



Universidade Federal de Pernambuco
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Mestrado em Engenharia Mecânica
Área de Concentração: Projetos

Elder Soares da Silva

**Análise da Integridade Estrutural de Dutos com Defeitos
de Corrosão Interagentes Através de Modelagem
Multifísica**

Recife
2016



Elder Soares da Silva

Análise da Integridade Estrutural de Dutos com Defeitos de Corrosão Interagentes Através de Modelagem Multifísica

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

Orientadora: Prof^a. Nadège Sophie
Bouchonneau da Silva, D.Sc

Recife

2016

Catálogo na fonte
Bibliotecária Maria Luiza de Moura Ferreira, CRB-4 / 1469

- S586a Silva, Elder Soares da.
 Análise da integridade estrutural de dutos com defeitos de corrosão
 interagentes através de modelagem multifísica / Elder Soares da Silva. -
 Recife: O Autor, 2016.
 102 folhas, il.
- Orientadora: Prof^a. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva.
 Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco.
 CTG. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 2016.
 Inclui Referências.
1. Engenharia Mecânica. 2. Dutos. 3. Corrosão. 4. Defeitos interagentes. 5.
 Método dos elementos finitos. 6. Integridade estrutural. 7. Carregamentos
 combinados. 8. Tensões térmicas I. Silva, Nadège Sophie Bouchonneau da
 (Orientadora). II. Título.

621 CDD (22. ed.)

UFPE/BCTG/2016-71

28 de janeiro de 2016.

“ANÁLISE DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS COM DEFEITOS DE
CORROSÃO INTERAGENTES ATRAVÉS DE MODELAGEM MULTIFÍSICA”

ELDER SOARES DA SILVA

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

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: PROJETOS

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

Profª Drª. NADÈGE SOPHIE BOUCHONNEAU DA SILVA
ORIENTADORA/PRESIDENTE

Prof. Dr. JORGE RECARTE HENRÍQUEZ GUERRERO
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

Profª Drª NADÈGE SOPHIE BOUCHONNEAU DA SILVA (UFPE)

Prof. Dr. RAMIRO BRITO WILLMERSDORF (UFPE)

Prof. Dr. RENATO DE SIQUEIRA MOTTA (UFPE)

À todos da minha família, por
serem a razão da minha vida!

AGRADECIMENTOS

À Doutora Nadège Sophie Bouchonneau da Silva pela orientação, amizade e principalmente pelo apoio e paciência, sem a qual este trabalho não se realizaria.

À minha companheira Tatiana Alves pelo apoio, incentivo e compreensão. Ao meu filho Heitor Felipe por simplesmente existir e ser minha fonte de inspiração e encorajamento. À toda minha família, em especial a minha mãe Cacilda Ferreira, as minhas irmãs Vanessa, Valéria e Vangéssica, aos meus avós, pelo simples fato de fazerem parte da minha vida e sobretudo pelo encorajamento e apoio.

Aos professores da Pós Graduação em Engenharia Mecânica pelos seus ensinamentos. Aos colegas de curso, Adson, Jacinaldo, Felipe e Cezar, que contribuíram muito na realização das disciplinas através das discussões sobre os assuntos estudados e pela amizade que contribuíram de algum modo para o meu crescimento pessoal e acadêmico.

Aos amigos Alexandre, André, Edjailson, Gustavo, Paulo Sérgio, Rafael, Thiago e a Valdilene, além da amizade, por me incentivarem a ingressar no Mestrado em Engenharia Mecânica.

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

“Sim, curvo-me ante a beleza de ser, às vezes zombo de mim mesmo ao término de uma inteligente e aguçada constatação. Ermitão do insólito, poeta da dúvida. Entretanto duvido a dúvida por ser dúvida fruto de uma premissa lógica. Mas nego, afirmo e não duvido de nada. Prisioneiro sem grade desse silêncio eterno.”

(Raul Seixas)

RESUMO

O transporte de petróleo e seus derivados é uma atividade que requer muito cuidado, não somente pelo custo elevado dos produtos, mas também pelo seu potencial de causar graves acidentes. Um dos modos de transporte mais utilizados e seguros para esse tipo de operação são os dutos metálicos, tanto para prospecção quanto para o transporte. Inspeções periódicas em dutovias são fundamentais para detecção de danos físicos e avaliação da corrosão. A corrosão por sua vez, se trata de um processo natural que pode ser controlado e retardado, mas não eliminado. Portanto a inspeção das linhas é fundamental para obter dados sobre os defeitos de corrosão e assim avaliar a resistência dos dutos corroídos, visando uma operação segura das linhas. Para realizar as avaliações de integridade estrutural de dutos, vários métodos podem ser empregados. Os Métodos Analíticos Semi-Empíricos, que embora geralmente fornecem resultados muito conservativos implicando em parada prematura das linhas com defeitos de corrosão, ainda são largamente utilizados pois geram resultados seguros com razoável rapidez. Os Métodos Numéricos, particularmente o Método dos Elementos Finitos (MEF), têm gerado resultados com excelente acurácia em relação aos ensaios experimentais, mas não são tão empregados devido à complexidade de uso, que implica em uma análise demorada e necessidade de profissionais especializados para sua utilização. Na literatura são encontrados vários trabalhos sobre a avaliação da integridade de dutos corroídos com carregamento exclusivo de pressão interna. Em contrapartida, foram desenvolvidos poucos estudos acerca da avaliação de resistência de dutos sob carregamento combinado de pressão interna com outros tipos de carregamento. Com as recentes demandas de produção e exploração onde os dutos podem transportar fluídos de alta temperatura sob pressão, torna-se cada vez mais necessário levar em conta os fenômenos termomecânicos acoplados. Esse trabalho se propõe a estudar dutos com defeitos de corrosão interagentes sob carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas através do MEF para mostrar a importância da consideração das cargas térmicas para avaliar a integridade de dutos corroídos. Ao fim das 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. Por fim mostrou-se que a consideração das cargas térmicas influencia significativamente a integridade estrutural de dutos corroídos, principalmente para dutos com defeitos de corrosão com comprimento total longo e/ou profundos.

PALAVRAS-CHAVE: Dutos. Corrosão. Defeitos Interagentes. Método dos Elementos Finitos. Integridade Estrutural. Carregamentos Combinados. Tensões Térmicas.

ABSTRACT

The transport of oil and its derivatives is an activity that requires special attention, not only due to the high costs of the goods, but also for its potential to cause serious accidents. One of the safest modes to realize exploration and transport operations is the use of metallic pipes. Periodic inspections of pipes are critical to detect injury and to evaluate the action of corrosion. Corrosion is a natural process that can be controlled and delayed but not completely avoided. Proper inspection and monitoring of the lines are critical to obtain data of the corrosion defects and assess the structural resistance of corroded pipes, thus allowing safe operation of the lines. To assess the structural integrity of pipes, various methods can be employed. The Semi-Empirical Analytical Methods, which usually provide very conservative results resulting in premature shutdown of the lines with corrosion defects, are still widely used as they generate quickly reliable results. The numerical methods, particularly the Finite Element Method (FEM), have generated results with excellent accuracy compared to experimental tests, but are not very employed yet due to the complexity of use, which involves time-consuming analysis and specialized professionals. On one hand, several papers about the evaluation of the integrity of corroded pipes with internal pressure loading can be found in the literature. On the other hand, few studies have been developed about the integrity of pipes submitted to combined loading, such as internal pressure with other types of loads. With the recent demands of production and exploration, where pipes can transport high temperature fluids under pressure, it becomes increasingly necessary to take into account the coupled thermo-mechanical phenomena. This work aims to study the integrity of pipes with interacting corrosion defects under combined load composed by internal pressure and thermal loads. The MEF is used to perform the numerical analysis and to show the importance of considering the thermal loads to evaluate the integrity of corroded pipes. It was highlighted that the thermal loads can significantly reduce the failure of corroded pipe pressure, by percentage losses up to 8.86% when considering a relative temperature of 100°C. Finally it was shown that the consideration of the thermal loads in the models significantly influences the structural integrity of corroded pipes, particularly for those with long total length and/or deep corrosion defects.

KEY WORDS: Pipes. Corrosion. Interacting Defects. Finite Element Method. Structural Integrity. Combined Loads. Thermal Stresses.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1 - CLASSIFICAÇÃO DA CORROSÃO SEGUNDO SUA MORFOLOGIA	26
FIGURA 2 - EXEMPLO DE UMA DUTOVIA DA PETROBRAS	27
FIGURA 3 - DISTRIBUIÇÃO DE OLEODUTOS NO BRASIL	29
FIGURA 4 - EXEMPLO “UTILITY PIG”	33
FIGURA 5 - EXEMPLO DE “SMART PIG”	33
FIGURA 6 - FORMA RETANGULAR DO DEFEITO CONSIDERADA PARA O CÁLCULO DA PRESSÃO DE RUPTURA.....	46
FIGURA 7 - VISTA DO TOPO E VISTA LONGITUDINAL DE UMA COLÔNIA DE DEFEITOS DE CORROSÃO	48
FIGURA 8 - PROJEÇÃO DAS DIMENSÕES DOS DEFEITOS DE CORROSÃO.....	48
FIGURA 9 - ESQUEMA DOS PASSOS SEGUIDOS EM UMA ANÁLISE LINEAR PELO MEF	51
FIGURA 10 - REPRESENTAÇÃO DO PROCESSO DE DISCRETIZAÇÃO	52
FIGURA 11 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DOS PASSOS METODOLÓGICOS	58
FIGURA 12 – COMPRIMENTO, LARGURA E ESPAÇAMENTO ENTRE OS DEFEITOS DE CORROSÃO: (A) IDTS 2, (B) IDTS 3, (C) IDTS 4, (D) IDTS 5, (E) IDTS 6, (F) IDTS 7 e (G) IDTS 9.....	59
FIGURA 13 - DETALHE DOS RAIOS DE ADOÇAMENTO E DE CONCORDÂNCIA....	60
FIGURA 14 - GRÁFICO TENSÃO-DEFORMAÇÃO DO AÇO API 5L X80	62
FIGURA 15 - CRITÉRIO DE FALHA.....	64
FIGURA 16 – ASPECTO DA MALHA UTILIZADA DO CASO 1	67
FIGURA 17 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 2.....	67
FIGURA 18 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 3.....	68
FIGURA 19 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 4.....	69

FIGURA 20 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 5.....	70
FIGURA 21 - MALHA DO MODELO IDTS 2 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO	71
FIGURA 22 - MALHA DO MODELO IDTS 3 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO	71
FIGURA 23 - MALHA DO MODELO IDTS 4 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO	71
FIGURA 24 - MALHA DO MODELO IDTS 5 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO	72
FIGURA 25 - MALHA DO MODELO IDTS 6 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO	72
FIGURA 26 - MALHA DO MODELO IDTS 7 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO	72
FIGURA 27 - MALHA DO MODELO IDTS 9 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO	73
FIGURA 28- CONDIÇÕES DE CONTORNO APLICADAS PARA O ESPÉCIME IDTS 273	
FIGURA 29 - CONDIÇÕES DE CONTORNO (CARREGAMENTO COMBINADO).....	74
FIGURA 30 – DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO NA REGIÃO DO DEFEITO PARA O MODELO IDTS 2 (caso 4)	78
FIGURA 31 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO NA REGIÃO DO DEFEITO PARA O MODELO IDTS 2 (caso 5)	78
FIGURA 32 - GRÁFICO DO ERRO PERCENTUAL PARA CADA UM DOS ESPÉCIMES ESTUDADOS POR DIVERSOS MÉTODOS.....	80
FIGURA 33 – DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES PARA O MODELO IDTS 2 COM CARREGAMENTO EXCLUSIVO DE PRESSÃO INTERNA ($\Delta T = 0\text{ }^{\circ}\text{C}$)	84
FIGURA 34 – CASO 1 DE CARREGAMENTO TÉRMICO ($\Delta T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$).....	84
FIGURA 35 – CASO 2 DE CARREGAMENTO TÉRMICO ($\Delta T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$).....	85

FIGURA 36 – CASO 3 DE CARREGAMENTO TÉRMICO ($\Delta T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$).....	85
FIGURA 37 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA PARA O CASO 1.....	86
FIGURA 38 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA PARA O CASO 2.....	86
FIGURA 39 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA PARA O CASO 3.....	86
FIGURA 40 – REDUÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DAS TEMPERATURAS RELATIVAS	87
FIGURA 41 - DETALHE DA REGIÃO DO DEFEITO NO MOMENTO EM QUE OCORRE O ESCOAMENTO INICIAL PARA O MODELO IDTS 3 A 100°C	90
FIGURA 42 - DETALHE DA REGIÃO DO DEFEITO NO MOMENTO EM QUE OCORRE O ESCOAMENTO INICIAL PARA O MODELO IDTS 5 A $60\text{ }^{\circ}\text{C}$	90
FIGURA 43 - PERDA DA PRESSÃO DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA RELATIVA.....	91
FIGURA 44 - DIMINUIÇÃO DA PRESSÃO NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA.....	91
FIGURA 45 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES PARA TODOS OS MODELOS SENDO SUBMETIDOS AO CARREGAMENTO COMBINADO ($\Delta T = 100^{\circ}\text{C}$): (A) IDTS 2, (B) IDTS 3, (C) IDTS 4, (D) IDTS 5, (E) IDTS 6, (F) IDTS 7 E (G) IDTS 9.....	93

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 - QUANTIDADE E EXTENSÃO DE DUTOS EM OPERAÇÃO, POR FUNÇÃO, SEGUNDO PRODUTOS MOVIMENTADOS – 31/12/2014.....	28
TABELA 2 – PRINCIPAIS ACIDENTES COM DUTOS NO BRASIL	30
TABELA 3 - DIMENSÕES EFETIVAS DOS ESPÉCIMES TUBULARES E DOS DEFEITOS MANUFATURADOS	60
TABELA 4 - PONTOS DA CURVA TENSÃO-DEFORMAÇÃO.....	61
TABELA 5 - PROPRIEDADES DO AÇO API 5L X80	62
TABELA 6 - CONFIGURAÇÃO DOS SOLVERS	63
TABELA 7 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “NORMAL” UTILIZADA NO CASO 1	67
TABELA 8 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “FINE” UTILIZADA NO CASO 2	68
TABELA 9 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “FINER” UTILIZADA NO CASO 3.....	68
TABELA 10 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “EXTRA FINER” UTILIZADA NO	69
TABELA 11 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “EXTREMELY FINE” UTILIZADA NO CASO 5	70
TABELA 12 - DADOS DAS MALHAS ANALISADAS.....	77
TABELA 13 - PREDIÇÃO DE FALHA ATRAVÉS DE DIVERSOS MÉTODOS.....	79
TABELA 14 - ERRO PERCENTUAL EM RELAÇÃO AOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	79
TABELA 15 - COMPARAÇÃO DA REGIÃO DE FALHA PREDITA PELO MEF COM OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	81
TABELA 16 – DIMINUIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA.....	85
TABELA 17 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 2	88

TABELA 18 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 3.....	88
TABELA 19 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 4.....	88
TABELA 20 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 5.....	88
TABELA 21 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 6.....	89
TABELA 22 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 7.....	89
TABELA 23 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 9.....	89
TABELA 24 - PERDAS ABSOLUTAS DAS PRESSÕES DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA RELATIVA.....	92
TABELA 25 - PERDAS PERCENTUAIS DAS PRESSÕES DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA RELATIVA.....	92

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANP	Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis
ANTT	Agência Nacional de Transportes Terrestres
ASME	American Society of Mechanical Engineers
CETESB	Companhia Ambiental do Estado De São Paulo
DNV	Det Norske Veritas
MEF	Método dos Elementos Finitos
MTI	Mixed Type of Interaction
RPA	Rectangular Parabolic Area
RSTRENG	Remaining Strength
UFPE	Universidade Federal de Pernambuco
PETROBRAS	Petróleo Brasileiro S.A.

LISTA DE SÍMBOLOS

σ_{rup}	Tensão de ruptura do material do duto
$\sigma_{fluência}$	Tensão de fluência no material do duto
f_r	Fator de redução
t	Espessura do duto
r	Raio interno do duto
D	Diâmetro externo do duto
l	Comprimento longitudinal (projetado) do defeito de corrosão
d	Profundidade do defeito de corrosão
L	Comprimento do duto
M	Fator de dilatação de Folias
P_f	Pressão de falha do duto com defeito de corrosão de comprimento a
σ_y	Tensão de escoamento do material do duto
β	Fator de forma
$a_{efetivo,i}$	Comprimento efetivo de cada parte do comprimento total do defeito a
$P_{f,i}$	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 $a_{efetivo,i}$
σ_u	Tensão última do 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>)
ΔT	Temperatura relativa sofrida pelo duto
E	Módulo de Young
ε	Deformação do duto
α	Coeficiente de dilatação linear
P_{falha}	Pressão de falha prevista por métodos analíticos ou numéricos
P_{exp}	Pressão de falha obtida por método experimental
σ_{falha}	Tensão de falha obtida por métodos numéricos
ν	Coeficiente de Poisson

k	Condutividade térmica
C_p	Capacidade térmica à pressão constante
h_0	Coeficiente de convecção externo
h_i	Coeficiente de convecção interno
$\{F_e\}$	Vetor das forças aplicadas aos nós do elemento da malha
$[K_e]$	Matriz de rigidez do elemento da malha
$\{u_e\}$	Vetor de deslocamentos nodais do elemento
$\{u\}$	Vetor de deslocamentos globais
$[N]$	Matriz das funções de forma do elemento
$[B]$	Matriz deformação-deslocamento
$[E]$	Matriz módulo de elasticidade
$\{\varepsilon\}$	Vetor deformação do elemento
$\{\sigma\}$	Vetor tensão
$[K]$	Matriz de rigidez global
$\{F\}$	Vetor de carregamentos nodais aplicados ao domínio

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	20
1.1.	CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	20
1.2.	MOTIVAÇÃO.....	21
1.3.	OBJETIVOS.....	21
1.3.1.	<i>OBJETIVO GERAL.....</i>	<i>21</i>
1.3.2.	<i>OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....</i>	<i>22</i>
1.4.	ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO.....	22
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	24
2.1.	A CORROSÃO E SEUS TIPOS PRINCIPAIS.....	24
2.1.1.	<i>CORROSÃO UNIFORME</i>	<i>24</i>
2.1.2.	<i>CORROSÃO POR PLACAS.....</i>	<i>24</i>
2.1.3.	<i>CORROSÃO ALVEOLAR.....</i>	<i>25</i>
2.1.4.	<i>CORROSÃO PUNTIFORME OU POR PITES.....</i>	<i>25</i>
2.1.5.	<i>INTERGRANULAR (OU INTERCRISTALINA).....</i>	<i>25</i>
2.1.6.	<i>INTRAGRANULAR (OU TRANSGRANULAR OU TRANCISTALINA).....</i>	<i>26</i>
2.2.	CORROSÃO EM DUTOS.....	26
2.2.1.	<i>MALHA DUTOVIÁRIA BRASILEIRA.....</i>	<i>27</i>
2.2.2.	<i>ACIDENTES COM DUTOS E SUAS PRINCIPAIS CAUSAS.....</i>	<i>29</i>
2.2.3.	<i>INSPEÇÃO DE DUTOS.....</i>	<i>32</i>
2.3.	EXPANSÃO TÉRMICA EM DUTOS.....	33
2.4.	APLICAÇÕES DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	35
2.4.1.	<i>USO DO MEF PARA ESTUDO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL.....</i>	<i>35</i>

2.4.2. <i>USO DO MEF PARA ANÁLISE DE DUTOS CORROÍDOS SUBMETIDOS A CARREGAMENTOS COMBINADOS</i>	38
3. PREDIÇÃO DE FALHA EM DUTOS CORROÍDOS	41
3.1. MÉTODOS ANALÍTICOS SEMI-EMPÍRICOS PARA ANÁLISE DE DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO.....	41
3.1.1. <i>ASME B31G</i>	42
3.1.2. <i>RSTRENG 085dL OU ASME B31G MODIFICADO</i>	44
3.1.3. <i>MÉTODO RPA OU 085dL MODIFICADO</i>	45
3.1.4. <i>DNV-RP –F101</i>	45
3.1.5. <i>MÉTODO MTI – MIXED TYPE INTERACTION</i>	47
3.2. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS – MEF.....	50
3.2.2. <i>CRITÉRIOS DE RUPTURA</i>	54
4.3. CONSIDERAÇÕES SOBRE OS ESPÉCIMES ANALISADOS.....	58
4.3.1. <i>PROPRIEDADES DO MATERIAL UTILIZADO NOS MODELOS</i>	61
4.3.2. <i>HIPÓTESES SOBRE OS MODELOS ESTUDADOS</i>	62
4.3.3. <i>CONDIÇÕES DE CONTORNO E CARREGAMENTO</i>	63
5. ANÁLISE DE CASOS	65
5.1. ESTUDO DE CONVERGÊNCIA PARA DIFERENTES NÍVEIS DE REFINAMENTO DE MALHA.....	66
5.1.1. <i>CASO 1</i>	66
5.1.2. <i>CASO 2</i>	67
5.1.3. <i>CASO 3</i>	68
5.1.4. <i>CASO 4</i>	69
5.1.5. <i>CASO 5</i>	69
5.2. PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA PARA O CASO DO CARREGAMENTO EXCLUSIVO DE PRESSÃO INTERNA (ESTUDO 1).....	70

5.3.	DETERMINAÇÃO DO CASO MAIS CRÍTICO DE APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO.....	74
5.3.1.	CASO 1	75
5.3.2.	CASO 2	75
5.3.3.	CASO 3	75
5.4.	ANÁLISE DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DOS DUTOS CORROÍDOS SUJEITOS AO CARREGAMENTO COMBINADO DE PRESSÃO INTERNA E CARGAS TÉRMICAS (ESTUDO 2)	76
6.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	77
6.1.	ESTUDO DE CONVERGÊNCIA PARA DIFERENTES NÍVEIS DE REFINAMENTO DE MALHA.....	77
6.2.	PREDIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA PARA O CASO DO CARREGAMENTO EXCLUSIVO DE PRESSÃO INTERNA (ESTUDO 1).....	78
6.3.	DETERMINAÇÃO DO CASO MAIS CRÍTICO DE APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO.....	83
6.4.	ANÁLISE DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DOS DUTOS CORROÍDOS SUJEITOS AO CARREGAMENTO COMBINADO DE PRESSÃO INTERNA E CARGAS TÉRMICAS (ESTUDO 2).....	87
7.	CONCLUSÃO.....	96
8.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	98
	REFERÊNCIAS.....	99

1. INTRODUÇÃO

1.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O transporte de petróleo e seus derivados é uma atividade que requer muito cuidado, não somente pelo custo elevado dos produtos, mas também pelo seu potencial de causar graves acidentes. Visando a segurança, um dos modais de transporte mais utilizados para esse tipo de operação são os dutos, tanto para prospecção quanto para o transporte até as refinarias. Um dos cuidados que tem que se tomar com as dutovias são as inspeções periódicas, para detecção de danos físicos e a ação da corrosão. A corrosão por sua vez, se trata de um processo natural que somente pode ser controlado e retardado, mas que ainda não foi encontrada uma forma de impedir que ela ocorra, portanto o que nos resta é inspecionar as linhas, obter dados sobre os defeitos de corrosão e avaliar a resistência remanescente dos dutos corroídos para que as linhas possam continuar a operar com segurança.

Para execução das avaliações, o Método dos Elementos Finitos (MEF) tem gerado resultados com excelente acurácia em relação aos ensaios experimentais, mas devido à complexidade de uso, que implica em uma análise demorada, e necessidade de profissionais especializados para sua utilização, os métodos analíticos semi-empíricos, tais como ASME B31G (1991), DNV RP-F101 (2015), e RSTRENG (KIEFNER; VIETH, 1990), ainda são largamente utilizados, que embora possam gerar resultados muito conservativos que implicam em parada prematura das linhas, geram resultados seguros com razoável rapidez (Cabral, 2007).

Na literatura são encontrados vários trabalhos sobre a avaliação de dutos corroídos com carregamento exclusivo de pressão interna (MOK et al, 1991; CHOUCHAOUI et al, 1992; CHOI et al, 2003; ANDRADE et al, 2006, MOTTA et al, 2010, PENG et al, 2011), em contrapartida, foram desenvolvidos poucos estudos acerca da avaliação de resistência remanescente de dutos sob carregamento combinado de pressão interna com outros tipos de carregamento (KIN; SON, 2004; OH et al, 2009; CHEN et al, 2010; NOZARIAM, 2011; LOURENÇO; NETTO, 2014).

Esse trabalho se propõe a estudar dutos com defeitos de corrosão interagentes sob carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas através do Método dos Elementos Finitos (MEF) e mostrar a importância da consideração das tensões geradas pela

dilatação térmica em ensaios experimentais. Para o estudo, serão validados os resultados obtidos por Andrade et al (2006) e Motta et al (2010) que tratam da análise da pressão de falha de dutos com defeitos de corrosão interagentes submetidos a carregamento de pressão interna por meio do MEF, utilizando o software comercial Comsol Multiphysics para as simulações. Na sequência, o estudo é estendido para a análise do carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas, verificando o efeito do aumento da temperatura no decréscimo da pressão de falha.

1.2. MOTIVAÇÃO

A literatura mostra que a utilização de dutos para o transporte de petróleo é a forma mais segura para o transporte de petróleo e seus derivados. Mesmo assim, as companhias do setor se preocupam intensamente com a segurança operacional desses equipamentos, pois sabe-se que um acidente pode tomar proporções alarmantes, com enormes prejuízos sociais, econômicos e ambientais. Para evitar tais transtornos, a malha dutoviária deve ser monitorada continuamente, com o uso de equipamentos que atestem a integridade estrutural e a segurança de operação desses equipamentos. A corrosão é um problema muito grave quando se trata da preservação e operacionalidade de dutos de petróleo, se sua prevenção e controle não forem aplicados de maneira eficiente, pode acarretar em grandes prejuízos. Para análise da resistência residual de dutos corroídos existem métodos analíticos semi-empíricos e métodos numéricos tais como o Método dos Elementos Finitos (MEF). Ultimamente o uso do MEF tem ganhado visibilidade devido as enormes vantagens de sua utilização e o seu alto grau de precisão.

1.3. OBJETIVOS

1.3.1. OBJETIVO GERAL

Esse projeto tem como principal objetivo a realização de simulações e análises da resistência residual de dutos de petróleo com defeitos de corrosão interagente sob a ação de carregamento combinado de pressão interna e carregamento térmico, para verificar a influência da temperatura na diminuição da pressão de falha desses componentes.

1.3.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Geração dos modelos de dutos e dos seus defeitos de corrosão;
- Avaliação da integridade estrutural de dutos corroídos submetidos a pressão interna, através de simulação numérica utilizando o MEF;
- Validação das simulações obtidas pelo MEF comparando as pressões de falha obtidas em dutos sujeitos a pressão interna com os resultados obtidos por métodos experimentais e 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 da influência dos carregamentos térmicos na evolução da pressão de falha de dutos corroídos.

1.4. ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Esta dissertação é dividida em cinco capítulos. Este primeiro capítulo faz um apanhado geral da dissertação e descreve como ela está organizada.

