

**PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ**

**IVAN FERREIRA DA SILVA**

**AVALIAÇÃO DA PRESSÃO DE RUPTURA EM DUTOS  
SUBMETIDOS À MÚLTIPLOS DEFEITOS NA SOLDA CIRCULAR VIA  
MEF**

**CURITIBA  
Julho – 2018**

**PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ**

**IVAN FERREIRA DA SILVA**

**AVALIAÇÃO DA PRESSÃO DE RUPTURA EM DUTOS  
SUBMETIDOS À MÚLTIPLOS DEFEITOS NA SOLDA CIRCULAR VIA  
MEF**

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Escola Politécnica, Pontifícia Universidade Católica do Paraná.

**Orientador: Prof. Hsu Yang Shang. D. Eng**

**CURITIBA  
Julho – 2018**

Dados da Catalogação na Publicação  
Pontifícia Universidade Católica do Paraná  
Sistema Integrado de Bibliotecas – SIBI/PUCPR  
Biblioteca Central  
Giovanna Carolina Massaneiro dos Santos – CRB 9/1911

S586a 2018	Silva, Ivan Ferreira da Avaliação da pressão de ruptura em dutos submetidos à múltiplos defeitos na solda circular via MEF / Ivan Ferreira da Silva; orientador: Hsu Yang Shang. – 2018. 109 f. : il. ; 30 cm  Dissertação (mestrado) – Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Curitiba, 2018 Bibliografia: f. 105-109  1. Engenharia mecânica. 2. Corrosão e anticorrosivos. 3. Método dos elementos finitos. I. Shang, Hsu Yang. II. Pontifícia Universidade Católica do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.  CDD 20. ed. – 620.1
---------------	--

## TERMO DE APROVAÇÃO

**IVAN FERREIRA DA SILVA**

### **Avaliação da Pressão de Ruptura em Dutos Submetidos à Múltiplos Defeitos na Solda Circular Via MEF**

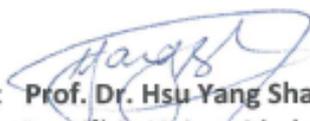
Dissertação aprovada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre no Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola Politécnica da Pontifícia Universidade Católica do Paraná, pela seguinte banca examinadora:



**Prof. Dr. Marcos Arndt**  
Universidade Federal do Paraná, UFPR



**Prof. Dr. João Elias Abdalla Filho**  
Pontifícia Universidade Católica do Paraná, PUCPR



Presidente: **Prof. Dr. Hsu Yang Shang**  
Pontifícia Universidade Católica do Paraná, PUCPR, Orientador



Curitiba, 06 de julho de 2018

Dedico este trabalho ao nosso criador: Deus. E agradeço imensamente aos Doutores pelo conhecimento e valores adquiridos durante toda esta jornada.

## **AGRADECIMENTOS – IVAN FERREIRA DA SILVA**

Agradeço a Deus pela oportunidade de ter cursado a Pós Graduação de Engenharia Mecânica, e por ter me encorajado e guiado nesta árdua caminhada, pois, todo o conhecimento que tenho hoje, devo a Ele.

Meu agradecimento especial à minha noiva, Monique Jordão Machado, pela paciência e compreensão pelos incontáveis momentos em que tive que estudar, não dando a ela a atenção que ela merece, também muito obrigado pelas palavras de encorajamento e por acreditar no meu potencial.

Meu agradecimento especial aos meus pais João Carlos Ferreira da Silva e Marisa Vieira, ao meu irmão Alexandre Ferreira da Silva por terem acreditado em mim e me apoiado nos momentos de dificuldades, meu obrigado em especial a minha mãe, pois, tenho ela como exemplo de integridade.

Agradeço ao Professor Doutor Hsu Yang Shang, por ter me orientado de maneira excepcional para a execução deste trabalho, muito obrigado pela paciência e compreensão.

A Dona Jane, por sua atenção, imenso carinho e paciência que possui com os alunos.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

Como é feliz o homem que acha a sabedoria,  
o homem que obtém entendimento, pois, a  
sabedoria é mais proveitosa que a  
prata e rende mais que o ouro.  
(Provérbios 3: 13-14).

## RESUMO

SILVA, Ivan Ferreira da. **Avaliação da pressão de ruptura em dutos submetidos à múltiplos defeitos na solda circular via MEF**. 2018. 111 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Pontifícia Universidade Católica do Paraná, 2018.

Com a expansão da malha dutoviária de petróleo e seus derivados, torna-se imprescindível o desenvolvimento de estudos que avaliam e garantam a segurança e confiabilidade de tais instalações. A corrosão é a deterioração de um material, por ação química ou eletroquímica do meio ambiente aliada ou não a esforços mecânicos, este processo pode ocorrer em superfícies internas ou externas do duto, no material de base, na costura de solda, na solda circunferencial ou na zona termicamente afetada (ZTA). Os dutos soldados são suscetíveis à formação de corrosão, pois o aquecimento no ponto, resulta em modificações estruturais e modificações na composição do material, que propiciam o surgimento da corrosão. O objetivo deste trabalho é desenvolver o modelo computacional para a solda com defeito de corrosão via Método de Elementos Finitos (MEF). O modelo computacional proposto considera as condições de contato entre o metal base, zona termicamente afetada e material de adição, assim como o comportamento elastoplástico do material, que é modelado através do endurecimento isotrópico de Von Mises. O material do duto foi definido de aço API X70. A corrosão é definida no formato retangular, pois, esta geometria concentra mais tensão nos cantos, apresentando resultados conservadores. O modelo computacional considerada não apenas as não linearidades de material e geométricas, mas também as não linearidades das condições de contato. Neste estudo é avaliado o efeito do defeito na solda e o modelo computacional é validado através de resultados encontrados na literatura. O presente trabalho analisa a influência da variação da largura da zona termicamente afetada na pressão de ruptura. Também ocorre a análise da influência da variação da profundidade de um único defeito e de múltiplos defeitos na pressão de ruptura. Os resultados obtidos via o método dos elementos finitos são comparados com os métodos semi-empíricos e resultados da literatura. O modelo computacional desenvolvido pelo presente trabalho apresentou resultados satisfatórios.

**Palavras-chave:** Corrosão, Dutos soldados, Método de Elementos Finitos.

## ABSTRACT

SILVA, Ivan Ferreira da. **Burst pressure assessment in pipes submitted to multiple defects in the girth weld via FEM.** 2018. 111 p. Master's Thesis (Master Degree in Mechanical Engineering) – Pontifícia Universidade Católica do Paraná, 2018.

Due to the expansion of the pipeline network for petroleum and its derivatives transportation, it is essential to develop studies that evaluate and guarantee the safety and reliability of such facilities. Corrosion is the deterioration of a material generated by chemical or electrochemical action of the environment, and it is allied or not to mechanical stresses. This process can occur on internal or external surfaces of the pipe, in the base metal, in the weld seam, in the circumferential weld or in the head affected zone (HAZ). The welded pipes are susceptible to corrosion formation, since the heating in the point leads to structural modifications and material composition modifications, which lead to the appearance of corrosion. The objective of this study is to develop a computational model for weld with corrosion defect by Finite Element Method (FEM). The proposed numerical model considers the contact conditions between the base metal, head affected zone and addition material. And the elastoplastic behavior of the material is modelled via Von Mises's isotropic hardening behavior. The pipe material is defined as API X70 steel. The rectangular format is widely used as corrosion defect, because this geometry presents the stress concentration in the corners, and it provides more conservative results. The computational model considered not only the material and geometric nonlinearities, but also the nonlinearities of the contact conditions. In this study, the effect of the defect on the weld is evaluated in the determination of burst pressure and the computational model is validated through the comparison of results with literature ones. The present work analyzes the influence of the width variation of the head affected zone in the burst pressure. In addition, the influence is analyzed in the depth variation of a single defect and multiple defects concerning the burst pressure. The results obtained using the finite element method are compared with semi-empirical methods and literature results. The computational model developed by the present work presented satisfactory results.

