



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

STHEFANNY HELENA RODRIGUES DE BRITO

**SIMULAÇÃO MULTIFÍSICA PARA PREVISÃO DA PRESSÃO DE FALHA DE  
DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO INTERAGENTES SUBMETIDOS À  
PRESSÃO INTERNA E CARREGAMENTO TÉRMICO**

Recife

2019

STHEFANNY HELENA RODRIGUES DE BRITO

**SIMULAÇÃO MULTIFÍSICA PARA PREVISÃO DA PRESSÃO DE FALHA DE  
DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO INTERAGENTES SUBMETIDOS À  
PRESSÃO INTERNA E CARREGAMENTO TÉRMICO**

Dissertação submetida à Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

**Área de concentração:** Projetos.

**Orientador:** Prof<sup>o</sup>. D.Sc. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva.

Recife

2019

Catálogo na fonte:  
Bibliotecária Margareth Malta, CRB-4 / 1198

B862s Brito, Sthefanny Helena Rodrigues de.

Simulação multifísica para previsão da pressão de falha de dutos com defeitos de corrosão interagentes submetidos à pressão interna e carregamento térmico / Sthefanny Helena Rodrigues de Brito. – 2019.

102 folhas, figs., tabs.

Orientadora: Profa. Dra. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco.  
CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2019.

Inclui Referências e Apêndices.

1. Engenharia Mecânica. 2. Corrosão. 3. Dutos. 4. MEF.  
5. Carregamento combinado. 6. Resistência residual. I. Silva, Nadège Sophie Bouchonneau da. (Orientadora). II. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2019-81

STHEFANNY HELENA RODRIGUES DE BRITO

**SIMULAÇÃO MULTIFÍSICA PARA PREVISÃO DA PRESSÃO DE FALHA DE  
DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO INTERAGENTES SUBMETIDOS À  
PRESSÃO INTERNA E CARREGAMENTO TÉRMICO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica, Centro de Tecnologia e Geociências da Universidade Federal de Pernambuco como parte dos requisitos parciais para obtenção do título de mestre em Engenharia Mecânica.

Aprovada em: 15/02/2019.

**BANCA EXAMINADORA**

---

Prof<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup>. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva (Orientadora)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof<sup>o</sup>. Dr. José Maria Andrade Barbosa (Examinador Interno)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof<sup>o</sup>. Dr. Renato de Siqueira Motta (Examinador Externo)  
Universidade Federal de Pernambuco

À minha família, em especial minha mãe, que está comigo em todas as minhas conquistas. Amo vocês!

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus por sua infinita bondade e misericórdia. Ele que me guia e me permite vencer os desafios da vida, mostrando que nada é impossível quando se tem fé.

À minha maior incentivadora e mãe, Maria Goreth, por me encorajar nos momentos difíceis e sempre me lembrar que está do meu lado para tudo.

À toda minha família, em especial meu pai Evandro Brito, minha Vó Alda, minha irmã Bianca e minha sobrinha amada Ana Lívia, pelas orações e apoio.

À minha orientadora, Professora Nadège Sophie Bouchonneau da Silva, por todo o conhecimento compartilhado, zelo e orientação ao longo dessa jornada.

Aos amigos formados durante a trajetória, em especial os de convívio diário, Suellen Alcântara, Diego Lopes, Igor Sousa, Edton Lemos, Guilherme Laonth, Sandra Laonth, Deuziene Lopes e Wênio Alencar. E os de longa distância Ruhama Marisbela, Amanda Portela e Alexsione, por todo o suporte e companheirismo.

Aos professores da Pós-Graduação em Engenharia Mecânica pelos seus ensinamentos e aos colegas de curso Elder Silva e Vivianne Bruère por suas instruções e sabedoria repartida.

Ao Eng. Adilson Benjamin pelo suporte no desenvolvimento deste trabalho.

Enfim, a todos aqueles que me ajudaram direta e indiretamente para que esse trabalho fosse concretizado.

## RESUMO

O duto é o meio mais comum para transporte de óleo, gás e vários produtos do petróleo, portanto é importante manter sua resistência residual de forma a evitar catástrofes. Por ser exposto a várias interferências externas e internas, a perda de material na parede do duto, conhecida como corrosão, entra como um dos principais fatores para rompimento de tubulações. O Método dos Elementos Finitos (MEF) contribui como uma abordagem eficiente para quantificar confiavelmente a resistência dos dutos corroídos, permitindo a simulação direta dos fenômenos físicos envolvidos na falha do duto. Assim sendo, em um primeiro estudo, colônias de defeitos de corrosão de caminhos múltiplos e únicos foram avaliadas e os resultados obtidos através do MEF foram comparados com os testes experimentais apresentados na literatura e com seis métodos semi-empíricos. Os resultados obtidos com os procedimentos numéricos mostram boa concordância com os testes experimentais, com perda percentual de até 0,83% para um dos espécimes, e também confirmam o conservadorismo dos métodos semi-empíricos. Em um segundo estudo, as mesmas colônias foram avaliadas em uma simulação multifísica considerando um carregamento termomecânico. Esse estudo é baseado nas recentes demandas de produção e exploração onde os dutos podem transportar fluídos a alta temperatura sob pressão, além do mais existem poucos trabalhos publicados na área quando o assunto é carregamento combinado. Foi demonstrado que as cargas térmicas podem reduzir significativamente a pressão de falha de dutos corroídos, com perdas percentuais até 9,66%, quando é aplicado uma temperatura relativa de 120°C. Ligado a ambos os estudos, a interação entre os defeitos adjacentes também contribui para que a pressão de falha diminua, uma vez que a área corroída na parede do duto será maior.

Palavras-chave: Corrosão. Dutos. MEF. Carregamento combinado. Resistência residual.

## ABSTRACT

Pipe is the most common means of transporting oil, gas and various petroleum products. Thus it is important to maintain its residual resistance in order to avoid catastrophes. By being exposed to various external and internal interferences, the loss of material in the pipe wall, known as corrosion, appears to be one of the main factors for pipe rupture. The Finite Element Method (FEM) contributes as an efficient approach to reliably quantify the resistance of corroded pipes, allowing direct simulation of the physical phenomena involved in pipe failure. Thus, in a first study, multiple and single-path corrosion defect colonies were evaluated and the results obtained through the MEF were compared with the experimental tests presented in the literature and with six semi-empirical methods. The results obtained with the numerical procedures show good agreement with the experimental tests, with a percentage loss of 0.83% for one of the specimens, and also confirm the conservatism of semi-empirical methods. In a second study, the same colonies were evaluated in a multiphysical simulation considering a thermomechanical loading. This study is based on the recent demands of production and exploration where the pipelines can transport fluids at high temperature under pressure, in addition there are few published works in the area when the subject is combined loading. It was highlighted that the thermal loads can significantly reduce the failure of corroded pipe pressure, by percentage losses up to 9,66% when considering a relative temperature of 120°C. Linked to both studies, the interaction between the adjacent defects also contributes to the failure pressure decrease, since the corroded area in the duct wall will be larger.

Keywords: Corrosion. Pipes. FEM. Combined loads. Residual resistance.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Distribuição das principais causas de derramamento na Europa em tubulações (a) quentes e (b) frias. ....	19
Figura 2 - Classificação do sistema dutoviário.....	26
Figura 3 - Gráfico do número de acidentes por atividade de 01/01/2010 à 28/10/2018. ....	27
Figura 4 - Infraestrutura de produção e movimentação de petróleo e derivados. ....	28
Figura 5 - Infraestrutura de produção e movimentação de gás natural. ....	29
Figura 6 - Gráfico do número de acidentes - PHMSA pipeline incidents (2004-2017). ....	30
Figura 7 - Ciclo dos metais.....	32
Figura 8 - Formas de corrosão.....	34
Figura 9 - Tipos de Colônias de Defeitos de corrosão. ....	36
Figura 10 - Tipos de colônias de defeitos de corrosão. ....	36
Figura 11 – PIG de fluxo magnético. ....	37
Figura 12 - Duto instrumentado com extensômetro. ....	38
Figura 13 - Tensões presentes no duto. ....	39
Figura 14 - Representação de defeitos de corrosão em dutos.....	44
Figura 15 - Forma Geométrica utilizada para representar a área de material perdido através da constante. (a) $\alpha^2 = 2/3$ . (b) $\alpha^2 = 1$ . ....	45
Figura 16 - Forma geométrica utilizada para representar a área do material perdido através da constante $\alpha=0,85$ . ....	46
Figura 17 - Ilustração dos comprimentos para o cálculo pelo método RSTRENG “Effective Area”.....	48
Figura 18 - Forma retangular do defeito considerada para o cálculo da pressão de ruptura. ....	51
Figura 19 - Vista do topo e vista longitudinal de uma colônia de defeitos de corrosão.....	52
Figura 20 - Projeção das dimensões dos defeitos de corrosão. ....	53
Figura 21 - Esquema de processamento do MEF.....	57
Figura 22 - Esquema de atividades realizadas.....	60
Figura 23 - Espécimes tubulares com defeitos de corrosão interagentes. ....	61
Figura 24 - IDTS 13 - Vista frontal plana. ....	62

Figura 25 - IDTS 15 (a) Vista frontal plana; (b) Projeção longitudinal. ....	62
Figura 26 - IDTS 16 (a) Vista frontal plana; (b) Projeção longitudinal. ....	62
Figura 27 - IDTS 29 (a) Vista frontal plana; (b) Projeção longitudinal. ....	63
Figura 28 - Detalhe dos raios de borda e de concordância. ....	64
Figura 29 - Gráfico tensão-deformação do aço API 5L X70 – IDTS 13 / IDTS 15....	68
Figura 30 - Gráfico tensão-deformação do aço API 5L X70 – IDTS 16.....	68
Figura 31 - Gráfico tensão-deformação do aço API 5L X70 – IDTS 29.....	68
Figura 32 - Condições de contorno e carregamentos aplicados no duto. ....	70
Figura 33 - Critério de falha. ....	71
Figura 34 - Aspecto da malha utilizada no Caso 1.....	73
Figura 35 - Aspecto da malha utilizada no Caso 2.....	74
Figura 36 - Aspecto da malha utilizada no Caso 3.....	75
Figura 37 - Pressão de falha para o modelo IDTS 16 (caso 1).....	76
Figura 38 - Pressão de falha para o modelo IDTS 16 (caso 3).....	76
Figura 39 - Malha do modelo IDTS 13 com destaque para a área do defeito de corrosão.....	77
Figura 40 - Malha do modelo IDTS 15 com destaque para a área do defeito de corrosão.....	77
Figura 41 - Malha do modelo IDTS 16 com destaque para a área do defeito de corrosão.....	77
Figura 42 - Malha do modelo IDTS 29 com destaque para a área do defeito de corrosão.....	78
Figura 43 - Condições de contorno aplicadas para o espécime IDTS 16.....	78
Figura 44 - Condições de contorno e carregamento combinado para o IDTS 16. ....	80
Figura 45 - Módulo de Young em função da Temperatura. ....	81
Figura 46 - Gráfico do E em função da temperatura. ....	83
Figura 47 - Perda da pressão de falha em função do aumento da temperatura relativa.....	88
Figura 48 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 13: (a) $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$ , (b) $\Delta T=120^{\circ}\text{C}$ . ....	89
Figura 49 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 15: (a) $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$ , (b) $\Delta T=120^{\circ}\text{C}$ . ....	89
Figura 50 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 16: (a) $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$ , (b) $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ . ....	89

Figura 51 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 29: (a)  $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$ , (b)  
 $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ . ..... 90

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Quantidade e extensão de dutos em operação, por função, segundo produtos movimentados – 31/12/2017.....	28
Tabela 2 - Principais acidentes com dutos corroídos. ....	29
Tabela 3 - Parâmetros para o método “Effective Area”. ....	48
Tabela 4 - Métodos semi-empíricos. ....	55
Tabela 5 - Parâmetros geométricos dos perfis de corrosão. ....	63
Tabela 6 - Características geométricas. ....	63
Tabela 7 - Dimensões atuais das colônias de defeitos.....	64
Tabela 8 - Resultados do teste de tensão para os corpos de prova de tração transversais.....	65
Tabela 9 - Pontos da curva tensão-deformação de engenharia.....	66
Tabela 10 - Pontos da curva tensão-deformação verdadeira. ....	67
Tabela 11 - Propriedades do aço API 5L X70.....	69
Tabela 12 - Configuração dos solvers. ....	70
Tabela 13 - Configuração da malha usada – Caso 1.....	73
Tabela 14 - Configuração da malha usada – Caso 2.....	74
Tabela 15 - Configuração da malha usada – Caso 3.....	75
Tabela 16 - Dados das malhas analisadas.....	75
Tabela 17 - Pressões de falha do IDTS 13 com E constante. ....	82
Tabela 18 - Pressões de falha do IDTS 13 com E variável. ....	82
Tabela 19 - Erros percentuais do IDTS 13. ....	83
Tabela 20 - Pressão de falha dos espécimes contendo colônias de defeitos.....	84
Tabela 21 - Razão entre as pressões de falha. ....	85
Tabela 22 - Erros das previsões de pressão de falha. ....	85
Tabela 23 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – <b>IDTS 16</b> .....	86
Tabela 24 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – <b>IDTS 13</b> .....	86
Tabela 25 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – <b>IDTS 15</b> .....	86
Tabela 26 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – <b>IDTS 29</b> .....	87

Tabela 27 - Perdas absolutas e percentuais das pressões de falha em função do aumento da temperatura relativa.....	88
--	----

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANP	Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis
ASME	American Society of Mechanical Engineers
CETESB	Companhia Ambiental do Estado De São Paulo
DNV	Det Norske Veritas
EF	Elementos Finitos
et al.	E outro
MEF	Método dos Elementos Finitos
MTI	Mixed Type of Interaction
MTI JIP	Mixed Type Interaction Joint Industry Project
NIST	National Institute of Standards and Technology
PADMEC	Processamento de Alto Desempenho na Mecânica Computacional
PETROBRAS	Petróleo Brasileiro S.A.
PHMSA	Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration - USA
RPA	Rectangular Parabolic Area
RSTRENG	Remaining Strength
SMYS	Specified Minimum Yield Strength
SMTS	Specified Minimum Tensile Strength
UFPE	Universidade Federal de Pernambuco
WTC	World Trade Center

## LISTA DE SÍMBOLOS

$t$	Espessura do duto
$r$	Raio interno do duto
$D$	Diâmetro externo do duto
$p$	Pressão interna
$\sigma_c$	Tensão circunferencial do duto ou “ <i>hoop stress</i> ”
$\varepsilon_L$	Deformação longitudinal
$E$	Módulo de Young
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\alpha_1$	Coefficiente de dilatação linear
$\sigma_L$	Tensão longitudinal
$\Delta T$	Variação de temperatura
$F_L$	Força longitudinal
$\sigma_{rup}$	Tensão circunferencial da parede do duto no instante da ruptura
$\sigma_{flow}$	Tensão de escoamento média do material (“ <i>flow stress</i> ”).
$A$	Área longitudinal de material perdido
$A_0$	Área longitudinal original da região corroída
$M$	Fator de dilatação (“ <i>bulging factor</i> ” ou fator de Folias)
$f_R$	Fator de redução
$L$	Comprimento longitudinal do defeito
$\sigma_{esc}$	Tensão ou resistência ao escoamento do material
$\sigma_u$	Resistência à tração do material ou tensão última
$P_i$	Pressão interna
$P_{fail}$	Pressão de falha
$\alpha_2$	Constante que define a forma geométrica adotada para representar a área de material perdido
$L_{efetivo}$	Comprimento efetivo do defeito
$A_{efetiva}$	Área corroída efetiva
$\phi$	Espaçamento circunferencial angular entre defeitos adjacentes
$s$	Espaçamento axial entre defeitos adjacentes
$P_{f,i}$	Pressão de falha do duto com defeito de corrosão de comprimento $a_{efetivo,i}$

$M_{efetivo}$	Fator de Folias de defeito de corrosão de comprimento $a_{efetivo,i}$
$\sigma_{fluência}$	Tensão de fluência no material do duto
$P_{f,i}^{isolado}$	Pressão de falha de cada defeito de corrosão de uma colônia de defeitos
$d_i$	Profundidade máxima de cada defeito de corrosão de uma colônia de defeitos
$M_i$	Fator de Folias de cada defeito de corrosão de uma colônia de defeitos
$a_i$	Comprimento de cada defeito de corrosão de uma colônia de defeitos
$V_i$	Volume de perda de metal de cada defeito de corrosão de uma colônia
$w_i$	Largura de cada defeito de corrosão de uma colônia
$V_k^{grupo}$	Volume de perda de metal de certo grupo k de defeitos de uma colônia
$d_k^{grupo}$	Profundidade efetiva de certo grupo k de defeitos de uma colônia
$a_k^{grupo}$	Comprimento total de certo grupo k de defeitos de uma colônia
$w_k^{grupo}$	Largura total de certo grupo k de defeitos de uma colônia
$P_{f,k}^{grupo}$	Pressão de falha de grupo k de defeitos adjacente de uma colônia de defeitos
$M_k$	Fator de Folias de grupo k de defeitos adjacentes de uma colônia de defeitos
$S_L$	Distância longitudinal entre dois defeitos
$S_C$	Distância circunferencial entre dois defeitos
$D_i$	Diâmetro interno do duto
$P_i$	Pressão interna aplicada perpendicularmente às superfícies internas do duto
$P_{esc}$	Pressão de escoamento do duto
$w$	Largura do defeito de corrosão
$R_c$	Raio de concordância do defeito ( <i>Frontal Fillet Radius</i> )
$R_a$	Raio de adoçamento do defeito ( <i>Top Fillet Radius</i> )
$C_p$	Capacidade térmica à pressão constante
$k$	Condutividade térmica
$L_{clus}$	Comprimento total da colônia de defeitos
$w_{clus}$	Largura total da colônia de defeitos
$d_{clus}$	Profundidade máxima do defeito mais profundo pertencente à colônia de defeitos
$d_1$	Profundidade do defeito BD1
$L_1$	Comprimento do defeito BD1
$d_2$	Profundidade do defeito BD2
$L_2$	Comprimento do defeito BD2

$d_3$	Profundidade do defeito BD3
$L_3$	Comprimento do defeito BD3
$a,b$	Distância longitudinal do defeito
$S_L$	Distância longitudinal entre dois defeitos
$Re$	Reynolds

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>19</b>
1.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	19
1.2	MOTIVAÇÃO.....	22
1.3	OBJETIVOS .....	23
1.3.1	Objetivo Geral .....	23
1.3.2	Objetivo Específico .....	23
1.4	ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO .....	24
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>25</b>
2.1	DUTOS E CORROSÃO.....	25
2.1.1	Corrosão .....	30
2.1.1.1	<i>Formas de Corrosão.....</i>	<i>33</i>
2.1.1.2	<i>Colônias de Defeitos de Corrosão .....</i>	<i>35</i>
2.1.1.3	<i>Tipos de Interação.....</i>	<i>35</i>
2.1.1.4	<i>Tipos de Colônias de Defeitos de Corrosão.....</i>	<i>36</i>
2.2	TÉCNICAS DE INSPEÇÃO E MONITORAMENTO DE DUTOS.....	36
2.3	CARREGAMENTO TÉRMICO EM DUTOS CORROÍDOS .....	38
2.4	MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS.....	41
2.4.1	Modelo ASME B31G .....	44
2.4.2	Modelo ASME B31G Modificado ou 0.85dL.....	46
2.4.3	RSTRENG “Effective Area” .....	47
2.4.4	DNV RP-F101 .....	49
2.4.5	Mixed Type of Interaction (Mti) .....	51
2.5	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS .....	56
2.6	CRITÉRIO DE ESCOAMENTO .....	58
2.6.1	Crítério de Ruptura .....	58
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA.....</b>	<b>59</b>
3.1	FERRAMENTAS UTILIZADAS NA MODELAGEM .....	59
3.2	ETAPAS DO TRABALHO.....	59
3.3	Características dos Espécimes .....	61
3.3.1	Propriedades do Material.....	64
3.3.2	Hipóteses Sobre os Modelos Estudados .....	69
3.3.3	Condições de Contorno e Carregamento .....	69

3.3.4	Configurações do Comsol Multiphysics para Obtenção das Soluções Numéricas.....	70
3.3.5	Critério de Ruptura Adotado .....	71
<b>4</b>	<b>ANÁLISE DE CASOS .....</b>	<b>72</b>
4.1	ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DA MALHA .....	72
4.1.1	Caso 1 .....	73
4.1.2	Caso 2 .....	73
4.1.3	Caso 3 .....	74
4.1.4	Escolha da Malha.....	75
4.2	PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA PARA O CASO DO CARREGAMENTO EXCLUSIVAMENTE DE PRESSÃO INTERNA.....	76
4.3	CARREGAMENTO TÉRMICO .....	78
4.4	AVALIAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE COM A TEMPERATURA.....	80
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>84</b>
5.1	PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA PARA O CASO DO CARREGAMENTO EXCLUSIVO DE PRESSÃO INTERNA (ESTUDO 1).....	84
5.2	PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA DOS DUTOS CORROÍDOS SUJEITOS AO CARREGAMENTO COMBINADO DE PRESSÃO INTERNA E CARGAS TÉRMICAS (ESTUDO 2) .....	87
<b>6</b>	<b>CONCLUSÃO.....</b>	<b>91</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>93</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>94</b>
	<b>APÊNDICE A .....</b>	<b>101</b>

## 1 INTRODUÇÃO

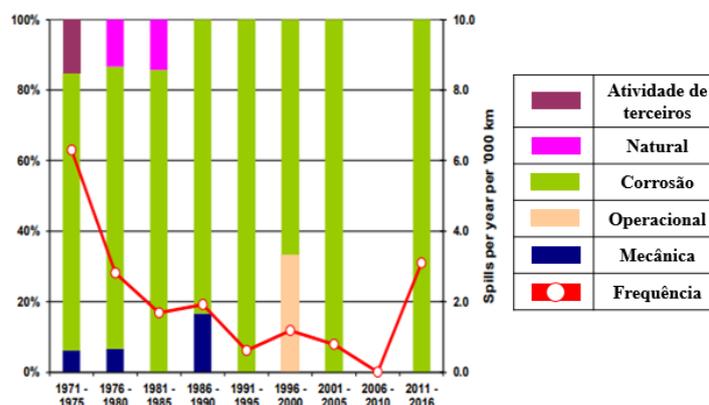
Segue-se abaixo as considerações iniciais, motivação e objetivos gerais e específicos do presente trabalho.

### 1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

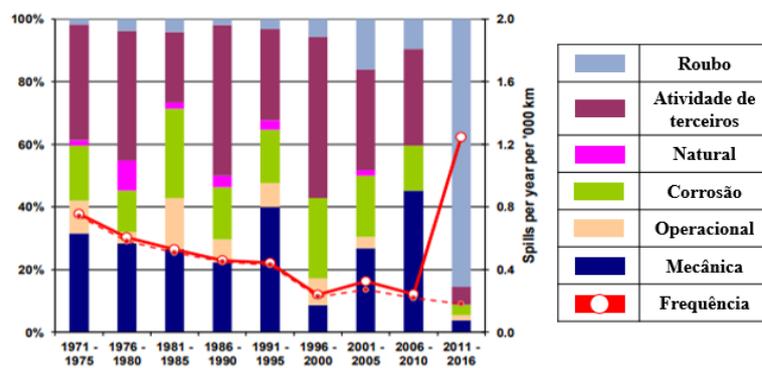
Todos os dias, milhares de quilômetros de dutos transportam petróleo e seus derivados, da fonte para as refinarias e, em seguida, para os consumidores. Cruzando a paisagem quase que imperceptíveis, os dutos atravessam cidades, desertos e oceanos, sendo o método mais seguro e eficiente de transporte de hidrocarbonetos do mundo nos dias de hoje. Eis o fato de apresentar apenas 2,68% em número de acidentes comparado a outros tipos de transporte, segundo dados da CETESB.

No Brasil, a extensão de dutos em operação é de 19.798 km, segundo o Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis 2017 da Agência Nacional do Petróleo (ANP, 2017) e outros milhares de quilômetros de dutos cruzam outros países, portanto preocupações estão surgindo quanto à integridade e segurança dessa rede. A corrosão em dutos entra como a principal causa de rompimentos em “tubulações quentes” e como a maioria dos dutos são feitos de aços-carbonos é inevitável que esse processo não ocorra. Segundo o resumo estatístico de incidentes relatados pela CONCAWE, órgão europeu de ciência ambiental, os dados das frequentes causas de acidentes em tubulações quentes e frias comprovam a participação de dutos corroídos, como pode ser observado na Figura 1.

Figura 1 - Distribuição das principais causas de derramamento na Europa em tubulações (a) quentes e (b) frias.



(a)



(b)

Fonte: CONCAWE (2016)

A distribuição das principais causas é de vazamentos por ano em uma faixa de 1000 km. A linha pontilhada da Figura 1 (b) representa a frequência das causas desconsiderando roubo. Para a CONCAWE (2016), entre os anos 1970 e início dos anos 80, vários dutos quentes sofreram repetidas falhas de corrosão externa devido a deficiências de projeto e construção. Houve três vazamentos entre 1996 e 2000, um em 2002 e outro em 2016. Os números recentes de frequência são fortemente distorcidos pelo evento de 2016 e não são estatisticamente significativos, segundo o órgão europeu.

A corrosão representa uma ameaça à resistência da tubulação, pois ela reduz a espessura da parede do duto, causando uma perda desigual de metal em uma área localizada. E frequentemente colônias de defeitos de corrosão são encontradas em tubulações, fato que diminui mais rapidamente a pressão de falha do duto, comparando com defeitos isolados. Essa redução na resistência à pressão do duto corroído deve-se à interação entre defeitos adjacentes, conforme BENJAMIN et al (2016).

Na literatura existem várias publicações que abordam o gerenciamento da integridade de dutos e a análise de defeitos de corrosão como em MISHRA et al (2019), onde apresentam uma nova abordagem para o gerenciamento do ciclo de vida baseado em confiabilidade de oleodutos enterrados sujeitos a danos por corrosão por pite. AFANGIDE et al (2018) também analisaram uma abordagem quantificada para o gerenciamento da integridade de tubulações, usando dados de inspeção simulados para determinar o estado de resistência do gasoduto X65 operando em ambiente marinho.

SUN e CHENG (2018) desenvolveram modelos de elementos finitos para determinar as pressões de falha das tubulações de aço X46, X60 e X80 contendo múltiplos defeitos de corrosão com geometrias e orientações variadas, avaliando a interação mútua dos defeitos e o efeito na integridade da tubulação. Eles concluíram que

para tubulações contendo defeitos de corrosão sobrepostos, a pressão de falha é reduzida, comparada àquela na presença de um único defeito na camada superior. E que o aumento na profundidade do defeito de corrosão na camada superior ou inferior também reduz a pressão de falha da tubulação, assim como o aumento do comprimento do defeito.

Já SHUAI et al (2017) forneceram um novo modelo para prever a pressão de ruptura do gasoduto corroído pelo método dos elementos finitos. E na análise dos parâmetros e modelo revelou que a profundidade de corrosão e a pressão de operação da tubulação têm mais influência na probabilidade de falha da tubulação.

No trabalho de MOTTA et al (2017), foram apresentados os resultados da pressão de falha de dutos corroídos obtidos por meio de análises de elementos finitos não-lineares dos modelos gerados por um sistema computacional denominado PIPEFLAW. Este sistema integra várias ferramentas para gerar automaticamente modelos de elementos finitos e para realizar a análise usando uma interface amigável. Um conjunto de casos considerando colônias de defeitos corroídos idealizados é analisado. Os resultados obtidos com os procedimentos automáticos e flexíveis do PIPEFLAW mostram boa concordância com aqueles dados por modelos EF artesanais e testes experimentais. Algumas previsões altamente conservadoras dadas pelos métodos semi-empíricos também são observadas.

BENJAMIN et al (2006) analisaram a integridade de oleodutos contendo defeitos de corrosão adjacentes. Testes de laboratório foram realizados com doze espécimes tubulares, que foram carregados apenas com pressão interna. As pressões de falha experimentais foram comparadas com quatro métodos de avaliação: o método B31G, o RP-F101 DNV para defeitos complexos e interagentes, o método da Área Efetiva de RSTRENG e o MTI. O método MTI previu as pressões de falha mais próximas das pressões de falha reais, apresentando o menor erro médio (3,7%). Concluiu-se também que a interação ocorreu dentro de todos os nove grupos de defeitos testados, diminuindo a pressão de ruptura dos corpos de prova correspondentes.

