Para variáveis normais, os valores característicos são obtidos como:

$$r_k = \mu_R - k_R \cdot \sigma_R \quad (4.2)$$

$$s_k = \mu_S - k_S \cdot \sigma_S \quad (4.3)$$

Em que, σ_R é tensão resistente, σ_S é a tensão sollicitante, r_k é a resistência característica, s_k é a sollicitação característica, e k_R e k_S são constantes que refletem a confiança associada com os valores característicos r_k e s_k , respectivamente. O nível de confiança associado às constantes k e aos valores característicos assim obtidos é determinado a partir da função de distribuição cumulativa de probabilidades. Para variáveis normais, tem-se:

Tabela 3 - Níveis de confiança para distribuição normal

| Constantes k_R e k_S | Nível de confiança |
|--------------------------|--|
| | $P[\{R > r_k\}] = 1 - F_R(r_k)$ $P[\{S < s_k\}] = 1 - F_S(s_k)$ |
| 1,000 | 0,841 |
| 1,645 | 0,950 |
| 2,000 | 0,977 |
| 3,000 | 0,999 |

Fonte: Adaptado do Beck (2008).

Para distribuições estatísticas diferentes da normal, os valores característicos são obtidos em termos da inversa da função de distribuição cumulativa de probabilidades e do nível de confiança p_k desejado. Sendo:

$$p_k = P[\{R > r_k\}] \text{ ou } p_k = P[\{S < s_k\}] \quad (4.4)$$

Tem-se, então:

$$r_k = F_R^{-1}(1 - p_k) \quad (4.5)$$

$$s_k = F_S^{-1}(p_k) \quad (4.6)$$

Dividindo os valores característicos de sollicitação e resistência pelos valores médios, obtém-se um coeficiente de redução da resistência ϕ_k e um coeficiente de

aumento de carga γ_k , semelhantes (mas não idênticos) aos utilizados em normas técnicas:

$$\phi_k = \frac{r_k}{\mu_R} < 1 \quad (4.7)$$

$$\gamma_k = \frac{s_k}{\mu_S} > 1 \quad (4.8)$$

Fixando o nível de confiança desejado p_k e o valor médio, obtém-se diferentes valores característicos e, portanto, diferentes valores dos coeficientes ϕ_k e γ_k em função da distribuição de probabilidades. As tabelas 4 e 5 abaixo mostram os coeficientes ϕ_k e γ_k para diferentes distribuições estatísticas e para diferentes valores do coeficiente de variação, para uma confiança de 95%. As tabelas ilustram como as distribuições de probabilidades afetam os coeficientes ϕ_k e γ_k .

Considere agora que os valores característicos r_k e s_k foram determinados para uma determinada confiança ($p_k = 0,95$ para confiança de 95%). Agora existe confiança (segurança) em relação aos valores característicos r_k e s_k a utilizar no projeto. No entanto, como esta segurança não é 100%, adota-se o chamado coeficiente de segurança global:

$$\lambda_k = \frac{r_k}{s_k} = \frac{\phi_k \cdot \mu_R}{\gamma_k \cdot \mu_S} \quad (4.9)$$

Tabela 4 - Coeficientes de redução de resistência ϕ_R para confiança $p_k = 0,95$ (95%).

| Distribuição\ C.O.V. | ϕ_k | | | | |
|-------------------------|----------|--------|--------|--------|--------|
| | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 |
| Normal | 0,8355 | 0,6710 | 0,5065 | 0,3421 | 0,1176 |
| Lognormal | 0,8445 | 0,7080 | 0,5910 | 0,4927 | 0,4112 |
| Gumbel | 0,8694 | 0,7389 | 0,6083 | 0,4778 | 0,3472 |
| Frechet | 0,8802 | 0,7809 | 0,6999 | 0,6344 | 0,5818 |
| Weibull | 0,8169 | 0,6470 | 0,4979 | 0,3736 | 0,2747 |
| Gamma | 0,8414 | 0,6953 | 0,5608 | 0,4355 | 0,3416 |

Fonte: Adaptado do Beck (2008).

Tabela 5 - Coeficientes de majoração de carregamentos γ_S para confiança $p_k = 0,95$ (95%).

| Distribuição\ C.O.V. | γ_k | | | | |
|-------------------------|------------|-------|-------|-------|-------|
| | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 |
| Normal | 1,164 | 1,329 | 1,493 | 1,658 | 1,822 |
| Lognormal | 1,172 | 1,358 | 1,552 | 1,750 | 1,945 |
| Gumbel | 1,187 | 1,373 | 1,560 | 1,746 | 1,933 |
| Frechet | 1,187 | 1,367 | 1,534 | 1,681 | 1,809 |
| Weibull | 1,142 | 1,305 | 1,489 | 1,689 | 1,903 |
| Gamma | 1,170 | 1,350 | 1,541 | 1,752 | 1,938 |

Fonte: Adaptado do Beck (2008).

Seguramente, o coeficiente λ_k poderá ser menor do que λ_0 , mas sua utilização ainda deve ser necessária.

A Equação (4.9) pode ser usada para estabelecer uma relação com o coeficiente de segurança central:

$$\lambda_k = \frac{\phi_k \cdot \mu_R}{\gamma_k \cdot \mu_S} = \frac{\phi_k}{\gamma_k} \cdot \lambda_0 \quad (4.10)$$

Ou:

$$\lambda_0 = \frac{\gamma_k}{\phi_k} \cdot \lambda_k \quad (4.11)$$

Os valores característicos r_k e s_k podem ser entendidos como os valores nominais adotados em normas técnicas. Importante observar que os coeficientes ϕ_k e γ_k são determinados em função da incerteza, ou da distribuição de probabilidades, das variáveis R e S . Já o coeficiente parcial λ_k pode ser utilizado para impor segurança adicional em função do tipo de uso da estrutura, ou em função da gravidade do evento falha.

Observa-se que a escolha do nível de confiança (segurança) e do coeficiente λ_k a ser utilizado é subjetiva. Portanto, estes fatores não fornecem uma medida de violação de estados limites. Para Albuquerque Júnior (2012), isto se verifica que por mais que o coeficiente λ_k forneça um enfoque mais próximo da realidade das estruturas, quando comparado ao coeficiente de segurança central, observa-se que a subjetividade na escolha do nível de confiança ainda não possibilita a mensuração de uma medida que expresse uma violação de estado limite.

Então, ainda segundo Albuquerque Júnior (2012), apenas com o enfoque probabilístico será possível mensurar tal violação, e tal objetivo será conseguido aplicando os conceitos de confiabilidade.

4.1.3 Probabilidade de falha e índice de confiabilidade

Para Cruz et al (2021), a probabilidade de falha P_f é a medida de violação da segurança estrutural e é uma forma de verificar qual a probabilidade de um estado limite ser ultrapassado, ou melhor, qual a probabilidade de um modo de falha ser alcançado. De acordo com Beck (2008), uma medida probabilística de violação de estados limites é a probabilidade de falha. Para um problema envolvendo apenas duas variáveis, resistência R e solicitação S , a probabilidade de falha é dada por:

$$P_f = P[\{R \leq S\}] \quad (4.12)$$

$$P_f = P[\{R - S \leq 0\}] \quad (4.13)$$

A avaliação desta probabilidade dá origem ao que se chama de problema fundamental de confiabilidade: a Equação (4.13) envolve a avaliação da probabilidade de que qualquer ponto (r, s) esteja dentro do domínio que caracteriza a falha, que é o evento $\{R - S \leq 0\}$. Esta probabilidade pode ser avaliada a partir da Equação (4.14) a seguir:

$$P_f = P[(x, y) \in D_f] = \iint_{D_f} f_{RS}(r, s) dr ds \quad (4.14)$$

Em que $f_{RS}(r, s)$ é a função conjunta de densidade de probabilidades de R e S . O domínio de falha D_f ($\{R - S \leq 0\}$) é limitado pela Equação $r = s$, de forma que a integral resulta:

$$P_f = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^s f_{RS}(r, s) dr ds \quad (4.15)$$

Se as variáveis R e S forem estatisticamente independentes, tem-se:

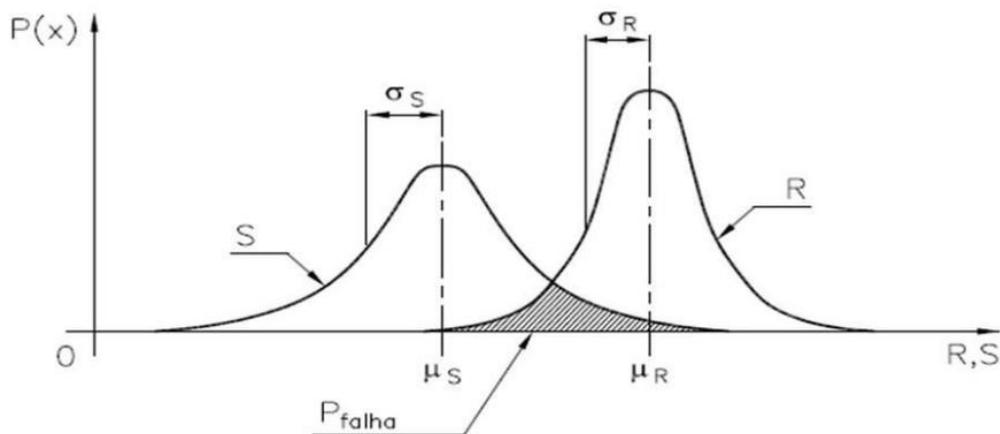
$$f_{RS}(r, s) = f_R(r) \cdot f_S(s) \quad (4.16)$$

Neste caso, a probabilidade de falha fica:

$$P_f = \int_{-\infty}^{+\infty} f_S(s) \left[\int_{-\infty}^s f_R(r) dr \right] ds = \int_{-\infty}^{+\infty} f_S(s) \cdot F_R(s) ds \quad (4.17)$$

Em que, $f_S(s)$ é a função marginal de densidade de probabilidade da solicitação, $F_R(s)$ é a função marginal de distribuição cumulativa de probabilidades da resistência. O integrando da expressão (4.17) está representado na Figura 18.

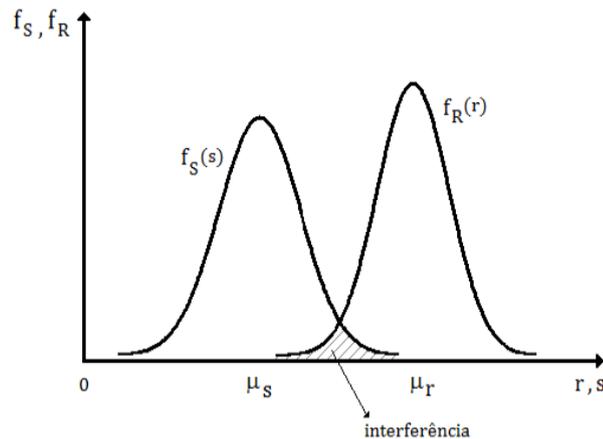
Figura 18 - Probabilidade de falha



Fonte: Adaptado de Cruz et al (2021).

A probabilidade de falha vem a ser a área sob a curva $f_S(s) \cdot F_R(s)$. Esta área é proporcional, mas não idêntica, à área de interferência entre as distribuições de R e S , na literatura este problema é chamado de interferência entre populações, ver Figura 19.

Figura 19 - Interferência de populações entre função de densidade de probabilidade marginal de R e S .



Fonte: Adaptado de Albuquerque Júnior (2012).

Segundo Beck (2008), pode-se diminuir esta probabilidade de interferência entre as distribuições, ou seja, a probabilidade de falha da estrutura através de dois procedimentos: a utilização de coeficientes de segurança, este procedimento tem efeito principal no afastamento das médias entre as distribuições de R e S , contudo leva a um superdimensionamento da estrutura.

Outra alternativa é diminuir os desvios padrões das variáveis R e S . O desvio padrão da resistência usualmente está relacionado com a variabilidade de propriedades do material, e pode ser diminuído através do uso de materiais de melhor qualidade, com propriedades mais homogêneas. É mais difícil controlar ou diminuir o desvio padrão da solicitação.

A incorporação de estudos probabilísticos na análise de falhas de dutos tem sido utilizada na avaliação da pressão de colapso, associado com a resistência. Uma vez que alguns parâmetros do problema como propriedades geométricas e resistentes dos dutos, dimensões dos defeitos e taxa de crescimento da corrosão e ações de carregamentos (solicitações) são aproximações com certo grau de incerteza.

Cada incerteza é definida por uma função de distribuição de probabilidade (pdf) baseada em valores observados e nominais e, portanto, estes valores são utilizados

para prever a probabilidade de falha de dutos corroídos ao longo de sua vida útil com base em inspeções periódicas e planos de manutenção.

4.1.3.1 Margem de segurança (ou função de falha)

Para Beck (2008), o problema fundamental de confiabilidade também pode ser resolvido através da variável margem de segurança M , ou algumas literaturas, função de falha G :

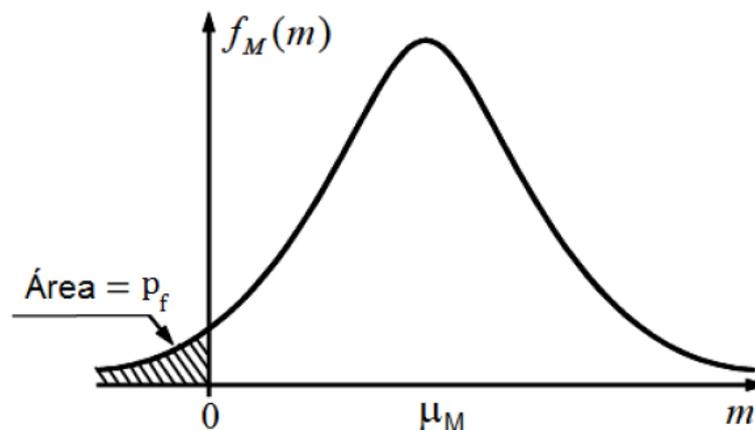
$$G = R - S \quad (4.18)$$

Valores negativos da função de falha correspondem à falha da estrutura, enquanto valores positivos indicam segurança. Um valor nulo da função de falha corresponde à condição de estado limite. Neste caso, considerando as equações (4.13) e (4.18), pode-se calcular a probabilidade de falha a partir de G :

$$P_f = P\{G \leq 0\} = \int_{-\infty}^0 f_G(g) dg = F_G(0) \quad (4.19)$$

Esta probabilidade da Equação (4.19) pode ser representada pela Figura 20 a seguir:

Figura 20 - Probabilidade de falha em função da margem de segurança (ou função de falha).

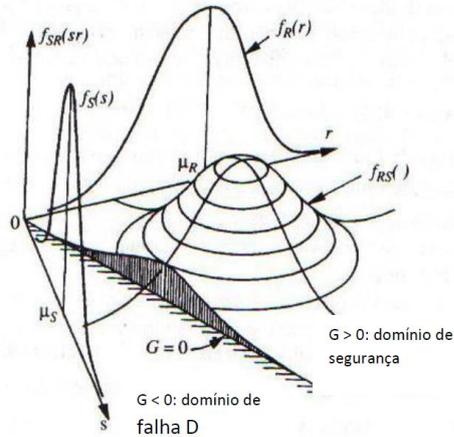


Fonte: Adaptado do Beck (2008).