**Keywords:** Corrosion, Welded Pipes, Finite Element Method

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LISTA DE SÍMBOLOS

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>19</b>
1.1 MOTIVAÇÃO .....	23
1.2 OBJETIVO GERAL .....	27
<b>1.2.1 Objetivos Específicos.....</b>	<b>27</b>
1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO .....	27
1.4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	28
<b>2. TEORIA FUNDAMENTAL .....</b>	<b>35</b>
2.1 CORROSÃO .....	35
<b>2.1.1 Mecanismos básicos da corrosão.....</b>	<b>35</b>
<b>2.1.2 Corrosão em torno do cordão de solda.....</b>	<b>36</b>
2.2 MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS EMPREGADOS PARA ANÁLISE DE DUTO CORROÍDO.....	40
<b>2.2.1 Método ASME B31G .....</b>	<b>40</b>
<b>2.2.2 Método 085 dl ou B31G modificado .....</b>	<b>41</b>
<b>2.2.3 Método DNV-RP-F101 .....</b>	<b>42</b>
<b>2.2.4 Método PCORRC OU BATELLE.....</b>	<b>42</b>
2.3 CONDIÇÕES DE CONTATO.....	42
<b>2.3.1 Equações da mecânica do contínuo .....</b>	<b>43</b>
2.4 ELEMENTO TETRAÉDRICO DE 10 NÓS – SOLID 187 .....	46

2.5	SOLUÇÃO PARA ANÁLISE NÃO LINEAR.....	50
2.5.1	Plasticidade.....	50
2.5.2	Método de Newton Raphson.....	55
2.5.3	Critérios de convergência.....	56
3.	<b>MODELO DE ELEMENTOS FINITOS.....</b>	<b>58</b>
3.1	ENSAIO EXPERIMENTAL E MODELO COMPUTACIONAL REALIZADO POR KIM <i>ET AL.</i> (2016).....	58
3.2	MODELO COMPUTACIONAL DESENVOLVIDO VIA MEF.....	59
3.2.1	Definição da condição de contato para o modelo computacional .....	63
3.2.2	Refino da malha .....	63
3.2.3	Condições de contorno.....	65
4.	<b>ANÁLISES E RESULTADOS.....</b>	<b>66</b>
4.1	ESTUDO DE CASO 1 – DEFEITO NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL, VARIANDO A LARGURA DA ZTA.....	66
4.2	ESTUDO DE CASO 2 – DEFEITO NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL, COM VARIAÇÃO DA PROFUNDIDADE DO DEFEITO .....	73
4.3	ESTUDO DE CASO 3 – DEFEITOS NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL POSICIONADOS À 0° & 45°, 0° & 90°.....	81
4.4	ESTUDO DE CASO 4 – MÚLTIPLOS DEFEITOS NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL POSICIONADOS À 0°, 45° & 90°.....	93
5.	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>102</b>
5.1	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	102
5.2	TRABALHOS FUTUROS.....	104
6.	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>105</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Infraestrutura de produção e movimentação de petróleo e derivados -2016. .....	20
Figura 2. Infraestrutura de produção e movimentação de gás natural -2016. ....	20
Figura 3. Relação dos temas de pesquisa. ....	22
Figura 4. Principais causas de acidentes de dutos que transportam óleo.....	26
Figura 5. Principais causas de acidentes de dutos que transportam gás.....	26
Figura 6. Corrosão em tubulação em região próxima à solda. ....	37
Figura 7. Contato entre os corpos no tempo t. ....	44
Figura 8. Definições utilizadas para análise do contato. ....	46
Figura 9. Elemento tetraédrico de dez nós.....	47
Figura 10. Superfície de escoamento após carregamento no material que apresenta encruamento isotrópico.....	51
Figura 11. Representação do método do Newton Raphson.....	56
Figura 12: Diagramas da solda circunferencial e de costura.....	59
Figura 13: Planos de simetria.....	60
Figura 14. Curva tensão - deformação para o MB x ZTA x Consumível. ....	61
Figura 15. Contato entre os componentes. ....	63
Figura 16. Refino da malha. ....	64
Figura 17. Malha realizada via elementos finitos.....	64
Figura 18: Condições de contorno. ....	65
Figura 19. Defeito com variação da ZTA.....	67
Figura 20. Deslocamento total para a variação da ZTA. ....	68
Figura 21. Tensão equivalente de Von Mises para a variação da ZTA. ....	69
Figura 22. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da ZTA. ....	70
Figura 23. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da ZTA. ....	70
Figura 24. Pressão interna X deformação - Variação da ZTA. ....	71
Figura 25. Resultados obtidos para pressões de ruptura em relação à variação da ZTA.....	72
Figura 26. Defeito à 0° com variação da profundidade do defeito.....	74
Figura 27. Deslocamento total – Variação da profundidade do defeito à 0°.....	75
Figura 28. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade do defeito à 0°.....	76

Figura 29. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade do defeito à 0°.....	77
Figura 30. Detalhe das curvas tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade do defeito à 0°.....	77
Figura 31. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da profundidade do defeito à 0°.....	78
Figura 32. Pressão interna X deformação - Variação da profundidade do defeito à 0°.....	79
Figura 33. Comparativo entre os métodos utilizados. ....	81
Figura 34. Defeitos à 0° e 45°, 0° e 90° com variação da profundidade dos defeitos. ....	81
Figura 35. Deslocamento total – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°.	82
Figura 36. Deslocamento total – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 90°.	83
Figura 37. Campo de deslocamento entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°.....	84
Figura 38. Campo de deslocamento entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 90°.....	85
Figura 39. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°.....	86
Figura 40. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 90°.....	87
Figura 41. Distribuição de tensões entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°.....	88
Figura 42. Distribuição de tensões entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 90°.....	88
Figura 43. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°, 0° & 90°.....	90
Figura 44. Detalhe das curvas de tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°, 0° & 90°.....	90
Figura 45. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°, 0° & 90°.....	91
Figura 46. Pressão interna X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°, 0° & 90°.....	92

Figura 47. Comparação da pressão de ruptura em relação a posição dos defeitos à 0°, 0° & 45° e 0° & 90° .....	93
Figura 48. Defeitos posicionados à 0°, 45° & 90° com variação da profundidade dos defeitos. ....	94
Figura 49. Deslocamento total – Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90° .....	95
Figura 50. Campo de deslocamento entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.....	96
Figura 51. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90° .....	97
Figura 52. Distribuição de tensões entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.....	97
Figura 53. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.....	98
Figura 54. Detalhe das curvas de tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.....	99
Figura 55. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.....	100
Figura 56. Pressão X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90° .....	100
Figura 57. Comparação da pressão de ruptura em relação a posição dos defeitos à 0°, 0° & 45° e 0° & 90°.....	101

