

UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ  
DEPARTAMENTO ACADÊMICO DE CONSTRUÇÃO CIVIL  
CURSO DE ENGENHARIA CIVIL

THIAGO MORENO FERNANDES

**UMA AVALIAÇÃO NUMÉRICA DE MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS DE CÁLCULO  
DE PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS**

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

CURITIBA  
2019

THIAGO MORENO FERNANDES

**UMA AVALIAÇÃO NUMÉRICA DE MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS DE CÁLCULO  
DE PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS**

Trabalho de Conclusão de Curso de graduação, apresentado à disciplina Trabalho de Conclusão de Curso, do curso de Engenharia Civil da Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR, como requisito parcial para a obtenção do título de Bacharel.

Orientador: Prof. João Elias Abdalla Filho,  
Ph.D.

CURITIBA  
2019

## **FOLHA DE APROVAÇÃO**

### **UMA AVALIAÇÃO NUMÉRICA DE MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS DE CÁLCULO DE PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS**

Por

**THIAGO MORENO FERNANDES**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Curso de Engenharia Civil da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, defendido no primeiro semestre de 2019 e aprovado pela seguinte banca de avaliação presente:

---

Orientador – João Elias Abdalla Filho, Ph.D.  
UTFPR

---

Prof. Mauro Edson Alberti, MSc.  
UTFPR

---

Prof. Rogério Francisco Küster Puppi, Dr.  
UTFPR

**OBS.: O documento assinado encontra-se em posse da coordenação do curso.**

## **AGRADECIMENTOS**

Ninguém e nada evoluem sozinho; sempre é preciso um olhar de apoio, uma palavra de incentivo, um gesto de compreensão. A todos que me auxiliaram neste trabalho agradeço com a mais profunda gratidão e respeito, e em especial:

Ao professor Ph.D. João Elias Abdalla Filho pela orientação, apoio, paciência, confiança depositada em mim e por me despertar um grande interesse na área científica e tecnológica ao longo dos últimos dois anos.

A minha família, pelo apoio, incentivo e paciência em todos os momentos. Obrigado por me fazer acreditar mais em mim, na vida e no futuro.

A Professora Dra. Érica Aiko Kimura por sempre estar disposta a cooperar com todos os atributos para este trabalho.

Ao Professor Dr. Hsu Yang Shang pela contribuição e apoio ao desenvolvimento deste trabalho.

Aos professores, funcionários e colegas da UTFPR e a todos que contribuíram de forma direta ou indireta para a elaboração desse trabalho.

*“O Brasil é já a maior das civilizações neolatinas, pela magnitude populacional, e começa a sê-lo também por sua criatividade artística e cultural. Precisa agora sê-lo no domínio da tecnologia da futura civilização, para se fazer uma potência econômica, de progresso auto-sustentado. Estamos nos construindo na luta pra florescer amanhã como uma nova civilização, mestiça e tropical, orgulhosa de si mesma. Mais alegre, porque mais sofrida. Melhor, porque incorpora em si mais humanidades. Mais generosa, porque aberta à convivência com todas as raças e todas as culturas e porque assentada na mais bela e luminosa província da Terra.” - Darcy Ribeiro, 1995*

## RESUMO

FERNANDES, Thiago M. **Uma avaliação numérica de métodos semi-empíricos de cálculo de pressão de falha de dutos corroídos**. 2019. 76 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) – Engenharia Civil. Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2019.

Um dos modos de transporte mais utilizados para o escoamento de petróleo e seus derivados são os dutos metálicos. O principal desafio das operadoras de redes dutoviárias é garantir a segurança do sistema com a maximização da sua capacidade de produção. Inspeções periódicas são fundamentais para avaliar a integridade das tubulações. A corrosão é um dos maiores problemas causadores de falhas em estruturas de oleodutos e gasodutos. Métodos analíticos semi-empíricos foram desenvolvidos para calcular a pressão de ruptura de dutos sujeitos à corrosão externa e são utilizados amplamente devido à sua facilidade e rapidez. Os métodos numéricos, particularmente o Método dos Elementos Finitos, têm gerado resultados confiáveis em relação aos testes experimentais e aos métodos semi-empíricos, além de que permite avaliar situações mais complexas como interações de defeitos de corrosão ou carregamentos combinados, porém, não são tão empregados devido à necessidade de profissionais especializados para a sua utilização, bem como a sua análise mais demorada. Este trabalho investiga o conservadorismo de métodos semi-empíricos de cálculo de pressão de falha de dutos com defeitos curtos de corrosão por meio de simulações computacionais. Modelos numéricos são desenvolvidos e comparados com testes experimentais para validar as simulações. Uma série de defeitos é modelada por meio da variação do comprimento do defeito e da sua profundidade. É considerada a não linearidade física e geométrica do material. Constata-se que os resultados de pressão de falha obtidos por meio do método dos elementos finitos tendem a acompanhar o conservadorismo de métodos semi-empíricos para quaisquer comprimento e profundidade de defeitos curtos de corrosão. Cada método semi-empírico apresenta um conservadorismo em função da geometria do defeito de corrosão.

**Palavras-chave:** Dutos. Corrosão. Pressão de falha. Métodos semi-empíricos. Método dos Elementos Finitos.

## ABSTRACT

FERNANDES, Thiago M. **A numerical investigation of semi-empirical methods of calculation of failure pressure of corroded pipelines.** 2019. 76 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) – Engenharia Civil. Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2019.

One of the most common modes of transport of the oil flow and its derivatives are the metal pipes. The main challenge of the pipeline network operators is to ensure the safety of the system with the maximization of its production capacity. Periodic inspections are essential to assessing pipeline integrity. Corrosion is one of the main problems that causes failures in pipeline structures. Semi-empirical analytical methods have been developed to calculate the rupture pressure of pipes subjected to external corrosion and are largely used due to its simplicity and speed. Numerical methods, particularly the Finite Element Method, have generated reliable results in relation to experimental tests and semi-empirical methods, besides allowing to evaluate more complex situations such as interactions between corrosion defects or combined loads, however, they are not largely employed as they require capable professionals and take a long time. This work aims to investigate the conservatism of the semi-empirical methods of calculation of failure pressure of pipelines with short corrosion defects by means of computational simulations. Numerical models are developed and compared with experimental tests to validate the simulations. A series of defects is modeled by varying the length of the defect and its depth. The physical and geometrical nonlinearity of the material is considered. It is noted that the results of the failure pressure obtained via the finite element method trend to approach the conservatism of the semi-empirical methods for any length and depth of the short corrosion defects. Each semi-empirical method presents a conservatism in function of the geometry of the corrosion defect.

**Keywords:** Pipes. Corrosion. Failure pressure. Semi-empirical methods. Finite Element Method.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 -	Infraestrutura brasileira de oleodutos no ano de 2018.....	18
Figura 2 -	Infraestrutura brasileira de gasodutos no ano de 2018.....	18
Figura 3 -	Processo corrosivo.....	20
Figura 4 -	Estrutura microscópica de pites de corrosão.....	23
Figura 5 -	PIG no interior do duto.....	24
Figura 6 -	Mecanismo do CIS.....	25
Figura 7 -	Processo de funcionamento do DVCG.....	26
Figura 8 -	Diagrama tensão-deformação para um material dúctil.....	27
Figura 9 -	Diagrama de tensões radial e circunferencial em duto submetido à pressão interna.....	31
Figura 10 -	Relação das tensões principais com a pressão interna em duto sem corrosão.....	32
Figura 11 -	Curva tensão x deformação do aço API-X65.....	33
Figura 12 -	Tensão circunferencial em tubos de paredes finas submetidos à pressão interna.....	34
Figura 13 -	Forma geométrica para representar a área do defeito de acordo com o método NG-18.....	36
Figura 14 -	Forma geométrica para representar a área do defeito de acordo com o método B31G.....	38
Figura 15 -	Forma geométrica para representar a área do defeito de acordo com o método 0,85dL.....	39
Figura 16 -	Esboço construtivo do elemento SHELL 181.....	46
Figura 17 -	Configuração geométrica dos modelos ensaiados por Choi et al. (2003).....	50
Figura 18 -	Planos de simetria e condições de contorno do modelo.....	51
Figura 19 -	Evolução das tensões efetivas em função do aumento do carregamento do espécime LA.....	52
Figura 20 -	Geometria dos defeitos de canto de formato retangular e de formato arredondado.....	54
Figura 21 -	Distribuição das tensões internas do espécime LA para defeito de canto retangular.....	56



Figura 22 - Distribuição das tensões internas do espécime LA para defeito de canto arredondado.....	56
Figura 23 - Discretização do modelo de duto com defeito de formato arredondado.....	57
Figura 24 - Distribuição das tensões efetivas e da estrutura deformada do espécime DB, considerando a não linearidade geométrica.....	59
Figura 25 - Distribuição das tensões efetivas e da estrutura deformada do espécime DB, sem considerar a não linearidade geométrica.....	59
Figura 26 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $d/t=30\%$ .....	62
Figura 27 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $d/t=66\%$ .....	62
Figura 28 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $d/t=78\%$ .....	62
Figura 29 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $d/t=80\%$ .....	63
Figura 30 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $L/\sqrt{20Dt} = 0,2$ .....	63
Figura 31 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $L/\sqrt{20Dt} = 0,4$ .....	64
Figura 32 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $L/\sqrt{20Dt} = 0,6$ .....	64
Figura 33 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $L/\sqrt{20Dt} = 0,8$ .....	64
Figura 34 - Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação $L/\sqrt{20Dt} = 1,0$ .....	65
Figura 35 - Diagrama proposto para estimar a pressão de falha de dutos com defeitos curtos de corrosão.....	66
Figura A1.1 – Passo 1.....	74
Figura A1.2 – Passo 2.....	74
Figura A1.3 – Passo 3.....	74
Figura A1.4 – Passo 4.....	74
Figura A1.5 – Passo 5.....	74

Figura A1.6 – Passo 6.....	75
Figura A1.7 – Passo 7.....	75
Figura A1.8 – Passo 8.....	75
Figura A1.9 – Passo 10.....	75
Figura A1.10 – Passo 11.....	76
Figura A1.11 – Passo 12.....	76

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\sigma_p$	Tensão limite da relação linear do material
$\sigma_y$	Tensão de escoamento
$\sigma_u$	Tensão última
$\sigma_f$	Tensão de ruptura
$\sigma$	Tensor de tensões
$E$	Módulo de elasticidade longitudinal
$\varepsilon$	Tensor de deformações
$u$	Energia de deformação
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\sigma_e$	Tensão efetiva
$\sigma_\theta$	Tensão circunferencial
$\sigma_r$	Tensão radial
$\sigma_{zz}$	Tensão longitudinal
$P_i$	Pressão interna
$R_e$	Raio externo
$R_i$	Raio interno
$R$	Raio médio
$t$	Espessura do duto íntegro
$\bar{D}$	Diâmetro médio do duto
$\sigma_{ref}$	Tensão de referência
$D$	Diâmetro externo do duto
$P_f$	Pressão de falha
$L$	Comprimento longitudinal do defeito
$A$	Área projetada do defeito ao longo do plano longitudinal da espessura do duto
$A_0$	Área da seção longitudinal da espessura do duto na região do defeito
$M$	Fator de folias
$P_t$	Pressão exercida pela tampa do duto
$d$	profundidade máxima do defeito
$u^T$	Vetor de deslocamentos nodais

$u_x^i$	Deslocamento do nó i na direção x
$u_y^i$	Deslocamento do nó i na direção y
$u_z^i$	Deslocamento do nó i na direção z
$\phi_x^i$	Rotação do nó i em torno do eixo x
$\phi_y^i$	Rotação do nó i em torno do eixo y
$\phi_z^i$	Rotação do nó i em torno do eixo z
$u_x^l$	Deslocamento do nó l na direção x
$u_y^l$	Deslocamento do nó l na direção y
$u_z^l$	Deslocamento do nó l na direção z
$\phi_x^l$	Rotação do nó l na direção x
$\phi_y^l$	Rotação do nó l na direção y
$\phi_z^l$	Rotação do nó l na direção z
$u_e$	Campo de deslocamento no interior dos elementos
$S$	Operador diferencial
$N$	Funções de forma
$B$	Derivadas das funções de forma
$\sigma_{xx}$	Tensão normal devida aos esforços na direção x
$\sigma_{yy}$	Tensão normal devida aos esforços na direção y
$\tau_{xy}$	Tensão de cisalhamento no plano xy
$\varepsilon_{xx}$	Deformação axial na direção x
$\varepsilon_{yy}$	Deformação axial na direção y
$\gamma_{xy}$	Ângulo de distorção no plano xy
$C$	Matriz Constitutiva do elemento
$L_D$	Comprimento do duto
$c$	Comprimento circunferencial do defeito

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>14</b>
<b>1.1</b>	<b>Objetivo geral</b> .....	<b>15</b>
<b>1.2</b>	<b>Objetivos específicos</b> .....	<b>15</b>
<b>1.3</b>	<b>Justificativa</b> .....	<b>15</b>
<b>2</b>	<b>CORROSÃO EM DUTOS</b> .....	<b>17</b>
<b>2.1</b>	<b>Dutos metálicos</b> .....	<b>17</b>
2.1.1	Malha dutoviária brasileira .....	17
2.1.2	Principais acidentes envolvendo dutos .....	19
<b>2.2</b>	<b>Corrosão</b> .....	<b>20</b>
2.2.1	Definição .....	20
2.2.2	Formas de corrosão .....	20
<b>2.3</b>	<b>Ferramentas de inspeção de corrosão em dutos</b> .....	<b>23</b>
2.3.1	PIG Instrumentado .....	23
2.3.2	CIS ( <i>Close Internal Survey</i> ) .....	25
2.3.3	DCVG ( <i>Direct Current Voltage Gradient</i> ).....	25
<b>3</b>	<b>MECÂNICA DOS MATERIAIS APLICADA A DUTOS</b> .....	<b>27</b>
<b>3.1</b>	<b>Diagrama tensão-deformação</b> .....	<b>27</b>
<b>3.2</b>	<b>Lei de Hooke</b> .....	<b>28</b>
<b>3.3</b>	<b>Critérios de falha</b> .....	<b>28</b>
3.3.1	Von Mises .....	29
<b>3.4</b>	<b>Tensões principais em dutos</b> .....	<b>30</b>
<b>3.5</b>	<b>Propriedade dos aços utilizados na fabricação de dutos</b> .....	<b>33</b>
<b>4</b>	<b>MÉTODOS PARA AVALIAR A PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS</b> .....	<b>34</b>
<b>4.1</b>	<b>Métodos analíticos</b> .....	<b>34</b>
<b>4.2</b>	<b>Métodos analíticos semi-empíricos</b> .....	<b>35</b>
4.2.1	AGA - NG18.....	35
4.2.2	ASME B31G.....	36
4.2.3	B31G modificado ou 0,85dL.....	39
4.2.4	DNV RP-F101 .....	40
4.2.5	PCORRC .....	42

4.2.6	Choi et. al.....	43
<b>4.3</b>	<b>Método dos Elementos Finitos .....</b>	<b>45</b>
4.3.1	Formulação do elemento considerado .....	46
4.3.1.1	Definição da matriz constitutiva.....	47
4.3.1.2	Definição da matriz de rigidez global .....	48
<b>5</b>	<b>MODELAGEM COMPUTACIONAL DE DUTOS ENSAIADOS</b>	
	<b>POR CHOI ET. AL. ....</b>	<b>49</b>
<b>5.1</b>	<b>Construção do modelo .....</b>	<b>50</b>
<b>5.2</b>	<b>Critério de falha.....</b>	<b>52</b>
<b>5.3</b>	<b>Defeitos de canto de formato retangular e arredondado .....</b>	<b>54</b>
<b>5.4</b>	<b>Discretização do modelo .....</b>	<b>57</b>
<b>5.5</b>	<b>Consideração da não linearidade geométrica.....</b>	<b>57</b>
<b>6</b>	<b>ANÁLISE DO CONSERVADORISMO DE MÉTODOS SEMI-</b>	<b>61</b>
	<b>EMPÍRICOS.....</b>	
<b>6.1</b>	<b>Comparação entre métodos semi-empíricos e simulações</b>	
	<b>computacionais.....</b>	<b>61</b>
<b>6.2</b>	<b>Diagrama proposto para estimar a pressão de falha de dutos</b>	
	<b>por meio de métodos semi-empíricos.....</b>	<b>66</b>
<b>7</b>	<b>CONCLUSÃO .....</b>	<b>68</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>69</b>
	<b>ANEXOS.....</b>	<b>73</b>
	<b>ANEXO 1 – Passo a passo da construção do modelo de duto</b>	
	<b>com defeito de corrosão de canto de formato arredondado.....</b>	<b>73</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O domínio do petróleo e do gás, bem como de toda a sua rede de transporte e refino, é uma questão de soberania nacional e circunda os principais conflitos geopolíticos desde o surgimento dessa matriz energética. Aliado a isso, o desenvolvimento da ciência e da tecnologia que tal recurso proporciona ao país que detém a técnica é uma peça fundamental para superar o seu subdesenvolvimento e a dependência.

Os dutos metálicos são importantes meios de transporte de fluidos e encontram-se, muitas vezes em locais de difícil acesso como em montanhas ou em regiões de vegetação densa. A malha dutoviária brasileira abrange quase todos os estados da nação, e ultrapassa as fronteiras nacionais. Além disso, conta com projeto de expansão para os próximos anos, devido, principalmente, à exploração do pré-sal na costa do país. Essa demanda pelo transporte dutoviário aumenta a necessidade de operar esses sistemas de modo seguro, com baixo custo e de alta capacidade. Operadoras de redes dutoviárias empregam sistemas de gerenciamento da integridade das tubulações para reduzir os riscos aos quais essas peças estão expostas. Medidas como inspeções, manutenções, verificações e recertificações periódicas, fazem parte deste sistema.

Considerado um dos principais defeitos em estruturas de oleodutos e gasodutos, a corrosão pode levar ao colapso da peça, provocando enormes desastres ambientais e sociais, além de perdas financeiras. A corrosão é uma forma de degradação em tubulações metálicas que reduz a resistência da estrutura. Pode ocorrer nas superfícies internas e externas do tubo ou na emenda da solda. O duto, assim como outras estruturas metálicas se deteriora ao longo do tempo. Neste caso, a redução de material na seção transversal resulta na perda de eficiência operacional e de segurança da tubulação (BASSO; ABDALLA FILHO; SHANG, 2015).

Alguns métodos analíticos semi-empíricos como o ASME B31G, 0,85 dL, proposto por Kiefner e Vieth, DNV RP-F101 e PCORRC, foram desenvolvidos para calcular a pressão de falha de dutos com defeitos de redução de espessura da parede. Tais procedimentos, são métodos de solução semi-empírica que derivam de princípios de mecânica dos sólidos, experimentos físicos até a ruptura, e também via simulações por elementos finitos. Procedimentos analíticos são fáceis de usar e são

rotineiramente aplicados por engenheiros, a fim de decidir se o defeito de corrosão é crítico (ABDALLA FILHO et al., 2014).

A análise por simulações computacionais via elementos finitos também tem sido usada como uma ferramenta para desenvolver soluções mais precisas da capacidade de carga para dutos com defeitos de corrosão. Em muitos casos, a solução numérica pode ser mais simples que através de métodos analíticos. Além disso, a utilização de elementos finitos permite avaliar situações mais complexas como as de defeitos múltiplos de corrosão e carregamentos combinados.

### **1.1 Objetivo geral**

Avaliar o conservadorismo dos métodos semi-empíricos de cálculo de pressão de falha de dutos com defeitos curtos de corrosão sob a ação da pressão interna através de simulações pelo método dos elementos finitos.

### **1.2 Objetivos específicos**

- Validar as simulações computacionais obtidas pelo MEF comparando as pressões de falha com os resultados obtidos por meio de ensaios experimentais disponíveis na literatura.
- Comparar entre si o conservadorismo dos métodos semi-empíricos.
- Apresentar uma faixa de trabalho, em função da geometria do defeito, para cada um dos métodos semi-empíricos.