Se R e S são variáveis aleatórias, G será também uma variável aleatória. Considerando a função de falha G uma função de R e S , como comentado

anteriormente, pode-se representar o domínio da variável G através do gráfico espacial da Figura 21:

Figura 21 - Representação gráfica da probabilidade de falha da função G em função de R e S .



Fonte: Melchers (2002).

Se R e S são variáveis aleatórias normais, pode-se resolver o problema analiticamente. Neste caso, a distribuição de G também será normal. Assumindo independência entre R e S , os parâmetros de G são calculados por:

$$\mu_G = \mu_R - \mu_S \quad (4.20)$$

$$\sigma_G = \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \quad (4.21)$$

A variável G pode ser transformada em uma variável normal padrão Y , ou seja, com média nula e desvio padrão unitário, fazendo:

$$Y = \frac{G - \mu_G}{\sigma_G} \quad (4.22)$$

Esta transformação permite avaliar probabilidades associadas à variável G através da função de distribuição cumulativa normal padrão, $\Phi(\cdot)$. A probabilidade de falha resulta:

$$P_f = P\{G \leq 0\}$$

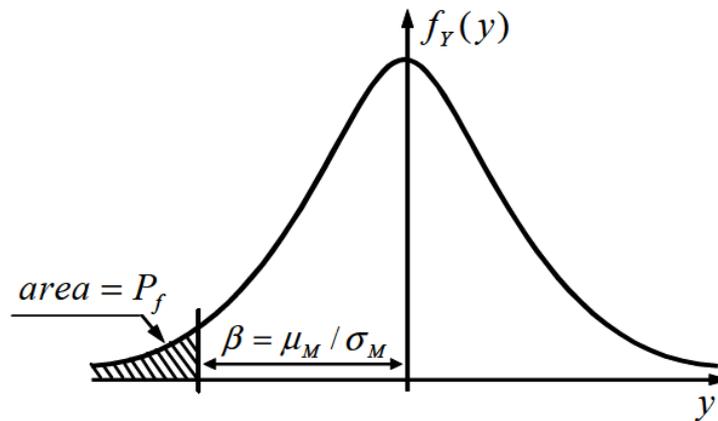
$$P_f = P\left\{Y \leq -\frac{\mu_G}{\sigma_G}\right\}$$

$$P_f = \Phi\left[-\frac{\mu_G}{\sigma_G}\right] \quad (4.23)$$

Observa-se que na variável Y , que possui média nula e desvio padrão unitário, obtém-se uma medida da probabilidade de falha. Esta é uma medida geométrica, pois

corresponde à distância entre o ponto $g = 0$ e a origem (média ou mediana) da distribuição de Y , conforme a Figura 22.

Figura 22 - Probabilidade de falha em termos da variável normalizada Y .



Fonte: Adaptado do Beck (2008).

Esta medida é chamada de índice de confiabilidade, representada pela letra grega β e dada pela razão μ_G/σ_G :

$$\beta = \frac{\mu_G}{\sigma_G} = \frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad (4.24)$$

A expressão (4.24) é estritamente válida apenas para variáveis aleatórias R e S normais. Incorporando os resultados anteriores, obtém-se:

$$P_f = \Phi\left(-\frac{\mu_G}{\sigma_G}\right) = \Phi(-\beta) \quad (4.25)$$

Nesta expressão, observa-se que o índice de confiabilidade β está diretamente relacionado à probabilidade de falha. O índice de confiabilidade β é de extrema importância na confiabilidade estrutural, de acordo com Albuquerque Júnior (2012), esta importância se apresenta no enfoque geométrico por trás do índice de confiabilidade, pois representa a distância entre a origem (ou mediana) da distribuição de probabilidade e o limite da superfície de falha.

4.1.3.1.1 Interpretação geométrica do índice de confiabilidade

Segundo Beck (2008), a solução de problemas de confiabilidade estrutural envolvendo variáveis aleatórias, tal qual formulado na Equação (4.14), envolve a determinação ou uma aproximação da função conjunta de densidade de probabilidades, $f_X(x)$, bem como aproximações do domínio de integração. Os

diferentes métodos de solução correspondem a diferentes níveis destas aproximações.

Em geral, não se possui observações que permitam determinar diretamente a função conjunta de densidades $f_X(x)$ das variáveis aleatórias de um problema. Isto significa que esta função deve ser construída com base na informação existente, o que na maioria dos problemas se limita a informações sobre função de distribuições marginais, e em alguns casos ao coeficiente de correlação entre pares de variáveis.

No método de primeira ordem e segundo momento ou FOSM (First Order Second Moment) a Equação de estado limite é aproximada por uma função linear, e a informação estatística para construção da função conjunta de distribuição $f_X(x)$ se limita aos momentos de segunda ordem (a média e o desvio padrão). Esta representação em segundo momento é equivalente a assumir todas as variáveis do problema independentes e com distribuição Gaussiana (normal).

No método de confiabilidade de primeira ordem ou FORM (*First Order Reliability Method*) toda a informação estatística a respeito das variáveis aleatórias do problema é utilizada. Isto inclui distribuições marginais não Gaussianas (normais) bem como os coeficientes de correlação entre pares de variáveis. O domínio de integração na Equação (4.14) ainda é aproximado por uma função linear.

O método de confiabilidade de segunda ordem ou SORM (*Second Order Reliability Method*) utilizada a mesma informação estatística para construção da função conjunta de densidades, mas aproxima a Equação de estado limite por uma Equação do segundo grau. Para determinar a probabilidade de falha na avaliação da pressão de colapso de dutos ovalizados com defeitos de corrosão esta dissertação utiliza a análise de confiabilidade do FORM através de recursos de otimização como o método dos elementos finitos conforme capítulos a seguir.

Os métodos de transformação (FOSM, FORM, SORM) aqui citados estão baseados em uma transformação fundamental dada pela Equação:

$$Y_i = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}} \quad (4.26)$$

Esta Equação é conhecida como transformação de Hassofer e Lind, transforma um conjunto de variáveis Gaussianas X , com média e desvio padrão quaisquer, em um conjunto Y de variáveis aleatórias Gaussianas com média e desvio padrão unitário.

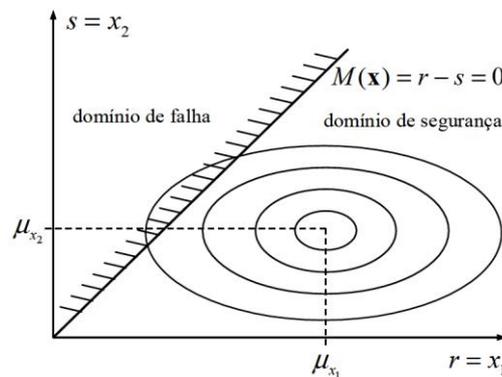
A função conjunta de distribuição de probabilidades $f_Y(y)$ é chamada de distribuição Gaussiana padrão multivariável ou multidimensional:

$$\Phi_n(y) = \frac{1}{(2\pi)^{n/2}} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2} \cdot \|y\|^2\right] \quad (4.27)$$

Em que, $\|y\| = \sqrt{y^T \cdot y}$ é a norma Euclidiana do vetor y . Esta distribuição possui importantes propriedades de simetria e decaimento exponencial em relação à origem.

Assim, segundo Beck (2008), uma interpretação geométrica do índice de confiabilidade β é obtida aplicando a transformação de Hasofer e Lind ao problema de confiabilidade fundamental da Equação (4.13), é ilustrado pela Figura 23.

Figura 23 - Problema fundamental de confiabilidade em termos de R e S .



Fonte: Adaptado do Beck (2008).

Transformando as variáveis R e S nas variáveis Y_1 e Y_2 através da Equação (4.26), a expressão da função de falha se torna:

$$g(y_1, y_2) = r - s = y_1\sigma_R + \mu_R - y_2\sigma_S - \mu_S \quad (4.28)$$

Tomando $g(y_1, y_2) = 0$ e isolando y_2 na expressão (4.28), obtém-se:

$$y_2 = \frac{y_1\sigma_R + \mu_R - \mu_S}{\sigma_S} \quad \text{ou} \quad y_2 = \frac{y_1\sigma_R}{\sigma_S} + \frac{\mu_R - \mu_S}{\sigma_S} \quad (4.29)$$

O quadrado da distância entre um ponto qualquer (y_1, y_2) e a origem do espaço normal padrão Y é:

$$d^2 = y_1^2 + y_2^2 \quad (4.30)$$

Derivando a Equação (4.30) com relação a y_1 e igualando a zero, obtém-se a condição de mínimo:

$$2y_1 + 2y_2 \frac{\partial y_2}{\partial y_1} = 0 \quad (4.31)$$

Aplicando também a derivada de y_2 com relação a y_1 em (4.29) e substituindo em (4.31):

$$2y_1 + 2y_2 \frac{\sigma_R}{\sigma_S} = 0$$

$$y_1 = -y_2 \frac{\sigma_R}{\sigma_S} \quad (4.32)$$

Obtém-se, então, a coordenada y_1^* do ponto sobre a Equação $g(y_1, y_2) = 0$ mais próximo da origem substituindo (4.29) em (4.32):

$$y_1 = - \left[\frac{y_1 \sigma_R + \mu_R - \mu_S}{\sigma_S} \right] \cdot \frac{\sigma_R}{\sigma_S}$$

$$y_1^* = - \frac{\sigma_R \cdot (\mu_R - \mu_S)}{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \quad (4.33)$$

Tomando, agora, a derivada de (4.30) com relação a y_2 e igualando a zero, e fazendo as manipulações matemáticas semelhantes a y_1 , obtém-se:

$$y_2 = \left[\frac{y_2 \sigma_S + \mu_R - \mu_S}{\sigma_R} \right] \cdot \frac{\sigma_S}{\sigma_R}$$

$$y_2^* = \frac{\sigma_S \cdot (\mu_R - \mu_S)}{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \quad (4.34)$$

Considerando os dois resultados, tem-se as coordenadas do ponto sobre $g(y_1, y_2) = 0$ (superfície de falha) mais próximo da origem:

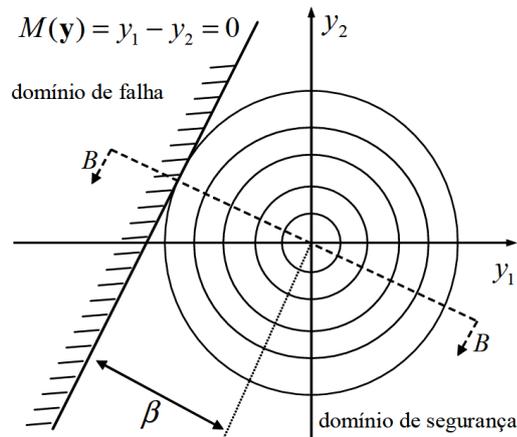
$$(y_1^*, y_2^*) = \frac{(\mu_R - \mu_S)}{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \cdot (-\sigma_R, \sigma_S) \quad (4.35)$$

Substituindo o resultado da Equação (4.35) na Equação (4.30) e tomando a raiz quadrada, obtém uma expressão para a mínima distância entre a Equação $g(y_1, y_2) = 0$ e a origem do espaço normal padrão Y :

$$d_{min} = \frac{(\mu_R - \mu_S)}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad (4.36)$$

Este resultado está ilustrado na Figura 24 a seguir:

Figura 24 - Problema fundamental de confiabilidade em termos de y_1 e y_2 .



Fonte: Adaptado do Beck (2008).

Observa-se que este resultado é idêntico à expressão do índice de confiabilidade β obtida na Equação (4.24). Pode-se generalizar este resultado considerando que o índice de confiabilidade corresponde à mínima distância entre a Equação de estado limite e a origem do espaço normal padrão:

$$\beta = d_{min} \quad (4.37)$$

Como a probabilidade de falha é calculada a partir do índice de confiabilidade, Equação (4.25):

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (4.38)$$

Verifica-se, então, que o índice de confiabilidade β é uma medida geométrica da probabilidade de falha, que corresponde à mínima distância entre a Equação de estado limite e a origem do espaço normal padrão Y . Para Beck, este resultado é muito importante pois permite que problemas de confiabilidade independente do tempo sejam resolvidos utilizando algoritmos de otimização.

De acordo com Beck (2008), o ponto (y_1^*, y_2^*) , calculado na Equação (4.35), é chamado de ponto de projeto, é o local sobre o domínio de falha com maior probabilidade de ocorrência. A transformação para o espaço normal padrão dá origem a uma distribuição multinormal padrão $f_Y(y)$, a qual possui simetria radial, e cujas curvas de equiprobabilidades são círculos concêntricos centrados na origem, conforme ilustrado na Figura 24.

Na figura se pode identificar o fato de que o ponto sobre o domínio de falha com a maior probabilidade de ocorrência é aquele que intercepta a linha de

equiprobabilidade de maior conteúdo de probabilidade. Devido à forma circular das linhas de equiprobabilidade, este é também o ponto sobre a Equação de estado limite mais próximo da origem, β . De fato, isso ocorre porque a função de densidade multinormal padrão decai exponencialmente com a distância radial da origem, enquanto que a distância à origem aumenta de forma quadrática.

Assim, o ponto de projeto é o local ideal para realizar a linearização da Equação de estado limite, uma vez que é o ponto sobre o domínio de falha com maior probabilidade de ocorrência, assunto para o próximo subcapítulo desta dissertação.

4.2 FORM

O método FORM, ou *First Order Reliability Method*, é um dos métodos analíticos, mencionado anteriormente, desenvolvido a fim de possibilitar a obtenção dos parâmetros de interesse na confiabilidade estrutural, que são a probabilidade de falha e o índice de confiabilidade, segundo Albuquerque Júnior (2012). Conforme Beck (2008), o método permite incorporar à análise as funções de distribuições de probabilidades bem como a correlação entre as variáveis aleatórias do problema.

Para Albuquerque Júnior, os métodos são importantes, ou seja, são viáveis, no sentido de que estimar a probabilidade de falha se torna custoso devido às dificuldades associadas na avaliação da integral da Equação (4.19), a complexidade do domínio em que as variáveis estão inseridas, o grau de correlação entre si, a forma como as funções de densidades de probabilidades pode estar distribuída.

Segundo este autor, os métodos possibilitam esta estimativa porque se caracterizam pela busca do ponto de projeto, que é o local sobre o domínio de falha mais próximo à origem do espaço padrão (espaço reduzido), e a transformações das variáveis para o espaço padrão. De fato, o método FORM utiliza a maior parte dos resultados apresentados para o FOSM. Além disto, o FORM envolve a construção de uma função conjunta de distribuição de probabilidades, $f_Y(y)$, bem como uma transformação desta para o domínio normal padrão Y , Beck (2008).