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Principais acidentes com dutos no Brasil. ....	25
Tabela 2. Combinações material-ambiente, propícios à formação de trincas por corrosão sob tensão. ....	39
Tabela 3: Geometria e valores das pressões de ruptura para os ensaios experimentais. ....	58
Tabela 4. Valores de tensão-deformação obtidos a partir do ensaio experimental para MB, ZTA e consumível.....	62
Tabela 5. Parâmetros do defeito com variação da largura da ZTA. ....	67
Tabela 6. Comparativo entre os métodos utilizados e as pressões de ruptura para variação da ZTA. ....	73
Tabela 7. Variação da profundidade do defeito.....	74
Tabela 8. Comparativo entre os resultados do presente trabalho e Kim <i>et al.</i> (2016). ....	80
Tabela 9: Comparativo entre os resultados do presente trabalho e os métodos semi-empíricos. ....	80

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
AM	Amazonas
ANP	Agência Nacional de Petróleo
API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
BN	<i>Bayesian Network</i>
BT	<i>Bow-Tie</i>
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoa de Nível Superior
CC	Condição de contorno
CO	Monóxido de carbono
CO <sub>2</sub>	Dióxido de carbono
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
ER70S G	Classe do consumível
GDL	Graus de liberdade
HCl	Ácido clorídrico
HF	Ácido fluorídrico
H <sub>2</sub> S	Sulfeto de hidrogênio
H <sub>2</sub> O <sub>2</sub>	Peróxido de hidrogênio
ITW	<i>Impacting Trained Welding</i>
MB	Metal Base
MEF	Método dos Elementos Finitos
MIG MAG	<i>Metal Inert Gas Metal Active Gas</i>
NaCl	Cloreto de sódio
NaOH	Hidróxido de Sódio
NFAD	<i>Notch based Failure Assessment Diagram</i>
NLU	Ultrassonografia Não Linear
OoBN	<i>Object Oriented Bayesian Network</i>
PCORRC	<i>Pipe Corrosion Failure Criterion</i>
pH	Potencial Hidrogeniônico
PPGEM	Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica
PUC-PR	Pontifícia Universidade Católica do Paraná

RJ	Rio de Janeiro
RSTRENG	<i>Remaining Strenght of Corroded Pipe</i>
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
SINTAP	<i>Structural Integrity Assessment Procedure for Europe Industry</i>
SP	São Paulo
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
UFPR	Universidade Federal do Paraná
UFRJ	Universidade Federal do Rio de Janeiro
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona termicamente afetada

## LISTA DE SÍMBOLOS

$a$	Profundidade do defeito
$A$	Fator adimensional
$c$	Comprimento do defeito
$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$	Deformações de cisalhamento
$D_e$	Diâmetro externo do duto
$de_{ij}^p$	Incremento da deformação plástica
$\vec{\delta}$	Vetor de deslocamentos
$\delta_{ij}$	Delta de Kronecker
$\delta u_i^l, \delta u_i^j$	Componentes dos deslocamentos virtuais
$\delta_t e_{ij}$	Variacional da deformação
$\delta u_i, \delta u_i^s, \delta u_i^c$	Variacional do deslocamento, de contato e de superfície
$\Delta t$	Intervalo de tempo
$\Delta L$	Variação da largura da ZTA
$\Delta \theta$	Variação angular
$\{\Delta Q\}^{i-1}$	Vetor de forças desbalanceadas
$\Delta e_{ij}^p$	Variação da deformação plástica
$\{\Delta u\}^i$	Correção do vetor tangente na iteração $i$
$E$	Módulo de elasticidade
${}^{t+\Delta t} \mathbf{e}'$	Deformação desviatória no tempo $t + \Delta t$
${}^{t+\Delta t} \mathbf{e}^p$	Deformação plástica no tempo $t + \Delta t$
${}^{t+\Delta t} e_m$	Deformação média no tempo $t + \Delta t$
$\{\varepsilon\}$	Deformação
$\{\varepsilon\}^T$	Estado plano de deformação
$\varepsilon_p$	Deformação plástica
$\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$	Deformações normais
$F$	Superfície de escoamento do material
${}^t f^{IJ}$	Vetor das forças da superfície de contato
${}^t f_i^B, {}^t f_i^S, {}^t f_i^c$	Forças de contato e forças de superfície do corpo
${}^{t+\Delta t} f^{vm}$	Condição de escoamento no tempo $t + \Delta t$
$\{F_{int}\}^{i-1}$	Vetor de forças internas na interação $i - 1$

$I$	Representa o corpo $I$
$J$	Representa o corpo $J$
$k$	Parâmetro relacionado à $\varepsilon_p$
$[K_T]^{i-1}$	Matriz de rigidez tangente na iteração $i - 1$
$l$	Comprimento da corrosão
$L$	Operador diferencial linear
$\lambda$	Componente de tração normal
$m$	Número de nós da superfície de contato
$M$	Fator de correção do comprimento do defeito
$\mathbf{n}$	Vetor normal para $S^{IJ}$
$N$	Número de corpos
$\nu$	Coeficiente de Poisson
$p$	Pressão hidrostática
$p\delta_{ij}$	Componente da tensão hidrostática
$P_{rup}$	Pressão de ruptura
$Q$	Fator de correção do comprimento do defeito
$Q_{Tot}$	Critério de convergência para força
$\{R_o\}$	Vetor das cargas de referência
$\mathbf{s}$	Vetor perpendicular à $\mathbf{n}$
$S_{ij}$	Tensor de tensão desviatória
${}^tS_c$	Região de contato
${}^{t+\Delta t}S_{ij}$	Tensão desviatória no tempo $t + \Delta t$
$S^{IJ}, S^{JI}$	Par de superfícies de contato
$S_1, S_2, S_3$	Tensões desviatórias principais
$\bar{\sigma}$	Tensor de tensões
$\sigma_{esc}$	Tensão de escoamento
${}^{t+\Delta t}\sigma_{esc}$	Tensão de escoamento no tempo $t + \Delta t$
$\sigma_{PK\ 2ij}$	Componentes de segundo tensor de Piola-Kirchhoff
$\{\sigma\}$	Tensão
$\{\sigma\}^T$	Estado de tensão
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Tensões normais

$\sigma_y$	Tensão de escoamento
$\sigma_u$	Tensão última
${}^{t+\Delta t}\sigma_m$	Tensão média no tempo $t + \Delta t$
$t$	Espessura da parede de duto
$\mathbf{t}$	Componente de força tangencial
${}^t\tau_{ij}$	Tensão
$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	Tensões de cisalhamento
U	Energia de deformação elástica
$U_0$	Densidade de energia de deformação
$\{u\}^i$	Vetor de deslocamento total
$u_{Tol}$	Critério de convergência para deslocamento
$\varphi^b$	Fator da carga

## 1. INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas houve o aumento da produção de petróleo e gás natural no país, este acréscimo fica evidenciado com os dados da ANP (2017). A produção de petróleo nacional em 2017 cresceu 3,2%, terceiro ano consecutivo de aumento e atingiu 2,5 milhões de barris por dia. No mesmo sentido, a produção nacional de gás natural teve um acréscimo de 7,9%, para 103,8 milhões de metros cúbicos por dia. O Brasil possui dois sistemas de transportes mais conhecidos, o primeiro gerenciado pela Transpetro, subsidiária pela Petrobrás, que opera por volta de 14 mil quilômetros de oleodutos e gasodutos no país. A companhia transporta gás, petróleo e seus derivados por grande parte do Brasil, especialmente nas regiões Sudeste, Nordeste e Sul. O outro sistema é operado pela Transportadora Brasileira Gasoduto Bolívia-Brasil, que possui uma extensão de 3.150 quilômetros, em que 2600 estão em território nacional, e cortam os estados de Mato Grosso do Sul, São Paulo, Paraná, Santa Catarina e Rio Grande do Sul (ANP,2017). Nas Figuras 1 e 2 é possível observar a infraestrutura da malha dutoviária brasileira, tanto para o escoamento de petróleo (Figura 1), quanto para gás natural (Figura 2). Diante deste cenário, fica evidente que os dutos devem e estão sendo cada vez mais utilizados para a realização de transporte destas fontes de energia. Os dutos são os meios mais seguros e de menor custo, que possuem alta eficiência e produtividade. Mesmo com os benefícios que os dutos proporcionam para o transporte de petróleo e seus derivados, a malha de dutoviária brasileira é pequena em comparação à outros países, como: Estados Unidos, México, Argentina e Austrália.