O **capítulo 2 – Revisão Bibliográfica** descreve de forma breve alguns aspectos relevantes para o entendimento do trabalho. Nele é abordado as principais formas de corrosão, métodos de inspeção de dutos e formas de avaliação. Também são apresentadas algumas contribuições de alguns estudos anteriores sobre avaliação de corrosão em dutos, dentre outros tópicos relevantes.

O **capítulo 3 – Predição de Falha em Dutos Corroídos** apresenta a evolução dos Métodos Analíticos Semi-Empíricos e a formulação do Método dos Elementos Finitos.

O **capítulo 4 – 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 5 – Análise de Casos** apresenta os casos estudados e como foi feito a execução dos procedimentos.

O **capítulo 6 – Resultados e Discussões** apresenta de forma esquemática os resultados encontrados e a discussão sobre as análises.

O **capítulo 7 – Conclusão** trás as principais conclusões e considerações finais deste trabalho, assim como as possíveis contribuições do mesmo.

O **capítulo 8 – Sugestões para Trabalhos Futuros** traz sugestões, melhorias e extensões dos estudos apresentados na presente dissertação.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. A CORROSÃO E SEUS TIPOS PRINCIPAIS

Os processos de corrosão são considerados reações químicas heterogêneas ou reações eletroquímicas que se passam geralmente na interface do metal com o meio corrosivo (GENTIL, 2003). A corrosão manifesta-se através de reações químicas irreversíveis acompanhada da dissolução de um elemento químico do material para o meio corrosivo ou da dissolução de uma espécie química do meio no material, (GEMELLI, 2001).

Segundo Dutra (2006), as formas de corrosão são definidas principalmente pela aparência ou morfologia da superfície corroída. Os principais tipos de corrosão são abordados a seguir.

2.1.1. *CORROSÃO UNIFORME*

A corrosão uniforme processa em toda a extensão da superfície, causando uma perda de espessura considerada uniforme. Fácil de ser detectada por ser visível. Essa forma de corrosão, é mais comumente encontrada em metais que não formam películas protetoras em decorrência do ataque.

2.1.2. *CORROSÃO POR PLACAS*

Se tem corrosão por placas quando a corrosão se localiza em regiões da superfície, diferente da corrosão uniforme, formando placas com escavações. Esse tipo de corrosão, é comum em metais formadores de películas inicialmente protetoras, que ao passar do tempo de tornam espessas, fraturam e perdem aderência, ocasionando um novo ataque ao metal.

2.1.3. *CORROSÃO ALVEOLAR*

Esse tipo de corrosão tem seu nome devido ao fato de gerar sulcos ou escavações semelhantes a alvéolos na superfície metálica. Apresenta fundo arredondado e profundidade geralmente menor do que seu diâmetro. Ocorre frequentemente em metais formadores de películas semi-protetoras, ou quando se tem corrosão sob depósito, como no caso da corrosão por aeração diferencial.

2.1.4. *CORROSÃO PUNTIFORME OU POR PITES*

A corrosão puntiforme ou por pites manifesta-se em certos pontos da superfície passiva pela formação de pequenas cavidades (denominadas de pites) que variam de alguns micrômetros a alguns milímetros, essas cavidades apresentam fundo em forma angulosa e profundidade geralmente maior que o seu diâmetro. O pite pode atravessar completamente a espessura de uma chapa metálica. Ela é mais grave que a corrosão uniforme, porque é perfurante e mais difícil de ser detectada. A corrosão por pite se origina frequentemente em metais formadores de películas protetoras, em geral passivas que, sob a ação de determinados agentes agressivos, são destruídas em pontos localizados, os quais tornam-se ativos, permitindo corrosão muito intensa. Um exemplo de material que podem sofrer esse processo são os aços inoxidáveis austeníticos, quando exposto a meios que contenham cloretos.

2.1.5. *INTERGRANULAR (OU INTERCRISTALINA)*

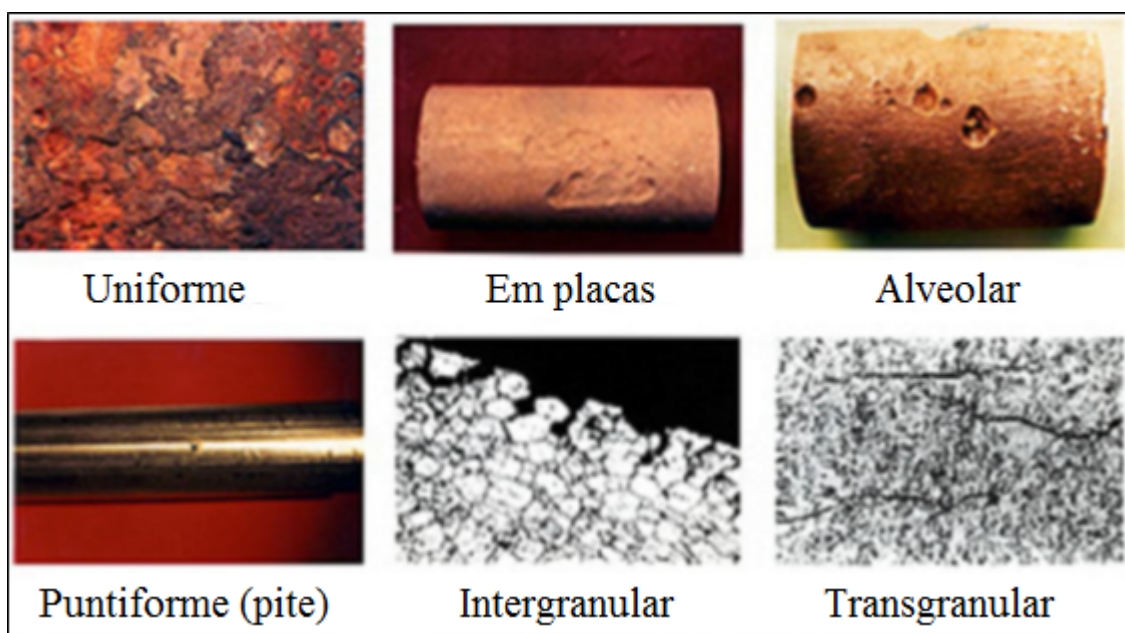
Tem-se esse tipo de corrosão quando o ataque se manifesta no contorno dos grãos da rede cristalina do material metálico. A corrosão intergranular faz com que o metal atingido perca suas propriedades mecânicas, podendo provocar fratura quando o material é solicitado por esforços mecânicos, gerando a corrosão sob tensão fraturante (CTF). Como exemplo de material que sofre a corrosão intergranular, temos o caso dos aços inoxidáveis austeníticos sensibilizados, expostos a meios corrosivos.

2.1.6. INTRAGRANULAR (OU TRANSGRANULAR OU TRANCRISTALINA)

Esse tipo de corrosão ocorre nos grãos da rede cristalina do material metálico, se manifestando sob a forma de trincas que se propagam pelo interior dos grãos do material, ocasionando a perda de suas propriedades mecânicas, fraturando à menor sollicitação mecânica. Assim como acontece na presença de corrosão intergranular, a corrosão intragranular ocasiona a corrosão sob tensão fraturante.

Os tipos de corrosão citados anteriormente são representados na Figura 1.

FIGURA 1 - CLASSIFICAÇÃO DA CORROSÃO SEGUNDO SUA MORFOLOGIA



Fonte: GENTIL, 2003

2.2. CORROSÃO EM DUTOS

Os dutos são utilizados para transporte de gases ou líquidos, uma infraestrutura fixa que pode ser de superfície, como a da Figura 2 abaixo, subterrânea ou submarina e que liga os locais de produção ou extração aos pontos de distribuição, refino ou embarque, como terminais de portos.

FIGURA 2 - EXEMPLO DE UMA DUTOVIA DA PETROBRAS



Fonte: TRANSPETRO, 2015

Segundo a definição da Agência Nacional de Transportes Terrestre (ANTT), o transporte Dutoviário pode ser dividido em:

- Oleodutos, cujos produtos transportados são, em sua grande maioria: petróleo, óleo combustível, gasolina, diesel, álcool, GLP, querosene e nafta, e outros.
- Minerodutos, cujos produtos transportados são: Sal-gema, Minério de ferro e Concentrado Fosfático.
- Gasodutos, cujo produto transportado é o gás natural.

2.2.1. MALHA DUTOVIÁRIA BRASILEIRA

Informações do Anuário Estatístico 2015 da Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (ANP, 2015), conforme apresentado na Tabela 1, mostram que a malha dutoviária brasileira possui atualmente 19.709 km, incluindo dutos para movimentação de etanol anidro, etanol hidratado, aguarrás e metanol, etano e propano de insumo para petroquímica, gasolina de pirólise e propileno de insumo para indústria petroquímica, que garantem a movimentação de produtos entre regiões produtoras, refinarias e bases de processamento e de distribuição. A Figura 3 apresenta um mapa da distribuição de oleodutos no Brasil.

TABELA 1 - QUANTIDADE E EXTENSÃO DE DUTOS EM OPERAÇÃO, POR FUNÇÃO, SEGUNDO PRODUTOS MOVIMENTADOS – 31/12/2014

Produtos movimentados	Dutos em operação		
	Função	Quantidade	Extensão (km)
Total		601	19.709
Derivados	Transferência	324	1.157
	Transporte	98	4.794
Gás natural	Transferência	63	2.274
	Transporte	47	9.422
Petróleo	Transferência	32	1.985
Outros ¹	Transferência	32	37
	Transporte	5	40

Fonte: ANP, 2015

Considerando que o Brasil é um país continental e com produção de peso nos setores do petróleo e da mineração, principais demandadores desse tipo de transporte, a malha dutoviária ainda é pequena. O Brasil tem uma malha dutoviária inferior até mesmo à de países com extensão territorial menor, como México (40 mil quilômetros), Argentina (38 mil) e Austrália (32 mil), e está distante dos mais de 400 mil quilômetros dos norte-americanos e dos 800 mil quilômetros de dutos existentes na União Europeia. Segundo o site do Centro de Tecnologia em Dutos – CTDUD (CTDUD, 2015), os custos de logística no Brasil são altos – onde o transporte rodoviário responde por 66% da matriz de transportes – geram um prejuízo de mais de R\$ 100 bilhões por ano ao país em comparação com os Estados Unidos, onde as dutovias correspondem a (21,5%), contra apenas 3,84% no Brasil. A Figura 3 abaixo mostra a distribuição da malha dutoviária brasileira.

FIGURA 3 - DISTRIBUIÇÃO DE OLEODUTOS NO BRASIL



Fonte: ANP, 2015

2.2.2. ACIDENTES COM DUTOS E SUAS PRINCIPAIS CAUSAS

Existem diversos tipos de dutos, dutos para transporte de petróleo e seus derivados, dutos para transporte de álcool, transporte de gás natural, dentre outros fluidos. Os dutos, que podem ser terrestres ou submarinos, têm seu traçado estabelecido em áreas urbanas ou rurais, passando por uma diversidade de localidades. Há dutos no interior de uma instalação, como também, dutos intermunicipais, interestaduais ou internacionais. Segundo o site da CETESB, eles são construídos, sob normas internacionais de segurança, com chapas que recebem vários tratamentos contra corrosão e passam por inspeções frequentes, através de equipamentos modernos e monitoramento à distância. Entre os equipamentos de segurança instalados em dutos, existem válvulas de bloqueio instaladas em diversos pontos da linha, que são bloqueadas em casos de anormalidades. Esses equipamentos são muito importantes para diminuição do

transporte de produtos inflamáveis, por meio de caminhões, trens ou por navios, pois, conseguem transportar uma grande quantidade de forma mais eficiente e segura, diminuindo o risco de acidentes ambientais.

Em contra partida, mesmo com o respeito das normas internacionais de segurança no desenvolvimento e construção desses equipamento e inspeções frequentes, os dutos podem sofrer diversos tipos de danos, como erosão, deslizamentos de terra, corrosão, 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 socioeconômicos raramente são pequenos.

Na Tabela 2 são apresentados dados de acidentes ambientais ocasionados pela falhas de dutos no Brasil, dados esses, fornecidos pelos sites da CETESB e do Ambiente Brasil.

TABELA 2 – PRINCIPAIS ACIDENTES COM DUTOS NO BRASIL

DATA	ACIDENTE
Out/1983	3 milhões de litros de óleo vazam de um oleoduto da Petrobrás em Bertioga.
Fev/1984	93 mortes e 2.500 desabrigados na explosão de um duto da Petrobrás na favela Vila Socó, Cubatão – SP.
Set/1987	Uma máquina de terraplanagem bateu no "vent" do oleoduto do Sistema Guararema - REVAP (Refinaria do Vale do Paraíba), da PETROBRAS, causando o rompimento do duto e o vazamento do produto para o Rio Paraíba do Sul.
Jul/1992	Vazamento de 10 mil litros de óleo em área de manancial do Rio Cubatão.
Mar/1997	O rompimento de um duto da Petrobrás que liga a Refinaria de Duque de Caxias (RJ) ao terminal DSTE-Ilha D'Água provoca o vazamento de 2,8 milhões de óleo combustível em manguezais na Baía de Guanabara (RJ).
Jul/1997	Vazamento de FLO (produto usado para a limpeza ou selagem de equipamentos) no rio Cubatão (SP) - Petrobrás.
Ago/1997	Vazamento de 2 mil litros de óleo combustível atinge cinco praias na Ilha do Governador (RJ) - Petrobrás.
Out/1998	Uma rachadura de cerca de um metro que liga a refinaria de São José dos Campos ao Terminal de Guararema, ambos em São Paulo, causa o vazamento de 1,5 milhões de litros de óleo combustível no rio Alambari. O duto estava há cinco anos sem manutenção. Petrobrás.
Ago/1999	Vazamento de 3 mil litros de óleo no oleoduto da refinaria da Petrobrás que abastece a Manaus Energia (Reman) atinge o Igarapé do Cururu (AM) e Rio Negro. Danos ambientais ainda não recuperados.

DATA	ACIDENTE
Ago/1999	Na Repar (Petrobrás), na grande Curitiba houve um vazamento de 3 metros cúbicos de nafta de xisto, produto que possui benzeno. Durante três dias o odor praticamente impediu o trabalho na refinaria.
Ago/1999	Menos de um mês depois, novo vazamento de óleo combustível na Reman, com a poluição de pelo menos mil metros. Pelo menos mil litros de óleo contaminaram o rio Negro (AM) - Petrobrás.
Jan/2000	O rompimento de um duto da Petrobrás que liga a Refinaria Duque de Caxias ao terminal da Ilha d'Água provocou o vazamento de 1,3 milhão de óleo combustível na Baía de Guanabara. A mancha se espalhou por 40 quilômetros quadrados. Laudo da Coppe/UFRJ, divulgado em 30 de março, concluiu que o derrame de óleo foi causado por negligência da Petrobras, já que as especificações do projeto original do duto não foram cumpridas.
Jan/2000	Problemas em um duto da Petrobrás entre Cubatão e São Bernardo do Campo (SP), provocam o vazamento de 200 litros de óleo diluente. O vazamento foi contido na Serra do Mar antes que contaminasse os pontos de captação de água potável no rio Cubatão.
Mar/2000	O navio Mafra, da Frota Nacional de Petróleo, derramou 7.250 litros de óleo no canal de São Sebastião, litoral Norte de São Paulo. O produto transbordou do tanque de reserva de resíduos oleosos, situado no lado esquerdo da popa. A Cetesb multou a Petrobras em R\$ 92,7 mil.
Jul/2000	Quatro milhões de litros de óleo foram despejados nos rios Barigüi e Iguaçu, no Paraná, por causa de uma ruptura da junta de expansão de uma tubulação da Refinaria Presidente Getúlio Vargas (Repar - Petrobrás). O acidente levou duas horas para ser detectado, tornando-se o maior desastre ambiental provocado pela Petrobras em 25 anos.
Fev/2001	Rompe mais um duto da Petrobrás, vazando 4.000 mil litros de óleo diesel no Córrego Caninana, afluente do Rio Nhundiaquara, um dos principais rios da região. Este vazamento trouxe grandes danos para os manguezais da região, além de contaminar toda a flora e fauna. O Ibama proibiu a pesca até o mês de março.
Mai/2001	O rompimento de um duto da Petrobrás em Barueri em São Paulo, ocasionou o vazamento de 200 mil litros de óleo que se espalharam por três residências de luxo do Condomínio Tamboré 1 e atingiram as águas do Rio Tietê e do Córrego Cachoeirinha.
Jun/2001	A Construtora Galvão foi multada em R\$ 98.000.00 pelo vazamento de GLP (Gás liquefeito de petróleo) de um duto da Petrobrás, no km 20 da Rodovia Castelo Branco, uma das principais estradas do Estado de São Paulo. O acidente foi ocasionado durante as obras da empresa que é contratada pelo governo do Estado, e teve multa aplicada pela Cetesb - Companhia Estadual de Tecnologia de Saneamento Ambiental.
Mai/2002	A colisão de um caminhão no sistema de válvulas aéreas do gasoduto da COMGAS, durante manobras na Av. Vital Brasil, Butantã, São Paulo, acarretou vazamento de aproximadamente 182 m³ de gás natural. O Corpo de Bombeiros esteve presente no local que ficou interditado até finalização dos reparos. A CETESB realizou monitoramento da área afetada.
Fev/2004	Na manhã do dia 18 de fevereiro de 2004 foi constatado afloramento de petróleo e contaminação do rio Guaecá na região da Praia de Guaecá, em São Sebastião.

2.2.3. INSPEÇÃO DE DUTOS

O duto de petróleo, também denominado de oleoduto, é o meio mais seguro e eficiente para o transporte de petróleo e seus derivados. Seu projeto, design, materiais empregados em sua construção, medidas de proteção e segurança garantem-nos a sua segurança e operacionalidade dentro dos mais altos parâmetros de segurança, no que se refere às pessoas e ao ambiente.

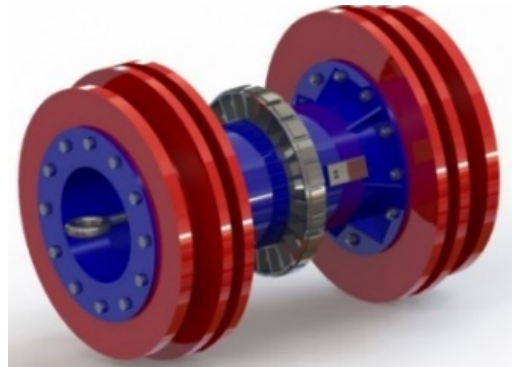
A inspeção e reparos periódicos são muito importantes para garantir a segurança de utilização desses equipamentos, para que possíveis defeitos no duto não se transformem em vazamentos ou causem grandes acidentes (Gentil, 2003). Os defeitos por corrosão que ocorrem no interior ou na superfície externa dos dutos de aço de transporte podem ser detectados e localizados por diferentes técnicas. Estas investigações fornecem informações acerca dos locais, orientações e dimensões dos defeitos de corrosão. Baseado nos dados de entrada, a forma e extensões dos defeitos de corrosão podem ser aproximados para uma geometria regular e a simulação pelo MEF ou análise por meio de métodos analíticos semi-empíricos pode ser feita. Dentre os ensaios ou técnicas de inspeção estão:

- Líquido penetrante e partículas magnéticas, para identificação de trincas;
- Correntes parasitas (Eddy currents);
- Ultra-som;
- Inspeção com “pigs” instrumentados.

Os “pigs”, são robôs utilizados para limpar tubulações e identificar problemas estruturais. Eles foram desenvolvidos, inicialmente, para remover os depósitos que poderiam diminuir o fluxo através de oleodutos. A grande vantagem do “pig” é que ele ao ser inserido dentro do duto, se movimenta com a vazão do fluido e consegue viajar por toda extensão da tubulação.

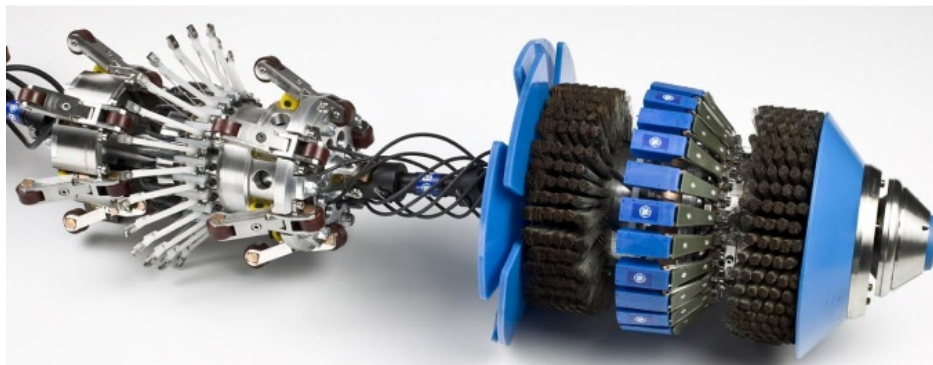
Atualmente, existem basicamente dois tipos de “pigs”, os “Utility Pigs” e os “Smart Pigs”. Os “Utility Pigs”, conforme o exemplo apresentado na Figura 4, são utilizados para limpeza e separação de produtos. Já os “Smart Pigs” ou “pigs” instrumentados, como o da Figura 5, são ferramentas poderosas que são dotados de sensores, dentre outros instrumentos, que servem para fornecer informações sobre o estado do duto, bem como a extensão e localização dos defeitos de forma bastante precisa.

FIGURA 4 - EXEMPLO “UTILITY PIG”



Fonte: HIDROPIG, 2015

FIGURA 5 - EXEMPLO DE “SMART PIG”



Fonte: GE REPORTS, 2015

Nessa perspectiva, a utilização de “pigs” instrumentados têm se mostrado um método bastante eficaz no mapeamento e monitoramento dos defeitos de corrosão, já que possui boa precisão. O equipamento apenas coleta as informações, as quais ainda precisam ser analisadas por técnicos e engenheiros para determinar as condições da tubulação.

2.3. EXPANSÃO TÉRMICA EM DUTOS

A variação de temperatura é responsável por originar tensões longitudinais. Caso um duto sofra um aumento de temperatura, estando ele livre, o mesmo irá se expandir tanto na direção axial quanto circunferencial. Em geral, o duto está livre para expandir-se circunferencialmente, porém, longitudinalmente, o mesmo interage com o solo e com suas

extremidades de forma a ter sua expansão restringida, originando assim tensões longitudinais compressivas.

Para casos em que o duto esteja sujeito à ação exclusiva de pressão externa, considerando um duto de parede fina, a tensão circunferencial σ_c é estaticamente determinada e dada pela fórmula de Barlow:

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

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.

Sendo ainda σ_L a tensão longitudinal, E o módulo de elasticidade, ν o coeficiente de Poisson, α o coeficiente de expansão térmica e ΔT a variação de temperatura, a deformação longitudinal ε_L é dada pela relação tensão-deformação para material isotrópico e linear elástico da seguinte forma (PALMER; KING, 2004):

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

Na Equação 2, foi desconsiderada a tensão radial, que se faz desnecessário quando o duto é considerado de paredes finas. 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:

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

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 $2\pi rt$, a força longitudinal será:

$$F_L = 2\pi rt\sigma_L = 2\nu\pi r^2 p - 2\pi rtE\alpha\Delta T. \quad (4)$$

Caso se leve em consideração as forças viscosas no interior do duto, à Equação 4 será adicionado um termo referente a isso. A área da seção transversal para essas forças viscosas vale πr^2 e a tensão longitudinal será expresso por $-p$. Com isso, a força longitudinal devido às forças viscosas corresponde a

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

Adicionando o termo da Equação 5 a Equação 4, obteremos que a força longitudinal será expresso por:

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

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 longitudinal será negativa, ou seja, a pressão interna provoca uma tensão compressiva nas extremidades do duto e a diferença de temperatura gera uma tensão adicional, também compressiva.

Senso assim, a Equação 6 sugere que caso a diferença de temperatura seja considerável ela contribui bastante para o colapso do duto.

2.4. APLICAÇÕES DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

2.4.1. USO DO MEF PARA ESTUDO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL

O número de áreas de aplicação para o MEF tem crescido de forma considerável recentemente. Dentre os inúmeros campos de aplicação possíveis, pode-se citar: indústria da construção civil, automobilística, naval, aeronáutica e aeroespacial, metalurgia, mineração, petróleo, setor energético, telecomunicações, forças armadas, meio ambiente, recursos hídricos, saúde, etc.

O primeiro trabalho a utilizar o termo Método dos Elementos Finitos (MEF) foi desenvolvido no ano de 1960 por Ray Clough, tratando sobre a análise de problemas de elasticidade em estado plano de tensão. Além de determinar o nome do método que viria a tornar-se a escolhida para o método proposto, no seu artigo original Clough estabelece os procedimentos sistemáticos que estão na base da implementação computacional do MEF para resolver problemas naturalmente discretos. Antes da denominação do método, houveram algumas contribuições importantes na área, um exemplo disso foi o trabalho do matemático alemão Richard Courant no ano de 1943, que trata do problema de torção de Saint-Venant utilizando uma metodologia de discretização de meios contínuos em elementos triangulares para resolver numericamente problemas variacionais genéricos. Outro trabalho foi desenvolvido em 1959 por Greenstadt, onde é determinada a solução de funções matemáticas

através da discretização do domínio das funções em subdomínio contíguos, sendo que cada subdomínio é caracterizado por funções de aproximações próprias (DIAS et al, 2010).

O MEF ganhou projeção internacional a partir de meados dos anos cinquenta do século XX com os trabalhos independentes e quase simultâneos do professor John Argyris, que trabalhava no Imperial College em Londres, e de um grupo de engenheiros da Boeing liderados pelo professor Ray W. Clough (VAZ, 2011).

Uma grande contribuição para o desenvolvimento e divulgação do método foi dada pelo prof. O. C. Zienkiewicz, que trabalhou desde 1961 no campus de Swansea da Universidade do País de Gales, no Reino Unido. Seu livro publicado em 1967, intitulado “The Finite Element Methods for Engineering” ficou conhecido no meio acadêmico como “The Book”. O livro criou uma legião de seguidores do método em todo o mundo (VAZ, 2011).

Ao contrário de outros métodos que eram utilizados no passado, o MEF só tem utilidade prática caso se tenha a disposição um computador digital. Este requisito é devido à grande quantidade de cálculos que são necessários realizar, simultaneamente, na resolução de grandes sistemas de equações lineares. Devido a isso, o rápido desenvolvimento do MEF praticamente coincidiu com a generalização da utilização de computadores nos centros de pesquisa. Com a disseminação de micro-computadores ocorrida no final da década de 80 e na década de 90, o MEF chega finalmente às mãos de grande parte dos projetistas de estruturas.

No âmbito da análise da resistência residual de dutos corroídos, um dos primeiros trabalhos utilizando Elementos Finitos foi desenvolvido por Mok et al (1991 Apud Cronin, 2000). Esse trabalho foi desenvolvido para analisar sucros orientados espiral e longitudinalmente em dutos utilizando modelos 2D e 3D simplificados. Com o uso das propriedades do material e da geometria dos defeitos, as predições por MEF foram obtidas com um erro de menos de 5% em relação as pressões de falha experimentais. O material foi modelado com plasticidade incremental utilizando dados reais da relação tensão deformação.