Em um trabalho mais recente, BENJAMIM et al (2016) estudaram outros tipos de interação de defeitos de corrosão em dutos, onde um banco de dados de testes de tubulação corroídos é descrito conforme o MTI JIP, um projeto multicliente. Em seguida, as pressões de falha contidas no banco de dados MTI JIP dos testes de tubulação corroídos são comparadas com aquelas previstas por seis dos métodos de avaliação atualmente disponíveis: o método original B31G (1991), o método

RSTRENG 085dL (KIEFNER e VIETH, 1989), o método de área efetiva RSTRENG, o DNV RP-F101 (2015): Parte B para defeitos isolados, o DNV RP-F101 (2015): Parte B para defeitos interagentes e o DNV RP-F101 (2015): Parte B para defeitos complexos. O banco de dados de dutos corroídos contém os resultados de 18 testes de ruptura de amostras tubulares, distribuídas em defeitos de corrosão isolados e colônias de defeitos. Em vez de estudar o comportamento de falha de pares de defeitos de corrosão, o projeto investigou o comportamento de falha de múltiplos defeitos de corrosão interagentes.

Baseado no último estudo publicado de BENJAMIN et al (2016), o presente trabalho foi desenvolvido de forma a analisar as colônias de defeitos de corrosão de caminho único e múltiplos (detalhadas no tópico 2.1.1.4), em tubulações “*onshore*”, em que a pressão de falha experimental é comparada com a pressão de falha obtida via seis métodos semi-empíricos e pelo método dos elementos finitos. Após um primeiro estudo investigando a pressão de falha de dutos corroídos apenas sob o efeito de pressão interna, um segundo estudo de simulações multifísicas, visando analisar o comportamento de dutos corroídos com carregamento térmico, é apresentado.

## 1.2 MOTIVAÇÃO

Milhares de quilômetros de dutos estão presentes em países que produzem petróleo e seus derivados, passando por dentro de cidades, rios, oceanos, ou seja, interagem diretamente com a fauna e flora. Logo, manter a resistência residual da tubulação é primordial para a segurança e economia, evitando assim acidentes e catástrofes, sendo fundamental o constante monitoramento.

O aço carbono é bastante utilizado na escolha do material da tubulação, pelo fato dele ser de baixo custo e por possuir boas propriedades mecânicas. Com este material é inevitável que o processo de corrosão não ocorra, sendo uma das principais causas de rompimentos em “tubulações quentes”.

Existem diversos trabalhos publicados com a análise de defeitos de corrosão em tubulações sob carregamento de pressão interna, porém existem poucos trabalhos analisando esses defeitos sob carregamento combinado, com uma força axial, momento fletor ou até mesmo pressão externa, já que constituem análises mais complexas.

Fazendo uma prospecção tecnológica das palavras-chaves do trabalho em plataformas de revistas científicas, como o *ScienceDirect*, foi possível fazer um mapeamento dos desenvolvimentos científicos da atualidade. Quando o assunto é

“*Corrosion*” e “*Pipes*”, foram encontrados 722 resultados, desde de 1975 até futuras publicações de 2019, sendo no ano de 2018 um total de 68 publicações com esses termos. Quando o termo “*Internal pressure*” é incluso, o número de resultados diminui para 52, com publicações mais recentes. Apenas 14 resultados foram encontrados com os termos “*Corrosion*”, “*Combined Loads*”, “*Pipes*” e para “*Corrosion*”, “*Pipes*”, “*Internal pressure*” e “*Thermal stress*”, somente 3 resultados.

Com poucos trabalhos desenvolvidos na área e levando em conta a importância da análise da integridade estrutural de dutos com defeitos de corrosão interagentes sob carregamento combinado termomecânico, considerando reais condições de operação, esse trabalho visa melhor entender e avaliar através do MEF o efeito de carregamentos combinados em dutos corroídos, assim como a influência dos defeitos interagentes na resistência residual dos dutos.

### 1.3 OBJETIVOS

Segue-se abaixo os objetivos gerais e específicos do presente trabalho.

#### 1.3.1 Objetivo Geral

Realizar e analisar simulações, via Métodos dos Elementos Finitos, da resistência residual de dutos com colônias de defeitos de corrosão interagentes de caminhos múltiplos e único em espécimes tubulares “*onshore*”, sob a ação de pressão interna e carregamento combinado: pressão interna e carregamento térmico.

#### 1.3.2 Objetivo Específico

- Geração dos modelos de dutos e dos seus defeitos de corrosão;
- Utilização do software comercial “*Comsol Multiphysics*” para a simulação numérica dos carregamentos atribuídos aos dutos em análise;
- Comparação de dados de pressão de falha para dutos sujeitos a pressão interna obtidos por métodos experimentais, métodos analíticos semi-empíricos, disponíveis na literatura;

- Implementação dos fenômenos mecânicos e térmicos nos modelos numéricos para estudar a integridade estrutural de dutos corroídos submetidos a carregamentos combinados: pressão interna e carregamento térmico;
- Avaliação do efeito dos carregamentos térmicos na evolução da pressão de falha de dutos corroídos.

#### 1.4 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Este trabalho de dissertação divide-se em seis capítulos. O primeiro capítulo apresentou o contexto, justificativa e objetivos do trabalho, bem como descreveu a sua organização.

O **capítulo 2 – Revisão Bibliográfica** – apresenta de forma básica e sucinta os principais tópicos relacionados com corrosão e integridade estrutural de dutos. São apresentados algumas definições e tipos de defeitos que comumente aparecem nos dutos bem como os principais técnicas de inspeção e monitoramento dos mesmos. Este capítulo descreve ainda os principais métodos semi-empíricos, utilizados na avaliação da resistência residual de dutos corroídos e comenta brevemente sobre o MEF e o critério de escoamento.

O **capítulo 3 – Aplicação da Metodologia** – apresenta as considerações feitas para a construção dos modelos de elementos finitos e os procedimentos seguidos no desenvolvimento do presente trabalho

O **capítulo 4 – Análise de Casos** – descreve os casos estudados e como foi feita a execução dos procedimentos, tais como a convergência da malha, predição da pressão de falha e carregamento térmico.

O **capítulo 5 – Resultados** – são apresentados resultados de simulações numéricas, realizadas utilizando as ferramentas desenvolvidas neste trabalho, são comparados com resultados empíricos, numéricos e experimentais disponíveis na literatura com o objetivo de validar as ferramentas aqui apresentadas.

Finalmente, no **capítulo 6 – Conclusões e Trabalhos Futuros** – são feitas as conclusões e considerações finais sobre a aplicação das ferramentas computacionais desenvolvidas, mostrando as principais contribuições deste trabalho. Algumas sugestões para trabalhos futuros são também fornecidas.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Segue-se abaixo fundamentação teórica dos temas abordados do presente trabalho.

### 2.1 DUTOS E CORROSÃO

Segundo a NBR 15280-1 (2009), duto é uma designação genérica de instalação constituída por dutos ligados entre si, incluindo os componentes, destinada ao transporte ou transferência de fluidos, entre as fronteiras de unidades operacionais geograficamente distinta. Essas tubulações são especialmente desenvolvidas e construídas de acordo com normas internacionais de segurança, para que grandes quantidades de produtos sejam deslocadas de maneira segura, diminuindo o tráfego de cargas perigosas por caminhões, trens ou por navios e, conseqüentemente, diminuindo os riscos de acidentes ambientais.

São caracterizados por transportar hidrocarbonetos por distâncias especialmente longas, sendo então denominados como oleodutos, gasodutos ou polidutos. São construídos com chapas que recebem vários tratamentos contra corrosão e passam por inspeções frequentes, através de modernos equipamentos e monitoramento à distância. E quase sempre o aço carbono é a melhor escolha para o material de tubulação porque possui baixo custo e boas propriedades mecânicas, sendo utilizados desde a década de 1930.

Embora a tecnologia de dutos tenha avançado drasticamente, mais cedo ou mais tarde, um duto de aço carbono será corroído. Para a empresa de automação Emerson [Emerson. Consider It Solved™], quando o assunto é rompimento de dutos, a identificação de um vazamento em 10 minutos em comparação a 10 horas é a diferença entre um problema rápido de resolver e uma catástrofe que vira manchete.

Além da corrosão, os dutos estão sujeitos à vários fenômenos e ações tais como: erosão, deslizamentos de terra, queda de rochas, atos de vandalismo, ação de terceiros, os quais podem ocasionar os vazamentos e, em função da alta pressão com que os produtos são bombeados e da periculosidade das substâncias transportadas, os danos ambientais e socioeconômico raramente são pequenos [CETESB-SP, 2018]. As causas das ocorrências, conforme citado em CABRAL (2007), podem ser esclarecidas como:

- Causas Naturais: eventos associados com ação da natureza tais como erosão, deslizamentos de terra ou movimentação do solo;
- Ação de Terceiros: eventos associados com perfuração não intencional da linha, atos de vandalismo, entre outros;
- Falhas Operacionais: eventos associados com falhas dos operadores decorrente de atividades indevidas durante operação;
- Falhas Mecânicas: eventos associados a defeitos ou mau funcionamento de válvulas, flanges, juntas, bem como desgaste ou fadiga do material;
- Falhas na Manutenção: eventos associados durante os trabalhos de manutenção das linhas;
- Corrosão: eventos associados à ação da corrosão.

Os dutos ou “*pipes*”, como são conhecidos, podem ser internos, ou seja, situados no interior de uma instalação como há também os intermunicipais, interestaduais ou internacionais. Estas tubulações de aço interligam píeres, terminais marítimos e fluviais, campos de produção de petróleo e gás, refinarias, companhias distribuidoras e consumidores, de acordo com CETESB (2018), órgão que gerencia as emergências químicas do estado de São Paulo. Na maioria são subterrâneos, mas há também os aéreos e os submarinos, situados nas imediações das plataformas de petróleo e dos terminais, a Figura 2 ilustra alguns tipos. Assim sendo, o traçado dessas linhas de dutos pode ser encontrado em áreas urbanas, rurais, passando sob ruas, avenidas e rodovias; condomínios; fazendas, serras e montanhas, rios, mares e uma grande variedade de localidades.

Figura 2 - Classificação do sistema dutoviário.



**Dutos enterrados**

**Dutos Aparentes**

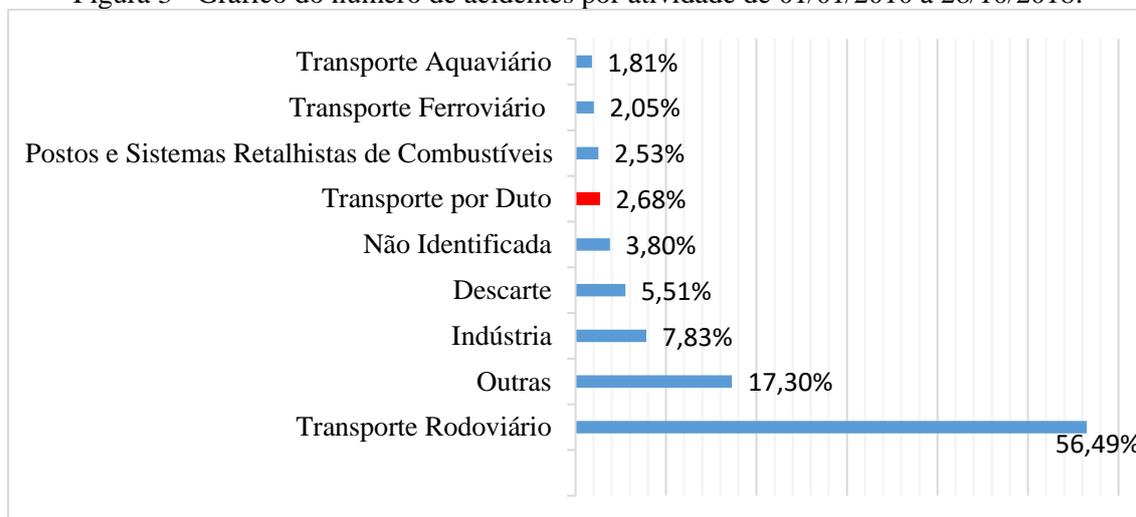
**Dutos Aéreos**

Fonte: LOGÍSTICA E O MUNDO (2017)

Conforme CABRAL (2007), apesar dos dutos serem uma das formas mais seguras e confiáveis para o transporte de petróleo e derivados, representando apenas 2,68% dos acidentes registrados pela CETESB, as companhias do setor se preocupam constantemente

com a segurança operacional dos dutos, pois sabem que um acidente de grande porte pode causar imensos danos econômicos, sociais e em termos da imagem da companhia. O gráfico da Figura 3 expõe o número de acidentes por atividade de transporte, em um total de 3.317, sendo o transporte por duto um dos mais seguros.

Figura 3 - Gráfico do número de acidentes por atividade de 01/01/2010 à 28/10/2018.



Fonte: CETESB-SP (2018)

Informações do Anuário Estatístico 2017 da Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (ANP, 2017), informa que em 2016, o Brasil contava com 610 dutos destinados à movimentação de petróleo, derivados, gás natural e outros produtos, perfazendo 19,7 mil km. Destes, 150 dutos (14,3 mil km) foram destinados ao transporte e 460 (5,5 mil km) à transferência. Já para a movimentação de gás natural, havia 110 dutos, com extensão de 11,7 mil km, enquanto para os derivados eram 429 dutos, totalizando 6 mil km. Outros 32 dutos, com quase 2 mil km, destinavam-se à movimentação de petróleo. E os 77 km restantes, compostos por 39 dutos, eram reservados à movimentação dos demais produtos, tais como etanol e solventes. A Tabela 1 demonstra a quantidade e extensão de dutos em operação, por função, segundo produtos movimentados no Brasil.

Os dutos nacionais classificados como transporte conectam pontos de oferta a pontos de consumo, como, por exemplo, refinarias a bases de distribuição de combustíveis. Já os dutos de transferência são utilizados para movimentar produtos entre instalações de uma mesma empresa.

Tabela 1 - Quantidade e extensão de dutos em operação, por função, segundo produtos movimentados – 31/12/2017.

Produtos movimentados	Dutos em operação		
	Função	Quantidade	Extensão (km)
<b>Total</b>		<b>618</b>	<b>19.768</b>
<b>Derivados</b>	Transferência	337	1.180
	Transporte	98	4.794
<b>Gás natural</b>	Transferência	62	2.246
	Transporte	48	9.486
<b>Petróleo</b>	Transferência	32	1.985
<b>Outros<sup>1</sup></b>	Transferência	36	37
	Transporte	5	40

Fonte: ANP/SIM, conforme a Resolução ANP nº 52/2017.

De acordo com CABRAL (2007), toda essa malha deve ser monitorada continuamente e os problemas encontrados devem ser avaliados de forma confiável, a fim de analisar o comprometimento da integridade estrutural do duto e permitir que reparos necessários sejam feitos com segurança, antes que ocorra um acidente.

Na Figura 4 e 5, é possível visualizar toda a malha de movimentação de petróleo e derivados e do gás natural, conforme dados da ANP. Apesar da alta vocação do modal dutoviário para o transporte de petróleo e derivados, a malha de dutos do Brasil ainda é pequena em comparação a outros países.

Figura 4 - Infraestrutura de produção e movimentação de petróleo e derivados.

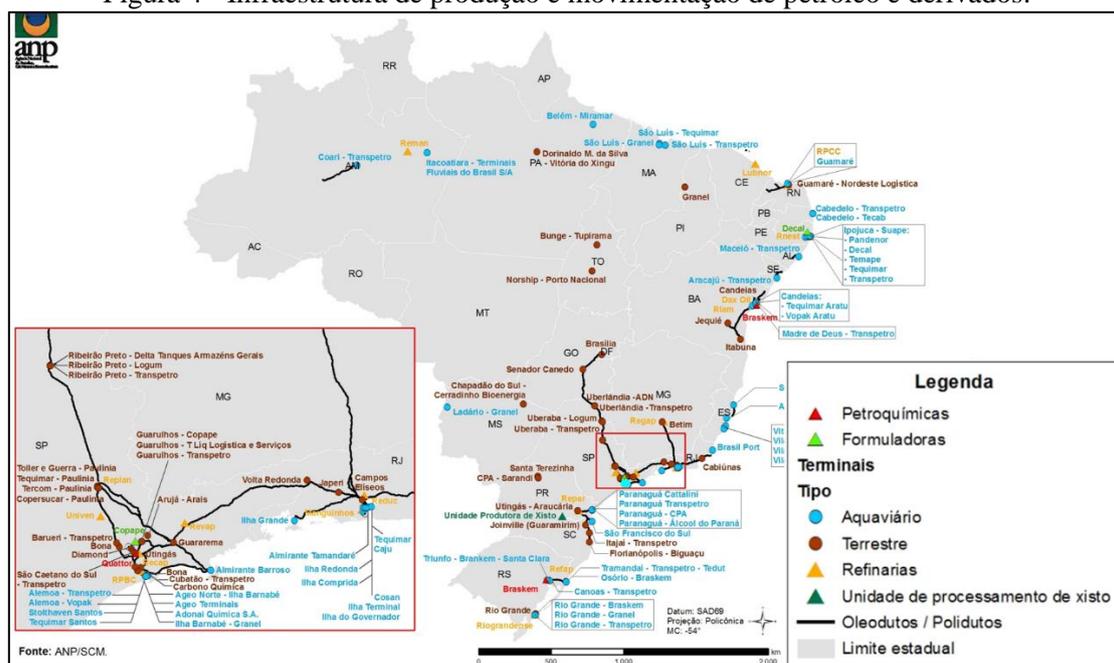
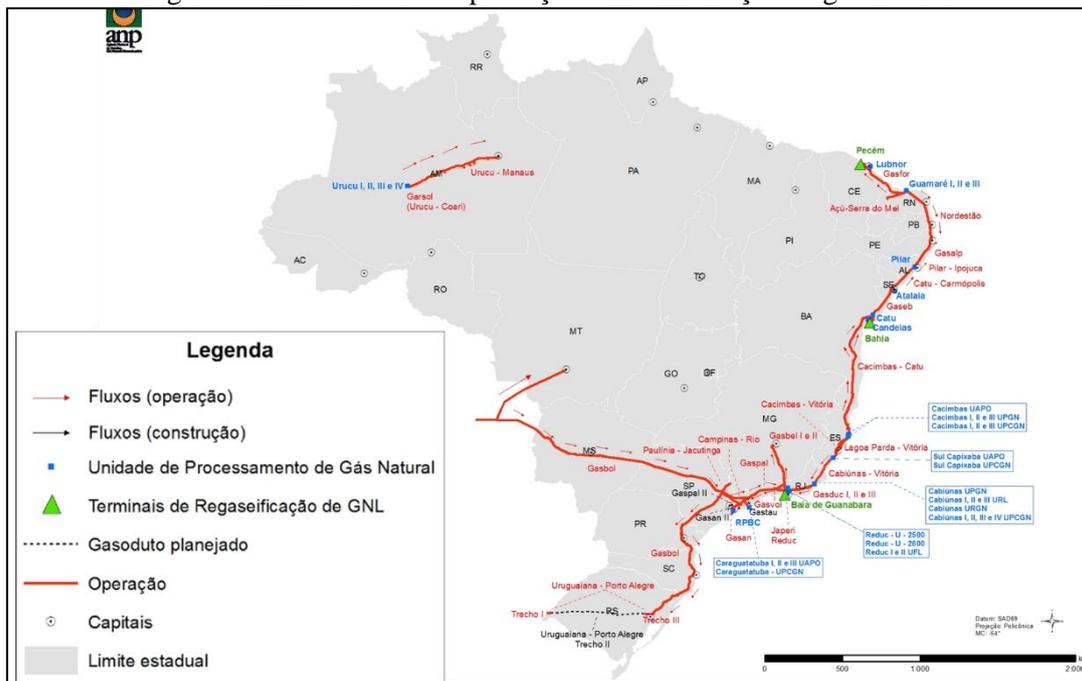


Figura 5 - Infraestrutura de produção e movimentação de gás natural.



Fonte: ANP/SCM 2016

Em vários trabalhos publicados a corrosão é estudada em tubulações por ser uma das principais causas de falhas em dutos (óleo e gás), como citado em MISHRA et al (2019), AFANGIDE et al (2018), LIU et al (2018), XIE e TIAN (2018), MAHMOODIAN E LI (2017), LARIN et al (2016), SUN e CHENG (2018), BONDADA et al (2018), REN et al (2018), SHUAI et al (2017), MOTTA et al (2017), CHEN et al (2017), BELACHEW et al (2017), LI et al (2016), FEKETE e VARGA (2012), BENJAMIN et al (2016), BELACHEW e KARUPPANAN (2011) e vários outros. Segundo o CETESB, os atendimentos realizados no Estado de São Paulo, desde janeiro de 2010 até a presente data, mostram 89 registros com acidentes em dutos, com quantidade vazada não estimada. Com isso, é importante e fundamental garantir a segurança operacional de dutos, gerenciando sua resistência residual durante sua vida útil. A Tabela 2 explicita os principais acidentes registrados com dutos corroídos.

Tabela 2 - Principais acidentes com dutos corroídos.

Data	Local	Volume	Produto derramado
Outubro/1983	São Bernardo dos Campos/SP	200 m <sup>3</sup>	Gasolina
Fevereiro/1984	Cubatão	1200 m <sup>3</sup>	Gasolina
Outubro/1992	São Bernardo dos Campos/SP	Não estimado	Óleo combustível
Outubro/1994	São José dos Campos/SP	1200 m <sup>3</sup>	Óleo combustível

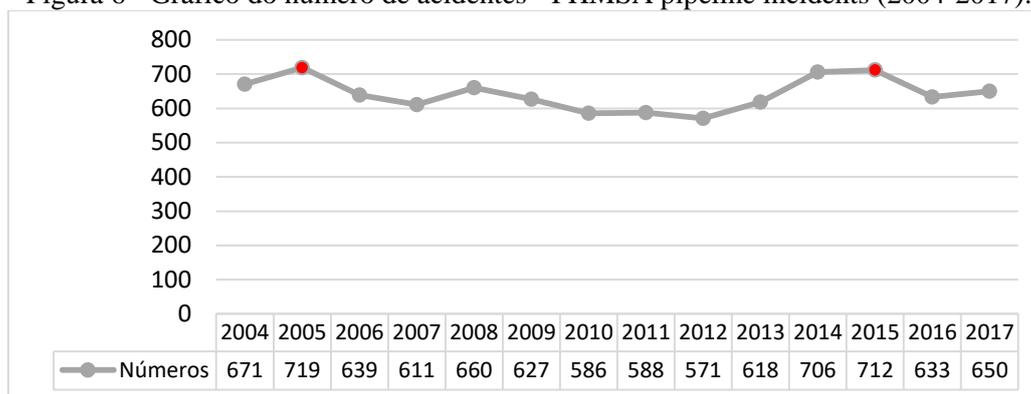
Outubro/1998	São José dos Campos/SP	1000 m <sup>3</sup>	Óleo combustível
Janeiro/2000	Baía de Guanabara/RJ	1300 m <sup>3</sup>	Óleo combustível
Fevereiro/2000	Cubatão	500 L	Óleo combustível
Mai/2001	Barueri	200 m <sup>3</sup>	Óleo combustível
Fevereiro/2004	São Sebastião	Não estimado	Petróleo

Fonte: CETESB-SP (2018)

A PHMSA, departamento de transporte dos Estados Unidos, tem coletado dados de incidentes em dutos desde 1970. Segundo a estatística de incidentes significativos calculados pelo setor, de 2005 a 2018, houve 134 fatalidades públicas e 42 fatalidades industriais, com um custo total de mais de 6 bilhões de dólares.

Porém quando o assunto é com base em todos os incidentes relatados ao longo dos anos, esse número é bem maior. A tendência de 20 anos com oleodutos, calculados pelo setor, mostram um total 8.991 acidentes, sendo os anos de 2005 e 2015 com um número maior de incidentes. O gráfico da Figura 6 ilustra a linha de tendência.

Figura 6 - Gráfico do número de acidentes - PHMSA pipeline incidents (2004-2017).



Fonte: PHMSA (2017)

E como já comprovado pela CONCAWE, CETESB-SP e outros departamentos, a corrosão é uma das maiores causas para esses incidentes. O próximo tópico é exclusivo para definir seus conceitos, formas e tipos.

### 2.1.1 Corrosão

Desde os tempos antigos, quando o homem começou a utilizar os metais, extraídos da natureza, a partir de minérios, a corrosão tem sido a mais importante causa que conduz à deterioração destes materiais. Considerando que as reações de corrosão

são todas espontâneas, conclui-se que este fenômeno nada mais é do que um produto do determinismo termodinâmico. [GEMELLI, 2001]

O termo corrosão era usado, até há pouco tempo, para descrever um determinado tipo de deterioração dos metais, não se aplicando a materiais não-metálicos, conforme explica UHLIG (1962), um dos pioneiros americanos do estudo da corrosão, no departamento de metalurgia do Massachusetts Institute of Technology (MIT).

Com a conceituação mais moderna, entende-se por corrosão a deterioração dos materiais metálicos e não metálicos, segundo PONTE (2003). Um caso de decomposição de materiais não metálicos são os que incidem no concreto e segue mecanismos similares aos que ocorrem em materiais metálicos.

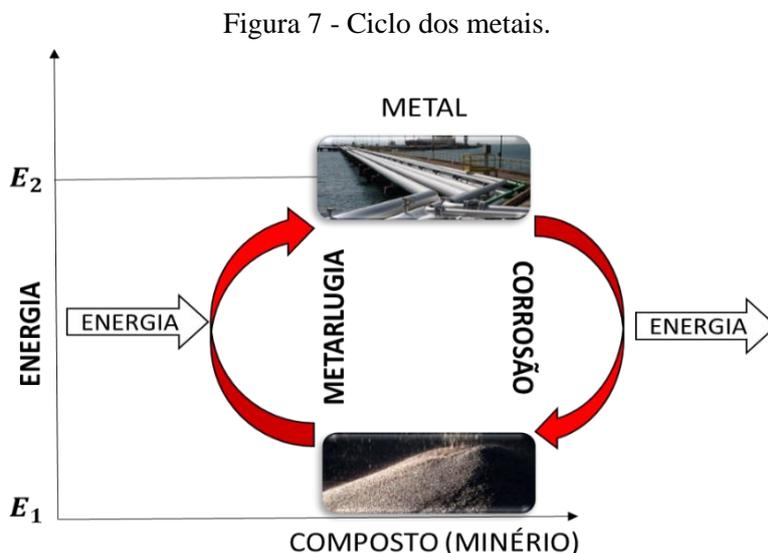
Para RAMANATHAN (1997), o termo “corrosão” pode ser definido como a reação do metal com os elementos do seu meio, na qual o metal é convertido a um estado não metálico. Quando isto ocorre, o metal perde suas qualidades essenciais, tais como resistência mecânica, elasticidade, ductilidade e o produto de corrosão formado é extremamente pobre em termos destas propriedades.

GEMELLI (2001) afirma que a corrosão é um fenômeno de interface que afeta materiais orgânicos e principalmente materiais inorgânicos. Manifesta-se através de reações químicas irreversíveis acompanhadas da dissolução de um elemento químico do material para o meio corrosivo ou da dissolução de uma espécie química do meio no material. Sendo a corrosão uma reação de interface irreversível em que ocorrem reações de oxidação e de redução entre o metal e um agente oxidante.

Num aspecto muito difundido e aceito universalmente, GENTIL (2004) define a corrosão como a deterioração de um material, geralmente metálico, por ação química ou eletroquímica do meio ambiente aliada ou não a esforços mecânicos, considerando uma reação espontânea. A deterioração causada pela interação físico-química entre o material e o seu meio operacional representa alterações prejudiciais indesejáveis, sofridas pelo material, tais como desgaste, variações químicas ou modificações estruturais, tornando-o inadequado para o uso.

Em alguns casos, pode-se admitir a corrosão como o inverso do processo metalúrgico, cujo objetivo principal é a extração do metal a partir de seus minérios ou de outros compostos, ao passo que a corrosão tende a oxidar o metal. Assim, muitas vezes o produto da corrosão de um metal é bem semelhante ao minério do qual é originalmente extraído [GENTIL, 2004]. GEMELLI (2001), também confirma esse pensamento conceituando que em geral, nos processos de corrosão, os metais reagem

com os elementos não metálicos presentes no meio, particularmente o oxigênio e o enxofre, produzindo compostos semelhantes aos encontrados na natureza, dos quais foram extraídos. A Figura 7 demonstra esse como seria esse ciclo dos metais.



GENTIL (2004), também afirma que os problemas de corrosão são frequentes e ocorrem nas mais variadas atividades, como por exemplo nas indústrias química, petrolífera, petroquímica, naval, de construção civil, automobilística, nos meios de transporte aéreo, ferroviário, metroviário, marítimo, rodoviário e nos meios de comunicação, como sistemas de telecomunicações, na odontologia (restaurações metálicas, aparelhos de prótese), na medicina (ortopedia) e em obras de arte como monumentos e esculturas.

Com o avanço tecnológico mundialmente alcançado, os custos da corrosão evidentemente se elevam, tornando-se um fator de grande importância a ser considerado já na fase de projeto de grandes instalações industriais para minimizar futuros processos corrosivos. Como já comentado, o processo corrosivo de um material de aço-carbono de um duto é inevitável, logo, o que for possível para adiar a deterioração do material é válido.