Os dutos são usualmente fabricados de aço carbono (API X70 possui 0,17% de carbono), pois, este é um material com resistência mecânica alta e sobretudo, possui um baixo custo em relação aos outros materiais. As tubulações são extensas, portanto, é importante que o material utilizado para a fabricação dos dutos, atenda às condições de trabalho, tais como: pressão interna e externa, tipo de fluido transportado, meio corrosivo a que são expostas, entre outras condições.

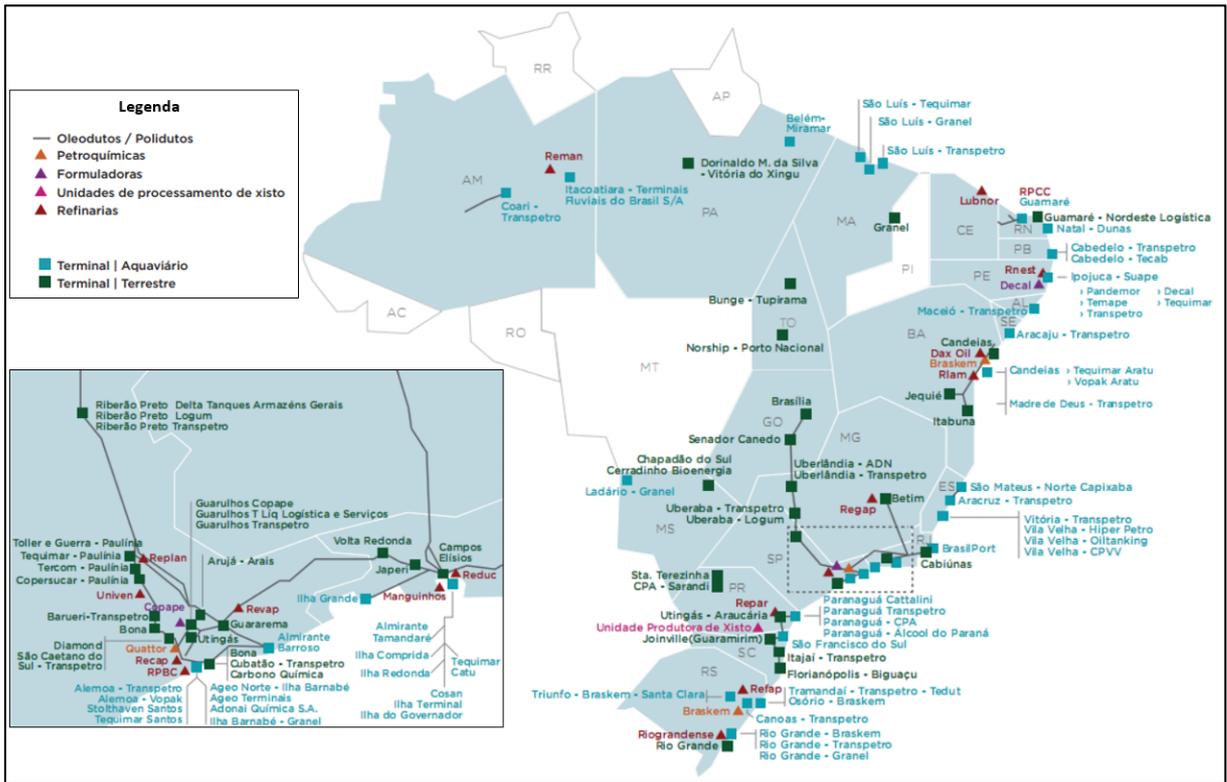


Figura 1. Infraestrutura de produção e movimentação de petróleo e derivados -2016.

Fonte. ANP/SCM, (2017).

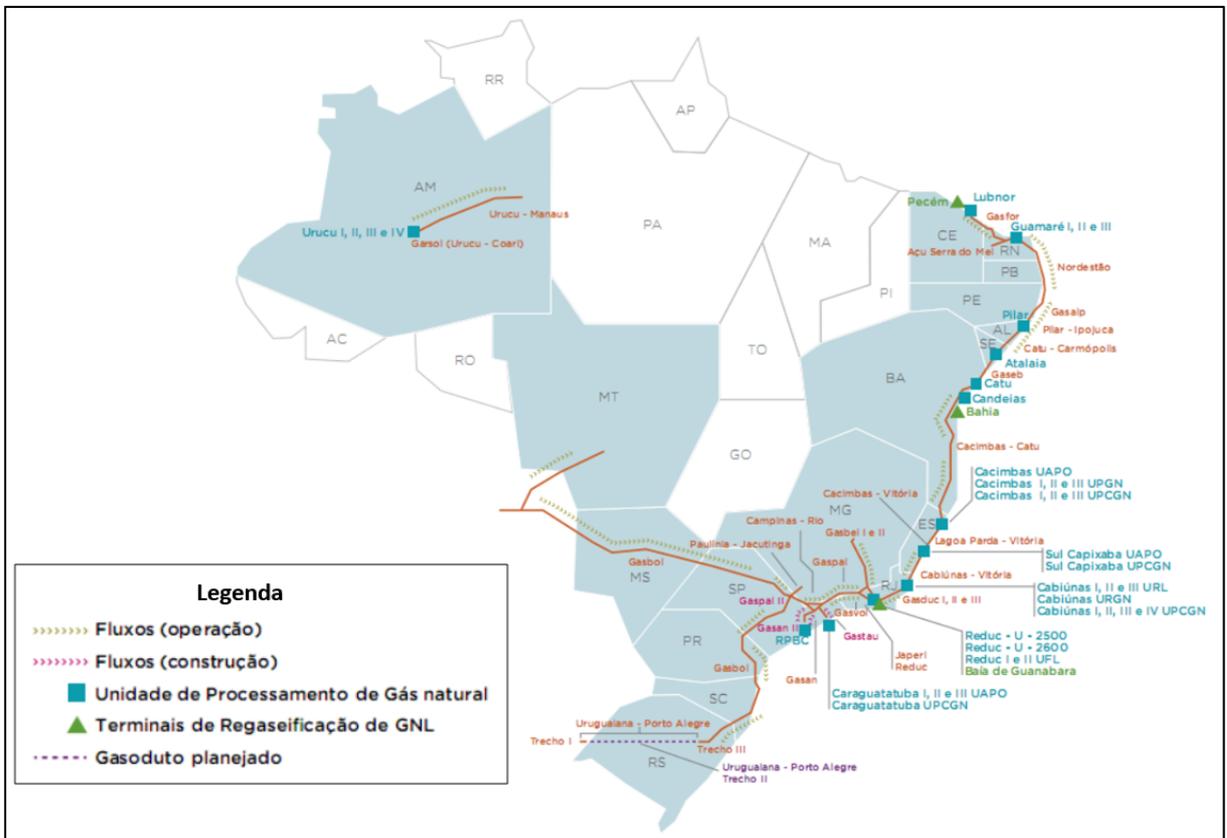


Figura 2. Infraestrutura de produção e movimentação de gás natural -2016.