Em relação a análise de defeitos de corrosão interagentes, Chouchaoui et al (1992 Apud Cronin, 2000) conduziu algumas análises de Elementos Finitos, utilizando modelos 3D elasto-plásticos, sobre pits de corrosão simples e grupos de defeitos interagentes mais complexos. Alguns defeitos de corrosão de geometria simples também foram analisados. No MEF foram utilizados elementos parabólicos isoparamétricos com integração reduzida e teoria de grandes deformações. Nesse trabalho, o erro obtido ficou em torno de -6% a 7% em relação as pressões de falha obtidas experimentalmente. A acurácia das pressões de falha dependeram

do refinamento da malha utilizada. Embora as malhas mais grossas proporcionem a convergência dos resultados, elas tendem a ser imprecisas na representação da geometria de corrosão e resultam em uma estimativa conservativa da pressão de falha. O material foi modelado usando plasticidade incremental e a falha foi predita quando a tensão excede o limite da tensão última de resistência do material através de toda a extensão da parede do duto na região corroída.

Atualmente, na análise da integridade estrutural de dutos corroídos, os pesquisadores já conseguem resultados computacionais bem próximos dos dados obtidos em laboratório por testes de pressão até a ruptura, desde análise de defeitos simples a defeitos interagentes de corrosão. Andrade et al (2006) utilizou simulação através do MEF para a predição de falha de seis espécimes tubulares do Aço API 5L X80 com defeitos de corrosão interagentes, os resultados foram comparados com dados das pressões de ruptura obtidos experimentalmente por Benjamin et al (2005) e Benjamin et al (2006a). O erro médio na predição da pressão de falha da simulação por MEF em comparação com os resultados experimentais foi de apenas 2.97%.

Apesar do MEF predizer a pressão de falha de dutos com enorme precisão, são encontradas algumas dificuldades na sua utilização. A modelagem e análises de dutos simples com defeitos idealizados de corrosão podem durar semanas, é um procedimento repetitivo e requer engenheiros altamente especializados. Para amenizar esses problemas, o grupo de pesquisa PADMEC da Universidade Federal de Pernambuco, desenvolveu um conjunto de ferramentas de geração automática de modelos de elementos finitos de dutos com defeitos de corrosão idealizados denominado de PIPEFLAW, seguindo alguns padrões predefinidos adotados pelo CENPES/PETROBRAS (CABRAL, 2007). Em Motta et al (2010) é apresentado uma nova opção de geração automática de modelos de elementos finitos com defeitos de corrosão localizados arbitrariamente ao longo do duto através do PIPEFLAW. O software comercial ANSYS é utilizado para análise não-linear para obter o valor da pressão de falha dos modelos. Os resultados numéricos obtidos por Motta et al (2010) são comparados com os resultados experimentais obtidos por teste de ruptura obtidos em Benjamin et al (2005) e Benjamin et al (2006a) e resultados numéricos de Andrade et al (2006), que geraram os modelos manualmente. As conclusões de Motta et al (2010) revelam a rapidez e a confiabilidade com que o PIPEFLAW gera os modelos por MEF, sendo uma alternativa viável para a previsão de falha de dutos com defeitos de corrosão.

Em se tratando de formulação de equações analíticas para avaliação da resistência remanescente de dutos, uma avaliação de segurança de dutos com defeitos de estreitamento de parede local múltiplos sob pressão interna e momento fletor é desenvolvida por Peng et al (2011) utilizando resultados obtidos por MEF. Nesse trabalho é relatado que tem se dado mais atenção a avaliação de dutos com defeitos únicos e que a interação entre os defeitos e a profundidade relativa dos defeitos, no caso de dutos com defeitos múltiplos, podem impactar consideravelmente na avaliação de segurança. No artigo é proposto uma avaliação de segurança sistemática dos dutos, levando em consideração a influência da interação entre os defeitos múltiplos de corrosão de arranjos e profundidades diferentes na resistência residual destes, sob condições de carregamentos diferentes (pressão interna e momento fletor, aplicados individualmente) que podem ser amplamente utilizados.

Sendo assim, o MEF tem se mostrado uma ferramenta de extrema importância na análise da integridade estrutural de dutos, tanto para o desenvolvimento de equações analíticas quanto a predição da resistência residual de dutos corroídos.

2.4.2. USO DO MEF PARA ANÁLISE DE DUTOS CORROÍDOS SUBMETIDOS A CARREGAMENTOS COMBINADOS

Atualmente se encontram na literatura poucos trabalhos sobre o uso do método dos elementos finitos para análise de dutos corroídos submetidos a carregamentos combinados. O carregamento combinado geralmente inclui a aplicação de pressão interna em conjunto com força axial ou momento fletor, entre outros. A seguir são relatados alguns trabalhos importantes nesse campo.

Kin e Son (2004) desenvolvem um método de cálculo de fatores de concentração de tensão em dutos com redução de espessura local baseado em resultados obtidos por MEF. Eles consideram dutos com várias geometrias de defeitos e utilizam carregamento combinado de pressão interna e flexão global. Os fatores de concentração de tensão obtidos para diversos casos foram tabulados para uso prático e a influência da geometria dos defeitos e dos parâmetros do dutos sobre eles são discutidos.

Oh et al (2009) apresenta soluções de carregamento do limite plástico para dutos com estreitamento local de parede sujeitos a aplicação de pressão interna combinada a momento fletor baseadas em análises por MEF. Os materiais utilizados nas análises foram considerados

como perfeitamente plásticos. Neste trabalho foi verificado que a idealização da forma do defeito como retangular, quando comparado a defeito de forma circular, podem levar a estimativas de carregamentos máximos mais conservativos, fato que também é verificado em publicações prévias.

Já em um trabalho de Chen et al (2010) são desenvolvidas soluções generalizadas para estimar a capacidade flexional de tubos de aço com formas de corrosão na presença de carregamento combinado de pressão interna e força axial. Por questões práticas, as soluções generalizadas são simplificadas para equações de forma fechada para as formas idealizadas de defeito de corrosão: parabólica, elíptica e de profundidade constante. As soluções obtidas utilizando a forma fechada das equações geram bons resultados quando comparadas a forma generaliza e se aproximam dos resultados experimentais. Ao final, eles concluem que a forma da corrosão tem uma influência significativa na capacidade flexional de dutos corroídos.

Similarmente, Nozariam (2011) desenvolve um solução analítica para avaliar a capacidade de dutos com defeito de corrosão resistirem a aplicação de carregamento combinado de pressão interna, força axial e momento fletor. Além do carregamento combinado, as equações analíticas apresentadas também consideram a largura, comprimento e profundidade do defeito. Como parte do estudo foram também realizadas análises por MEF para validações das equações analíticas, as mesmas podem ser utilizadas para materiais com características de tensão deformação isotrópicas e anisotrópica com direções principais longitudinal e circunferencial.

Em um trabalho recente, Lourenço e Netto (2014) publicaram um estudo sobre colapso incremental (do inglês “*ratheting*”) de dutos para transporte de petróleo corroídos sob a ação de pressão interna e carregamento cíclico de flexão e/ ou tensão, originados por variações térmicas, ondas sísmicas e correntes marinhas. O estudo foi conduzido através da combinação de modelos numéricos, utilizando o MEF, e experimentos. Os testes experimentais foram desenvolvidos para verificar a ocorrência eventual de colapso incremental em dutos corroídos sob condições de carregamento operacionais típicos. Em paralelo, foram feitos testes cíclicos para obter os parâmetros do material utilizado, o aço AISI 1020, necessários para construção dos modelos computacionais que simulassem o fenômeno. Ao final do estudo foi observado que algumas combinações de carregamento que causam colapso incremental na região do defeito, resultaria em comportamento elástico se o duto tivesse intacto. Ao comparar os resultados numéricos com os experimentais, foi constatado que uma boa predição da deformação plástica através dos ciclos, somente pode ser obtida com modelos de calibração

mais complexas. No entanto, o colapso incremental pode ser predito precisamente com um modelo calibrado apenas com testes uniaxiais.

Ao fim da revisão bibliográfica, foi constatado que foram desenvolvidos muitos trabalhos sobre a avaliação de dutos corroídos com carregamento exclusivo de pressão interna, em contrapartida, foram desenvolvidos poucos estudos acerca da avaliação de resistência remanescente de dutos sob carregamento combinado de pressão interna em conjunto com outros tipos de carregamento. Devido a importância desse tipo de estudo, esse trabalho se propõe a estudar dutos corroídos sob carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas através do Método dos Elementos Finitos (MEF) e mostrar a importância da consideração das tensões geradas pela dilatação térmica em ensaios experimentais, avaliando a influência do aumento das temperaturas relativas na diminuição da capacidade de carga dos dutos corroídos.

3. PREDIÇÃO DE FALHA EM DUTOS CORROÍDOS

3.1. MÉTODOS ANALÍTICOS SEMI-EMPÍRICOS PARA ANÁLISE DE DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO

Nos últimos anos, foram desenvolvidos diversos métodos Semi-Empíricos para avaliação da resistência residual de dutos corroídos, esses métodos são muito importantes para garantir a operacionalidade de dutos corroídos. Os métodos principais tem como fundamento as equações da mecânica da fratura, resultados obtidos em ensaios experimentais até a ruptura dos dutos, e mais recentemente, vem se desenvolvendo alguns desses métodos através de simulações computacionais pelo Método dos Elementos Finitos (MEF).

O método ASME B31G, desenvolvido pelo American Society of Mechanical Engineers (ASME), é o pioneiro na avaliação de dutos. Segundo este método, um duto com defeito de corrosão com a relação d/t maior que 0,8 (profundidade do defeito maior que 80% da espessura da parede do duto) deve ser reparado ou substituído. Se a relação d/t for menor que 0,1, o duto pode continuar operando normalmente, e para as condições intermediárias deve ser utilizado o método para avaliação. Esse método fornece resultados muito conservadores em alguns casos, obtendo pressões de ruptura excessivamente baixos, fazendo com que os dutos sejam retirados de operação ainda em condições de operação. Por conta disso, vem sofrendo constantes aprimoramentos para que sejam obtidos resultados mais próximos da realidade.

O método B31G foi alterado com a implementação do método RSTRENG 085dL ou B31G modificado (KIEFNER; VIETH, 1989) que é menos conservador, mas com pressão máximas recomendadas abaixo das pressões de falha e apresentam resultados contra a segurança para defeitos longos e profundos. Por esta razão criou-se o método RPA (Rectangular Parabolic Area) ou 085dL modificado (BENJAMIN; ANDRADE, 2003). Outro método que também usa o software RSTRENG, que quer dizer Remaining Strength (resistência remanescente) é o Método da Área Efetiva (KIEFNER; VIETH, 1990), no qual se faz uso do real perfil corroído do duto. Além destes, também existe o método Mixed-Type Interaction, desenvolvido por Benjamim et al 2006b, e o Det Norske Veritas (DNV) RP-F101 (DNV, 2015), que foi desenvolvido originalmente no ano de 1991 e passou por atualizações recentemente, aumentando seu grau de precisão. Os métodos semi-empíricos que serão apresentados a seguir

tomam como base uma equação geral, conhecida como “NG-18 *Surface Flow Equation*”, que tem a seguinte forma:

$$\sigma_{rup} = \sigma_{fluência} \cdot f_r \quad (7)$$

Onde: f_r , é o fator de redução; σ_{rup} , é a tensão circunferencial na parede do duto no instante da ruptura em uma região fora do defeito; $\sigma_{fluência}$, é a tensão de escoamento média do material (do inglês, *flow stress*).

O fator de redução expresso na NG-18 *Surface Flaw Equation* é dado por:

$$f_r = \left[\frac{1 - \frac{\beta d}{t}}{1 - \frac{\beta d}{t} M^{-1}} \right] \quad (8)$$

Onde: M é o fator de dilatação ou fator de Folias; β é o fator de forma, igual a 1, se a corrosão possui a forma retangular, ou igual 2/3, se a corrosão possui a forma parabólica ou igual a 0,85 se a forma for entre a retangular e parabólica; d é a profundidade do defeito; t é a espessura da parede do duto.

A tensão circunferencial do duto é expressa por $\sigma_{cir} = P \frac{D}{2t}$ e, no estado limite essa tensão pode ser escrita como $\sigma_{cir} = \sigma_{rup}$. Nesta situação particular considera-se que a pressão P é a pressão de falha P_f , e essa por sua vez expressa por:

$$P_f = \frac{2 \cdot \sigma_{rup} \cdot t}{D} = \frac{2 \cdot \sigma_{fluência} \cdot t}{D} \left[\frac{1 - \frac{\beta d}{t}}{1 - \frac{\beta d}{t} M^{-1}} \right] \quad (9)$$

3.1.1. ASME B31G

A norma ASME B31G, foi desenvolvida pela American Society of Mechanical Engineers e é baseada em testes experimentais de dutos corroídos reais. Essa norma surgiu com finalidade de auxiliar as operadoras de dutos na tomada de decisão de continuar operando o duto com defeitos de corrosão, de forma segura na pressão máxima de operação, definida para o sistema em operação (AMARAL, 2011).

A aplicação dessa norma limita-se aos seguintes casos:

- Dutos construídos segundo as normas ASME B31.4, ASME B31.8 e ASME B31.11.

- Dutos, com corrosão, fabricados com aço carbono ou aços de alta resistência de baixa liga, do tipo ASTM A 53, A 106, A 381, API 5LX e API 5L.
- Corrosão no corpo do duto, com contornos relativamente suaves que não cause elevada concentração de tensão.
- Não pode ser aplicado para corrosão em soldas longitudinais ou circunferenciais, áreas afetadas termicamente, danos mecânicos e defeitos de fabricação na chapa de aço.
- Duto sujeito apenas a carregamento de pressão interna.
- Defeitos de corrosão com perda de espessura compreendida entre 10% e 80% da parede do duto.

Através dos resultados experimentais foram desenvolvidas fórmulas analíticas para predição da pressão de falha P_f considerando-se dois regimes distintos, de acordo com o comprimento l do defeito. Quando o comprimento do defeito é menor ou igual a $(20Dt)^{1/2}$, considera-se que o defeito é curto e a pressão de falha é expresso pela Equação 10, no caso contrário, ou seja quando o comprimento é maior que $(20Dt)^{1/2}$, é utilizada a Equação 11 para defeitos longos, onde D é o diâmetro externo do duto e t é a espessura de parede integra do duto. Nesse método, a tensão de fluência $\sigma_{fluência}$ em função da tensão de escoamento σ_y é expresso por $\sigma_{fluência} = 1,10 \sigma_y$.

Para defeitos curtos, quando $l \leq (20Dt)^{1/2}$, a pressão de falha será:

$$P_f = \frac{2,2\sigma_y t}{D} \left[\frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2d}{3t} M^{-1}} \right] \quad (10)$$

$$M = \left[1 + 0,8 \frac{l^2}{Dt} \right]^{1/2}$$

Para defeitos longos, quando $l > (20Dt)^{1/2}$, o fator de Folias é considerado como $M \rightarrow \infty$, $\beta = 1$, e a pressão de falha expressa por:

$$P_f = \frac{2,2\sigma_y}{D} [t - d] \quad (11)$$

3.1.2. RSTRENG 085dL OU ASME B31G MODIFICADO

O método RSTRENG 085dL, surge da necessidade de diminuição do conservadorismo da norma ASME B31G. Esta versão modificada do método ASME B31G foi proposta por Kiefner e Vieth (1989), como resultado do Projeto PR 3-805 do Pipeline Research Committee da AGA com o Instituto Battelle.

As principais diferenças entre esse método e o método anterior são as seguintes:

- A área do material perdido equivale a 0,85 dL, 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;
- A tensão de fluência é dada por $\sigma_{fluência} = \sigma_y + 69MPa$;
- A faixa de aplicação dessa norma é compreendida entre 20% e 80% de perda de espessura nominal de parede do duto inclusive na região do cordão de solda do tipo SAW (soldagem por arco submerso).

De acordo com esse método a pressão de falha é dada por:

$$P_f = (\sigma_y + 69MPa) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - 0,85 \frac{d}{t}}{1 - 0,85 \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (12)$$

- Para defeitos curtos, onde $l \leq (50Dt)^{1/2}$, o fator de Folias é dado por:

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

- Para defeitos longos, onde $l > (50Dt)^{1/2}$, o fator de Folias é dado por:

$$M = 3,3 + 0,032 \frac{l^2}{Dt}$$

As alterações propostas por esse método, para defeitos curtos, produzem resultados menos conservativos em relação ao método B31G, permitindo que os dutos operem com segurança por mais tempo. No entanto, para defeitos uniformes longos e profundos eles se mostram menos conservativo, podendo ir em contraposição a segurança operacional dos dutos (PAIVA, 2015). Devido a isso, esse método também precisou passar por melhorias

3.1.3. MÉTODO RPA OU 085dL MODIFICADO

Para defeitos curtos, $l \leq (20Dt)^{1/2}$, a formulação é igual ao método ASME B31G modificado. Ocorre uma mudança para defeitos longos, quando $l > (20Dt)^{1/2}$. Nesse caso o fator de dilatação M assume a seguinte forma (AMARAL, 2011):

$$M = 2,1 + 0,07 \frac{l^2}{Dt}$$

Além disso, o fator β é variável de acordo com a seguinte fórmula:

$$\beta = 1 - 0,15 \cdot \left[\frac{64 \cdot 10^6}{\left(\frac{l^2}{D \cdot t} \right)^6} \right]$$

O que permite aumentar a margem de segurança nos dutos de corrosões muito longas. Sendo o cálculo da pressão de falha, dado pela Equação 12.

3.1.4. DNV-RP –F101

A norma DNV-RP–F101, da organização norueguesa autônoma e independente Det Norske Veritas, através de testes experimentais e análises por elementos finitos, foi desenvolvida para ser aplicada sobre defeitos em dutos de aço carbono que foram projetados utilizando o padrão DNV Offshore Standard DNV-OSF101 ou sob outras normas que respeitem a filosofia da segurança no projeto, tais como, ASME B31.4, ASME B31.8, PD 8010, IGEM/TD/1, ISO/DIS 13623, CSA Z662-94 (DNV, 2015). Esta norma se aplica para dutos corroídos sob carregamento de pressão interna para defeito único, defeitos interagentes e defeitos de forma complexa. Além do mais, se aplica para carregamento por pressão interna combinado com tensões compressivas longitudinais para defeitos únicos.

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.

A equação simplificada da capacidade máxima de pressão de um duto afetado por defeito de corrosão único, longitudinalmente orientado, com a forma retangular, é dado por:

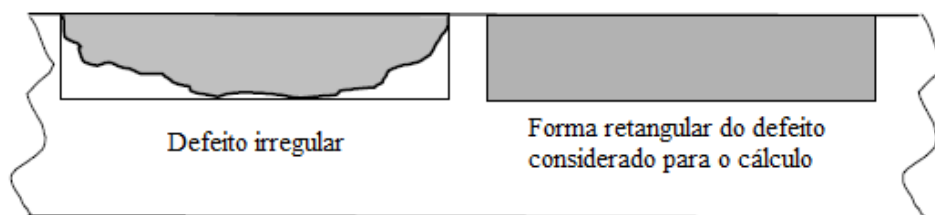
$$P_f = 1.05 \frac{2t \cdot \sigma_u}{(D - t)} \frac{(1 - (d/t))}{\left(1 - \left(\frac{d/t}{M}\right)\right)} \quad (13)$$

Onde

$$M = \sqrt{1 + 0,31 \left(\frac{l}{\sqrt{Dt}}\right)^2} \quad (14)$$

Para o cálculo da pressão de falha pela Equação 13, é feita a aproximação de um defeito irregular ou parabólico por um defeito retangular, como representado na Figura 8 a seguir. Isso irá subestimar a pressão de falha, pois o defeito retangular é o caso mais crítico. Isto irá fazer com que a pressão de falha estimada seja conservativa ou a favor da segurança.

FIGURA 6 - FORMA RETANGULAR DO DEFEITO CONSIDERADA PARA O CÁLCULO DA PRESSÃO DE RUPTURA



Fonte: DNV, 2015 (adaptado)

3.1.5. MÉTODO MTI – MIXED TYPE INTERACTION

O método *Mixed Type of Interaction* - MTI - (BENJAMIN; CUNHA, 2006b) é baseado nos dados geométricos que descrevem corretamente a distribuição geométrica dos defeitos tal como visto na Figura 6. 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.

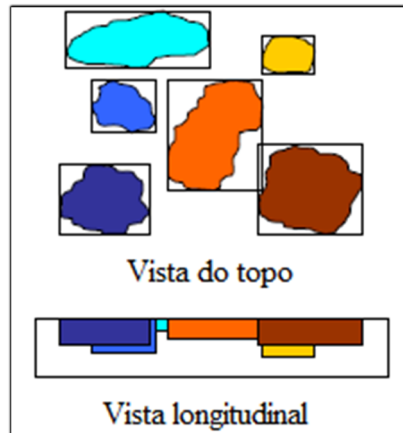
Segundo Benjamin et al (2007), para aplicação do MTI devem ser feitas quatro considerações básicas, que são as seguintes:

- A pressão de falha de uma colônia de defeitos de corrosão espaçados próximos é menor ou igual à 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.

O procedimento de aplicação do método MTI 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 7 - VISTA DO TOPO E VISTA LONGITUDINAL DE UMA COLÔNIA DE DEFEITOS DE CORROSÃO



Fonte: BENJAMIN et al, 2007 (Adaptado)

Na primeira fase, para o cálculo da pressão de falha para os defeitos individuais, é utilizado o método DNV-RP-F101 publicado em 1999. A tensão de fluência é igual à tensão última do material ($\sigma_{fluência} = \sigma_u$), sendo assim, tem-se que:

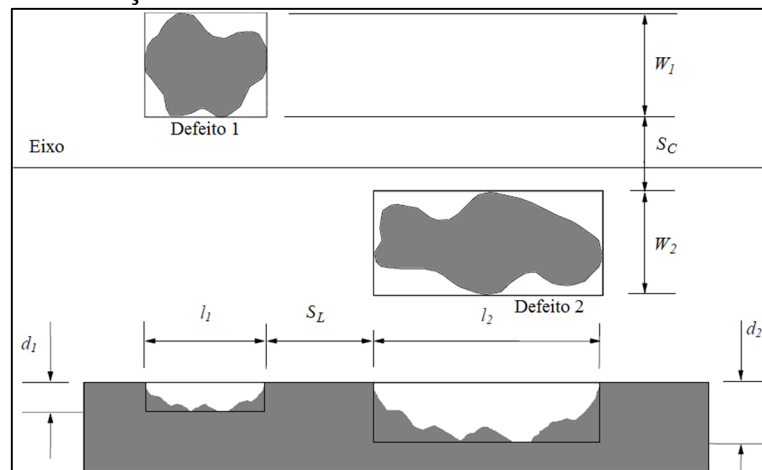
$$P_{f,i}^{isolado} = \sigma_{fluência} \cdot \left(\frac{2t}{D-t} \right) \cdot \left[\frac{1 - \left(\frac{d_i^{isolado}}{t} \right)}{1 - \left(\frac{d_i^{isolado}}{t \cdot M_i^{isolado}} \right)} \right] \quad (15)$$

Onde:

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

$l_i^{isolado}$ 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 visto na Figura 8 a seguir.

FIGURA 8 - PROJEÇÃO DAS DIMENSÕES DOS DEFEITOS DE CORROSÃO



Fonte: Autor

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 7, por exemplo, a largura efetiva seria dados 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 dado pela Equação 16 a seguir.

$$d_k^{grupo} = \frac{V_k^{grupo}}{l_k^{grupo} \cdot w_k^{grupo}} \quad (16)$$

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 expresso pela Equação 17 a seguir.

$$P_{f,k}^{grupo} = \sigma_{fluência} \cdot \left(\frac{2t}{D-t} \right) \cdot \left[\frac{1 - \left(\frac{d_k^{grupo}}{t} \right)}{1 - \left(\frac{d_k^{grupo}}{t \cdot M_k^{grupo}} \right)} \right] \quad (17)$$

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

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 18.

$$P_f = \min_{i,k} \left[(P_{f,i}^{isolado}), (P_{f,k}^{grupo}) \right] \quad (18)$$

3.2. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS - MEF

O Método dos Elementos Finitos (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 (LOGAN 2007).

Quando se tenta resolver problemas com geometrias complicadas, carregamentos e propriedades dos materiais, geralmente não é possível se obter a solução analítica. Pois, quando se quer resolver um problema de forma analítica, temos que descrever o comportamento de uma quantidade infinita de pontos do corpo a ser estudado. Isso quer dizer que, em geral temos que resolver equações diferenciais ordinárias ou parciais para todos os pontos do corpo. Daí a necessidade de utilizarmos métodos numéricos para a obtenção de soluções aceitáveis, tais como o Método dos Elementos Finitos (LOGAN, 2007). 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, em contraposição a uma análise com um número infinito de variáveis como as feitas pela Teoria da Elasticidade que usam funções contínuas com infinitas incógnitas como solução (VAZ, 2011). Por isso, temos que fazer a simplificação da geometria do defeito, aproximando para um modelo 3D que possua as mesmas dimensões, de forma que, a simplificação possa ser utilizada para simular o defeito como um todo. Se trata de resolver o problema em partes para se obter o resultado geral.

3.2.1. FORMULAÇÃO GERAL DO MEF

A seguir é apresentado uma formulação geral do método dos elementos finitos, para uma estudo mais aprofundado, recomenda-se a consulta do volume 1 da obra de Zienkiewicz e Taylor (2000), Dias et al (2010) e Vaz (2011).

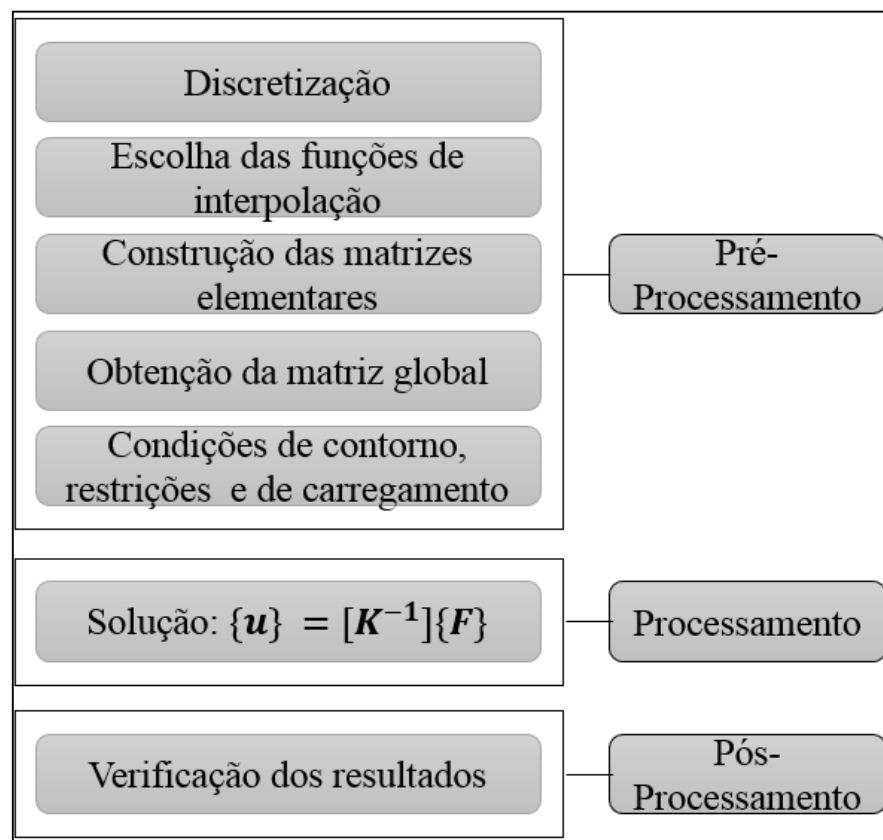
A aplicação do MEF é feita em três fases, que são: Pré-processamento; processamento e pós-processamento. O Pré-processamento é a fase na qual ocorre a chamada modelagem do problema. Essa fase envolve a definição da geometria, nós, elementos, condições de contorno, materiais e carregamentos. Quando o 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 (*Computer Aided Design*) 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.