Ainda para GENTIL (2004), bilhões de dólares poderiam ser economizados se todas as medidas economicamente viáveis fossem usadas para prevenção contra corrosão. Esta importância pode ser considerada sob alguns aspectos básicos, destacando-se como o primeiro deles o econômico, traduzido pelo custo da corrosão que

envolve valores exorbitantes e pelos custos que envolvem a conservação das reservas minerais e consumo energético.

#### 2.1.1.1 *Formas de Corrosão*

Como a corrosão é um modo de destruição do metal, progredindo através de sua superfície, esse processo pode ocorrer sob diferentes formas, em que podem ser apresentadas considerando-se a aparência ou forma de ataque e as diferentes causas da corrosão e seus mecanismos. Assim, conforme GENTIL (2004), pode-se ter corrosão segundo:

- Morfologia - uniforme, por placas, alveolar, puntiforme ou por pite, intergranular (ou intercrystalina), intragranular (ou transgranular ou transcrystalina), filiforme, por esfoliação, grafítica, dezincificação, em torno de corrosão de solda e empolamento pelo hidrogênio;
- Causas ou mecanismos – por aeração diferencial, eletrolítica ou por correntes de fuga, galvânica, associada a solicitações mecânicas (corrosão sob tensão fraturante), em torno de corrosão de solda, seletiva (grafítica e dezincificação), empolamento ou fragilização pelo hidrogênio.
- Fatores mecânicos – sob tensão, sob fadiga, por atrito, associada à erosão;
- Meio corrosivo – atmosférica, pelo solo, induzida por microrganismos, pela água do mar, por sais fundidos, etc.;
- Localização do ataque – por pite, uniforme, intergranular, transgranular, etc;

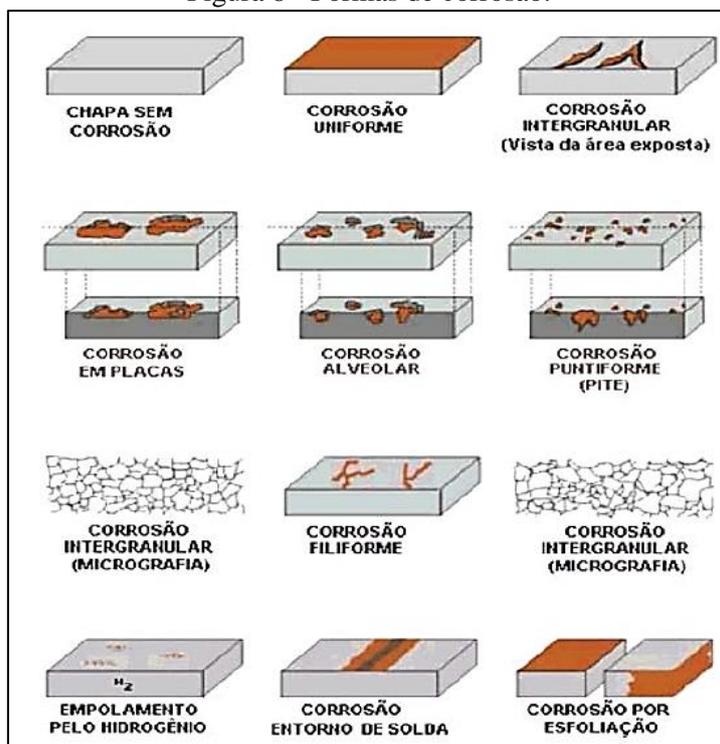
A caracterização segundo a morfologia auxilia bastante no esclarecimento do mecanismo e na aplicação de medidas adequadas de proteção, daí serem apresentadas a seguir as características fundamentais das diferentes formas de corrosão:

- Uniforme: a corrosão se processa em toda a extensão da superfície, ocorrendo perda uniforme de espessura.
- Por placas: A corrosão se localiza em regiões da superfície metálica e não em toda sua extensão, formando placas com escavações.
- Alveolar: a corrosão se processa na superfície metálica produzindo sulcos ou escavações semelhantes a alvéolos apresentando fundo arredondado e profundidade geralmente menor que o seu diâmetro.

- Puntiforme ou por pite: a corrosão se processa em pontos ou em pequenas áreas localizadas na superfície metálica produzindo pites, que são cavidades que apresentam o fundo em forma angulosa e profundidade geralmente maior do que o seu diâmetro.
- Intergranular: a corrosão se processa 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 então a corrosão sob tensão fraturante (CTF) (Stress Corrosion Cracking – SCC)
- Transgranular: a corrosão se processa nos grãos da rede cristalina do material metálico, o qual, perdendo suas propriedades mecânicas, poderá fraturar à menor sollicitação mecânica, tendo-se também corrosão sob tensão fraturante.
- Filiforme: a corrosão se processa sob a forma de finos filamentos, mas não profundos, que se propagam em diferentes direções e que não se ultrapassam. Ocorre geralmente em superfícies metálicas revestidas com tintas ou com metais, ocasionando o deslocamento do revestimento.
- Esfoliação: a corrosão se processa de forma paralela à superfície metálica.

Na Figura 8, de forma a exemplificar cada tipo, tem-se alguns dos tipos de corrosão que podem aparecer.

Figura 8 - Formas de corrosão.



Fonte: GENTIL (2004)

### 2.1.1.2 *Colônias de Defeitos de Corrosão*

O comportamento de falha de uma colônia de defeitos de corrosão próximos, conhecidos como defeitos interagentes, é muito mais complexo do que o comportamento de falha que os mesmos defeitos teriam se fossem isolados. Este maior grau de complexidade é devido à interação entre defeitos próximos.

Para BENJAMIN et al (2016), cada defeito de corrosão introduz distúrbios nos campos de tensão e de deformação da tubulação que se espalham além da borda do defeito. A região da superfície da tubulação na qual essas perturbações estão presentes é chamada de área de influência do defeito. Quando as áreas de influência de defeitos adjacentes estão sobrepostas, a pressão de falha do grupo de defeitos pode ser menor que as pressões de falha que os defeitos atingiriam se fossem isolados. A seguir os tópicos esclarecem os tipos de interação que podem existir e os tipos de colônias de defeito.

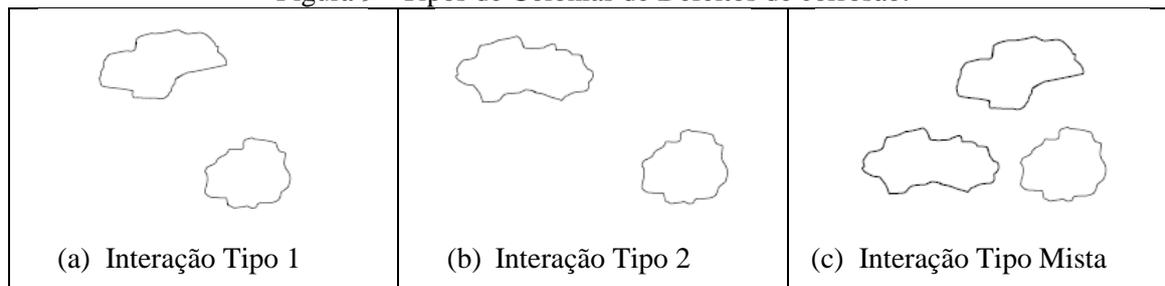
### 2.1.1.3 *Tipos de Interação*

Existem 3 tipos de interações entre os defeitos adjacentes, BENJAMIN et al (2016) esclarece que a interação Tipo 1 é encontrada em grupos de defeitos nos quais são separados circunferencialmente, mas seus perfis individuais se sobrepõem quando projetados no plano longitudinal através da espessura da parede. Um caso particular de interação Tipo 1 ocorre quando os defeitos são alinhados circunferencialmente (Consultar a Figura 9 (a)).

A interação Tipo 2 é encontrada em grupos de defeitos nos quais são alinhados longitudinalmente, ou não, e seus perfis individuais não se sobrepõem quando projetados no plano longitudinal através da espessura da parede, ou seja, seus perfis individuais projetados são separados por um comprimento de duto de espessura total da parede (Consultar a Figura 9 (b)).

E a interação do tipo mista é encontrada em colônias de forma aleatória. O exemplo mais simples dessa interação é a colônia constituída por três defeitos organizados em forma triangular (Consultar a Figura 9 (c)).

Figura 9 - Tipos de Colônias de Defeitos de corrosão.

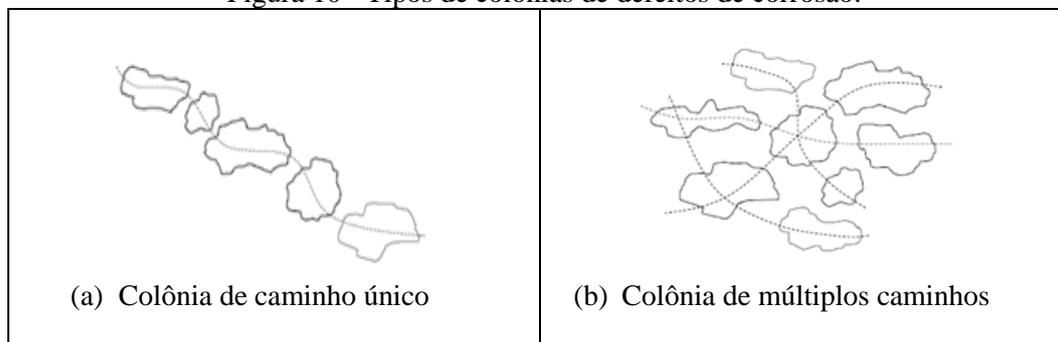


Fonte: BENJAMIN et al (2016)

#### 2.1.1.4 Tipos de Colônias de Defeitos de Corrosão

De acordo com BENJAMIN et al (2016), existem dois tipos de colônias de defeitos de corrosão. Uma colônia de caminho único é aquela na qual os defeitos são dispostos sobre a superfície da tubulação (interna ou externa) ao longo de um único caminho curvilíneo (veja a Figura 10 (a)). Uma colônia de caminhos múltiplos é aquela em que os defeitos são dispostos sobre a superfície da tubulação (interna ou externa) ao longo de mais de um caminho curvilíneo (veja a Figura 10 (b)).

Figura 10 - Tipos de colônias de defeitos de corrosão.



Fonte: BENJAMIN et al (2016)

## 2.2 TÉCNICAS DE INSPEÇÃO E MONITORAMENTO DE DUTOS

A fim de evitar acidentes e, como consequência, prejuízos econômicos e ambientais, os dutos devem ser inspecionados periodicamente, e nos locais onde haja corrosão, deve-se realizar uma avaliação de perda de massa. Segundo CABRAL (2007), existem inúmeras técnicas de inspeção e monitoramento de dutos que aumentam a segurança e eficiência do sistema. Essas técnicas incluem uma grande variedade de medidas que verificam a condição atual de integridade do duto e do ambiente o qual

está localizado, permitindo identificar, localizar e mapear possíveis defeitos na tubulação antes que se transformem em vazamentos ou causem grandes acidentes.

Logo a inspeção e reparos periódicos são muito importantes para garantir a resistência residual dos dutos. E os métodos de inspeção dos dutos ou combinações entre eles, assim como sua periodicidade, devem ser planejados de acordo com diversos fatores como: ambiente, intensidade de utilização, idade, produto transportado, etc., conforme VALENTINI (2006).

Os principais métodos de inspeção dos dutos são:

**Inspeção visual:** pode ser através do deslocamento de operadores ao longo dos trechos de dutos. A dificuldade deste método são as longas distâncias a percorrer, incluindo trechos de difícil acesso, e a vantagem é a proximidade de inspeção da parte externa dos dutos e o que a cerca.

**PIG:** Traduzidos em “*Pipeline Inspection Gauge*”, são equipamentos que, inseridos dentro do duto, viajam por toda a sua extensão, impulsionados pela própria vazão do fluido podendo executar uma grande variedade de funções. Em geral, os “*pigs*” que realizam função de limpeza, separação de produtos, ou remoção de água são denominados de “*Utility Pigs*”. Por outro lado, os “*pigs*” que fornecem informações das condições da linha (por exemplo, localização de amassamentos e ovalizações, detecção de vazamentos ou pontos onde há redução da espessura de parede do duto) são denominados “*pigs*” instrumentados, ou “*smart pigs*”. (CABRAL, 2007 apud CALDWELL et al, 2001; GENTIL, 2003; TIRATSOO, 1992).

Possuem grande capacidade de captação de dados por sensores. Os sensores podem ser mecânicos, magnéticos ou ultrassônicos, por exemplo. Possuem também a facilidade de acesso a dutos enterrados ou submarinos de grandes extensões. [VALENTINI, 2006]. A Figura 11 ilustra um “*pig*” de fluxo magnético.

Figura 11 - PIG de fluxo magnético.



Fonte: VALENTINI, (2006) apud BATTELLE, (2006)

**Testes hidrostáticos:** são realizados na instalação do duto e também posteriormente. É colocada água dentro do duto sob pressões maiores que a de trabalho.

**Monitoramento estático:** através de extensômetros colocados externamente nos dutos, conhecem-se as tensões e deformações a que o duto está submetido. A Figura 12 mostra um exemplo de um duto instrumentado com extensômetro.

Figura 12 - Duto instrumentado com extensômetro.



Fonte: VALENTINI, (2006) apud CESEC, (2006)

**Detecção de vazamento:** são posicionados sensores ao longo dos dutos para a detecção de vazamentos do produto transportado e/ou monitora-se a pressão interna em cada instante. A metodologia “*Leak Before Break*” ou LBB, baseia-se na premissa de que, conhecendo o comportamento de uma trinca em um determinado material, seria possível prever seu comportamento em um sistema com geometria e carregamento definidos, garantindo que um vazamento proveniente desta trinca seja detectado por sistemas de detecção de vazamento, antes que a trinca alcance um tamanho crítico que acarrete na falha da tubulação, por isso o termo “Vazar antes de falhar”.

### 2.3 CARREGAMENTO TÉRMICO EM DUTOS CORROÍDOS

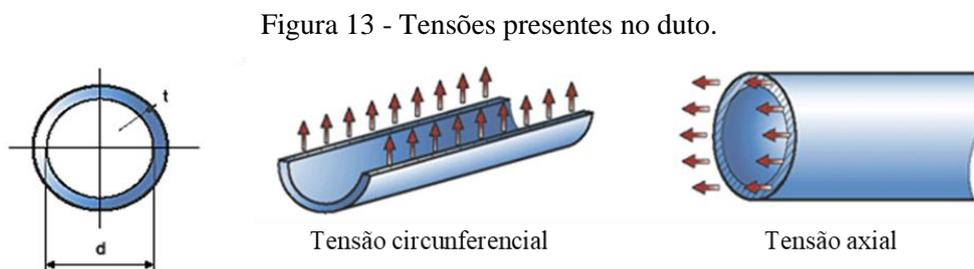
A utilização de dutos como meio alternativo de transporte de fluidos faz uso de aquecimento para um melhor escoamento do fluido, uma vez que a viscosidade do óleo combustível, por exemplo, em baixas temperaturas, como no fundo do oceano, pode deixar o fluxo carregado, havendo um acúmulo do material nas paredes da tubulação. Logo o fluido aquecido facilita seu escoamento e em consequência, ocorre uma variação na temperatura na parede duto, que tende a dilatar, causando assim esforços axiais compressivos, dependendo da geometria da linha. No trabalho de PAIVA (2015), foi

investigada a influência de um carregamento combinado de pressão interna e força axial compressiva. A força adicional seria com base no transporte de fluidos quentes, gerando uma dilatação na parede do duto devido a variação das cargas térmicas. Conforme a autora, foi constatada uma suave redução da pressão de falha associada ao aumento da temperatura, com uma perda percentual de até 5,78% para uma temperatura de 100 °C. Essa redução, para os valores menores utilizados de força axial, como  $\Delta T$  de 20 e 40° C, mostrou-se inicialmente insignificante, apresentando-se mais evidente para temperaturas maiores.

Em SILVA (2016), foram analisados dutos com defeitos de corrosão interagentes sob carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas através do MEF, nas análises foi constatado que as cargas térmicas podem reduzir significativamente a pressão de falha de dutos corroídos, com perdas percentuais até 8,86%, quando é aplicado uma temperatura relativa de 100°C. O grupo PADMEC da UFPE também está atuando ativamente na área, desenvolvendo ferramentas computacionais para gerar e analisar automaticamente dutos corroídos submetidos a carregamentos combinados, entre eles com carregamento térmico (dutos aquecidos).

Para BELMONT (2006), um duto submetido a uma variação de temperatura, poderá se deformar tanto na direção vertical como também na direção lateral, e o meio em que o duto está inserido é que determinará como o mesmo se deformará.

Considerando um duto com uma parede de espessura  $t$ , raio interno  $r$  e diâmetro externo  $D$ , vasos de pressão de paredes finas são aqueles que possuem uma relação pequena entre sua espessura e seu raio interno ( $r/t > 10$ ), e têm tensões normais circunferenciais e axiais atuando, como se pode ver na Figura 13.



Fonte: VASOS DE PRESSÃO (2018)

Para casos em que o duto esteja sujeito à ação exclusiva de pressão interna  $p$ , considerando um duto de parede fina, a tensão circunferencial  $\sigma_{cic}$  é estaticamente determinada e dada pela fórmula de Barlow:

$$\sigma_{cic} = \frac{pr}{t} \quad (1)$$

Sendo  $r$  o raio médio e  $t$  correspondente à espessura da parede do duto. Se o duto estiver sujeito também à ação de pressão externa, basta substituir a pressão interna pela diferença entre as duas.

A deformação longitudinal  $\varepsilon_L$ , é dada pela tensão-deformação para material isotrópico e linear elástico da seguinte forma (PALMER; KING, 2004):

$$\varepsilon_L = \frac{1}{E} (-\nu \cdot \sigma_c + \sigma_L) + \alpha_1 \cdot \Delta T \quad (2)$$

Na Equação 2, foi desconsiderada a tensão radial, que se faz desnecessária quando o duto é considerado de paredes finas, conforme PALMER & KING (2004). Caso o duto esteja com as extremidades fixas, tem-se que a deformação longitudinal é nula,  $\varepsilon_L = 0$ . Sendo assim, a tensão longitudinal se torna:

$$\sigma_L = \frac{\nu pr}{t} - E \alpha_1 \Delta T \quad (3)$$

Como podemos perceber na Equação 3, a tensão longitudinal possui dois componentes, um dependente da pressão interna e o outro dependente da diferença de temperatura. Considerando a área da seção transversal do duto como  $2\pi r t$ , a força longitudinal será:

$$F_L = 2\pi r t \sigma_L = 2\nu \pi r^2 p - 2\pi r t E \alpha_1 \Delta T \quad (4)$$

Caso se leve em consideração a força aplicada ao fluido no interior do duto que gera a pressão interna, na Equação 4 será adicionado um termo referente a isso. A área da seção transversal então vale  $\pi r^2$  e a tensão radial será expresso por  $-\nu p$ . Com isso, a força pode ser expressa pela área multiplicada pela tensão:

$$F_f = -\pi r^2 p \quad (5)$$

Adicionando o termo da Equação 5 a Equação 4, obteremos que a força efetiva será expressa por:

$$F = -(1 - 2\nu)\pi r^2 p - 2\pi r t E \alpha_1 \Delta T \quad (6)$$

Para o aço, o valor de  $(1 - 2\nu)$  será sempre positivo. Adicionalmente, na maioria dos casos, a diferença de temperatura será positiva. Dessa forma, o valor da força efetiva será negativo, ou seja, a pressão interna provoca uma tensão compressiva nas extremidades do duto e a diferença de temperatura gera uma tensão adicional, também compressiva. [SILVA, 2016]

Sendo assim, nota-se na equação acima, que caso a diferença de temperatura seja considerável ela contribui bastante para o colapso do duto.

## 2.4 MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS

Em conformidade com CABRAL (2007), os principais métodos existentes para avaliação de defeitos de corrosão em dutos utilizam conceitos da Mecânica da Fratura que, modificados por dados empíricos, resultam em expressões semi-empíricas que, se aplicadas dentro de seus limites de validação, permitem estimar a pressão de ruptura de dutos com defeitos, o que é importante para garantir a operacionalidade do transporte dutoviário. Os métodos também se baseiam em ensaios experimentais até a ruptura dos dutos, e ultimamente, em simulações de elementos finitos.

Segundo SOUZA (2003), no final da década de 60, a AGA (American Gas Associate) em conjunto com o Columbus Laboratories of the Battelle Memorial Institute, em Columbus – Ohio, iniciaram um trabalho de pesquisa para examinar o comportamento do início da fratura em vários tipos de defeitos de corrosão em dutos em escala real. Fazia parte deste estudo determinar a relação entre o valor da pressão de ruptura (obtidos de testes hidrostáticos) com o número e tamanho dos defeitos.

A equação gerada neste estudo ficou conhecida como NG-18 Surface Flaw Equation e tem a seguinte forma:

$$\sigma_{rup} = \sigma_{flow} \cdot f_R \quad (7)$$

Onde:

$\sigma_{rup}$  - Tensão circunferencial da parede do duto no instante da ruptura, numa região fora do defeito.

$\sigma_{flow}$  - Tensão de escoamento média do material (“flow stress”).

$f_R$  - Fator de redução, dado pela forma abaixo:

$$f_R = \left[ \frac{1 - \alpha \frac{A}{A_0}}{1 - \alpha \frac{A}{A_0} M^{-1}} \right] \quad (8)$$

Onde:

$A$  - Área longitudinal de material perdido.

$A_0$  - Área longitudinal original da região corroída.

$M$  - Fator de dilatação (“bulging factor” ou fator de Folias).

O fator de dilatação  $M$  (“*Folias factor*”) foi criado para levar em consideração a influência da deformação, em forma de uma bolha, na tensão circunferencial que está sendo aplicada na região corroída, o mesmo é adimensional. O fator de dilatação pode ser expresso por:

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot \left(\frac{L^2}{D \cdot t}\right) - 0,003375 \cdot \left(\frac{L^2}{D \cdot t}\right)^2} \quad (9)$$

Onde:

$L$  - Comprimento longitudinal do defeito.

$D$  - Diâmetro externo do duto.

$t$  - Espessura de parede do duto.

A tensão de escoamento média ( $\sigma_{flow}$ ) foi definida como uma tensão compreendida entre a resistência ao escoamento e a resistência à tração do material, ou seja,  $\sigma_{esc} < \sigma_{flow} < \sigma_u$ .

A tensão circunferencial ou “*hoop stress*” ( $\sigma_c$ ), como vista anteriormente, é obtida a partir de uma relação da pressão interna do duto pela área da seção transversal da parede:

$$\sigma_{cic} = \frac{P_i D}{2t} \quad (10)$$

No estado limite, considera-se que a pressão interna ( $P_i$ ) é igual à pressão de falha ( $P_{fail}$ ), e conseqüentemente  $\sigma_{cic} = \sigma_{rup}$ . Portanto, a pressão de falha é dada por:

$$P_{fail} = \frac{2\sigma_{rup}t}{D} \quad (11)$$

Substituindo a Equação 7 na 11, chega-se a:

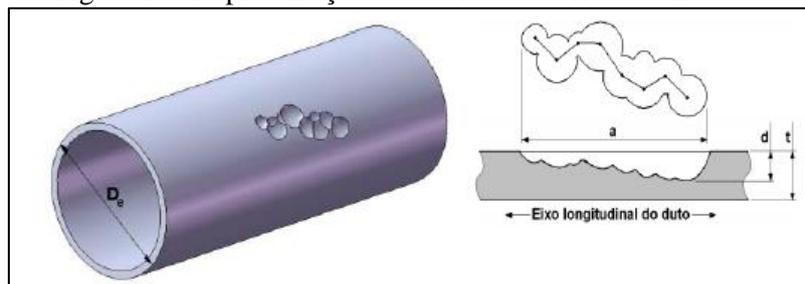
$$P_{fail} = \frac{2 \cdot t \cdot \sigma_{flow} \cdot f_R}{D} \quad (12)$$

Substituindo a Equação 8 na 12, determina-se a pressão de falha do duto:

$$P_{fail} = \frac{2 \cdot t \cdot \sigma_{flow}}{D} \left[ \frac{1 - \alpha \frac{A}{A_0}}{1 - \alpha \frac{A}{A_0} M^{-1}} \right] \quad (13)$$

A equação acima é, portanto, dependente das propriedades do material, da geometria e características do defeito. A área longitudinal do material perdido pode ser determinada por meio da técnica de projeção (CABRAL, 2007 apud CRONIN e PICK, 2000a; SOUZA et al, 2005). Na qual o ponto de maior perda de espessura de cada linha circunferencial de dados (dentro do defeito) é projetado no plano longitudinal que corta a parede do duto. A Figura 14 ilustra a técnica de projeção do defeito, sendo “*a*” o comprimento total e “*d*” a profundidade do defeito.

Figura 14 - Representação de defeitos de corrosão em dutos.



Fonte: CORDEIRO (2009)

Os modelos semi-empíricos citados no presente trabalho serão apresentados nos subitens seguintes.

#### 2.4.1 Modelo ASME B31G

O modelo ASME B31G (1991) foi desenvolvido a partir do critério da NG-18 *Surface Flaw Equation*. O emprego deste método está limitado às várias condições, entre elas, podemos destacar:

- Apenas carregamento de pressão interna;
- Defeitos de corrosão com profundidade compreendida entre 10% e 80% da espessura de parede do duto;

As considerações feitas para a sua aplicação são as seguintes:

- A tensão de fluxo no instante da ruptura é igual à tensão de escoamento média ( $\sigma_{flow}$ ) em MPa, que é dada por:

$$\sigma_{flow} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \quad (14)$$

Onde:  $\sigma_{esc}$  - tensão ou resistência ao escoamento do material.

- O defeito é considerado curto se  $L \leq \sqrt{20 \cdot D \cdot t}$  e longo se  $L > \sqrt{20 \cdot D \cdot t}$ , onde L é o comprimento do defeito;
- A área original ( $A_0$ ) da região corroída é calculada como:

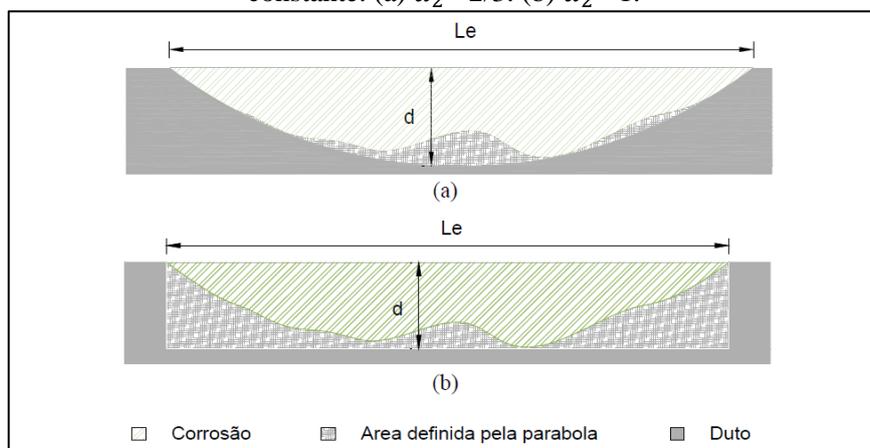
$$A_0 = L \cdot t \quad (15)$$

- A área corroída (A), pode ser expressa por:

$$A = \alpha_2 \cdot L \cdot d \quad (16)$$

Onde, “ $\alpha$ ” nessa equação é a constante que define a forma geométrica adotada para representar a área de material perdido e “ $d$ ” é a profundidade máxima do defeito. A partir do perfil parabólico, tem-se a área de perda de metal definida para defeitos curtos como  $\alpha_2 = 2/3$  (Figura 15 (a)). Quando o comprimento do defeito aumenta, a representação parabólica da área de perda de metal se torna menos precisa. Porém, para defeitos longos a ASME B31G (1991) considera a área de perda de metal como um perfil retangular com  $\alpha_2 = 1$  (Figura 15 (b)).

Figura 15 - Forma Geométrica utilizada para representar a área de material perdido através da constante. (a)  $\alpha_2 = 2/3$ . (b)  $\alpha_2 = 1$ .



Fonte: TORO (2014)

A pressão de falha em dutos com defeitos curtos é dada por:

$$P_{fail} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2d}{3t} M^{-1}} \right] \quad (17)$$

Onde o fator de dilatação,  $M$ , é obtido como:

$$M = \sqrt{1 + 0,8 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)} \quad (18)$$

A pressão de falha em dutos com defeitos longos é dada pela equação abaixo, lembrando que ao satisfazer a condição do comprimento, o fator de dilatação tende a infinito ( $M \rightarrow \infty$ ), significando que os defeitos são considerados infinitamente longos.