### **1.3 Justificativa**

Nos dutos, a corrosão é uma das principais causas de incidentes e acidentes, envolvendo perdas financeiras e danos ambientais e sociais.

A Tabela 1 apresenta um resumo das causas de incidentes envolvendo dutos nos Estados Unidos no ano de 2017 realizado pelo departamento de transporte americano Pipeline & Hazardous Materials Safety Administration, além do custo gerado por esses acidentes.



**Tabela 1 – Total de acidentes reportados no ano de 2017 nos Estados Unidos**

<b>Causa relatada de acidente</b>	<b>Número de acidentes</b>	<b>%</b>	<b>Custo do dano (US\$)</b>
Material/ solda/ falha no equipamento	293	45,1	96.751.534,00
Corrosão	106	16,3	50.878.082,00
Danos de Escavação	56	8,6	24.127.298,00
Dano de força natural	36	5,5	21.534.313,00
Outros danos de força externa	43	6,6	16.045.603,00
Operação incorreta	92	14,2	12.170.600,00
Outros casos	24	3,7	50.979.708,00
<b>Total</b>	<b>650</b>	<b>100</b>	<b>272.487.138,00</b>

**Fonte: U.S Department of Transportation, Pipeline & Hazardous Materials Safety Administration (2018).**

No período de 2017, embora a corrosão seja responsável por 16,3% do número total de incidentes envolvendo dutos nos Estados Unidos, o custo gerado por esse tipo de dano corresponde a US\$ 50.878.082,00.

Os métodos analíticos de cálculo de pressão de falha de dutos corroídos nem sempre são usuais para determinadas geometrias de defeito e apresentam resultados muito conservadores que prejudicam a capacidade de produção ou, colocando a estrutura em risco de colapso devido a resultados não conservadores. Em muitos lugares, como nos Estados Unidos, o método B31G é o mais utilizado para avaliar a capacidade de carga de dutos corroídos. O principal argumento para a adesão do método em larga escala é o seu conservadorismo. Dessa maneira, avaliar o conservadorismo dos métodos semi-empíricos por meio de simulações numéricas para diferentes geometrias de defeitos curtos de corrosão permite uma resposta mais precisa sobre a validade dos métodos.

Alguns métodos semi-empíricos têm a sua formulação alterada em função do comprimento longitudinal dos defeitos de corrosão, propondo uma formulação para defeitos curtos e outra formulação para defeitos longos de corrosão. Já outros métodos, se resumem a apenas uma formulação para estimar a capacidade de carga de dutos, como no caso dos métodos DNV RP-F101 e PCORRC. Para melhor compreender o comportamento desses métodos na região de defeito curto, considera-se neste trabalho apenas defeitos curtos de corrosão.

## **2 CORROSÃO EM DUTOS**

Neste capítulo serão abordados os defeitos de corrosão em dutos metálicos. Procura-se apresentar a malha dutoviária brasileira e um histórico dos principais acidentes envolvendo dutos. Além disso, procura-se apresentar a definição da corrosão, bem como a forma como ela pode se manifestar nas peças metálicas e as ferramentas de controle e inspeção da integridade estrutural de dutos corroídos.

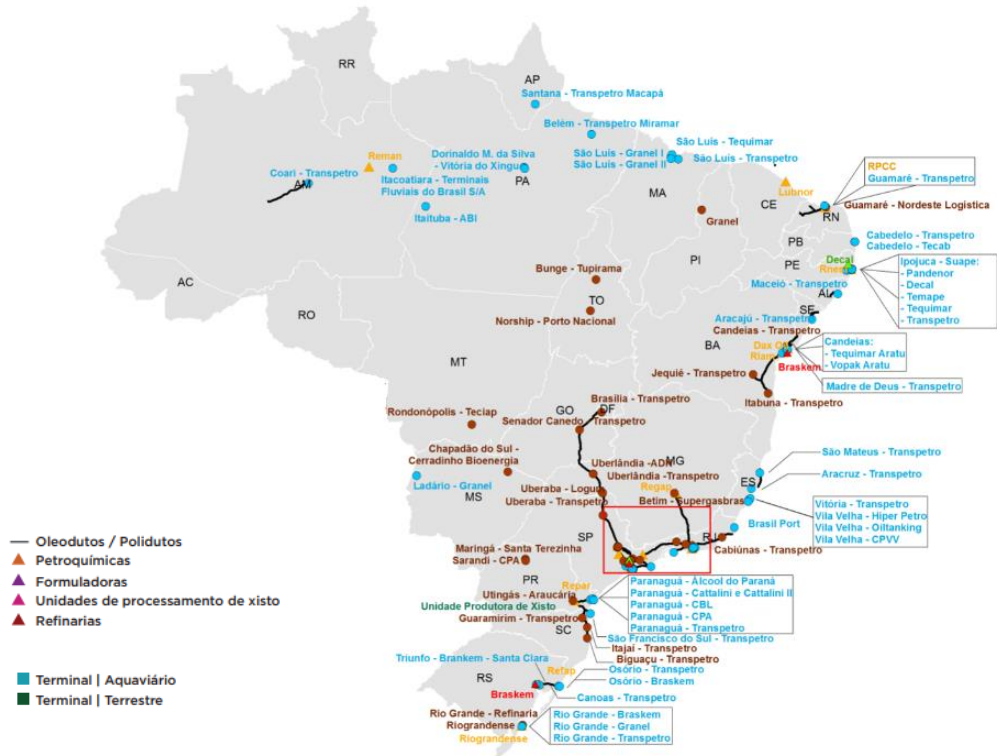
### **2.1 Dutos metálicos**

Os oleodutos e gasodutos são peças metálicas tubulares destinadas ao transporte de óleo e gás e interligam as plataformas aos navios e terminais e estes até as refinarias. Após o refino, os derivados são novamente escoados por dutos aos terminais para serem entregues às companhias de distribuição, que abastecem os mercados nacionais e internacionais (TRANSPETRO, 2019).

#### **2.1.1 Malha dutoviária brasileira**

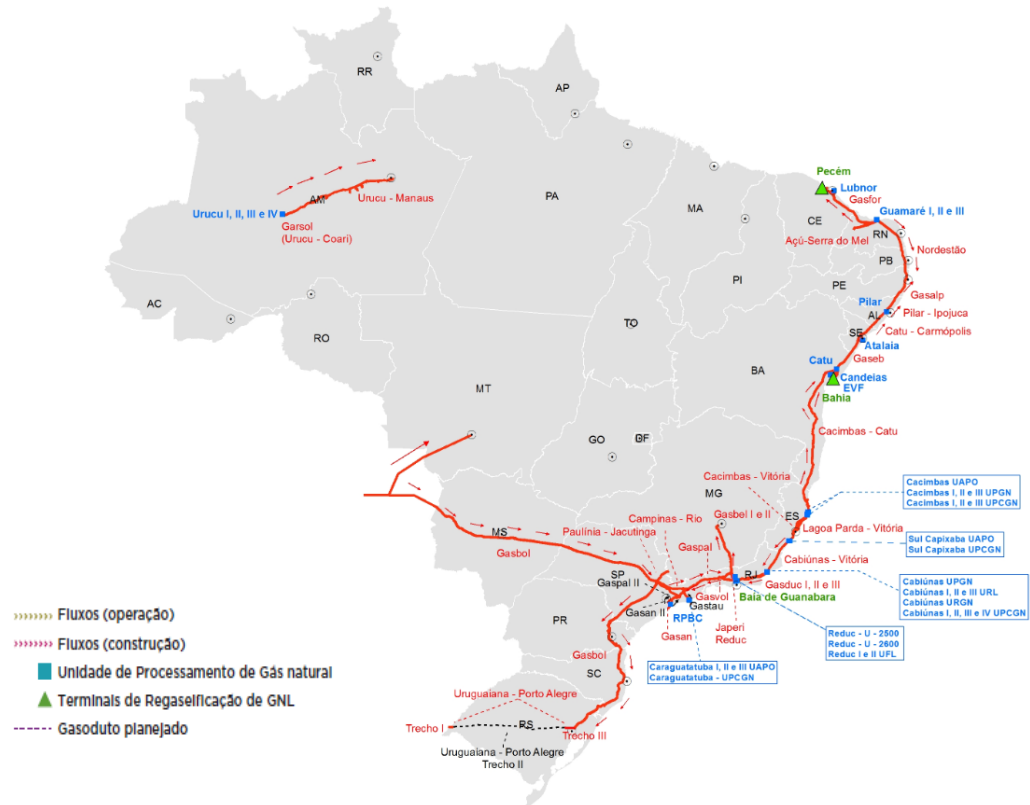
Em 2018, o Brasil contava com 618 dutos destinados à movimentação de produtos tais como petróleo, gás natural, etanol e solventes; perfazendo uma rede de 21,3 mil km (ANP, 2019). Tal infraestrutura de transporte abrange quase todos os estados da nação, e ultrapassa as fronteiras nacionais na conexão com outros países sul-americanos. Na Figura 1 é ilustrada a malha brasileira de oleodutos no ano de 2018 e na Figura 2 é ilustrada a infraestrutura brasileira de gasodutos no ano de 2018.

Figura 1 – Infraestrutura brasileira de oleodutos no ano de 2018



Fonte: ANP (2019).

Figura 2 – Infraestrutura brasileira de gasodutos no ano de 2018



Fonte: ANP (2019).

### 2.1.2 Principais acidentes envolvendo dutos

Mesmo com os sistemas de inspeção de dutos, essas peças estão sujeitas a acidentes, cujas principais causas envolvem a erosão do solo, deslizamentos de terra, queda de rochas, atos de vandalismo, ação de terceiros ou pela exposição da peça a ambientes corrosivos. Esses danos podem levar à estrutura ao colapso, provocando vazamentos, em função da alta pressão com que os produtos são transportados. Geralmente, o rompimento de um duto provoca enormes desastres ambientais e sociais, além de perdas financeiras. Na Tabela 2 são apresentados os principais acidentes envolvendo dutos no Brasil, por meio de dados fornecidos pela CETESB.

<b>Tabela 2 - Principais acidentes envolvendo dutos</b>			
<b>Operação</b>	<b>Ano</b>	<b>Causa</b>	<b>Descrição</b>
Billings III	1983	Corrosão	Um oleoduto rompeu na região do ABC, devido à corrosão, causando o vazamento de gasolina nas proximidades da Represa Billings, que levou à contaminação do manancial.
Vila Socó	1984	Corrosão	Uma linha de oleoduto, em Santos, rompeu devido a uma corrosão associada à falha operacional. Houve o vazamento de gasolina que provocou um incêndio de grandes proporções, causando a morte de 38 pessoas que moravam na região.
Guararema III	1987	Ação de terceiros	Uma máquina de terraplenagem bateu no “vent” do oleoduto do Sistema Guararema – REVAP, causando o rompimento do duto e o vazamento do produto para o Rio Paraíba do Sul.
303/98	1998	Corrosão	Devido à corrosão na tubulação de oleoduto, houve o rompimento da peça no interior das instalações da REVAP, em São José dos Campos, causando um grande vazamento de óleo em áreas alagadas da região.
345/98	1998	Não apurada	Em função do vazamento em um dos gasodutos da COMGAS, houve liberação de gás natural provocando sua infiltração no solo.
035/00	2000	Corrosão	O oleoduto, localizado nas encostas da Serra do Mar, próximo à Via Anchieta, rompeu em função de um pequeno ponto de corrosão. O vazamento atingiu área significativa da Mata Atlântica.
Barueri/Tamboré	2001	Corrosão	O oleoduto, procedente da Base de Barueri, rompeu no interior de um condomínio residencial, prejudicando os moradores e atingindo um afluente do Rio Tietê.
Barueri/GLP	2001	Ação de terceiros	Durante a construção do complexo rodoviário Rodoanel, um “bate-estacas” perfurou um gasoduto. Foi necessário remover cerca de dois mil moradores da região.
182/02	2002	Ação de terceiros	A colisão de um caminhão no sistema de válvulas aéreas do gasoduto, em São Paulo, acarretou um vazamento de gás natural, interditando a área até a finalização dos reparos.
OSBAT – Guaecá	2002	Corrosão	Foi constatado o afloramento de petróleo e contaminação do rio Guaecá, em São Sebastião, que afetou de forma severa o ecossistema da região.

Fonte: CETESB (2019).

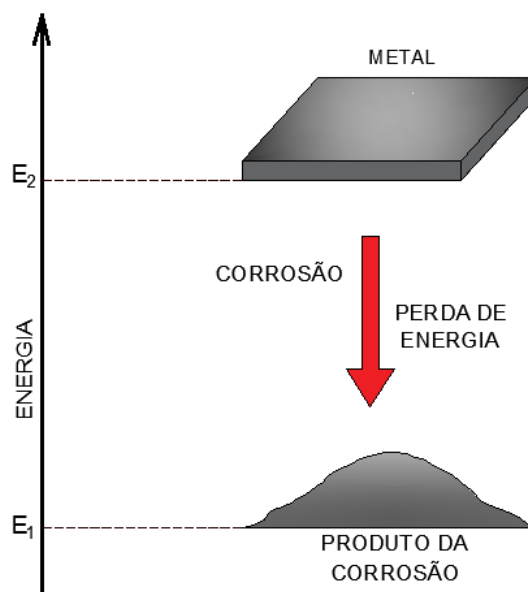
## 2.2 Corrosão

### 2.2.1 Definição

Gentil (1987, p. 1) define a corrosão como a “deterioração de um material, geralmente metálico, por ação química ou eletroquímica do meio ambiente aliada ou não a esforços mecânicos”.

Na corrosão metálica, deve-se atentar que é uma reação envolvendo energia. Os metais nobres, que são encontrados na natureza na forma metálica, reagem de forma espontânea com o ambiente corrosivo, ou seja, o metal perde energia para o meio e se transforma num produto da corrosão. Esse processo corrosivo é apresentado na Figura 3.

**Figura 3 – Processo corrosivo**



Fonte: Autoria Própria (adaptada de GUIMARÃES, 2005, p. 14).

### 2.2.2 Formas de corrosão

A corrosão pode ocorrer sob diversas formas, sendo classificada de acordo com a maneira na qual ela se manifesta no material. Panossian (1993, p. 11) classifica a corrosão de metais em dez categorias: (1) generalizada, (2) galvânica, (3) por

concentração diferencial, (4) em frestas, (5) por pites, (6) intragranular, (7) seletiva, (8) sob tensão, (9) sob fadiga, (10) corrosão-erosão, apresentadas a seguir.

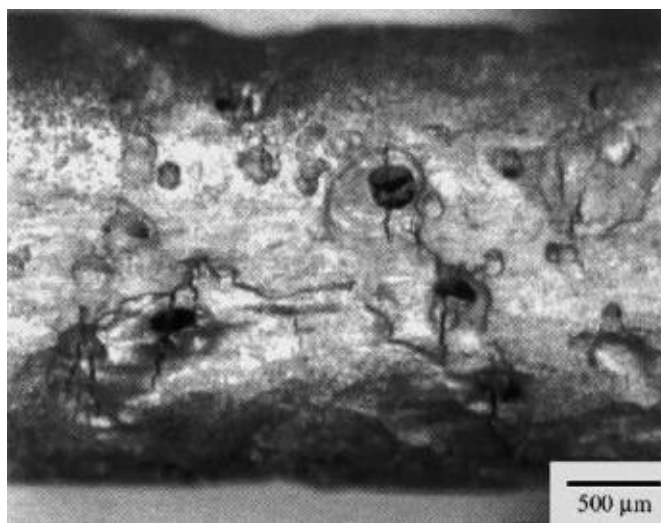
- 1) A corrosão generalizada, também conhecida como corrosão uniforme, é uma forma de corrosão que ocorre com intensidade equivalente ao longo de toda a superfície do metal exposta a um meio corrosivo. A ferrugem generalizada no aço e no ferro e o escurecimento em pratarias são alguns exemplos familiares deste tipo de corrosão.
- 2) A corrosão galvânica ocorre quando dois metais ou ligas de composições diferentes, um mais reativo e outro mais inerte, são acoplados eletricamente ao mesmo tempo em que são expostos a um eletrólito. Por exemplo, parafusos de aço corroem quando entram em contato com latão em um ambiente marinho.
- 3) Um metal ou um meio de composição heterogênea pode levar ao aparecimento de áreas anódicas e catódicas na sua superfície do material exposto ao meio corrosivo. O aparecimento de células de corrosão devido à heterogeneidade e, por consequência, à diferença na concentração de alguma espécie ativa do meio é denominado corrosão por concentração diferencial. Um exemplo deste tipo de corrosão é em tubulações enterradas onde é possível encontrar diferentes concentrações de oxigênio ao longo da interface tubo/solo.
- 4) A corrosão em frestas pode ocorrer como consequência de diferenças na concentração de íons ou gases dissolvidos na solução eletrolítica, e entre duas regiões da mesma peça metálica.
- 5) A corrosão por pite, também conhecida como corrosão puntiforme, é um tipo de corrosão localizada em pequenas áreas da superfície do material produzindo pites, que são cavidades em forma angulosa e de profundidade geralmente igual ou maior que o seu diâmetro. Ocorre devido a quebra da passividade de uma pequena porção do material submetido a um meio corrosivo, que pode ser iniciado por um defeito como um arranhão ou uma pequena variação na composição do material.
- 6) A corrosão intergranular ocorre ao longo dos contornos dos grãos da rede cristalina de ligas específicas, levando à desintegração da sua

estrutura microscópica na região intergranular. Ocorre quando o material é aquecido a temperaturas entre 500 °C e 800 °C formando pequenas partículas de precipitado de carboneto de cromo, deixando a região do contorno suscetível ao ataque corrosivo.

- 7) A corrosão seletiva ocorre devido ao ataque corrosivo pela lixiviação seletiva de um elemento menos nobre em relação aos outros elementos de uma liga metálica. A corrosão pode aparecer de maneira localizada ou de maneira generalizada. A corrosão de zinco em latões, denominada dezincificação e a corrosão do ferro, em alguns tipos de ferro fundido, denominada grafítica, são dois exemplos particulares de corrosão seletiva.
- 8) A corrosão sob tensão ocorre da combinação de tensões de tração estáticas residuais e de um meio corrosivo. Essa combinação resulta no aparecimento de pequenas trincas que se propagam em uma direção perpendicular à da tensão, motivo pela qual essa forma de corrosão também ser conhecida como trincamento por corrosão sob tensão.
- 9) A corrosão sob fadiga ocorre quando um metal é submetido a tensões cíclicas, num meio agressivo. Este tipo de corrosão forma trincas tipicamente transgranulares e, às vezes, apresentam ramificações.
- 10) A corrosão-erosão ocorre pela ação combinada de uma abrasão ou desgaste mecânico e um meio corrosivo, quando a velocidade relativa de um meio em relação ao metal é muito alta. Tubulações de condução de fluidos são peças nas quais este tipo de corrosão pode surgir.

Na Figura 4 é apresentado a estrutura microscópica de um material com defeitos de corrosão por pite.

**Figura 4 – Estrutura microscópica de pites de corrosão**



Fonte: apud Bertin (2015, p. 26).

Ferramentas foram desenvolvidas para detectar e inspecionar as formas e dimensões de defeitos de corrosão em dutos metálicos. Esse assunto é abordado no capítulo seguinte.

### **2.3 Ferramentas de inspeção de dutos**

As ferramentas de controle e inspeção de dutos tem a finalidade de avaliar as suas condições de integridade estrutural relacionados à corrosão e outros defeitos como forma de atender a segurança e a continuidade operacional da tubulação.