O 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.

A fase final de 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. A representação desses resultados pode ser na forma de tabelas, gráficos, histórico de evolução de variáveis em função do tempo, animações, etc. O esquema a seguir mostra o que é feito em cada uma dessas fases.

FIGURA 9 - ESQUEMA DOS PASSOS SEGUIDOS EM UMA ANÁLISE LINEAR PELO MEF



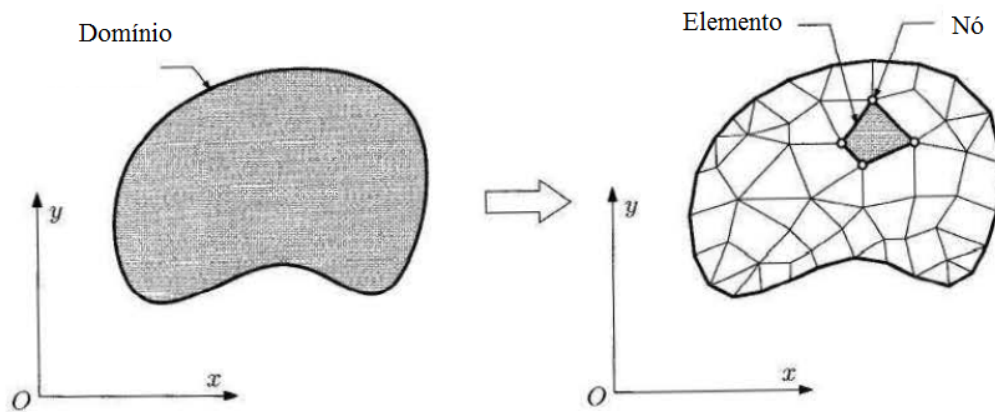
Fonte: ALVES FILHO, 2000

As etapas do Método de Elementos Finitos, em mais detalhes, podem ser divididas em:

A) Discretização

A estrutura (ou domínio) que se pretende estudar é dividida em um número finito/discreto de segmentos, áreas ou volumes menores, denominado de elementos finitos, os quais são ligados uns aos outros por nós, esta tarefa é chamada de discretização (DIAS et al, 2010). Cada nó possui um número de graus de liberdade. A quantidade de elementos deve ser suficiente para a obtenção de uma solução aproximada da estrutura do modelo contínuo. Um esquema representativo do processo de discretização é apresentado na Figura 10 a seguir.

FIGURA 10 - REPRESENTAÇÃO DO PROCESSO DE DISCRETIZAÇÃO



Fonte: DIAS et al, 2010

B) Escolha das funções de interpolação

As funções de interpolação vão representar as variáveis de campo no interior de cada elemento da malha de elementos finitos. A função de interpolação mais utilizada é a polinomial, tais como: linear, quadrática, cúbica, etc.

C) Construção das Matrizes Elementares

O vetor dos deslocamentos nodais do elemento $\{u_e\}$ é relacionado com o vetor das forças nodais $\{F_e\}$ através da matriz de rigidez do elemento $[K_e]$. A matriz de rigidez do elemento $[K_e]$ depende da geometria do elemento, do material, das funções de interpolação e do modelo físico.

$$\{F_e\} = [K_e] \cdot \{u_e\} \quad (19)$$

D) Obtenção da Matriz Global a partir das Matrizes Elementares

As equações matriciais elementares do modelo discreto são combinadas para formar as equações matriciais que aproximam o comportamento do sistema contínuo em todo seu domínio. A matriz de rigidez global $[K]$ é obtida pela soma das matrizes de rigidez de cada elemento em que o domínio foi dividido, $[K] = \sum_e [K_e]$. O vetor do carregamento também é dado pela soma dos carregamentos elementares aplicados aos nós individualmente, $\{F\} = \sum_e \{F_e\}$. O carregamento global, portanto, é representado pela seguinte fórmula:

$$\{F\} = [K] \cdot \{u\}. \quad (20)$$

Onde $\{u\}$ é o deslocamento generalizado que pode ser expresso como $\{u\} = [N] \cdot \{u_e\}$, aqui $[N]$ e $\{u_e\}$ são a matriz das funções de forma e o vetor de deslocamentos nodais, respectivamente.

A dimensão das matrizes globais é igual ao número total de incógnitas nodais (deslocamentos nodais), que é o número de graus de liberdade do sistema.

E) Condições de Contorno e Carregamentos Externos Aplicados

Após a obtenção das equações matriciais globais, elas devem sofrer as modificações necessárias para atender às condições de contorno do problema. Nas condições de contorno, algumas das incógnitas são previamente conhecidas.

F) Resolução do Sistema de Equações

Tendo sido atribuídos os carregamentos externos e as condições de contorno, é possível então resolver a equação global de rigidez, encontrando os deslocamentos nodais $\{u\}$. Em outras palavras, a operação realizada é equivalente a:

$$\{u\} = [K]^{-1} \cdot \{F\} \quad (21)$$

G) Análise dos Resultados

Nessa última fase é feita a interpretação e checagem dos resultados, que podem envolver deslocamentos, forças, tensões, deformações, temperaturas, pressões, etc. É fundamental checar o modelo final para verificar se seu comportamento condiz com o comportamento real do material e se os resultados apresentam relativa precisão, caso isso não aconteça é necessário a reformulação do problema e reinício da análise.

3.2.2. CRITÉRIOS DE RUPTURA

A ruptura de um duto corroído pode ser definida como o instante em que a sua estanqueidade é perdida, ou seja, o instante em que começa a ocorrer vazamento (de líquido ou gás) através de uma descontinuidade (rasgo, fissura ou trinca) surgida na região do defeito ou não (CABRAL, 2007). A definição do critério de ruptura é muito importante na análise por elementos finitos, pois em geral os softwares de simulação por MEF não predizem por si só a falha.

Em um dos primeiros trabalhos utilizando Elementos Finitos, desenvolvido por Mok et al (1991 Apud Cronin, 2000), foi assumido que a pressão de falha é predita no momento em que o gradiente de deformação plástica através do ligamento inteiro torna-se constante e a deformação na região corroída se comporta de maneira assintótica. Foi percebido que isto ocorre no ponto mais profundo do defeito de corrosão, no caso de defeitos de geometria simples. A falha inicia na superfície externa do duto quando o defeito de corrosão é localizado também na parte exterior (CHOUCHAOUI, 1993; MOK et al, 1991; FU; KIRKWOOD, 1995 apud CRONIN, 2000).

Outro critério comumente utilizado foi proposto por Chouchaoui (1991 apud Cronin, 2000). Esta abordagem envolve a determinação de uma tensão ou deformação crítica da curva tensão-deformação do material. O colapso plástico é predito quando a tensão equivalente (von Mises) excede a tensão crítica através de toda a espessura do ligamento. A tensão crítica é definida como a tensão última de uma curva tensão-deformação de engenharia expressa como uma tensão verdadeira. Este critério também foi adotado por Choi et al (2003) e Andrade et al (2006a).

3.2.3. *GERAÇÃO DE MODELOS*

A construção dos modelos de dutos corroídos analisados nesse trabalho foi dividida em duas etapas. A primeira etapa foi marcada pela geração da geometria dos modelos em um software de CAD chamado SolidWorks. Na segunda etapa, foi feita a importação dos modelos para o software de elementos finitos chamado Comsol Multiphysics, que foi utilizado para a discretização e realização das análises multifísicas não-lineares para predição das pressões de falha dos dutos analisados.

4. APLICAÇÃO DA METODOLOGIA

O objetivo desse trabalho foi analisar a influência da diferença de temperatura na parede do duto na pressão de falha desses equipamentos, considerando que o fluido é transportado a uma certa temperatura T_f . Sabe-se que o metal ao ser aquecido sofre dilatação térmica, que por sua vez, dependendo das condições de contorno aplicadas, pode gerar tensões térmicas que podem reduzir consideravelmente a capacidade de carga dos dutos.

Para o desenvolvimento do trabalho, foram utilizados dados obtidos em ensaios experimentais de espécimes tubulares com defeitos de corrosão interagentes de trabalhos previamente publicados. Os modelos utilizados aqui, foram manufaturados e ensaiados por Benjamim et al (2005) e Benjamin et al (2006a), respectivamente, as pressões de falha que foram obtidas nos ensaios experimentais foram comparados com a predição através de alguns métodos analíticos semi-empíricos. Alguns dos espécimes ensaiados por Benjamin et al (2006a), foram analisados por Andrade et al (2006) através da aplicação do Método dos Elementos Finitos, com elementos configurados manualmente, sendo os resultados numéricos muito próximos dos experimentais.

4.1. FERRAMENTAS UTILIZADAS NA MODELAGEM

Nesse trabalho nos detemos a analisar os mesmos espécimes modelados por Andrade et al (2006), afim de validar seus resultados através do módulo *Structural Mechanics* do software Comsol Multiphysics e na sequência fazer uma análise multifísica com a consideração de efeitos termo mecânicos, adicionando o módulo *Heat Transfer in Solids*, para estudo dos efeitos da temperatura na capacidade de carga de dutos corroídos.

Para a construção da geometria de todos os modelos foi utilizado o software de CAD SolidWorks, pois os recursos de desenho do Comsol Multiphysics são limitados, por não ser o foco do software.

4.2. ETAPAS DO TRABALHO

Como descrito na seção anterior, a geometria dos modelos foram desenhadas no SolidWorks, que é um software de CAD. Em seguida, a geometria foi importada pelo Comsol Multiphysics para verificação e determinação do nível de refinamento de malha, utilizando elementos tetraédricos, mais adequado para a realização das análises. Feito isso, o refinamento de malha mais adequado foi aplicado para os outros modelos e foi realizada a predição de falha para o carregamento de pressão interna (estudo 1). Em seguida foi feita a validação dos resultados através da comparação com métodos analíticos semi-empíricos e resultados numéricos obtidos por Andrade et al (2006) e Motta et al (2010).

Após a validação dos modelos com carregamento exclusivo de pressão interna, foi feito a análise multifísica, acoplando a mecânica estrutural com a física térmica, afim de identificarmos a influência da temperatura sobre a capacidade de carga dos espécimes analisados.

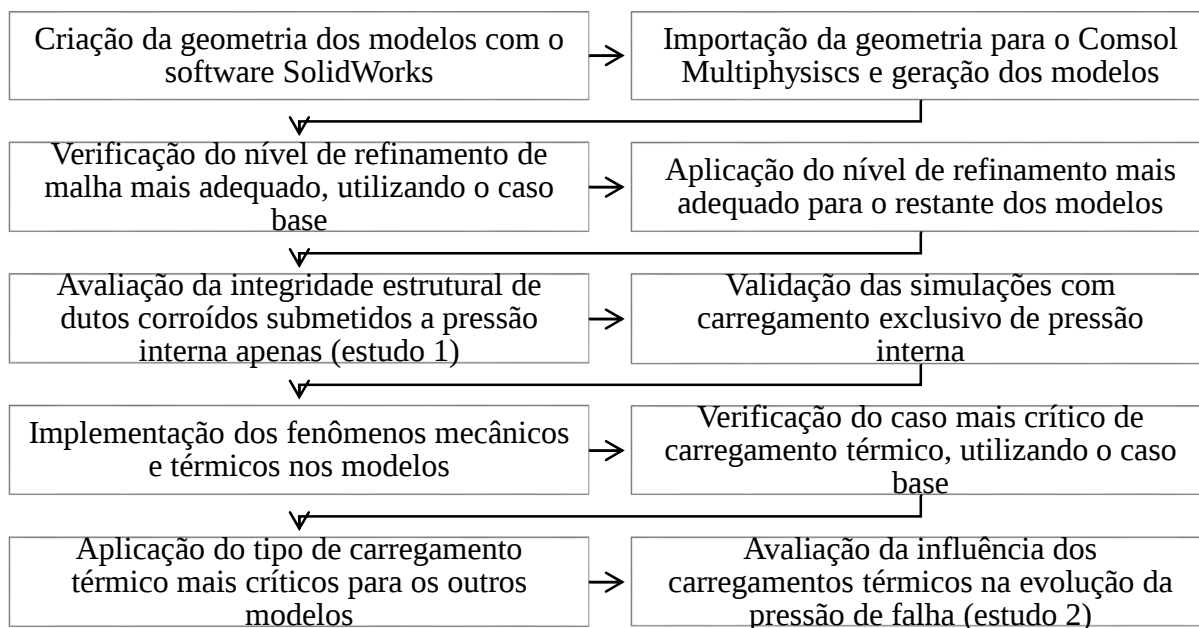
O software Comsol Multiphysics permite o acoplamento de diversos tipos de física. Nesse trabalho, utilizaremos o recurso da multifísica para fazer o estudo da interação da física térmica, através do módulo “*Heat Transfer in Solids*” com a mecânica estrutural, do módulo “*Solid Mechanics*”. Nesse trabalho, a interação da física térmica com a mecânica será denominada interação termo-mecânica.

Através do módulo “*Heat Transfer in Solids*”, pode ser feita a aplicação do carregamento térmico de diversas maneiras. É permitido, através dele, aplicar um fluxo de calor, convecção térmica, aplicação direta da temperatura sobre uma superfície, etc.

Para a análise dos efeitos termo-mecânicos sobre a capacidade de carga dos dutos corroídos procedemos da seguinte forma, foi feito um estudo do carregamento térmico que se mostra mais efetivo na diminuição da pressão de falha, utilizando o caso base. Após ser feita essa análise, o caso mais crítico é estendido para todos os outros modelos de interesse e a análise do efeito do carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas é então estendida para todos os outros modelos de interesse (estudo 2).

A seguir, na Figura 11, são apresentados os passos seguidos nesse estudo de forma esquemática, deste a geração dos modelos até a análise da influência do carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas.

FIGURA 11 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DOS PASSOS METODOLÓGICOS



Fonte: Autor

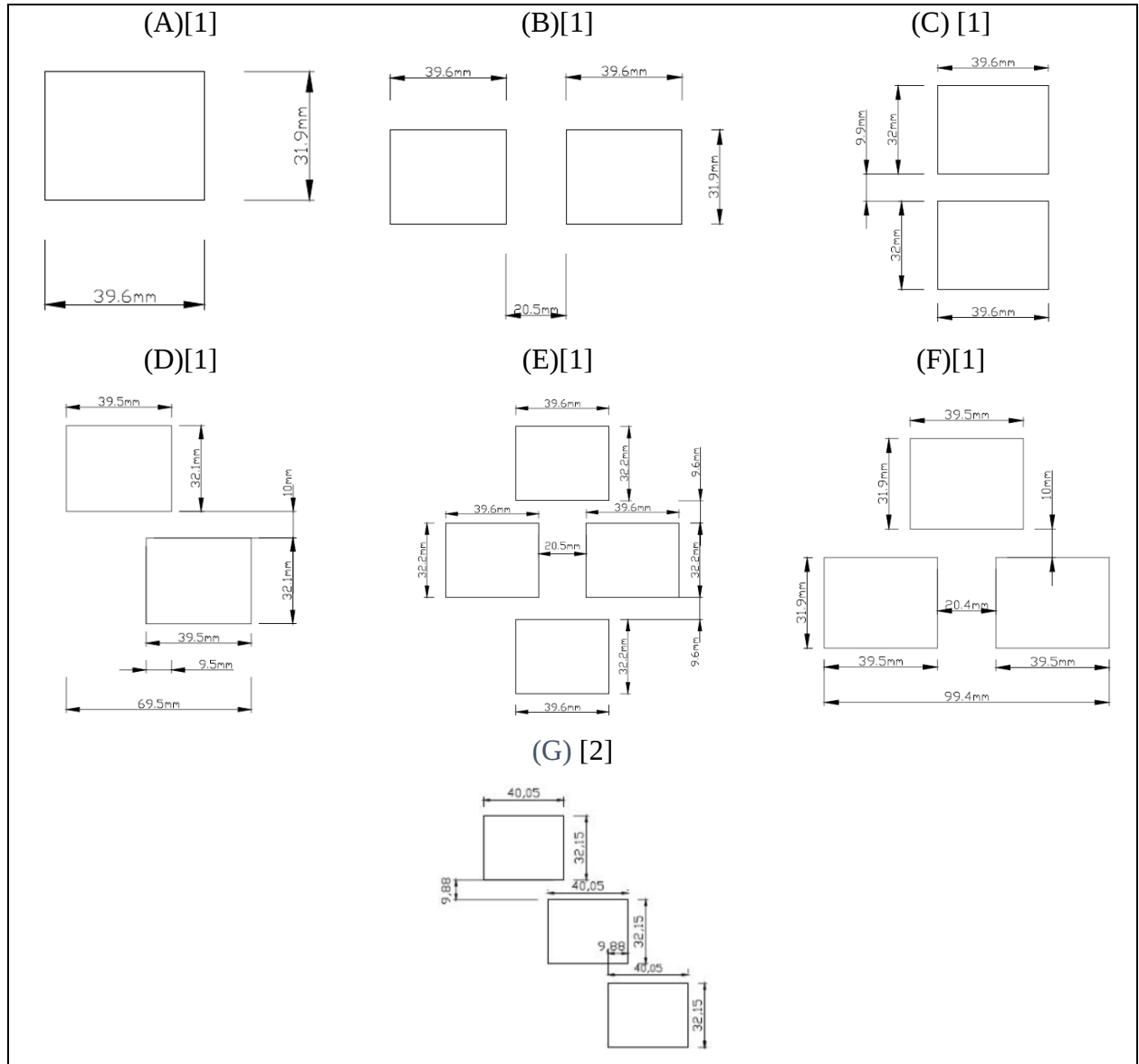
Os dados sobre os estudos 1 e 2 são apresentados no capítulo 5 – Análise de casos, que mostra de forma mais detalha os passos seguidos nesse trabalho.

4.3. CONSIDERAÇÕES SOBRE OS ESPÉCIMES ANALISADOS

Em Benjamin et al (2005) foram produzidas, através de eletroerosão, 12 amostras tubulares de aço carbono API 5L X80, sendo uma delas livre de defeitos denominada IDTS 1. Os espécimes IDTS 2 e IDTS 8 contém apenas um defeito cada, que foram chamados de defeitos base. Os outros 9 espécimes contém grupos de defeitos interagentes de corrosão compostos por dois ou mais defeitos base. No trabalho desenvolvido por Andrade et al (2006), as amostras ISTS 2, ISTS 3, ISTS 4, ISTS 5, ISTS 6 e ISTS 7, foram analisadas através do MEF, utilizando o software comercial Ansys 2003 com malha gerada manualmente.

A Figura 12 traz esquemas que representam a vista de topo dos grupos de defeitos analisados por Andrade et al (2006), além do espécime IDTS 9 que foi analisado em Motta et al (2010), que serão a base deste estudo. Nestes esquemas a superfície do duto está representada de forma plana e mostram os detalhes geométricos dos defeitos de corrosão destes seis espécimes, comprimento e largura efetiva, além do espaçamento efetivo entre os defeitos.

FIGURA 12 – COMPRIMENTO, LARGURA E ESPAÇAMENTO ENTRE OS DEFEITOS DE CORROSÃO: (A) IDTS 2, (B) IDTS 3, (C) IDTS 4, (D) IDTS 5, (E) IDTS 6, (F) IDTS 7 e (G) IDTS 9



Fonte: [1] ANDRADE et al, 2006; [2] MOTTA et al, 2010 (adaptado)

Os espécimes IDTS 2, IDTS 3, IDTS 4, IDTS 5 e IDTS 6, foram cortados de um mesmo tubo, sendo assim, todos eles possuem o mesmo diâmetro externo $D_e = 458,8$ mm e uma espessura $t = 8,1$ mm, o IDTS 9 foi cortado de um tubo diferente do anterior, possuindo um diâmetro externo $D_e = 459,4$ mm e uma espessura íntegra do duto $t = 8,0$ mm. Como pode ser observado na Figura 12, as dimensões dos defeitos individuais são exatamente as mesmas para um determinado grupo de defeitos. A Tabela 3 mostra detalhadamente a profundidade efetiva d , o comprimento efetivo l , a largura efetiva w , dos defeitos individuais, assim como a separação

longitudinal entre os defeitos S_L , a separação circunferencial entre os defeitos S_C , o comprimento efetivo total para o grupo de defeitos l_{grupo} , a largura efetiva total para o grupo de defeitos w_{grupo} , e a relação da profundidade do grupo de defeitos d_{grupo} com a espessura integral do duto t .

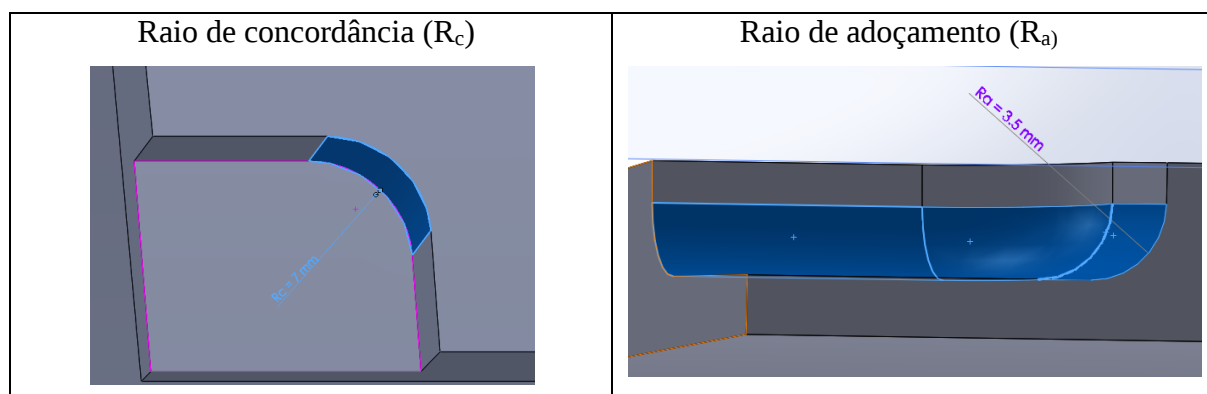
TABELA 3 - DIMENSÕES EFETIVAS DOS ESPÉCIMES TUBULARES E DOS DEFEITOS MANUFATURADOS

Espécime	D_e (mm)	t (mm)	d (mm)	l (mm)	w (mm)	S_L (mm)	S_C (mm)	l_{grupo} (mm)	w_{grupo} (mm)	$\frac{d_{grupo}}{t}$
IDTS 2	458.8	8,1	5,39	39,6	31,9	-	-	39,6	31,9	0,665
IDTS 3	458.8	8,1	5,32	39,6	31,9	20,5	-	99,7	31,9	0,657
IDTS 4	458.8	8,1	5,62	39,6	32,0	-	9,9	39,6	73,9	0,694
IDTS 5	458.8	8,1	5,42	39,5	32,1	-9,5	10,0	69,5	74,2	0,669
IDTS 6	458.8	8,1	5,39	39,6	32,2	20,5	9,6	99,7	115,8	0,665
IDTS 7	458.8	8,1	5,26	39,5	31,9	20,4	10,0	99,4	73,8	0,649
IDTS 9	459,4	8,0	3,85	40,05	32,15	-9,88	9,88	100,39	116,21	0,481
$R_c = 7,0$ mm (Raio de concordância)*										
$R_a = 3,5$ mm (Raio de adoçamento)										
Fonte: ANDRADE et al, 2006 (adaptado)										

*O raio de concordância R_c foi atribuído pelo autor, pois esse dado não é informado nos trabalhos de Benjamin et al (2006).

Para diminuir a concentração de tensão nas regiões de canto dos defeitos, são utilizados o raio de concordância (R_c) e raio de adoçamento (R_a). O raio de adoçamento foi o mesmo utilizado nos espécimes fabricados por Benjamin et al (2005), já o raio de concordância utilizados na fabricação não foi relatado neste último trabalho, sendo assim, o valor de R_c foi atribuído com 7 mm. O detalhe da aplicação de R_c e R_a é apresentado na Figura 13.

FIGURA 13 - DETALHE DOS RAIOS DE ADOÇAMENTO E DE CONCORDÂNCIA



Fonte: Autor

4.3.1. PROPRIEDADES DO MATERIAL UTILIZADO NOS MODELOS

Como relatado anteriormente, o material utilizado na fabricação das amostras ensaiadas por Benjamim et al (2006a) foram produzidas de Aço API 5L X80. Nesta seção apresentaremos as propriedades mecânicas e térmicas desse material.

Ao adicionar a plasticidade no Comsol Multiphysics, temos a possibilidade de utilizar a curva de endurecimento do material. Neste trabalho utilizaremos as propriedades mecânicas do aço API 5L X80 fornecidas por Andrade et al (2006) e a curva de tensão verdadeira versus deformação verdadeira descritas pela equação de Ramberg-Osgood, que forneceram os pontos da Tabela 4.

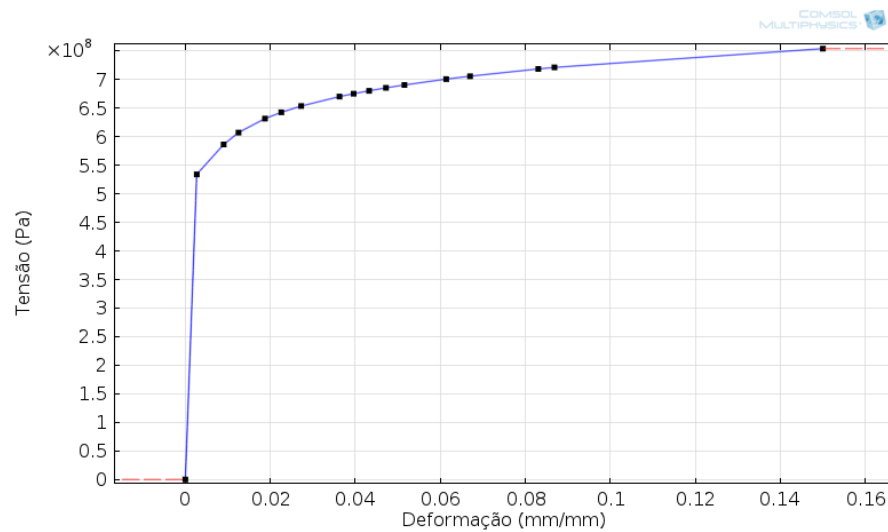
Na simulação, portanto, utilizamos a curva tensão-deformação da Figura 14, estabelecendo a tensão de escoamento como 534,1 MPa para uma deformação de 0,002 e a máxima como 754,2 MPa para uma deformação de 0,15, para deformações acima de 0,15 a tensão se mantém com o valor constante da tensão máxima. O critério de falha de von Mises foi adotado nas análises e foi utilizada a regra de endurecimento isotrópica.