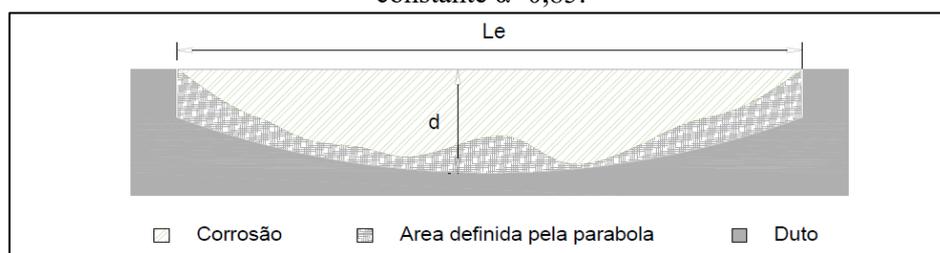
$$P_{fail} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \frac{2 \cdot t}{D} \left[ 1 - \frac{d}{t} \right] \quad (19)$$

#### 2.4.2 Modelo ASME B31G modificado ou 0.85dL

De modo a diminuir o conservadorismo do modelo B31G (1991) para defeitos longos, o método ASME B31G modificado foi desenvolvido. KIEFNER e VIETH (1989) introduziram duas principais mudanças, na tensão de fluxo e no fator de dilatação. O fator de dilatação foi modificado para obter valores mais exatos e uma pressão de falha menos conservadora. Também apresentaram uma nova geometria para o defeito de corrosão. Esta geometria tem um formato entre o parabólico e retangular, como mostra na Figura 16. O fator empírico utilizado para a geometria é  $\alpha_2 = 0,85$ , ou seja, a área considerada para o cálculo é 85% da área total do defeito, enquanto que na norma anterior era utilizado 66,7% da área total para defeitos curtos e 100% para defeitos longos.

Sua faixa de aplicação é para defeitos de corrosão com profundidade compreendida entre 20% e 80% da espessura nominal de parede do duto inclusive na região do cordão de solda do tipo SAW (soldagem por arco submerso).

Figura 16 - Forma geométrica utilizada para representar a área do material perdido através da constante  $\alpha=0,85$ .



Fonte: TORO (2014)

Para Kiefner e Vieth (1989) a tensão de fluxo deve ser obtida da seguinte forma:

$$\sigma_{flow} = \sigma_{esc} + 68,95 \text{ MPa} \quad (20)$$

Antes de se determinar a pressão de falha, deve-se analisar se o defeito é considerado curto ou longo, como segue:

- Um defeito é considerado curto, quando satisfaz a condição:  $L \leq \sqrt{50 \cdot D \cdot t}$ .

Neste caso, o fator de dilatação é obtido como:

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot \left(\frac{L^2}{D \cdot t}\right) - 0,003375 \cdot \left(\frac{L^2}{D \cdot t}\right)^2} \quad (21)$$

- Um defeito é considerado longo, quando satisfaz a condição:  $L \geq \sqrt{50 \cdot D \cdot t}$ .

Neste caso, é obtido o fator de dilatação como:

$$M = 3,3 + 0,032 \cdot \frac{L^2}{D \cdot t} \quad (22)$$

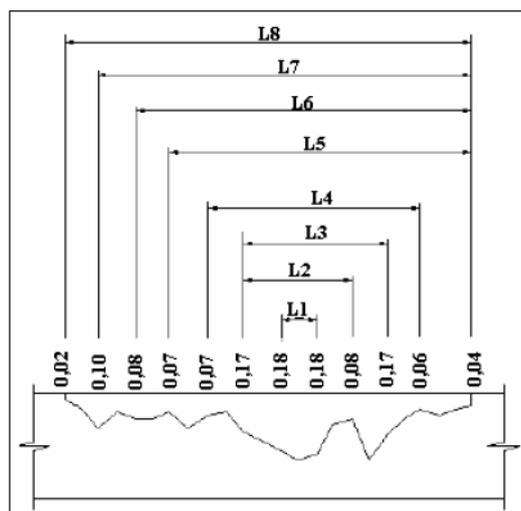
Portanto, neste modelo a pressão de falha é determinada por:

$$P_{fail} = (\sigma_{esc} + 68,95) \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - 0,85 \cdot \frac{d}{t}}{1 - 0,85 \cdot \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (23)$$

#### 2.4.3 RSTRENG “Effective Area”

Conforme CABRAL (2007), este método se baseia em definir diversos defeitos de comprimentos variados ( $L_1, L_2, \dots, L_n$ ), contidos dentro do comprimento total do defeito ( $L$ ), conforme ilustrado na Figura 17, e calcular a pressão de ruptura para cada um deles. Cada um dos comprimentos de defeito ( $L_1, L_2, \dots, L_n$ ) é denominado de  $L_{efetivo}$  e sua respectiva área corroída de  $A_{efetiva}$ .

Figura 17 - Ilustração dos comprimentos para o cálculo pelo método RSTRENG “Effective Area”.



Fonte: CABRAL (2007) apud SOUZA (2003)

A área original da região corroída ( $A_0$ ) para cada  $L_{\text{efetivo}}$  é dada por:

$$A_0 = (L_{\text{efetivo}}) \cdot t \quad (24)$$

Onde “ $t$ ” é a espessura de parede do duto.

Os parâmetros para o cálculo da pressão de ruptura para o método “Effective Area” através do software RSTRENG, são os mesmos do 085dL (KIEFNER e VIETH, 1989), só que trabalhando com a área e comprimento efetivo. A Tabela 3 demonstra os parâmetros para o cálculo da pressão de ruptura.

Tabela 3 - Parâmetros para o método “Effective Area”.

<b>RSTRENG “Effective Area”</b>	
$\sigma_{flow}$	$\sigma_{flow} = \sigma_{esc} + 69MPa$
$\alpha$	$\alpha_2 = 0,85$
<b>Defeitos curtos</b>	
$L_{\text{efetivo}}$	$L_{\text{efetivo}} \leq \sqrt{50} \cdot D \cdot t$
$M$	$M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot \left(\frac{L_{\text{efetivo}}^2}{D \cdot t}\right) - 0,003375 \cdot \left(\frac{L_{\text{efetivo}}^2}{D \cdot t}\right)^2}$
<b>Defeitos Longos</b>	
$L_{\text{efetivo}}$	$L_{\text{efetivo}} > \sqrt{50} \cdot D \cdot t$
$M$	$M = 3,3 + 0,032 \cdot \left(\frac{L_{\text{efetivo}}^2}{D \cdot t}\right)$

Fonte: CABRAL (2007)

A pressão de ruptura para cada defeito de comprimento ( $L_{efetivo}$ ) é determinada então pela seguinte expressão:

$$P_{fail} = (\sigma_{esc} + 68,95) \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0}}{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0} M^{-1}} \right] \quad (25)$$

#### 2.4.4 DNV RP-F101

Essa recomendação prática se aplica na avaliação de dutos contendo defeitos de corrosão, interna ou externa, sujeitos:

- Carregamento de pressão interna;
- Carregamento de pressão interna combinada com compressão longitudinal (somente para defeitos isolados).

A norma é baseada em duas alternativas de avaliação da corrosão, em que a principal diferença está no critério de segurança adotado. A primeira alternativa, chamada de parte A, utiliza o critério de segurança adotado na DNV “*Offshore Standard*”- F101 (2015), “*Submarine Pipeline Systems*”. Os fatores de segurança levam em consideração a propagação natural nas propriedades do material, espessura da parede e variações de pressão interna. Incertezas associadas ao dimensionamento do defeito e a especificação das propriedades do material são especificamente consideradas na determinação da resistência à pressão (capacidade). Utilizam-se equações probabilísticas, juntamente com os fatores parciais de segurança, para se determinar a pressão de operação admissível.

A segunda alternativa, chamada de parte B, é baseada no conceito de tensões admissíveis ASD (“*Allowable Stress Design*”). É calculada a pressão de falha e depois se multiplica a mesma por um fator baseado no fator de projeto original. As considerações nas incertezas com o tamanho da corrosão ficam a critério do usuário.

Os tipos de corrosão que podem ser avaliados por esta norma são:

- a) corrosão interna no material base;
- b) corrosão externa no material base;
- c) corrosão de geometria complexa;
- d) corrosão em soldas;

- e) corrosão em soldas ao longo da circunferência;
- f) colônias de corrosão que interagem.

Quando o duto está submetido a apenas carregamento de pressão interna, a norma é recomendada para defeitos isolados, defeitos interagentes e defeitos de formato complexo. Já para carregamento de pressão interna combinada com compressão longitudinal, apenas para defeitos isolados é qualificada. Lembrando que essa compressão longitudinal pode ser devido a cargas axiais, cargas de flexão, carregamento térmico, etc.

Quando existem colônias de corrosão que interagem, precisa-se verificar se um defeito de corrosão está influenciando o outro. Se sim, os defeitos são considerados como um único defeito maior. Os defeitos são considerados como isolados somente se as seguintes condições forem atendidas:

- 1) O espaçamento circunferencial angular entre defeitos adjacentes  $\phi$  :

$$\phi > 360 \sqrt{\frac{t}{D}} \quad (26)$$

- 2) O espaçamento axial entre defeitos adjacentes  $s$ :

$$s > 2\sqrt{Dt} \quad (27)$$

As equações empíricas desenvolvidas pela organização norueguesa autônoma e independente Det Norske Veritas foram validadas através de análises de elementos finitos e por meio de 138 ensaios a escala real (*full-scale*), incluindo defeitos reais e artificiais (usinados). Esta norma não é recomendada para os seguintes casos:

- Dutos fabricados com materiais que não sejam de aço-carbono;
- Carregamentos cíclicos e defeitos (trincas);
- Combinação de corrosão e trincas;
- Corrosão combinada a danos mecânicos;
- Perda de metal atribuídos a danos mecânicos;
- Defeitos de soldagem na fabricação;
- Profundidade do defeito superior a 85% da espessura original da parede do duto.

Para aplicação desta norma também se considera que os aços modernos para dutos, tem uma tenacidade adequada e que neles ocorrem o chamado colapso plástico. [SILVA, 2016]

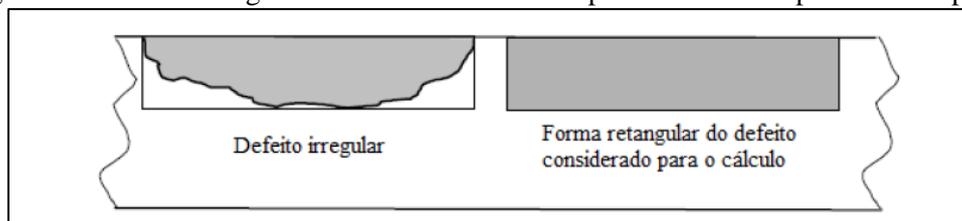
A seguir é apresentada a equação para obter a pressão de falha de defeitos isolados submetidos à ação exclusiva de pressão interna, os quais assumem um perfil retangular, como mostra a Figura 18:

$$P_{fail} = \frac{2 \cdot \sigma_u \cdot t}{D - t} \left[ \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (28)$$

Onde o fator de dilatação, M, é obtido como:

$$M = \sqrt{1 + 0,31 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)} \quad (29)$$

Figura 18 - Forma retangular do defeito considerada para o cálculo da pressão de ruptura.



Fonte: SILVA (2016) apud DNV (2015)

#### 2.4.5 Mixed Type of Interaction (MTI)

A consequência de projetar os perfis individuais de defeitos pouco espaçados no plano longitudinal, como na Figura 19, é a perda de dados sobre o espaçamento entre os pares de defeitos. Uma nova abordagem que cuida do espaço mais espesso existente entre o defeito de perda de metal foi proposta. O método de avaliação é chamado método MTI (BENJAMIN; CUNHA, 2006b) e é baseado nos dados geométricos que descrevem com precisão a distribuição geométrica dos defeitos. Este método pode levar em conta o comprimento da espessura de parede total que existe entre cada par de defeitos dentro de uma colônia de defeitos de forma arbitrária.

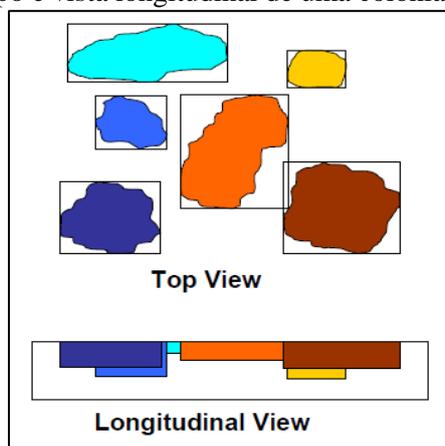
Segundo BENJAMIN et al (2007), para aplicação do MTI devem ser feitas quatro considerações básicas, que são as seguintes:

- A pressão de falha de uma colônia de defeitos de corrosão espaçados próximos é menor ou igual a menor pressão de falha dos defeitos quando considerados individualmente;
- A pressão de falha de uma colônia de defeitos de corrosão espaçados próximos pode ser menor ou igual à pressão de falha de um grupo de defeitos dentro da colônia;
- A pressão de falha de um grupo de defeitos dentro da colônia pode ser calculada usando a equação da pressão de falha de algum método de Nível 1. Nesse caso, é considerado que as dimensões do defeito combinado são o comprimento total do grupo e a profundidade efetiva do grupo de defeitos;
- A profundidade efetiva do grupo de defeitos pertencente à colônia pode ser calculada usando o volume de perda de metal de cada defeito dentro do grupo ao invés da área longitudinal de metal perdido com a corrosão.

E o procedimento de aplicação do método MTI (BENJAMIN; CUNHA, 2006b) para predição da pressão de falha de uma colônia de defeitos de corrosão é dividido em três fases:

- Predição das pressões de falha para defeitos individuais;
- Predição das pressões de falha de todas as combinações possíveis de defeitos adjacentes dentro da colônia;
- Escolha da menor de todas as pressões calculadas para ser a pressão de falha da colônia de defeitos.

Figura 19 - Vista do topo e vista longitudinal de uma colônia de defeitos de corrosão.



Fonte: BENJAMIN et al (2007)

Na primeira fase, para o cálculo da pressão de falha para os defeitos individuais, é utilizado o método DNV-RP-F101 publicado em 1999 [BENJAMIN; CUNHA, 2006b]. A Tensão de escoamento média do material é igual à tensão última do material ( $\sigma_{flow}=\sigma_u$ ), sendo assim, tem-se que:

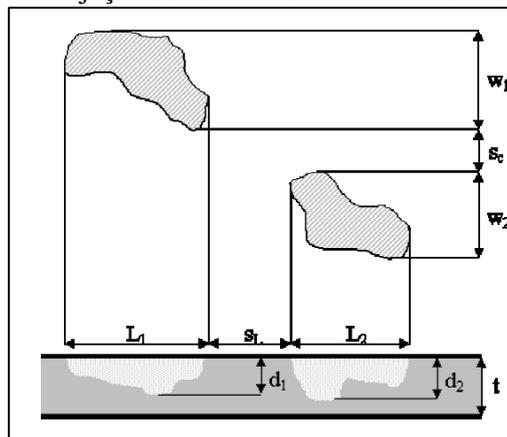
$$p_{f,i}^{isolado} = \sigma_{flow} \cdot \left( \frac{2t}{D-t} \right) \cdot \left[ \frac{1 - \left( \frac{d_i^{isolado}}{t} \right)}{1 - \left( \frac{d_i^{isolado}}{t \cdot M_i^{isolado}} \right)} \right] \quad (30)$$

Onde:

$$M_i^{isolado} = \sqrt{1 + 0,31 \frac{l_i^{isolado}}{D \cdot t}} \quad (31)$$

Os termos  $l_i^{isolado}$  e  $d_i^{isolado}$  são respectivamente o comprimento longitudinal projetado e a profundidade máxima do defeito  $i$  isoladamente da colônia. A forma de projeção pode ser vista na Figura 20.

Figura 20 - Projeção das dimensões dos defeitos de corrosão.



Fonte: BENJAMIN et al (2007)

Conforme detalhado por SILVA (2016), na segunda fase do cálculo também é utilizado o mesmo procedimento anterior, sendo que agora são analisados os grupos de defeitos. Nessa etapa é considerada a profundidade de metal perdido, a largura e o comprimento efetivo de um certo grupo “ $k$ ” de defeitos. A largura efetiva para um grupo de defeitos,  $w_k^{grupo}$ , é a soma das larguras projetadas dos defeitos individuais,

$w_i^{isolado}$ , e as distâncias circunferenciais entre os defeitos  $S_c$ . O comprimento efetivo para um grupo de defeitos,  $l_k^{grupo}$ , da mesma forma, também é a soma das larguras projetadas  $l_i^{isolado}$ , e a distância longitudinal entre os defeitos  $S_L$ . Para o defeito da Figura 20, por exemplo, a largura efetiva seria dada por  $w_k^{grupo} = w_1 + w_2 + S_c$  e o comprimento efetivo seria  $l_k^{grupo} = l_1 + l_2 + S_L$ . A profundidade efetiva é dada pela Equação 16 a seguir.

$$d_k^{grupo} = \frac{V_k^{grupo}}{l_k^{grupo} \cdot w_k^{grupo}} \quad (32)$$

Onde  $V_k^{grupo}$  é o volume efetivo de perda de metal. Para defeitos individuais temos que o volume  $V_i$  de metal perdido é dado pela multiplicação do comprimento das três dimensões espaciais entre si, comprimento  $l_i$  largura  $w_i$  e profundidade  $d_i$  ou seja,  $V_i^{isolado} = l_i^{isolado} \cdot w_i^{isolado} \cdot d_i^{isolado}$ . Se formos considerar um grupo de defeitos  $k$ , o volume total é tido como a soma dos volumes individuais, ou seja,  $V_k^{grupo} = \sum V_i^{isolado}$ .

A pressão de falha para um grupo de defeitos é expressa pela Equação 17 a seguir.

$$p_{f,k}^{grupo} = \sigma_{flow} \cdot \left( \frac{2t}{D-t} \right) \cdot \left[ \frac{1 - \left( \frac{d_k^{grupo}}{t} \right)}{1 - \left( \frac{d_k^{grupo}}{t \cdot M_k^{grupo}} \right)} \right] \quad (33)$$

Onde:

$$M_k = \sqrt{1 + 0,31 \frac{(l_k^{grupo})^2}{D \cdot t}} \quad (34)$$

Na terceira e última fase de aplicação desse método, é feita a escolha da menor pressão de falha entre as pressões de falha dos defeitos individuais e da pressão de falha para todos os possíveis grupos de defeitos adjacentes para ser a pressão de falha da colônia de defeitos, como representado pela Equação 35.

$$P_f = \min_{i,k} [(P_{f,i}^{isolado}), (P_{f,k}^{grupo})] \quad (35)$$

Na Tabela 4, tem-se os resumos dos métodos semi-empíricos estudados.

Tabela 4 - Métodos semi-empíricos.

	DEFEITOS CURTOS	DEFEITOS LONGOS
<b>ASME B31G</b> [1]	$P_{fail} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2d}{3t} M^{-1}} \right]$ $M = \sqrt{1 + 0,8 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)}$	$P_{fail} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \frac{2 \cdot t}{D} \left[ 1 - \frac{d}{t} \right]$
<b>0.85dL</b> [2]	$P_{fail} = (\sigma_{esc} + 68,95) \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - 0,85 \cdot \frac{d}{t}}{1 - 0,85 \cdot \frac{d}{t} M^{-1}} \right]$ $M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right) - 0,003375 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)^2}$	$P_{fail} = (\sigma_{esc} + 68,95) \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - 0,85 \cdot \frac{d}{t}}{1 - 0,85 \cdot \frac{d}{t} M^{-1}} \right]$ $M = 3,3 + 0,032 \cdot \frac{L^2}{D \cdot t}$
<b>RSTRENG "Effective Area"</b> [3]	$P_{fail} = 1,1 \cdot (\sigma_{esc} + 68,95) \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0}}{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0} M^{-1}} \right]$ $M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right) - 0,003375 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)^2}$	$P_{fail} = 1,1 \cdot (\sigma_{esc} + 68,95) \frac{2 \cdot t}{D} \left[ \frac{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0}}{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0} M^{-1}} \right]$ $M = 3,3 + 0,032 \cdot \frac{L^2}{D \cdot t}$
<b>DNV RP-F101</b> [4]	<b>EX. DEFEITO ISOLADO COM CARREGAMENTO DE PRESSÃO INTERNA</b>	
	$P_{fail} = \frac{2 \cdot \sigma_u \cdot t}{D - t} \left[ \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} M^{-1}} \right]$	$M = \sqrt{1 + 0,31 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)}$
	<b>1° DEFEITOS INDIVIDUAIS</b>	<b>2° DEFEITOS EM GRUPOS</b>
<b>MTI</b> [5]	$p_{f,i}^{isolado} = \sigma_{flow} \cdot \left( \frac{2t}{D - t} \right) \cdot \left[ \frac{1 - \left( \frac{d_i^{isolado}}{t} \right)}{1 - \left( \frac{d_i^{isolado}}{t \cdot M_i^{isolado}} \right)} \right]$ $M_i^{isolado} = \sqrt{1 + 0,31 \cdot \frac{l_i^{isolado}}{D \cdot t}}$	$p_{f,k}^{grupo} = \sigma_{flow} \cdot \left( \frac{2t}{D - t} \right) \cdot \left[ \frac{1 - \left( \frac{d_k^{grupo}}{t} \right)}{1 - \left( \frac{d_k^{grupo}}{t \cdot M_k^{grupo}} \right)} \right]$ $M_k = \sqrt{1 + 0,31 \cdot \frac{(l_k^{grupo})^2}{D \cdot t}}$

**3° ESCOLHA DA MENOR PRESSÃO DE FALHA**

$$P_f = \min_{i,k} [(P_{f,i}^{isolado}), (P_{f,k}^{grupo})]$$

Fonte: [1] ASME B31G (1991), [2] KIEFNER e VIETH (1989), [3] KIEFNER e VIETH (1990), [4] DNV RP-F101 (2015), [5] BENJAMIN e CUNHA (2006b)

## 2.5 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Muitas formulações matemáticas diferentes têm sido propostas e utilizadas desde 1956, quando o método dos elementos finitos foi programado pela primeira vez e ganhou o seu nome no trabalho de Turner. [NORTON, 2013].

Conforme GIACCHINI (2012), a ideia central do Método dos Elementos Finitos ou MEF, é discretizar o domínio, representando-o, ainda que de forma aproximada, por uma reunião de um número finito de elementos e resolver não o problema original, mas sim um que lhe é associado, denominado de forma fraca. LOGAN (2007) complementa afirmando que o MEF é um método numérico para resolver equações diferenciais encontradas em problemas típicos da Engenharia e da Física, incluindo análise estrutural, transporte de calor, escoamento de fluidos, transporte de massa e potencial eletromagnético. O cálculo das incógnitas se dá por meio de equações matriciais.

A aplicação do MEF se baseia na discretização do contínuo, fazendo com que o problema discretizado tenha um número finito de incógnitas para análise do meio contínuo (VAZ, 2010). ZIENKIEWICK (1945), também confirma o pensamento em que o MEF vem de uma abordagem alternativa, ao dividir a região do domínio em subdomínios ou elementos, e então construir a aproximação por parte de cada subdomínio. À medida que o número de subdivisões é aumentado, aproximações cada vez melhores são produzidas para as funções de interpolação ou forma apresentadas.

Para NORTON (2013), as tensões variam através do contínuo de qualquer componente. Dividindo esse componente em um número finito de elementos discretos conectados pelos seus nós (chamados de malha), pode-se obter uma aproximação das tensões e deformações, em qualquer parte do componente, para um dado conjunto de condições de contorno e de cargas aplicadas em alguns nós da estrutura. A aproximação pode ser melhorada pelo uso de mais elementos de tamanho menor, ao custo do aumento do tempo de processamento.

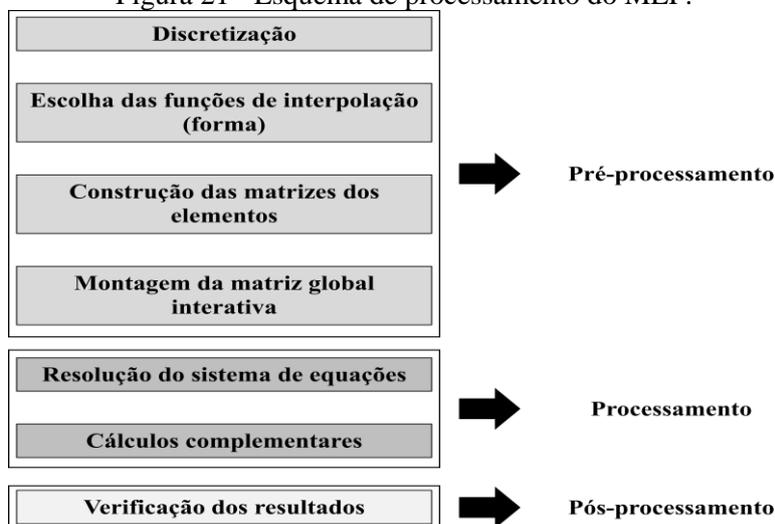
Os elementos podem ser de uma, duas ou três dimensões ou, ainda, elementos de linha, área e volume, respectivamente. Existem também disponíveis elementos 0-D para modelar molas, elementos de corpo-rígido, massas concentradas e outros tipos especiais de restrições. Eles podem ser de diferentes ordens, termo que se refere à ordem da função (normalmente um polinômio) utilizada para interpolar o deslocamento no interior do elemento. [NORTON, 2013]

No início da utilização da análise de elementos finitos, a geração de malha para um componente exigia um enorme esforço. Atualmente, geradores automáticos de malha e pré-processadores presentes nos softwares comerciais tornam essa tarefa muito mais simples. Muitos aplicativos comerciais permitem a importação do modelo direto do CAD, além de autogerar a malha de elementos finitos. A geração manual de malhas requer mais esforço e habilidade do usuário do que a geração automática, mas pode ser necessária para atingir melhores resultados na análise.

A aplicação do MEF é feita em três fases:

- **Pré-processamento:** é a própria modelagem do problema. Essa fase envolve a definição da geometria, nós, elementos, condições de contorno, materiais e carregamentos. Quando o problema lida com geometrias complexas, frequentemente se faz a utilização de recursos de importação da geometria do modelo a analisar diretamente a partir de um programa CAD pelo software de elementos finitos (DIAS et al, 2010), embora existam alguns softwares de análise por elementos finitos que possuem bons recursos de desenho acoplados.
- **Processamento** é a própria fase de cálculos da simulação, onde o extenso sistema de equações é gerado e resolvido numericamente até se obter a convergência de resultados, levando à solução.
- **Pós-processamento** envolve a observação e a avaliação dos resultados obtidos na fase anterior. Os resultados podem ser expressos por: Deslocamentos, forças, tensões, deformações, temperaturas, pressões, etc. O esquema a seguir mostra o que é feito em cada uma dessas fases.

Figura 21 - Esquema de processamento do MEF.



Fonte: Autora (2018)

## 2.6 CRITÉRIO DE ESCOAMENTO

Como a simulação dos dutos com corrosão são realizadas até a ruptura dos mesmos, a análise numérica deve ser obrigatoriamente não-linear. Para VALENTINI (2006), a análise não-linear física é aquela em que as equações constitutivas do material são não-lineares. Isto inclui materiais com comportamento elástico ou elasto-plástico não-linear.

O material não-linear elasto-plástico tem comportamento isotrópico, endurecimento isotrópico, e a superfície de escoamento está associada ao critério de escoamento de Von Mises. [VALENTINI, 2006]

Com o aumento do carregamento na estrutura, é alcançado o limite elástico que é o início do escoamento e plastificação. Dos critérios de escoamento disponíveis, um que é compatível com observações experimentais e ao mesmo tempo simples e suficiente para a utilização prática é o critério de Von Mises, que será o utilizado neste trabalho. É mais conveniente usar essa teoria com coordenadas cilíndricas, onde os componentes de tensão são combinados em uma única tensão efetiva.

### 2.6.1 Critério de Ruptura

Para MOTTA et al (2017), uma ruptura de um duto é caracterizada pelo instante em que um vazamento se desenvolve. Nos exemplos utilizados para validação, o mesmo critério de falha de ANDRADE et al. (2006) foi adotado, no qual ocorre falha quando todos os elementos ao longo da espessura da tubulação, na direção radial, atingem a tensão última verdadeira do material. Neste momento, a pressão interna se torna a pressão de ruptura do duto corroído  $P_{rup}$ , ou pressão de falha  $P_{fail}$ . Caso o colapso plástico ocorra antes de  $\sigma_{rup}$ , é considerada a pressão máxima atingida como  $P_{fail}$ . Os resultados são obtidos pela simulação do modelo com diversas pressões internas, até chegar aos critérios estabelecidos.

### 3 METODOLOGIA

Segue-se abaixo a metodologia utilizada no presente trabalho, apresentando as ferramentas utilizadas na modelagem, as etapas do trabalho e características dos espécimes.