Esta função conjunta de distribuição de probabilidades é construída com base na informação existente, que na maior parte dos casos se limita às funções de distribuição marginais e a coeficientes de correlação entre pares de variáveis aleatórias. Assim, a construção da função conjunta de probabilidades é feita considerando a facilidade de transformação da mesma para o domínio normal padrão.

Esta transformação envolve a eliminação da correlação entre variáveis aleatórias e o cálculo de variáveis normais equivalentes.

4.2.1 Distribuição conjunta de probabilidades

Segundo Beck (2008), nos problemas de análise estrutural em geral não existem observações ou registros simultâneos de todas as variáveis envolvidas no problema. Tais observações seriam necessárias para se determinar diretamente a função conjunta de distribuição de probabilidades. Assim, na melhor das hipóteses a informação estatística a respeito das variáveis aleatórias do problema se limita às funções de distribuições de probabilidades marginais e a coeficientes de correlação entre pares de variáveis aleatórias.

As funções de distribuição marginais são obtidas a partir de observações isoladas de cada variável aleatória, e os coeficientes de correlação são obtidos a partir de observações conjuntas de pares de variáveis aleatórias. Portanto, a descrição estatística das variáveis de projeto é feita através das distribuições de probabilidades marginais, logo:

$$f_{X_i}(x_i), i = 1, 2, \dots, n \quad (4.39)$$

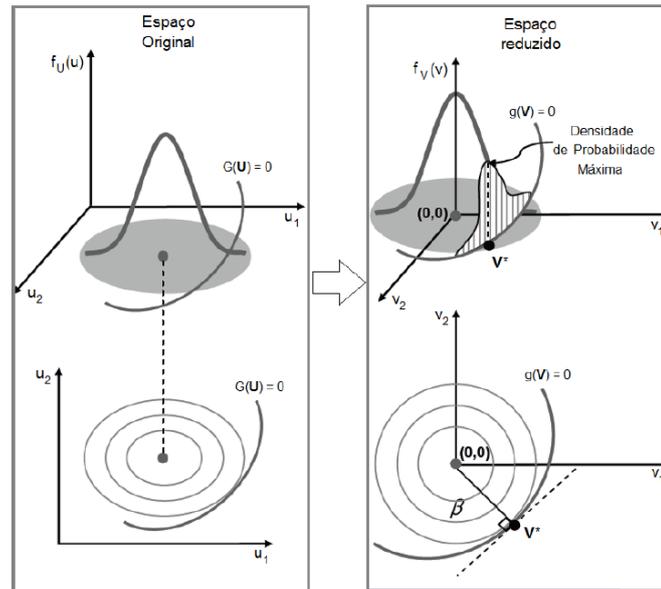
Assim também, através de uma matriz de correlação R_X , formada pelos coeficientes de correlação entre pares de variáveis:

$$R_X = \begin{bmatrix} 1 & \rho_{X_{12}} & \dots & \rho_{X_{1n}} \\ \rho_{X_{21}} & 1 & \dots & \rho_{X_{2n}} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \rho_{X_{n1}} & \rho_{X_{n2}} & \dots & 1 \end{bmatrix} \quad (4.40)$$

Em que n é o número de variáveis aleatórias do problema.

O método de confiabilidade de primeira ordem ou FORM consiste na construção de uma função conjunta de distribuição de probabilidades $f_{\mathbb{X}}(x)$ e na transformação desta em uma distribuição gaussiana padrão multivariada $f_{\mathbb{Y}}(y)$ (com média zero e desvio padrão unitário). Esta transformação representa um mapeamento um-a-um, que leva pontos do domínio original \mathbb{X} para o domínio \mathbb{Y} , ver Figura 25.

Figura 25 - Transformações de variáveis do domínio original u (ou \mathbb{X}) para o domínio v (ou \mathbb{Y}).



Fonte: Adaptado do Albuquerque Júnior (2012).

Teoricamente, este mapeamento pode ser realizado através da transformação de Rosenblatt, que envolve distribuições de probabilidade condicionais que dificilmente são conhecidas. Uma alternativa é uma transformação composta utilizando o modelo de Nataf, a qual envolve uma transformação em variáveis normais equivalentes, e a eliminação da correlação entre estas.

4.2.2 Transformações de variáveis

4.2.2.1 Transformação de Rosenblatt

Considere um conjunto de n variáveis aleatórias $X = \{X_1, X_2, \dots, X_n\}$ com função conjunta de distribuição de probabilidades qualquer $F_{\mathbb{X}}(x)$ (Beck, 2008). Deseja-se uma transformação que leve pontos do domínio \mathbb{X} para o domínio \mathbb{Y} , formado por um conjunto de variáveis aleatórias $\mathbb{Y} = \{Y_1, Y_2, \dots, Y_n\}$ com função de distribuição cumulativa gaussiana padrão multivariada $F_{\mathbb{Y}}(y)$:

$$F_{\mathbb{Y}}(y) = \Phi(y) = \int \dots \int_{-\infty}^y \frac{1}{(2\pi)^{n/2}} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2} \cdot \|u\|^2\right] du \quad (4.41)$$

Tal transformação deve preservar o conteúdo de probabilidade correspondente a um ponto x_0 quando mapeado em um ponto y_0 no domínio \mathbb{Y} :

$$F_{\mathbb{X}}(x_0) = F_{\mathbb{Y}}(y_0) \quad (4.42)$$

Uma transformação teórica que permite o mapeamento do domínio original \mathbb{X} para o domínio \mathbb{Y} é a transformação de Rosenblatt, que é obtida:

$$\begin{aligned} \Phi[y_1] &= F_1(x_1) \\ \Phi[y_2] &= F_2(x_2|x_1) \\ &\vdots \\ \Phi[y_n] &= F_n(x_n|x_1, x_2, \dots, x_{n-1}) \end{aligned} \quad (4.43)$$

Em que, $F_2(x_2|x_1)$, por exemplo, é a função de probabilidade condicional de x_2 dada a ocorrência de x_1 . Invertendo a função $\Phi[]$, pode-se escrever:

$$\begin{aligned} y_1 &= \Phi^{-1}[F_1(x_1)] \\ y_2 &= \Phi^{-1}[F_2(x_2|x_1)] \\ &\vdots \\ y_n &= \Phi^{-1}[F_n(x_n|x_1, x_2, \dots, x_{n-1})] \end{aligned} \quad (4.44)$$

As funções de probabilidade condicional podem ser obtidas a partir da distribuição conjunta através de uma generalização das equações a seguir:

$$f(x_i|x_1, x_2, \dots, x_{i-1}) = \frac{f(x_1, x_2, \dots, x_i)}{f(x_1, x_2, \dots, x_{i-1})} \quad (4.45)$$

$$F(x_i|x_1, x_2, \dots, x_{i-1}) = \frac{\int_{-\infty}^{x_i} f(x_1, x_2, \dots, x_{i-1}, u) du}{f(x_1, x_2, \dots, x_{i-1})} \quad (4.46)$$

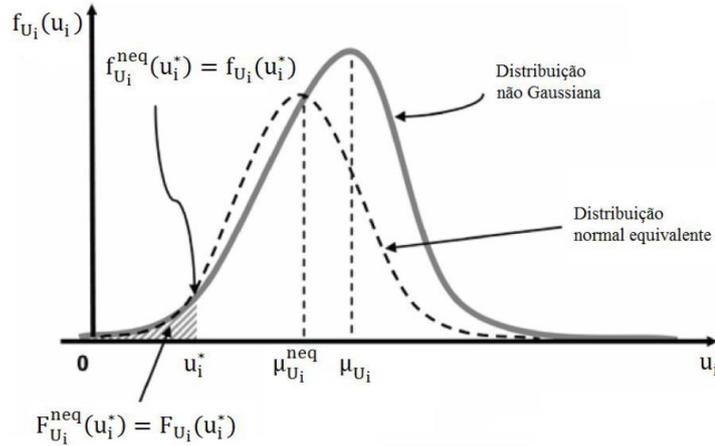
Nos problemas práticos a função de densidades conjunta $f_{\mathbb{X}}(x)$ dificilmente é conhecida, isto significa que na prática a transformação de Rosenblatt é pouco utilizada. Por outro lado, segundo Albuquerque Júnior, a transformação de Nataf, a seguir, é a mais empregada nestes casos.

4.2.2.2 Transformação de Nataf

Segundo Beck, uma transformação que melhor se adequa à informação disponível é uma transformação composta utilizando o modelo de Nataf. Esta transformação é dita composta pois envolve uma transformação das distribuições marginais originais em distribuições normais equivalentes, ou seja, em conjunto de variáveis \mathbb{Z} correlacionadas. Envolve também a determinação de coeficientes de correlação equivalentes para as distribuições marginais normais. E por fim, a eliminação da correlação através de decomposição ortogonal.

O princípio da aproximação normal consiste em determinar, para um ponto x_i^* , se uma distribuição normal equivalente que preserve o conteúdo de probabilidades da distribuição original $F_{X_i}(x_i^*)$ neste ponto x_i^* , conforme ilustrado na Figura 26.

Figura 26 - Princípio da aproximação normal.



Fonte: Adaptado do Albuquerque Júnior (2012).

Como a distribuição normal equivalente está definida no domínio \mathbb{X} , escreve-se:

$$F_{X_i}^{neq}(x_i^*) = F_{X_i}(x_i^*) \quad (4.47)$$

A distribuição normal equivalente possui dois parâmetros, que são a média $\mu_{X_i}^{neq}$ e o desvio padrão $\sigma_{X_i}^{neq}$. Portanto, para determinar os dois parâmetros da distribuição normal equivalente é necessária uma segunda Equação. O critério para estabelecer esta segunda Equação não é universal, mas uma condição natural é:

$$f_{X_i}^{neq}(x_i^*) = f_{X_i}(x_i^*) \quad (4.48)$$

Utilizando a transformação de Hassofer e Lind, conforme Equação (4.26), obtém-se um conjunto de variáveis $\mathbb{Z} = \{Z_1, Z_2, \dots, Z_n\}$ com distribuições marginais normais padrão, mas possivelmente correlacionadas:

$$z_i^* = \frac{x_i^* - \mu_{X_i}^{neq}}{\sigma_{X_i}^{neq}} \quad (4.49)$$

Escrevendo as equações (4.47) e (4.48) em termos de x_i^* , obtém-se:

$$F_{X_i}(x_i^*) = \Phi\left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^{neq}}{\sigma_{X_i}^{neq}}\right) = \Phi(z_i^*) \quad (4.50)$$

$$(4.51)$$

$$f_{X_i}(x_i^*) = \frac{1}{\sigma_{X_i}^{neq} \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot \exp \left[-\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^{neq}}{\sigma_{X_i}^{neq}} \right)^2 \right] = \frac{\Phi(z_i^*)}{\sigma_{X_i}^{neq}}$$

Utilizando a Equação (4.50) se pode calcular z_i^* :

$$z_i^* = \Phi^{-1} \left(F_{X_i}(x_i^*) \right) \quad (4.52)$$

Da Equação (4.51) se obtém uma expressão para o desvio padrão da distribuição normal equivalente:

$$\sigma_{X_i}^{neq} = \frac{\Phi(z_i^*)}{f_{X_i}(x_i^*)} \quad (4.53)$$

E, finalmente, da Equação (4.49) se obtém uma expressão para o desvio padrão da distribuição normal equivalente:

$$\mu_{X_i}^{neq} = x_i^* - z_i^* \cdot \sigma_{X_i}^{neq} \quad (4.54)$$

Note que esta transformação é realizada para cada uma das distribuições marginais, e é válida para um ponto \mathbb{X}^* . Desta forma, a transformação deve ser refeita à medida que o algoritmo de busca do ponto de projeto avança e o ponto \mathbb{X}^* muda. O procedimento de aproximar a cauda da distribuição original pela cauda de uma distribuição normal equivalente é conhecido na literatura como princípio da aproximação normal, descrito por Ditlevsen em 1981.

Desta forma, a transformação $\mathbb{X} \rightarrow \mathbb{Z}$ também pode ser escrita de forma matricial, a partir de um vetor de média M^{neq} e de uma matriz diagonal de desvios padrão D^{neq} , contendo os parâmetros das distribuições normais equivalentes:

$$M^{neq} = \{ \mu_{X_1}^{neq}, \mu_{X_2}^{neq}, \dots, \mu_{X_n}^{neq} \}^T$$

$$D^{neq} = \begin{bmatrix} \sigma_{X_1}^{neq} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \sigma_{X_2}^{neq} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \sigma_{X_n}^{neq} \end{bmatrix}$$

$$(D^{neq})^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sigma_{X_1}^{neq}} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{1}{\sigma_{X_2}^{neq}} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \frac{1}{\sigma_{X_n}^{neq}} \end{bmatrix}$$

Introduzindo ainda as matrizes Jacobianas:

$$J_{zx} = (D^{neq})^{-1}$$

$$J_{xz} = D^{neq}$$

Então, as transformações de $\mathbb{X} \rightarrow \mathbb{Z}$ e de $\mathbb{Z} \rightarrow \mathbb{X}$ resultam:

$$z = J_{zx} \cdot \{x - M^{neq}\}$$

$$x = J_{xz} \cdot z + M^{neq}$$

De acordo com Beck (2008), o princípio da aproximação normal permite obter um conjunto de variáveis aleatórias Z com distribuição marginal normal padrão, através da Equação (4.52). A correlação entre pares de variáveis aleatórias (4.40), quando existe, deve ser imposta na distribuição conjunta $f_Z(z)$. Seja R_Z uma matriz de correlação equivalente a ser determinada. A distribuição de Z é uma distribuição normal padrão multivariada:

$$f_Z(z) = \Phi_n(z, R_Z) \quad (4.55)$$

O modelo de Nataf consiste em construir uma aproximação para a função conjunta de densidade de probabilidades $f_X(x)$ a partir da distribuição normal padrão multivariada com matriz de correlação R_Z :

$$f_X(x) = \Phi_n(z, R_Z) \cdot \frac{f_{X_1}(x_1) \cdot f_{X_2}(x_2) \cdots f_{X_n}(x_n)}{\Phi(z_1) \cdot \Phi(z_2) \cdots \Phi(z_n)} \quad (4.56)$$

Considere agora duas variáveis X_i e X_j não normais com coeficiente de correlação $\rho_{X_{ij}}$. Para duas variáveis o modelo de Nataf se reduz a:

$$f_{X_i X_j}(x_i, x_j) = \Phi_2(z_i, z_j, \rho_{z_{ij}}) \cdot \frac{f_{X_i}(x_i) \cdot f_{X_j}(x_j)}{\Phi(z_i) \cdot \Phi(z_j)} \quad (4.57)$$

Se o coeficiente de correlação entre X_i e X_j impõe uma certa tendência na distribuição conjunta $f_{X_i X_j}(x_i, x_j)$, trata-se de encontrar um coeficiente de correlação equivalente $\rho_{z_{ij}}$ que imponha a mesma tendência na distribuição conjunta $f_{z_i z_j}(z_i, z_j)$. Utilizando a definição da covariância, o coeficiente de correlação ρ_{ij} é dado por:

$$\rho_{X_{ij}} = \frac{Cov[X_i X_j]}{\sigma_{X_i} \sigma_{X_j}} = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{(x_i - \mu_{X_i})}{\sigma_{X_i}} \cdot \frac{(x_j - \mu_{X_j})}{\sigma_{X_j}} \cdot f_{X_i X_j}(x_i, x_j) dx_i dx_j \quad (4.58)$$

Utilizando o modelo de Nataf, dado pela Equação (4.57), esta expressão se reduz a:

$$\rho_{X_{ij}} = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{(x_i - \mu_{X_i})}{\sigma_{X_i}} \cdot \frac{(x_j - \mu_{X_j})}{\sigma_{X_j}} \cdot \Phi_2(z_i, z_j, \rho_{Z_{ij}}) \cdot \frac{f_{X_i}(x_i) \cdot f_{X_j}(x_j)}{\Phi(z_i) \cdot \Phi(z_j)} dx_i dx_j$$

$$\rho_{X_{ij}} = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} z_i \cdot z_j \cdot \Phi_2(z_i, z_j, \rho_{Z_{ij}}) dz_i dz_j \quad (4.59)$$

Esta expressão (4.59) permite calcular $\rho_{Z_{ij}}$ em função do $\rho_{X_{ij}}$ conhecido, de forma a se construir a matriz de correlação equivalente. O modelo de Nataf (4.57) e a Equação (4.59) são válidos quando a função de distribuição acumulada $F_{X_i}(x_i)$ é contínua e estritamente crescente na Equação (4.52) e quando o valor de $\rho_{Z_{ij}}$ estiver compreendido entre -1 e $+1$.