Fonte. ANP/SCM, (2017).

De acordo com o tipo de processo de fabricação que o duto é submetido (se existe soldagem), tipo de fluido transportado (podendo o fluido ser corrosivo) e ao ambiente corrosivo no qual o duto é instalado, então, este componente pode ser suscetível ao ataque de corrosão. A corrosão é a deterioração de um material, geralmente metálico, por ação química ou eletroquímica do meio ambiente aliada ou não a esforços mecânicos (Gentil, 2003). Este processo pode ocorrer em superfícies internas ou externas do duto, no material de base, na costura de solda, na solda circunferencial ou na zona termicamente afetada (ZTA). O duto, como outras estruturas metálicas, vai deteriorar com o tempo. Neste caso, a perda do metal na seção transversal resulta em redução da capacidade de operação e segurança do duto (Cosham *et al.*, 2007). Em função da presença da corrosão, a pressão interna deve ser reduzida, o que implica na perda de eficiência do sistema, e na possível interrupção do transporte para reparo do trecho corroído.

Desta forma a corrosão é um defeito que deve ser analisado com extrema atenção, pois, além de afetar a capacidade de transporte do fluido, pode ocasionar severos acidentes ambientais. Quando estuda-se a corrosão em dutos, deverão ser analisados os processos que podem ocasionar o defeito. Um dos processos que pode causar a degradação do material é a soldagem. A soldagem é o processo que visa obter a união de duas ou mais peças, assegurando na junta soldada, a continuidade de propriedades físicas, químicas e metalúrgicas (Modenesi *et al.*, 2012). Devido ao fato dos dutos transportarem petróleo e seus derivados por longas distâncias, existe a necessidade dos tubos serem soldados. Logo, este processo de fabricação deve ser realizado criteriosamente, seguindo normas (por exemplo *American Welding Society – AWS*), desta forma, os potenciais pontos de surgimento do defeito são minimizados. Todavia, a corrosão é um problema que promove diversas consequências, tanto as mais simples, como necessidade de troca do trecho corroído, quanto à falha de um duto, ocasionando um desastre ambiental. Diante deste cenário, na qual a soldagem influencia diretamente no processo de formação da corrosão, o presente trabalho desenvolve um modelo computacional via Método dos Elementos Finitos (MEF), para determinar a pressão de ruptura em dutos com solda circunferencial e defeito retangular, onde o defeito caracteriza a corrosão. Na Figura 3, há um esquema que mostra a relação do presente trabalho com o defeito de corrosão, soldagem e modelo de elementos finitos. A soldagem influencia diretamente no processo de formação da

corrosão, pois, o aquecimento gerado pela soldagem, resulta em modificações estruturais e de composição do material, ocasionando uma diferença de potencial. E esta diferença de potencial acarreta a formação da corrosão em torno do cordão de solda. Para a formulação do modelo computacional, foi necessário estabelecer as condições de contato entre a zona fundida, zona termicamente afetada e metal base. Também foi definido o defeito de corrosão como retangular, pois, a geometria retangular possui quinas que concentram tensão, deixando o componente analisado em uma condição mais crítica.



Figura 3. Relação dos temas de pesquisa.

Por conseguinte, é imprescindível a determinação da pressão de ruptura do duto. A definição desta pressão, pode ser realizada através de métodos analíticos, tais como: ASME B31G, ASME31G modificado, *Det Norske Veritas* (DNV) e *Pipe Corrosion Failure Criterion* (PCORRC). Porém, estes métodos analíticos determinam a pressão de ruptura somente para dutos sem o processo de soldagem, entretanto, a

soldagem é um procedimento de fabricação geralmente presente nos dutos. Outra possibilidade para avaliar a pressão de ruptura de um duto é a utilização do método de elementos finitos, com a consideração da não linearidade física e uma configuração do defeito mais próxima da realidade. A análise computacional considerada via MEF, admite o estado de ruptura iminente descrito pela mecânica da fratura. Desta forma, o presente trabalho deseja mostrar a influência que a soldagem pode exercer sobre a pressão de ruptura.

## 1.1 MOTIVAÇÃO

Com o aumento da demanda energética consumível, tornou-se inevitável o crescimento da malha dutoviária, fazendo com que as empresas petroquímicas se conscientizassem sobre a importância da manutenção da integridade estrutural da linha, pois, a falta de manutenção pode ocasionar a perda de fluxo ou graves acidentes. Deste modo, diversos setores estão realizando investimentos no método de inspeção, manutenção preventiva, preditiva e especialmente no método da avaliação da pressão de ruptura.

De acordo com a faixa territorial do Brasil, o país possui uma rede dutoviária pequena, que se concentra na costa do oceano Atlântico. Todavia, o Brasil deve investir neste tipo de condução, pois, os dutos oferecem diversos benefícios, tais como: custos de manutenção mais baixos em relação à outros meios de transporte; maior nível de segurança e confiabilidade; permitem o transporte de grandes quantidades de um fluido em um pequeno intervalo de tempo; economia de transmissão em larga escala e longas distâncias, permitem um fluxo contínuo; pouco influenciado por fatores meteorológicos; baixo consumo de energia; demanda pouca mão de obra; menor susceptibilidade de perdas, roubos e possibilidade de operar constantemente, desde que não haja avarias na linha (ANP, 2017). Entretanto, este tipo de condução apresenta algumas desvantagens, como: capacidade, não é indicado para pequenos volumes e distâncias curtas; necessidade de grande investimento em capital; baixa flexibilidade quanto à rota de distribuição e apresentam riscos de acidentes ambientais, caso haja o rompimento de alguma tubulação.

No Brasil, houveram diversos incidentes com tubulações que resultaram em perdas financeiras e graves acidentes ambientais. A Tabela 1, mostra os principais acidentes com dutos no Brasil.

DATA	ACIDENTE
10 de março de 1997	O rompimento de um duto da Petrobrás, que liga a Refinaria de Duque de Caxias (RJ) ao terminal DSTE-Ilha D'Água, provoca o vazamento de 2,8 milhões de óleo combustível em manguezais na Baía de Guanabara (RJ).
6 de agosto de 1999	Vazamento de 3 mil litros de óleo no oleoduto da refinaria da Petrobrás, que abastece a Manaus Energia (Reman) atinge o Igarapé do Cururu (AM) e Rio Negro. Danos ambientais ainda não recuperados.
24 de agosto de 1999	Na Repar (Petrobrás), na grande Curitiba houve um vazamento de 3 metros cúbicos de nafta de xisto, produto que possui benzeno. Durante três dias o odor praticamente impediu o trabalho na refinaria.
18 de janeiro de 2000	O rompimento de um duto da Petrobrás que liga a Refinaria Duque de Caxias ao terminal da Ilha d'Água provocou o vazamento de 1,3 milhão de óleo combustível na Baía de Guanabara. A mancha se espalhou por 40 quilômetros quadrados. Laudo da Coppe/UFRJ, divulgado em 30 de março, concluiu que o derrame de óleo foi causado por negligência da Petrobras, já que as especificações do projeto original do duto não foram cumpridas.
28 de janeiro de 2000	Problemas em um duto da Petrobrás entre Cubatão e São Bernardo do Campo (SP), provocam o vazamento de 200 litros de óleo diluente. O vazamento foi contido na Serra do Mar antes que contaminasse os pontos de captação de água potável no rio Cubatão.
16 de julho de 2000	Quatro milhões de litros de óleo foram despejados nos rios Barigui e Iguaçu no Paraná, por causa de uma ruptura da junta de expansão de uma tubulação da Refinaria Presidente Getúlio Vargas (Repar - Petrobrás). O acidente levou duas horas para ser detectado, tornando-se o maior desastre ambiental provocado pela Petrobras em 25 anos.