#### **2.3.1 PIG Instrumentado**

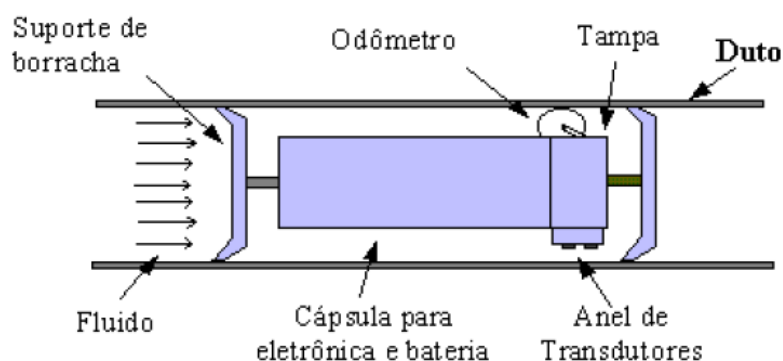
O *Pipeline Inspection Gauge* (PIG) é uma ferramenta que permite obter informações seguras quanto à perda de material na parede interna ou externa e defeitos localizados em dutos, com pequeno transtorno à rotina operacional (GUIMARÃES, 2005, p. 18).

Os equipamentos PIG são introduzidos na parte interna dos dutos e movimentados pela força de fluxo do fluido, realizando inspeções em pontos previamente determinados com sensores. De modo geral, faz inspeções não destrutivas de dutos, a fim de identificar as anomalias existentes no interior (CHAVES,



2015, p. 18). Na Figura 5 é ilustrado o equipamento PIG instrumentado inserido no interior de um duto.

**Figura 5 – PIG no interior de um duto**



Fonte: Mazzini (2009, p. 55).

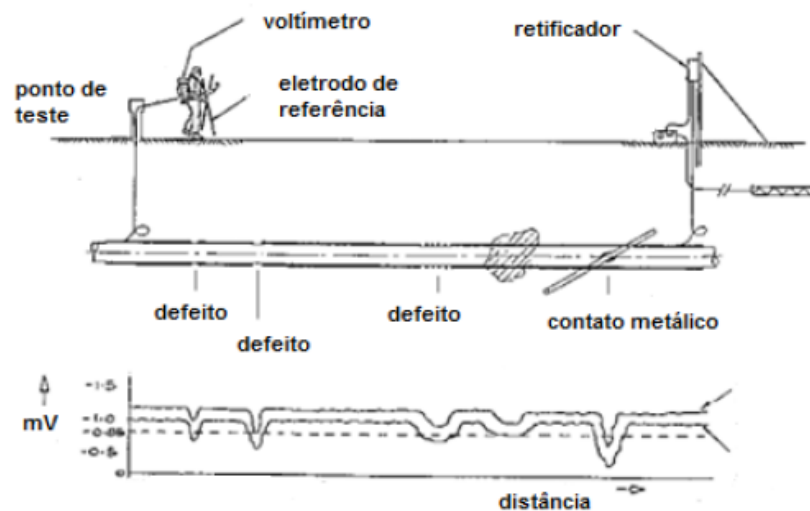
Guimarães (2005, p.18-21) classifica os tipos de PIGs instrumentados de acordo com sua finalidade: (1) calibração, (2) levantamento geométrico, (3) levantamento do traçado do duto e (4) verificação da espessura da parede, apresentadas a seguir.

- 1) A calibração é uma operação necessária para verificar a continuidade do diâmetro interno de um duto. Para isso, utiliza-se um PIG equipado com placa calibradora. Assim, é possível verificar a existência de obstruções ou amassamentos, por meio das deformações sofridas pela placa utilizando o PIG de copos com placa calibradora.
- 2) Para verificar a dimensão e o posicionamento do defeito na tubulação, faz-se necessária a utilização de um PIG geométrico instrumentado, permitindo identificar o trecho em que existe problema.
- 3) Existem PIGs que são ferramentas para levantamento da configuração espacial de um duto, as quais é possível conhecer também os raios de curvatura.
- 4) Os PIGs inteligentes, magnéticos ou ultra-sônicos são utilizados para determinar a perda de espessura de parede de dutos. São capazes de identificar e determinar as dimensões de pequenos defeitos como pites e trincas, além da sua localização. Esse é, portanto, o instrumento utilizado para avaliar corrosões internas em dutos.

### 2.3.2 CIS (*Close Internal Survey*)

Para validar o aumento de confiabilidade em medidas de potencial, a técnica de CIS foi elaborada nos anos 70 (MAZZINI, 2009, p. 49). O mecanismo do CIS é ilustrado na Figura 6.

**Figura 6 – Mecanismo do CIS**



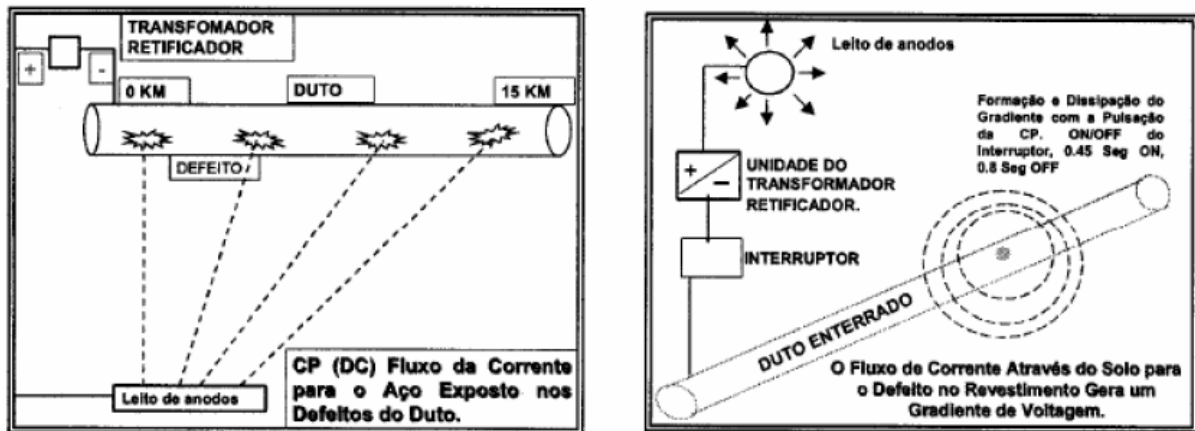
Fonte: Mazzini (2009, p. 49).

Todos os retificadores que interferem sobre o duto são ligados e desligados simultaneamente através de interruptores sincronizados por satélite. O potencial medido será aquele decorrente da concentração de cargas na superfície do metal do duto, denominados “OFF Potencial”. Potenciais mais positivos que -0,85 Volts podem indicar falhas de revestimento e consequentes riscos de corrosão.

### 2.3.3 DCVG (*Direct Current Voltage Gradient*)

Esta técnica permite localizar e classificar os defeitos, que são os pontos com maior probabilidade da ocorrência de processo corrosivo no duto. Com base nos resultados das inspeções, podem-se desenvolver programas de reparos e reabilitação de revestimento, além de avaliar o sistema de proteção catódica. O DCVG utiliza a corrente do próprio sistema de proteção catódica do duto. Quando esta corrente flui através do solo, um gradiente de voltagem é gerado entre o solo e o metal nu de um defeito do revestimento (MAZZINI, 2009, p. 52-53). A Figura 7 ilustra esse processo.

Figura 7 - Processo de funcionamento do DVCG



Fonte: Mazzini (2009, p. 53).

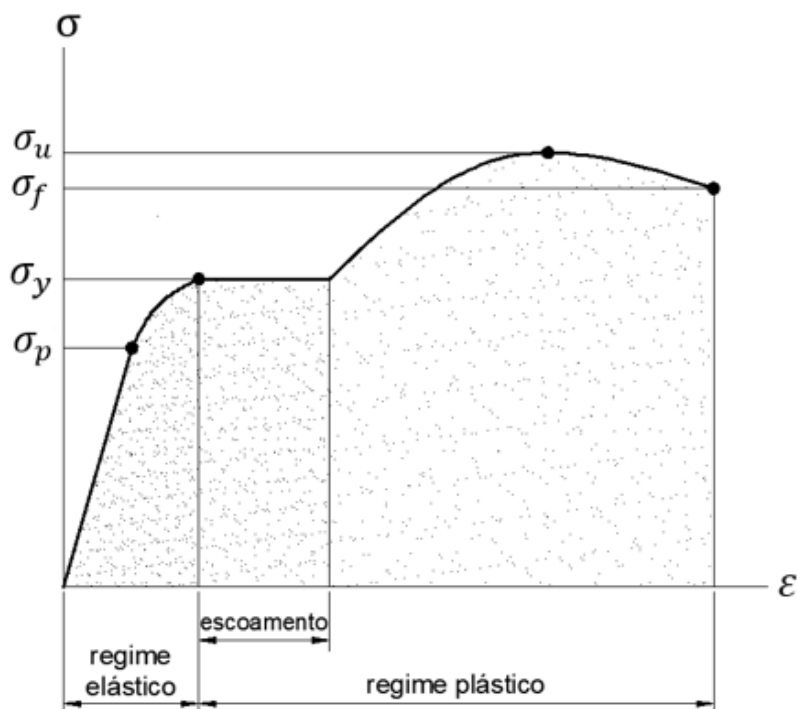
### 3 MECÂNICA DOS MATERIAIS APLICADA A DUTOS

Neste capítulo serão apresentados os aspectos teóricos relacionados às propriedades mecânicas dos materiais, que servirão de base para as análises numéricas do presente trabalho. Os conceitos de elasticidade e plasticidade, assim como o uso do critério de falha de Von Mises e as tensões principais em dutos serão explanados.

#### 3.1 Diagrama tensão-deformação

A partir de ensaios de um material submetido à tração, é possível determinar a sua capacidade de deformação. A curva resultante dos ensaios de tração é denominada diagrama tensão-deformação, conforme ilustrado na Figura 8.

Figura 8 – Diagrama tensão-deformação para um material dúctil



Fonte: Aatoria Própria (adaptada de HIBBELER, 2010, p. 58).

O comportamento elástico do material ocorre quando as deformações do material são proporcionais às tensões aplicadas. O limite superior  $\sigma_p$  da tensão para essa relação linear é denominado limite de proporcionalidade. Se a tensão ultrapassar

o limite de proporcionalidade, embora não linear, o material ainda estará no regime elástico. Isso continua até a tensão atingir o limite de elasticidade  $\sigma_y$ . No regime elástico, se a carga for removida, o material voltará a sua forma original. Quando o limite de elasticidade é atingido, o material entra em escoamento e sofre deformação permanente com o aumento da tensão, denominada deformação plástica. A máxima tensão que o material atinge é denominada tensão última  $\sigma_u$  e o material se deforma até a atingir a tensão de ruptura  $\sigma_f$ .

### 3.2 Lei de Hooke

O diagrama tensão-deformação, conforme observado na Figura 6, exibe uma relação linear entre a tensão e deformação dentro do regime elástico do material, por consequência, um aumento na tensão provoca um aumento proporcional na deformação. Esse conceito foi descoberto por Robert Hooke, em 1676, e ficou conhecido como Lei de Hooke (HIBBELER, 2010, p. 63). Matematicamente, a lei de Hooke pode ser escrita como:

$$\sigma = E\varepsilon \quad (1)$$

Onde:

$\sigma$ : tensão,

$E$ : constante de proporcionalidade, denominada módulo de elasticidade longitudinal ou módulo de Young,

$\varepsilon$ : relação da deformação pelo comprimento original do material.

### 3.3 Critérios de falha

Ao estudar os problemas utilizando um material específico, é importante estabelecer um limite superior para o estado de tensão que defina a falha do material. Para materiais dúcteis, como o aço em estudo, o critério de falha pode ser determinado pelo critério de Von Mises, muitas vezes, o mais adequado, assim, foi o escolhido nas análises do presente trabalho.

### 3.3.1 Von Mises

O critério de Von Mises, também conhecido na literatura como teoria da máxima energia de distorção, foi proposto em 1913 por Von Mises e Hencry. Esse critério assume que a deformação plástica do material começa quando o valor da energia de deformação elástica atinge um valor crítico (BERTIN, 2015, p. 67). A energia de deformação total é dada por:

$$u = \frac{1}{2} \sigma \varepsilon \quad (2)$$

Considerando o estado de tensão escrito com base nas tensões principais e da lei de Hooke generalizada, a energia pode ser descrita como:

$$u = \frac{1}{2E} [(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2) - 2\nu(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_1\sigma_3)] \quad (3)$$

Na condição de falha, a energia de deformação  $u$  deve ser igual à energia de deformação de falha de um corpo carregado. Assim, por simplificação, a tensão efetiva de Von Mises é expressa por:

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (4)$$

Onde:

$u$ : energia de deformação,

$\sigma$ : tensão,

$\varepsilon$ : deformação,

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ : tensões principais,

$E$ : módulo de elasticidade ou módulo de Young,

$\nu$ : coeficiente de Poisson,

$\sigma_e$ : tensão de efetiva.

### 3.4 Tensões principais em dutos

Para saber o início do escoamento dos materiais, é necessário determinar as tensões principais e, a partir delas, calcular a tensão efetiva, segundo o critério de plastificação, e finalmente compará-la com a tensão de escoamento verificada no ensaio uniaxial. As tensões principais em dutos de parede espessa submetidos à pressão interna são dadas pelas seguintes equações (GUIMARÃES, 2005, p. 27):

$$\sigma_{\theta} = P_i \frac{R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \left( 1 + \frac{R_e^2}{R^2} \right) \quad (5)$$

$$\sigma_r = P_i \frac{R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \left( 1 - \frac{R_e^2}{R^2} \right) \quad (6)$$

$$\sigma_{zz} = P_i \frac{2\nu R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \quad (7)$$

Onde:

$\sigma_{\theta}$ : tensão circunferencial,

$\sigma_r$ : tensão radial,

$\sigma_{zz}$ : tensão axial ou longitudinal,

$P_i$ : pressão interna,

$R_e$ : raio externo,

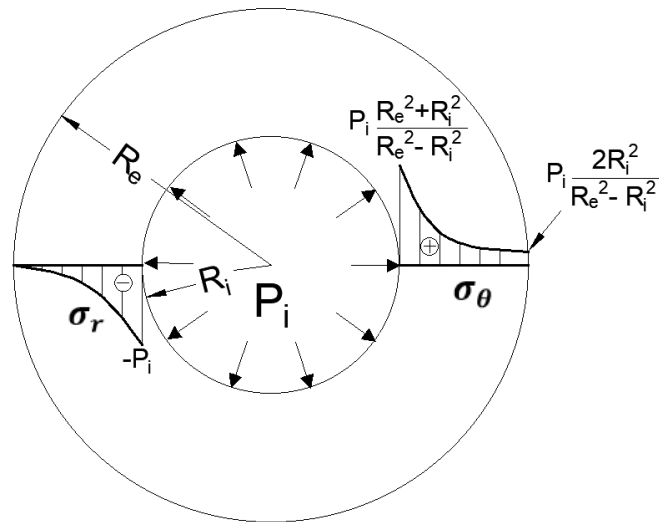
$R_i$ : raio interno,

$R$ : raio médio,

$\nu$ : coeficiente de Poisson.

O diagrama de tensões radial e circunferencial ao longo da parede do duto íntegro submetido à pressão interna é apresentado na Figura 9.

Figura 9 – Diagrama de tensões radial e circunferencial em duto submetido à pressão interna



Fonte: apud Sousa (2017, p. 51)

Guimarães (2005, p. 30-33) analisou, por meio de soluções analíticas, as tensões principais de dutos íntegros submetidos apenas à pressão interna na composição da tensão efetiva de Von Mises. No estudo, foi definido dutos de parede fina como sendo aqueles cuja espessura  $t$  do duto é inferior a 10% do diâmetro médio  $\bar{D}$ , relação  $t/\bar{D}$ . Dutos de parede fina são mais utilizados para o escoamento de materiais fluidos.

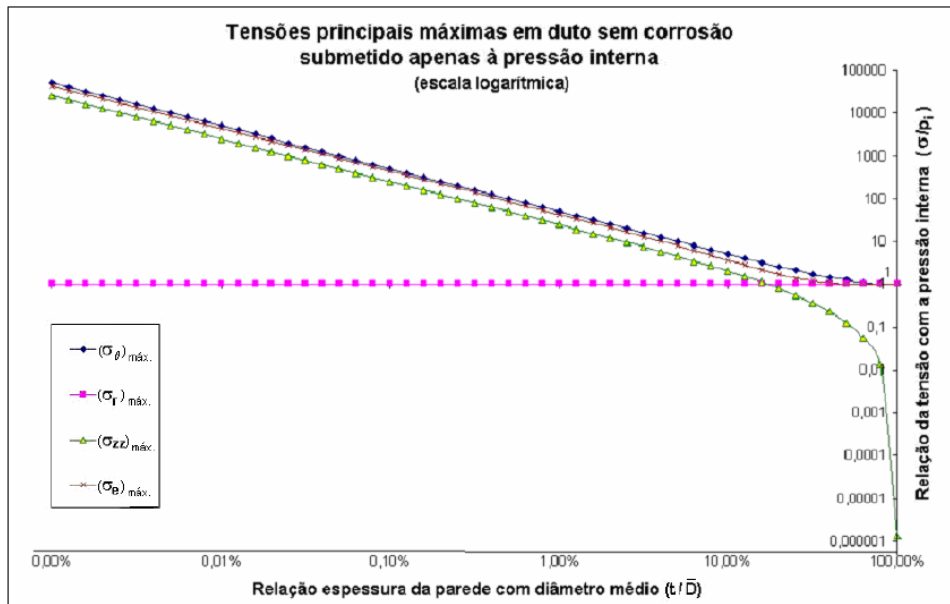
Em dutos de parede fina, a equação da tensão circunferencial é reduzida na forma:

$$\sigma_{\theta} = \frac{P_i \bar{D}}{2t} \quad (8)$$

Na Figura 10 é apresentada a relação das tensões principais máximas com a pressão interna em duto sem corrosão, assim como a magnitude da tensão efetiva de Von Mises.



Figura 10 – Relação das tensões principais com a pressão interna em duto sem corrosão



Fonte: Guimarães (2005, p. 30).

As conclusões do trabalho foram as seguintes:

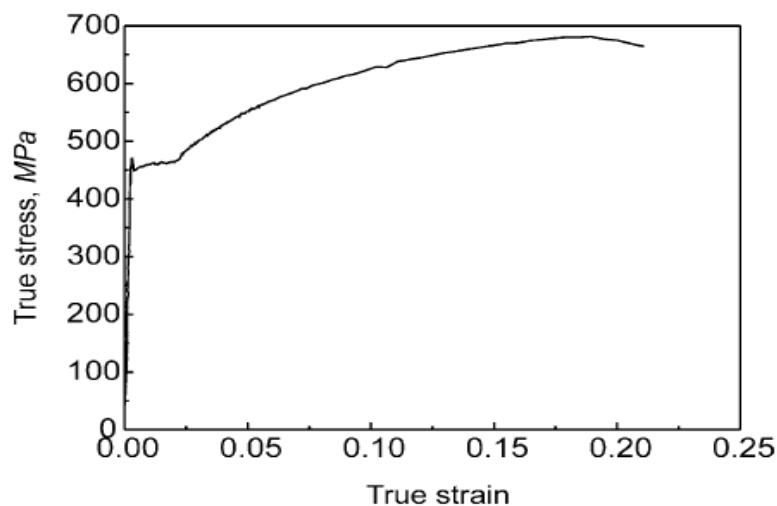
- a) a tensão axial máxima independe da geometria do duto, é constante e tem magnitude igual à pressão interna;
- b) as tensões circunferencial e axial máximas, e conseqüentemente a tensão efetiva de Von Mises, aumentam à medida que a relação  $t/\bar{D}$  diminui;
- c) para dutos de parede fina, a tensão radial máxima é menor que 28% da tensão efetiva chegando a ser menor que 5% quando  $t/\bar{D} = 2\%$ ;
- d) para todo o intervalo, a tensão circunferencial tem valor próximo ao da tensão efetiva, sendo a primeira, no máximo, 28% maior que a última, em dutos de parede fina com  $t/\bar{D} = 10\%$ ;
- e) a menor diferença entre a tensão axial e a efetiva se dá para dutos de parede fina, chegando a 80% de diferença quando  $t/\bar{D} = 10\%$ , com a tensão axial valendo um pouco mais que a metade da tensão efetiva.
- f) das conclusões c), d) e e), tem-se que a tensão circunferencial é bastante significativa na composição da tensão efetiva; a tensão axial é muito pouco significativa; e a tensão radial é desprezível, em dutos de paredes finas.