Como a diferença entre ρ_Z e ρ_X é pequena, a segunda condição é satisfeita em quase todas as situações de interesse prático. A avaliação do coeficiente ρ_Z através da expressão (4.59) é feita de forma iterativa, o que pode ser bastante custoso.

De acordo com Beck (2008), o princípio da aproximação normal e o modelo de Nataf permitem a obtenção de um conjunto de variáveis aleatórias Z correlacionadas, com distribuição normal padrão multivariada. Para aproveitar as propriedades de simetria da distribuição normal padrão multivariada é necessário eliminar a correlação entre as variáveis Z .

Buscamos uma transformação linear na forma $Y = A^T \cdot Z$, em que A é uma matriz a ser determinada e Y é um conjunto de variáveis aleatórias independentes e com distribuição normal padrão multivariada. Note-se que a matriz de covariância em Y é dada por:

$$C_Y = Cov[Y, Y^T]$$

$$C_Y = Cov[A^T \cdot Z, Z^T \cdot A]$$

$$C_Y = A^T \cdot Cov[Z, Z^T] \cdot A$$

$$C_Y = A^T \cdot C_Z \cdot A \quad (4.60)$$

Se A é a matriz ortogonal cujas colunas são formadas pelos autovetores de C_Z , então a multiplicação na Equação (4.60) produz a matriz dos autovalores de C_Z :

$$C_Y = A^T \cdot C_Z \cdot A$$

$$C_Y = \Lambda = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \lambda_2 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \lambda_n \end{bmatrix} \quad (4.61)$$

Em que λ_i o i -ésimo autovalor da matriz C_Z . Note que a Equação (4.61) implica em que a variância das variáveis Y resultantes desta transformação seria diferente da unidade, e igual à raiz quadrada dos respectivos autovalores ($\sigma^2_{Y_i} = \lambda_i$). Isto não é conveniente, pois exigiria mais uma transformação adicional, buscamos A tal que $A^T \cdot C_Z \cdot A$ seja igual à matriz identidade. A matriz de transformação desejada é:

$$A = \bar{A} \cdot \Lambda^{-1/2} \quad (4.62)$$

Em que \bar{A} é matriz ortogonal cujas colunas são os autovetores de C_Z e a matriz diagonal das inversas das raízes quadradas dos autovalores de C_Z é:

$$\Lambda^{-1/2} = [(\lambda_i)^{-1/2}] = [1/\sigma_{Y_i}] \quad (4.63)$$

Portanto,

$$\begin{aligned} C_Y &= A^T \cdot C_Z \cdot A \\ C_Y &= (\bar{A} \cdot \Lambda^{-1/2})^T \cdot C_Z \cdot (\bar{A} \cdot \Lambda^{-1/2}) \\ C_Y &= (\Lambda^{-1/2})^T \cdot (\bar{A}^T \cdot C_Z \cdot \bar{A}) \cdot \Lambda^{-1/2} \\ C_Y &= (\Lambda^{-1/2})^T \cdot \Lambda \cdot \Lambda^{-1/2} \\ C_Y &= I \end{aligned} \quad (4.64)$$

Para a transformação procurada $Y = A^T \cdot Z$, as matrizes Jacobianas são:

$$\begin{aligned} J_{yz} &= A^T = (\bar{A} \cdot \Lambda^{-1/2})^T \\ J_{zy} &= (A^T)^{-1} = (\Lambda^{1/2} \cdot \bar{A})^T \end{aligned} \quad (4.65)$$

E as transformações de $Z \rightarrow Y$ e inversa são:

$$\begin{aligned} y &= J_{yz} \cdot z \\ z &= J_{zy} \cdot y \end{aligned} \quad (4.66)$$

4.2.3 Medidas de Sensibilidade: Fator de Importância

Segundo Albuquerque Júnior (2012), o método analítico FORM fornece, além da probabilidade de falha, outras medidas de grande importância para análises práticas de confiabilidade. Estas medidas são conhecidas como medidas de sensibilidade. Existem várias medidas de sensibilidade, em que a principal delas é o fator de importância, conforme Albuquerque Júnior. O fator de importância de cada variável aleatória X envolvida na análise de confiabilidade é definido por:

$$I_x = \alpha_x^2 \quad (4.67)$$

Em que α_x representa um coeficiente de sensibilidade da probabilidade de falha em relação à variável X_i , e, portanto, em relação à variável aleatória X_i . Segundo Beck (2008), se o valor de α_x^2 é pequeno, em relação à unidade $\sum \alpha_x^2 = 1$, a variável X_i tem pouca influência na probabilidade de falha da estrutura, e pode até ser eliminada (substituída por um valor determinístico). Esta informação é muito importante pois permite reduzir a dimensão do problema através da eliminação de variáveis sem importância.

Os fatores de importância indicam qual é a importância relativa de cada variável no valor final da probabilidade de falha. As variáveis com fator de importância baixo podem ser consideradas como determinísticas na análise. Somente as variáveis com fatores de importância altos que efetivamente contribuem para a probabilidade de falha. Assim, para melhorar um projeto, por exemplo, um investimento maior deveria ser feito sobre estas variáveis, de acordo com Albuquerque Júnior (2012).

De fato, Teixeira et al (2019), em seu artigo, realizou um estudo paramétrico na avaliação da probabilidade de colapso de dutos corroídos sobre pressão hidrostática e através da análise de sensibilidade para diferentes medidas de corrosão pôde quantificar e identificar a contribuição relativa (ou importância) de cada variável aleatória do problema no índice de confiabilidade ou estado limite. Teixeira et al (2019) concluíram que a importância relativa da variável aleatória para o nível de segurança é quantificada pela magnitude de seu fator de sensibilidade (ou importância).

4.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE MONTE CARLO

De acordo com Beck (2008), simulação é uma forma de experimentação numérica. Segundo Rubinstein e Kroese (2017), é uma técnica numérica para realizar experimentos em computador, com base em modelos lógicos e modelos matemáticos, de modo a descrever o comportamento de sistemas econômicos e de administração ao longo de um determinado período de tempo. É o nome dado a simulação que envolve a utilização de números aleatórios.

A simulação é uma técnica que permite a solução de problemas muito complexos. Tem sido muito utilizada para prever o comportamento a longo prazo de sistemas complexos de qualquer natureza. Na simulação, não há limite no número de variáveis do problema ou na complexidade de modelo, resolvendo-se com a mesma

facilidade problemas com poucas ou com muitas variáveis. O nome é uma referência à cidade de Monte Carlo, no principado de Mônaco.

Em termos de análise estrutural, a simulação pode ser entendida como uma forma de simular numericamente um experimento que na prática não é realizável devido ao custo de construção de estruturas de experimento, limitação de uso de modelo em escala entre outros. Este experimento consiste em testar a estrutura para todas as combinações possíveis de resistências e de ações, sendo estas variáveis aleatórias e/ou processos estocásticos.

Na área de análise estrutural, o método de simulação de Monte Carlo é muito utilizado como último recurso, quando os demais métodos analíticos falham ou quando se quer verificar soluções analíticas aproximadas. Como advento da capacidade dos computadores, a simulação de Monte Carlo tem conquistado mais espaço, devido à sua robustez e simplicidade. Técnicas de amostragem inteligente tem permitido a aplicação da simulação a problemas de baixa probabilidade de falha, importante uma vez que a probabilidade de falha de sistemas estruturais é muito pequena.

Conforme Equação (4.14), a determinação da probabilidade de falha de um componente ou sistema estrutural envolve uma integral sobre o domínio de falha D_f da função de densidade de probabilidade conjunta $f_{\mathbb{X}}(x)$, segundo Beck (2008):

$$P_f = \int_{D_f} f_{\mathbb{X}}(x) dx \quad (4.68)$$

O domínio de falha pode ser representado por uma única Equação de estado limite ou por qualquer combinação de estados limites em série e/ ou paralelo:

$$D_f = \bigcup_{i=1}^n D_{f_i} \text{ (série)}$$

$$D_f = \bigcap_{i=1}^n D_{f_i} \text{ (paralelo)}$$

Usando uma função indicadora:

$$I[x] = 1 \text{ se } x \in D_f \text{ (falha)}$$

$$I[x] = 0 \text{ se } x \notin D_f \text{ (sobrevivência)}$$

Assim a integral da Equação (4.68) sobre todo o domínio fica:

$$P_f = \int_{\Omega} I[x] \cdot f_{\mathbb{X}}(x) dx \quad (4.69)$$

De acordo com a Equação (3.13), esta expressão corresponde ao valor esperado da função indicadora $I[D_f]$. Portanto, o valor esperado da probabilidade de falha pode ser estimado, com base em uma amostra de tamanho finito, através da Equação:

$$\overline{P_f} = \overline{I[x]} = \frac{1}{n_{si}} \cdot \sum_{i=1}^{n_{si}} I[x_i] \quad (4.70)$$

Em que a barra acima indica uma estimativa e n_{si} é o número de simulações. Sabendo do conceito de função de falha pela Equação (4.18), e dos valores apresentados pela função indicadora, pode-se simplificar a Equação (4.70) da seguinte forma:

$$\overline{P_f} = \overline{P\{G \leq 0\}} = \frac{N(\{G \leq 0\})}{n_{si}} \quad (4.71)$$

Em que o numerador indica o número de simulações em que houve falha. Este procedimento é um estimador não tendencioso da probabilidade de falha, é um resultado baseado em uma amostra de tamanho finito n_{si} , e, portanto, está sujeito a um erro estatístico que corresponde à variância de $I[x]$. Assim, a variância será obtida através de:

$$Var[\overline{P_f}] = \frac{1}{(n_{si} - 1)} \cdot \sum_{i=1}^{n_{si}} (I[x_i] - \overline{P_f})^2 \quad (4.72)$$

A variância de $\overline{P_f}$ corresponde à incerteza ou erro estatístico da simulação. A Equação (4.72) mostra que esta incerteza diminui à medida que aumenta o número de simulações n_{si} , convergindo à zero com $n_{si} \rightarrow \infty$. A variância de $\overline{P_f}$ depende ainda da ordem de grandeza da probabilidade de falha exata P_f . Quanto menor a probabilidade de falha, maior o número de simulações necessárias para se obter uma mesma variância. A Equação (4.72) permite estimar o número de simulações necessárias para manter o erro abaixo de determinado limite.

Uma regra geral para a definição da amostra, considerando um nível de confiança k é:

$$n_{si} > \frac{-\ln[1 - k]}{P_f} \quad (4.73)$$

Exemplo, para um nível de confiança de $k = 95\%$ e $P_f = 10^{-3}$, esta regra resulta num tamanho de amostra $n_{si} > 3000$.

A probabilidade de falha em problemas de confiabilidade estrutural é tipicamente muito pequena (da ordem de 10^{-3} a 10^{-6}). Isto significa que, em geral, o número de simulações necessárias para se atingir alguns poucos pontos no domínio de falha é muito grande. Isto leva também a uma grande variância dos resultados.

5 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Para Motta (2015), os procedimentos para análises baseadas no MEF para a solução de problemas não lineares de grande escala se tornaram bastante consistentes e bem estabelecidos. Através destes são obtidas simulações mais realistas, que consideram uma relação não linear entre o carregamento e os deslocamentos. De fato, segundo Sobral (2019), o MEF tende a apresentar resultados mais precisos, é uma forma mais rápida e econômica quando comparado com experimentos laboratoriais, contudo tem um elevado custo computacional.

De acordo com, Bai e Bai (2005), o MEF é um método em que um sistema físico, como um componente de engenharia ou estrutura, é dividido em pequenas sub-regiões/elementos. Cada elemento é uma unidade simples essencial no espaço para o qual o comportamento pode ser calculado por uma função de forma interpolada a partir dos valores nodais do elemento. De tal forma que a continuidade entre os elementos tende a ser mantida no conjunto.

Segundo Bai e Bai (2005), conectando as funções de forma para cada elemento, monta-se uma função de aproximação para todo o sistema físico. Na formulação do MEF, o princípio do trabalho virtual, juntamente com as funções de forma estabelecidas, é utilizado para transformar as equações diferenciais de equilíbrio em equações algébricas. Em poucas palavras, o MEF, segundo Bai e Bai (2005), pode ser definido como um Método de Rayleigh-Ritz no qual o campo aproximado é interpolado de forma fragmentada a partir dos graus de liberdade que são valores nodais do campo.

Desta forma, segundo (Bai e Bai, 2005), a seção de tubulação modelada é sujeita à pressão, força longitudinal e flexão com o objetivo de provocar falha do tubo. O padrão de deformação na falha introduzirá não linearidade geométrica e material. A não linearidade do fenômeno de flambagem/colapso torna as análises de elementos finitos superiores às expressões analíticas para estimar a capacidade de resistência

De acordo com Motta (2015), no MEF o domínio do problema é dividido, ou discretizado, em subdomínios, chamados elementos. Cada elemento é formado por um conjunto de nós e funções de interpolação. As formas das funções de interpolação, chamadas de funções de forma, e o número de funções em um elemento definem diferentes tipos de elementos. Ainda segundo Motta (2015), na maior parte das análises estruturais não lineares o carregamento é feito em passos de carga, assim o

problema é resolvido de forma incremental, e as equações para cada incremento de carga são resolvidas de forma iterativa.

Conforme Motta (2015), a solução incremental de cada passo é usada como o ponto inicial do procedimento iterativo, para o próximo incremento de carga. Um bom ponto inicial melhora significativamente, e até viabiliza, a convergência do procedimento iterativo. Assim, o procedimento da análise não linear utilizado é dito incremental e iterativo.