TABELA 4 - PONTOS DA CURVA TENSÃO-DEFORMAÇÃO

ϵ	σ (MPa)
0,0000000	0,00000
0,0020000	534,10000
0,0090000	586,35600
0,0125000	607,33250
0,0187197	631,70300
0,0225671	642,69450
0,0272592	653,70680
0,0362591	670,25550
0,0395930	675,35390
0,0432324	680,45380
0,0472031	685,55680
0,0515325	690,66190
0,0613880	700,87500
0,0669801	705,98400
0,0830373	718,64980
0,0868612	721,31810
0,1500000	754,20000

Fonte: CABRAL, 2007

FIGURA 14 - GRÁFICO TENSÃO-DEFORMAÇÃO DO AÇO API 5L X80



Fonte: Autor

A Tabela 5 a seguir mostra outras propriedades mecânicas e térmicas do aço API 5L X80, onde ν 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 α é o coeficiente de dilatação térmica.

TABELA 5 - PROPRIEDADES DO AÇO API 5L X80

Propriedade	Valor	Referência
ν	0,3	Andrade et al (2006)
E	200 GPa	Andrade et al (2006)
k	52 W/(m· K)	Antonino et al (2014)
C_P	490 J/(kg · K)	Antonino et al (2014)
α	$12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	Nash e Potter (2014)

Fonte: Referências citadas nesta tabela.

4.3.2. HIPÓTESES SOBRE OS MODELOS ESTUDADOS

Para o presente estudo foram feitas as seguintes considerações:

- Os dutos são *onshore* 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_i ; que pode variar entre 25 e 125°C e o escoamento é considerado como turbulento.

- A velocidade do vento é assumida como calma, na faixa de 0,5 m/s.

4.3.3. CONDIÇÕES DE CONTORNO E CARREGAMENTO

Neste trabalho foi utilizado condições de contorno de simetria, quando aplicáveis, visando a redução do tamanho dos modelos e, conseqüentemente, a redução do custo de tempo computacional. Também foram utilizadas restrições para eliminar o movimento do corpo rígido. Os tamanhos dos modelos são suficientes para que as condições de contorno não afetem os resultados das análises.

Na simulação dos modelos com carregamento exclusivo de pressão interna, adotamos o modelo de duto tampado fixo, anulando o movimento da direção longitudinal nas extremidades do duto. A pressão interna foi aplicada de forma incremental, variando de 0 MPa até um valor pouco maior que a 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. Nos modelos em que se leva em consideração os efeitos termo-mecânicos, além das condições de contorno utilizadas nos modelos com carregamento exclusivo de pressão interna, foram utilizados condições de contorno de temperatura na superfície interna e externa, que implica em um carregamento adicional por forças reativas causados pela dilatação do duto.

4.3.4. 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 foram as seguintes:

TABELA 6 - CONFIGURAÇÃO DOS SOLVERS

	MECÂNICA ESTRUTURAL	FÍSICA TÉRMICA
Solver	MUMPS	PARDISO
Preordering algorithm	Automático	Nested dissection multithreaded

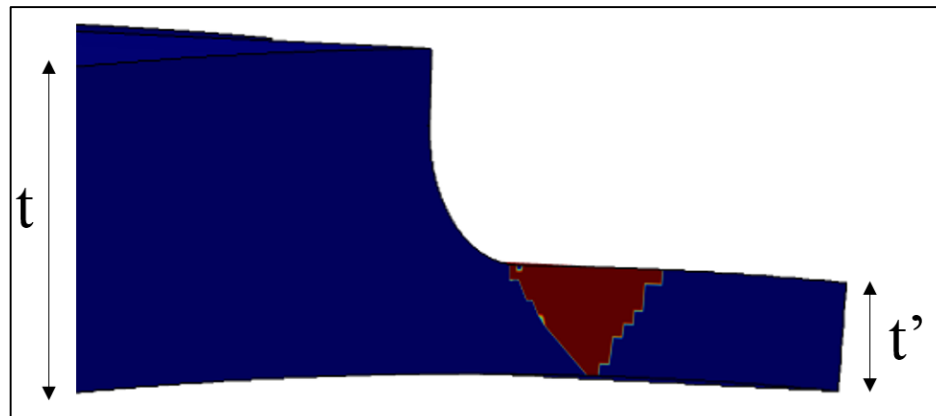
	MECÂNICA ESTRUTURAL	FÍSICA TÉRMICA
Damping fator	0,7	1
Técnica de terminação	Tolerância	
Número máximo de iterações	100	
Fator de tolerância	1	
Critério de terminação	Solução ou residual	
Fator residual	1000	
Tolerância relativa	0,001	

Fonte: Autor

4.3.5. CRITÉRIO DE RUPTURA ADOTADO

Neste trabalho iremos adotar o critério de falha utilizados inicialmente por Chouchaoui (1993 apud Cronin, 2000), que estabelece que a falha ocorre no momento em que a tensão equivalente, no nosso caso a tensão de von Mises, ao longo de toda a espessura da parede excede a tensão última do material, 718.2 MPa. Este critério também foi adotado por Choi et al (2003) e Andrade et al (2006), dentre outros. A Figura 15 é um exemplo de como essa avaliação é feita, a região em vermelho corresponde a uma tensão acima da tensão de ruptura 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 verdadeira, 754.2 MPa, antes do critério anterior ser satisfeito, essa pressão será a pressão de falha P_f .

FIGURA 15 - CRITÉRIO DE FALHA



Fonte: Autor

5. ANÁLISE DE CASOS

Esse trabalho foi dividido em dois estudos, o estudo 1 trata da predição de falha de dutos com defeitos de corrosão interagentes sob carregamento exclusivo de pressão interna e o estudo 2 trata da análise da influência do carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas na capacidade de carga dos dutos corroídos.

A seção 5.1 traz uma análise de convergência para cinco diferentes modos de aplicação do refinamento de malha, utilizando elementos tetraédricos. Para essa análise foi feita a aplicação de malha diferentes para o modelo IDTS 2 entre a região do defeito, área em que houve perda de metal, e fora da região do defeito, onde a parede do duto se encontra com a espessura integral. Nesse caso foi utilizado um carregamento exclusivo de pressão interna para a predição da falha, os resultados foram comparados ao resultado experimental obtidos por Benjamin et al (2006).

O estudo 1, seção 5.2, é a expansão da forma de aplicação da malha mais adequada, ou seja, aquela que fornece um valor da pressão de falha predita mais próximo da pressão de falha experimental, para todos os casos restantes. Ainda nesse estudo, é feita a validação dos resultados através da comparação com resultados numéricos e empíricos com trabalhos presentes na literatura.

Na sequência, seção 5.3, foi feito a verificação do caso mais crítico de aplicação do carregamento térmico em combinação com pressão interna. Esse estudo foi realizado pelo fato do Comsol Multiphysics permitir a aplicação da carga térmica de diversas formas e pelo não conhecimento, à priori, do tipo de carregamento mais crítico. Este estudo foi realizado para o caso base e é dividido em três casos, sendo eles:

- Caso 1 – aplicação direta da temperatura na superfície interna do duto igual a temperatura fluido e na superfície externa igual a temperatura ambiente (25°C);
- Caso 2 – aplicação direta da temperatura nas superfícies interna e externa igual a temperatura do fluido;
- Caso 3 - Uso do coeficiente de convecção térmica internamente, sendo a temperatura igual a do óleo; e convecção externamente, sendo a temperatura igual a temperatura ambiente (25°C).

Por fim, no estudo 2 é feita a expansão do caso mais crítico de aplicação do carregamento térmico, para todos os casos de interesse. Ao final tenta-se identificar os fatores que influenciam na diminuição da capacidade de cargas de dutos com defeitos de corrosão interagentes em função do aumento da temperaturas.

5.1. ESTUDO DE CONVERGÊNCIA PARA DIFERENTES NÍVEIS DE REFINAMENTO DE MALHA

Para início dos estudos foi feita uma análise para diversos níveis de refinamento de malha, utilizando elementos tetraédricos, para verificar qual seria mais adequada para o este estudo, levando em conta o erro em relação aos dados experimentais e o tempo total de execução da simulação com determinado tipo de refinamento de malha.

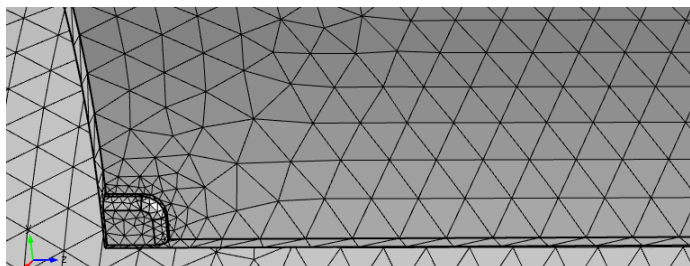
No software Comsol Multiphysics podemos gerar malhas automaticamente e também é permitido fazer ajustes manuais. Ele possui um algoritmo de geração de malha utilizando elementos tetraédricos, esse tipo de elemento pode ser utilizado em qualquer geometria. O programa inclui nove parâmetros pré-definidos de refinamento de malha, que vai desde extremamente grosseira até extremamente fina, adicionalmente pode ser feita a configuração dos parâmetros de forma manual.

Para definirmos o nível de refinamento que seria adotado para as análises, tomamos como base o espécime com defeitos simples, o IDTS 2, com carregamento unicamente de pressão interna para 5 casos diferentes. A predição da pressão de falha, como explicado na seção 4.3.1 é feita no momento em que toda a extensão da parede do duto atinge uma tensão superior a tensão verdadeira de ruptura do material, que nesse caso é de 718.2 MPa.

5.1.1. CASO 1

Para o primeiro caso, foi utilizada a malha predefinida de tipo “*Normal*” para todas os contornos da geometria, as configurações para esse nível de refinamento são apresentadas na Tabela 7. Dessa forma, o número de elementos tetraédricos foi de 16856 e o tempo de execução foi de aproximadamente 3,5h. O aspecto da malha gerada no caso 1 é mostrado na Figura 16.

FIGURA 16 – ASPECTO DA MALHA UTILIZADA DO CASO 1



Fonte: Autor

TABELA 7 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “NORMAL” UTILIZADA NO CASO 1

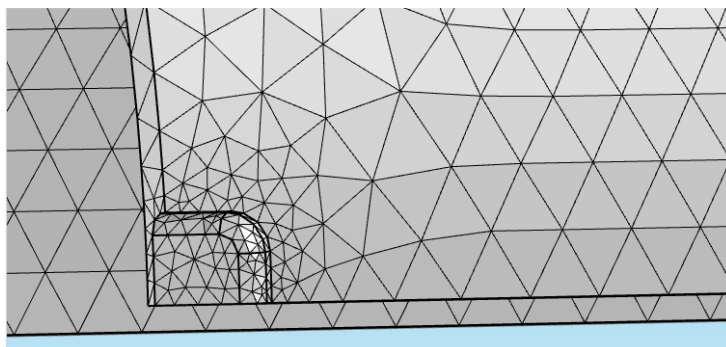
Nome	Valor
Tamanho máximo dos elementos	85 mm
Tamanho mínimo dos elementos	15.3 mm
Fator de curvatura	0.6
Resolução de regiões estreitas	0.5
Taxa de crescimento máxima	1.5
Número de elementos	16856

Fonte: Autor

5.1.2. CASO 2

Para o caso 2, foi utilizada uma malha refinada predefinida de tipo “*Fine*” para todas os contornos da geometria, as configurações para esse nível de refinamento são apresentadas na Tabela 8. Dessa forma, o número de elementos tetraédricos foi de 24772 e o tempo de execução foi de aproximadamente 8h. O aspecto da malha gerada no caso 2 é mostrado na Figura 17.

FIGURA 17 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 2



Fonte: Autor

TABELA 8 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “FINE” UTILIZADA NO CASO 2

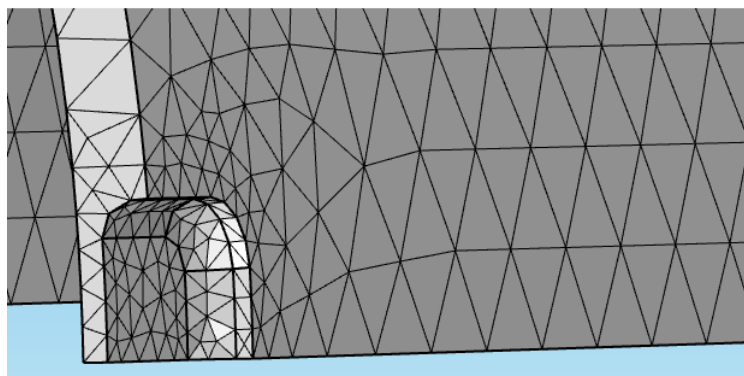
Nome	Valor
Tamanho máximo dos elementos	68 mm
Tamanho mínimo dos elementos	8.5 mm
Fator de curvatura	0.5
Resolução de regiões estreitas	0.6
Taxa de crescimento máxima	1.45
Número de elementos	24772

Fonte: Autor

5.1.3. CASO 3

Para o caso 3, foi utilizada uma malha refinada predefinida de tipo “*Finer*” para todas os contornos da geometria, as configurações para esse nível de refinamento são apresentadas na Tabela 9. Dessa forma, o número de elementos tetraédricos foi de 33399 e o tempo de execução foi de aproximadamente 8h. O aspecto da malha gerada no caso 3 é mostrado na Figura 18.

FIGURA 18 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 3



Fonte: Autor

TABELA 9 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “FINER” UTILIZADA NO CASO 3

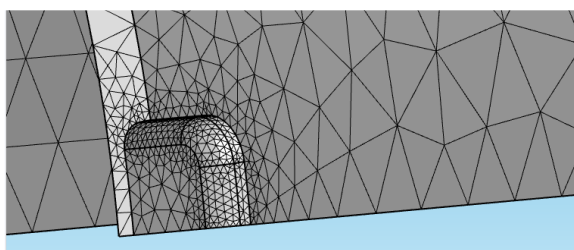
Nome	Valor
Tamanho máximo dos elementos	46.8 mm
Tamanho mínimo dos elementos	3.4 mm
Fator de curvatura	0.4
Resolução de regiões estreitas	0.7
Taxa de crescimento máxima	1.4
Número de elementos	33399

Fonte: Autor

5.1.4. CASO 4

Para o caso 4, foi utilizada uma malha refinada predefinida de tipo “*Extra Finer*” 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*” foram apresentadas na Tabela 7 e para o “*Extra Finer*” é apresentado na Tabela 10. Dessa forma, o número de elementos tetraédricos foi de 21366 e o tempo de execução foi de aproximadamente 6h e meia. O aspecto da malha gerada no caso 4 é mostrado na Figura 19.

FIGURA 19 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 4



Fonte: Autor

TABELA 10 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “EXTRA FINER” UTILIZADA NO CASO 4

Nome	Valor
Tamanho máximo dos elementos	29.8 mm
Tamanho mínimo dos elementos	1.28 mm
Fator de curvatura	0.3
Resolução de regiões estreitas	0.85
Taxa de crescimento máxima	1.35
Número de elementos	21366

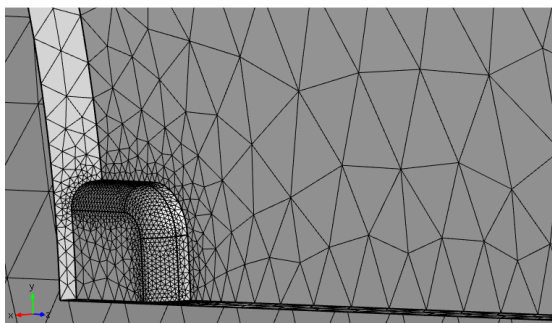
Fonte: Autor

5.1.5. CASO 5

Para o caso 5, foi utilizada uma malha refinada predefinida de tipo “*Extremely Finer*” 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*” foram apresentadas na Tabela 7 e para o “*Extremely Finer*” é apresentada na Tabela 11. Dessa forma, o número de

elementos tetraédricos foi de 27923 e o tempo de execução foi de aproximadamente 8,5h. O aspecto da malha gerada no caso 5 é mostrado na Figura 20.

FIGURA 20 - ASPECTO DA MALHA UTILIZADA NO CASO 5



Fonte: Autor

TABELA 11 - CONFIGURAÇÃO DA MALHA “EXTREMELY FINE” UTILIZADA NO CASO 5

Nome	Valor
Tamanho máximo dos elementos	17 mm
Tamanho mínimo dos elementos	0.17 mm
Fator de curvatura	0.2
Resolução de regiões estreitas	1
Taxa de crescimento máxima	1.3
Número de elementos	27923

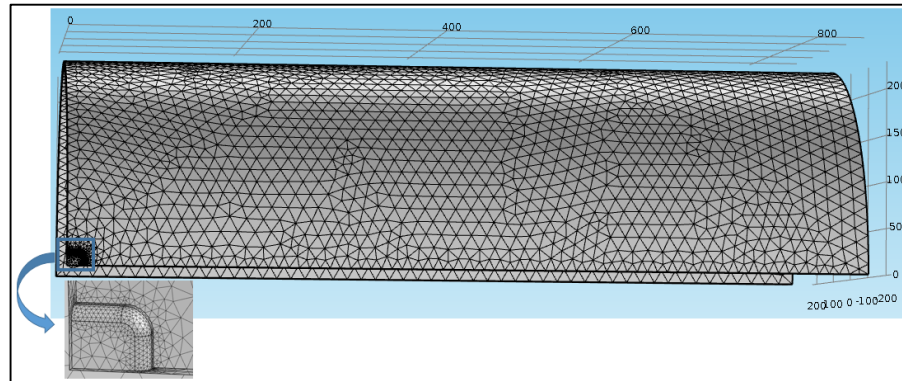
Fonte: o Autor

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

Nessa etapa, o nível de refinamento de malha mais adequado analisado anteriormente, o caso 4, foi aplicado aos demais modelos de interesse. Foram executadas as simulações com carregamento exclusivo de pressão interna como forma de validação de algum dos modelos executados por Andrade et al (2006), além do espécime IDTS 9, que foi estudado por Motta et al (2010). Em prol da redução do custo computacional, fizemos utilização dos recursos de simetria. Os modelos IDTS 2, IDTS 3 IDTS4 e IDTS 6 foram simulados com um quarto do duto, como representado na Figura 28, o IDTS 7 foi simulado pela metade. Pela ausência de simetria, os espécimes IDTS 5 e IDTS 9 foram simulados por completo. As Figuras de 21 a 27

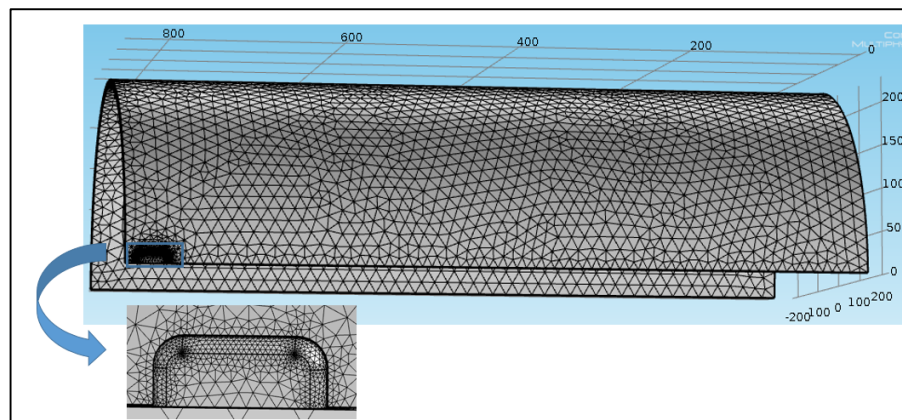
apresentam a malha utilizada em cada um dos modelos, com a área do defeito de corrosão ampliado.

FIGURA 21 - MALHA DO MODELO IDTS 2 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO



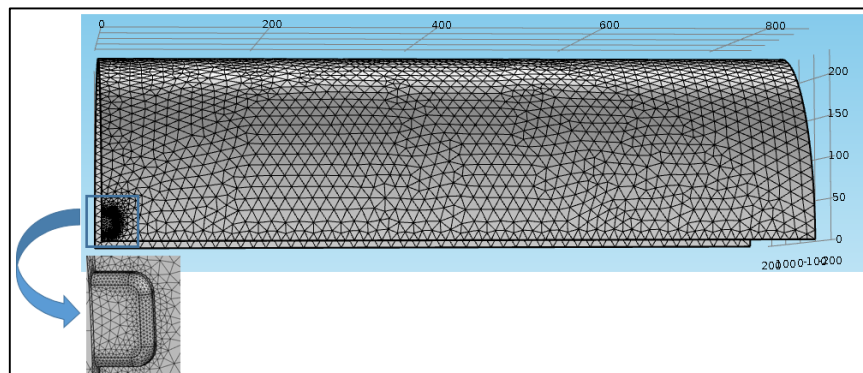
Fonte: Autor

FIGURA 22 - MALHA DO MODELO IDTS 3 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO



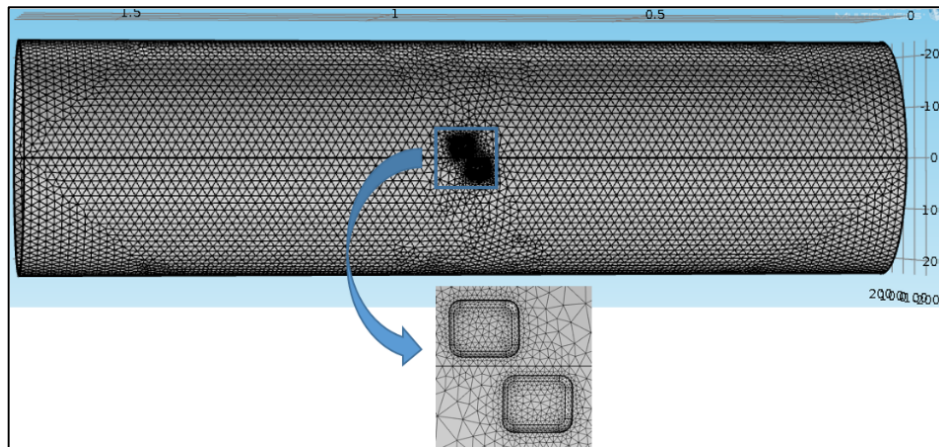
Fonte: Autor

FIGURA 23 - MALHA DO MODELO IDTS 4 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO



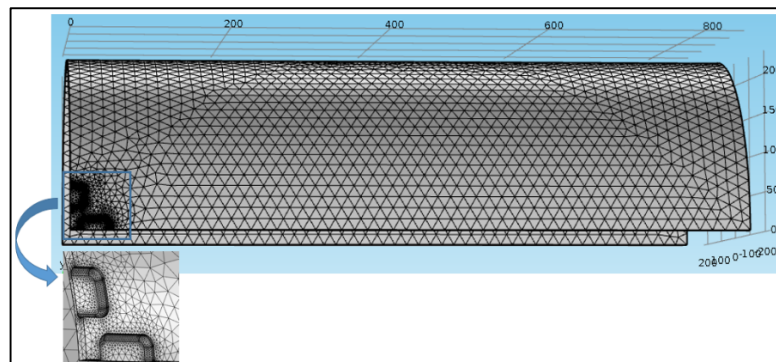
Fonte: Autor

FIGURA 24 - MALHA DO MODELO IDTS 5 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO



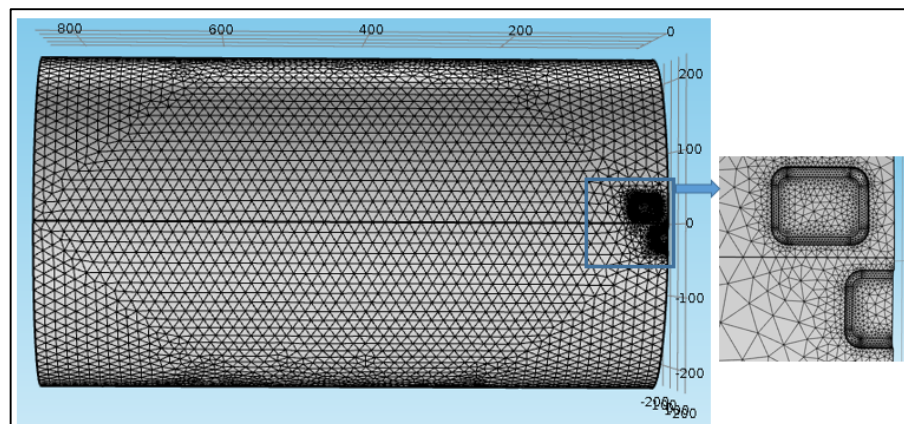
Fonte: Autor

FIGURA 25 - MALHA DO MODELO IDTS 6 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO



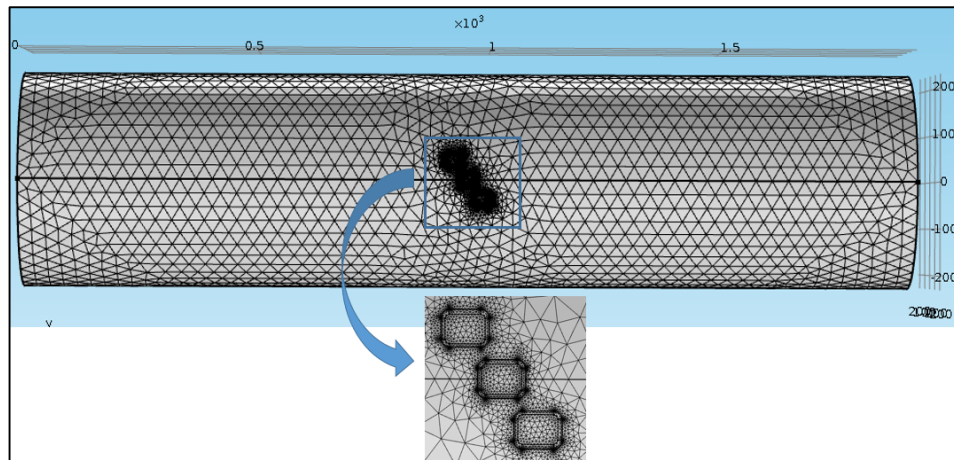
Fonte: Autor

FIGURA 26 - MALHA DO MODELO IDTS 7 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO



Fonte: Autor

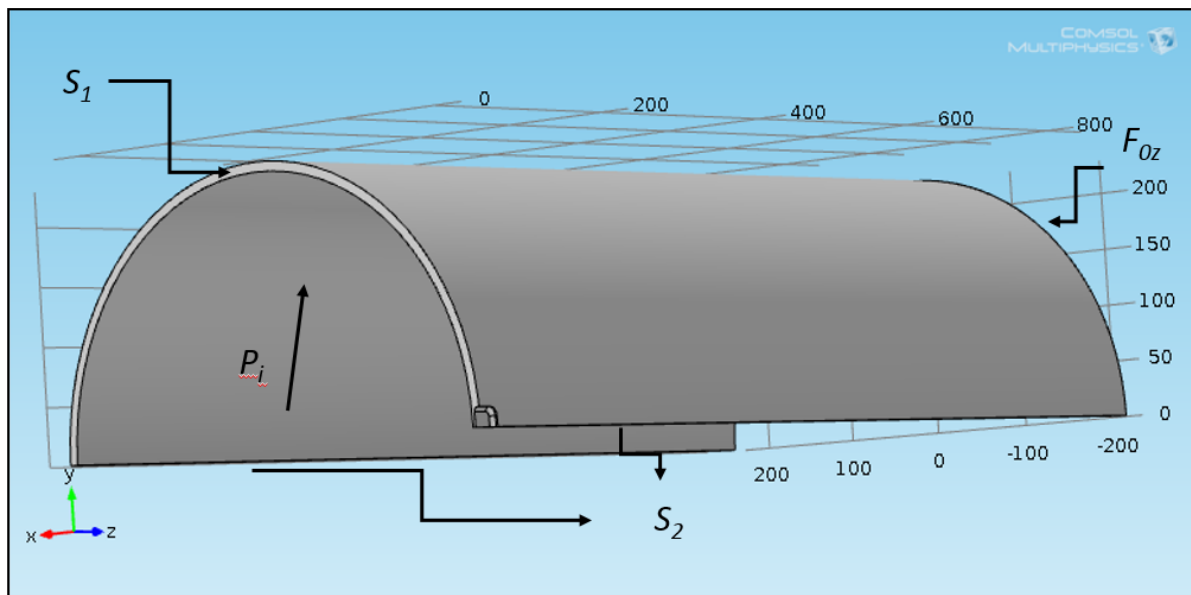
FIGURA 27 - MALHA DO MODELO IDTS 9 COM DESTAQUE PARA A ÁREA DO DEFEITO DE CORROSÃO



Fonte: Autor

Para os espécimes IDTS 2, IDTS 3 IDTS4 e IDTS 6 foram utilizadas as seguintes condições de contorno: S_1 e S_2 são condições de simetria, P_i é a pressão interna aplicada perpendicularmente a superfície e F_{0z} é uma condição que impede que haja deslocamento na direção do eixo z (deslocamento prescrito), como pode ser visualizado na Figura 28. Para o espécime IDTS 7, IDTS 5 e IDTS 9 foram utilizadas todas as condições de contorno anteriores menos a condição de simetria S_2 para IDTS 7 e menos S_1 e S_2 para o IDTS 5 e IDTS 9.