Como a tensão radial é desprezível na composição da tensão efetiva de Von Mises em dutos de paredes finas, pode-se reduzir a análise ao estado biaxial de tensões, ou Estado Plano de Tensões.

### 3.5 Propriedade dos aços utilizados na fabricação de dutos

Neste trabalho, as análises numéricas serão realizadas por simulações de dutos em escala real, encontrados na literatura. O aço que constitui o material deste ensaio é o API-X65. Nas simulações posteriores, são consideradas as deformações plásticas do material. Na Figura 11 é apresentada a curva de tensão-deformação deste tipo de aço, ensaiado por Choi et. al. (2003, p. 125).

Figura 11 - Curva tensão x deformação do aço API-X65



Fonte: Choi (2003, p. 125).

Guimarães (2005, p. 35) determinou, através do programa de computador Auto CAD, os pontos significativos da tensão em função da deformação do aço X65, basendo-se no ensaio de Choi et. al. (2003). Os valores são apresentados na Tabela 3.

Tabela 3 - Valores numéricos da curva tensão x deformação do aço API-X65

$\epsilon$	0,00	0,0023	0,024	0,042	0,066	0,101	0,112	0,163	0,187
$\sigma$ (MPa)	0,00	468	476	530	579	621	631	667	673

Fonte: apud Guimarães (2005, p. 35).

## 4 MÉTODOS PARA AVALIAR A PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS

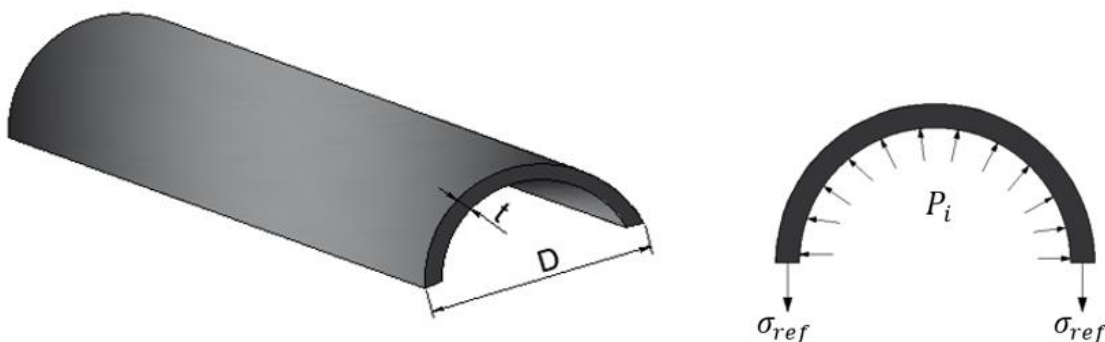
A análise da resistência de ruptura em dutos corroídos pode ser realizada através de métodos analíticos, analíticos semi-empíricos, empíricos e numéricos. A variável tempo não é considerada na formulação destes métodos, sendo assim, os métodos apresentados a seguir estimam a pressão de falha de um duto para o momento em que foram realizadas as medições do defeito (CHAVES, 2015, p. 60). Os métodos analíticos semi-empíricos são os mais utilizados devido a sua facilidade e rapidez para determinar a pressão de falha em dutos.

### 4.1 Métodos analíticos

Os métodos analíticos são baseados nos conceitos de resistência dos materiais. De acordo com Chaves (2015, p. 61), são realizadas aproximações na análise das tensões e deformações para melhor caracterizar um problema físico real.

Em 1837, Peter Barlow publicou um método para calcular a espessura de um determinado vaso de pressão em função da sua pressão interna, diâmetro e resistência do material usado, conforme apresentado na Figura 12 (BERTIN, 2015, p. 34).

Figura 12 – Tensão circunferencial em tubos de paredes finas submetidos à pressão interna



Fonte: Autoria Própria.

A equação de Barlow é dada na forma:

$$P_i = \frac{\sigma_{ref} \times 2t}{D} \quad (9)$$

Onde:

$P_i$ : pressão interna,

$\sigma_{ref}$ : tensão de referência (tensão de escoamento ou tensão última),

$t$ : espessura da parede original do duto,

$D$ : diâmetro externo do duto.

## 4.2 Métodos analíticos semi-empíricos

Os métodos analíticos semi-empíricos, em geral, têm sua formulação baseada nos conceitos da mecânica da fratura para determinar a pressão de ruptura de dutos. Os métodos mais discutidos na literatura são o ASME B31G, o método 0,85dL ou ASME B31G modificado, o método RPA ou 0,85dL modificado, o DNV RP-F101 e o PCORRC.

### 4.2.1 AGA - NG18

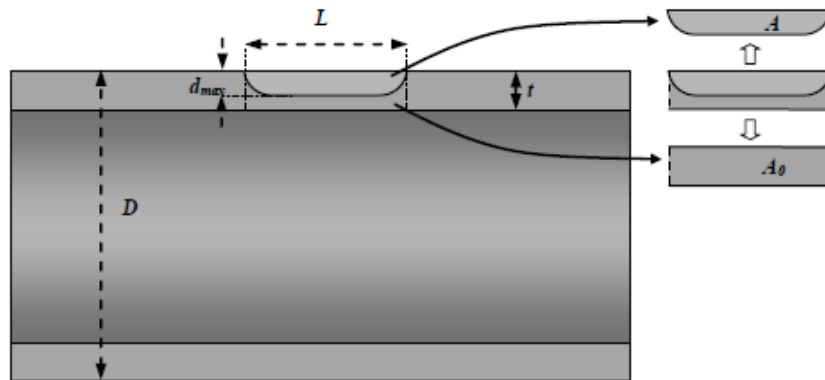
O pioneirismo dos métodos para avaliar a integridade de dutos com defeitos de corrosão ficou a título do *Battelle Memorial Institute*, em conjunto com a AGA (*American Gas Association*), no final da década de 1960 e início da década de 1970. Foi realizado uma série de testes experimentais de ruptura de dutos com defeitos reais e fabricados, propondo o método semi-empírico NG18 (BERTIN, 2015, p. 36).

O método NG-18 propõem uma reformulação da equação de Barlow ao considerar uma relação da área projetada do defeito  $A$  e da área da espessura da parede na região do defeito  $A_0$ , conforme ilustrado na Figura 13. Também inclui o fator de folias  $M$ . Este termo representa o efeito do abaulamento de uma superfície que possui uma espessura menor do que o material que a envolve quando submetido à pressão interna e depende do diâmetro  $D$  do duto, da espessura da parede  $t$  e do comprimento do defeito  $L$  (KUJV, 2013, p. 46-47). A formulação do NG-18 é dada por:

$$P_f = (\sigma_y + 68,95) \times \frac{2t}{D} \left( \frac{1 - \frac{A}{A_0}}{1 - \frac{A}{A_0} M^{-1}} \right) = (\sigma_y + 68,95) \times \frac{2t}{D} \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} M^{-1}} \right) \quad (10)$$

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \left(\frac{L^2}{Dt}\right) - 0,003375 \left(\frac{L^2}{Dt}\right)^2} \quad (11)$$

Figura 13 – Forma geométrica para representar a área do defeito de acordo com o método NG-18



Fonte: Bertin (2015, p. 37).

Onde:

$P_f$ : pressão de falha (MPa),

$\sigma_y$ : tensão de escoamento do material (MPa),

$t$ : espessura da parede original do duto (mm),

$D$ : diâmetro externo do duto (mm)

$L$ : comprimento longitudinal do defeito,

$A$ : área projetada do defeito ao longo do plano longitudinal da espessura da parede do duto (mm<sup>2</sup>),

$A_0$ : área da seção longitudinal da espessura do duto na região do defeito  $L \times t$  (mm<sup>2</sup>),

$M$ : fator de folias (adimensional),

$d$ : profundidade máxima do defeito (mm).

#### 4.2.2 ASME B31G

A *American Society of Mechanical Engineering* (ASME) elaborou em 1984 um manual para determinar a pressão de falha em dutos corroídos, denominado método ASME B31G. Uma revisão deste manual foi realizada em 1989, que incluiu

uma série de esclarecimentos e correções sendo aprovado pela ASME e pelo American National Standards em 1991 (ASME, 1991). De acordo com Guimarães (2005, p. 89), o método B31G apresenta resultados conservadores para defeitos curtos e rasos e contra a segurança para defeitos longos e profundos.

O ASME B31G é um método semi-empírico desenvolvido a partir de várias centenas de testes com tubos corroídos de tamanhos reais submetidos a pressão interna até a sua ruptura. A formulação assume uma área projetada da corrosão em formato parabólico escrito no defeito, conforme a Figura 14, assim:

$$A = \frac{2}{3}d \times L \quad (12)$$

$$A_0 = L \times t \quad (13)$$

Portanto,

$$\frac{A}{A_0} = \frac{2}{3}d \times t \quad (14)$$

Onde:

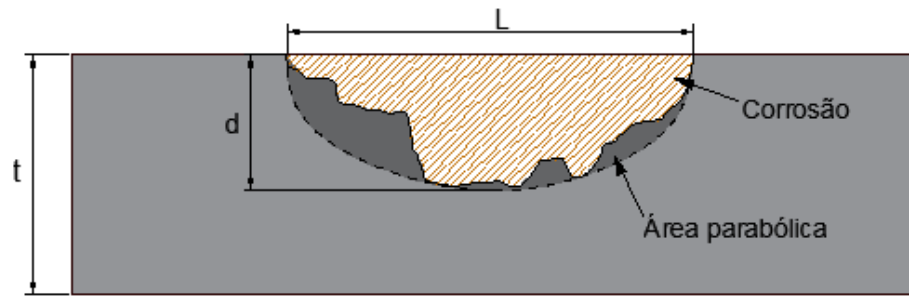
$A$ : é a área projetada do defeito no plano longitudinal da espessura da parede do duto (mm<sup>2</sup>),

$d$ : é a profundidade máxima do defeito (mm), conforme a Figura 14,

$L$ : é o comprimento longitudinal do defeito (mm),

$t$ : é a espessura da parede do duto original (mm).

Figura 14 – Forma geométrica para representar a área do defeito de acordo com o método B31G



Fonte: Autoria Própria.

- Para defeitos curtos  $L \leq \sqrt{20Dt}$ ,

$$P_f = 1,1 \times \sigma_y \times \frac{2t}{D} \times \frac{1 - \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{d}{t}\right)}{1 - \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{d}{t}\right) M^{-1}} \quad (15)$$

$$M = \sqrt{1 + 0,8 \left(\frac{L^2}{Dt}\right)} \quad (16)$$

- Para defeitos longos  $L > \sqrt{20Dt}$ ,

$$P_f = 1,1 \times \sigma_y \times \frac{2t}{D} \left(1 - \frac{d}{t}\right) \quad (17)$$

Onde:

$P_f$ : pressão de falha (MPa),

$\sigma_y$ : tensão de escoamento do material (MPa)

$t$ : espessura da parede original do duto (mm),

$D$ : diâmetro externo do duto (mm)

$L$ : comprimento longitudinal do defeito (mm),

$M$ : fator de folias (adimensional),

$d$ : profundidade máxima do defeito (mm).

O método é válido para as seguintes condições (ASME, 1991, p. 1):

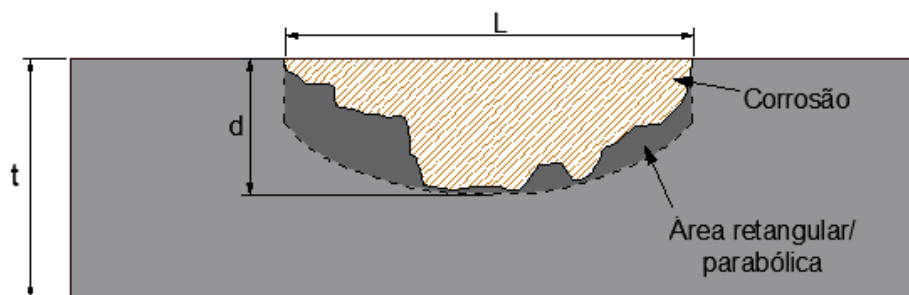
- Dutos de aço carbono, do tipo ASTM A 53, A 106, A 381 e norma API 5L,

- Corrosão de contorno suave e que provoque baixa concentração de tensões, como corrosão eletrolítica ou galvânica.
- Não é aplicado para corrosão em soldas longitudinais ou circunferenciais e defeitos causados por danos mecânicos, como entalhes e sulcos,
- Defeitos causados durante a fabricação do duto, como fadiga,
- Dutos sujeitos apenas à pressão interna,
- Defeitos de tensões secundárias, como flexão, especialmente se a corrosão tiver um componente transversal significativo,
- Defeitos de profundidade entre 10% e 80% da espessura da parede do duto.

#### 4.2.3 B31G modificado ou 0,85dL

Devido ao conservadorismo do método B31G, algumas modificações propostas por Vieth & Kiefner, em 1989, foram introduzidas na sua formulação. Propõem uma interpolação de área no formato do defeito, entre retangular e parabólico, conforme a Figura 15, que altera o fator de área para 0,85, motivo pelo qual leva o nome 0,85dL (KUJV, 2013, p. 48). O método também propõe uma tensão de escoamento acrescida de 68,95 como mecanismo controlador de falha, valor obtido experimentalmente.

**Figura 15 – Forma geométrica para representar a área do defeito de acordo com o método 0,85dL**



**Fonte: Autoria Própria.**

De acordo com Choi et. al. (2003, p. 128), o método 0,85dL fornece resultados conservadores para defeitos curtos e de baixa profundidade e resultados não conservadores para defeitos longos e de alta profundidade.

O método 0,85dL é dado por:



$$P_f = (\sigma_y + 68,95) \times \frac{2t}{D} \times \frac{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t}\right)}{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t}\right) M^{-1}} \quad (18)$$

- Para defeitos curtos  $L \leq \sqrt{50Dt}$ ,

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \left(\frac{L^2}{Dt}\right) - 0,003375 \left(\frac{L^2}{Dt}\right)^2} \quad (19)$$

- Para defeitos longos,  $L > \sqrt{50Dt}$ ,

$$M = 0,032 \left(\frac{L^2}{Dt}\right) + 3,3 \quad (20)$$

Onde:

$P_f$ : pressão de falha (MPa),

$\sigma_y$ : tensão de escoamento do material (MPa)

$t$ : espessura da parede original do duto (mm),

$D$ : diâmetro externo do duto (mm)

$L$ : comprimento longitudinal do defeito (mm),

$M$ : fator de folias (adimensional),

$d$ : profundidade máxima do defeito (mm).

#### 4.2.4 DNV RP-F101

O método DNV RP-F101 é baseado no projeto desenvolvido em uma cooperação entre a BG Technology e a Det Norske Veritas (DNV), uma instituição autônoma e independente que realiza a classificação, certificação e outros serviços de verificação e consultoria relacionados à qualidade de navios, unidades e instalações *offshore* e *onshore*. (DET NORSKE VERITAS, 2010, p. 2-3).

A expressão da pressão de falha para um defeito simples de corrosão foi desenvolvida com base em um grande número de análises via elementos finitos,

utilizando o programa ABAQUS, e uma série de testes de pressão de ruptura em escala real (DET NORSKE VERITAS, 2010, p. 9). O método assume um formato retangular escrito no defeito. A formulação é similar ao NG-18, com três modificações a serem ressaltadas: a) o fator 1,05 foi determinado pela comparação com os resultados de testes de laboratório com defeitos de perda de metal de formato retangular; b) o uso da tensão última ao invés da tensão de escoamento e c) o uso do diâmetro médio  $D - t$  (BERTIN, 2015, p. 45). A formulação do método é dada por:

$$P_f = 1,05 \times \sigma_u \times \frac{2t}{D - t} \times \frac{1 - \left(\frac{d}{t}\right)}{1 - \left(\frac{d}{t}\right) M^{-1}} \quad (21)$$

O fator de folia modificado é dado por:

$$M = \sqrt{1 + 0,31 \left(\frac{L^2}{Dt}\right)} \quad (22)$$

Onde:

- $P_f$ : pressão de falha (MPa),
- $\sigma_u$ : tensão última do material (MPa)
- $t$ : espessura da parede original do duto (mm),
- $D$ : diâmetro externo do duto (mm)
- $L$ : comprimento longitudinal do defeito (mm),
- $M$ : fator de folias (adimensional),
- $d$ : profundidade máxima do defeito (mm).

O método é inválido para as seguintes condições (DET NORSKE VERITAS, 2010, p. 7):

- Dutos que não sejam de aço-carbono,
- Dutos de classes superiores a X80,
- Carregamento cíclico,
- Defeitos como trincas,
- Corrosão combinada com trinca,

- Corrosão combinada com danos mecânicos, como moessa,
- Defeitos de perda de metal atribuídos a danos mecânicos (“gouges”),
- Defeitos de fabricação na solda,
- Defeitos de profundidades inferiores a 15% ou superiores a 85% da espessura da parede do duto.

#### 4.2.5 PCORRC

Este método foi desenvolvido pelo *Battelle Memorial Institute*, a mesma instituição que desenvolveu o método AGA-NG-18. Diferente dos outros métodos, em que análises experimentais faziam parte da sua formulação, o método PCORRC (*Pipe CORROsion failure Criterion*) foi baseado apenas em estudos via elementos finitos e análise teórica. A partir de uma série de análises numéricas que considerava defeitos de corrosão, pressão combinada e carregamento axial em dutos, foi determinado que os materiais mais dúcteis falham no regime plástico, definindo que a tensão última do material controla a pressão de falha do duto (TORO, 2014, p. 35).

A formulação do PCORRC para determinar a pressão de falha em dutos com defeitos de corrosão, diferente dos outros métodos, não é baseada na equação do NG-18, conforme a seguir:

$$P_f = \sigma_u \times \frac{2t}{D} \times \left\{ 1 - \frac{d}{t} \left[ 1 - \exp \left( -0,157 \frac{L}{\sqrt{\frac{D}{2}(t-d)}} \right) \right] \right\} \quad (23)$$

Onde:

$P_f$ : pressão de falha (MPa),

$\sigma_u$ : tensão última do material (MPa),

$t$ : espessura da parede original do duto (mm),

$D$ : diâmetro externo do duto (mm),

$exp$ : função exponencial equivalente a  $e^x$ ,

$L$ : comprimento longitudinal do defeito (mm),

$d$ : profundidade máxima do defeito (mm).

#### 4.2.6 Choi et al

Em 2003, Choi et. al. publicaram um artigo baseado em uma série de simulações computacionais e ensaios experimentais de ruptura de dutos corroídos de diferentes geometrias feitos de aço X65. Os dutos foram submetidos à pressão interna, cujas extremidades dos modelos foram tampadas para permitir a elevada pressão. A pressão exercida pela tampa do duto pode ser calculada dividindo a força total exercida na tampa pelo comprimento circunferencial do modelo, conforme a seguir:

$$P_t = \frac{P_i \pi r_i^2}{2 \pi r_m} \quad (24)$$

Onde:

$P_t$ : pressão exercida pela tampa do duto (MPa),

$r_i$ : raio interno do duto (mm),

$r_m$ : raio médio do duto (mm).

O mecanismo de falha foi controlado pelo colapso plástico em todos os testes. Defeitos de redução de espessura de formatos retangulares e elípticos foram simulados via elementos finitos para obter um critério de falha apropriado. A partir da tensão efetiva de Von Mises, os pesquisadores observaram que para defeitos de formatos retangulares, a tensão de referência foi determinada como sendo 90% da tensão última do material e para defeitos de formato elíptico, 80% da tensão última (CHOI, et. al., 2003).