5.1 CORDUT

Este capítulo tem por objetivo apresentar o Cordut, a ferramenta computacional utilizada na análise não linear de dutos pelo MEF. O Cordut contém a sequência de ações para promover a solução e modelagem do problema, para obtenção da pressão de colapso de dutos ovalizados com defeitos de corrosão. O recurso foi desenvolvido pelo grupo Processamento de Alto Desempenho em Mecânica Computacional (PADMEC), do Instituto de Pesquisa em Petróleo e Energia (LITPEG) da Universidade Federal de Pernambuco (UFPE). A linguagem de programação é em Python.

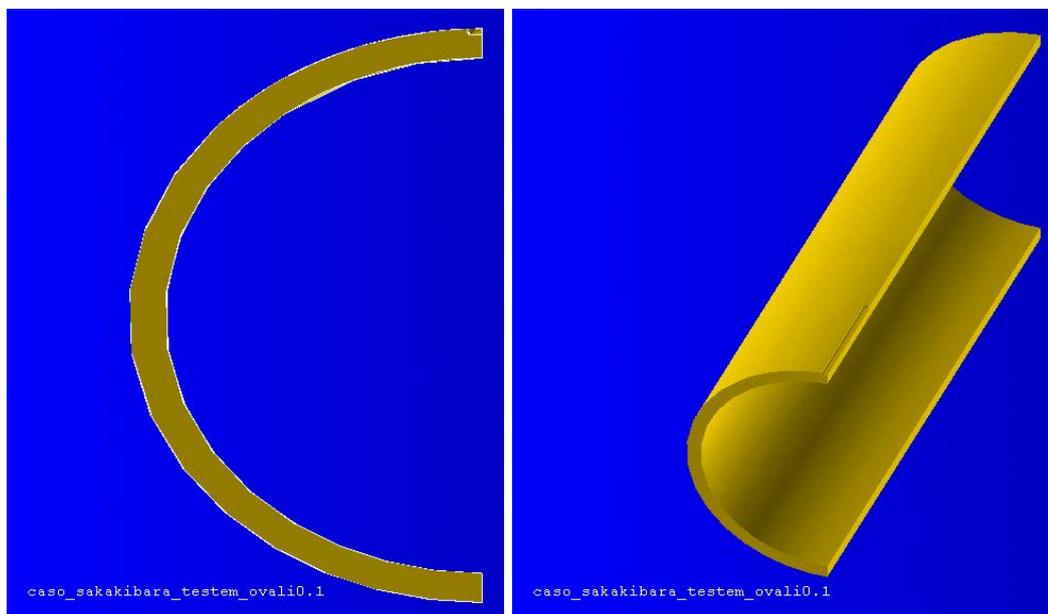
O pacote de algoritmos do Cordut é desenvolvido para ser inserido os dados de entrada, tais como dimensões geométricas dos dutos e dos defeitos de corrosão, fator de ovalização, carregamentos aplicados, propriedades do material entre outros. Em seguida, a partir desses dados, arquivos de entrada, com extensão *.dat*, são criados e enviados para outros *softwares*, que é o caso do PATRAN (de MSC Software, 2020), utilizado para fazer a geração do modelo geométrico e de elementos finitos (malha). E o ANSYS (2020) que faz a análise não linear do problema, retorna os arquivos de resultados de onde o valor da pressão de colapso é extraído. Há também outros dados de saída tais como deslocamentos e tensões.

Na geração da ovalização no modelo foram implementados, no pacote de algoritmos do Cordut, dois fatores de ovalização apresentados no capítulo 2 desta dissertação: o Motta (2021) e o Karadeniz (2001). O modelo é inicialmente gerado como cilindro e posteriormente é ovalizado através de transformações nas coordenadas dos nós, ver Figuras 27 e 28. O Cordut pode ser utilizado em diversas estruturas tais como dutos rígidos e flexíveis.

A simetria é considerada na análise do problema, desta forma é modelada um quarto do duto com defeito de corrosão no PATRAN (de MSC Software, 2020), para

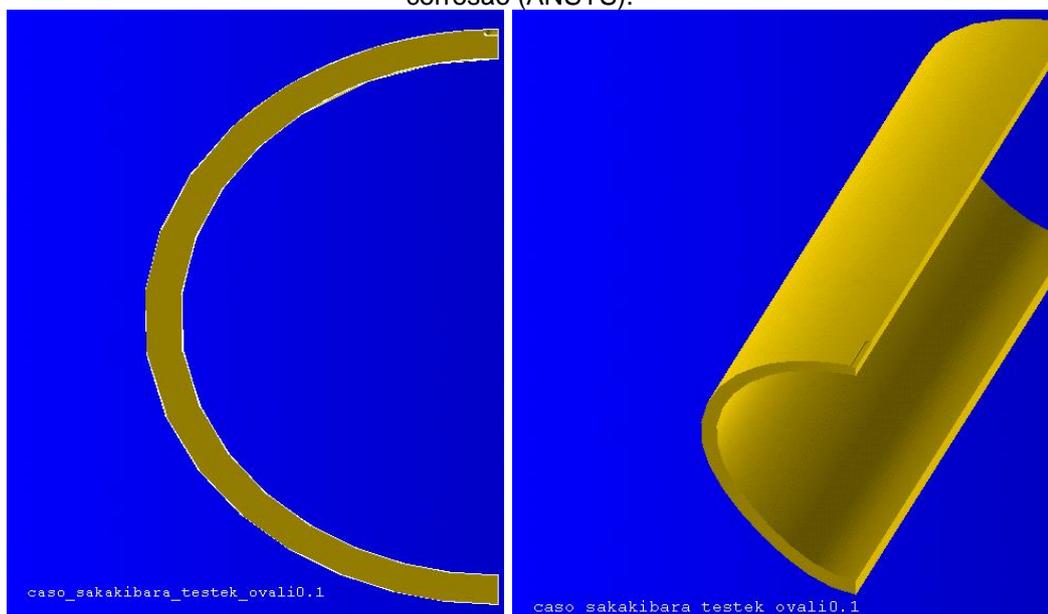
ser executada no ANSYS (2020). Ambos os *softwares* possuem recursos gráficos para apresentar a visualização do comportamento da estrutura.

Figura 27 - Duto ovalizado com fator de ovalização proposto por Motta (2021) com defeito de corrosão (ANSYS).



Fonte: Autor (2022).

Figura 28 - Duto ovalizado com fator de ovalização proposto por Karadeniz (2001) com defeito de corrosão (ANSYS).

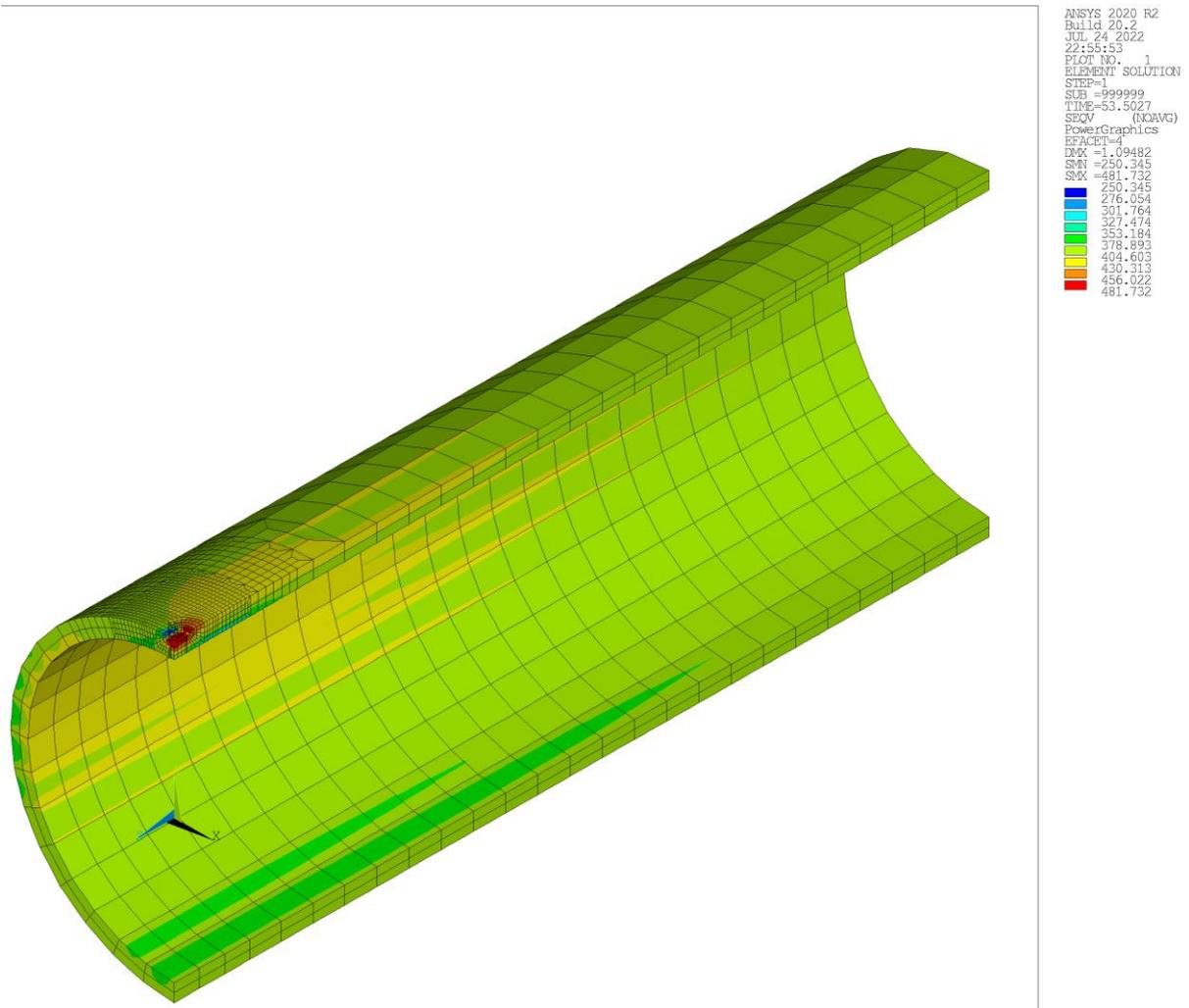


Fonte: Autor (2022).

O Cordut considera como critério de falha o momento em que a tensão de *Von Mises* última do material é atingida ou quando o incremento na pressão é menor que

0,01 MPa. Nestes casos, é considerada falha por instabilidade ou colapso. Segundo Motta (2015), o critério de *Von Mises* é o mais indicado para materiais metálicos, devido à boa concordância com os resultados experimentais, e em termos de continuidade da superfície de escoamento, ver Figura 29.

Figura 29 - Malha de elementos finitos e distribuição de tensões de duto ovalizado com defeitos (ANSYS).



Fonte: Autor (2022).

6 RESULTADOS

Nos casos a seguir, os valores de pressão de colapso (falha) são obtidos por procedimento computacional: o primeiro, a programação das equações semiempíricas, apresentadas no capítulo 2 desta dissertação que são Netto (2010), DNV-OS-F101 (2013), Klever e Tamano (2006) e Bai e Bai (2005), no *software* Matlab. O segundo, a análise não linear, usando o método dos elementos finitos (MEF) no Cordut.

6.1 VALIDAÇÃO

A validação foi realizada em duas etapas: a primeira entre os resultados da programação das equações semiempíricas, no Matlab, os resultados da análise não linear, no Cordut, com os resultados de uma série de experimentos de colapso de dutos publicados por Sakakibara *et al* (2009), mencionados nos estudos de Netto (2010). A segunda etapa entre os resultados da programação das equações semiempíricas, no Matlab, com os resultados da análise não linear, no Cordut.

Na Tabela 6, são apresentados os valores dos parâmetros geométricos do duto e do defeito de corrosão de cada experimento realizado por Sakakibara *et al* (2009), ordenados do 1 ao 10. Os parâmetros geométricos estão dispostos nas colunas do 2 ao 8 para cada experimento. Na coluna 2, o diâmetro do duto D em polegadas; a seguir, a espessura do duto t em polegadas; na coluna 4, a razão D/t . Na coluna 5, o fator de ovalização f_o ; na coluna 6, a excentricidade da parede do duto Ξ . Na coluna 7, a variável normalizada d/t ; na coluna 8, a largura em função do diâmetro $c/\pi \cdot D$, esta sentença pode ser visualizada na formulação semiempírica do Netto (2010) no capítulo 2 desta dissertação.

Tabela 6 - Valores dos parâmetros geométricos dos experimentos de colapso de dutos publicados por Sakakibara *et al* (2009).

| Experimento | D (in) | t (in) | D/t | f_o (%) | Ξ (%) | d/t | $c/\pi \cdot D$ |
|-------------|----------|----------|-------|-----------|-----------|--------|-----------------|
| 1 | 2,0052 | 0,1073 | 18,69 | 0,09 | 2,24 | 0,1985 | 0,0166 |
| 2 | 2,0021 | 0,1072 | 18,68 | 0,10 | 2,06 | 0,2136 | 0,0277 |
| 3 | 2,0021 | 0,1073 | 18,66 | 0,12 | 2,42 | 0,2237 | 0,0555 |
| 4 | 2,0046 | 0,1068 | 18,77 | 0,15 | 2,16 | 0,2004 | 0,0833 |
| 5 | 2,0041 | 0,1077 | 18,61 | 0,20 | 2,55 | 0,2145 | 0,1111 |
| 6 | 2,0060 | 0,1067 | 18,80 | 0,10 | 2,56 | 0,1275 | 0,0833 |
| 7 | 2,0046 | 0,1068 | 18,77 | 0,15 | 2,16 | 0,2004 | 0,0833 |
| 8 | 2,0076 | 0,1070 | 18,76 | 0,13 | 2,20 | 0,2888 | 0,0833 |
| 9 | 2,0074 | 0,1073 | 18,71 | 0,17 | 2,57 | 0,4005 | 0,0833 |
| 10 | 1,9979 | 0,0951 | 21,01 | 0,17 | 1,37 | 0,256 | 0,0166 |

Fonte: Adaptado do Netto (2010).

Sakakibara *et al* (2009) dividiu os valores apresentados pela Tabela 6 em dois grupos, de acordo com a razão D/t : o primeiro, experimento 1 a 9, com razão D/t igual a 19, e o segundo, experimento 10, com D/t igual a 21. Esta separação está relacionada com as propriedades mecânicas do duto, como a tensão de escoamento, que para o primeiro grupo de experimentos é σ_y igual a 266 MPa, e para o segundo grupo é 212 MPa.

Sakakibara *et al* (2009) utilizou nos experimentos de colapso dutos que possuem diâmetro D em torno de 2 polegadas, sem junta (ou sem emenda). De acordo com a Tabela 5-5 Fator de fabricação máximo da DNV-OS-F101 (2013), na Seção 5 Projeto, Subseção C Formato do projeto dutos sem emenda (*seamless*) o $\alpha_{fab} = 1,00$, e considerou os defeitos de corrosão longos e estreitos, ou seja, de acordo com Netto (2010), o comprimento do defeito l é igual a $10 \cdot D$.