FIGURA 28- CONDIÇÕES DE CONTORNO APLICADAS PARA O ESPÉCIME IDTS 2



Fonte: Autor

5.3. DETERMINAÇÃO DO CASO MAIS CRÍTICO DE APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO

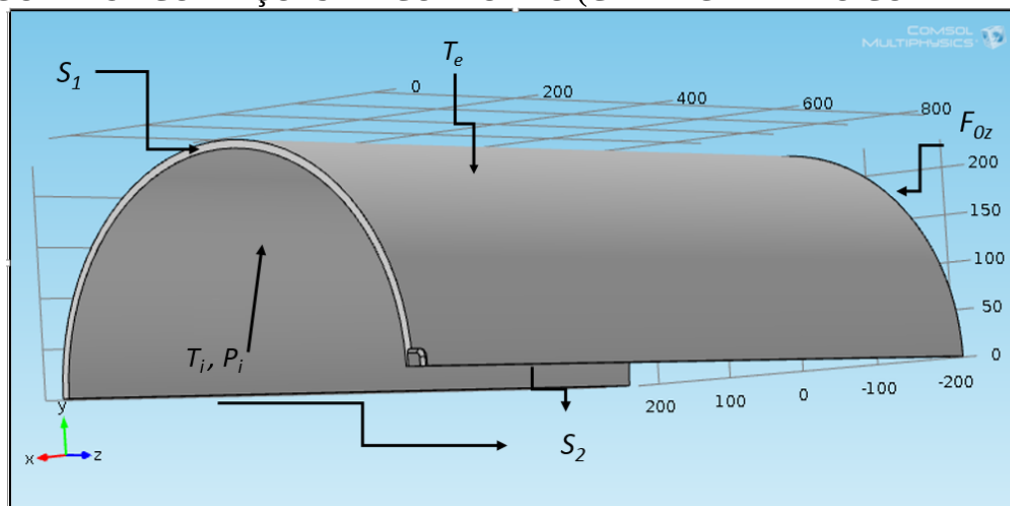
Nesta etapa foi feito um estudo do caso mais crítico de aplicação do carregamento térmico. Foram aplicadas temperaturas relativas tanto na superfície interna quanto na externa, utilizando a temperatura de referência e a temperatura ambiente igual a 25° C. A temperatura relativa ΔT considerada nesse trabalho é igual a temperatura aplicada T menos a temperatura de referência T_R , $\Delta T = T - T_R$. Este estudo foi dividido em três casos onde a aplicação do carregamento térmico é feita de maneiras diferentes, sendo eles: Caso 1 – consideração da temperatura da parede interna do duto igual a temperatura do fluido e a temperatura da parede externa igual a temperatura ambiente; Caso 2 – consideração da temperatura das superfícies interna e externa da parede do duto igual a temperatura do fluido; Caso 3 – consideração do coeficiente de convecção fluido-superfície interna do duto e convecção superfície externa-ambiente.

As propriedades termo-físicas do aço API 5L X80 aplicadas foram as seguintes:

- Condutividades térmica - $k = 52 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$;
- Capacidade térmica - $C_P = 490 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$;
- Coeficiente de expansão térmica - $\alpha = 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$.

A Figura 29 a seguir mostra como foi feita a aplicação das condições de contorno para o modelo IDTS 2 submetido ao carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas.

FIGURA 29 - CONDIÇÕES DE CONTORNO (CARREGAMENTO COMBINADO)



Fonte: Autor

A única diferença em relação as condições de contorno apresentadas na Figura 29 para o caso de aplicação do carregamento exclusivo de pressão interna, mostrado na Figura 28, é que além das condições aplicadas nesse caso (condições de simetria S_1 e S_2 , pressão interna P_i e deslocamento prescrito F_{0z}), são aplicadas adicionalmente as temperaturas interna T_i e externa T_e , que como pode ver nas próximas seções podem ser aplicadas diretamente a superfície ou através da convecção térmica.

5.3.1. CASO 1

Para o primeiro caso, foi aplicada a pressão interna incremental, da mesma forma da seção anterior, em conjunto com a aplicação de uma temperatura constante no interior do duto, que foi considerada como sendo igual a temperatura do fluido. Foram feitas cinco simulações, considerando as temperaturas internas relativas de 20, 40, 60, 80 e 100 °C. Na superfície externa foi considerada a mesma temperatura para os cinco casos, a temperatura ambiente de 25 °C, que implica em uma temperatura relativa nula.

5.3.2. CASO 2

Já no caso 2, foi considerado a temperatura de toda a parede do duto igual a temperatura do fluido. Igualmente no caso 1, foram feitas cinco simulações para as temperaturas relativas de 20, 40, 60, 80 e 100 °C.

5.3.3. CASO 3

No caso 3, foi utilizado uma forma de carregamento térmico mais realístico, além das considerações das propriedades termo-físicas do aço API 5L X80 apresentadas anteriormente, foi feito a consideração do coeficiente de convecção interna h_i e convecção externa h_o .

Para a velocidade do ar ao redor do duto em torno de 0,05 m/s, o coeficiente de convecção externa (convecção natural) pode ser considerado igual a 4 W/m² K. Já para a parte interna tem-se convecção forçada entre o óleo quente e a parede do duto, sendo o fluido

considerado como turbulento. Para a convecção interna, será considerado o valor crítico máximo que é igual a $680 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ (Bai; Bai, 2005).

De forma semelhante ao caso 1 e 2, foram feitas cinco simulações, considerando as temperaturas internas relativas de 20, 40, 60, 80 e 100 °C. Na superfície externa foi considerada a mesma temperatura para os cinco casos, a temperatura relativa de 0° C, ou seja a temperatura de 25 °C.

5.4. ANÁLISE DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DOS DUTOS CORROÍDOS SUJEITOS AO CARREGAMENTO COMBINADO DE PRESSÃO INTERNA E CARGAS TÉRMICAS (ESTUDO 2)

Após o estudo do caso de aplicação do carregamento térmico mais crítico, constatou-se que é o caso 3 que satisfaz essa proposta, cujos resultados são exibidos no capítulo 6 – resultados, sendo assim foi aplicado esse tipo de carregamento, onde tanto a temperatura interna quanto a externa é considerada como sendo igual a temperatura do fluido, para todos os outros espécimes em estudo, o IDTS 3, IDTS 4, IDTS 5, IDTS 6, IDTS 7 e IDTS 9.

6. RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1. ESTUDO DE CONVERGÊNCIA PARA DIFERENTES NÍVEIS DE REFINAMENTO DE MALHA

Ao final da análise foi constatado que os melhores resultados são obtidos ao refinar a malha na região do defeito. Dentre os melhores resultados, obtemos que ao utilizar uma malha predefinida como extra fina ou extremamente fina na região do defeito e a malha normal para o restante da geometria, obtemos resultados bastante satisfatórios.

Como mostrado na Tabela 12, ao utilizar a malha extremamente fina e extra fina, obtivemos um erro percentual em relação a pressão de falha experimental de 0,22% e 0,26%, respectivamente, o erro percentual foi calculado tendo como base a pressão de ruptura experimental, 22,68MPa. Como foram obtidos resultados praticamente idênticos para os dois casos, escolhemos utilizar a malha que fornece uma solução em um tempo menor, que nesse caso foi a malha do caso 4.

TABELA 12 - DADOS DAS MALHAS ANALISADAS

Caso	Número de elementos	Tempo de execução*	Pressão de falha	Erro percentual
1	16856	3,5 h	22,85MPa	0.74%
2	24772	8,0 h	22,81MPa	0.57%
3	33399	8,0 h	22,89MPa	0.93%
4	21366	6,5 h	22,74MPa	0.26%
5	27923	8,5 h	22,73MPa	0.22%

Fonte: Autor

* 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, através da Tabela 12, que mesmo utilizando malhas mais grosseiras ou mais refinadas foram obtidos resultados muito próximos. Isso pode ter ocorrido devido ao fato de ter utilizado um modelos de corrosão simples para esta análise, supõe-se que com um caso mais complexo, talvez as diferenças poderiam ter sido maiores.

As Figuras 30 e 31 mostram detalhe da distribuição de tensão na região do defeito de corrosão para o modelo IDTS 2 para os casos 4 e 5, respectivamente.

FIGURA 30 – DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO NA REGIÃO DO DEFEITO PARA O MODELO IDTS 2 (caso 4)

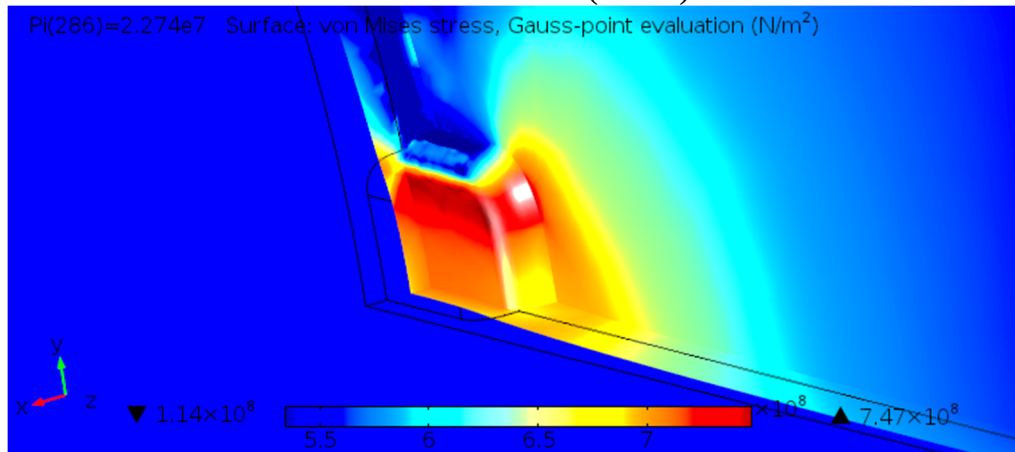
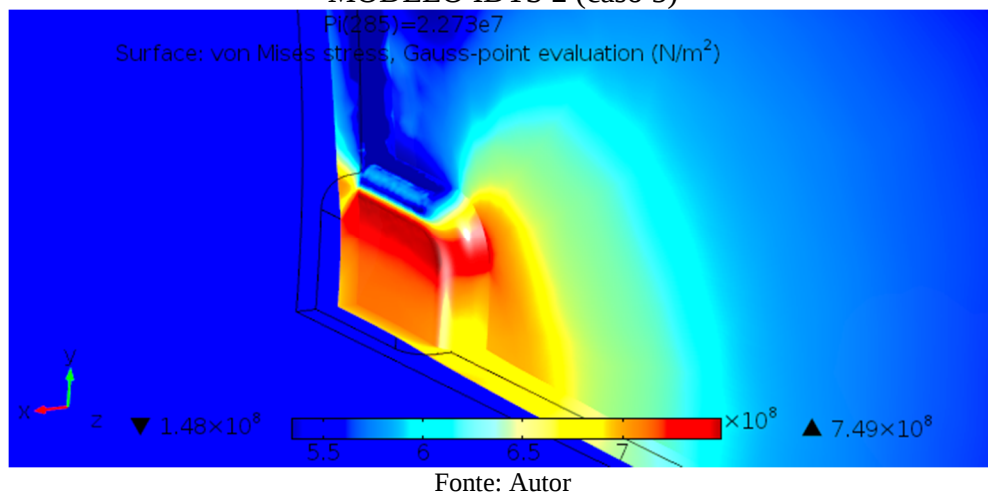


FIGURA 31 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO NA REGIÃO DO DEFEITO PARA O MODELO IDTS 2 (caso 5)



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

Nesta seção apresentaremos os resultados obtidos neste trabalho pelo MEF e o confronto com os resultados numéricos obtidos por Andrade et al (2006) e Motta et al (2010), os resultados experimentais obtidos por Benjamim et al (2005) e com as previsões de falha através de métodos analíticos semi-empíricos. A seguir, a Tabela 13 apresenta os resultados para cada um dos métodos e a Tabela 14 apresenta os erros percentuais em relação ao dados experimentais e o respectivo erro médio para cada método.

TABELA 13 - PREDIÇÃO DE FALHA ATRAVÉS DE DIVERSOS MÉTODOS

Espécime	P_f^{exp} (MPa)[2]	P_f^{MEF} (MPa)[1]	P_f^{MEF} (MPa)[2]	P_f^{MEF} (MPa)[3]	ASME B31G (MPa)	DNV RP-F101 (Simples) (MPa)	RSTRENG	MTI
IDTS 2	22,68	22,74	22,71	-	18,73	24,24	18,62	23,08
IDTS 3	20,31	19,97	19,53	-	17,43	16,41	16,94	19,13
IDTS 4	21,14	22,30	22,30	-	20,91	21,67	19,28	21,67
IDTS 5	20,87	20,61	20,08	20,24	18,80	18,70	15,82	21,96
IDTS 6	18,66	18,63	19,19	19,15	17,34	16,20	13,55	19,03
IDTS 7	18,77	18,49	19,09	19,18	17,53	16,59	13,95	19,26
IDTS 9	23,06	22,57	-	22,00	18,68	20,78	16,88	24,49

Fonte: [1]Autor; [2]ANDRADE et, 2006; [3]MOTTA et al, 2010

TABELA 14 - ERRO PERCENTUAL EM RELAÇÃO AOS RESULTADOS
EXPERIMENTAIS

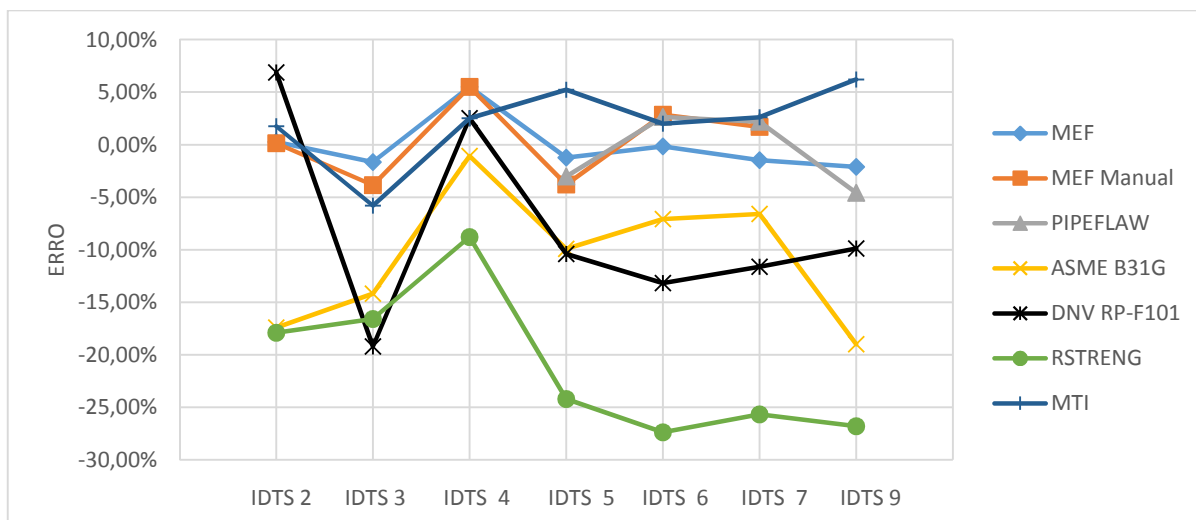
Espécime	P_f^{MEF} (MPa)[1]	P_f^{MEF} (MPa)[2]	P_f^{MEF} (MPa)[3]	ASME B31G (MPa)	DNV RP-F101 (Simples) (MPa)	RSTRENG	MTI
IDTS 2	0,26%	0,13%	-	-17,42%	6,88%	-17,90%	1,76%
IDTS 3	-1,67%	-3,84%	-	-14,18%	-19,20%	-16,59%	-5,81%
IDTS 4	5,49%	5,49%	-	-1,09%	2,51%	-8,80%	2,51%
IDTS 5	-1,25%	-3,79%	-3,02%	-9,92%	-10,40%	-24,20%	5,22%
IDTS 6	-0,16%	2,84%	2,63%	-7,07%	-13,18%	-27,38%	1,98%
IDTS 7	-1,49%	1,70%	2,18%	-6,61%	-11,61%	-25,68%	2,61%
IDTS 9	-2,12%	-	-4,60%	-19,00%	-9,89%	-26,80%	6,20%
Erro médio	1,78%	2,97%	3,11%	10,75%	10,52%	21,05%	3,73%

Fonte: [1]Autor; [2]ANDRADE et, 2006; [3]MOTTA et al, 2010

*O erro médio é o resultado da soma dos valores absolutos dos erros percentuais dividido pela quantidade de dados de erro N , $\text{Erro médio} = \sum \frac{|Error|}{N}$, sendo o erro calculado em relação aos dados experimentais que podem ser vistos na Tabela 13.

Na Figura 32 é apresentado o erro respectivo a cada um dos espécimes e o método de predição de falha correspondente de forma mais visível.

FIGURA 32 - GRÁFICO DO ERRO PERCENTUAL PARA CADA UM DOS ESPÉCIMES ESTUDADOS POR DIVERSOS MÉTODOS



Fonte: Autor

É perceptível a excelente acurácia do MEF, tanto nesse trabalho quanto nos trabalhos de Andrade et al e Motta et al. O erro percentual nesse trabalho variou entre -2,12% e 5,49%, tendo um erro médio de 1,78%, no trabalho de Andrade et al, o erro percentual variou entre -3,84% e 5,49%, tendo um erro médio de 2,97% e em Motta et al o erro foi de -4,60% até 2,63%, com média de 3,11%.

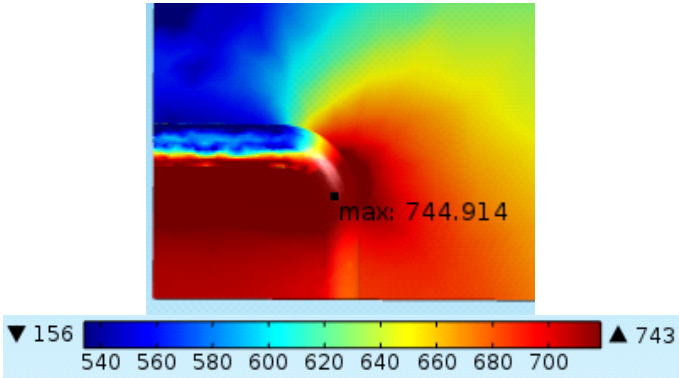
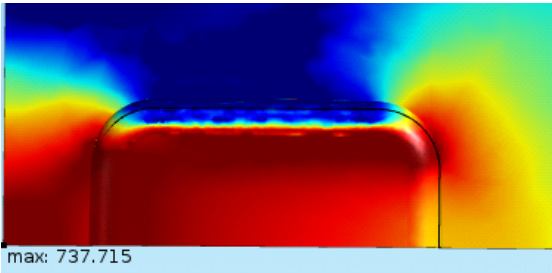
Dentre os métodos analíticos semi-empíricos, o que mais se aproxima dos resultados experimentais é o MTI, tendo em sua maior parte resultados não conservativos, que podem ser compensados com um coeficiente de segurança adequado. Para esse método o erro médio foi de 3,73%. Para as configurações de defeitos de corrosão estudados, os métodos analíticos semi-empíricos mais conservativos foram o RSTRENG e o ASME B31G, tendo para todos os modelos resultados de predição da pressão de falha abaixo da pressão de falha experimental, esse fato mostra que esses métodos são muito seguros para análise de dutos corroídos, no entanto o seu uso pode acarretar em parada prematura da linha, já que para o RSTRENG e ASME B31G foram obtidos resultados até -27,38% e -19,00%, respectivamente, das pressões de falha experimentais. Já o método DNV RP-F101 se mostrou muito conservativo em alguns casos e não conservativo em outros, com resultados entre -19,20% e 6,88%, com um valor médio de 10,52%.

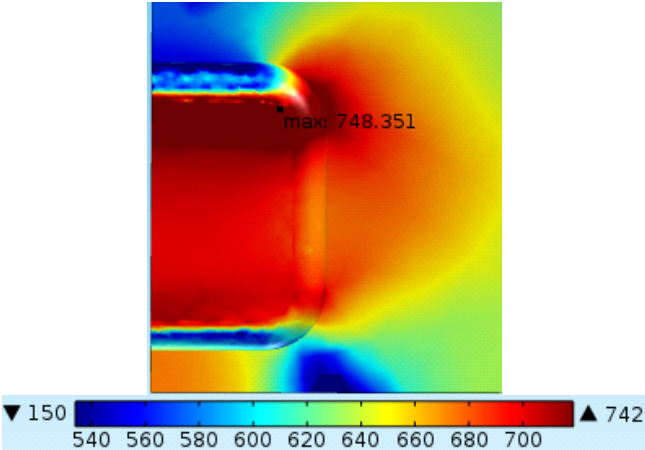
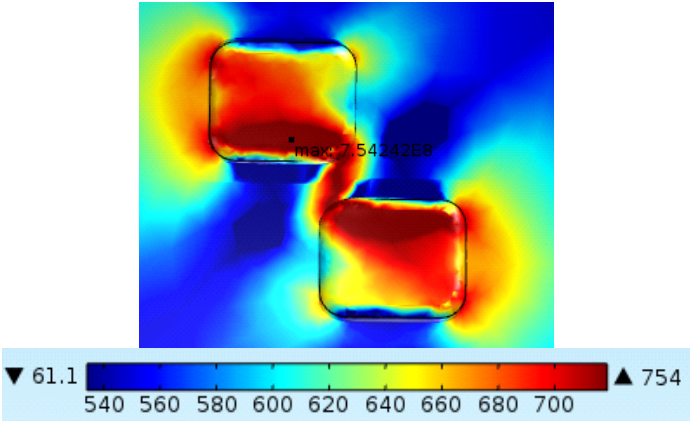
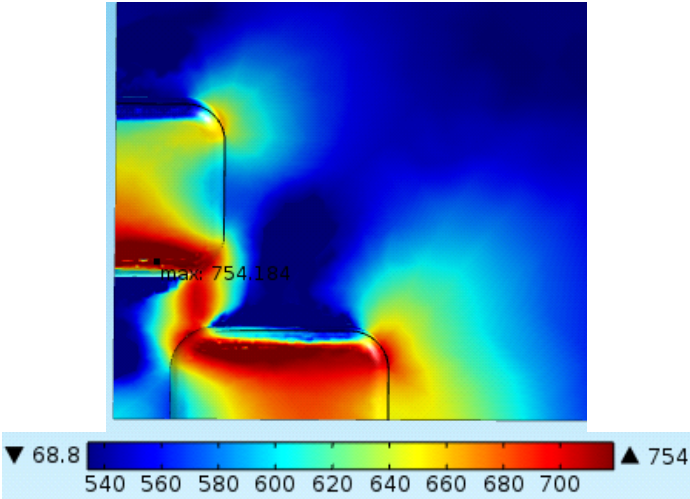
Comparando os resultados obtidos pelo MEF com os métodos analíticos semi-empíricos, é possível perceber a sua grande importância para análise da integridade de dutos

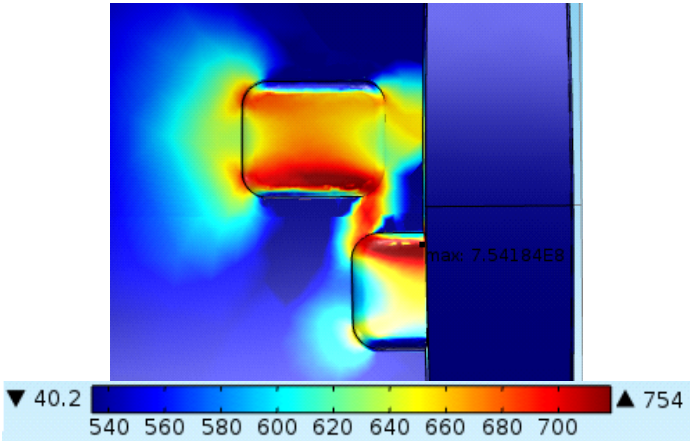
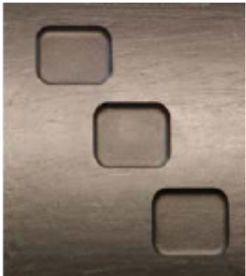
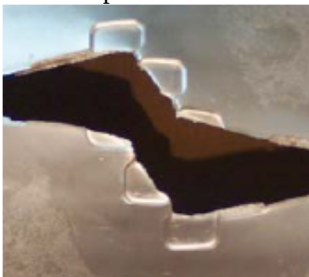
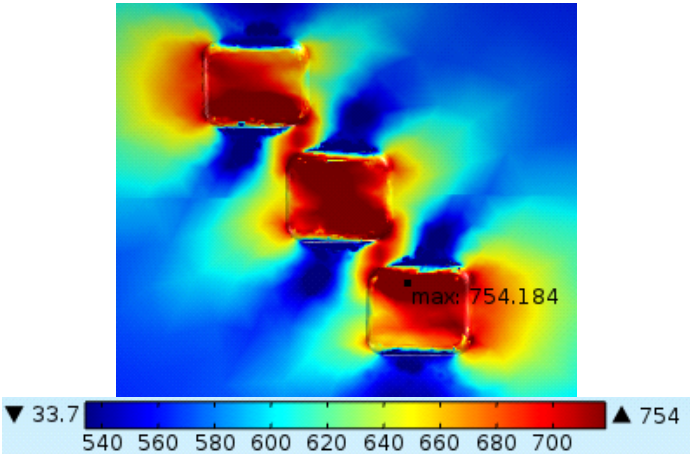
corroídos, pois, os resultados obtidos por esse método são os que mais se aproximam da realidade.