A pressão de falha para um duto API X65 corroído, é obtida em função do comprimento e profundidade do defeito e da geometria do duto, conforme a seguir:

Para  $\frac{L}{\sqrt{\frac{Dt}{2}}} < 6$ ,

$$P_f = 0,9\sigma_u \times \frac{2t}{D} \left[ C_2 \left( \frac{1}{\sqrt{\frac{Dt}{2}}} \right)^2 + C_1 \left( \frac{1}{\sqrt{\frac{Dt}{2}}} \right) + C_0 \right] \quad (25)$$

$$C_2 = 0,1163 \left(\frac{d}{t}\right)^2 - 0,1053 \left(\frac{d}{t}\right) + 0,0292 \quad (26)$$

$$C_1 = -0,6913 \left(\frac{d}{t}\right)^2 + 0,4548 \left(\frac{d}{t}\right) - 0,1447 \quad (27)$$

$$C_0 = 0,06 \left(\frac{d}{t}\right)^2 - 0,1035 \left(\frac{d}{t}\right) + 1,0 \quad (28)$$

Para  $\frac{L}{\sqrt{\frac{Dt}{2}}} \geq 6$

$$P_f = 0,9\sigma_u \times \frac{2t}{D} \left[ C_1 \left( \frac{1}{\sqrt{\frac{Dt}{2}}} \right) + C_0 \right] \quad (29)$$

$$C_1 = 0,0071 \left(\frac{d}{t}\right) - 0,0126 \quad (30)$$

$$C_0 = -0,9847 \left(\frac{d}{t}\right) + 1,1101 \quad (31)$$

Onde:

$P_f$ : pressão de falha (MPa),

$\sigma_u$ : tensão última do material (MPa),

$t$ : espessura da parede original do duto (mm),

$D$ : diâmetro externo do duto (mm),

$L$ : comprimento longitudinal do defeito (mm),

$d$ : profundidade máxima do defeito (mm).

### 4.3 Método dos Elementos Finitos

Na engenharia, com os avanços da ciência e da tecnologia, os métodos numéricos foram capazes de solucionar problemas complexos de análise estrutural, com o objetivo de obter todos os deslocamentos, as deformações ou os esforços da

estrutura, de modo a reduzir o tempo de solução do problema. Um destes métodos é o método dos elementos finitos (MEF), o qual será utilizado para o desenvolvimento deste trabalho.

O método dos elementos finitos, como o conhecido hoje, foi publicado pela primeira vez pelo matemático Richard Courant, em 1943. Courant determinou a rigidez torsional de um cilindro dividindo a seção transversal em elementos triangulares e assumindo funções de interpolação lineares (COOK, et. al., 2002, p. 10). Na época, todavia, tal publicação não teve grande repercussão. Este fato, talvez, possa ser atribuído ao pouco apelo dos métodos numéricos em um momento no qual a indústria de computadores começava a surgir (VAZ, 2011).

A denominação Método dos Elementos Finitos (MEF) foi proposta por Clough, em 1960, mas foi a partir do ano de 1963 que o MEF ganhou reconhecimento na academia, com a publicação do método de Rayleigh-Ritz, uma técnica de aproximação clássica (COOK, et. al., 2002, p. 10).

No Brasil, a primeira tese sobre o MEF foi defendida pelo engenheiro Alcebíades Vasconcelos, em 1970. Alcebíades desenvolveu um programa para a análise de estruturas no estado plano com o uso do elemento triangular CST e comparou a solução com os resultados obtidos por meio da Teoria da Elasticidade (VAZ, 2011).

Na análise computacional, um modelo adequado é obtido utilizando um número finito de elementos bem definidos. Esses elementos finitos são denominados discretos. Essa subdivisão de elementos é continuada e só pode ser definida utilizando a função infinitesimal da matemática, equações diferenciais que implicam em um número infinito de elementos. Esse meio é denominado contínuo (ZIENKIEWICZ, 2000, p. 1). Os elementos finitos são conectados por pontos, definidos como nós; já o arranjo dos elementos que compõem a estrutura é denominado malha. Cada elemento finito é descrito por um campo de deslocamentos nodais por meio das funções de forma, ou funções de interpolação, cujos termos são polinômios lineares, quadráticos, cúbicos etc, nos quais o aumento do grau do polinômio está relacionado com o refino da malha, ou seja, a qualidade da solução (ARGENTA, 2007, p. 8-9).

Uma análise por meio de elementos finitos envolve, genericamente, os seguintes passos (ARGENTA, 2007, p. 9):

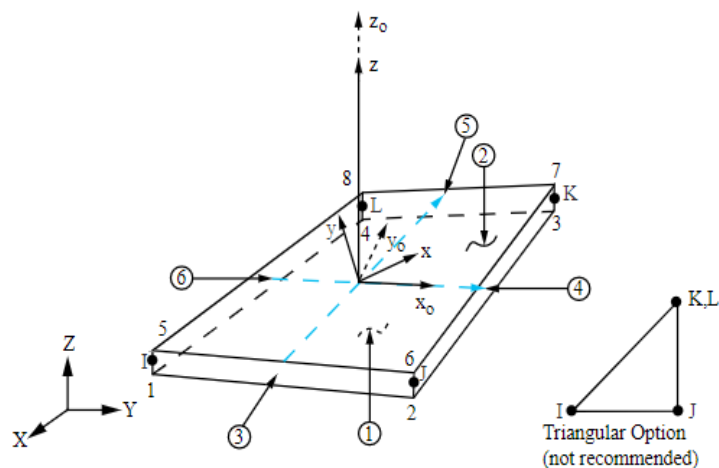
- Dividir a estrutura em vários elementos;

- Definir as propriedades constitutivas de cada elemento;
- Associar todos os elementos de modo a obter a malha de elementos finitos da estrutura;
- Aplicar as solicitações;
- Aplicar os apoios na estrutura;
- Resolver o sistema de equações de equilíbrio do modelo a fim de obter os deslocamentos nodais.
- Calcular as tensões nos elementos a partir dos deslocamentos nodais.

#### 4.3.1 Formulação do elemento considerado

A estrutura do duto em estudo será modelada pelo elemento de casca *SHELL181*, que tem como característica quatro nós, conforme a Figura 16. Os elementos de casca são bidimensionais, porém aceitam a inclusão de uma espessura.

Figura 16 – Esboço construtivo do elemento SHELL 181



Fonte: SHARCNET (2019).

Cada nó possui seis graus de liberdade, dados pelos deslocamentos de translação  $u$  e os deslocamentos de rotação  $\phi$ , nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente, definindo o vetor de deslocamentos nodais por:

$$u^T = (u_x^i \ u_y^i \ u_z^i \ \phi_x^i \ \phi_y^i \ \phi_z^i \ \dots \ u_x^l \ u_y^l \ u_z^l \ \phi_x^l \ \phi_y^l \ \phi_z^l) \quad (32)$$

Onde o índice superior  $i, j, k$  ou  $l$ , corresponde ao deslocamento do nó  $i, j, k$  ou  $l$ , respectivamente; e  $x, y$  ou  $z$  corresponde às direções dos deslocamentos.

Matrizes de interpolação  $N$ , cujos termos são funções conhecidas como funções de interpolação ou funções de forma, fornecem os campos de deslocamento no interior dos elementos em função dos deslocamentos nodais  $u$ :

$$\{u_e\} = [N]\{u\} \quad (33)$$

O vetor de deformações no interior do elemento é obtido por meio da derivação dos campos dos deslocamentos em relação às coordenadas do sistema global:

$$\varepsilon = [S][N]\{u\} \quad (34)$$

$$\varepsilon = [B]\{u\} \quad (35)$$

Onde:

$u_e$ : campo de deslocamento no interior dos elementos,

$S$ : operador diferencial,

$N$ : funções de forma,

$B$ : derivadas das funções de forma.

#### 4.3.1.1 Definição da matriz constitutiva

Conforme descrito no capítulo anterior, as tensões radiais em dutos submetidos à pressão interna são desprezíveis perante às restantes, isto é, podem ser consideradas nulas, reduzindo o problema ao estado plano de tensões. Admitindo que o corpo é constituído de material linear elástico, a matriz constitutiva representa as componentes das tensões e deformações em cada nó  $n$  da estrutura, definidas na forma (AZEVEDO, 2007, p. 33-39):



$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}^{(n)} = [C]^{(n)} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}^{(n)} \quad (36)$$

Onde a matriz constitutiva  $[C]^{(n)}$ , pela Lei de Hooke, é definida por:

$$[C]^{(n)} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (37)$$

Onde:

- $\sigma_{xx}$ : tensão normal no eixo x,
- $\sigma_{yy}$ : tensão normal no eixo y,
- $\tau_{xy}$ : tensão de cisalhamento no plano xy,
- $\varepsilon_{xx}$ : deformação axial na direção x,
- $\varepsilon_{yy}$ : deformação axial na direção y,
- $\gamma_{xy}$ : ângulo de distorção no plano xy,
- $C$ : matriz constitutiva,
- $E$ : Módulo de elasticidade longitudinal,
- $\nu$ : Coeficiente de Poisson.

#### 4.3.1.2 Definição da matriz de rigidez global

A matriz de rigidez local da estrutura relaciona o vetor dos deslocamentos com o vetor dos carregamentos nodais de cada elemento. Esta matriz é obtida da integração, sobre volume  $V^{(n)}$  do elemento, da combinação das matrizes  $B^{(n)}$  e  $C^{(n)}$ , na forma (SOARES, 2015, p. 20):

$$\int_{V^{(n)}} \mathbf{B}^{(n)T} \mathbf{C}^{(n)} \mathbf{B}^{(n)} dV^{(n)} \quad (38)$$

## 5 MODELAGEM COMPUTACIONAL DE DUTOS ENSAIADOS POR CHOI ET. AL.

Simulações computacionais envolvem diversas etapas a fim de atingir o objetivo de analisar as tensões e deformações de um determinado problema. Entre as principais etapas estão a construção do modelo, a discretização da malha de elementos finitos, a solução numérica e a análise das tensões e deformações. Neste capítulo é abordado todas essas etapas da simulação computacional de dutos com defeitos de corrosão, tendo como finalidade validar os resultados numéricos através da comparação com a pressão de falha de modelos ensaiados por Choi et. al. Todas as análises numéricas deste trabalho são realizadas por meio do software ANSYS, versão 19.1.

O material dos dutos ensaiados por Choi et. al. é o aço X65, solicitados por uma pressão interna crescente até a ruptura do modelo. Além disso, há uma pressão uniforme linear na extremidade do duto que corresponde à pressão exercida pela tampa. Na Tabela 4 são apresentadas as informações gerais dos modelos ensaiados.

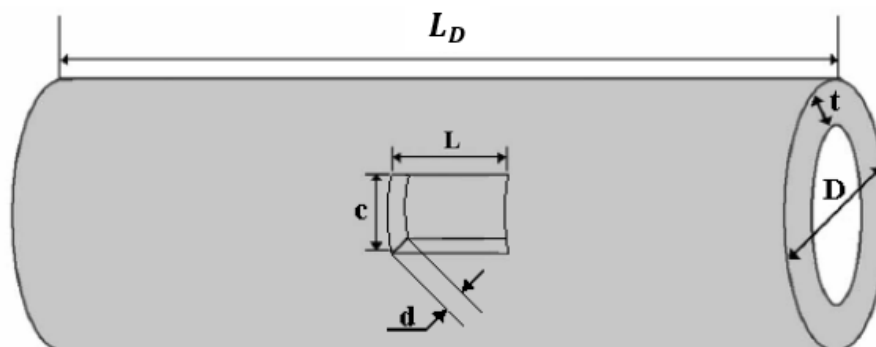
**Tabela 4 – Dados do duto ensaiados por Choi et. al. (2003)**

<b>Símbolo</b>	<b>Descrição</b>	<b>Valor</b>	<b>Unidade</b>
$L_D$	Comprimento do duto	2300	mm
<b>D</b>	Diâmetro externo do duto	762	mm
<b>t</b>	Espessura da parede do duto	17,5	mm
<b>R</b>	Raio médio do modelo	372,25	mm
<b>L</b>	Comprimento longitudinal do defeito	-	mm
<b>c</b>	Comprimento circunferencial do defeito	-	mm
<b>d</b>	Profundidade máxima do defeito	-	mm
<b>v</b>	Coeficiente de Poisson	0,3	-
<b>E</b>	Módulo de elasticidade do material	203,5	GPa
$\sigma_y$	Tensão de escoamento do material	468	MPa
$\sigma_u$	Tensão última do material	673	MPa

Fonte: apud Guimarães (2005, p. 53).

Para ilustrar a geometria do defeito e do duto, é apresentado na Figura 17 a configuração geométrica dos espécimes ensaiados por Choi et. al.

Figura 17 – Configuração geométrica dos modelos ensaiados por Choi et al. (2003)



Fonte: apud Choi et al (2003).

Na Tabela 5 são apresentadas as geometrias dos defeitos de corrosão dos espécimes ensaiados por Choi et. al. (2003), bem como seus respectivos resultados da pressão interna de falha.

Tabela 5 – Geometria dos defeitos e suas respectivas pressões internas de ruptura

Espécime	Geometria da corrosão			Pressão interna de ruptura (MPa)
	L (mm)	c (mm)	d (mm)	
DA	200	50	4,4 (25%)	24,11
DB	200	50	8,8 (50%)	21,76
DC	200	50	13,1 (75%)	17,15
LA	100	50	8,8 (50%)	24,3
LC	300	50	8,8 (50%)	19,8
CB	200	100	8,8 (50%)	23,42
CC	200	200	8,8 (50%)	22,64

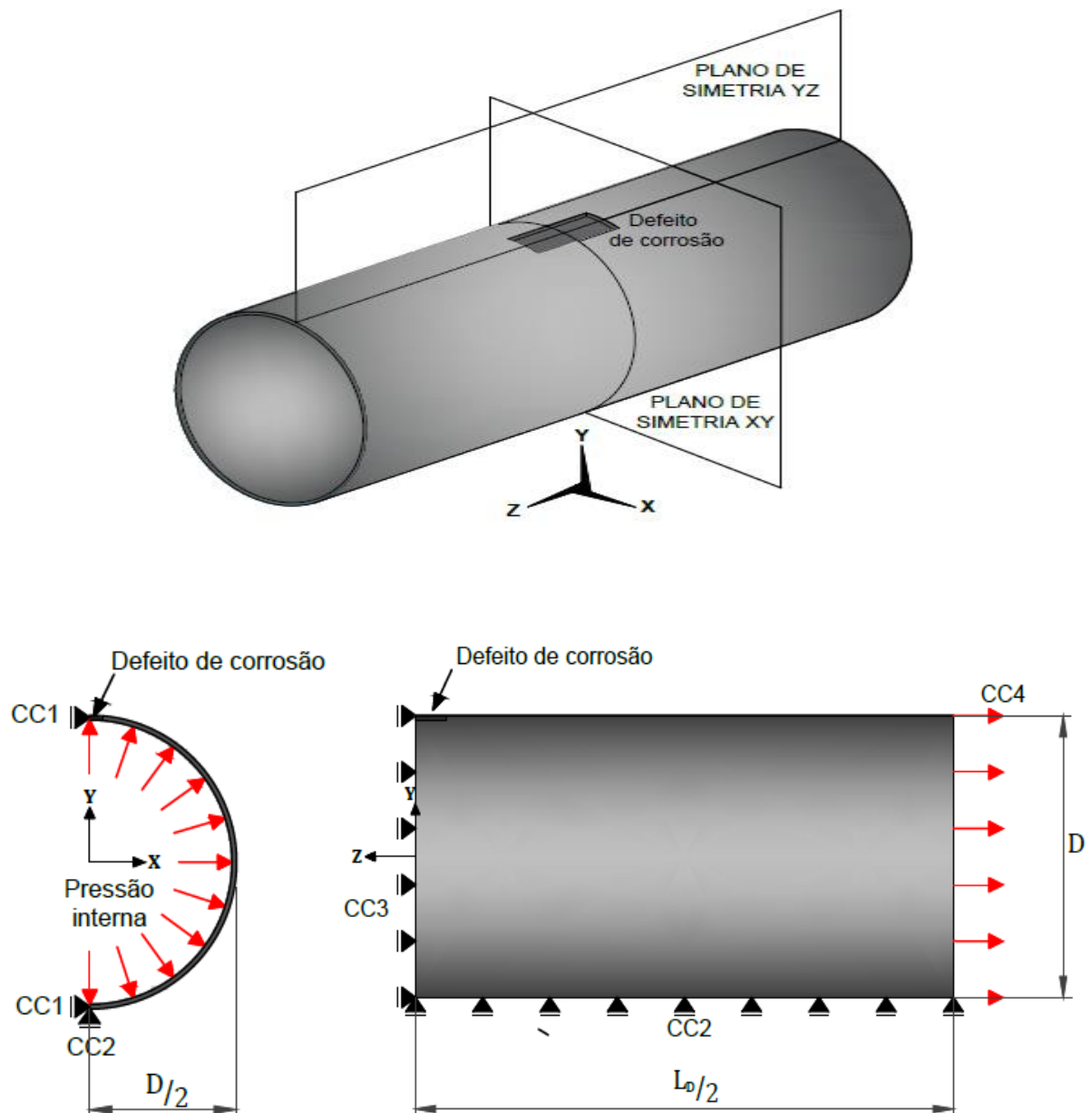
Fonte: apud Guimarães (2005, p. 45).

## 5.1 Construção do modelo

Há dois planos de simetria no modelo em estudo. Os planos de simetria representam uma simplificação da malha, que reduz o esforço computacional e diminui o tempo de solução do problema. Dessa maneira, o modelo da simulação

computacional representa 1/4 da geometria do duto corroído. No modelo apresentado na Figura 18, a dimensão longitudinal é orientada ao longo do eixo Z e a seção semicircular do duto é orientada no plano XY. Restrições de translação são aplicadas nas linhas. Além disso, é aplicada uma pressão em toda a área interna, bem como uma pressão linear na extremidade para simular o efeito de um tampo físico.

**Figura 18 – Planos de simetria e condições de contorno do modelo**



Fonte: Autoria Própria.

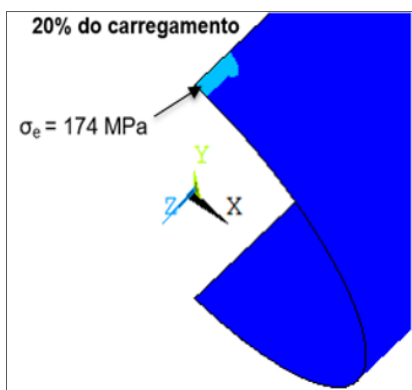
- CC1 – Pela condição do plano de simetria, estas duas linhas são restringidas na direção X.
- CC2 - Para não haver deslocamento de corpo rígido, esta linha é restringida na direção Y.
- CC3 – Pela condição do plano de simetria, esta linha é restringida na direção Z.
- CC4 – Uma pressão uniforme linear é aplicada para simular o efeito de um tampo físico. Esta pressão vale  $-177,47784 P_i$ , onde  $P_i$  é a pressão interna.

## 5.2 Critério de falha

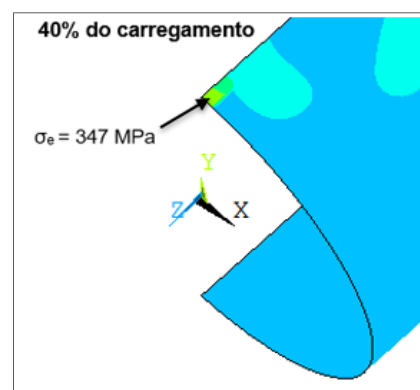
A partir da tensão efetiva de Von Mises, Choi et. al. (2003) observou que para defeitos de profundidades de formatos retangulares, a tensão de referência foi determinada como sendo 90% da tensão última do material. Dessa maneira, o duto de aço X65, com defeito de corrosão, suportará uma pressão interna até a tensão de referência de Von Mises atingir 90% da tensão última do material no nó mais solicitado. Este critério de falha é estabelecido para as análises seguintes do presente trabalho.