Como visto anteriormente estes parâmetros são variáveis independentes nas formulações semiempíricas para a determinação da pressão de colapso de dutos. E, foram inseridos, como valores de entrada, no Matlab.

6.1.1 Erro relativo

A primeira etapa de validação foi tomada através dos resultados fornecidos pela implementação das equações semiempíricas no Matlab e os resultados da análise não linear no Cordut, com os resultados de uma série de experimentos de colapso de dutos publicados por Sakakibara *et al* (2009).

Portanto, consistiu na construção do cálculo do erro relativo $|e_r|$, expresso em %, que é definido como a razão entre o absoluto da diferença entre a pressão de

colapso da formulação semiempírica analisada e o valor de referência, representado pela pressão de colapso experimental, publicado por Sakakibara *et al* (2009), pelo valor de referência, que pode ser visualizado na Eq. (5.6) a seguir:

$$|e_r| = \frac{|P_{COR} - \hat{P}_{COR}|}{\hat{P}_{COR}} \quad (5.6)$$

Onde, P_{COR} é a pressão de colapso da formulação semiempírica analisada, \hat{P}_{COR} é a pressão de colapso experimental. Na Tabela 7 a seguir, tem-se o erro relativo para cada formulação semiempírica analisada, desde a coluna 3 até a 6, com relação ao valor experimental, a coluna 2. Na coluna 3, $|e_r|P_{COR,Netto}$ é o erro relativo para a formulação do Netto (2010). Na coluna 4, $|e_r|P_{COR,DNV}$ o erro relativo para a formulação do DNV-OS-F101 (2013), nas colunas seguintes $|e_r|P_{COR,KT}$ e $|e_r|P_{COR,BB}$ os erros relativos para as formulações do Klever e Tamano (2006) e Bai e Bai (2005) respectivamente.

A Tabela 7 apresenta, também, os resultados da análise não linear no Cordut, nas colunas 7 e 8, separando por metodologia quanto ao fator de ovalização. O erro relativo para o modelo proposto por Motta (2021), ou $|e_r|P_{COR,MEF,M}$ na coluna 7, e $|e_r|P_{COR,MEF,K}$ o erro relativo para o modelo proposto por Karadeniz (2001) na coluna 8. Os valores de entrada no Cordut foram os mesmos valores da Tabela 6, utilizados na série de testes experimentais do Sakakibara *et al* (2009).

Tabela 7 - Erro relativo entre pressão de colapso para cada formulação semiempírica e análise não linear com relação à pressão de colapso experimental

| Experimento | \hat{P}_{COR} (MPa) | $ e_r P_{COR,Netto}$ | $ e_r P_{COR,DNV}$ | $ e_r P_{COR,KT}$ | $ e_r P_{COR,BB}$ | $ e_r P_{COR,MEF,M}$ | $ e_r P_{COR,MEF,K}$ |
|-------------|--------------------------|----------------------|--------------------|-------------------|-------------------|----------------------|----------------------|
| 1 | 27,08 | 8,6% | 18,1% | 14,8% | 26,3% | 18,2% | 18,3% |
| 2 | 25,48 | 7,0% | 15,0% | 11,1% | 24,6% | 17,6% | 17,1% |
| 3 | 24,79 | 10,6% | 14,4% | 9,7% | 25,6% | 11,9% | 11,4% |
| 4 | 24,66 | 11,5% | 12,3% | 7,0% | 25,0% | 9,4% | 9,4% |
| 5 | 24,06 | 13,6% | 12,3% | 5,6% | 27,7% | 9,6% | 9,0% |
| 6 | 26,93 | 10,2% | 10,5% | 7,1% | 18,6% | 9,8% | 9,3% |
| 7 | 24,66 | 11,5% | 12,3% | 7,0% | 25,0% | 9,4% | 9,4% |
| 8 | 21,70 | 12,0% | 13,6% | 6,2% | 27,6% | 14,3% | 14,0% |
| 9 | 19,91 | 23,0% | 33,3% | 13,8% | 45,8% | 9,4% | 8,8% |
| 10 | 19,75 | 0,7% | 29,6% | 23,3% | 42,8% | 11,1% | 10,1% |

Fonte: Autor (2022).

O erro relativo médio para a formulação do Netto (2010) foi de 12,4%, apresentando uma boa aproximação com os resultados experimentais. O erro relativo médio da norma da DNV-OS-F101 (2013) ficou em 17,1% o da formulação do Bai e

Bai (2005) ficou em 28,8%. Já o erro relativo médio para a formulação do Klever e Tamano (2006) ficou em 10,6%. A Tabela 7 fornece também o erro relativo médio para o MEF, o modelo do Motta (2021) ficou em 12,1% e o do Karadeniz (2001) ficou em 11,7%, resultados próximos da formulação do Netto (2010).

Matematicamente, os resultados da pressão de falha de cada formulação semiempírica com os resultados experimentais obtiveram uma boa consistência entre si. Apresentando um erro relativo médio para as quatro formulações de 16,8%. Por exemplo, considerando o experimento 6, o erro relativo entre a média dos valores de pressão de colapso para as quatro formulações e o respectivo valor de pressão de colapso experimental foi de 11,6%, um resultado próximo.

Por outro lado, na segunda etapa da validação quando comparado os resultados obtidos pelo MEF, quanto ao fator de ovalização propostos por Motta (2021) e por Karadeniz (2001), Tabelas 8 e 9. Observou-se uma abordagem menos conservadora do Cordut com relação às formulações semiempíricas. Na Tabela 8, $P_{COR,MEF,M}$ é a pressão de colapso (falha) pelo MEF para o modelo do Motta (2021); os $|e_r|P_{COR,Netto}$, $|e_r|P_{COR,DNV}$, $|e_r|P_{COR,KT}$ e $|e_r|P_{COR,BB}$ são os erros relativos para as formulações do Netto (2010), DNV-OS-F101 (2013), Klever e Tamano (2006) e Bai e Bai (2005), respectivamente.

Tabela 8 - Erro relativo entre pressão de colapso para cada formulação semiempírica com relação à pressão de colapso pelo MEF para o modelo de Motta (2021).

| Experimento | $P_{COR,MEF,M}$ (MPa) | $ e_r P_{COR,Netto}$ | $ e_r P_{COR,DNV}$ | $ e_r P_{COR,KT}$ | $ e_r P_{COR,BB}$ |
|-------------|--------------------------|----------------------|--------------------|-------------------|-------------------|
| 1 | 32,02 | 22,7% | 30,7% | 27,9% | 37,7% |
| 2 | 29,96 | 20,9% | 27,7% | 24,4% | 35,9% |
| 3 | 27,75 | 20,1% | 23,5% | 19,3% | 33,6% |
| 4 | 26,99 | 19,1% | 19,8% | 15,0% | 31,4% |
| 5 | 26,39 | 21,2% | 20,0% | 13,9% | 34,1% |
| 6 | 29,59 | 18,3% | 18,5% | 15,4% | 25,9% |
| 7 | 26,99 | 19,1% | 19,8% | 15,0% | 31,4% |
| 8 | 24,82 | 23,0% | 24,4% | 18,0% | 36,7% |
| 9 | 21,78 | 29,6% | 39,0% | 21,2% | 50,5% |
| 10 | 21,95 | 10,7% | 36,7% | 31,0% | 48,5% |

Fonte: Autor (2022).

Na Tabela 9, a seguir, o $P_{COR,MEF,K}$ é a pressão de colapso (falha) pelo MEF para o modelo de Karadeniz (2001); os $|e_r|P_{COR,Netto}$, $|e_r|P_{COR,DNV}$, $|e_r|P_{COR,KT}$ e $|e_r|P_{COR,BB}$ são os erros relativos para as formulações do Netto (2010), DNV-OS-F101 (2013), Klever e Tamano (2006) e Bai e Bai (2005), respectivamente.

Tabela 9 - Erro relativo entre pressão de colapso para cada formulação semiempírica com relação à pressão de colapso pelo MEF para o modelo de Karadeniz (2001).

| Experimento | $P_{COR,MEF,K}$ (MPa) | $ e_r P_{COR,Netto}$ | $ e_r P_{COR,DNV}$ | $ e_r P_{COR,KT}$ | $ e_r P_{COR,BB}$ |
|-------------|--------------------------|----------------------|--------------------|-------------------|-------------------|
| 1 | 32,05 | 22,8% | 30,8% | 28,0% | 37,7% |
| 2 | 29,83 | 20,5% | 27,4% | 24,0% | 35,6% |
| 3 | 27,63 | 19,7% | 23,2% | 19,0% | 33,2% |
| 4 | 26,98 | 19,1% | 19,8% | 15,0% | 31,4% |
| 5 | 26,24 | 20,7% | 19,6% | 13,4% | 33,7% |
| 6 | 29,44 | 17,8% | 18,1% | 15,0% | 25,5% |
| 7 | 26,98 | 19,1% | 19,8% | 15,0% | 31,4% |
| 8 | 24,75 | 22,8% | 24,2% | 17,7% | 36,5% |
| 9 | 21,66 | 29,2% | 38,6% | 20,8% | 50,2% |
| 10 | 21,74 | 9,8% | 36,1% | 30,3% | 48,0% |

Fonte: Autor (2022).

De acordo com as Tabelas 8 e 9, o erro relativo médio dos resultados da pressão de colapso para o modelo de Netto (2010) com relação aos valores do MEF, considerando os dois modelos para o fator de ovalização estudados, ficou em 20%, o da norma do DNV-OS-F101 (2013) ficou em 26%, o modelo do Klever e Tamano (2006) ficou em 20% e do Bai e Bai (2005) ficou em 36%. A formulação pela norma da DNV-OS-F101 (2013) e o modelo de Bai e Bai (2005) se mostraram conservadores com relação ao MEF.

Estas formulações, DNV-OS-F101 (2013) e Bai e Bai (2005), consideram a espessura, como uma medida mínima no ponto onde ocorre a máxima profundidade do defeito de corrosão, ao longo do duto, portanto, um valor mais conservativo. Por outro lado, as formulações do Netto (2010) e do Klever e Tamano (2006) por utilizar uma medida de ajuste dos resultados numéricos sobre os resultados experimentais, e no caso do Klever e Tamano por ser uma revisão da norma ISO/ TR 10400 (2007) apresentam valores mais próximos dos resultados de uma série de testes experimentais.

6.2 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

O problema, proposto por Teixeira *et al* (2019), se trata de uma análise de confiabilidade de dutos ovalizados e com defeitos de corrosão sujeitos à pressão hidrostática externa (dutos submarinos) será aqui aplicado. A ovalização é considerada neste problema em duas situações: na primeira, nos dados utilizados por Teixeira *et al* (2019), e na segunda, numa série de testes experimentais conforme Sakakibara *et al* (2009), Tabela 6.

A definição do problema é descrita pela função de estado limite, ou função de falha, definida na Eq. (4.18), que para o caso estudado é representada por:

$$g(\mathbf{X}) = p_c - p_{ext} \quad (5.1)$$

Em que, p_c é a pressão externa de colapso do duto corroído (resistência), e a p_{ext} é a pressão hidrostática do ambiente de entorno (solicitação). As variáveis aleatórias utilizadas na definição do problema foram a tensão de escoamento, a pressão interna de operação, diâmetro, espessura e ovalização do duto.

Além destas, os parâmetros relacionados com os defeitos de corrosão, como a profundidade, largura e comprimento do defeito. Segundo Teixeira *et al* (2019), esses parâmetros foram adotados utilizando mecanismo de inspeção, como o *pig*.

Desta forma, pode-se reescrever a Equação (5.1) considerando os diferentes modelos semiempíricos (do capítulo 2) a seguir:

1) Netto (2010):

$$g(p_{ext}, t, D, f_o, \sigma_y, d, c, l) = X_{c,Netto}(d/t) \cdot p_{c,intact}(t, D, f_o, \sigma_y) \cdot R_{Netto}(d, c, l, t, D) - p_{ext} \quad (5.2)$$

2) DNV-OS-F101 (2013):

$$g(p_{ext}, t, D, f_o, \sigma_y, d) = X_{c,DNV}(d/t) \cdot p_{c,DNV}(t - d, D, f_o, \sigma_y) - p_{ext} \quad (5.3)$$

3) Klever e Tamano (2006):

$$g(p_{ext}, t, D, f_o, \sigma_y, d) = X_{c,KT}(d/t) \cdot p_{c,KT}(t - d, D, f_o, \sigma_y) - p_{ext} \quad (5.4)$$

4) Bai e Bai (2005):

$$g(p_{ext}, t, D, f_o, \sigma_y, d) = X_{c,BB}(d/t) \cdot p_{c,BB}(t - d, D, f_o, \sigma_y) - p_{ext} \quad (5.5)$$

Como visto anteriormente, as variáveis são parâmetros na determinação da pressão de colapso (falha) de dutos para as formulações semiempíricas acima, Eq. (5.2) a (5.5), são definidas a seguir:

Geometria do defeito: Parâmetros associados com a dimensão do defeito, são expressos em milímetros (mm): a profundidade máxima de corrosão d , o comprimento máximo de corrosão l e a largura máxima da corrosão c .

Geometria do duto: Parâmetros associados com a dimensão do duto, ou seu formato, são expressos em milímetros (mm), e no caso da ovalização, adimensional: o diâmetro externo do duto D , a espessura média da parede do duto t , a ovalização f_o .

Propriedades do material do duto: O parâmetro associado ao material do duto é a tensão de escoamento σ_y , expressa em MPa.

Carregamento externo (solicitação): A variável associada com a pressão hidrostática externa no duto p_{ext} , define a solicitação para a função de falha Eq. (5.1) expresso em MPa.

Fatores de incerteza dos modelos semiempíricos: A variável denominada de fator de incerteza do modelo para a variável normalizada $Xc(d/t)$. Teixeira *et al* (2019), em seu trabalho, utiliza os fatores de incerteza global do modelo com o objetivo de ajustar as estimativas de pressão de colapso dos modelos semiempíricos com os resultados experimentais e avaliar a incerteza do modelo. Este objetivo é representado através da razão entre a pressão de colapso do duto experimental e a pressão de colapso do duto de cálculo, para cada formulação semiempírica Netto (2010), DNV-OS-F101 (2013), Klever e Tamano (2006) e Bai e Bai (2005).

Ainda, conforme Teixeira *et al* (2019), a diferença entre a pressão de colapso dos modelos semiempíricos e os resultados experimentais tende a aumentar com o aumento da profundidade do defeito de corrosão. Diante disso, Teixeira *et al* (2019) implementou o fator de incerteza do modelo para a variável normalizada de profundidade do defeito de corrosão d/t . O objetivo, neste caso, é calibrar o efeito de um defeito de corrosão local.

Desta forma, a falha da estrutura irá ocorrer quando a função de falha, Equação (5.1) ou de suas extensões, for menor ou igual a 0. Todos os cálculos relativos às formulações semiempíricas acima foram realizados utilizando o Matlab R2020a - Student Use, como também a análise de confiabilidade que envolve a construção de histogramas, cálculo das medidas de sensibilidade, estimativa da probabilidade de falha e índice de confiabilidade.