A Tabela 15 mostra a região onde ocorre a falha obtidas no MEF em comparação aos testes de rupturas realizados por Benjamim *et al* 2006.

TABELA 15 - COMPARAÇÃO DA REGIÃO DE FALHA PREDITA PELO MEF COM OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Espécime	Falha experimental[1]	Falha predita pelo MEF[2]
IDTS 2	Antes da falha  Depois da falha 	
IDTS 3	Antes da falha  Depois da falha 	

Espécime	Falha experimental[1]	Falha predita pelo MEF[2]
IDTS 4	Antes da falha Depois da falha	
IDTS 5	Antes da falha Depois da falha	
IDTS 6	Antes da falha Depois da falha	

Espécime	Falha experimental[1]	Falha predita pelo MEF[2]
IDTS 7	Antes da falha  Depois da falha 	Falha no MEF 
IDTS 9	Antes da falha  Depois da falha 	Falha no MEF 

Fonte: [1]BENJAMIN et al, 2006; [2]Autor

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.

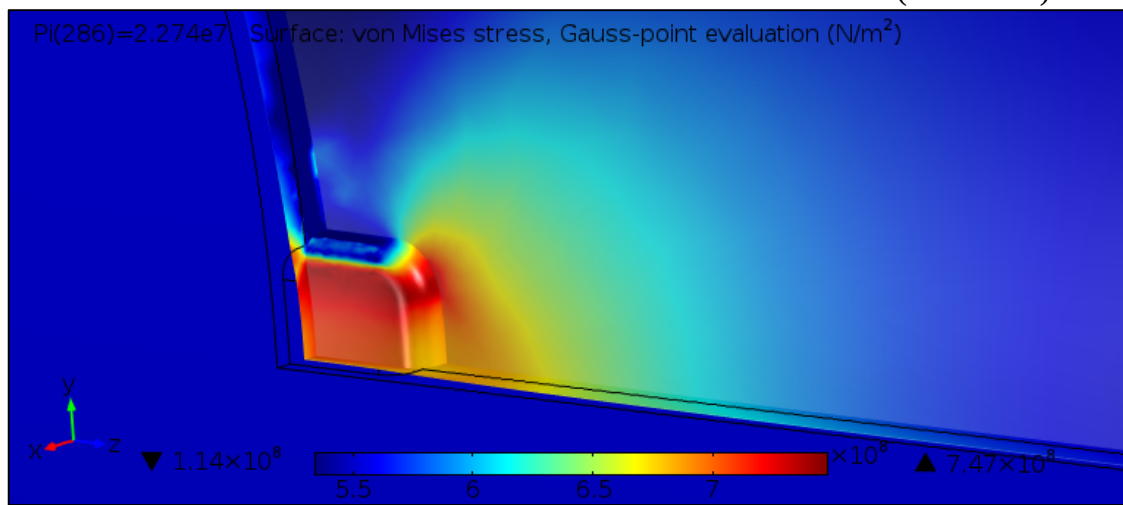
6.3. DETERMINAÇÃO DO CASO MAIS CRÍTICO DE APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO

Como pode ser visto na análise de casos, no caso 1, foi considerado a temperatura da parede interna do duto igual a temperatura do fluido e a temperatura da parede externa igual a

temperatura ambiente, no caso 2, foi feita a consideração da temperatura das superfícies interna e externa da parede do duto como sendo igual a temperatura do fluido e para o caso 3, foi utilizado o coeficiente de convecção fluido-superfície interna do duto e o coeficiente de convecção superfície externa-ambiente.

A Figura 33 mostra o detalhe da distribuições de tensão para o modelo IDTS 2 para o caso de aplicação carregamento exclusivo de pressão interna, que também pode ser considerado um carregamento térmico nulo ($\Delta T = 0 \text{ }^{\circ}\text{C}$).

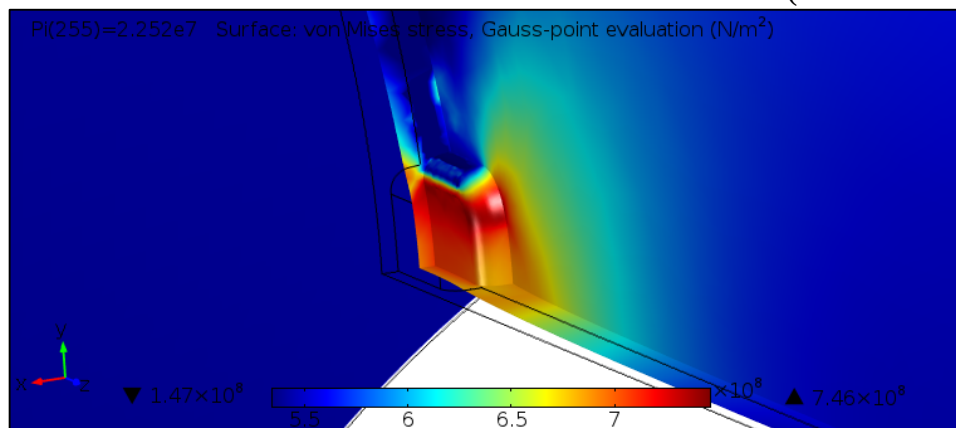
FIGURA 33 – DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES PARA O MODELO IDTS 2 COM CARREGAMENTO EXCLUSIVO DE PRESSÃO INTERNA ($\Delta T = 0 \text{ }^{\circ}\text{C}$)



Fonte: Autor

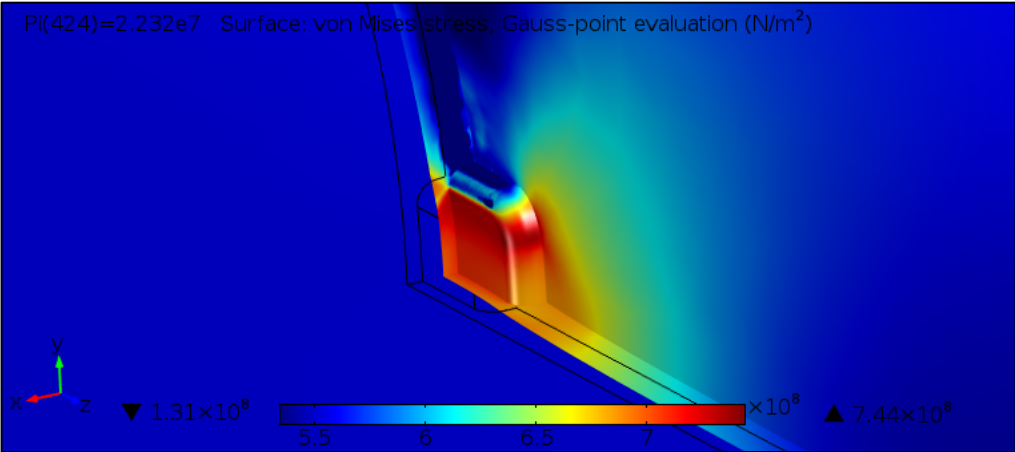
As Figuras de 34, 35 e 36 mostram o detalhe da distribuições de tensão para o modelo IDTS 2 sob aplicação de carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas (para diferença de temperatura mais alta estudada, $\Delta T = 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$) para os caso 1, caso 2 e caso 3, respectivamente.

FIGURA 34 – CASO 1 DE CARREGAMENTO TÉRMICO ($\Delta T = 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$)



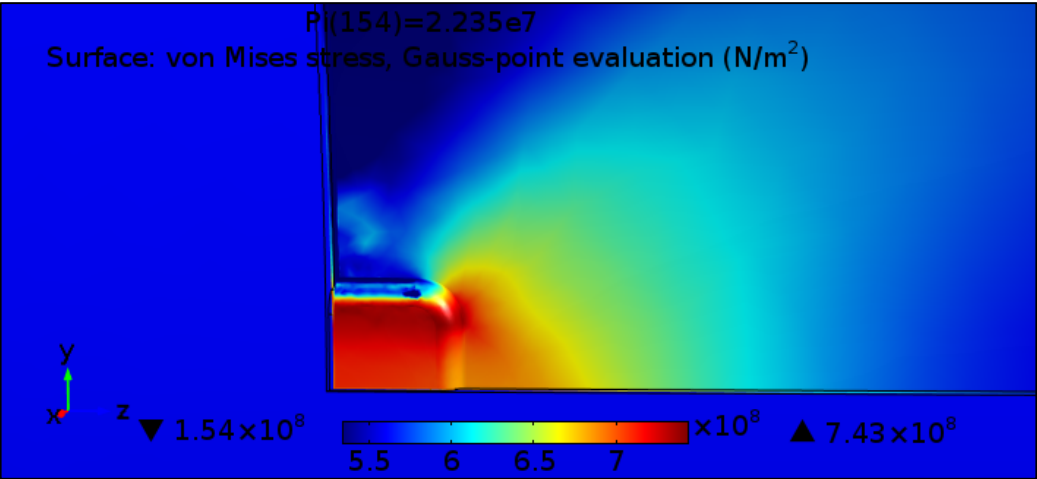
Fonte: Autor

FIGURA 35 – CASO 2 DE CARREGAMENTO TÉRMICO ($\Delta T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$)



Fonte: Autor

FIGURA 36 – CASO 3 DE CARREGAMENTO TÉRMICO ($\Delta T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$)



Fonte: Autor

Na Tabela 16 são apresentados a pressão de falha e as respectivas perdas percentuais para os três diferentes casos de aplicação do carregamento térmico.

TABELA 16 – DIMINUIÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA

Caso 1			Caso 2		Caso 3	
ΔT ($^{\circ}\text{C}$)	P_{falha}	Perda percentual*	P_{falha}	Perda percentual*	P_{falha}	Perda percentual*
0	22,74	-	22,74	-	22,74	-
20	22,66	0,352%	22,65	0,396%	22,70	0,176%
40	22,62	0,528%	22,55	0,836%	22,58	0,704%
60	22,59	0,660%	22,48	1,143%	22,53	0,923%
80	22,57	0,748%	22,40	1,495%	22,41	1,451%
100	22,52	0,967%	22,32	1,847%	22,35	1,715%

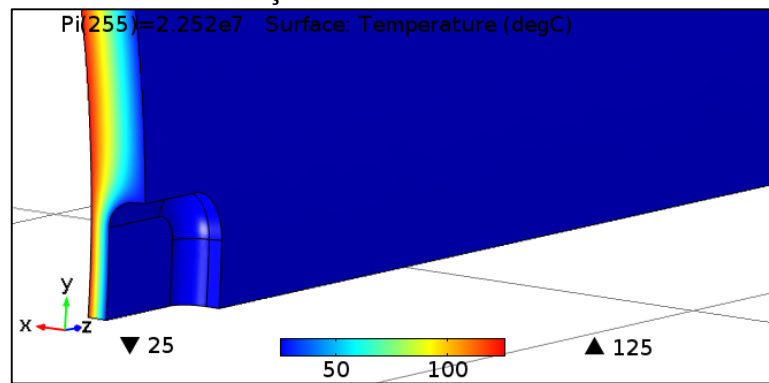
Fonte: Autor

* A perda percentual foi calcula em relação a pressão de falha predita sem aplicação do carregamento térmico para o espécime IDTS 2, $P_{falha} = 22,74\text{ MPa}$.

Como podemos perceber na Tabela 16 e nas Figuras de 29 a 32, o caso mais crítico de aplicação do carregamento térmico é o caso 2, que equivale a aplicação da temperatura do fluido a toda parede do duto. No caso 1, caso 2 e caso 3 houve uma perda percentual de 0,967%, 1,847% e 1,583%, respectivamente.

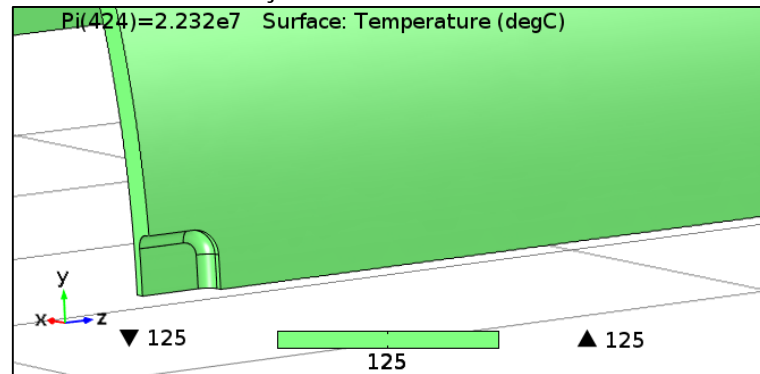
As Figuras de 37 a 39 a seguir apresentam a distribuição de temperatura para cada um dos casos de aplicação do carregamento térmico.

FIGURA 37 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA PARA O CASO 1



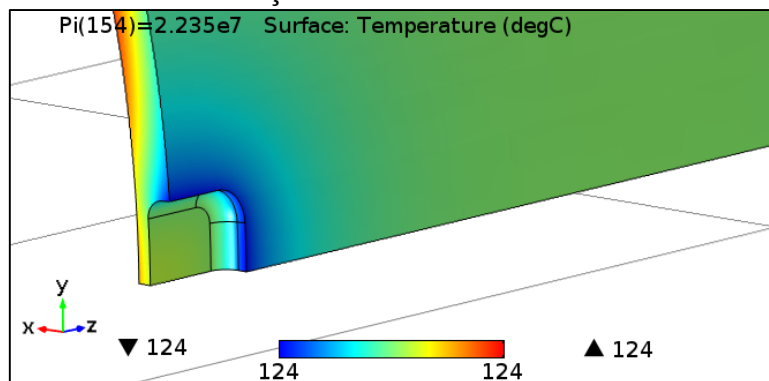
Fonte: Autor

FIGURA 38 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA PARA O CASO 2



Fonte: Autor

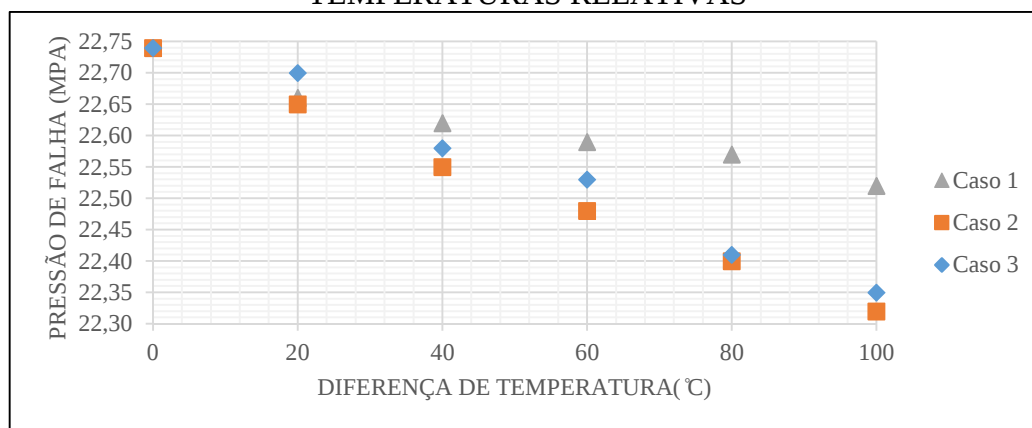
FIGURA 39 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA PARA O CASO 3



Fonte: Autor

A Figura 40 apresenta a forma de decaimento da pressão em função da temperatura para os 3 casos.

FIGURA 40 – REDUÇÃO DA PRESSÃO DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DAS TEMPERATURAS RELATIVAS



Fonte: Autor

A forma de decaimento do caso 2 e 3 é semelhante, porém, este trabalho busca a forma de carregamento que fornecerá resultados mais conservativos. Sendo assim, a forma de aplicação de carregamento térmico relatada no caso 2, o caso mais crítico, foi utilizada para todos os outros espécimes, ou seja, para os espécimes IDTS 3, IDTS 4, IDTS 5, IDTS 6, IDTS 7 e IDTS 9.

6.4. ANÁLISE DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL 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, sendo eles: IDTS 2, IDTS 3, IDTS 4, IDTS 5, IDTS 6, IDTS 7 e IDTS 9. Para todos esses espécimes, foi aplicado o tipo de carregamento térmico mais crítico, como estudado na “seção 4.3.1.”, que como discutido anteriormente, é o caso 2.

As Tabelas entre 17 e 23 apresentam as tensões de escoamento e de falha, assim como, as pressões de escoamento e pressão de falha obtidas em função do aumento das temperaturas relativas.

TABELA 17 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 2

ΔT (°C)	P_{y0} (MPa)	σ_{y0} (MPa)	P_y (MPa)	σ_y (MPa)	P_f (MPa)	σ_f (MPa)
0	5,0	534,15	10,0	568,67	22,74	744,91
20	5,0	534,50	9,4	566,98	22,65	743,65
40	5,1	534,89	8,9	562,23	22,55	742,08
60	5,1	534,88	8,2	559,96	22,48	743,91
80	3,1	534,19	7,4	551,89	22,40	742,88
100	0,0	536,85	6,3	545,39	22,32	741,69

Fonte: Autor

TABELA 18 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 3

ΔT (°C)	P_{y0} (MPa)	σ_{y0} (MPa)	P_y (MPa)	σ_y (MPa)	P_f (MPa)	σ_f (MPa)
0	5,0	534,15	10,0	568,67	19,97	737,71
20	5,0	534,5	9,4	566,98	19,47	729,55
40	5,1	534,89	8,9	562,23	19,37	732,58
60	5,1	534,88	8,2	559,96	18,90	729,7
80	3,1	534,19	7,4	551,89	18,61	732,08
100	0,0	536,85	6,3	545,39	18,20	732,65

Fonte: Autor

TABELA 19 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 4

ΔT (°C)	P_{y0} (MPa)	σ_{y0} (MPa)	P_y (MPa)	σ_y (MPa)	P_f (MPa)	σ_f (MPa)
0	5,5	534,25	11,0	570,38	22,30	748,35
20	6,0	534,41	10,3	562,63	22,28	748,63
40	6,0	534,19	9,6	557,04	22,20	747,09
60	5,3	534,24	8,5	548,57	22,09	744,66
80	0,0	540,59	7,2	543,83	22,02	742,78
100	0,0	551,26	5,8	552,2	21,97	741,24

Fonte: Autor

TABELA 20 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 5

ΔT (°C)	P_{y0} (MPa)	σ_{y0} (MPa)	P_y (MPa)	σ_y (MPa)	P_f (MPa)	σ_f (MPa)
0	4,7	535,7	10,3	581,31	20,61	754,24
20	5,5	539,49	9,1	557,7	20,44	754,36
40	5,6	541,26	8,3	552,97	20,00	754,18
60	0,0	545,13	7,4	552,84	19,65	754,18
80	0,0	555,21	6,0	561,08	19,37	754,18
100	0,0	565,18	3,0	571,46	19,00	754,18

Fonte: Autor

TABELA 21 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 6

ΔT (°C)	P_{y0} (MPa)	σ_{y0} (MPa)	P_y (MPa)	σ_y (MPa)	P_f (MPa)	σ_f (MPa)
0	5,1	534,19	9,0	574,4	18,63	754,18
20	4,7	529,22	8,2	565,44	18,63	754,18
40	4,3	533,23	7,3	557,65	18,37	754,18
60	3,8	534,27	6,0	548,06	18,36	754,18
80	0,0	541,78	4,6	541,44	18,01	754,18
100	0,0	553,82	3,0	552,65	17,78	754,3

Fonte: Autor

TABELA 22 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 7

ΔT (°C)	P_{y0} (MPa)	σ_{y0} (MPa)	P_y (MPa)	σ_y (MPa)	P_f (MPa)	σ_f (MPa)
0	5,0	534,18	8,9	579,95	18,49	754,18
20	4,6	530,34	8,2	570,68	18,20	754,18
40	4,1	527,84	7,2	559,66	18,03	751,97
60	3,6	534,17	6,1	551,33	17,86	754,18
80	0,0	538,02	4,6	543,29	17,55	754,18
100	0,0	550,6	3,0	549,16	17,20	754,18

Fonte: Autor

TABELA 23 - TENSÕES E PRESSÕES OBTIDAS EM RELAÇÃO A APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO TÉRMICO PARA O ESPÉCIME IDTS 9

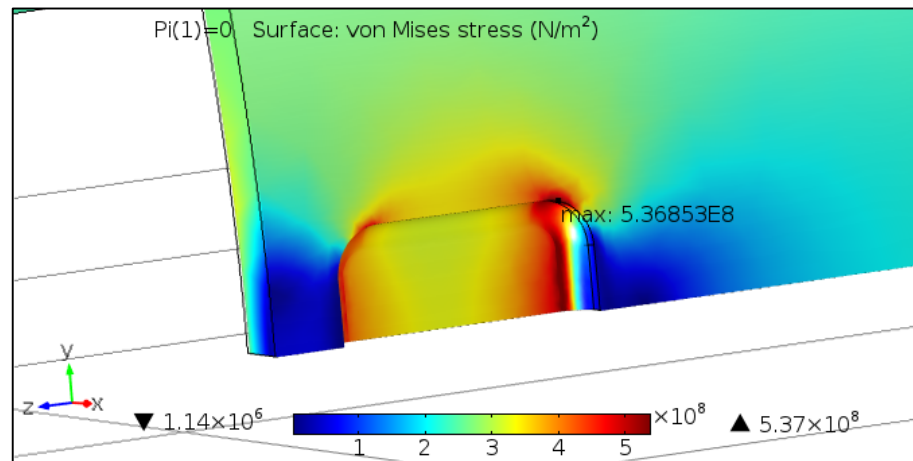
ΔT (°C)	P_{y0} (MPa)	σ_{y0} (MPa)	P_y (MPa)	σ_y (MPa)	P_f (MPa)	σ_f (MPa)
0	6,8	547,75	12,5	586,87	22,57	754,18
20	6,7	546,78	11,7	574,51	22,46	754,18
40	6,4	545,02	11,0	572,53	22,39	754,18
60	3,8	534,38	9,8	566,28	22,33	754,18
80	0,0	536,39	8,1	566,28	22,25	754,18
100	0,0	544,42	6,1	547,17	22,18	754,18

Fonte: Autor

Essas tabelas exibem duas pressões de escoamento, P_{y0} e σ_{y0} são a pressão de escoamento inicial e a tensão de escoamento inicial, respectivamente, no momento em que qualquer ponto do modelo atinge a tensão de escoamento, 534.1 MPa. Já P_y e σ_y são a pressão e a tensão de escoamento “total”, respectivamente, que é relativo ao momento em que em uma dada região do modelo, toda a parede do duto na direção radial atinge a tensão de escoamento. Podemos perceber nessas tabelas, que a partir de uma determinada temperatura relativa, algum ponto dos modelos já atinge o limite de escoamento sem necessitar da aplicação da pressão

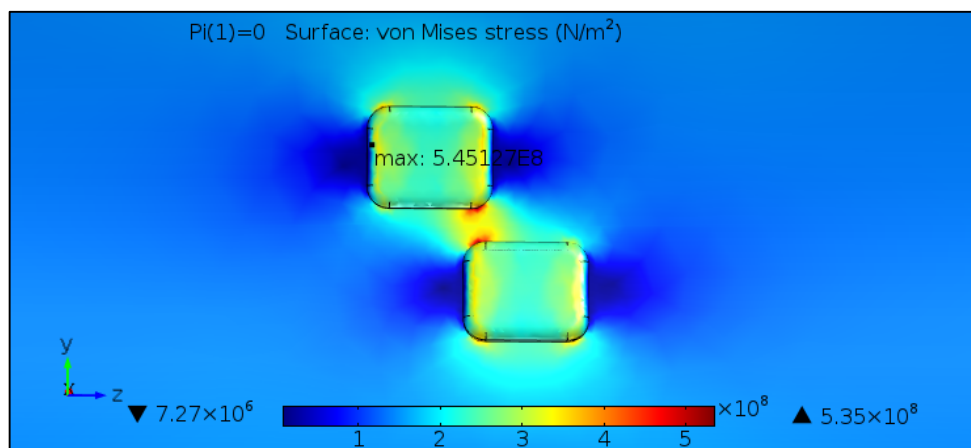
interna, ou seja, em todos os casos estudados, ocorre para uma dada temperatura o início do escoamento com a pressão interna em 0 MPa, indicando que o carregamento térmico, por si só, é capaz de gerar tensões relativamente altas, como pode ser visto nas Figuras 41 e 42. Para o modelo IDTS 5, esse fato ocorre a uma temperatura relativa de 60 °C, para os modelos IDTS 4, IDTS 6, IDTS 7 e IDTS 9, ocorre a uma temperatura relativa de 80 °C e para os modelos IDTS 2 e IDTS 3, isso ocorre a uma temperatura relativa de 100 °C.

FIGURA 41 - DETALHE DA REGIÃO DO DEFEITO NO MOMENTO EM QUE OCORRE O ESCOAMENTO INICIAL PARA O MODELO IDTS 3 A 100°C



Fonte: Autor

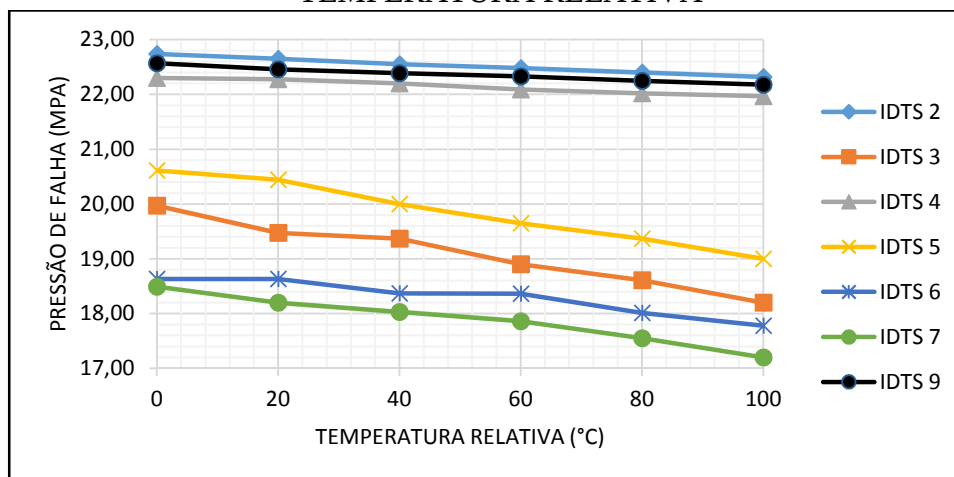
FIGURA 42 - DETALHE DA REGIÃO DO DEFEITO NO MOMENTO EM QUE OCORRE O ESCOAMENTO INICIAL PARA O MODELO IDTS 5 A 60 °C



Fonte: Autor

A seguir são apresentados os dados sobre o decaimento da pressão de falha a medida que o carregamento térmico aumenta. A Figura 43 apresenta de forma gráfica o decaimento da pressão de falha em função do aumento das temperaturas relativas.