#### 3.1 FERRAMENTAS UTILIZADAS NA MODELAGEM

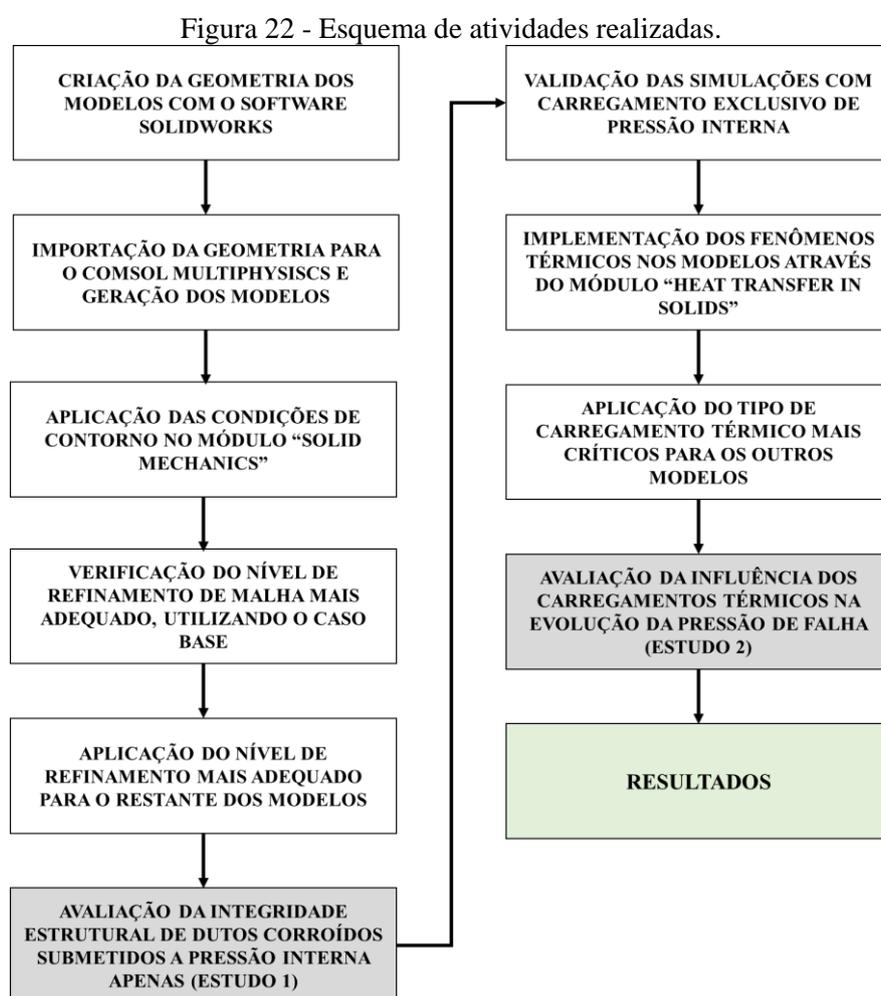
Para a construção da geometria de todos os modelos foi utilizado o software de CAD *SolidWorks*, por possuir recursos de desenho mais detalhados e específicos que o software *Comsol Multiphysics*. Para a implementação das condições de contorno, física do problema, definição da malha e análise estrutural e termomecânica o software *Comsol Multiphysics* foi utilizado, sendo um software de análise de elementos finitos, solucionador e de simulações multifísicas multi-plataformas, ao qual permite o acoplamento de diversos tipos de física. Os módulos “*Solid Mechanics*” e “*Heat Transfer in Solids*” foram utilizados.

#### 3.2 ETAPAS DO TRABALHO

A primeira etapa se resume a construção dos modelos de dutos corroídos no software de CAD *solidWorks*. A próxima etapa consistiu na importação da geometria para o software *Comsol Multiphysics* e geração dos modelos. Com isso, foi aplicada as condições de contorno no módulo “*Solid Mechanics*” e feita a verificação do nível de refinamento de malha mais adequado, utilizando um caso base. A malha mais adequada foi aplicada ao restante dos modelos. Logo o estudo 1 foi estabelecido como a avaliação da resistência residual de dutos corroídos submetidos apenas a pressão interna através do método dos elementos finitos.

Validada as simulações com carregamento exclusivo da pressão interna, foi implementado os fenômenos térmicos nos modelos através do módulo “*Heat Transfer in Solids*”, usando o carregamento térmico mais crítico, conforme a literatura de SILVA (2016), para os demais modelos. Com isso, o estudo 2 é estabelecido como a avaliação da influência dos carregamentos térmicos na evolução da pressão de falha.

A metodologia usada aborda os modelos analisados experimentalmente por BENJAMIN et al (2016), em que as pressões de ruptura obtidas foram comparadas com seis métodos analíticos semi-empíricos: o método original B31G (1991), o método RSTRENG 085dL (KIEFNER e VIETH, 1989), o método de área efetiva RSTRENG, o DNV RP-F101 (2015): Parte B para defeitos isolados, o DNV RP-F101 (2015): Parte B para defeitos interagentes e o DNV RP-F101 (2015): Parte B para defeitos complexos. Dentre os espécimes analisados pelo autor, chamados de IDTS, foram escolhidos para o presente trabalho os IDTS 13, 15, 16 e 29, ao qual serão detalhados no tópico 3.3. A Figura 22, ilustra a representação esquemática dos passos realizados.



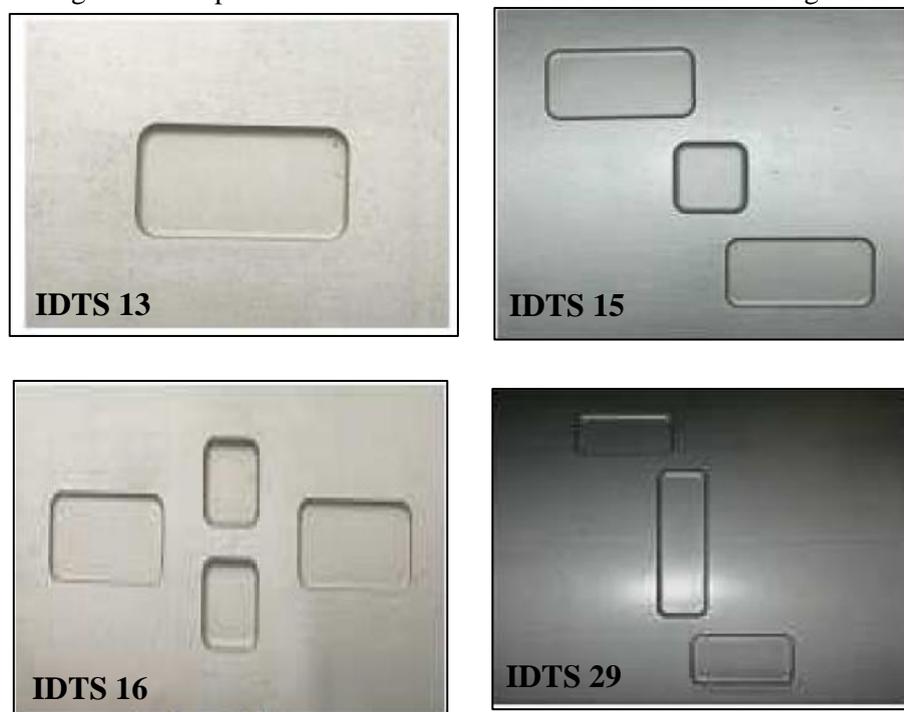
Fonte: Autora (2018)

Os dados sobre os estudos 1 e 2 são apresentados no capítulo 4 – Análise de casos, que mostra de forma mais detalhada os passos seguidos nesse trabalho.

### 3.3. CARACTERÍSTICAS DOS ESPÉCIMES

Os modelos de dutos com defeitos idealizados de corrosão, IDTS 13, IDTS 15, IDTS 16 e ITDS 29 foram fabricados e ensaiados experimentalmente em BENJAMIN et al (2016), sendo comparadas as pressões de ruptura obtidas com as previstas por seis métodos analíticos: método B31G, método 085dL, método Área Efetiva, método DNV para defeitos únicos, método DNV para defeitos interagentes e método DNV para defeitos de formato complexo. Os espécimes analisados no presente trabalho estão ilustrados na Figura 23.

Figura 23 - Espécimes tubulares com defeitos de corrosão interagentes.



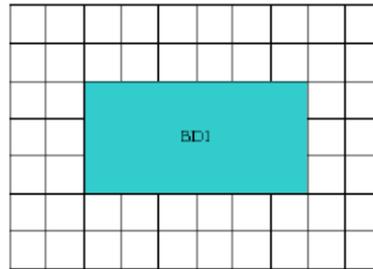
Fonte: BENJAMIN et al (2016)

Em BENJAMIN et al (2016), um extenso programa experimental foi realizado no qual espécimes tubulares contendo defeitos, produzidos por eletroerosão, foram submetidos ao teste hidrostático até a falha. Uma das características que distinguem este programa experimental de outros já realizados pelo autor é a inclusão de colônias de múltiplos caminhos.

Nas Figuras 24 a 27, é possível visualizar os tipos de defeitos presentes nas colônias de cada modelo, que estão representados na forma frontal plana e na projeção

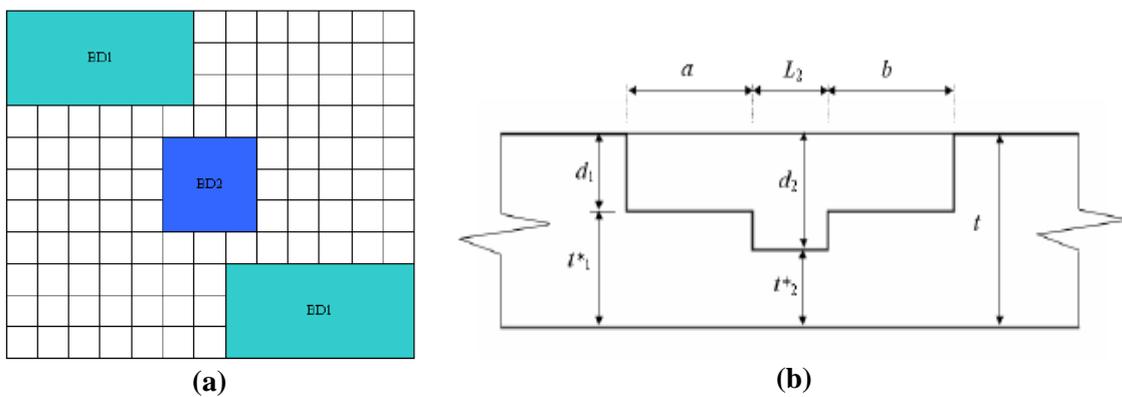
longitudinal, além disso, na Tabela 5 estão os parâmetros geométricos que definem os perfis de corrosão.

Figura 24 - IDTS 13 - Vista frontal plana.



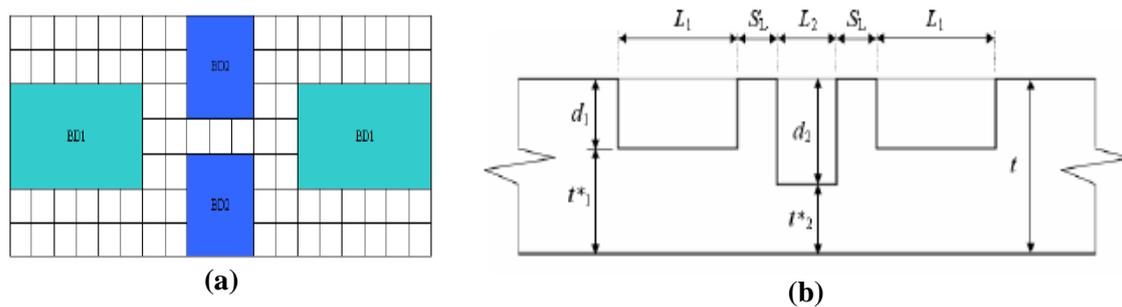
Fonte: BENJAMIN et al (2016)

Figura 25 - IDTS 15 (a) Vista frontal plana; (b) Projeção longitudinal.



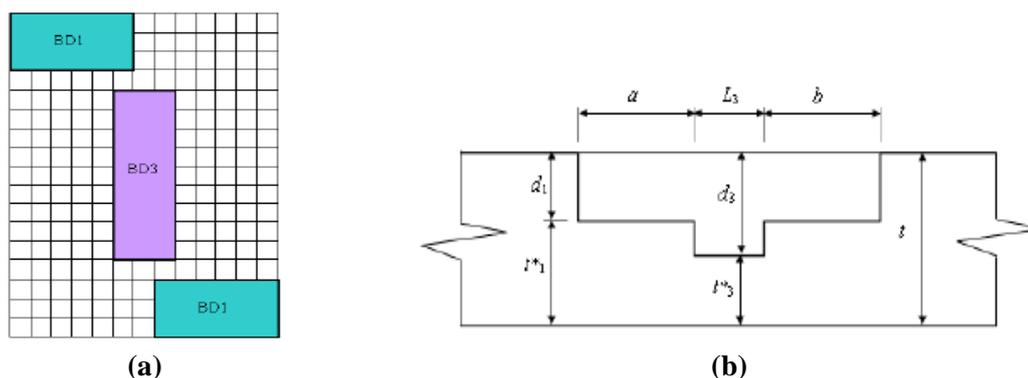
Fonte: BENJAMIN et al (2016)

Figura 26 - IDTS 16 (a) Vista frontal plana; (b) Projeção longitudinal.



Fonte: BENJAMIN et al (2016)

Figura 27 - IDTS 29 (a) Vista frontal plana; (b) Projeção longitudinal.



Fonte: BENJAMIN et al (2016)

Tabela 5 - Parâmetros geométricos dos perfis de corrosão.

Espécime	$d_1$ (mm)	$L_1$ (mm)	$d_2$ (mm)	$L_2$ (mm)	$d_3$ (mm)	$L_3$ (mm)	$a$ (mm)	$b$ (mm)	$S_L$ (mm)
IDTS 13	3,20	60	-	-	-	-	-	-	-
IDTS 15	3.20	-	4.80	30	-	-	50	50	-
IDTS 16	3.20	60	4.80	30	-	-	-	-	20
IDTS 29	3.20	-	-	-	4.80	30	50	50	-

Fonte: Autora (2018)

Nas vistas frontais de cada espécime é possível visualizar linhas horizontais (longitudinais) e verticais (circunferenciais) uniformemente espaçadas de 10 mm, formando quadrados com lados de 10 mm de comprimento.

As colônias de defeitos de corrosão em interação são constituídas pela combinação de dois ou mais dos três defeitos de base (BD1, BD2 e BD3). As falhas construídas são caracterizadas como manchas uniformes de corrosão de profundidade com bordas lisas. A Tabela 6 apresenta as características geométricas nominais dos três defeitos de base (profundidade do defeito ( $d$ ), comprimento do defeito ( $L$ ), largura do defeito ( $w$ ) e raio do canto no fundo do defeito ( $r$ )).

Tabela 6 - Características geométricas.

Defeito	$d$ (mm)	$L$ (mm)	$w$ (mm)	$r$ (mm)	$d/t$
<b>BD1</b> 	3.2	60	30	2.5	0.40
<b>BD2</b> 	4.8	30	30	3.8	0.60
<b>BD3</b> 	4.8	30	90	3.8	0.60

Fonte: Autora (2018)

Cada tubo em que estão os defeitos de corrosão interagentes possui 2,5 m de comprimento. A Tabela 6 mostra as dimensões reais das colônias de defeitos dos espécimes tubulares. As proporções das profundidades do defeito ( $\frac{d_1}{t}$ ,  $\frac{d_2}{t}$  e  $\frac{d_3}{t}$ ) para a espessura da parede  $t$  também são apresentadas nesta tabela. Pelos valores dessas proporções observa-se que todos os defeitos BD1 possuem profundidade próxima a 40% da espessura da parede e todos os defeitos BD2 e BD3 possuem profundidade próxima a 60% da espessura da parede. A profundidade máxima do grupo  $d_{clus}$  é igual à profundidade máxima do defeito mais profundo pertencente à colônia de defeitos. O comprimento do grupo  $L_{clus}$  é o comprimento total da colônia de defeitos. A largura do grupo  $w_{clus}$  é a largura total da colônia de defeitos.

As razões  $\frac{(L_{clus})^2}{D_e t}$  são apresentadas na última coluna da Tabela 7. Pelos valores dessas proporções percebe-se que os agrupamentos de espécimes IDTS 13, 15, 16 e 29 são curtos de acordo com o método B31G (1991), (defeitos em que  $L \leq \sqrt{20D_e t}$ ).

Tabela 7 - Dimensões atuais das colônias de defeitos.

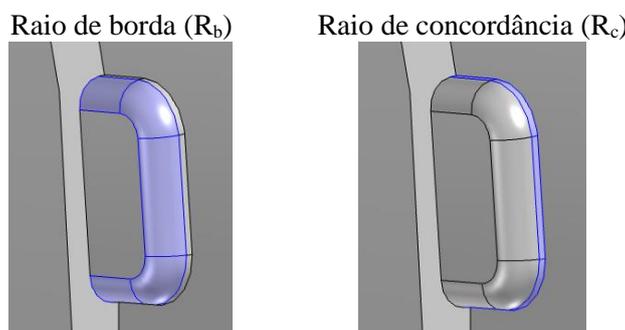
Espécime	Duto	$t$ (mm)	$d_1$ (mm)	$\frac{d_1}{t}$	$d_2$ (mm)	$\frac{d_2}{t}$	$d_3$ (mm)	$\frac{d_3}{t}$	$d_{clus}$ (mm)	$L_{clus}$ (mm)	$w_{clus}$ (mm)	$\frac{(L_{clus})^2}{D_e t}$
IDTS 13	2	7,90	3,20	0,40	-	-	-	-	3,20	60	30	0,99
IDTS 15	2	7,90	3,20	0,40	4,80	0,61	-	-	4,80	130	110	4,66
IDTS 16	1	7,91	3,20	0,40	4,80	0,61	-	-	4,80	190	70	9,95
IDTS 29	5	7,92	3,20	0,40	-	-	4,80	0,61	4,80	130	170	4,65

$$D_e = 458,6 \text{ mm}$$

Fonte: Autora (2018)

Para diminuir a concentração de tensão nas regiões de canto dos defeitos, o raio de concordância ( $R_c$ ) de 7 mm foi o mesmo utilizado por SILVA (2016).

Figura 28 - Detalhe dos raios de borda e de concordância.



Fonte: Autora (2018)

### 3.3.1 Propriedades do Material

O mesmo aço API 5L X70 utilizado no gasoduto Brasil-Bolívia, foi utilizado na fabricação das amostras ensaiadas por BENJAMIM et al (2016). A matéria-prima utilizada na pesquisa do autor foi composta por cinco dutos longitudinais soldados. Assumindo que os dutos foram feitos de diferentes materiais de placa com diferentes propriedades do material, um ensaio de tração foi realizado e obtido os seguintes resultados para a tensão última de engenharia e a tensão de escoamento inicial. No caso em estudo, os espécimes correspondem aos dutos 1, 2 e 5.

Tabela 8 - Resultados do teste de tensão para os corpos de prova de tração transversais.

Duto	Espécimes	$\sigma_{esc}$ (MPa)	$\sigma_{ult}$ (MPa)	$\frac{\sigma_{esc}}{\sigma_{ult}}$
1	IDTS 16	662	773	0.86
2	IDTS 13 / IDTS 15	639	732	0.87
5	IDTS 29	580	728	0.80

Fonte: BENJAMIN et al (2016)

De acordo com BENJAMIN et al (2016), a resistência ao escoamento apresentada nesta tabela é a tensão necessária para produzir uma deformação total de 0,5%. Os cinco limites de elasticidade são maiores que os SMYS da norma API 5L para o aço X70 (SMYS = 483 MPa) e as cinco tensões de ruptura são maiores que as SMTS do aço API 5L X70 (SMTS = 565 MPa). A razão entre a tensão de escoamento e a tração última também é apresentada na tabela. As cinco razões são menores que 0,93, que é a razão máxima aceita pela *API Specification 5L*.

Segundo a norma britânica BS 7910 – 2015, quando os dados da curva de tensão-deformação de engenharia não estão disponíveis, a seguinte abordagem pode ser considerada, em que a curva de tensão-deformação para aços ferríticos é derivada da tensão de escoamento, resistência à tração e alongamento uniforme usando o seguinte método:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \frac{A_r \sigma_y}{E} \left( \frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (35)$$

Onde

$\varepsilon$  - Deformação total

$\sigma$  - Tensão

$E$  - Módulo de Young ou elasticidade

$A_r$  - Coeficiente (Equação 36)

$\sigma_y$  - Tensão de escoamento

$n$  - Expoente de endurecimento da deformação (Equação 37)

$$A_r = \frac{E \varepsilon_y}{\sigma_y} - 1 \quad (36)$$

$$n = \frac{\log \left[ \left( \frac{E \varepsilon_u}{\sigma_u} \right) - 1 \right] - \log \left[ \left( \frac{E \varepsilon_y}{\sigma_y} \right) - 1 \right]}{\log \left( \frac{\sigma_u}{\sigma_y} \right)} + 1 \quad (37)$$

Onde

$\varepsilon_y$  - Deformação do escoamento

$\varepsilon_u$  - Deformação da tensão de ruptura

$\sigma_u$  - Tensão última de tração ou tensão de ruptura

A norma BS 7910 (2015) diz que, se  $\varepsilon_u$  não é disponível, o valor de 5% pode ser assumido. Com a finalidade de utilizar a curva de endurecimento do material, foi adicionado a plasticidade no Comsol Multiphysics. Na simulação, portanto, utilizamos a curva tensão-deformação obtida pela curva de engenharia, visualizadas nas Figuras 29, 30 e 31. O critério de falha de von Mises foi adotado nas análises e foi utilizada a regra de endurecimento isotrópica. Na Tabela 9, tem-se os pontos da curva tensão-deformação de engenharia obtidos através das equações 35, 36 e 37, a uma temperatura ambiente.

Tabela 9 - Pontos da curva tensão-deformação de engenharia.

IDTS 13 / IDTS 15		IDTS 16		IDTS 29	
$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon$	$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon$	$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon$
631	0,00307	-	-	-	-
639	0,005	651	0,00317	565	0,00275
647	0,005725224	662	0,005	580	0,005
656	0,006684892	673	0,005796051	595	0,005950063
664	0,007954687	684	0,006882596	610	0,007219553
673	0,009633262	695	0,008365706	624	0,008912458
681	0,011848775	706	0,010387478	639	0,01116284
690	0,014767172	718	0,013137395	654	0,014142504
698	0,018602635	729	0,01686698	669	0,018070365

707	0,023630751	740	0,021908661	684	0,023223843
715	0,030205029	751	0,028699933	698	0,029952664
724	0,038777592	762	0,0378142	713	0,038695507
732	0,049925005	773	0,05	728	0,05

Fonte: Autora (2018)

Como os dados da tensão e deformação obtidos pertencem a curva de engenharia, as equações 38 e 39 foram utilizadas para se obter os dados de tensão-deformação verdadeira de cada espécime, como mostra a Tabela 10.

$$\sigma_v = \sigma_e(1 + \varepsilon_e) \quad (38)$$

$$\varepsilon_v = \ln(1 + \varepsilon_e) \quad (39)$$

Onde

$\varepsilon_e$  - Deformação de engenharia

$\varepsilon_v$  - Deformação verdadeira

$\sigma_e$  - Tensão de engenharia

$\sigma_v$  - Tensão verdadeira

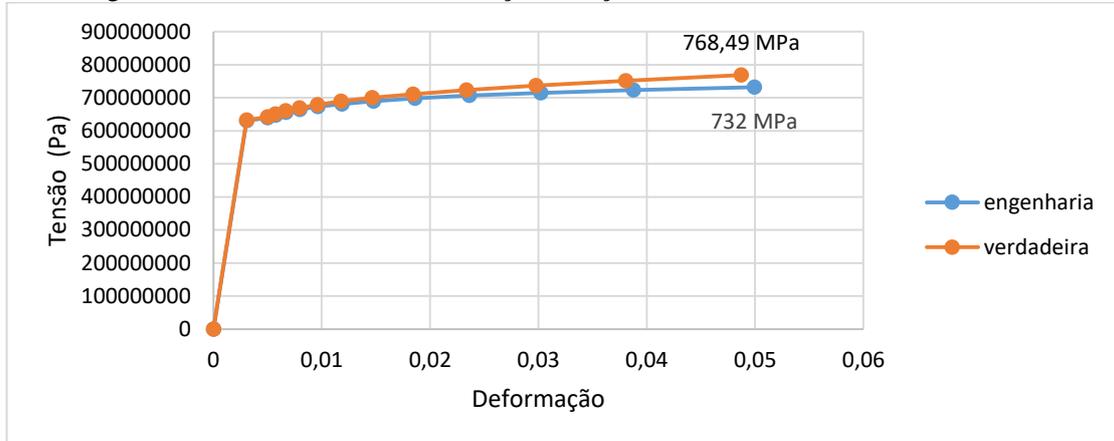
Tabela 10 - Pontos da curva tensão-deformação verdadeira.

IDTS 13 / IDTS 15		IDTS 16		IDTS 29	
$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon$	$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon$	$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon$
632,49	0,003071	-	-	-	-
642,19	0,00498754	652,96	0,00317	566,75	0,00275327
651,15	0,0057089	665,31	0,00498754	582,9	0,004987542
660,28	0,00666265	677	0,00577932	598,33	0,005932431
669,63	0,00792322	688,9	0,00685902	614	0,007193617
679,28	0,00958716	701,11	0,00833091	629,99	0,008872976
689,32	0,01177913	713,73	0,0103339	646,33	0,011100995
699,88	0,0146592	726,92	0,01305185	663,24	0,014043432
711,13	0,01843172	740,88	0,01672631	680,88	0,017909037
723,29	0,02335587	755,9	0,02167212	699,47	0,022958273
736,64	0,02975784	772,34	0,0282958	719,31	0,029512844
751,55	0,03804463	790,71	0,03711677	740,79	0,037965606
768,49	0,04871874	811,65	0,04879016	764,44	0,048790164

Fonte: Autora (2018)

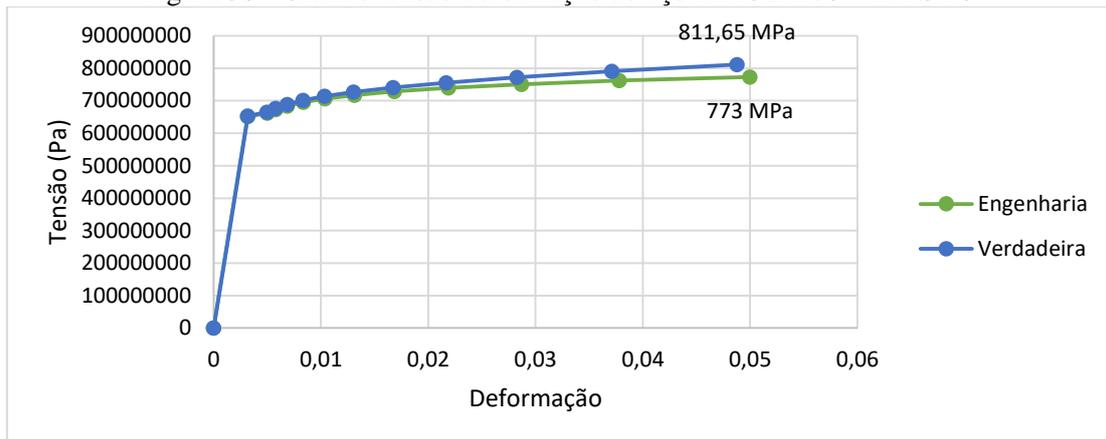
A curva tensão deformação verdadeira de cada modelo é ilustrada nas Figuras 29, 30 e 31.

Figura 29 - Gráfico tensão-deformação do aço API 5L X70 – IDTS 13 / IDTS 15.