Continuação da Tabela 1	
DATA	ACIDENTE
16 de fevereiro de 2001	Rompe mais um duto da Petrobrás, vazando 4.000 mil litros de óleo diesel no Córrego Caninana, afluente do Rio Nhundiaquara, um dos principais rios da região. Este vazamento trouxe grandes danos para os manguezais da região, além de contaminar toda a flora e fauna.
30 de maio de 2001	O rompimento de um duto da Petrobrás em Barueri em São Paulo, ocasionou o vazamento de 200 mil litros de óleo que se espalharam por três residências de luxo do Condomínio Tamboré 1 e atingiram as águas do Rio Tietê e do Córrego Cachoeirinha.

Tabela 1. Principais acidentes com dutos no Brasil.

Fonte. Ambiente Brasil, 2017.

Catástrofes ambientais podem acontecer por falha humana, falta de manutenção preventiva, preditiva nas tubulações, que ocasiona o rompimento do duto. Entretanto, os acidentes também podem ocorrer por meios de origem tecnológicos: erro no dimensionamento no projeto do duto, trincas, corrosões, soldas que interagem com o meio, vindo a surgir defeitos estruturais no duto. A soldagem é um processo de fabricação que pode fazer com que a superfície metálica sofra um tratamento térmico diferente das demais regiões do material, resultando em modificações estruturais e modificações na composição do material. E estas modificações podem provocar a corrosão intergranular, o que reduz a resistência mecânica dos materiais, podendo ocorrer fratura em um pequeno intervalo de utilização do equipamento. Portanto, é de extrema seriedade que haja o estudo dos defeitos que estão no cordão ou próximo à região soldada, pois, as principais causas de ruptura nos dutos que transportam petróleo e gás natural são corrosão e soldagem, este estudo pode ser visualizado nas Figuras 4 e 5 (Wang *et al.*, 2017).

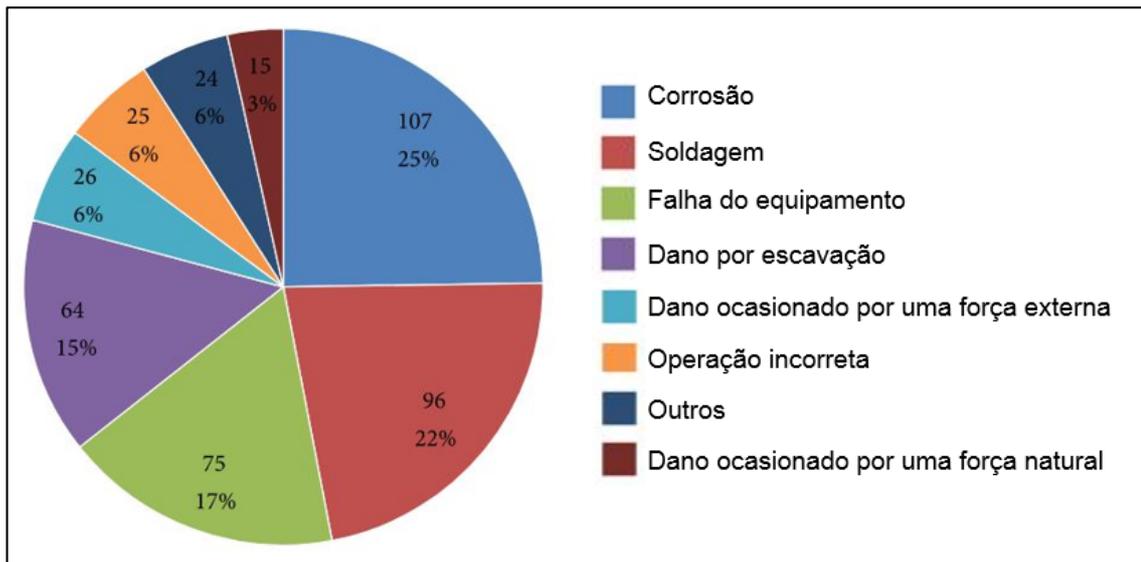


Figura 4. Principais causas de acidentes de dutos que transportam óleo.  
Fonte. Wang *et al.*, (2017).

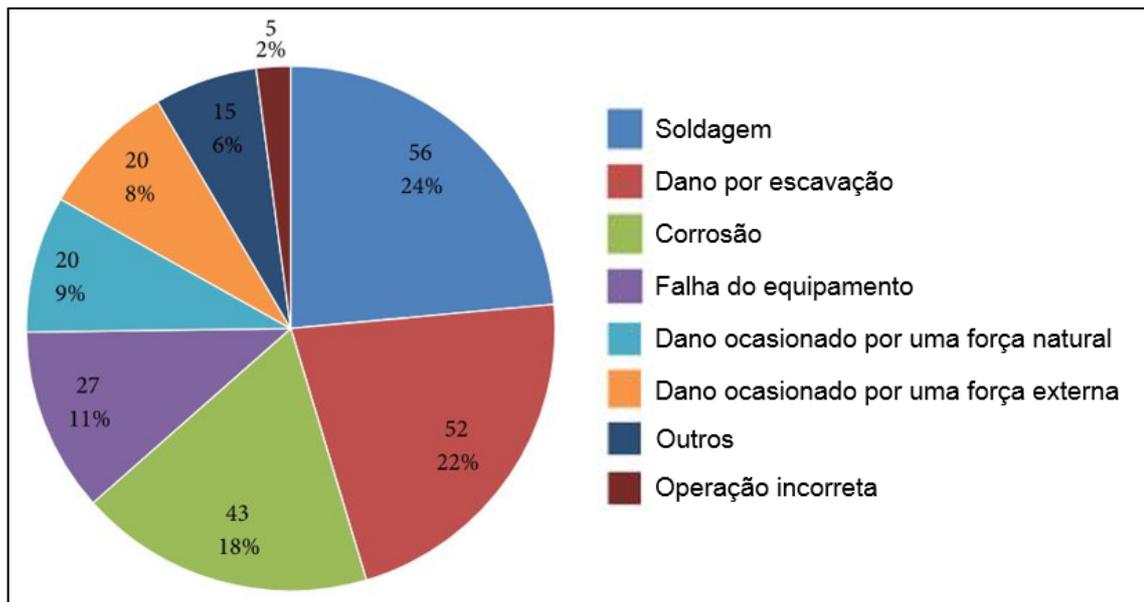


Figura 5. Principais causas de acidentes de dutos que transportam gás.  
Fonte. Wang *et al.*, (2017).

Este contexto incentiva o avanço científico e tecnológico na área de estudo e pesquisas relacionados à manutenção dos dutos, projeto e principalmente no método de avaliação da resistência mecânica residual decorrente de quaisquer causas. Desta forma, serão minimizados os riscos de desastres ambientais e prejuízos financeiros.