Para ilustrar a evolução das tensões efetivas do material em função da pressão interna aplicada, é realizado uma análise detalhada do espécime LA até o modelo atingir o limite do carregamento com uma pressão interna aplicada de 24,37 MPa, conforme a Figura 19.

**Figura 19 – Evolução das tensões efetivas em função do aumento do carregamento do espécime LA**



**Figura 19 (a) -  $P_i=4,87$  MPa**



**Figura 19 (b) -  $P_i=9,75$  MPa**

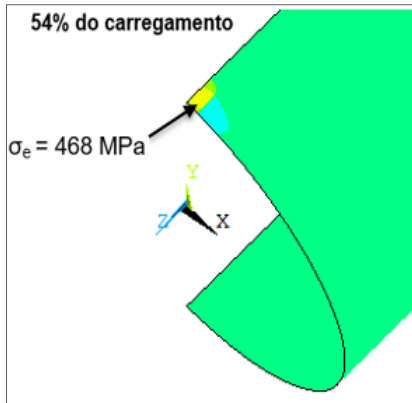


Figura 19 (c) -  $P_i=13,22 \text{ MPa}$

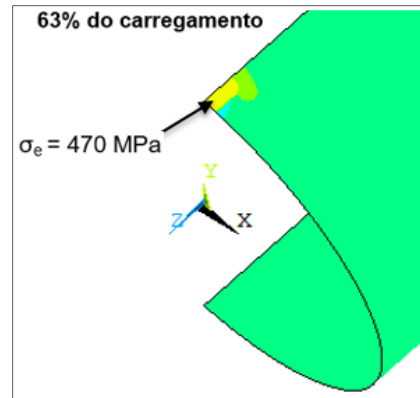


Figura 19 (d) -  $P_i=15,35 \text{ MPa}$

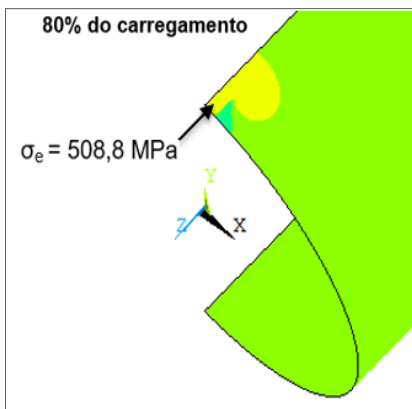


Figura 19 (e) -  $P_i=19,50 \text{ MPa}$

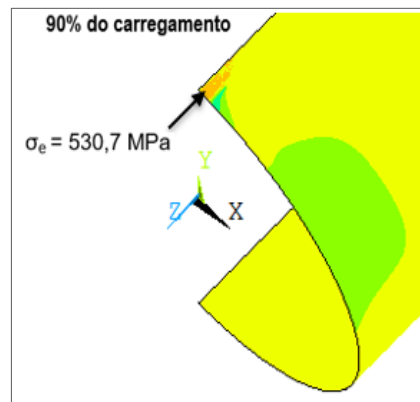


Figura 19 (f) -  $P_i=21,93 \text{ MPa}$

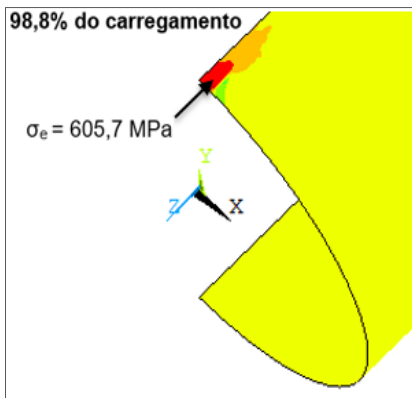


Figura 19 (g) -  $P_i=24,07 \text{ MPa}$

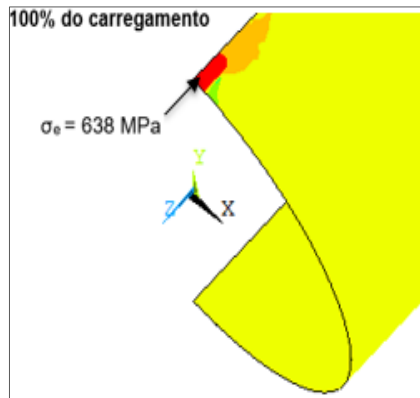


Figura 19 (h) -  $P_i=24,37 \text{ MPa}$

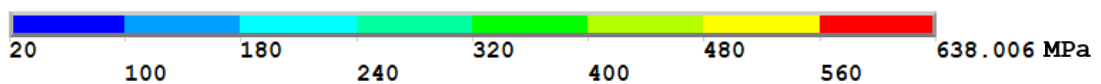


Figura 19 (i) – Legenda da Figura 19

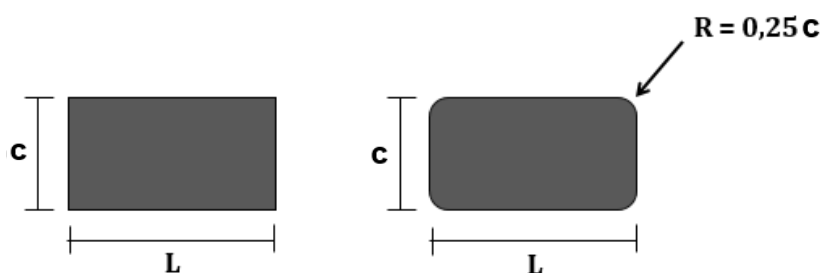
Fonte: Autoria Própria.

Nas figuras acima, a distribuição de tensões efetivas de Von Mises é indicada pela seta na região mais solicitada, com seu respectivo valor. Na Figura 19 (g) é indicado a distribuição de tensões efetivas no duto quando se atinge o critério de falha estabelecido, neste caso, para uma pressão interna aplicada de 24,07 MPa, a tensão efetiva de von Mises atinge 90% da tensão última do material, cujo valor é 605,7 MPa. Este valor de pressão interna para a espécime LA está próximo do resultado obtido por Choi et. al (2003), apresentado no início do capítulo, de 24,3 MPa. Por fim, o problema perde convergência com pressão interna aplicada igual a 24,37 MPa, cujo valor correspondente da tensão efetiva no nó mais solicitado é 638 MPa.

### 5.3 Defeitos de canto de formato retangular e arredondado

Kujv (2013) analisou numericamente defeitos de cantos retangulares e arredondados e observou uma melhor aproximação dos resultados com defeitos de canto arredondado. Neste trabalho, é modelado defeitos de profundidades retangulares. Em relação à superfície do defeito, é comparado os modelos de canto retangular e de canto arredondado, tendo como referência os ensaios realizados por Choi et. al. Os formatos superficiais do defeito são apresentados na Figura 20.

Figura 20 – Geometrias de defeito de canto de formato retangular e de formato arredondado



Fonte: Autoria Própria.

Na Tabela 6 é apresentada a relação entre a pressão de falha dos modelos de canto retangular e de canto arredondado com base nas pressões de ruptura obtidas por Choi et al. Os resultados mostram uma melhor aproximação entre as soluções numéricas com modelos de cantos arredondados.

**Tabela 6 – Pressões internas de ruptura das simulações numéricas de canto retangular e arredondado**

Espécime	Formato retangular		Formato Arredondado	
	Pressão interna $0,9\sigma_u$ (605,7 MPa)	Erro relativo	Pressão interna $0,9\sigma_u$ (605,7 MPa)	Erro relativo
DA	24,98	3,48%	24,89	3,13%
DB	21,6	-0,74%	21,70	-0,28%
DC	16,18	-6,00%	16,25	-5,54%
LA	23,73	-2,40%	24,07	-0,96%
LC	19,45	-1,80%	19,58	-1,12%
CB	21,68	-8,03%	22,07	-6,12%
CC	21,25	-6,54%	21,20	-6,79%

Fonte: Autoria Própria

De acordo com os resultados numéricos, para a tensão de referência  $0,9\sigma_u$ , há uma grande diferença na pressão de falha para os espécimes CB e CC em comparação com os resultados experimentais, tanto para os defeitos de canto de formato retangular, quanto para os de formato arredondado. Nota-se que as geometrias dos espécimes DB, CB e CC, são diferentes apenas na largura  $c$  do defeito de corrosão, sendo 50 mm, 100 mm e 200 mm, respectivamente. Era previsto que o resultado da pressão de ruptura fosse menor para o espécime CC, já que este possui uma maior largura do defeito, porém, nos resultados experimentais a pressão de ruptura destes três espécimes não segue tal lógica. Se comparado os resultados das simulações computacionais, as pressões de falha desses espécimes são mais próximas entre si, havendo mais coerência nos resultados. Dessa maneira, tal discrepância pode ser justificada como um possível erro nos ensaios experimentais. Além disso, os resultados das simulações deixam claro que o aumento da largura do defeito não tem grande influência na diminuição da pressão de falha do modelo.

Para analisar a possível causa da diferença nos resultados da pressão de falha entre os modelos de canto retangular e os de canto arredondado, é comparado a distribuição de suas tensões internas. O espécime LA é uma das simulações que apresentam maiores diferenças nos resultados da pressão de falha entre os dois formatos, dessa maneira, na Figura 21 e na Figura 22 é ilustrada a distribuição das tensões internas, ao atingir 605,7 MPa, para os dois formatos de defeito do modelo LA.



Figura 21 – Distribuição das tensões internas do espécime LA para defeito de canto retangular

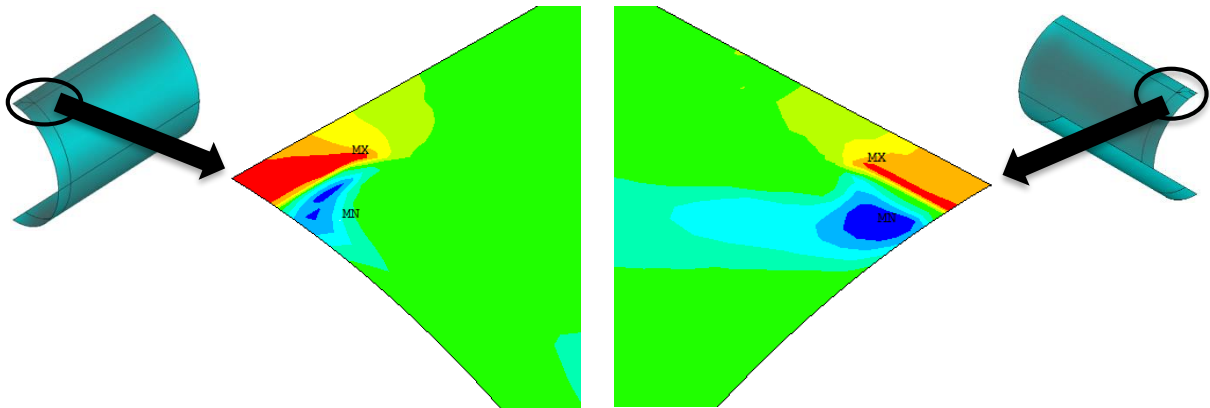


Figura 21 (a) Superfície externa

Figura 21 (b) Superfície interna

Figura 22 – Distribuição das tensões internas do espécime LA para defeito de canto arredondado

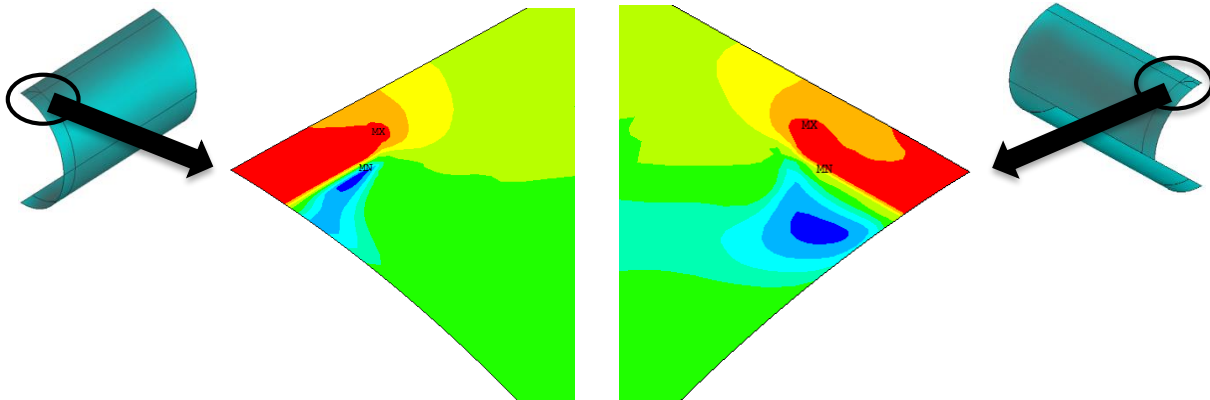


Figura 22 (a) Superfície externa

Figura 22 (b) Superfície interna

Fonte: Autoria Própria.

De acordo com a Figura 21 (a), a concentração de tensão se aproxima da região do canto do defeito de formato retangular. Visualizando a distribuição de tensões na superfície interna do duto, na Figura 21 (b) é ilustrada uma concentração de tensão na região de transição entre o defeito e o duto íntegro, se estendendo até o canto de formato retangular.

Para os defeitos de canto de formato arredondado, na Figura 22 é apresentada uma distribuição mais uniforme das tensões na região do defeito, sobretudo nas regiões de transição do duto íntegro e no canto arredondado.

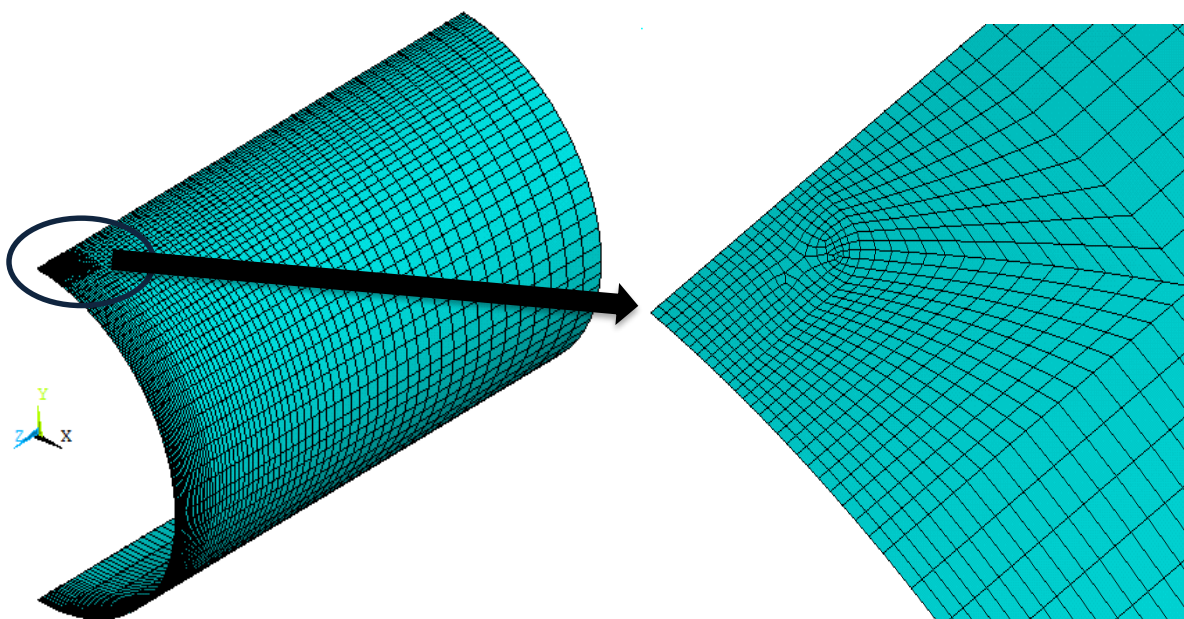
Portanto, pela melhor aproximação dos resultados da pressão de falha dos modelos de canto de formato arredondado, e pela distribuição mais uniforme das tensões, em todas as simulações posteriores deste trabalho é modelado dutos com

defeitos de canto de formato arredondado, evitando, assim, resultados muito conservadores.

#### 5.4 Discretização do modelo

Na discretização do modelo do duto com defeito de corrosão, é utilizado o elemento de casca SHELL181, que tem como característica quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó. Os elementos de casca são bidimensionais, porém aceitam a inclusão de uma espessura. Na região do defeito, a malha é mais refinada. Ao longo do duto íntegro, os elementos variam de tamanho e não necessitam ser muito refinados conforme vai se distanciando do defeito. Na Figura 23 é apresentada a discretização do modelo do duto com defeito de corrosão de canto de formato arredondado.

Figura 23 – Discretização do modelo de duto com defeito de formato arredondado



Fonte: Autoria Própria.

#### 5.5 Consideração da não linearidade geométrica

Os modelos desenvolvidos neste trabalho apresentam comportamento não-linear devido a não linearidade geométrica, resultante de grandes deformações e/ou deflexões sofridas pela estrutura, e a não linearidade física, propriedade do

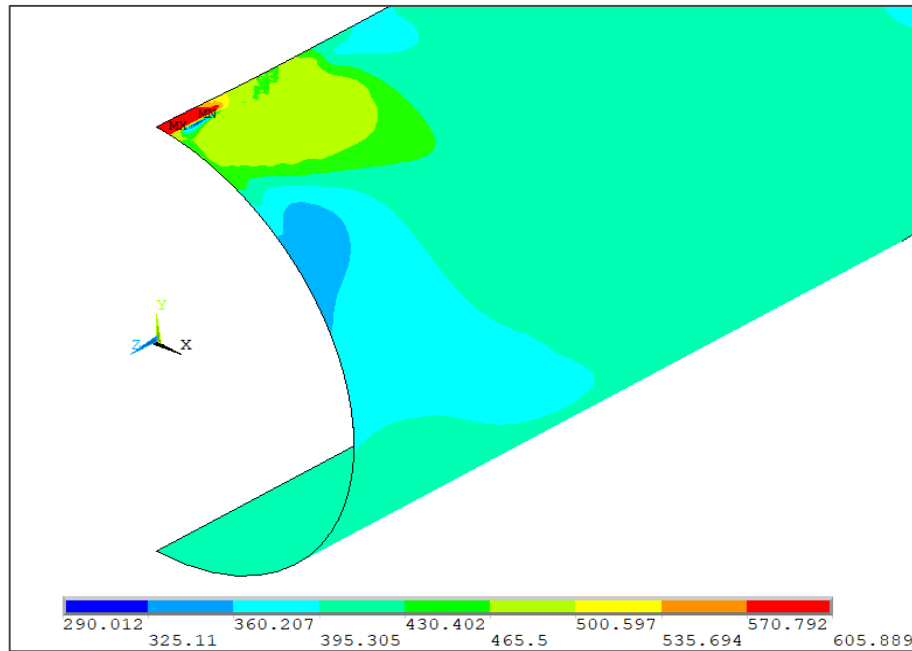
material que resulta em uma relação não-linear entre a tensão e a deformação, conforme já apresentado. Para a não linearidade geométrica foi considerado este efeito, por meio do comando “NLGEOM, ON” do ANSYS.

As não lineares fazem a matriz de rigidez da estrutura se modificar à medida que a estrutura se deforma. Dessa forma, a solução do problema se dá por meio do método iterativo de Newton-Raphson, que tem como objetivo reduzir ao máximo a diferença entre as forças internas e externas nos elementos a cada incremento de carga aplicado, para que esse balanço de forças fique dentro de intervalos aceitáveis, atualizando, assim, a matriz de rigidez da estrutura.

Neste trabalho é utilizado incrementos de pressão da ordem de  $10^{-2}$  MPa, por exemplo, para uma pressão interna de 20 MPa, tem-se um número total de 2000 passos de carga. O critério de convergência é baseado nos valores de forças ( $F$ ), por meio do comando CNVTOL, F, , 0.001,2,1. Onde  $F$  é a classificação da força; 0.001 MPa é o valor de tolerância; 2 é referente à norma L2 e 1 é o valor mínimo permitido para o valor de referência calculado pelo programa.