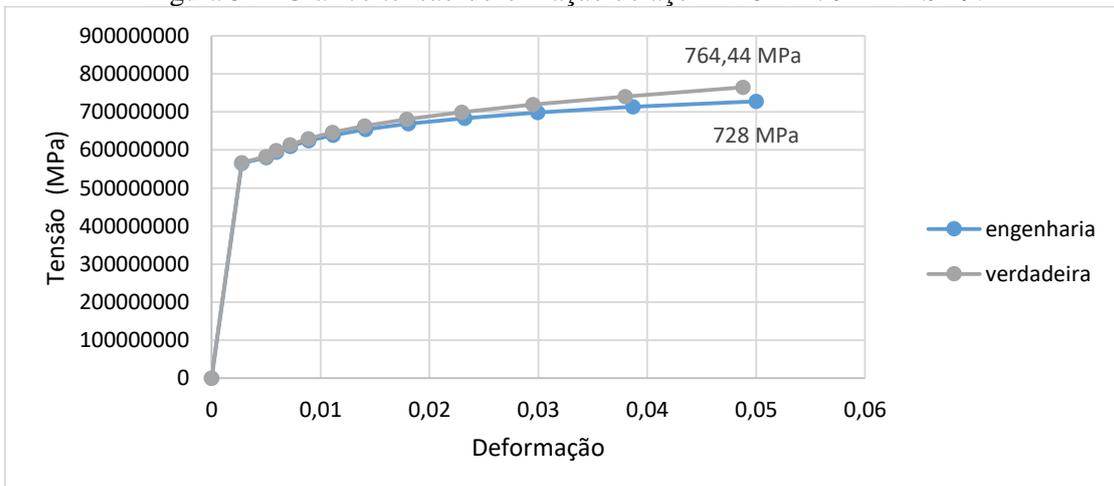
Fonte: Autora (2018)

Figura 30 - Gráfico tensão-deformação do aço API 5L X70 – IDTS 16.



Fonte: Autora (2018)

Figura 31 - Gráfico tensão-deformação do aço API 5L X70 – IDTS 29.



Fonte: Autora (2018)

A Tabela 11 mostra outras propriedades mecânicas e térmicas do aço API 5L X70 a uma temperatura ambiente, onde  $\nu$  é o coeficiente de Poisson,  $E$  é o módulo de Young,  $k$  é a condutividade térmica,  $C_p$  é a capacidade térmica à pressão constante e  $\alpha$ , nesse caso, é o coeficiente de dilatação térmica.

Tabela 11 - Propriedades do aço API 5L X70.

Propriedade	Valor	Referência
$\nu$	0,29	AVALLONE et al (2006)
$E$	205 GPa	AVALLONE et al (2006)
$k$	47 W/(m.K)	AVALLONE et al (2006)
$C_p$	419 J/Kg.K	AVALLONE et al (2006)
$\alpha$	$11,7 \cdot 10^{-6}$ mm/mm/K	Norma ASME B31.4 (2009)

Fonte: Autora (2018)

### 3.3.2 Hipóteses sobre os Modelos Estudados

Para o presente estudo foram feitas as seguintes considerações:

- Os dutos são *onshore*, circulação por terra firme, classificados como dutos enterrados e a temperatura do ambiente externo ao duto é considerada como 25° C;
- O fluido a ser transportado é o petróleo, aquecido a uma certa temperatura  $T_f$ ; que pode variar entre -30 e 120°C, conforme a NBR 15280-1 recomenda para dutos terrestres, e o escoamento é considerado como turbulento ( $500 < Re < 2 \cdot 10^5$ ).
- A velocidade do vento é assumida como calma, na faixa de 0,5 m/s.

### 3.3.3 Condições de Contorno e Carregamento

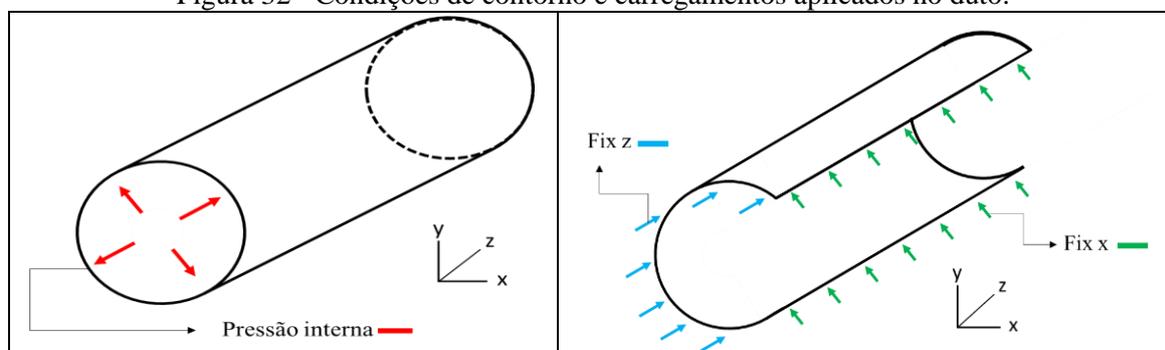
Para diminuir o tempo computacional, foram utilizadas neste trabalho condições de contorno de simetria, quando aplicáveis, no caso dos IDTS 13 e 16 foram analisados  $\frac{1}{4}$  do modelo. Também foram utilizadas restrições para eliminar o movimento do corpo rígido, fixando as bordas do espécime.

Na simulação dos modelos com carregamento exclusivo de pressão interna, adotamos a restrição no “eixo z”, anulando o movimento da direção longitudinal nas extremidades do duto. A pressão interna foi aplicada perpendicularmente a superfície e de forma incremental, variando de 0 MPa até o valor da pressão de ruptura

experimental, sendo o incremento de 0,1MPa para regiões abaixo de valores próximos da ruptura e 0,01MPa para a região em torno da pressão de falha experimental, ficando a avaliação da pressão de ruptura para ser feita manualmente. Um deslocamento prescrito zero foi posicionado no eixo  $z$  para impedir a locomoção, além disso um ponto fixo foi colocado com o intuito de impedir a rotação do modelo.

Quando considerado os efeitos termomecânicos, além das condições de contorno utilizadas nos modelos com carregamento exclusivo de pressão interna, foram utilizadas condições de contorno de temperatura na superfície interna e externa, que implica em um carregamento adicional por forças reativas causados pela dilatação do duto. A Figura 32 ilustra as condições de contorno utilizadas nos espécimes.

Figura 32 - Condições de contorno e carregamentos aplicados no duto.



Fonte: Autora (2018)

### 3.3.4 Configurações do Comsol Multiphysics para Obtenção das Soluções Numéricas

Para análise multifísica não-linear, utilizamos o módulo “*Solid Mechanics*” (mecânica estrutural) acoplado ao “*Heat Transfer in Solids*” (física térmica). A configuração dos solvers é mostrada na Tabela 12.

Tabela 12 - Configuração dos solvers.

	<i>Solid Mechanics</i>	<i>Heat Transfer in Solids</i>
<b>Solver</b>	MUMPS	PARDISO
<b>Preordering algorithm</b>	Automático	Nested dissection multithreaded
<b>Damping fator</b>	0,7	1
<b>Técnica de terminação</b>	Tolerância	
<b>Número máximo de interações</b>	100	
<b>Fator de tolerância</b>	1	
<b>Critério de terminação</b>	Solução ou residual	
<b>Fator residual</b>	1000	
<b>Tolerância relativa</b>	0,001	

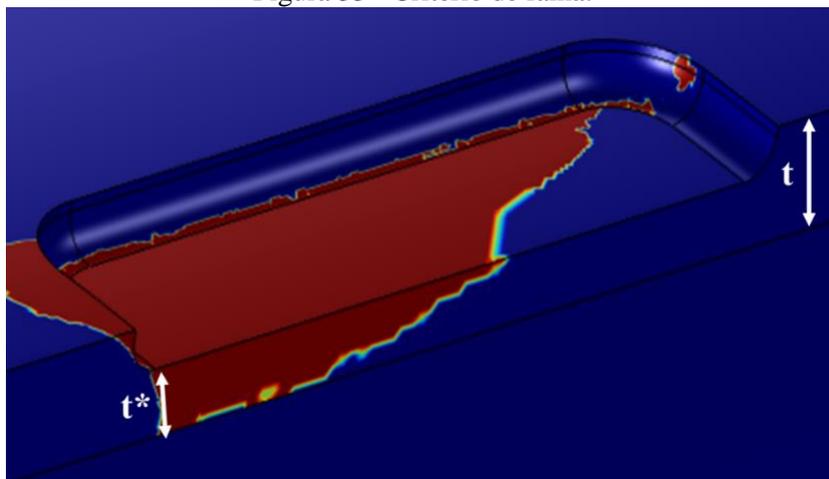
Fonte: Autora (2018)

### 3.3.5 Critério de Ruptura Adotado

Como comentado no tópico 2.6.1, o critério de falha adotado estabelece que a falha é atingida quando a tensão de von Mises ao longo de uma direção radial (todos os pontos situados através da espessura), dentro da colônia de defeitos, excede ou se iguala a tensão última verdadeira ou tensão de ruptura. Como os espécimes foram construídos em três dutos diferentes, três tensões de ruptura do material foram consideradas de acordo com a colônia de defeito.

A Figura 33 é um exemplo de como essa avaliação é feita, a região em vermelho corresponde a uma tensão acima da tensão última do material, no momento em que toda a parede do duto fica nessa cor se estabelece a ruptura numérica. Adicionalmente, se para uma determinada pressão interna  $P_i$ , em qualquer ponto do modelo surgir uma tensão acima da tensão última estabelecida, antes do critério anterior ser satisfeito, essa pressão será a pressão de falha  $P_f$ .

Figura 33 - Critério de falha.



Fonte: Autora (2018)

*t* – espessura do duto sem defeito ; *t\** espessura do duto com defeito

## 4 ANÁLISE DE CASOS

Segue-se abaixo os tópicos referentes a convergência da malha, análise do módulo de Young com o aumento da temperatura e carregamento térmico.

### 4.1 ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DA MALHA

A malha pode ser refinada variando o tamanho dos elementos finitos. Quanto menor o tamanho dos elementos, mais refinada é a malha. Logo, para início dos estudos foi feita uma análise com vários níveis de refinamento, utilizando elementos tetraédricos, para verificar qual seria a mais adequada, de acordo com a proximidade dos resultados em relação aos dados experimentais e o tempo de simulação.

No software *Comsol Multiphysics* podemos gerar malhas automáticas e também é possível customizar. Ele possui um algoritmo de geração de malha utilizando elementos tetraédricos, esse tipo de elemento pode ser utilizado em qualquer geometria. O programa inclui nove parâmetros pré-definidos de refinamento de malha: *Extremely Fine, Extra Fine, Finer, Fine, Normal, Coarse, Coarser, Extra Coarse*. Adicionalmente tais parâmetros podem ser configurados manualmente, alterando o tamanho mínimo e máximo dos elementos.

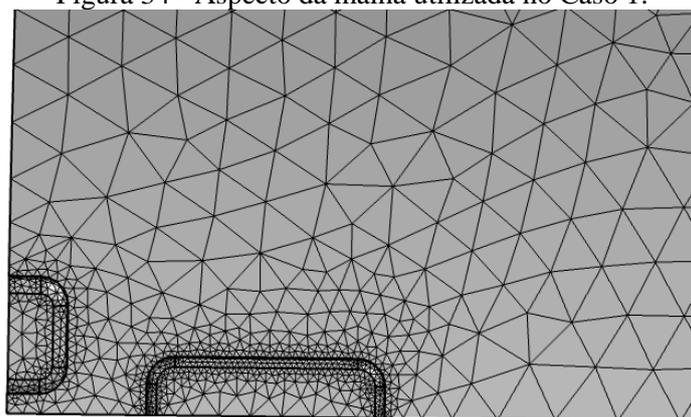
O IDTS 16 foi levado como base, uma vez que  $\frac{1}{4}$  do seu modelo pode ser analisado, diminuindo assim o tempo computacional previsto. A análise foi feita apenas com carregamento de pressão interna. A predição da pressão de falha, como explicado na seção 3.3.5 é feita no momento em que toda a extensão da parede do duto atinge uma tensão superior ou igual à tensão de última do material, que nesse caso é de 811,65 MPa.

Por conta da complexidade dos defeitos presentes nos modelos, uma vez que possuem profundidades diferentes e raios de bordas diferentes, nem todas as malhas geradas automaticamente conseguiram convergir. Apenas três casos foram validados, conforme apresentados a seguir.

#### 4.1.1 Caso 1

Para esse caso, foi utilizada uma malha refinada predefinida de tipo “*Extra Fine*” para os contornos da região do defeito, onde houve perda de metal, e “*Normal*” para o restante da geometria, as configurações para o nível de refinamento “*Normal*” e para o “*Extra Fine*” são apresentadas na Tabela 13. Uma alteração manual foi realizada no tamanho mínimo dos elementos na região do defeito, de forma a excluir erros de convergências. Dessa forma, o número de elementos tetraédricos foi de 37958 e o tempo de execução foi de aproximadamente 3 h e 9 minutos. O aspecto da malha gerada é mostrado na Figura 34.

Figura 34 - Aspecto da malha utilizada no Caso 1.



Fonte: Autora (2018)

Tabela 13 - Configuração da malha usada – Caso 1.

	Normal	Extra Fine
Tamanho máximo dos elementos	125 mm	43,8 mm
Tamanho mínimo dos elementos	1 mm	0,5 mm
Taxa de crescimento máxima	1,5	1,35
Fator de curvatura	0,6	0,3
Resolução de regiões estreitas	0,5	0,85
Número de elementos	37958	

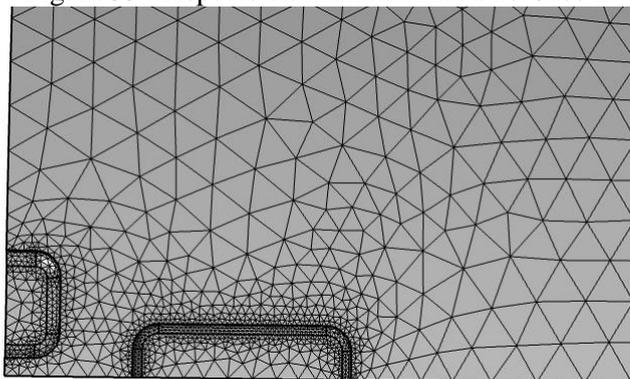
Fonte: Autora (2018)

#### 4.1.2 Caso 2

Para o caso 2, foi utilizada uma malha refinada predefinida de tipo “*Extra Fine*” para os contornos da região do defeito, onde houve perda de metal, e “*Fine*” para o

restante da geometria. Dessa forma, o número de elementos tetraédricos foi de 48394 e o tempo de execução foi de aproximadamente 4 horas e 28 minutos. O aspecto da malha gerada no caso 2 é mostrado na Figura 35. A mesma alteração manual foi realizada aqui, em relação ao tamanho mínimo dos elementos na região do defeito, de forma a excluir erros de convergências.

Figura 35 - Aspecto da malha utilizada no Caso 2.



Fonte: Autora (2018)

Tabela 14. Configuração da malha usada – Caso 2

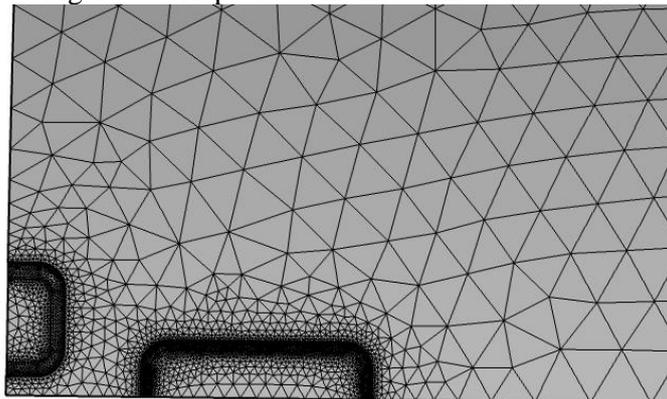
	Fine	Extra Fine
Tamanho máximo dos elementos	100	43,8 mm
Tamanho mínimo dos elementos	1 mm	0,5 mm
Taxa de crescimento máxima	1,45	1,35
Fator de curvatura	0,5	0,3
Resolução de regiões estreitas	0,6	0,85
Número de elementos	48394	

Fonte: Autora (2018)

#### 4.1.3 Caso 3

Para o caso 3, foi utilizada uma malha refinada predefinida de tipo “*Extremely Fine*” para os contornos da região do defeito, onde houve perda de metal, e “*Normal*” para o restante da geometria. Dessa forma, o número de elementos tetraédricos foi de 75122 e o tempo de execução foi de aproximadamente 14 horas. O aspecto da malha gerada no caso 3 é mostrado na Figura 36.

Figura 36 - Aspecto da malha utilizada no Caso 3.



Fonte: Autora (2018)

Tabela 15 - Configuração da malha usada – Caso 3.

	Normal	Extremely fine
Tamanho máximo dos elementos	125 mm	25 mm
Tamanho mínimo dos elementos	1 mm	0,25 mm
Taxa de crescimento máxima	1,5	1,3
Fator de curvatura	0,6	0,2
Resolução de regiões estreitas	0,5	1
Número de elementos	75122	

Fonte: Autora (2018)

#### 4.1.4 Escolha da Malha

Por conta dos diferentes tipos de defeitos (BD1, BD2 e BD3) e raios de borda, refinar a malha na região do defeito foi a solução mais viável para a convergência. Os melhores resultados foram obtidos ao utilizar uma malha predefinida como “*Extra Fine*” e “*Extremely Fine*” no defeito e no restante do corpo do duto a malha “*Normal*”.

A Tabela 16 mostra o erro percentual entre a pressão de falha experimental e a pressão de falha pelo MEF, assim como tempo computacional de cada caso.

Tabela 16 - Dados das malhas analisadas.

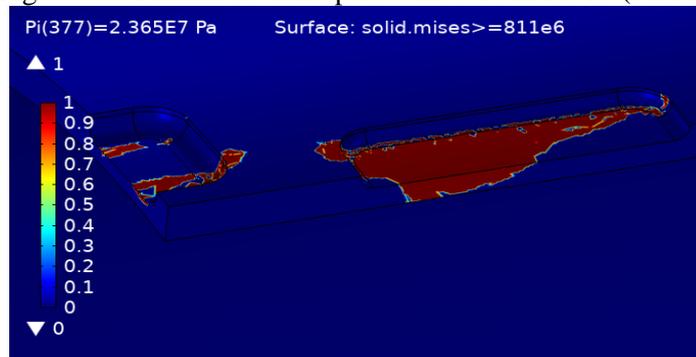
Caso	Número de elementos	Tempo de execução*	Pressão de falha	Diferença percentual (%)
1	37958	3,0 h	23,65 MPa	1,06
2	48394	4,5 h	23,84 MPa	1,88
3	75122	14 h	23,59 MPa	0,81

Fonte: Autora (2018)

\* As simulações foram executadas em um computador com processador de 4 núcleos Intel (R) Core(TM) i7-3632QM CPU @ 2.20GHz e com memória RAM de 8GB.

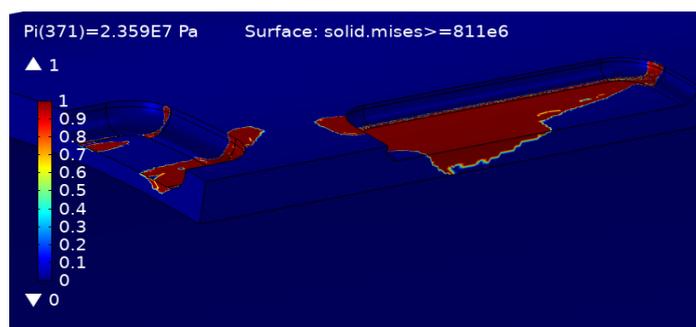
Pode-se perceber que os resultados das pressões de falha possuem alterações em suas casas decimais. As Figuras 37 e 38 mostram detalhes do momento em que a pressão de falha é atingida para o modelo IDTS 16 para os casos 1 e 3, respectivamente.

Figura 37 - Pressão de falha para o modelo IDTS 16 (caso 1).



Fonte: Autora (2018)

Figura 38 - Pressão de falha para o modelo IDTS 16 (caso 3).



Fonte: Autora (2018)

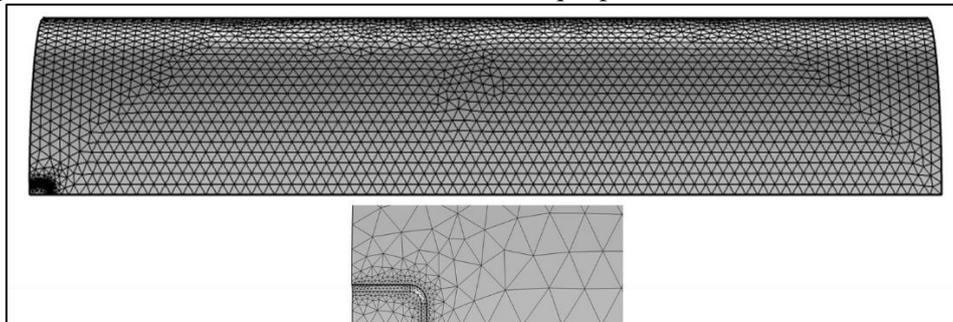
O erro percentual foi calculado tendo como base a pressão de ruptura experimental, 23,4 MPa. Como foram obtidos resultados próximos para os casos 1 e 3, escolhemos utilizar a malha que fornece uma boa acurácia, cerca de 1,06%, com um tempo de simulação menor, que nesse caso foi a malha do caso 1.

#### 4.2 PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA PARA O CASO DO CARREGAMENTO EXCLUSIVAMENTE DE PRESSÃO INTERNA

Após a análise de refinamento da malha, o caso 1 foi aplicado aos demais modelos de interesse por ser o mais adequado. Foram executadas as simulações com carregamento exclusivo de pressão interna como forma de validação de algum dos modelos executados por BENJAMIN et al (2016). Pela ausência de simetria, os

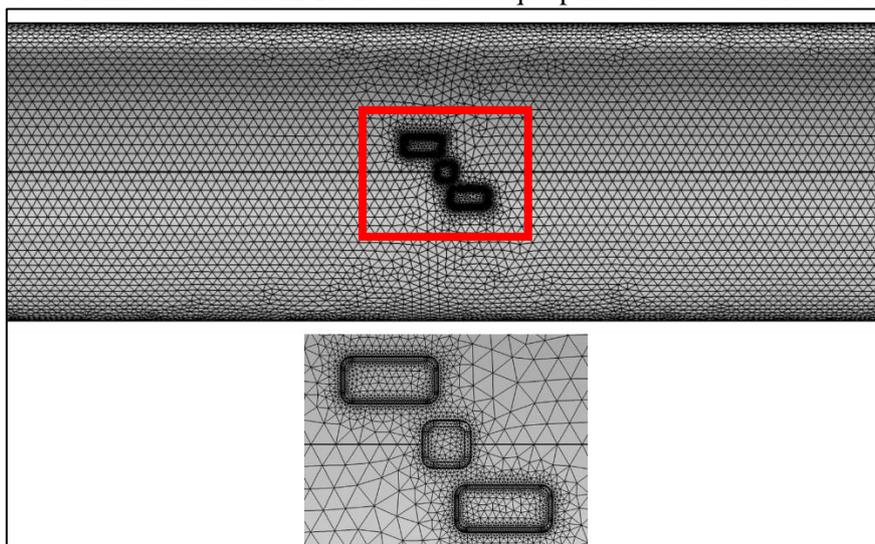
espécimes IDTS 15 e IDTS 29 foram simulados por completo, já para o IDTS 13 e 16 um quarto do modelo foi analisado. As figuras 39 a 42 ilustram a malha utilizada em cada modelo, com a área do defeito de corrosão ampliada.

Figura 39 - Malha do modelo IDTS 13 com destaque para a área do defeito de corrosão.



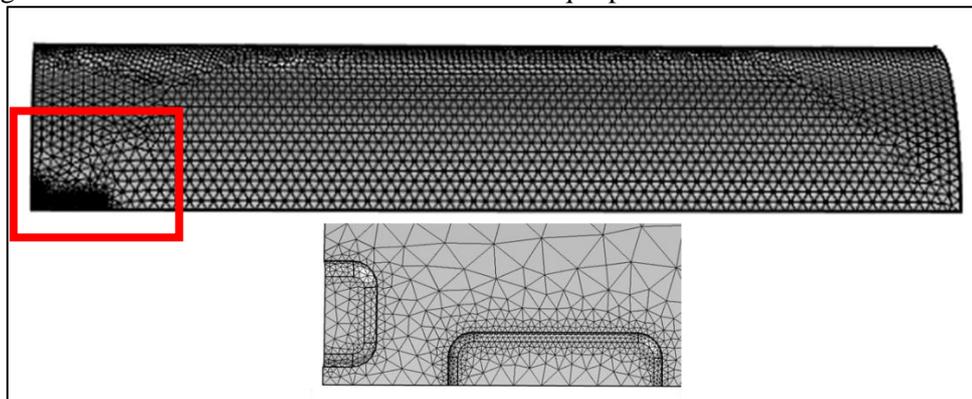
Fonte: Autora (2018)

Figura 40 - Malha do modelo IDTS 15 com destaque para a área do defeito de corrosão.



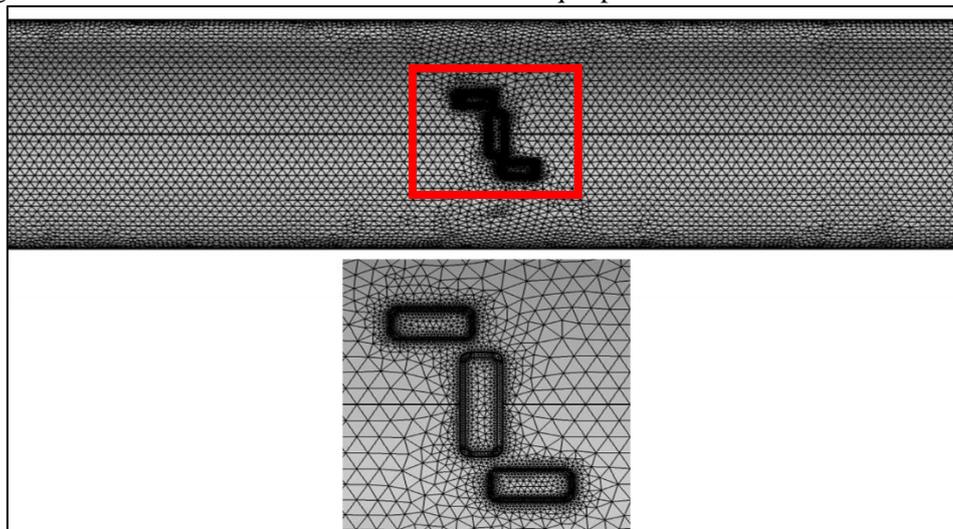
Fonte: Autora (2018)

Figura 41 - Malha do modelo IDTS 16 com destaque para a área do defeito de corrosão.



Fonte: Autora (2018)

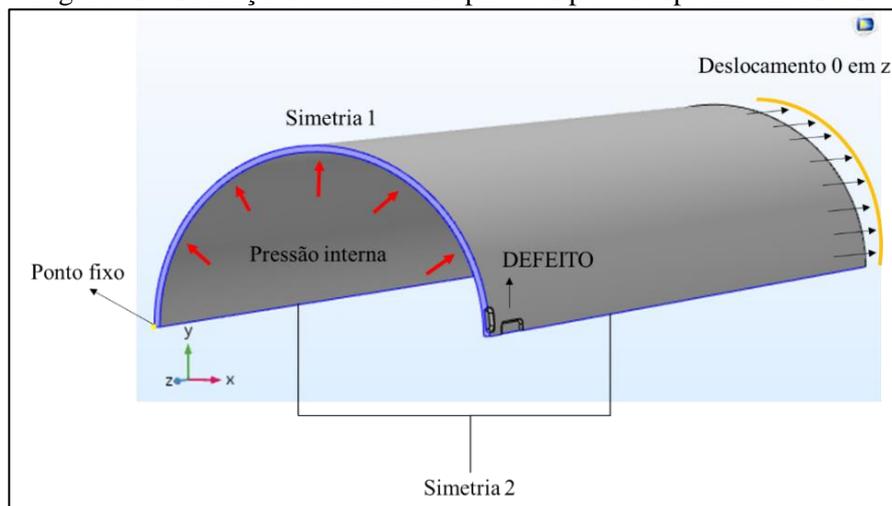
Figura 42 - Malha do modelo IDTS 29 com destaque para a área do defeito de corrosão.



Fonte: Autora (2018)

A pressão interna foi aplicada perpendicularmente a superfície e de forma incremental, como ilustra a Figura 43.

Figura 43 - Condições de contorno aplicadas para o espécime IDTS 16.



Fonte: Autora (2018)

### 4.3 CARREGAMENTO TÉRMICO

SILVA (2016), estudou três tipos de casos para a aplicação do carregamento térmico em dutos com defeitos de corrosão, sendo eles:

- Caso 1 – Temperatura da parede interna do duto igual a temperatura do fluido e a temperatura da parede externa igual a temperatura ambiente;

- Caso 2 –Temperatura das superfícies interna e externa da parede do duto igual a temperatura do fluido;
- Caso 3 –Coeficiente de convecção fluido-superfície interna do duto e convecção superfície externa-ambiente.

Foram aplicadas temperaturas relativas de 20, 40, 60, 80 e 100 °C, tanto na superfície interna quando na externa, utilizando a temperatura de referência e a temperatura ambiente igual a 25° C. A temperatura relativa  $\Delta T$  considerada no trabalho é igual a temperatura aplicada  $T$  menos a temperatura de referência  $T_R$ ,  $\Delta T = T - T_R$ .