6.2.1 Análise de Confiabilidade

6.2.1.1 Probabilidade de falha e índice de confiabilidade

Esta etapa da validação dos cálculos consiste na análise de confiabilidade comparando com os resultados do Teixeira *et al* (2019). Para isto, os mesmos valores para as variáveis aleatórias e determinísticas do problema dos dutos são adotados na Tabela 10. Observe que as variáveis aleatórias são definidas pela sua função

distribuição de probabilidade que descreve o comportamento da variável contendo a média, o desvio padrão ou coeficiente de variação (CV), além do tipo de distribuição.

Tabela 10 - Variáveis aleatórias e determinísticas da análise de dutos por Teixeira *et al* (2019).

| Ordem | Variável Aleatória | pdf | Média | Desvio Padrão | CV (%) |
|-------|--------------------|----------------|------------|---------------|------------|
| 1 | d (mm) | Normal | 2,2 | 0,3902 | 17,7 |
| 2 | l (mm) | Normal | 168,0 | 9,505 | 5,7 |
| 3 | c (mm) | Normal | 91,0 | 10,0 | 11,0 |
| 4 | D (mm) | Normal | 304,8 | 0,3048 | 0,1 |
| 5 | t (mm) | Normal | 20,1 | 0,201 | 1,0 |
| 6 | σ_y (MPa) | Lognormal | 348,0 | 27,84 | 8,0 |
| 7 | f_o | Normal | 4,9 E -4 | 0,49 E-4 | 10,0 |
| 8 | p_{ext} (MPa) | Gumbel | 26,6 | 0,7980 | 3,0 |
| 9 | $X_c(d/t)$ | Normal | <i>var</i> | <i>var</i> | <i>var</i> |
| - | E (GPa) | Determinística | 200,0 | - | - |
| - | ν | Determinística | 0,32 | - | - |

Fonte: Adaptado do Teixeira *et al* (2019).

A utilização da distribuição gaussiana ou normal para parâmetros positivos não afeta a confiabilidade dos resultados, do ponto de vista físico, pois os CV destas variáveis são baixos, conforme apresentado na Tabela 10, e os resultados são próximos da distribuição lognormal. Além disso, a distribuição normal é recomendada pela DNV-OS-F101 (2013).

As variáveis da Tabela 10 são parâmetros de entrada para as formulações semiempíricas implementadas no Matlab, e os resultados obtidos: a probabilidade de falha e o índice de confiabilidade foram comparados com os valores do trabalho do Teixeira *et al* (2019) para validar a análise de confiabilidade para o problema de dutos, ver Tabela 11. Teixeira *et al* (2019) implementou em seu estudo uma simulação numérica mais precisa, para o Monte Carlo (MC), o MCIS.

Segundo Teixeira *et al* (2019), o MCIS (ou *Monte Carlo Importance Sampling*), é uma técnica em que a variância do estimador de probabilidade de falha é reduzida concentrando as amostras de simulação na região do espaço de variáveis aleatórias que mais contribuem para a probabilidade de falha. Desta forma, Teixeira *et al* (2019) conseguiu um número menor de amostras, $N = 1,0 \cdot E + 4$, porém com mais qualidade, ver Tabela 11.

Observe que o MC convencional deveria possuir um grande número de amostras para se obter uma mesma ordem de grandeza que a técnica do MCIS, mas do ponto de vista computacional e do tempo de processamento não é muito viável, com alto consumo da memória do computador e tempo elevado. Contudo, esta

dissertação executou o processamento com um número de amostras limitado a $N = 1,0 \cdot E + 6$. Os resultados da análise de confiabilidade são apresentados a seguir, na Tabela 11:

Tabela 11 - Resultados da análise de confiabilidade para validação do problema de dutos.

| Modelos Semiempíricos | Autor | | | | Teixeira <i>et al</i> (2019) | | | |
|----------------------------|------------------|----------|-----------|---------|------------------------------|---------|---------|---------|
| | MC (N = 1,0 E+6) | | FORM | | MCIS (N = 1,0 E+4) | | FORM | |
| | P_f | β | P_f | β | P_f | β | P_f | β |
| Netto | 0 | ∞ | 3,2836E-9 | 5,8016 | 6,10E-8 | 5,2900 | 7,04E-8 | 5,2600 |
| DNV | 0 | ∞ | 1,4880E-8 | 5,5428 | 4,84E-7 | 4,9000 | 5,29E-7 | 4,8800 |
| Klever and Tamano | 0 | ∞ | 8,3949E-8 | 5,2318 | 8,96E-8 | 5,2200 | 9,67E-8 | 5,2100 |
| Bai and Bai ⁽¹⁾ | 3,7 E-3 | 2,6816 | 3,7000E-3 | 2,6816 | - | - | - | - |

⁽¹⁾ Sem resultados para validar.

Fonte: Autor (2022).

A Tabela 11 apresenta os valores da probabilidade de falha e do índice de confiabilidade para cada formulação semiempírica comparando estes valores com os valores do Teixeira *et al* (2019) para os métodos do Monte Carlo (MC), *Monte Carlo Importance Sampling* (MCIS) e *First Order Reliability Method* (FORM). Os resultados observados pela Tabela 11 têm apresentado boa aproximação com os resultados do trabalho de Teixeira *et al* (2019) para o método FORM.

Os resultados observados pela Tabela 11, para o método FORM, as formulações semiempíricas do DNV-OS-F101 (2013) e do Bai e Bai (2005) se mostraram conservadoras, uma vez que propõem reduzir a espessura do duto em sua totalidade pela espessura remanescente do local de maior profundidade do defeito. Para observar resultados com mesma ordem de grandeza que o MCIS do Teixeira *et al* (2019) para o MC seria necessário processar valores elevados de amostras.

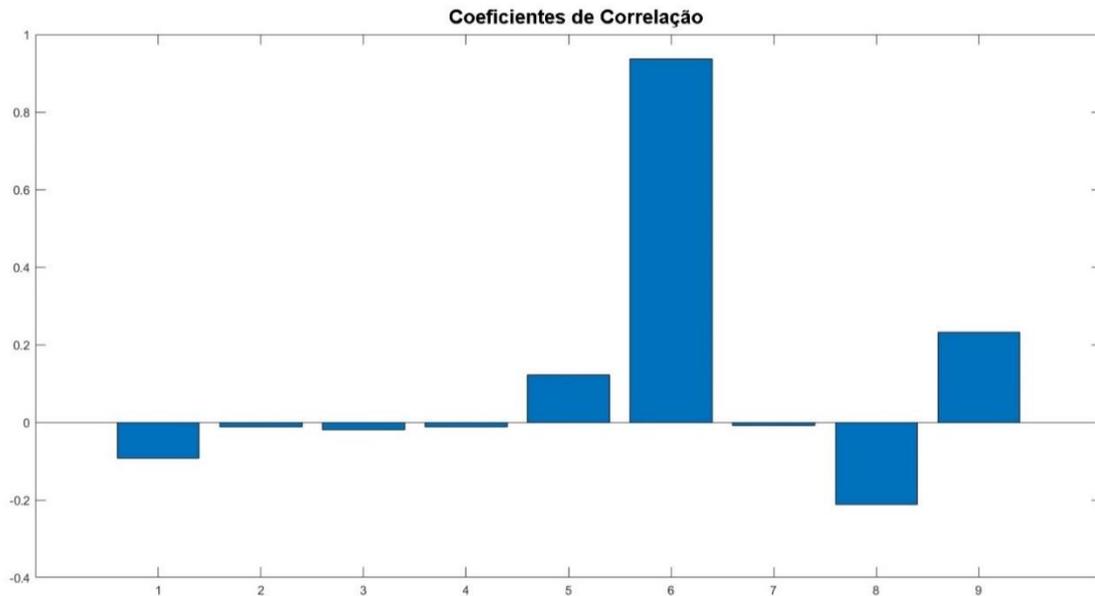
6.2.1.2 Fatores de sensibilidade

O primeiro fator de sensibilidade da análise de confiabilidade estudado neste trabalho é o coeficiente de correlação. Também chamado de coeficiente de Pearson, ou correlação linear, varia de -1 a $+1$, e procura explicar como uma variável dependente, pressão de colapso (falha), se comporta em um espaço em que outra variável independente, como a profundidade de corrosão, está variando. Este coeficiente não explica, por exemplo, a causa desta variabilidade, mas apenas quantifica a relação entre elas.

A Figura 30 mostra os valores dos coeficientes de correlação de cada variável aleatória da formulação semiempírica do Netto (2010) com relação à função de falha

da formulação semiempírica do Netto (2010), ou Eq. (5.2). O eixo X, da Figura 30, representa as variáveis aleatórias considerando a ordem pela Tabela 10. O eixo Y representa os valores dos coeficientes de correlação para cada variável aleatória da formulação semiempírica do Netto (2010).

Figura 30 - Fator de sensibilidade (Coeficiente de correlação linear) das variáveis aleatórias para o modelo de Netto (2010).



Fonte: Autor (2022).

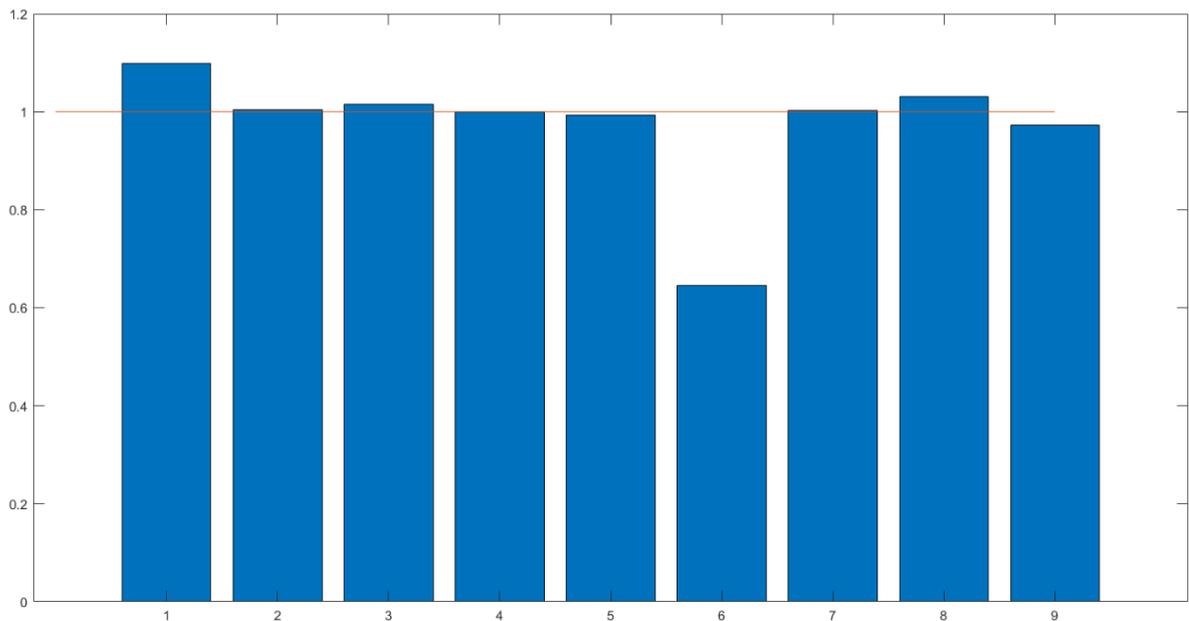
Considerando a ordenação das variáveis aleatórias pela Tabela 10, os resultados apresentados através da Figura 30 indicam que a variável aleatória que guarda uma maior correlação linear e diretamente proporcional com a análise de confiabilidade estrutural é a tensão de escoamento. Isto significa que quanto mais se aumentar a tensão de escoamento maior será a confiabilidade do problema, e menor será a probabilidade de falha.

Pode-se inferir através da Figura 30, com relação às variáveis aleatórias que representam o defeito de corrosão (profundidade, largura e comprimento), como também o fator de ovalização, que estas variáveis possuem uma correlação linear inversamente proporcional com a confiabilidade estrutural. Isto significa que ao aumentar as dimensões do defeito de corrosão e/ou o fator de ovalização menor será a confiabilidade do problema, e maior será a probabilidade de falha.

O segundo fator de sensibilidade é o fator de importância do FORM, parâmetro que retrata uma maior qualidade estatística do grau de importância de uma variável aleatória dos modelos semiempíricos com relação à análise de confiabilidade

estrutural, Figura 31. Este fator varia de 0 a 1, em que 0 significa que a variável tem pouca influência (fraca) na probabilidade de falha, e pode ser tratada como determinística, e 1 em que a variável aleatória tem muita influência (forte) na probabilidade de falha.

Figura 31 - Fator de sensibilidade (Fator de Importância) das variáveis aleatórias para o modelo de Netto.



Fonte: Autor (2022).

De acordo com os resultados obtidos através da Figura 31, e considerando a ordenação das variáveis aleatórias pela Tabela 10, a tensão de escoamento tem o menor Fator de Importância dentre todas as variáveis aleatórias com a análise de confiabilidade (FORM). Isto significa dizer que, a tensão de escoamento não tem uma forte influência com a probabilidade de falha. De fato, ela tem uma correlação linear muito boa, aumentando seu valor percebe-se um aumento na confiabilidade estrutural, portanto uma menor probabilidade de falha.

Por outro lado, ainda de acordo com os resultados da Figura 31, infere-se uma influência forte na variável de profundidade de corrosão com a análise de confiabilidade (FORM). Então, considerando os dutos mais deteriorados em termos de defeitos de corrosão, possivelmente estarão sujeitos a uma maior probabilidade de falha. A pressão externa da água também tem uma influência forte com a probabilidade de falha, isto significa dizer que considerando os dutos submarinos provavelmente estarão sujeitos a uma maior probabilidade de falha. O fator de

ovalização também tem influência na probabilidade de falha, porém menor em relação à profundidade de corrosão e a pressão externa da água.

7 CONCLUSÕES

Este trabalho se baseou em determinar os efeitos da corrosão e da ovalização na estimativa da pressão de colapso. Sabe-se que a corrosão é um processo natural de deterioração da superfície metálica, tornando o material mais frágil com risco de falhar comprometendo a segurança. A ovalização é uma deformação na seção transversal do duto que ao se combinar com os defeitos de corrosão pode acelerar o processo de falha da estrutura.

Outro objetivo inicial se fundamentou em apresentar as formulações semiempíricas para determinação da pressão de colapso em dutos, explicar suas variáveis e o grau de importância destas variáveis em relação à pressão de colapso. Desta forma, aplicar a análise de confiabilidade baseada em métodos semiempíricos na avaliação da pressão de colapso. Assim, caracterizar o erro relativo para cada modelo empírico.

De acordo com os resultados obtidos, observou-se que as variáveis aleatórias, definidas pela sua PDF gaussiana (ou normal) para parâmetros positivos não tem a confiabilidade dos resultados afetada, do ponto de vista físico, uma vez que os CV destas variáveis são baixos. Além disso, a distribuição gaussiana (ou normal), e os resultados são próximos da distribuição lognormal. Além disso, a distribuição normal é recomendada pela DNV-OS-F101 (2013).