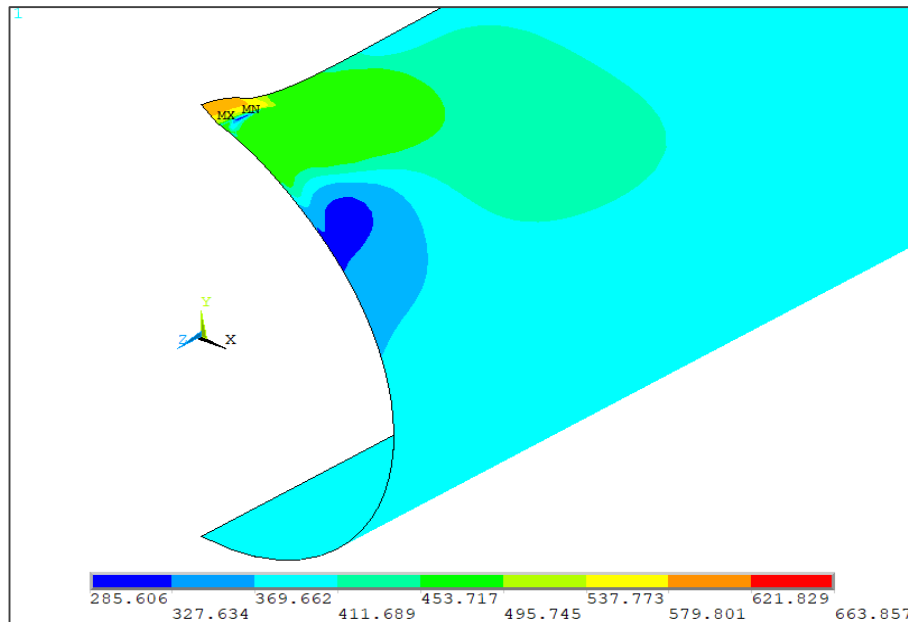
Para ilustrar a importância da consideração da não linearidade geométrica nas análises, é comparado a tensão efetiva e a estrutura deformada de duas simulações do espécime DB. É aplicado uma pressão interna  $P_i$  de 21,70 MPa, pressão máxima estabelecida pelo critério de falha, e uma pressão na tampa  $P_t$  equivalente a  $-177,478 P_i$ , cujo resultado esperado da análise das tensões efetivas destas simulações é 605,7 MPa no nó mais solicitado do modelo. Na Figura 24 é apresentado o modelo considerando nas análises que a estrutura sofre grandes deformações e deflexões, já na Figura 25 é apresentado o modelo considerando pequenas deformações e deflexões.

Figura 24 – Distribuição das tensões efetivas e da estrutura deformada do espécime DB, considerando a não linearidade geométrica



Fonte: Autoria Própria.

Figura 25 – Distribuição das tensões efetivas e da estrutura deformada do espécime DB, sem considerar a não linearidade geométrica



Fonte: Autoria Própria.

De acordo com a Figura 25, o resultado das análises das tensões efetivas sem considerar a não linearidade geométrica fica muito acima do esperado, a tensão de referência atinge 663,9 MPa no nó mais solicitado. Caso fosse adotado o mesmo critério de falha para esta análise sem a consideração da não linearidade geométrica, visto anteriormente, na qual a tensão de referência atinge 90% da tensão última do material, levaria a resultados muito conservadores. Além disso, é observado uma grande deformação na região do defeito, diferente da Figura 24, cuja simulação considera a não linearidade geométrica. Dessa maneira, nas análises dos dutos corroídos submetidos à pressão interna, para evitar resultados demasiadamente conservadores, é necessário considerar que a estrutura sofre grandes deformações e deflexões.

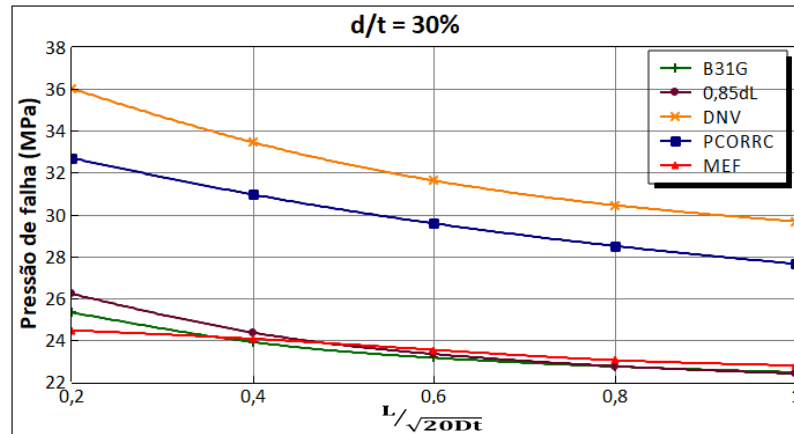
## 6 ANÁLISE DO CONSERVADORISMO DE MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS

Esta seção apresenta uma comparação entre métodos semi-empíricos e simulações por meio do método dos elementos finitos para avaliar a pressão de falha de dutos com defeitos curtos de corrosão. Uma série de 20 simulações numéricas é realizada, cujos modelos seguem as considerações já apresentadas neste trabalho. Quatro dos métodos semi-empíricos mais comuns são comparados: B31G, 0,85dL, DNV RP-F101 e PCORRC.

### 6.1 Comparação entre métodos semi-empíricos e simulações computacionais

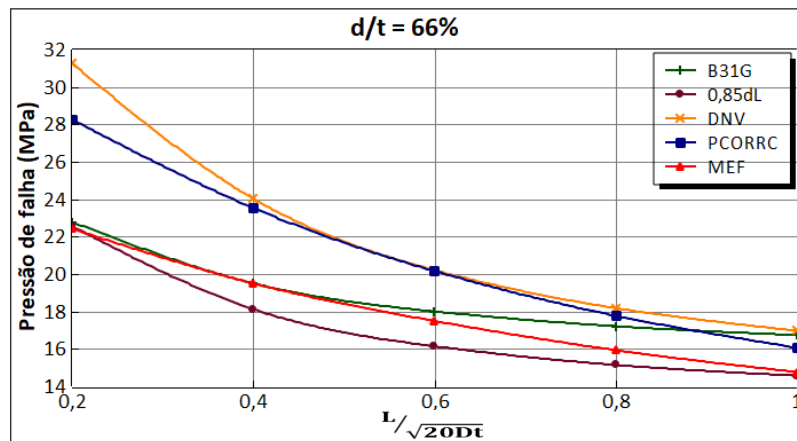
O material de estudo, duto da classe API-X65, cujas propriedades são módulo de Young  $E = 203$  GPa; coeficiente de Poisson  $\nu = 0,3$ ; tensão de escoamento  $\sigma_y = 468$  MPa e tensão última  $\sigma_u = 673$  MPa, baseadas no ensaio de Choi et. al. Dutos com diâmetro externo de 323,9 mm e parede com espessura de 8,4 mm são considerados. Em relação à largura do defeito, é fixado um valor de 5% do comprimento circunferencial do duto para todas as análises, igual a 50,88 mm. Conforme descrito anteriormente, a largura do defeito não influencia na pressão de falha. A pressão de falha é analisada a partir de uma relação  $d/t$  fixa, variando o comprimento de defeitos de corrosão de relação  $L/\sqrt{20Dt}$  de 0,2 a 1. Tal relação é considerada, pois abrange todo o intervalo para defeitos curtos. São estabelecidas as relações de profundidade  $d/t$  iguais a 30%, 66%, 78% e 80%, apresentadas nas Figuras 26-29. Estas relações de profundidade foram fixadas, pois nestes pontos há mudanças no conservadorismo dos métodos semi-empíricos.

Figura 26 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $d/t=30\%$



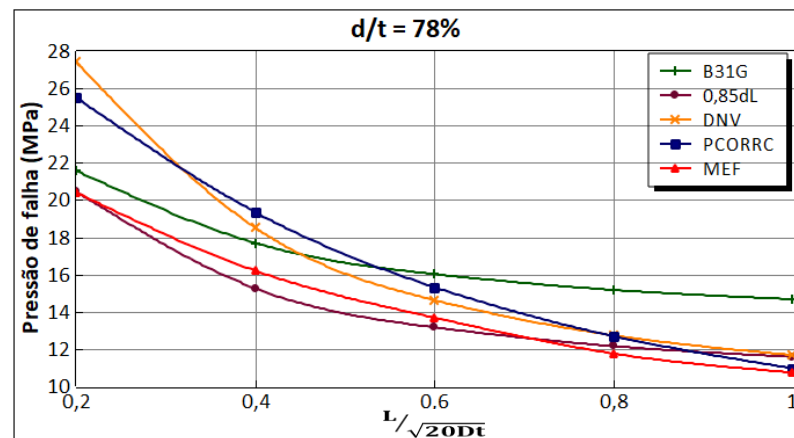
Fonte: Autoria Própria.

Figura 27 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $d/t=66\%$



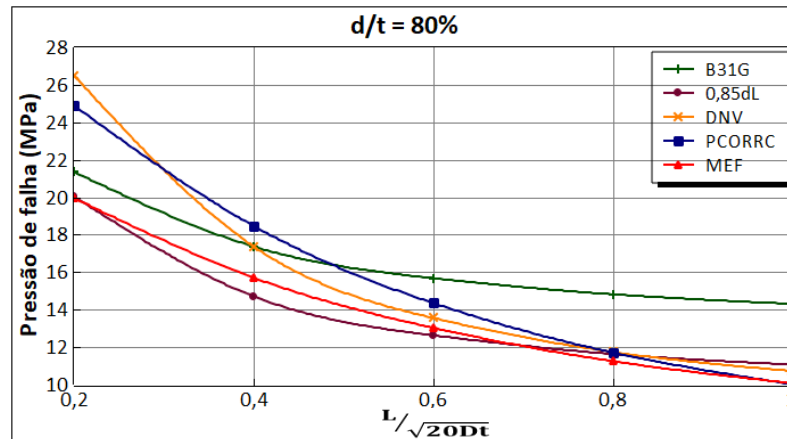
Fonte: Autoria Própria.

Figura 28 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $d/t=78\%$



Fonte: Autoria Própria.

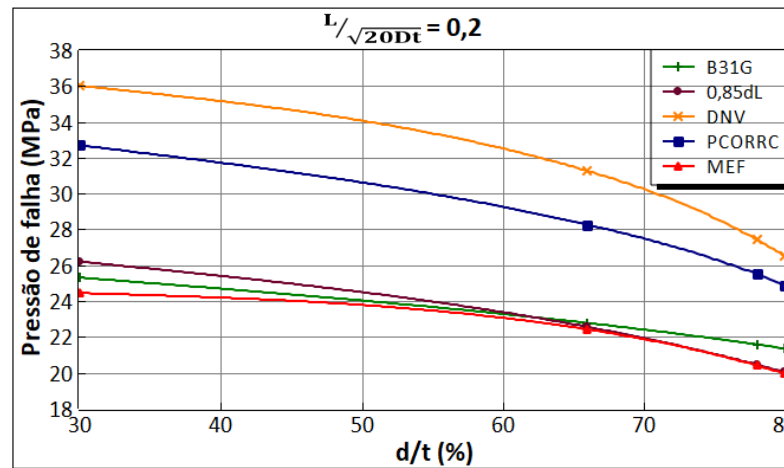
Figura 29 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $d/t=80\%$



Fonte: Autoria Própria.

Nas Figuras 30-34 são apresentadas a pressão de falha de dutos com as mesmas geometrias de corrosão consideradas nas análises das figuras anteriores, porém, neste caso, é fixada a relação  $L/\sqrt{20Dt}$ , variando a profundidade do defeito.

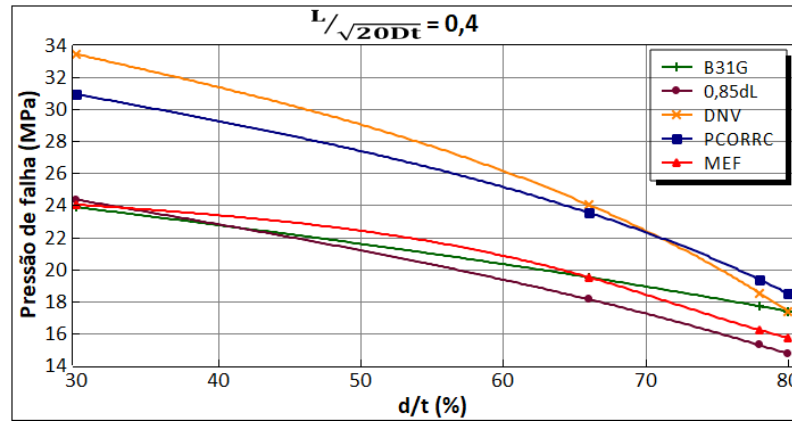
Figura 30 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $L/\sqrt{20Dt} = 0,2$



Fonte: Autoria Própria.

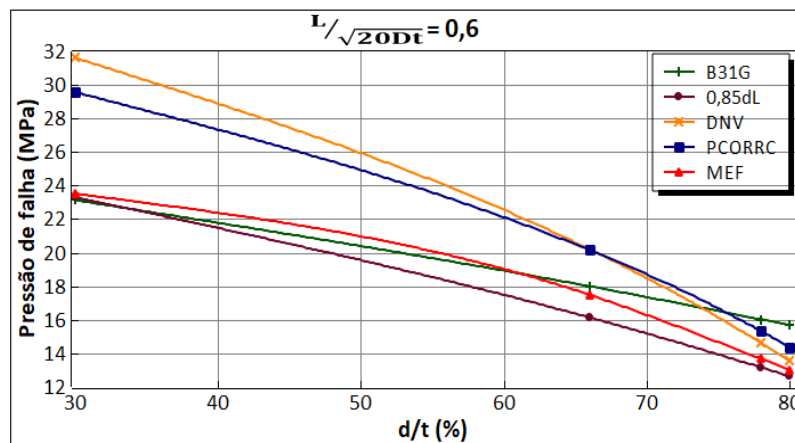


Figura 31 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $L/\sqrt{20Dt} = 0,4$



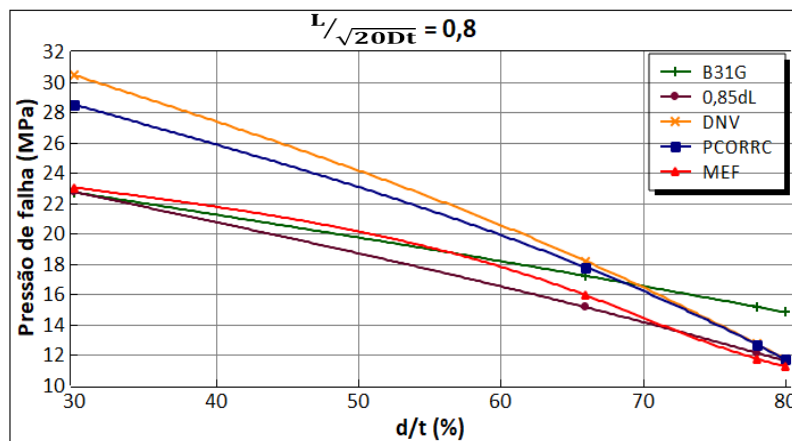
Fonte: Autoria Própria.

Figura 32 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $L/\sqrt{20Dt} = 0,6$



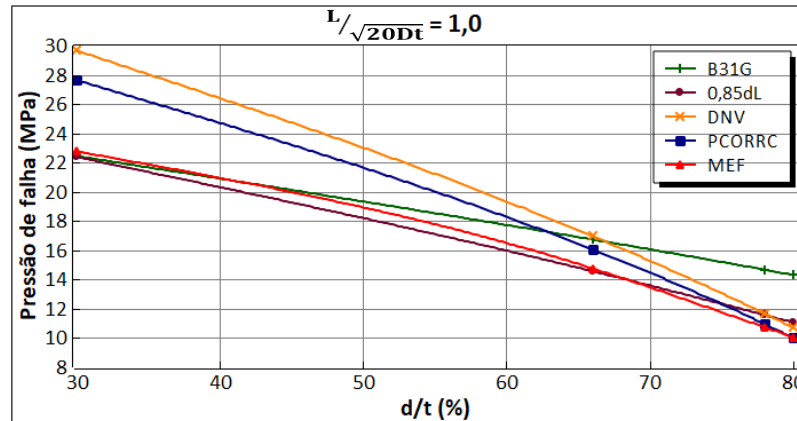
Fonte: Autoria Própria.

Figura 33 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $L/\sqrt{20Dt} = 0,8$



Fonte: Autoria Própria.

**Figura 34 – Pressão de falha calculada pelos métodos analíticos e pela análise numérica para a relação  $L/\sqrt{20Dt} = 1,0$**



Fonte: Autoria Própria.

Conforme as figuras acima, a pressão de falha admissível sempre diminui à medida que as relações de profundidade  $d/t$  e de comprimento axial  $L/\sqrt{20Dt}$  de corrosão aumentam, para todos os métodos analisados.

De acordo com a Figura 26, para defeitos com profundidade de 30% em relação à espessura do duto, o método DNV RP-F101 e o método PCORRC são pouco conservadores para calcular a pressão de falha, para qualquer comprimento de defeito. Já o método B31G e o método 0,85dL, apresentam valores próximos aos resultados numéricos para os diferentes comprimentos de defeito, sendo mais seguros para defeitos de baixa profundidade.

Para defeitos com profundidade de 66%, na Figura 27 é observado que os métodos DNV RP-F101 e PCORRC continuam sendo pouco conservadores para defeitos de pequeno comprimento. No entanto, ao aumentar esse comprimento, se tornam mais conservadores que o método B31G. O método 0,85dL se apresenta com valores mais próximos aos resultados numéricos para qualquer comprimento do defeito.

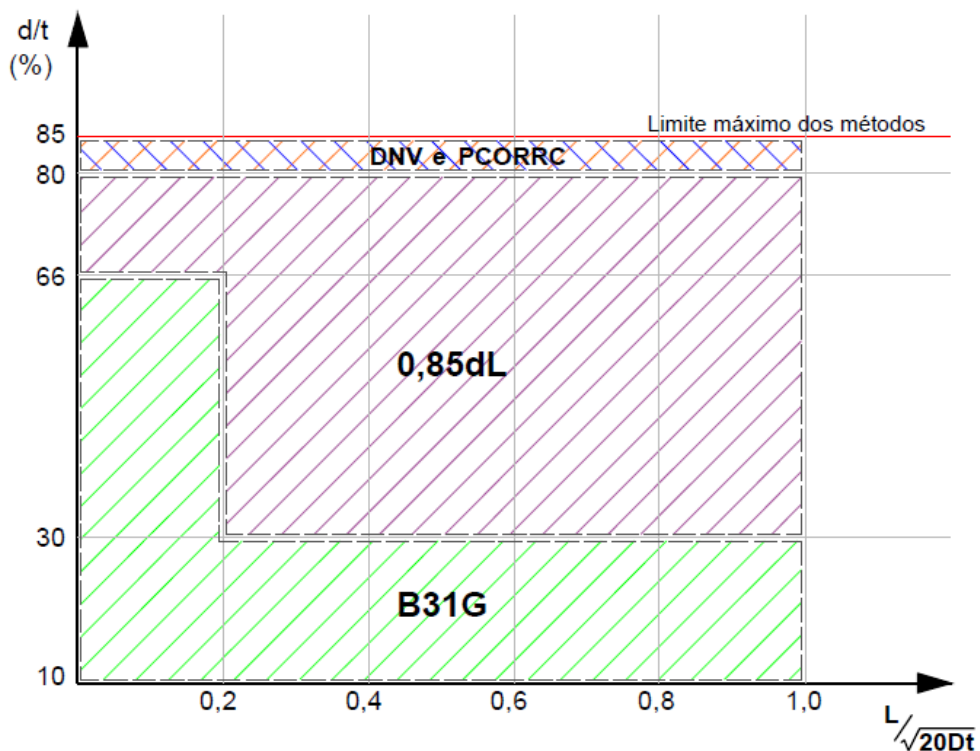
Para as profundidades de 78% e 80%, as Figuras 28 e 29 mostram que o método DNV RP-F101 e o método PCORRC continuam sendo pouco conservadores para calcular a pressão de falha de dutos com defeitos de pequeno comprimento, mas se tornam mais conservadores que os métodos B31G e 0,85dL com o aumento desse comprimento. O método B31G assume um patamar pouco conservador, com pressão de falha relativa muito maior que os outros métodos com o aumento do comprimento do defeito.