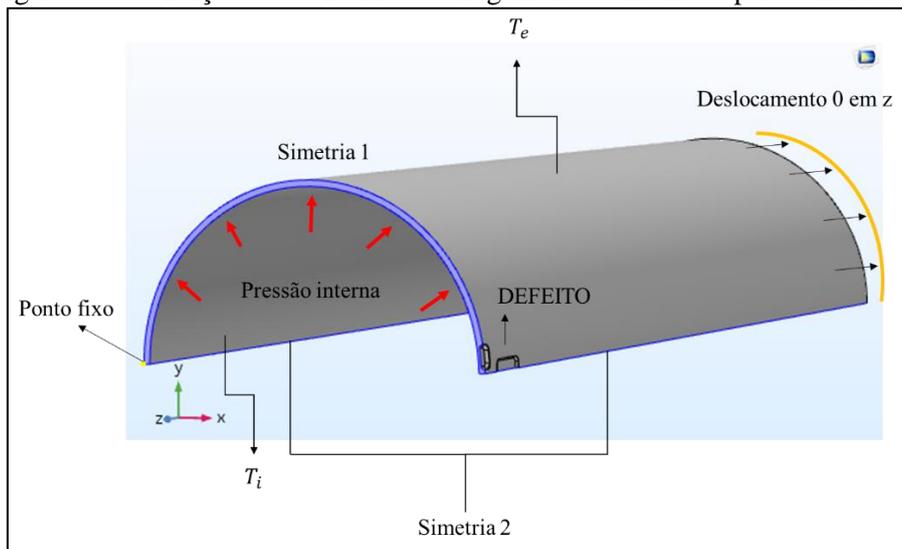
O autor concluiu o “Caso 2” como sendo a aplicação do carregamento térmico mais crítica, em que a perda percentual da pressão de falha foi maior. A perda percentual foi calculada em relação a pressão de falha predita sem aplicação do carregamento térmico. Portanto, para a análise de carregamento térmico do presente trabalho será considerada a temperatura das superfícies interna e externa da parede do duto igual a temperatura do fluido. No trabalho de SILVA (2016), também é possível concluir que a perda percentual em relação a pressão de falha é maior em temperaturas maiores, com isso os espécimes IDTS 15, IDTS 16 e IDTS 29 foram avaliados com as temperaturas de 60, 80, 100 e 120°C, seguindo a faixa de temperaturas da NBR 156-1 para dutos terrestres (-30 a 120°C).

As propriedades termofísicas do aço API 5L X70 utilizadas para a faixa de temperatura do presente trabalho foram as seguintes:

- Condutividade térmica:  $k = 47 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$
- Capacidade térmica:  $C_p = 419 \text{ J}/(\text{Kg} \cdot \text{K})$
- Coeficiente de expansão térmica:  $\alpha_1 = 11,7 \cdot 10^{-6} \text{ mm}/\text{mm}/^\circ\text{C}$

O coeficiente de condutividade térmica e a capacidade térmica foram retiradas de AVALLONE et al (2006). Já o coeficiente de dilatação térmica, a Norma ASME B31.4-2009 diz o que para aço carbono de resistência de baixa e alta liga, o coeficiente linear de expansão térmica pode ser  $11,7 \times 10^{-6} \text{ mm}/\text{mm}/^\circ\text{C}$  para temperaturas até 120°C.

Figura 44 - Condições de contorno e carregamento combinado para o IDTS 16.



Fonte: Autora (2018)

A diferença em relação as condições de contorno apresentadas na Figura 44 para o caso de aplicação do carregamento exclusivo de pressão interna, mostrado na Figura 44, é que além das condições aplicadas nesse caso (condições de simetria, pressão interna  $P_i$  e deslocamento prescrito), são aplicadas adicionalmente as temperaturas interna  $T_i$  e externa  $T_e$  diretamente nas superfícies.

#### 4.4 AVALIAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE COM A TEMPERATURA

O NIST (2005) através do “Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster”, analisou cinco propriedades mecânicas dos aços, dentre elas, a variação do módulo de elasticidade com o aumento da temperatura. Três amostras de aços WTC foram caracterizadas em um analisador termomecânico (Modelo DMA 2980, TA Instruments) sobre a faixa de temperatura  $-140\text{ }^{\circ}\text{C} < T < 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ . A análise dos dados experimentais produziram uma expressão para o módulo de Young.

Um polinômio de terceira ordem foi suficiente para representar os dados para  $0 < T < 600\text{ }^{\circ}\text{C}$  para os três aços.

$$E(T) = e_0 + e_1T + e_2T^2 + e_3T^3 \quad (40)$$

Onde

$$e_0 = 206\text{ GPa}$$

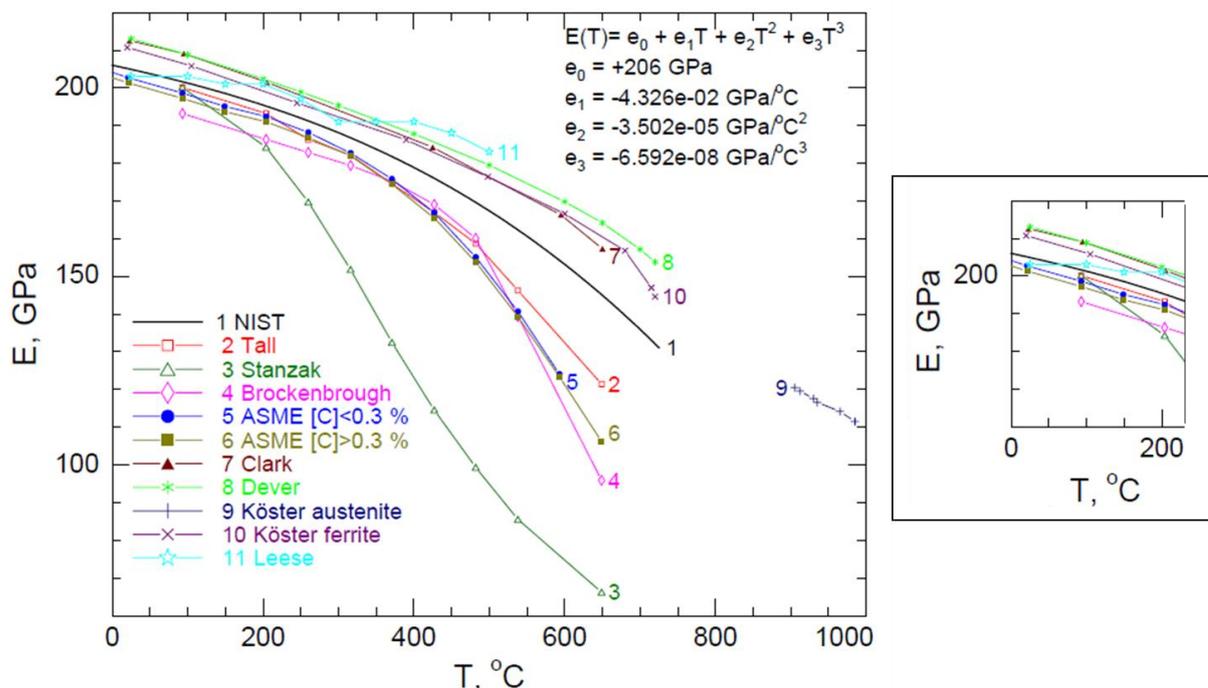
$$e_1 = -0,04326 \text{ GPa}/^\circ\text{C}$$

$$e_2 = -3,502 \times 10^{-5} \text{ GPa}/(^\circ\text{C})^2$$

$$e_3 = -6,592 \times 10^{-8} \text{ GPa}/(^\circ\text{C})^3$$

O termo constante,  $e_0$ , foi fixado como a média dos três aços a  $0^\circ\text{C}$  e não fazia parte do ajuste polinomial. O valor de temperatura ambiente para E para o ajuste está dentro da faixa dos que Galambos recomenda (NIST, 2005). A Figura 45 ilustra alguns exemplos de aço e a relação do módulo de elasticidade com a temperatura, e na margem direita uma vista aproximada da região entre as temperaturas de 0 a  $200^\circ\text{C}$ .

Figura 45 - Módulo de Young em função da Temperatura.



Fonte: NIST 2005 apud Clark 1953; Cooke 1988; Köster 1948; Dever 1972; Uddin 1975; ASME 2004.

O espécime IDTS 13 foi levado em consideração para a análise do módulo de elasticidade em função da temperatura, devido a sua geometria e por apresentar apenas um defeito isolado. A Tabela 17 tem a relação das pressões de falha, primeiramente sem a aplicação das cargas térmicas, obtendo uma pressão de ruptura pelo MEF de 25,2 MPa. Em seguida com o estudo termomecânico, resultando no decréscimo da pressão de falha. Na última coluna é possível visualizar o aumento gradativo do erro percentual com o aumento da temperatura.

Tabela 17 - Pressões de falha do IDTS 13 com E constante.

<b>IDTS 13</b>			
$(p_f)_{exp} = 26,6 \text{ MPa}$			
T (°C)	E (GPa)	$(p_f)_{MEF}$ (MPa)	Diferença (%)
Normal	<b>205</b>	25,2	5,263 <sup>1</sup>
60		24,4	2,976 <sup>2</sup>
80		24,0	4,563 <sup>2</sup>
100		23,6	6,150 <sup>2</sup>
120		23,6	6,150 <sup>2</sup>

Fonte: Autora (2018)

Nota 1 – Diferença percentual calculada em função da pressão de falha experimental.

Nota 2 – Diferença percentual calculada em função da pressão de falha obtida pelo MEF sem carregamento térmico.

Utilizando-se agora do polinômio de terceiro grau do NIST (2005), tem-se novos valores do módulo de Young para cada temperatura, com o seu decréscimo esperado. Pressões de falha através do MEF foram obtidas, e uma nova relação de erro percentual é visualizada na última coluna da Tabela 18. A Figura 46 ilustra o decréscimo de E com o aumento da temperatura como uma suave curva, a linha em pontilhado é uma referência linear.

Tabela 18 - Pressões de falha do IDTS 13 com E variável.

<b>IDTS 13</b>			
$(p_f)_{exp} = 26,6 \text{ MPa}$			
T (°C)	E (GPa)	$(p_f)_{MEF}$ (MPa)	Diferença (%)
Normal	<b>205</b>	25,2	5,263 <sup>1</sup>
60	<b>202,274</b>	24,4	2,976 <sup>2</sup>
80	<b>201,300</b>	24,0	4,563 <sup>2</sup>
100	<b>200,287</b>	23,6	6,150 <sup>2</sup>
120	<b>199,233</b>	23,3	7,341 <sup>2</sup>

Fonte: Autora (2018)

Nota 1 – Diferença percentual calculada em função da pressão de falha experimental.

Nota 2 – Diferença percentual calculada em função da pressão de falha obtida pelo MEF sem carregamento térmico.

Figura 46 - Gráfico do E em função da temperatura.



Fonte: Autora (2018)

Analisando agora os erros percentuais entre o módulo de Young constante e o variável, visto na Tabela 19, a diferença só é observada para temperaturas maiores, no caso em estudo, seria a 120 °C. Essa observação também pode ser vista novamente na Figura 45, onde para temperaturas até 100° C não existe uma alteração significativa de E. Portanto, a variação do módulo de Young não foi levada em consideração no presente estudo.

Tabela 19 - Erros percentuais do IDTS 13.

IDTS 13			
T (°C)	E = 205 GPa	E GPa (variável)	Diferença (%)
	Erro (%)	Erro (%)	
60	2,976	2,976	-
80	4,563	4,563	-
100	6,150	6,150	-
120	6,150	7,341	1,190

Fonte: Autora (2018)

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Segue-se abaixo os resultados e discussões referentes ao estudo 1 e 2.

### 5.1 PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA PARA O CASO DO CARREGAMENTO EXCLUSIVO DE PRESSÃO INTERNA (ESTUDO 1)

Nesse tópico apresentaremos os resultados obtidos neste trabalho pelo MEF em comparação com os resultados experimentais obtidos por BENJAMIM et al (2016) e com as predições de falha através de métodos analíticos semi-empíricos: método B31G (1991), método 085dL (KIEFNER e VIETH, 1989), método Área Efetiva (KIEFNER e VIETH, 1990), método DNV (2015) para defeitos isolados, método DNV (2015) para defeitos interagentes e método DNV (2015) para defeitos de formato complexo. A seguir, a Tabela 20 apresenta esses resultados e a Tabela 21 mostra a razão entre a pressão de falha do método semi-empírico e a do MEF sobre a pressão de falha experimental.

Tabela 20 - Pressão de falha dos espécimes contendo colônias de defeitos.

Espécime	$(p_f)_{MEF}$ (MPa) [1]	$(p_f)_{exp}$ (MPa) [2]	$(p_f)_{método}$ (MPa) [2]					
			B31G	085dL	DNV single	Effective Area	DNV interacting	DNV complex
<b>IDTS 13</b>	25,2	26,6	22,2	22,1	23,8	-	-	-
<b>IDTS 15</b>	23,8	24,0	17,8	16,1	16,6	17,3	-	17,3
<b>IDTS 16</b>	23,65	23,4	17,3	15,2	15,3	18,8	21,3	-
<b>IDTS 29</b>	22,9	23,4	15,9	14,4	16,0	15,7	-	17,0

Fonte: [1] Autora (2018); [2] BENJAMIN et al, 2016;

Em relação aos tipos de defeitos presentes nos espécimes, pode-se constatar que a pressão de falha de uma colônia de defeitos será menor que a de um defeito isolado. O IDTS 13 apresenta a maior pressão de falha tanto pelo MEF como experimentalmente, com uma diferença percentual de até 9,13% comparando com o IDTS 29.

Todas as pressões de falha previstas pelos métodos semi-empíricos são conservadoras, o teste do método de proporções ( $(p_f)_{método}/(p_f)_{exp}$ ) apresentado na Tabela 21, mostra valores menores do que a unidade. O método 085dL apresentou o menor valor da relação entre o previsto e a pressão real de falha, com 0,62 para o IDTS 29. Em relação ao obtido pelo MEF a razão é aproximadamente um, uma vez que

possuem valores bem próximos. Dentre os métodos semi-empíricos os que mais se aproximam da unidade, é o DNV (2015) para defeitos interagentes com razão de 0,91 com o IDTS 16. Em seguida, com o IDTS 13, vem o DNV para defeitos isolados com uma razão de 0,89, e um valor de 0,83 para os métodos B31G e 085dL.

Tabela 21 - Razão entre as pressões de falha.

Espécime	$(p_f)_{MEF} / (p_f)_{exp}$ [1]	$(p_f)_{método} / (p_f)_{exp}$ [2]					
		B31G	085dL	DNV single	Effective Area	DNV interacting	DNV complex
<b>IDTS 13</b>	0,9473	0,83	0,83	0,89	-	-	-
<b>IDTS 15</b>	0,9916	0,74	0,67	0,69	0,72	-	0,72
<b>IDTS 16</b>	1,0106	0,74	0,65	0,65	0,81	0,91	-
<b>IDTS 29</b>	0,9786	0,68	0,62	0,68	0,67	-	0,73

Fonte: [1] Autora (2018); [2] BENJAMIN et al, 2016;

A Tabela 22 contém os erros das pressões de falha previstas para os espécimes além do erro médio, no qual mostra novamente que dentre os métodos semi-empíricos, o DNV para defeitos interagentes apresenta o menor valor com 9%. O método 085dL apresentou o maior erro médio, 30,82%. Como o seu coeficiente geométrico é único e as colônias presentes nos espécimes apresentam uma variedade de profundidade e raios de borda, provavelmente ele não seria o mais adequado.

É perceptível também a excelente acurácia do MEF, com um erro médio de 2,32%, o que garante sua funcionalidade e importância para a análise de resultados. O IDTS 15 apresentou o menor erro com um valor de 0,83%.

Tabela 22 - Erros das predições de pressão de falha.

Espécime	Erro (%)						
	$(p_f)_{MEF}$ [1]	B31G [2]	085dL [2]	DNV single [2]	Effective Area [2]	DNV interacting [2]	DNV complex [2]
<b>IDTS 13</b>	5,2631	-16,5	-16,9	-10,5	-	-	-
<b>IDTS 15</b>	0,8333	-25,8	-32,9	-30,8	-27,9	-	-27,9
<b>IDTS 16</b>	1,0683	-26,1	-35	-34,6	-19,2	-9	-
<b>IDTS 29</b>	2,1367	-32,1	-38,5	-31,6	-32,9	-	-27,4
<b>Erro médio</b>	2,3253	-25,12	-30,82	-26,87	-26,67	-9	-27,65

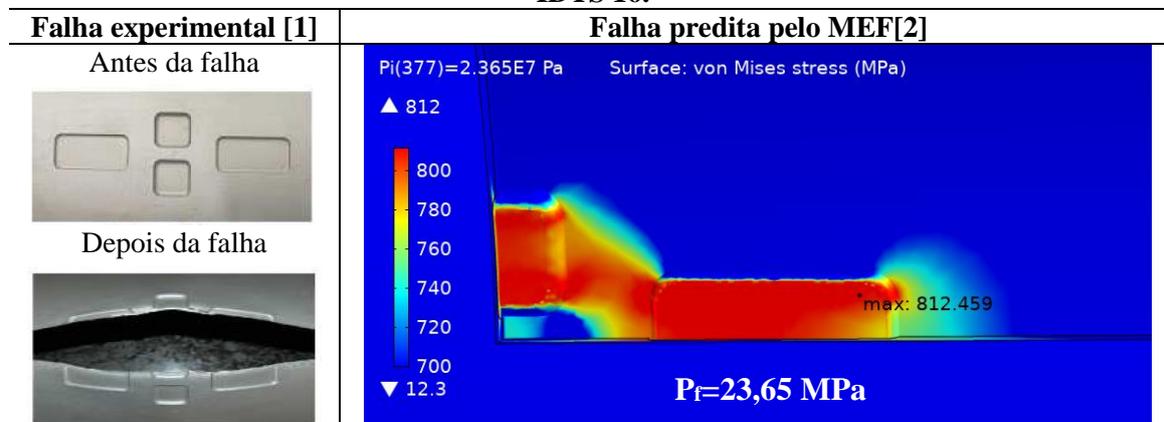
Fonte: [1] Autora (2018); [2] BENJAMIN et al, 2016;

Nota 1:  $Erro (\%) = ((Predita - Experimental) / Experimental) 100\%$

Nota 2:  $Erro\ Médio (\%) = \sum \frac{|Erro|}{N}$

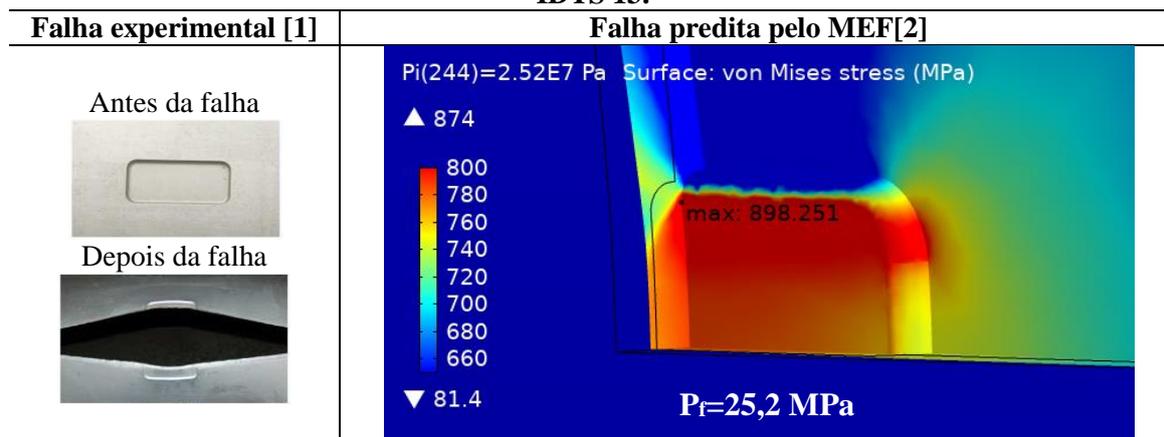
As Tabelas 23 a 26 mostram a região onde ocorre a falha obtidas no MEF em comparação aos testes de rupturas realizados por BENJAMIN et al (2016).

Tabela 23 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – IDTS 16.



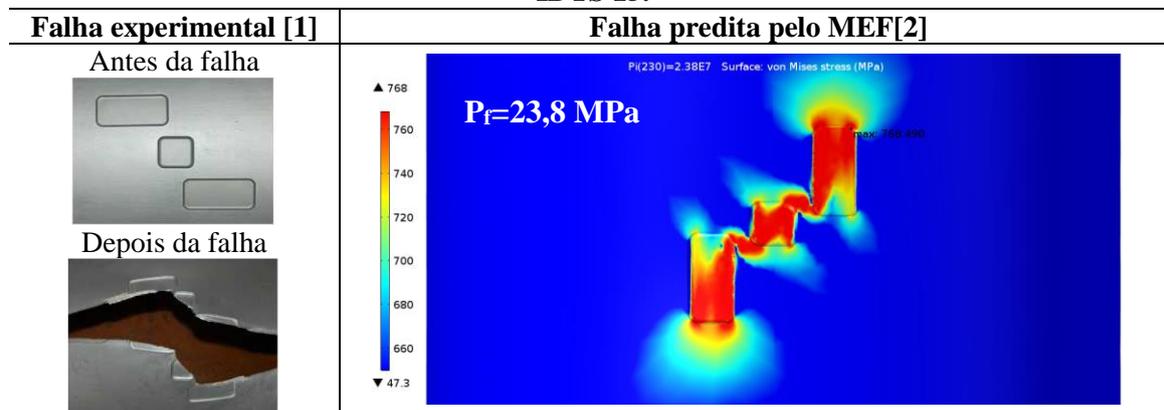
Fonte: [1] BENJAMIN et al, 2016; [2] Autora (2018)

Tabela 24 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – IDTS 13.



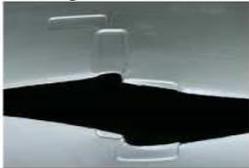
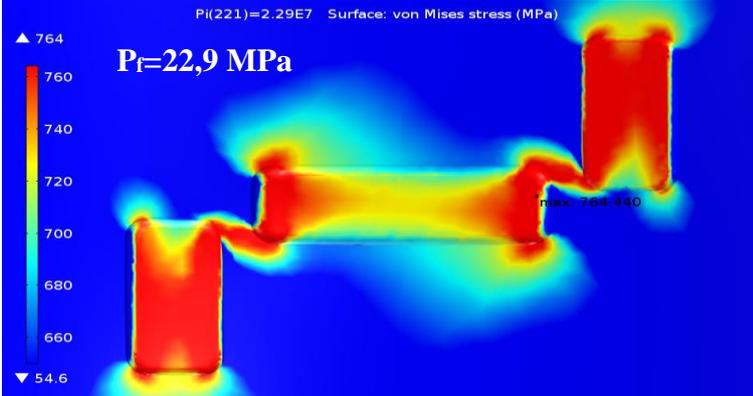
Fonte: [1] BENJAMIN et al, 2016; [2] Autora (2018)

Tabela 25 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – IDTS 15.



Fonte: [1] BENJAMIN et al, 2016; [2] Autora (2018)

Tabela 26 - Comparação da região de falha predita pelo MEF com os resultados experimentais – IDTS 29.

Falha experimental [1]	Falha predita pelo MEF[2]
<p>Antes da falha</p>  <p>Depois da falha</p> 	

Fonte: [1] BENJAMIN et al, 2016; [2] Autora (2018)

Podemos perceber que os padrões de falha obtidos em nosso estudo, através do MEF, são muito parecidos com os obtidos experimentalmente. Além do mais, podemos perceber que as maiores tensões estão na região do defeito e os valores das pressões de falha estão de bom acordo com os experimentos, mostrando a validade do nosso estudo. A região em vermelho representa uma concentração maior de tensões e é onde se localiza a tensão máxima do material.

## 5.2. PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA DOS DUTOS CORROÍDOS SUJEITOS AO CARREGAMENTO COMBINADO DE PRESSÃO INTERNA E CARGAS TÉRMICAS (ESTUDO 2)

Nesta seção se encontram os resultados principais desse trabalho, aqui será apresentado o decréscimo do valor da predição da pressão de falha para todos os espécimes estudados devido ao  $\Delta T$ , sendo eles: IDTS 13, IDTS 15, IDTS 16 e IDTS 29. Para todos esses espécimes, foi aplicado o tipo de carregamento térmico mais crítico, em que as temperaturas das superfícies interna e externa da parede do duto são iguais a temperatura do fluido.

A Tabela 28 apresenta a perda absoluta e a perda em termos percentuais da pressão de falha em função da temperatura e a pressão de falha predita sob aplicação de carregamento exclusivo de pressão interna. Em todas é possível observar o decréscimo da pressão à medida que a temperatura aumenta. O IDTS 15 obteve a maior perda percentual com 9,66% para uma temperatura de 120 °C e o IDTS 16 o menor

percentual, 6,26 %, para a mesma temperatura. A média da perda percentual para uma temperatura de 120°C é de 7.53 %, um valor considerável para dutos corroídos. A Figura 47 ilustra de forma gráfica o decaimento da pressão de falha em função do aumento das temperaturas relativas.

Tabela 27 - Perdas absolutas e percentuais das pressões de falha em função do aumento da temperatura relativa.

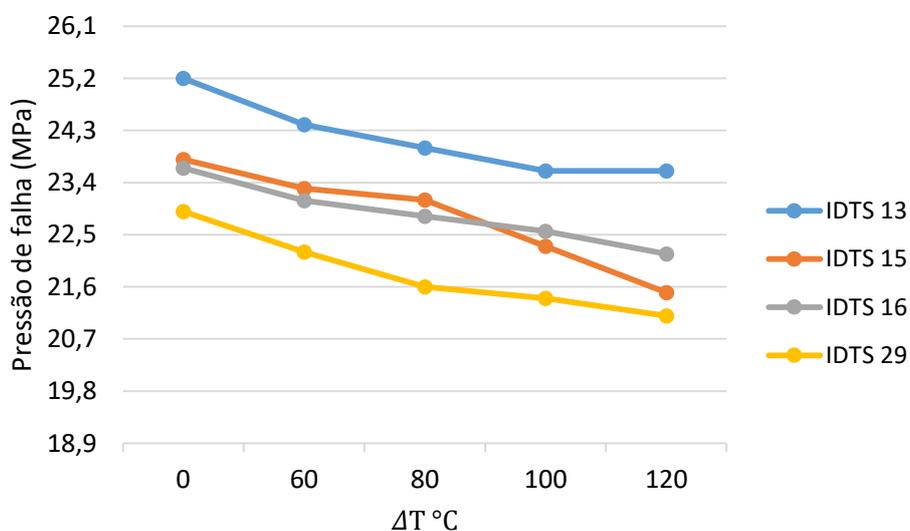
$\Delta T$ (°C)	IDTS 13		IDTS 15		IDTS 16		IDTS 29	
	Perda absoluta	Perda percentual (%)	Perda absoluta	Perda percentual (%)	Perda absoluta	Perda percentual (%)	Perda absoluta	Perda percentual (%)
60	0,8	3,17	0,5	2,10	0,56	2,36	0,7	3,05
80	1,2	4,76	0,7	2,94	0,83	3,51	1,3	5,67
100	1,6	6,34	1,5	6,30	1,09	4,61	1,5	6,55
120	1,6	6,34	2,3	9,66	1,48	6,26	1,8	7,86
<b>VR*</b>	<b>25,2 MPa</b>		<b>23,8 MPa</b>		<b>23,65 MPa</b>		<b>22,9 MPa</b>	

Fonte: Autora (2018)

Nota 1: O valor de VR (Valor de Referência) se trata dos valores de pressão de falha preditos no caso de aplicação exclusiva de pressão interna.

Nota 2: Perda percentual (%) =  $((VR - Pressão(\Delta T(°C))) / VR) 100\%$

Figura 47 - Perda da pressão de falha em função do aumento da temperatura relativa.