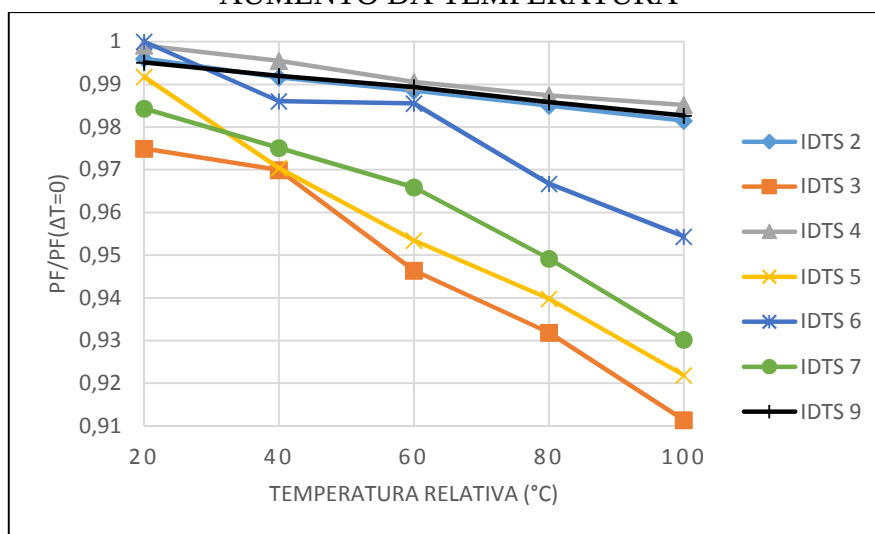
FIGURA 43 - PERDA DA PRESSÃO DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA RELATIVA



Fonte: Autor

Pode-se constatar que para alguns modelos o aumento da carga térmica não foi tão significativa, no entanto, outros sofreram um decréscimo considerável. A Figura 44 trata dos mesmos dados da 40, no entanto, apresenta o valor da pressão de falha normalizada em relação a pressão de falha sem aplicação de carga térmica, que equivale a $\Delta T = 0^\circ\text{C}$.

FIGURA 44 - DIMINUIÇÃO DA PRESSÃO NORMALIZADA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA



Fonte: Autor

Na Figura 44 é possível perceber que os modelos IDTS 2, IDTS 4 e IDTS 9 sofrem decaimentos muito semelhantes entre si e que o restante dos modelos sofrem um decréscimo mais acentuado, indicando que a diminuição da pressão de falha em função das temperaturas relativas dependem da geometria do defeito e da forma de interação entre os defeitos.

A Tabela 24 apresenta a perda absoluta e a Tabela 25 mostra a perda em termos percentuais da pressão de falha para todos os espécimes estudados, relacionadas a pressão de falha predita sob aplicação de carregamento exclusivo de pressão interna em função do aumento da temperatura relativa.

TABELA 24 - PERDAS ABSOLUTAS DAS PRESSÕES DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA RELATIVA

	Perdas absolutas devido ao carregamento combinado(MPa)						
ΔT (°C)	IDTS 2	IDTS 3	IDTS 4	IDTS 5	IDTS 6	IDTS 7	IDTS 9
20	0,09	0,50	0,02	0,17	0,00	0,29	0,11
40	0,19	0,60	0,10	0,61	0,26	0,46	0,18
60	0,26	1,07	0,21	0,96	0,27	0,63	0,24
80	0,34	1,36	0,28	1,24	0,62	0,94	0,32
100	0,42	1,77	0,33	1,61	0,85	1,29	0,39
VR*	22,74	19,97	22,30	20,61	18,63	18,49	22,57

Fonte: Autor

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

TABELA 25 - PERDAS PERCENTUAIS DAS PRESSÕES DE FALHA EM FUNÇÃO DO AUMENTO DA TEMPERATURA RELATIVA

	Perdas percentuais (%)						
ΔT (°C)	IDTS 2	IDTS 3	IDTS 4	IDTS 5	IDTS 6	IDTS 7	IDTS 9
20	0,40	2,50	0,09	0,82	0,00	1,57	0,49
40	0,84	3,00	0,45	2,96	1,40	2,49	0,80
60	1,14	5,36	0,94	4,66	1,45	3,41	1,06
80	1,50	6,81	1,26	6,02	3,33	5,08	1,42
100	1,85	8,86	1,48	7,81	4,56	6,98	1,73

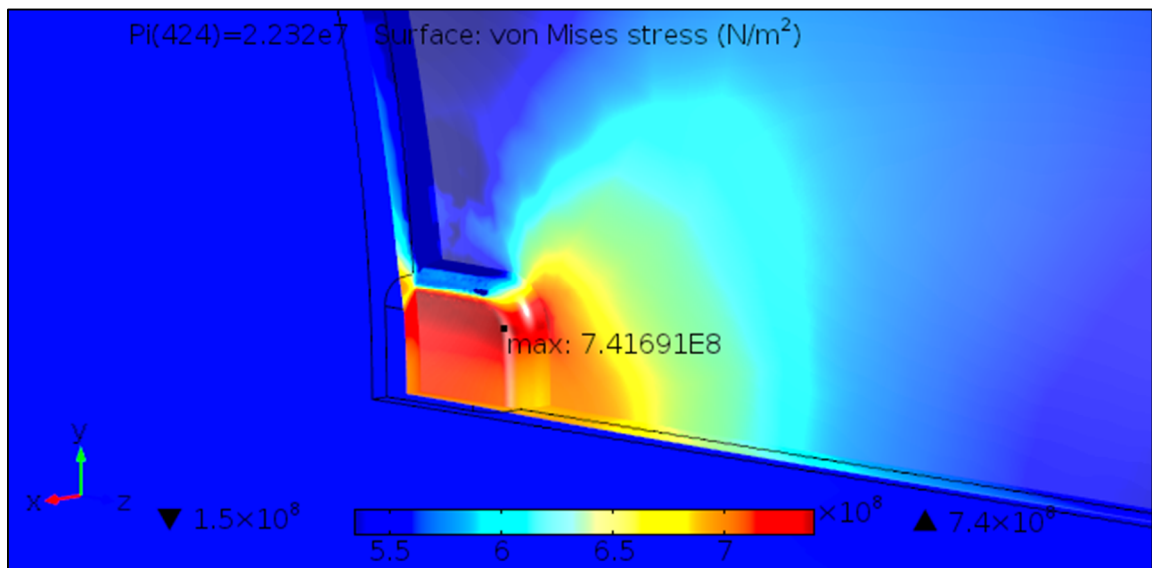
Fonte: Autor

As menores perdas percentuais ocorreram para os modelos IDTS 2, IDTS 4 e IDTS 9, que tiveram uma redução de 1,85%, 1,48%, 1,73%, respectivamente. Os modelos IDTS 3, IDTS 5, IDTS 6 e IDTS 7 tiveram perdas mais significativas, tendo uma redução de 8,86%, 7,81%, 4,56%, 6,98%.

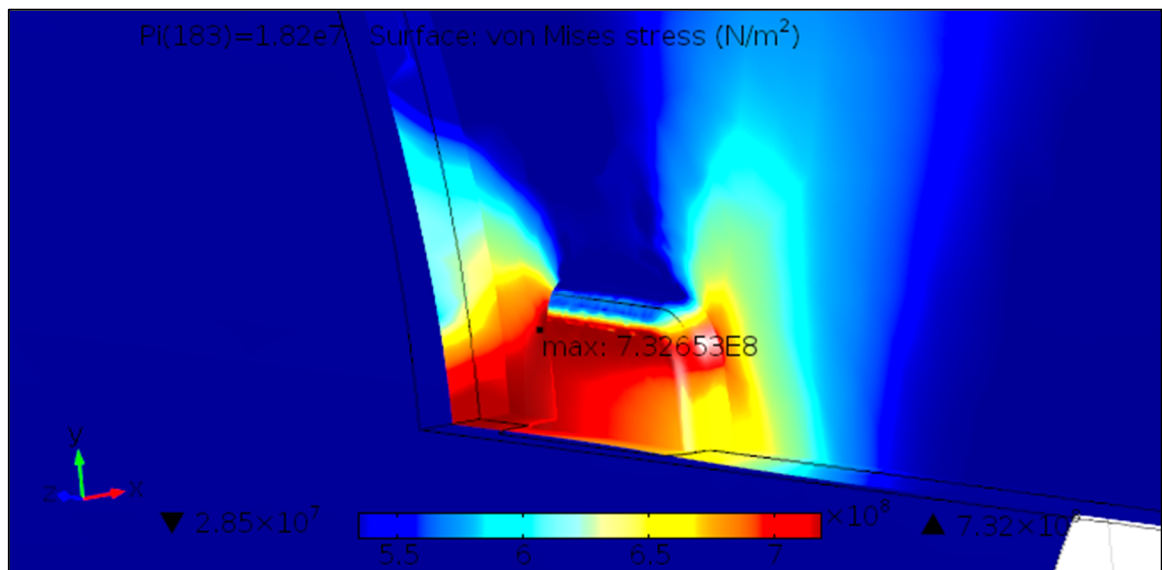
Na Figura 45 a seguir são apresentadas as distribuições de tensões para o caso do carregamento combinado de pressão interna e tensões térmicas para todos os modelos, quando submetidos a uma temperatura relativa de 100°C.

FIGURA 45 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES PARA TODOS OS MODELOS SENDO SUBMETIDOS AO CARREGAMENTO COMBINADO ($\Delta T = 100^\circ \text{C}$): (A) IDTS 2, (B) IDTS 3, (C) IDTS 4, (D) IDTS 5, (E) IDTS 6, (F) IDTS 7 E (G) IDTS 9

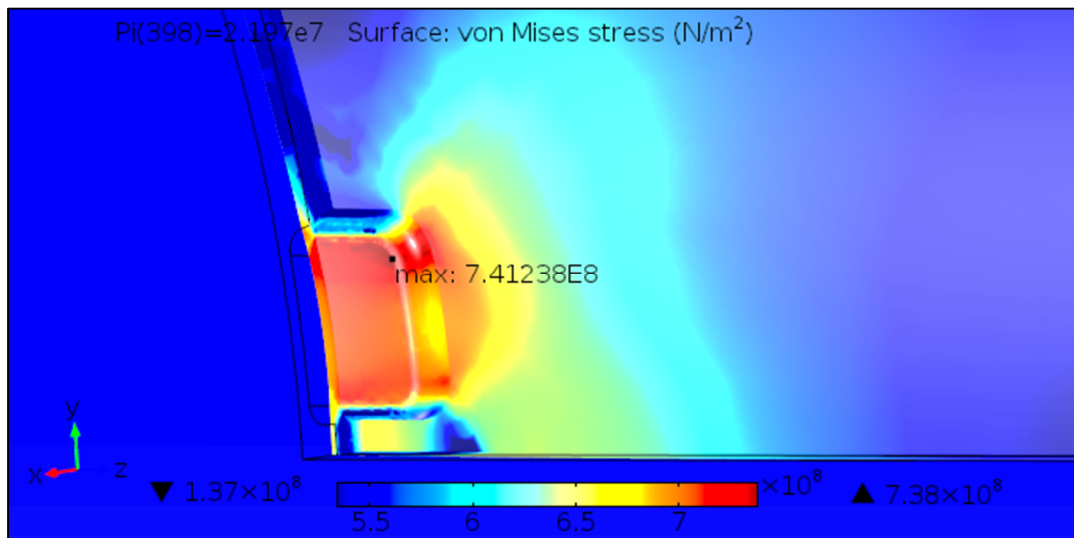
(A)



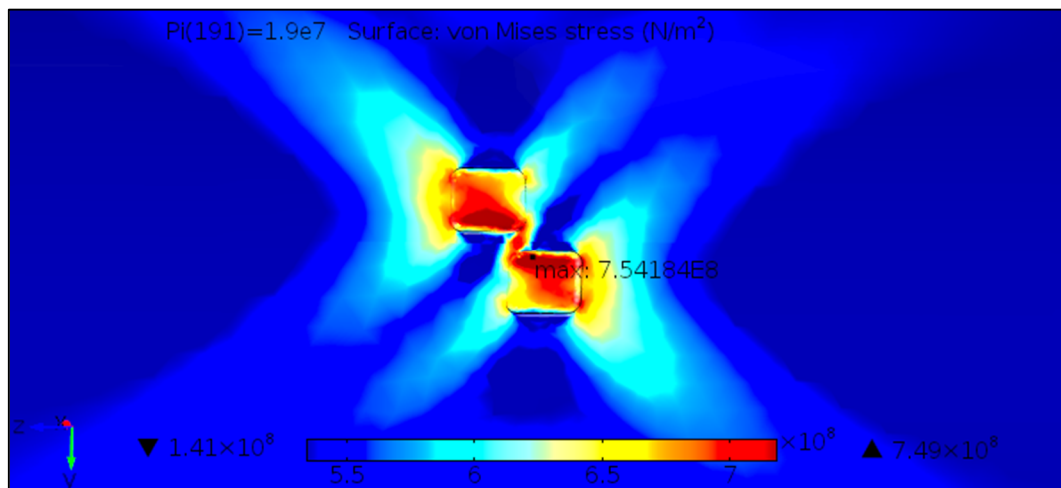
(B)



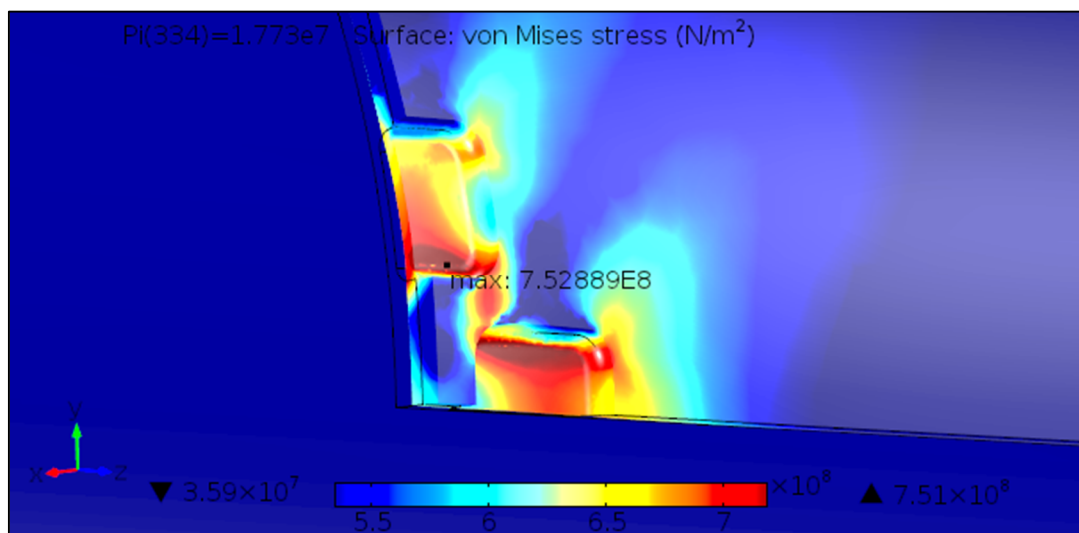
(C)



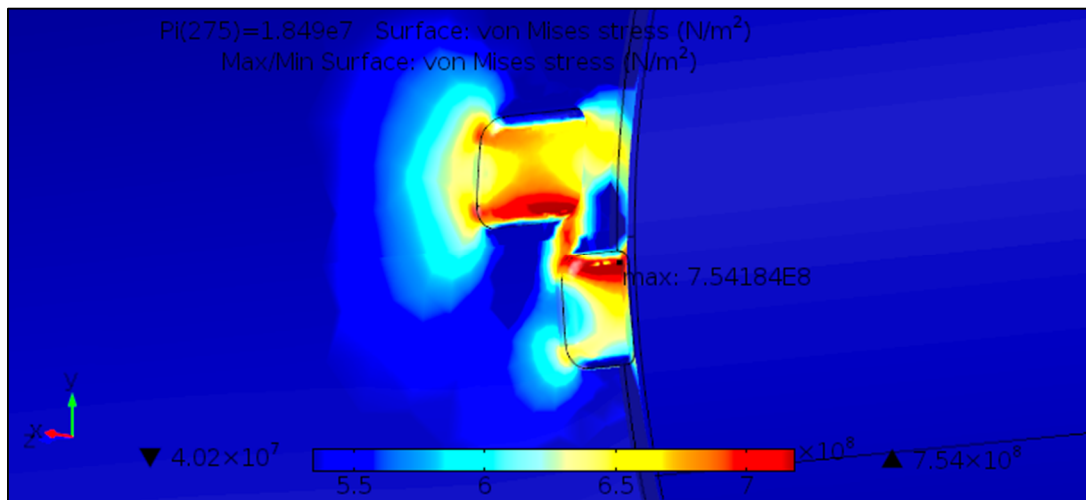
(D)



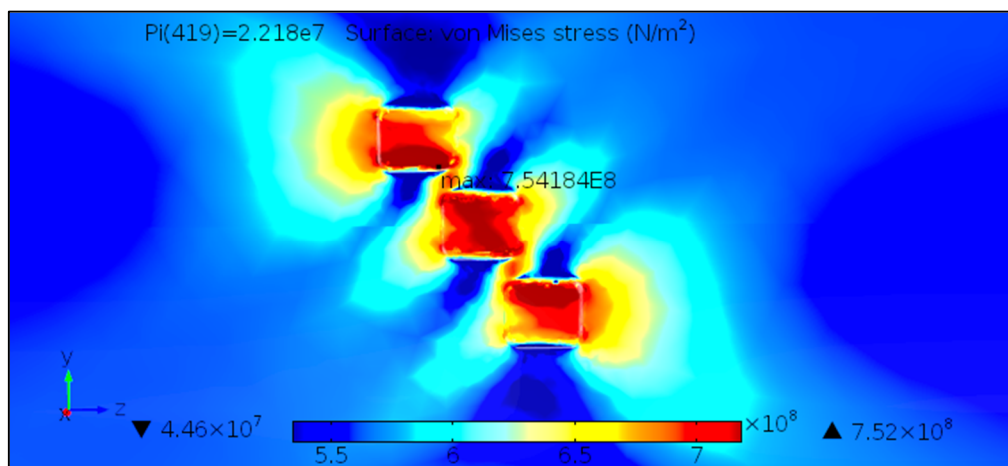
(E)



(F)



(G)



Fonte: Autor

Pode-se constatar através dos resultados que a profundidade e o tamanho dos defeitos de corrosão são fatores determinantes para redução da pressão de falha predita, os modelos IDTS 2, IDTS 4 e IDTS 9 tem a profundidade e/ ou comprimento total dos defeitos bem menores que os modelos que tiveram perdas mais significativas, que foram IDTS 3, IDTS 5, IDTS 6 e IDTS 7.

7. CONCLUSÃO

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é uma ferramenta poderosa para a predição de falha de dutos corroídos, oferecendo resultados com alta precisão, embora, devido ao seu alto grau de complexidade de utilização e da necessidade de profissionais especializados para a sua manipulação, ainda muitos dessas predições são feitas através de métodos analíticos semi-empíricos, tais como ASME B31G (1991), DNV RP-F101 (2015), e RSTRENG (Kiefner e Vieth, 1990), que geralmente, oferecem resultados muito conservativos, implicando em parada prematura das linhas e gastos desnecessários.

Um primeiro estudo de referência foi realizado nesse trabalho, para verificar a integridade estrutural de dutos corroídos com carregamento exclusivo de pressão interna. Nestas simulações, foram obtidos resultados com um alto grau de acurácia. O erro percentual nesse trabalho, em relação aos valores de falha experimentais, variou entre -2,12% e 5,49%, tendo um erro médio de 1,78%. Para dos modelos, IDTS 2 e IDTS 4, foram obtidos resultados não conservativos, contra a segurança, 0,26% para IDTS 2 e 5,49% para IDTS 4. Esses resultados não conservativos são observados em outros trabalhos presentes na literatura, tais como em Andrade et al (2006) e Motta et al (2010), e podem ser corrigidos com a utilização de um coeficiente de segurança adequado.

Um segundo estudo levando em conta a pressão interna e os carregamentos térmicos foi realizado para estudar a influência do carregamento térmico na variação da pressão de falha de dutos corroídos. Várias simulações foram realizadas para simular 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. Para o caso do carregamento combinado de pressão interna e cargas térmicas, foi obtida uma redução da pressão de falha de no mínimo 1,48%, para o modelo IDTS 4, e o decaimento máximo de 8,86%, para o IDTS 3, submetidos a uma temperatura relativa de 100 °C. Ao analisar a geometria dos defeitos de corrosão nos espécimes mais afetados pelo carregamento térmico, é possível perceber que o carregamento térmico tem maior impacto na diminuição da pressão de falha para os modelos que possuem defeitos mais profundos e/ ou comprimento total dos defeitos mais longos.

Por fim, esse trabalho mostra que para dutos com defeitos de corrosão com comprimento total longo e/ ou profundos, é importante a consideração do carregamento

térmico, pois o mesmo pode acarretar em uma diminuição considerável da pressão de falha. Foi constatado que é importante a consideração dos efeitos termo-mecânicos em testes hidrostáticos e nos coeficientes de segurança para o cálculo da pressão de trabalho de dutos corroídos.

8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

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

- Ampliação da investigação para outros tipos de defeitos reais e de profundidade variável;
- Continuação do presente estudo, utilizando valores de temperaturas relativas maiores, gradientes de temperatura e temperaturas não-uniformes;
- Estudar a influência de efeitos termo-mecânicos 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;
- Estudo paramétrico avaliando a influência da temperatura para diferentes tamanhos e/ou profundidade de defeitos;
- Utilizar solvers iterativos, ao invés de solvers diretos, na configuração do software de elementos finitos para verificar se isso influi na melhoria do desempenho computacional;
- Criar e testar um outro tipo de critério de falha para tratar do problema de falha de dutos corroídos.

REFERÊNCIAS

AGÊNCIA NACIONAL DO PETRÓLEO (ANP). **Anuário estatístico brasileiro do petróleo, gás natural e biocombustíveis 2015**. Disponível em: http://www.anp.gov.br/?pg=76798#Se__o1>. Acesso em: 01 out. 2015.

ALVES FILHO, A. **Elementos Finitos: A base da tecnologia CAE**. Editora, 1. ed. São Paulo: Érica, 2000

AMARAL, R. S. **Análise de segurança de dutos com defeitos de corrosão**. 2011. 82 f. Dissertação (Mestrado em Ciências da Engenharia Civil) - Universidade Federal de Ouro Preto - Escola de Minas, Ouro Preto, 2011.

ANTONINO, T.; GUIMARÃES, P.; ALÉCIO, R.; YADAVA, Y.; FERREIRA, R. **Measurements of the Thermophysical Properties of the API 5L X80**. Materials Sciences and Applications, 5, 617-627. doi: 10.4236/msa.2014.58064, 2014

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

BAI, Y.; BAI, Q. **Subsea Pipeline and Risers**. Oxford: Elsevier, 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. ;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.; 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.

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.

CENTRO DE TECNOLOGIA EM DUTOS (CTDUT). Disponível em: <<http://www.ctdut.org.br/blog/noticias/ritmo-de-expansao-da-malha-dutoviaria-aumentara-no-pais-preve-ilos-site-energia-hoje>>. Acesso em: 02 nov 2015.

CHEN, Y.; LI, X.; CHAI, Y.H.; ZHOU, J. **Assessment of the flexural capacity of corroded steel pipes**. International Journal of Pressure Vessels and Piping 87, p. 100–110, 2010

COMPANHIA AMBIENTAL DO ESTADO DE SÃO PAULO (CETESBE). **Principais acidentes envolvendo dutos**. Disponível em <<http://emergenciasquimicas.cetesb.sp.gov.br/tipos-de-acidentes/dutos/principais-acidentes/>>: Acesso em 01 out. 2015

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

COSTA, F. A. **Geração automática e análise de modelos de dutos com defeitos causados por corrosão**. 2004. 56 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Pernambuco - UFPE, Recife, 2004.

CRONIN, D. S. **Assessment of corrosion defects in pipelines**. 2000. 346 f. Thesis (Ph.D in Mechanical Engineering) - University of Waterloo, 2000.

DIAS, F. T.; SOUSA, R. J.A.; VALENTE, R.A.F.; CRUZ, J. P. **Método dos Elementos Finitos**. ETEP. 2010.

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

DUTRA, A. C. **Proteção catódica: técnicas de combate a corrosão**. 4. ed. Rio de Janeiro: Interciência, 2006.

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

GENERAL ELETRICS (GE REPORTS). **Smart ‘pigs’ that sniff out trouble down the pipe.** Disponível em <<https://gereports.ca/smart-pigs-that-sniff-out-trouble-down-the-pipe/>> Acesso em: 30 set. 2015.

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

HIDROPIG. **Mandril – Unidirecional.** Disponível em <http://hidropig.com.br/verproduto.php?nome=pig-bddg2ds4mg>>. Acesso em: 30 set. 2015.

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.

KIM, Y.-J.; SON, B.-G. **Finite element based stress concentration factors for pipes with local wall thinning.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, p. 897–906, 2004.

LOGAN, D. L. **A first course in the Finite Element Method.** 4. ed. Canadá: Thomson, 2007.

LOURENÇO, M.I.; NETTO, T.A. **Ratcheting of corroded pipes under cyclic bending and internal pressure.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, p. 1-14, 2014.

MOTTA, R. S.; AFONSO, S. M. B.; WILLMERSDORF, R. B.; LYRA, P. R. M.; ANDRADE, E. Q. **Automatic modeling and analysis of pipelines with colonies of corrosion defects.** In: CILAMCE 2010, Buenos Aires, Argentina, 2010.

NASH, W.; POTTER, M. C. **Tração e compressão. Resistência dos materiais.** 5. ed. Porto Alegre: Bookman, p. 28, 2014.

NOZARIAN, M. **Bending moment capacity of defected pipes subjected to combined loads.** International Conference on Energy, Environment, Devices, Systems, Communications, Computers (Eedsc '11), Venice, Italy, March 8-10, 2011.

OH, C.-K.; KIMB, Y.-J.; PARK, C.-Y. **Effects of local wall thinning on net-section limit loads for pipes under combined pressure and bending**, Nuclear Engineering and Design 239, p.261–273, 2009.

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. 87 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Pernambuco - UFPE, Recife, 2015.

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

PENG, J; ZHOU, C.-Y.; XUE, J.-L.; DAI, Q.; HE, X.-H. **Safety assessment of pipes with multiple local wall thinning defects under pressure and bending moment**, Nuclear Engineering and Design 241, p.2758– 2765, 2011.

PETROBRAS TRANSPORTE S.A (TRANSPETRO). **Dutos e Terminais**. Disponível em: <http://www.transpetro.com.br/pt_br/areas-de-negocios/terminais-e-oleodutos.html>. Acesso em 12 abr. 2015.

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. 2015.

RAJABIPOUR, A.; MELCHERS, R.E. **A numerical study of damage caused by combined pitting corrosion and axial stress in steel pipes**. Corrosion Science 76, p. 292–301, 2013.

SAKAKIBARA, N; KYRIAKIDES, S; CORONA, E. **Collapse of partially corroded or worn pipe under external pressure**, International Journal of Mechanical Sciences 50, p. 1586–1597, 2008.

VAZ, L. E. **Método dos Elementos Finitos em análise de estruturas**. 1. ed. Rio de Janeiro: Elsevier, 2011.

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