Em um primeiro momento, o erro relativo foi obtido através da verificação de cada formulação semiempírica: Netto (2010), DNV-OS-F101 (2013), Klever e Tamano (2006) e Bai e Bai (2005), com relação aos resultados experimentais propostos por Sakakibara *et al* (2009), em estudo do Netto (2010). Foi observado que os modelos de Netto (2010) e do Klever e Tamano (2006) obtiveram uma boa aproximação em termos de resultados diante dos valores experimentais. Os modelos da norma DNV-OS-F101 (2013) e do Bai e Bai (2005) foram mais conservadores, uma vez que propõem reduzir a espessura do duto em sua totalidade pela espessura remanescente do local de maior profundidade do defeito.

Na etapa de resultados obtidos a partir do Cordut (MEF) foram comparados com os resultados experimentais. O erro relativo médio para o MEF, no geral, considerando o modelo do Motta (2021) e o do Karadeniz (2001), ficou em 12% próximo dos resultados experimentais proposto por Sakakibara *et al* (2009), apresentando também uma boa aproximação com os resultados da formulação do

Netto (2010). No segundo momento, o erro relativo foi obtido através da verificação de cada formulação semiempírica com relação aos resultados do MEF, neste caso, para os dois modelos de fator de ovalização: Motta (2021) e o do Karadeniz (2001).

As médias dos resultados obtidos pelos dois modelos do MEF foram próximas entre si, assim apresentaram um erro relativo médio de 0,4% entre si. Portanto, observou-se que os dois modelos são bastante eficientes na determinação do fator de ovalização. Com relação ao erro relativo foi observado que as formulações semiempíricas se mostraram, no geral, mais conservadoras como esperado que o MEF com um erro relativo em torno de 26%.

Foram obtidos resultados com a aplicação da análise de confiabilidade, para a probabilidade de falha e para o índice de confiabilidade. Os resultados nesta fase foram comparados com os resultados do Teixeira *et al* (2019), e pode-se observar que as formulações semiempíricas obtiveram uma boa aproximação entre os resultados com os resultados do Teixeira *et al* (2019). A partir da probabilidade de falha (índice de confiabilidade) obtida, os resultados do Netto (2010), DNV-OS-F101 (2013), Klever e Tamano (2006) se mostraram com comportamento aproximado em termos de resultados com o Teixeira *et al* (2019).

De acordo com os resultados, observou-se que o MC convencional deveria possuir um número ainda maior de amostras para se comparar com a técnica do MCIS, implementada por Teixeira *et al* (2019) em seu estudo. Contudo, do ponto de vista computacional e do tempo de processamento não é muito viável, com mensagens emitidas pelo Matlab relatando alto consumo da memória do PC e tempo muito elevado de processamento.

Os fatores de sensibilidade obtidos através da análise de confiabilidade pela implementação das formulações semiempíricas no Matlab foram o coeficiente de correlação linear das variáveis aleatórias e o fator de importância. Se o coeficiente de correlação de uma variável é positivo, quanto mais se aumentar o valor desta variável, maior será a confiabilidade do problema e menor será a probabilidade de falha. Se negativo, tem-se a situação inversa quanto maior for o valor da variável, menor será a confiabilidade do problema e maior será a probabilidade de falha.

Desta forma, pode-se concluir que as variáveis que representam os parâmetros geométricos do defeito de corrosão, como profundidade, largura, comprimento, como também o fator de ovalização do duto, estas variáveis guardam uma correlação inversamente proporcional com a confiabilidade estrutural. Isto significa que ao

aumentar as dimensões do defeito de corrosão, assim também produzir ou induzir dutos muito ovalizados maior será a probabilidade de falha da estrutura. Variáveis de resistência, como a espessura do duto e a tensão de escoamento, são diretamente proporcionais à confiabilidade estrutural. Desta forma, no dimensionamento de dutos submarinos, deve-se observar estes casos para garantir sobretudo a eficiência dos dutos, e segurança, assim obter projetos viáveis para implementação.

O fator de importância (FORM) também foi utilizado nas inferências dos resultados da análise confiabilidade, e é um parâmetro que tem mais qualidade estatística comparado com o coeficiente de correlação. De acordo com os resultados da análise de confiabilidade, a tensão de escoamento teve o menor fator de importância, e a profundidade de corrosão e a pressão externa da água obteve valores considerados com forte influência em termos de um maior fator de importância.

7.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- 1) Considerar a taxa de corrosão variando ao longo do tempo na análise a fim de avaliar a confiabilidade no tempo;
- 2) Considerar agrupamento de defeitos (ou clusters) na avaliação da pressão de colapso e diferentes modos de falha via MEF;
- 3) Considerar variáveis aleatórias com maior qualidade, ou importância, para obter resultados pela análise de confiabilidade;

REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 6118: projeto de estruturas de concreto – procedimento. Rio de Janeiro, 2014.

AL-MOUBARAKI, A.H., OBOT, I.B., 2021. Top of the line corrosion: causes, mechanisms, and mitigation using corrosion inhibitors. *Arabian Journal of Chemistry*, Vol. 14, Issue 5, pp. 103116. <https://doi.org/10.1016/j.arabjc.2021.103116>.

ALBUQUERQUE JÚNIOR, JOSÉ CORRÊIA DE. *Dimensionamento de pórticos planos baseado em confiabilidade considerando não-linearidade geométrica*. 2012. 107 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. UFPE/ CTG. Recife, 2012.

AMARAL, Renata Siqueira. *Análise de segurança de dutos com defeitos de corrosão*. 2011. 82f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. UFOP/ Escola de Minas. Ouro Preto, 2011.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. ASME B31G: Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines. Supplement to ASME B31G Code for Pressure Piping. New York, 2012.

BAI, Y.; BAI, Q. *Subsea Pipelines and Risers*. Oxford: Elsevier Ltd., 2005.

BAI, Y.; BAI, Q. *Subsea Structural Engineering Handbook*. Burlington: Elsevier, 2010.

Bai, Y., Hauch, S. Analytical collapse of corroded pipes. Paper presented at *The Eighth International Offshore and Polar Engineering Conference*. Vol. 2, pp. 182-188. Montreal, 1998.

BECK, A. T. Curso de Confiabilidade Estrutural. 2008. 216 f. Departamento de Engenharia de Estruturas. USP/ EESC, São Carlos, 2008.

BRASIL. Ministério de Minas e Energia/ Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis. *Produção de petróleo e gás teve recorde em 2020 e aumentou 52,71% em relação a 2010*. Brasília: MME/ ANP, 29 de janeiro de 2021. Disponível em < https://www.gov.br/anp/pt-br/canais_atendimento/imprensa/noticias-comunicados/producao-de-petroleo-e-gas-teve-recorde-em-2020-e-aumentou-52-71-em-relacao-a-2010>. Acesso em: 19.fev.2021.

CAMERINI, Murilo Giron. *Monitoramento de risers flexíveis através de técnica baseada em vibrações*. 2012. 94 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. PUC-Rio. Rio de Janeiro, 2012.

CARVALHO, José Antônio Nunes de. *Aprenda com o Especialista - Corrosão em aços inoxidáveis*. São Paulo: ABINOX. Disponível em: <<https://www.abinox.org.br/site/capacitacao-aprenda-com-especialista-corrosao-em-acos-inoxidaveis.php?cod=395>>. Acesso em: 11 jul. 2022.

CRUZ, R. B. C. da; SANTOS, L. F. dos; MASCIA, N. T.; SILVA, M. C. A. T. da. Análise de parâmetro normatizado para projeto de estruturas de madeira considerando a confiabilidade estrutural. *Ambiente Construído*, Porto Alegre, v. 21, n. 2, p. 277-294, abr./jun. 2021. ISSN 1678-8621 Associação Nacional de Tecnologia do Ambiente Construído. <http://dx.doi.org/10.1590/s1678-86212021000200526>

DET NORSKE VERITAS. DNV RP F101. Recommended Practice – corroded pipelines. Oslo, 2015.

_____. DNV OS F101. Offshore Standard – Submarine Pipeline Systems. Oslo, 2013.

FATT, Michelle S. Hoo. Elastic-plastic collapse of non-uniform cylindrical shells subjected to uniform external pressure. *Thin-Walled Structures*. Akron, v.35, p. 117-137, 1999.

GIUFRIDA, Willyan Machado. *Apostila Química Aplicada - Tópicos Especiais Corrosão 1*. Maringá: FEITEP, 2017. Disponível em: <<http://files.prof-willyan.webnode.com/200000107-8fa7890a20/Apostila%20Topicos%20Especiais%20-%20Corros%C3%A3o%201.pdf>> Acesso em: 26, mar, 2021.

HAUCH, S. R.; BAI, Y. Bending moment capacity of pipes. *The eighteenth International Symposium and Exhibit on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, St. Johns, jul, 1999.

INSTITUTO CADEIA DO ZINCO, ICZ. *Corrosão*. São Paulo: ICZ. Disponível em: <<http://www.icz.org.br/corrosao.php>>. Acesso em: 12 jul. 2022.

INTERNATIONAL STANDARD. ISO 14224: Petroleum, Petrochemical and Natural Gas Industries — Collection and Exchange of Reliability and Maintenance Data for Equipment. Switzerland, 2016.

____. ISO/TR 10400. Petroleum and Natural Gas Industries – equations and calculations for the properties of casing, tubing, drill pipe and line pipe used as casing or tubing. International Organization for Standardization, Geneva, 2007.

KARADENIZ, H. A method for including ovalization effects of tubular member on cross-section properties. *The Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference, International Society of Offshore and Polar Engineers*, Stavanger, p. 426-432, jun, 2001.

KLEVER, F.J., TAMANO, T. A New OCTG Strength Equation for Collapse Under Combined Loads. *SPE Drilling & Completion*, Vol. 21, Issue 3, pp. 164-179, 2006. <https://doi.org/10.2118/90904-PA>.

LIMA JÚNIOR, P. et al. O laboratório de mecânica. 2012. 7 f. UFRGS, Porto Alegre, 2012.

MELCHERS, R. E. *Structural Reliability: Analysis and Prediction*. New Jersey: John Wiley and Sons, 2002.

MOTTA, Renato de Siqueira. *Otimização sob incertezas de estruturas com comportamento não linear utilizando modelos de ordem reduzida*. 2015. 132 f. Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil. UFPE/ CTG, Recife, 2015.

MOTTA, Renato de S. et al. Reliability Analysis of Ovalized Deep-water Pipelines with Corroded Defects. *Marine Structures*, Recife, v.77, p. 1-17, mai, 2021.

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*, Vol. 32, Issue 1, pp. 132-134, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.apor.2009.12.007>.

OLIVEIRA, Jose Jefferson Morais de. *Análise e reparos de dutos corroídos – Um estudo de caso para reparo por dupla calha*. 2016. 128 f. Monografia (Pós-graduação). Curso de Especialização em Engenharia de Dutos. PUC Rio, Rio de Janeiro, 2016.

OLIVEIRA, Jose Jefferson Moraes de; FILHO, João Roberto Bastos Zoghbi. O Pré-sal Brasileiro e o Problema da Corrosão por CO₂. In: Revista da Pós-Graduação da Faculdade do Centro Leste. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Petróleo e Gás Natural, Vitória, p. 1-10, 2015.

OLIVEIRA, Nara Guimarães Victor de. *Análise Probabilística da Falha por Colapso de Risers e Dutos Submarinos Corroídos*. 2017. 85 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica). Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica. UFRJ/ COPPE, Rio de Janeiro, 2017.

OLIVEIRA, Nara Guimarães Victor de; BISAGGIO, Helio; NETTO, Theodoro. Probabilistic analysis of the collapse pressure of corroded pipelines. In: 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2016), 2016, Busan, *Artigo*. New York: ASME, 2016, 1-7.

OLIVEIRA JR., Waldemar Santa Cruz. Medidas de variabilidade, assimetria e curtose – Notas de aula do curso de Turismo. 2015. Disponível em: <<https://slideplayer.com.br/slide/4025648/>>. Acesso em: 03.nov.2022.

PETROBRAS. Anexo 21 – Technical Specification. Reliability Availability and Maintainability (Ram) Analysis Requirements – Bot/Boot. 2020.

PETROBRAS. *Infográfico Tipos de Plataformas*. Rio de Janeiro, 2014. Disponível em: <<https://petrobras.com.br/infograficos/tipos-de-plataformas/desktop/index.html#>>>. Acesso em: 04.mar.2021.

RUBINSTEIN, R. Y.; KROESE, D. P. *Simulation and the Monte Carlo Method*. New Jersey: John Wiley & Sons, 2017.

SAGRILO, L. V. S. *Análise de confiabilidade estrutural utilizando os métodos analíticos FORM e SORM*. 1994. 142 f, Tese de Doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. UFRJ/ COPPE, Rio de Janeiro, 1994.

SAGRILO, L. V. S.; LIMA, E. C. P. Apostila curso confiabilidade estrutural. Programa de Engenharia Civil, UFRJ/ COPPE, Rio de Janeiro, 2002.

SAKAKIBARA N, KYRIAKIDES S, CORONA C., 2009. "Collapse of partially corroded or worn pipe under external pressure." *International Journal of Mechanical Sciences*. Vol. 50:1586_97.

SOBRAL, Maylon Dieferson Silva de. *Otimização de dutos sujeitos à corrosão, baseado em confiabilidade*. 2019. 137 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil e Ambiental). Pós-Graduação em Engenharia Civil e Ambiental. UFPE, Caruaru, 2019.

Silva, E.F.P. da. *Estudo numérico experimental do colapso de tubos de revestimento e produção sob tração axial e pressão externa*. 2018. 116 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Oceânica. COPPE/ UFRJ, Rio de Janeiro, 2018.

SOUZA, Antônio Henrique Tenório de. *Ferramentas computacionais para a análise de dutos com defeitos de corrosão*. 2008. 70 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. UFPE/ CTG, Recife, 2008.

SZARY, T., 2006. The finite element method analysis for assessing the remaining strength of corroded oil field casing and tubing. Tese de Doutorado. Freiberg University of Mining and Technology, Freiberg, Germany.

TEIXEIRA, A.P., PALENCIA, O.G., SOARES, C.G., 2019. "Reliability analysis of pipelines with local corrosion defects under external pressure." *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Vol. 141. <https://doi.org/10.1115/1.4042384>

TIMOSHENKO, Stephen P.; GERE, James M. *Theory of Elastic Stability*. New York: McGraw-Hill Book Company, 1961.

VALOR ECONÔMICO. *Petrobras e múltis também ampliam apostas no pré-sal*. Página institucional do Valor Econômico. Disponível em: <<https://valor.globo.com/publicacoes/suplementos/noticia/2022/10/04/petrobras-e-multis-tambem-ampliam-apostas-no-pre-sal.ghtml>>. Acesso em 5 out. 2022.

WITEK, M. Structural Integrity of Steel Pipeline with Clusters of Corrosion Defects. *Materials*, Warsaw, v.14, iss. 4, n. 852, p. 1-15, fev, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma1404>.