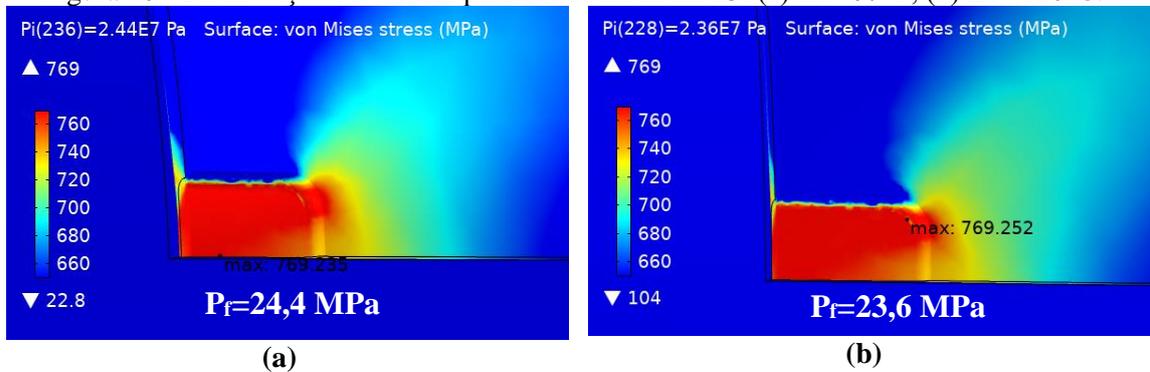


Fonte: Autora (2018)

Pode-se constatar que o aumento da carga térmica tem uma influência significativa, onde a pressão de falha sofre um decréscimo com o aumento da temperatura. Logo, além da presença de uma colônia de defeitos interagentes e fluidos a alta pressão, a temperatura influencia diretamente na resistência residual do duto. Nas Figuras 48 a 51 são apresentadas as distribuições de tensões para o caso do

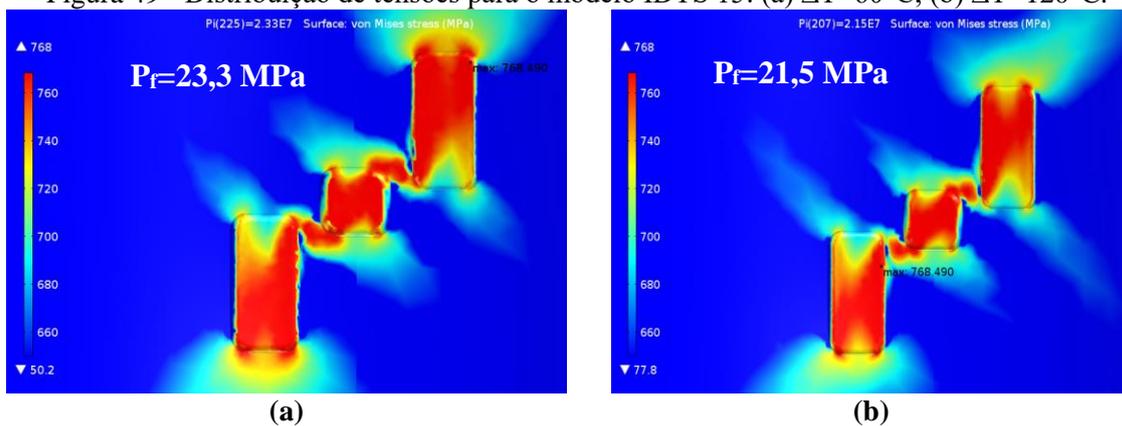
carregamento combinado de pressão interna e tensões térmicas para todos os modelos, quando submetidos a uma temperatura relativa de 60 e 120°C, as distribuições de tensões das outras temperaturas podem ser visualizadas no Apêndice A.

Figura 48 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 13: (a)  $\Delta T=60^\circ\text{C}$ , (b)  $\Delta T=120^\circ\text{C}$ .



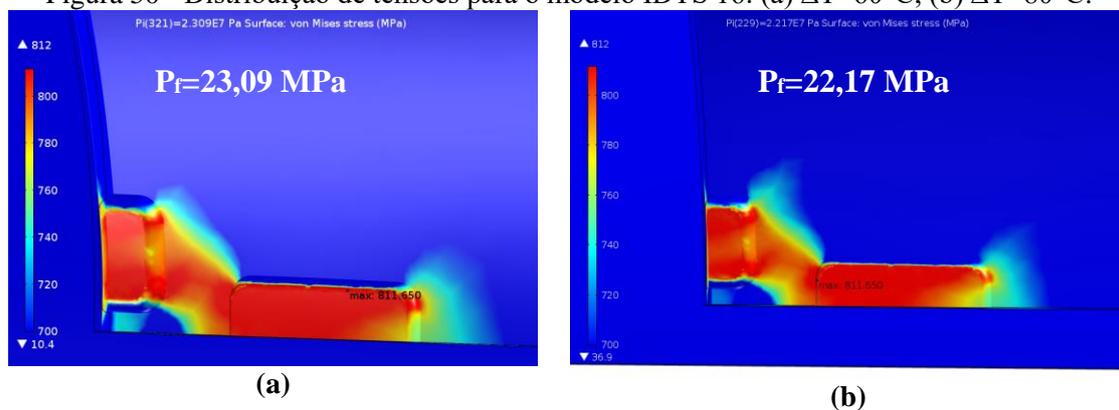
Fonte: Autora (2018)

Figura 49 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 15: (a)  $\Delta T=60^\circ\text{C}$ , (b)  $\Delta T=120^\circ\text{C}$ .



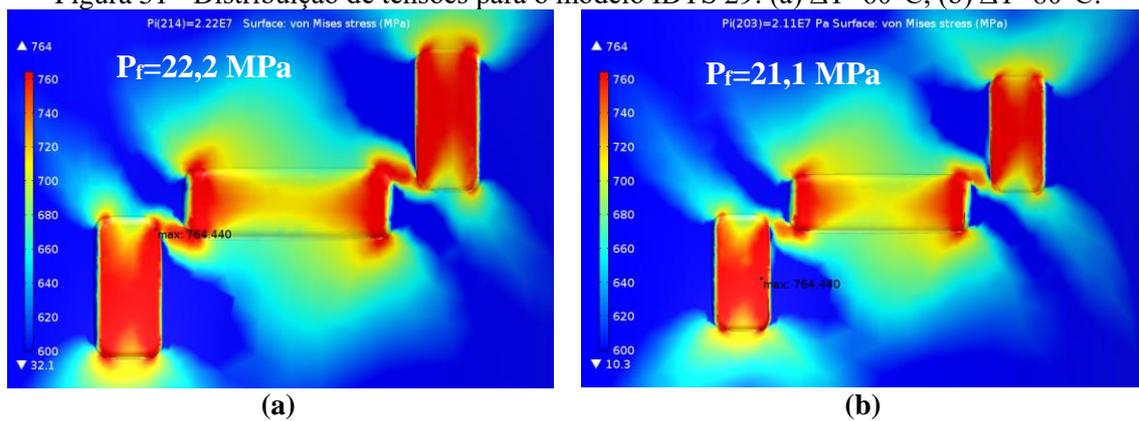
Fonte: Autora (2018)

Figura 50 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 16: (a)  $\Delta T=60^\circ\text{C}$ , (b)  $\Delta T=80^\circ\text{C}$ .



Fonte: Autora (2018)

Figura 51 - Distribuição de tensões para o modelo IDTS 29: (a)  $\Delta T=60^{\circ}\text{C}$ , (b)  $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ .



Fonte: Autora (2018)

O padrão de falha para cada temperatura ainda é o mesmo do experimental, mudando apenas a localização das tensões máximas de cada espécime.

## 6 CONCLUSÃO

Neste trabalho foi apresentado um estudo comparativo entre modelos empíricos e numéricos para previsão da pressão de ruptura de dutos contendo defeitos de corrosão. Os modelos experimentais foram desenvolvidos por BENJAMIN et al (2016) e comparados com seis métodos semi-empíricos: B31G (1991), método 085dL (KIEFNER e VIETH, 1989), método Área Efetiva (KIEFNER e VIETH, 1990), método DNV (2015) para defeitos únicos, método DNV (2015) para defeitos interagentes e método DNV (2015) para defeitos de formato complexo.

Os espécimes IDTS 13, IDTS 15, IDTS 16 e IDTS 29 foram analisados. São modelos tridimensionais de dutos contendo colônias de defeitos interagentes de caminhos múltiplos e únicos, exceto pelo IDTS 13 que contém apenas um defeito isolado.

Um primeiro estudo de referência foi realizado nesse trabalho, para verificar a integridade estrutural de dutos corroídos com carregamento exclusivo de pressão interna. Os resultados obtidos através do MEF mostram uma excelente acurácia com os as pressões experimentais e são menos conservativos em relação aos métodos semi-empíricos. É o caso do IDTS 15, que apresenta um erro de apenas 0,83% para um dos casos de refinamento, em relação a pressão de falha experimental.

Um segundo estudo levando em conta a pressão interna e cargas térmicas foi realizado para estudar a influência do carregamento térmico na variação da pressão de falha de dutos corroídos. Várias simulações foram realizadas para analisar o comportamento termomecânico de dutos corroídos e os resultados mostraram que os carregamentos mecânicos e térmicos combinados levam a redução da pressão de falha dos dutos. No caso do IDTS 15 houve um decréscimo da pressão de falha de até 9,66% a uma temperatura de 120°C na superfície do duto, comparando com o valor de referência da pressão predita pelo MEF sem aplicação de carregamento térmico. Algo preocupante na integridade do duto, uma vez que altas temperaturas associadas a grandes pressões são condições reais de operação.

Ao analisar a geometria dos defeitos de corrosão nos espécimes, é possível concluir que a interação entre os defeitos da colônia é também um ponto importante na redução da pressão de falha, comparada a defeitos isolados, uma vez que uma área de corrosão maior estará presente na parede do duto. O IDTS 13 apresentou uma diferença

percentual de até 9,13 % em relação a um dos espécimes que contém uma colônia de defeito, ou seja, sua pressão de falha é maior.

O trabalho conclui que o carregamento térmico deve ser considerado nos estudos de integridade de dutos, para garantir sua segurança operacional, pois o mesmo pode acarretar em uma diminuição considerável da pressão de falha. E que o método de elementos finitos se mostrou eficiente para avaliar e prever a pressão de falha dos dutos corroídos.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Em função dos estudos aqui realizados e apresentados, existem várias possibilidades de melhorias e extensões, dentre elas pode-se destacar:

- Analisar outros modelos de defeitos interagentes;
- Fazer uma análise paramétrica mudando a geometria dos defeitos (profundidade, dimensões, entre outros)
- Estudar a influência de efeitos termomecânicos sobre a pressão de falha de dutos corroídos, utilizando diferentes tipos de malha;
- Investigação de outros tipos de carregamentos combinados Ex.: pressão externa, momento fletor;
- Criar e testar um outro tipo de critério de falha para tratar do problema de falha de dutos corroídos.
- Fazer um estudo de fadiga aliado aos carregamentos termomecânicos.
- Comparar as pressões de falha com o método DNV atualizado, que leva em conta a problemática de dutos aquecidos.

## REFERÊNCIAS

ABNT NBR 15280-1 (2009). Dutos Terrestres Parte 1: Projeto. Associação Brasileira de Normas Técnicas.

AFANGIDE, Edet; SINHA, Jyoti K.; KATNAM, K. B. Quantified approach to pipeline health and integrity management. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v. 54, p. 28-36, 2018.

AGÊNCIA NACIONAL DO PETRÓLEO (ANP). Anuário estatístico brasileiro do petróleo, gás natural e biocombustíveis 2017. Disponível em: [http://www.anp.gov.br/?pg=76798#Se\\_\\_o1](http://www.anp.gov.br/?pg=76798#Se__o1)>. Acesso em: 01 out. 2018.

ASME B31.4, 2009. Pipeline Transportation Systems for Liquid Hydrocarbons and Other Liquids. American Society of Mechanical Engineers.

ASME B31G. Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines: A supplement to ANSI/ASME B31 code for pressure piping. New York. 1991.

AVALLONE, E. A. BAUMEISTER, T. SADEGH, A. M. “Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers - 11th Edition”, EUGENE. McGraw Hill.

BELACHEW, Chanyalew Taye; CHE ISMAIL, Mokhtar; KARUPPANAN, Saravanan. Strength assessment of corroded pipelines—Finite element simulations and parametric studies. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, v. 17, n. 07, p. 1750069, 2017.

BELACHEW, Chanyalew T.; ISMAIL, Mokhtar C.; KARUPPANAN, S. Burst strength analysis of corroded pipelines by finite element method. **Journal of Applied Sciences**, v. 11, n. 10, p. 1845-1850, 2011.

BELMONT, G. M. Uma metodologia para o estudo da flambagem de dutos aquecidos. 2006. 93f. Dissertação: Mestrado. Universidade Federal do Pernambuco.

BENJAMIN, A. C. ;FREIRE, J. L. F.; VIEIRA, R. D.; DINIZ, J. L. C.; ANDRADE, E. Q. (2005). Burst tests on pipeline containing interacting corrosion defects. Proc. 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE 2005.

BENJAMIN, A. C., FREIRE, J. L. F., VIEIRA, R. D. Analysis of pipeline containing interacting corrosion defects. *Experimental Techniques*, Vol. 31, Issue 3, p. 74-82, 2007.

BENJAMIN, A. C.; ANDRADE, E. Q. Modified method for the assessment of the remaining strength of corroded pipelines. In: Rio Pipeline Conference & Exposition 2003. Rio de Janeiro, Brasil, 2003.

BENJAMIN, A. C.; CUNHA, D. J. S. New method for the assessment of colonies of corrosion defects, *Journal of Pipeline Integrity*. Quarter 3, 145–161, 2006b.

BENJAMIN, A. C.; FREIRE, J. L. F.; VIEIRA, R. D.; ANDRADE, E.Q. Burst test on pipeline containing closely spaced corrosion defects. In: 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering OMAE 2006. Hamburg, Germany, 2006a.

BENJAMIN, Adilson C. et al. Interaction of corrosion defects in pipelines–Part 1: Fundamentals. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 144, p. 56-62, 2016.

BENJAMIN, Adilson C. et al. Interaction of corrosion defects in pipelines–Part 2: MTI JIP database of corroded pipe tests. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 145, p. 41-59, 2016.

BONDADA, Venkatasainath; PRATIHAR, Dilip Kumar; KUMAR, Cheruvu Siva. Detection and quantitative assessment of corrosion on pipelines through image analysis. *Procedia Computer Science*, v. 133, p. 804-811, 2018.

BS 7910:2013+A1:2015: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures.

CABRAL, H. L. D. Desenvolvimento de ferramentas computacionais para modelagem e análise automática de defeitos de corrosão em dutos. 2007. 140 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Pernambuco - UFPE, Recife, 2007.

CHEN, Z., YAN, S., YE, H., SHEN, X., & JIN, Z. Effect of the Y/T on the burst pressure for corroded pipelines with high strength. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, v. 157, p. 760-766, 2017.

CONCAWE. Environmental Science for European Refining. Disponível em <<https://www.concawe.eu/>. Acesso em: 01 out. 2018.

COMPANHIA AMBIENTAL DO ESTADO DE SÃO PAULO (CETESB). Principais acidentes envolvendo dutos. Disponível em <<http://emergenciasquimicas.cetesb.sp.gov.br/>

COMSOL MULTIPHYSICS. COMSOL Multiphysics Reference Manual, version 4.4, 2013.

CORDEIRO, A.L.R. Aplicação dos Métodos Form e Sorm para Avaliação de Dutos Corroídos. 2009. 96p. Dissertação (Mestrado). Universidade Católica do Paraná, 2009.

DNV RP-F101. Recommended Practice DNV RP-F101 Corroded Pipelines. Det Norske Veritas, Norway, 2015.

EMERSON. CONSIDER IT SOLVED™, acessado em: <https://www.emerson.com/pt-br/about-us/featured-stories/pipeline-integrity>

GEMELLI, E. Corrosão de materiais metálicos e sua caracterização. 1. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2001.

GENTIL, V. Corrosão. 4. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2003.

GIACCHINI, B. L. . Uma Breve Introdução ao Método dos Elementos Finitos. 2012. 25f. Departamento de Matemática. Instituto de Ciências Exatas. Universidade Federal de Minas Gerais.

KIEFNER, J. F. and VIETH, P.H. Evaluating pipe conclusion: PC program speeds new criterion for evaluating corroded pipe. Oil & Gas Journal, Vol. 88, No. 34, pp. 91-93, August 20, 1990.

KIEFNER, J. F.; VIETH, P. H. A modified criterion for evaluating the remaining strength of corroded pipe. Contract PR 3-805, Pipeline Research Council International, Inc., American Gas Association, Catalogue No. L51688Hbe. 1989.

LARIN, Oleksiy; BARKANOV, Evgeny; VODKA, Oleksii. Prediction of reliability of the corroded pipeline considering the randomness of corrosion damage and its stochastic growth. Engineering Failure Analysis, v. 66, p. 60-71, 2016.

LI, Xin et al. Effect of interaction between corrosion defects on failure pressure of thin wall steel pipeline. International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 138, p. 8-18, 2016.

LIU, Xiuquan et al. Optimal inspection planning of corroded pipelines using BN and GA. Journal of Petroleum Science and Engineering, v. 163, p. 546-555, 2018.

LOGAN, Daryl L. A First Course in the Finite Element Method. 4. ed. Plateville: Thomson, 2007.

LOGÍSTICA E O MUNDO. Disponível em: <https://logisticaemundo.wordpress.com/2017/09/03/modal-dutoviario/>. Acesso em: 08 jul. 2018.

MAHMOODIAN, Mojtaba; LI, Chun Qing. Failure assessment and safe life prediction of corroded oil and gas pipelines. Journal of Petroleum Science and Engineering, v. 151, p. 434-438, 2017.

MISHRA, Mihir; KESHAVARZZADEH, Vahid; NOSHADRAVAN, Arash. Reliability-based lifecycle management for corroding pipelines. *Structural Safety*, v. 76, p. 1-14, 2019.

MOTTA, R. S., CABRAL, H. L., AFONSO, S. M., WILLMERSDORF, R. B., BOUCHONNEAU, N., LYRA, P. R., & de ANDRADE, E. Q. Comparative studies for failure pressure prediction of corroded pipelines. *Engineering Failure Analysis*, v. 81, p. 178-192, 2017.

NIST. Mechanical Properties of Structural Steels: Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster, 2005.

NORTON. R. L. Projeto de Máquinas: Uma abordagem integrada. 4 ed. Bookman, 2013.

PAIVA, V.M.B.C. Análise pelo Método dos Elementos Finitos de Dutos Corroídos Submetidos a Carregamentos Combinados de Pressão Interna e Força Axial. 2015. 110f. Dissertação (Graduação UFPE)

PALMER, A. C., KING, R. A. Subsea Pipeline Engineering. Oklahoma: Penn Well, 2004.

PETROBRAS TRANSPORTE S.A (TRANSPETRO). Dutos e Terminais. Disponível em: [http://www.transpetro.com.br/pt\\_br/areas-de-negocios/terminais-e-oleodutos.html](http://www.transpetro.com.br/pt_br/areas-de-negocios/terminais-e-oleodutos.html)>. Acesso em 12 abr. 2018.

PETRÓLEO BRASILEIRO S.A (PETROBRAS). Malha de gasodutos e oleodutos da Transpetro é operada e monitorada com alta tecnologia. Disponível em: <http://www.petrobras.com.br/fatos-e-dados/malha-de-gasodutos-e-oleodutos-da-transpetro-e-operada-e-monitorada-com-alta-tecnologia.htm>>. Acesso em: 10 abr. 2018.

PONTE, H. A. Fundamentos da corrosão. UFPR. Disciplina: eletroquímica aplicada e corrosão TQ-417, 2003. Disponível em: <http://www.gea.ufpr.br/arquivos/lea/material/Fundamentos%20da%20Corrosao.pdf>

PHMSA: Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration. Disponível em: <https://www.phmsa.dot.gov/data-and-statistics/pipeline/pipeline-incident-20-year-trends>

RAMANATHAN, L. V. Corrosão e seu controle. 3ed. Hemus. 1997.

REN, L., JIANG, T., JIA, Z. G., LI, D. S., YUAN, C. L., & LI, H. N.. Pipeline corrosion and leakage monitoring based on the distributed optical fiber sensing technology. *Measurement*, v. 122, p. 57-65, 2018.

RYU, Dong-Man et al. Comparative study on deformation and mechanical behavior of corroded pipe: Part I—Numerical simulation and experimental investigation under impact load. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, v. 9, n. 5, p. 509-524, 2017.

SALDANHA, Luan. Análise linear e não linear com software de engenharia, 2017. Disponível em: <https://www.4ieng.com.br/single-post/Analise-linear-e-nao-linear-com-software-de-engenharia>.

ScienceDirect. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/>

SHUAI, Yi; SHUAI, Jian; XU, Kui. Probabilistic analysis of corroded pipelines based on a new failure pressure model. *Engineering Failure Analysis*, v. 81, p. 216-233, 2017.

SILVA, E. S. Análise da Integridade Estrutural de Dutos com Defeitos de Corrosão Interagentes Através de Modelagem Multifísica. 2016. 103f. Dissertação: Mestrado UFPE.

SOLIDWORKS, CAD *Solidworks* 2016.

SOUZA, R. D. Avaliação estrutural de dutos com defeitos de corrosão reais.2003. Dissertação: Mestrado. PUC-Rio.

SUN, Jialin; CHENG, Y. Frank. Assessment by finite element modeling of the interaction of multiple corrosion defects and the effect on failure pressure of corroded pipelines. *Engineering Structures*, v. 165, p. 278-286, 2018.

SOLIDWORKS, CAD *Solidworks* 2016.

Suflux.tistory. Disponível em: <http://suflux.tistory.com/329>

TORO, R. J. N. Pressão de ruptura contendo defeitos de corrosão. 2014. 133f. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos.

UHLIG, H. H., *Corrosion and Control*, John Wiley & Sons, New York, 1962.

VALENTINI, M.D. Avaliação dos Métodos Semi-Empíricos para Análise de Dutos Corroídos Subsidiado pelo Método dos Elementos Finitos. 2006. 128f. Dissertação (Mestrado)

VASOS DE PRESSÃO. <https://suflux.tistory.com/329>, 8 ago. 2018. Disponível em: <https://suflux.tistory.com/329>. Acesso em: 21 set. 2018.

VAZ, L. E. Método dos Elementos Finitos em Análise de Estruturas. 1 ed. Elsevier. 2010.

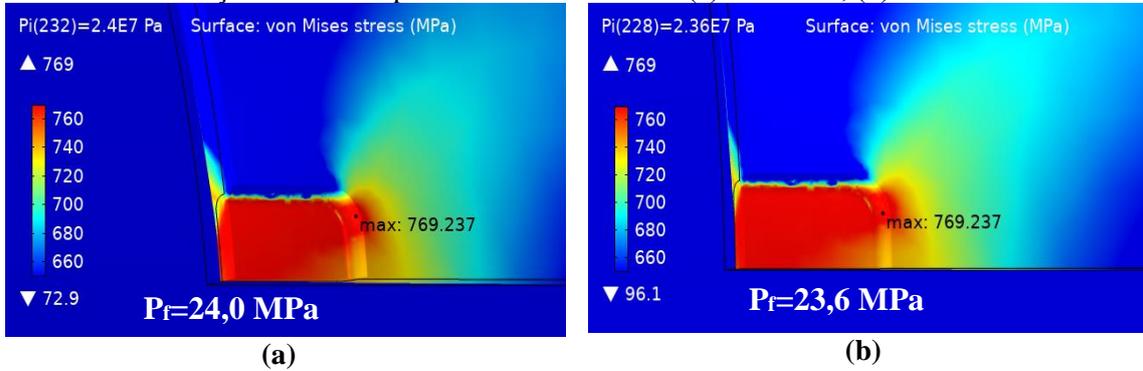
XIE, Mingjiang; TIAN, Zhigang. Risk-based pipeline re-assessment optimization considering corrosion defects. *Sustainable Cities and Society*, v. 38, p. 746-757, 2018.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L. *The Finite Element Method*. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000. v. 1.

## APÊNDICE A

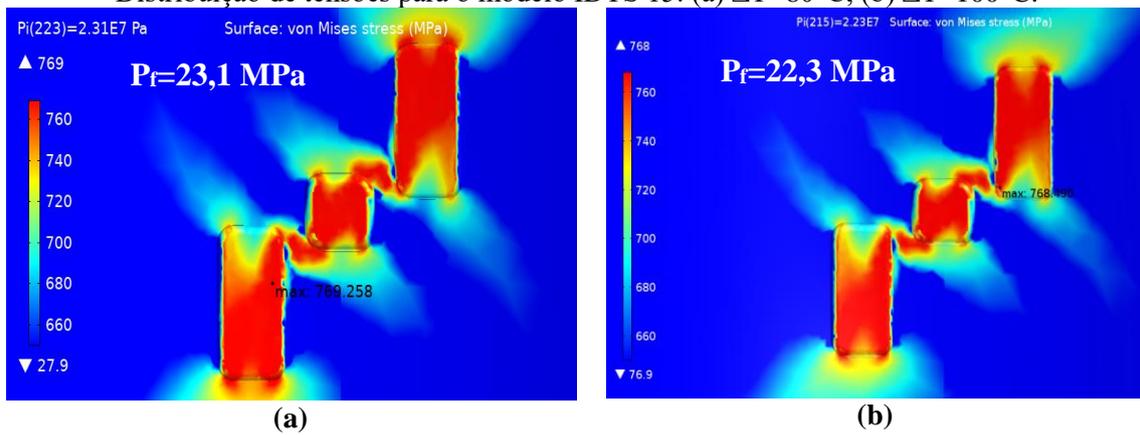
### DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES

Distribuição de tensões para o modelo IDTS 13: (a)  $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ , (b)  $\Delta T=100^{\circ}\text{C}$ .



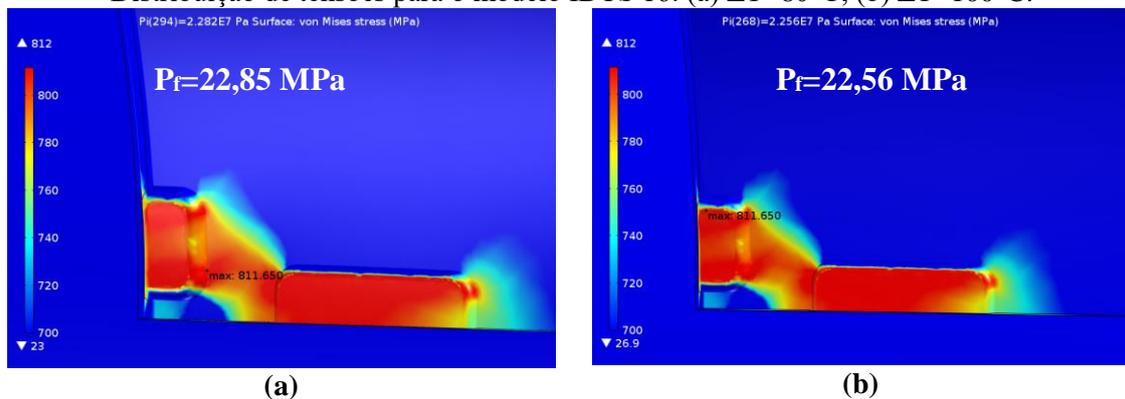
Fonte: Autora (2018)

Distribuição de tensões para o modelo IDTS 15: (a)  $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ , (b)  $\Delta T=100^{\circ}\text{C}$ .



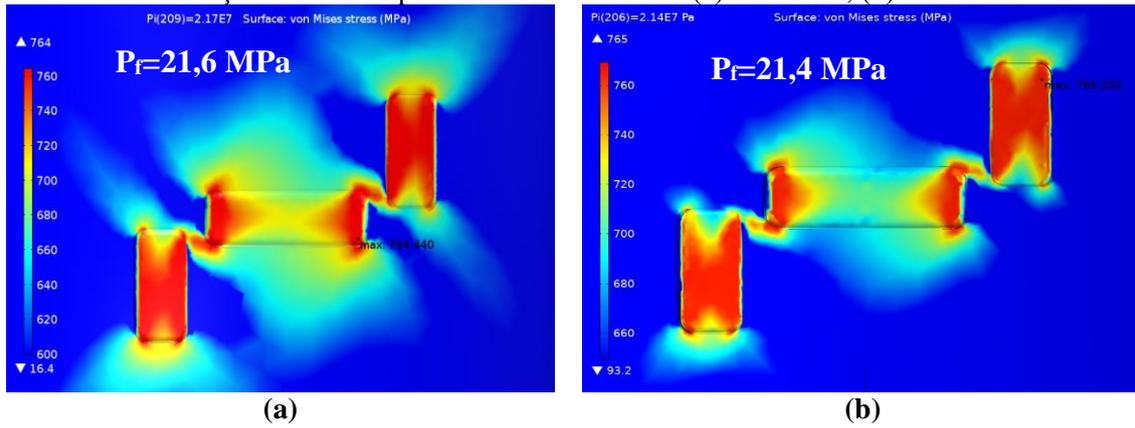
Fonte: Autora (2018)

Distribuição de tensões para o modelo IDTS 16: (a)  $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ , (b)  $\Delta T=100^{\circ}\text{C}$ .



Fonte: Autora (2018)

Distribuição de tensões para o modelo IDTS 29: (a)  $\Delta T=80^{\circ}\text{C}$ , (b)  $\Delta T=100^{\circ}\text{C}$ .



Fonte: Autora (2018)