## 1.2 OBJETIVO GERAL

O objetivo principal deste trabalho é determinar a pressão de ruptura em dutos com variação da largura da zona termicamente afetada e com variação da profundidade do defeito de corrosão, quando o componente é submetido a carregamentos de pressão interna.

### 1.2.1 Objetivos Específicos

- a) Desenvolver o modelo computacional via Método de Elementos Finitos para simular o comportamento elastoplástico de duto soldado com corrosão;
- b) Determinar a pressão de ruptura para o duto sem zona termicamente afetada e para larguras de ZTA com 35%, 75% e 100% em relação a espessura do duto, verificando se ocorre a modificação da pressão de ruptura de acordo com a largura da ZTA;
- c) Determinar e avaliar a pressão de ruptura para o duto com múltiplos defeitos de corrosão na direção circunferencial na solda circunferencial;
- d) Comparar os resultados encontrados com as pressões de rupturas obtidas através dos métodos semi-empíricos: ASME B31G, B31G MODIFICADO, PCORRC e DNV.

## 1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

O capítulo 1 deste trabalho consiste em uma introdução aos assuntos que serão abordados ao longo do texto. Portanto, faz-se uma breve revisão de artigos e trabalhos relacionados ao tema de estudo e análise. Na sequência, apresenta-se o capítulo 2, faz-se uma breve explicação a teoria relacionada aos estudos de corrosão em torno do cordão de solda, métodos semi-empíricos, condições de contato, elemento tetraédrico de dez nós e solução para análise não linear. No capítulo 3, expõe-se o modelo computacional de Kim *et al.* (2016), em seguida, é mostrado o desenvolvimento do modelo computacional do presente trabalho. No capítulo 4, apresentam-se as aplicações e resultados obtidos a partir das análises realizadas. No capítulo 5, encontram-se as conclusões deste trabalho e as sugestões para futuras pesquisas. Por fim, no capítulo 6 estão as referências bibliográficas.

#### 1.4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Grigory e Smith (1996), realizaram experimentos com dutos corroídos e sujeitos à esforços combinados de pressão interna, flexão e temperatura. Por intermédio de desgaste mecânico, corrosões retangulares foram simuladas através de modelos com variações de dimensões e localizações. Nestas análises, foram observados modos de falha, por ruptura ou flambagem.

Chen *et al.* (1998), desenvolveram um modelo matemático junto com o método dos elementos finitos para análise de duto corroído e sujeito a um carregamento. O propósito deste trabalho era estimar o carregamento limite e a tensão referencial. O método numérico foi baseado no critério de escoamento de Von Mises e o método gaussiano de integração. Os pesquisadores utilizaram estes métodos de estudo, para analisar o duto com defeito do tipo pite, defeito elíptico axial, defeito elíptico circunferencial e defeito quadrático. Contudo, estas geometrias foram analisadas com momento, pressão interna e força axial.

Smith *et al.* (1998), realizaram ensaios e simulações para avaliar o efeito do encruamento, quando há variações de carregamentos e da geometria do defeito. Nesta pesquisa foi dado continuidade ao trabalho de Grigory e Smith (1996). Determinaram que a pressão interna, a diferença de temperatura, a profundidade e a largura da corrosão são os parâmetros que mais influenciam no enrugamento.

Benjamin *et al.* (2000), desenvolveram experimentos para estudar o comportamento de dutos com defeitos longos de corrosão. Na análise, foram preparados nove espécimes tubulares de aço API X60, contendo defeitos de corrosão isolados externos, retangulares, com contornos suavizados usinados por eletro erosão e foram analisados os resultados de pressão interna e pressão de ruptura. Verificou-se que para os defeitos longos uniformes, o método ASME produziu resultados conservadores, o método RSTRENG 085dL, concebeu resultados não conservadores. Já os métodos RSTRENG *Effective Area* e DNV produziram resultados conservadores, sendo que estes últimos métodos foram os mais adequados nas situações analisadas.

Chen e Shu (2001), desenvolveram um programa matemático em conjunto com o método dos elementos finitos para estimar a capacidade de transporte de duto corroído, submetido a um defeito de distinta composição geométrica e diferentes carregamentos.

Alves (2002), simulou numericamente ensaios experimentais encontrados na literatura, considerando dutos corroídos submetidos a pressão interna, momento fletor e cargas axiais, utilizando o software ABAQUS. Nas análises numéricas, foram reproduzidos os ensaios experimentais de Grigory e Smith (1996) e as análises numéricas de Roy *et al.* (1997). Os resultados das simulações de dutos corroídos e submetidos à carregamentos combinados, apontaram que a profundidade da corrosão afeta significativamente o valor da pressão de ruptura e influi pouco no momento máximo alcançado.

Kim *et al.* (2002), fizeram a análise de um duto com diferentes configurações de geometria utilizadas para simular a corrosão. Sendo que o objetivo da pesquisa era calcular a pressão limite de plastificação por meio do método de elementos finitos, os resultados obtidos foram comparados com os resultados analíticos e semi-empíricos encontrados na literatura.

Choi *et al.* (2003), realizaram uma pesquisa para determinar a condição para o estado do limite de ruptura do aço API X65 contendo defeito de corrosão. Eles realizaram um experimento com sete amostras, contendo defeito retangular usinado, que foram submetidas à pressão hidrostática interna. A análise foi realizada inicialmente com o defeito retangular, porém, posteriormente foi ajustada para a análise de defeito elíptico. Foi observado que o resultado obtido via elementos finitos estava correspondente com dados experimentais, quando a tensão limite é estabelecida à 80% da tensão última do material (para defeito retangular) e 90% para defeito elíptico. Foi verificado, que os dutos fraturados na região da corrosão eram controlados pelo mecanismo de colapso plástico. Neste trabalho, foi comparado o resultado de elementos finitos com o método B31G, e verificou-se que o método é conservativo, quando a corrosão é curta e não possui grande profundidade. Porém, não é conservativo quando a corrosão é profunda e longa.

Benjamin e Andrade (2003), procederam o estudo de um duto API X60, submetido a um defeito corrosivo e com profundidade não uniforme, sendo que este modelo foi simulado através do método de elementos finitos. No modelo computacional foram utilizados o elemento sólido e o elemento casca. Na análise experimental foram realizados ensaios de ruptura, a descontinuidade no duto foi usinada por eletro erosão. O ensaio foi repetido para os dois dutos corroídos, com diferentes geometrias de corrosão, em consequência, diferentes dimensões dos

retângulos. Através do método B31G, as corrosões nos dois dutos pertencem ao defeito longo.

Kim e Son (2004), realizaram estudos para calcular o fator de concentração de tensão para um duto submetido ao defeito de corrosão, com diferentes configurações de geometria e carregamento. A análise ocorreu através do método dos elementos finitos. Os pesquisadores realizaram o cálculo para diferentes dimensões do defeito.

Guimarães (2005), desenvolveu soluções numéricas para carga limite de dutos corroídos, através de simulações com elementos finitos de casca utilizando o *software* ANSYS.

Valentini *et al.* (2006), procederam uma investigação para avaliar os métodos analíticos semi-empíricos para a análise de dutos submetidos a descontinuidades. Nesta pesquisa, foram considerados os seguintes métodos semi-empíricos: B31G (ASME), 0.85dL (B31G modificado), RPA (0.85dL modificado) e o DNV (DNV-RP-F101). O método dos elementos finitos é utilizado para validar os métodos semi-empíricos. Para a realização das análises foram utilizados os seguintes materiais: X65, X70 e X80, com defeitos isolados da corrosão sob carregamentos de pressão interna, combinados a cargas axiais de compressão ou tração. Na pesquisa, ficou comprovado o conservadorismo do método B31G na avaliação de defeitos longos e a falta de conservadorismo do método 0.85dL na avaliação de defeitos de corrosão longos e profundos. O método DNV foi o que em diversas simulações apresentou os melhores resultados.