Os resultados da pressão de falha obtidos a partir do método dos elementos finitos, pelo critério de ruptura apresentado no capítulo anterior, tendem a acompanhar o conservadorismo dos métodos para qualquer comprimento e profundidade de defeitos curtos. Dessa maneira, os métodos pouco conservadores, cujos valores de pressão de falha são maiores que os resultados obtidos por meio das simulações computacionais, podem ser contra a segurança e levar a estrutura ao colapso.

## 6.2 Diagrama proposto para estimar a pressão de falha de dutos corroídos por meio de métodos semi-empíricos

De acordo com o conservadorismo dos métodos semi-empíricos, bem como sua aproximação com os resultados obtidos por meio da simulação computacional, é proposto um diagrama em função do comprimento axial do defeito, pela relação  $L/\sqrt{20Dt}$ , e a profundidade do defeito, pela relação  $d/t$ , no qual é estabelecido o método semi-empírico a favor da segurança para calcular a pressão de falha de dutos com defeitos curtos de corrosão, apresentado na Figura 35.

Figura 35 - Diagrama para estimar a pressão de falha de dutos com defeitos curtos de corrosão



Fonte: Autoria Própria.

O diagrama proposto se configura entre os limites máximos e mínimos estabelecidos pelos métodos semi-empíricos, sendo válido para as profundidades de defeitos de corrosão entre 10% e 85% da espessura do duto íntegro.

## CONCLUSÃO

Este trabalho mostrou a importância de avaliar a capacidade de carga de dutos com defeitos curtos de corrosão submetidos à pressão interna. Com o auxílio de simulações computacionais, por meio do método dos elementos finitos, investigou-se o conservadorismo de métodos semi-empíricos de cálculo de pressão de falha.

A boa proximidade dos resultados numéricos com os ensaios realizados por outros pesquisadores, com base no critério de falha adotado, no qual a tensão de referência de von Mises é igual a 90% da tensão última do material, mostrou a eficiência dos modelos computacionais simplificados por simetria e pela consideração de elemento de casca, que reduzem o tempo de análise do problema. Além disso, foi destacado a importância da consideração da não linearidade física e geométrica do material, de modo a representar uma maior aproximação do comportamento constitutivo do material e evitar resultados demasiadamente conservadores.

Foram determinadas as pressões internas máximas, com base no critério de falha adotado, de uma série de 20 modelos numéricos, pela variação dos parâmetros de comprimento longitudinal e de profundidade do defeito de corrosão. Os resultados foram comparados com as previsões de pressão interna de ruptura propostas pelos métodos semi-empíricos B31G, 0,85dL, DNV e PCORRC, disponíveis na literatura.

Constatou-se que os resultados da pressão de falha obtidos por meio do método dos elementos finitos, tendem a acompanhar o conservadorismo dos métodos para qualquer comprimento e profundidade de defeitos curtos. Os métodos B31G e 0,85dL são conservadores para defeitos mais curtos e rasos, porém, para defeitos mais profundos e compridos, são contra a segurança. Já os métodos DNV e PCORRC são poucos seguros para defeitos mais curtos e rasos e se apresentam mais conservadores e seguros com o aumento da profundidade e comprimento do defeito curto.

A análise numérica da pressão de falha de dutos com defeitos curtos de corrosão permite concluir que cada método semi-empírico apresenta um conservadorismo em função do comprimento e da profundidade do defeito, ou seja, não é possível afirmar qual é o método semi-empírico mais conservador e seguro sem uma avaliação prévia da geometria da corrosão para defeitos curtos.

## REFERÊNCIAS

ABDALLA FILHO, J. E.; MACHADO, R. D.; BERTIN, R. J.; VALENTINI, M. D. **On the failure pressure of pipelines containing wall reduction wall reduction and isolated pit corrosion defects**. Computers & Structures, vol. 132, p.22-33.

AGÊNCIA NACIONAL DO PETRÓLEO GÁS E BIOCOMBUSTÍVEIS. **Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis 2019**. Disponível em: <http://www.anp.gov.br/publicacoes/anuario-estatistico/5237-anuario-estatistico-2019>. Acesso em: 02 jul. 2019.

ARGENTA, M. A. **Análise de torres de transmissão submetidas a cargas dinâmicas**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

ASME - American Society of Mechanical Engineers. **Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines**. ASME B31G, New York, 1991.

AZEVEDO, C.A.C. **Formulação alternativa para análise de domínios não-homogêneos e inclusões anisotrópicas via MEC**. Dissertação (Mestre em Engenharia de Estruturas) – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

BASSO, A. V.; ABDALLA FILHO, J. E.; SHANG, H. Y. **Assessment of DNV-RP-F101 method in estimating the failure pressure in corroded pipelines**. *In: 23rd ABCM International Congress of Mechanical Engineering*. Rio de Janeiro, 2015.

BERTIN, R. J. **A numerical investigation of internal failure pressure of pipelines containing a single and double pit corrosion defect, considering plasticity**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Curitiba, 2015.

CALLISTER, W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais**. 7. ed. LTC, Rio de Janeiro, 2008.

CHAVES, I. A. **Análise da confiabilidade estrutural em dutos sujeitos à corrosão através de um intervalo de confiança para o índice de confiabilidade e probabilidade de falha estimado pela técnica bootstrap**. Tese (Doutorado em Métodos Numéricos em Engenharia) - Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2015.

CHOI, J. B.; GOO, B. K.; KIM, J. C. et. al. **Development of limit load solution for corroded gas pipelines**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Kyonggi-do, v.80, p.121-128, 2003.

COMPANHIA AMBIENTAL DO ESTADO DE SÃO PAULO (CETESB). **Principais acidentes envolvendo dutos**. Disponível em: <https://cetesb.sp.gov.br/emergencias-quimicas/tipos-de-acidentes/dutos/principais-acidentes/>. Acesso em: 28 jun. 2019.

COOK, R. D.; MALKUS, D. S.; PLESHA, M. E. et. al. **Concepts and applications of finite element analysis**. 4. ed. John Wiley & Sons, New Jersey, 2002.

DET NORSKE VERITAS. **Recommended Practice DNV-RP-F101 - corroded pipelines**. DNV, 2010.

GENTIL, V. **Corrosão**. 2 ed. Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 1982.

GUIMARÃES, A. C. B. **Avaliação simplificada da capacidade de carga de dutos corroídos**. Dissertação (Mestrado em Métodos Numéricos em Engenharia) - Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2005.

HIBBELER, R. **Resistência dos Materiais**. 7. ed. Pearson Education do Brasil, São Paulo, 2010.

KUJV, J. F. R. **Determinação da pressão de falha de dutos corroídos através do método dos elementos finitos**. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Civil) - Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Curitiba, 2013.

MAZZINI, C. E. **Comparação de Métodos de Inspeção de Integridade de Dutos: Método PIG e CIS/ DCVG**. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal do Estado do Espírito Santo, Vitória, 2009.

PANOSSIAN, Z. **Corrosão e proteção contra corrosão em equipamentos e estruturas metálicas**. IPT, São Paulo, 1993.

SHARCNET. **SHELL181**. Disponível em  
:https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/16.2.3/en-  
us/help/ans\_elem/Hlp\_E\_SHELL181.html. Acesso em: 05 jul. 2019

SOARES, J. C. V. **Formulação Unificada Para a Análise de Cascas Cilíndricas Finas e Espessas pelo Método dos Elementos Finitos**. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Mecânica) - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2015.

SOUSA, J. M. **Análise da Integridade Estrutural em Dutos de Condução de Petróleo e Gás com Incidência de Mossas**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2017.

TORO, R. J. N. **Pressão de ruptura de dutos contendo defeitos de corrosão**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

TRANSPETRO. **Dutos e Terminais**. Disponível em:  
http://www.transpetro.com.br/pt\_br/areas-de-negocios/terminais-e-oleodutos.html.  
Acesso em: 02 jul. 2019.

U.S. Department of Transportation, Pipeline & Hazardous Materials Safety Administration, 2013. **Pipeline Safety Stakeholder Communications - All Reported Pipeline Incidents By Cause**. Disponível em: <https://www.phmsa.dot.gov/data-and-statistics/pipeline/pipeline-incident-20-year-trends>. Acesso em: 16 nov. 2018.



VAZ, L. E. **Método dos elementos finitos em análise de estruturas**. 1. ed. Elsevier, Rio de Janeiro, 2011.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L. **The Finite Element Method – Volume 1: The Basis**. 5. ed. Butterworth-Heinemann, Oxford, 2000.

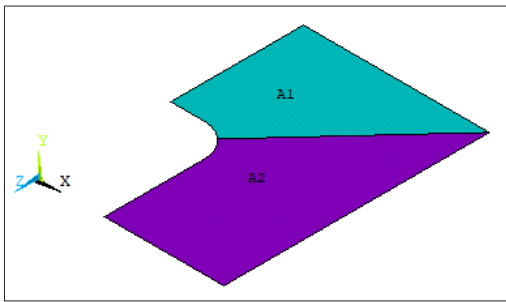
## ANEXOS

### **ANEXO 1 – Passo a passo da construção do modelo de duto com defeito de corrosão de canto de formato arredondado**

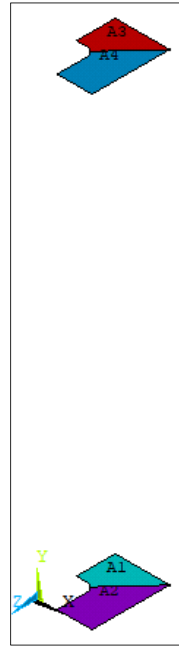
A modelagem dos dutos foi realizada por meio da linguagem APDL, do software ANSYS. De início, é necessário criar um arquivo no software, definir o elemento e a relação constitutiva do material. As etapas seguintes envolvem a construção da geometria do modelo, a discretização da malha e a inserção das condições de contorno e carregamento.

Os passos da construção geométrica do modelo, criação da malha e aplicação das condições de contorno e carregamento, são explicados a seguir.

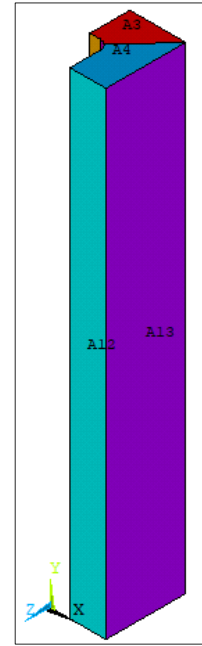
- Passo 1 – criação de duas áreas em função das dimensões da corrosão. O canto do de formato arredondado deve ser conformado na criação das duas áreas. Essas áreas servirão para a construção de um prisma para interseccionar uma superfície cilíndrica e conformar a região e o entorno do defeito. Tais figuras permitirão um refinamento mais gradual da malha (Figura A1.1);
- Passo 2 – cópia dos trapézios para formar o topo dos prismas (Figura A1.2);
- Passo 3 – criação das áreas laterais do prisma (Figura A1.3);
- Passo 4 - extrusão do cilindro de raio igual ao do modelo para a criação da superfície cilíndrica do defeito de corrosão (Figura A1.4);
- Passo 5 - divisão dos prismas e do cilindro, resultando na superfície cilíndrica (Figura A1.5);
- Passo 6 - todas as superfícies do cilindro são excluídas, exceto a superfície da corrosão e sua região de transição (Figura A1.6);
- Passo 7 – extrusão dos demais segmentos cilíndricos, que serão as superfícies do duto íntegro (Figura A1.7);
- Passo 8 – união de todas as linhas e áreas coincidentes para que se tornem únicas, eliminando as duplicidades (Figura A1.8);
- Passo 9 – inserção dos atributos de área. Para todas as áreas programa-se a espessura do elemento de casca para que seja igual à espessura do duto íntegro. Em seguida, modifica-se a espessura do elemento do defeito (área A16 da Figura A1.6);
- Passo 10 – divisão das linhas em função do refinamento da malha (Figura A1.9);
- Passo 11 – geração da malha de elementos finitos (Figura A1.10);
- Passo 12 – aplicação das condições de contorno e do carregamento (Figura A1.11).



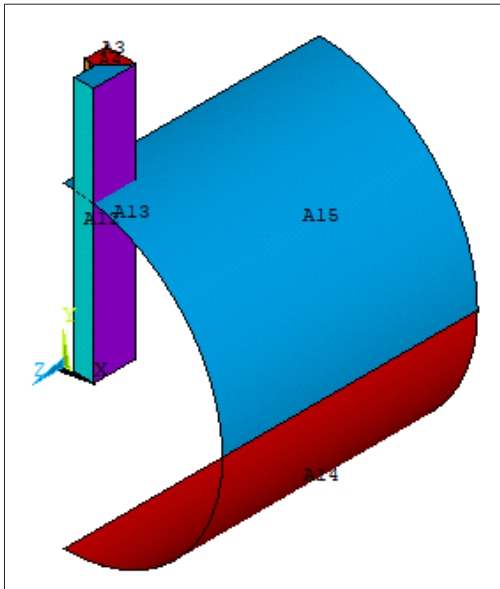
**Figura A1.1 – Passo 1**



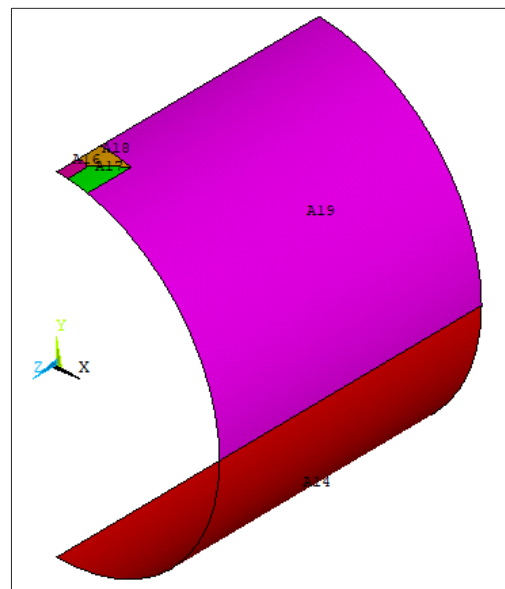
**Figura A1.2 –  
Passo 2**



**Figura A1.3 –  
Passo 3**



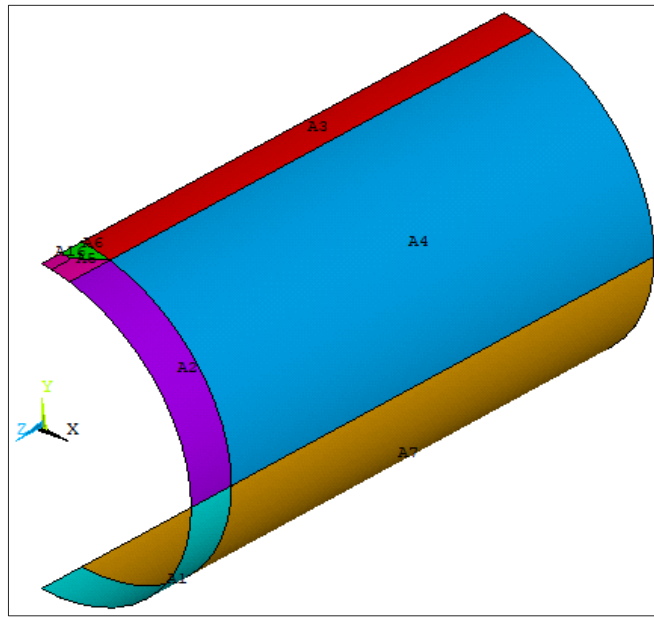
**Figura A1.4 – Passo 4**



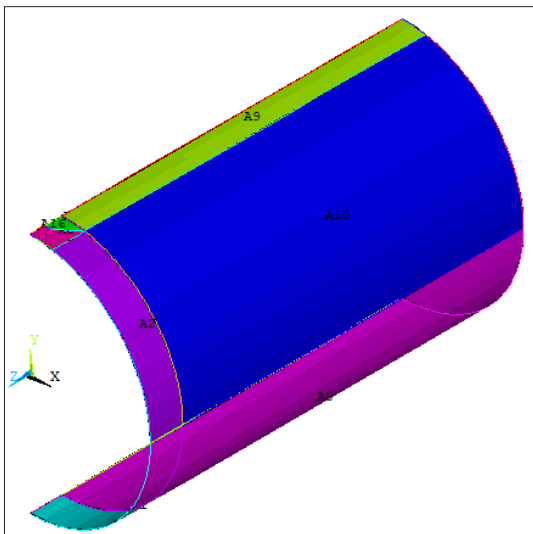
**Figura A1.5 – Passo 5**



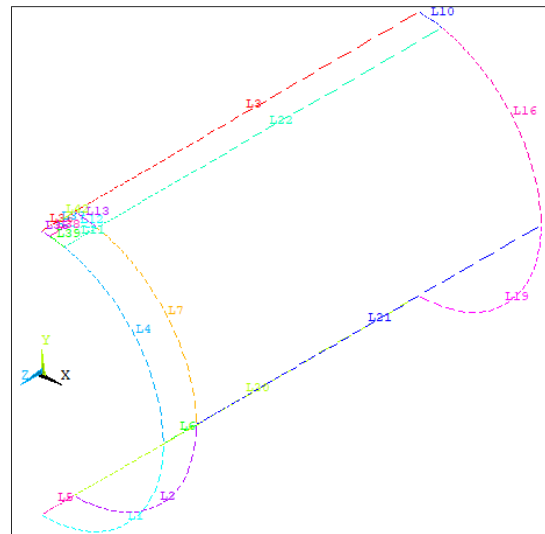
**Figura A1.6 –  
Passo 6**



**Figura A1.7 – Passo 7**



**Figura A1.8 – Passo 8**



**Figura A1.9 – Passo 10**

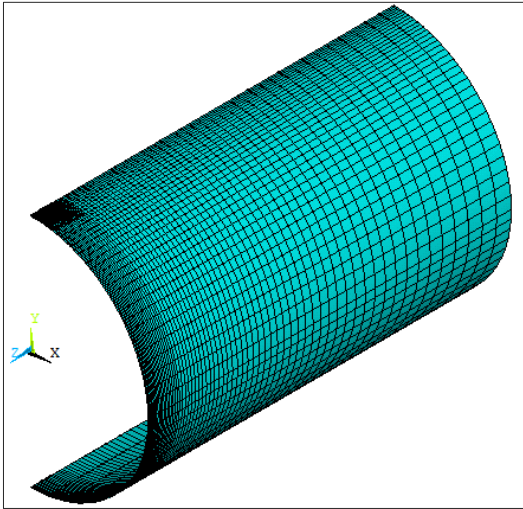


Figura A1.10 – Passo 11

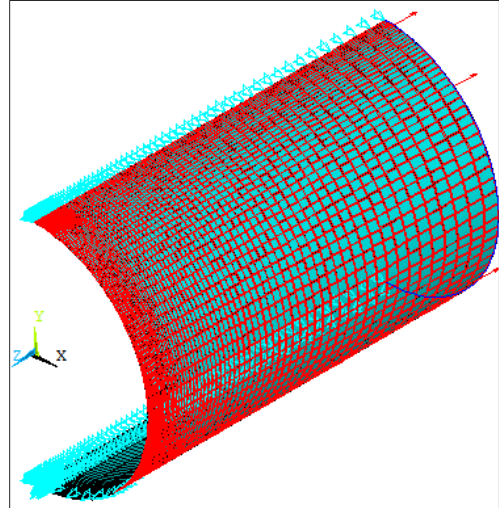


Figura A1.11 – Passo 12