Cosham *et al.* (2007), realizaram um estudo sobre a avaliação da corrosão em dutos, apresentando testes de pequenas dimensões e de grande escala, e análises teóricas que descrevem o método de avaliação. O estudo baseia-se nos resultados de um projeto conjunto da indústria, o qual possui os melhores recursos disponíveis para a avaliação de defeitos em dutos, como: corrosão, mossas, goivas, defeitos de soldas. Primeiramente, o estudo concentrou-se no comportamento de defeitos do tipo entalhe em forma de V e fendas, depois, a análise foi estendida a defeitos reais de corrosão. O estudo avalia um único defeito e considera métodos de avaliação mais precisos, com regras de interação para estimar a resistência estática de dutos contendo corrosão.

Silva *et al.* (2007), foi realizado um estudo da aplicação de redes neurais para a análise de dutos com defeitos que interagem. Simulações de elementos finitos foram

feitas em um duto contendo dois defeitos alinhados, longitudinal ou de modo circunferencial. Com as alterações nos espaçamentos dos defeitos, realizou-se uma base de dados que contém a relação entre as pressões de falha dos dutos com defeitos múltiplos e únicos. Contudo, o método dos elementos finitos foi utilizado para produzir um banco de dados, que aponta para cada configuração de defeito múltiplo, a perda de capacidade do duto, quando comparada com a capacidade de carga contendo somente um defeito. Os resultados obtidos, foram comparados com os resultados do código DNV-RP-F101. De acordo com os pesquisadores, a pequena complexidade da aplicação apresentada no estudo não permitiu a generalização das regras propostas, porém, mostrou possibilidades da utilização da rede neural como ferramenta efetiva para avaliar dutos com a integridade comprometida pela corrosão.

Meliani *et al.* (2011), realizaram um estudo sobre a integridade estrutural de dutos corroídos submetidos a pressão interna com defeitos semi-esféricos, semi-elípticos e defeitos de entalhe. Os fatores de segurança foram avaliados através do procedimento SINTAP (*Structural Integrity Assessment Procedure for Europe Industry*), o qual foi alterado usando um diagrama de avaliação de falha baseado em entalhe, NFAD (*Notch based Failure Assessment Diagram*). No estudo, dois métodos de avaliação de defeitos de corrosão em dutos foram utilizados: análise limite e diagrama de avaliação de falha de entalhe modificado. Para as análises de pressão limite foram utilizados os seguintes métodos: ASME B31G, ASME B31G modificado, DNV-RP F-101 e o método de Choi *et al.* (2003). A avaliação do defeito foi realizada por comparação do fator de segurança para um valor prescrito (abordagem determinística) ou probabilidade de falha para um nível convencional.

Ma *et al.* (2013), realizaram um estudo sobre o método da pressão de ruptura para dutos corroídos que concentram um elevado grau de tensões. Baseado no critério de Von Mises, uma fórmula foi deduzida e adaptada via a equação de Ramberg-Osgood. Nesta análise foi avaliada a pressão para dutos com tampa (fechados) e abertos, também foram realizados inúmeras simulações via o método de elementos finitos, no qual foi avaliada a pressão de falha para os dutos corroídos. Nas simulações via elementos finitos foram investigadas como a profundidade e o comprimento do duto influenciam na capacidade do componente suportar o carregamento, quando a tensão equivalente de Von Mises atinge a tensão última do material.

Abdalla Filho *et al.* (2014), realizaram um estudo sobre a avaliação da pressão de ruptura de dutos corroídos para dois tipos de defeitos, sendo um deles proveniente da redução da espessura da parede e o outro sendo pit de corrosão. As análises numéricas são utilizadas como uma tentativa de avaliar a pressão de falha de dutos sujeitos ao primeiro tipo de defeito. Os resultados numéricos são obtidos e comparados com os resultados dos métodos semi-empíricos, no qual foi possível visualizar que o método ASME B31G é conservador. Já os outros dois métodos, RSTRENG 0.85 e DNV-RP-F101 também são conservadores, porém, em algumas aplicações podem apresentar resultados ligeiramente acima dos valores apresentados via elementos finitos. Contudo, foi concluído que os métodos semi-empíricos podem ser destinados para fins práticos. Já para a análise do defeito do tipo pit, foi verificada a distribuição de tensões em uma seção do duto sujeita a deformação plástica. A relação de distribuição de tensões com a variação do diâmetro foi definida, verificando-se que a pressão aumenta com o aumento do diâmetro do duto.

Ma *et al.* (2014), realizaram uma pesquisa através da técnica denominada *Impacting Trained Welding* (ITW), destinada a refinar o tamanho de grão da zona termicamente afetada na soldagem multipasse. A ideia principal do ITW é obter uma grande deformação na ZTA durante a passagem de solda e recristalizá-la durante a próxima passagem de solda. A análise teórica sugere que a ZTA deformada pode ficar completamente recristalizada e o grau de crescimento sucessivo do grão é menor em relação ao crescimento normal do grão, de modo que os grãos podem ser drasticamente refinados. O tamanho médio de grão foi reduzido por um fator 2 pela aplicação da técnica ITW e permaneceu próximo ao tamanho do grão do material base (AISI 304).

Basso *et al.* (2014), desenvolveram uma pesquisa com o objetivo de analisar dutos com defeito de corrosão submetidos a máxima pressão que o componente pode suportar. A metodologia do estudo estima as pressões internas, permitidas para os dutos comprometidos com a perda de espessura causada por corrosão, aplicando o método DNV-RP-F101. Os resultados encontrados por este método foram comparados com análises realizadas via o método de elementos finitos, utilizando o programa ANSYS. Para validar o modelo computacional foi utilizado o modelo de Choi *et al.* (2003). Para avaliar a pressão de falha, o método DNV foi comparado com o

método B31G e com o modelo de elementos finitos. O método DNV apresentou resultados acurados, quando comparados com os resultados do método de elementos finitos. Entretanto, esses resultados são menos conservadores em relação as estimativas de pressão de falha do método ASME B31G.

Chen *et al.* (2015), investigaram o comportamento da pressão de falha em dutos de API X80, contendo defeitos longitudinais e circunferenciais. Nesta pesquisa foram realizadas análises não lineares via o método de elementos finitos. Os resultados numéricos indicaram que a interação entre as distâncias dos defeitos de corrosão são o fator chave, que afeta diretamente a pressão de ruptura. Foi realizada a determinação da pressão de ruptura através dos métodos semi-empíricos. Por meio da comparação dos resultados empíricos e do modelo computacional, foi possível concluir que as soluções propostas no trabalho, podem fornecer pressões de ruptura precisas.

Hertelé *et al.* (2016), realizaram diversas análises experimentais para avaliar o carregamento axial que os dutos soldados com corrosão são capazes de suportar. Foram realizados testes em placas curvas soldadas. Através dos resultados obtidos ocorreu a análise das influências da geometria da solda e do material. Os resultados são utilizados para desenvolver uma abordagem de avaliação, baseada no Anexo G do *BS 7910:2013* e modificado para obter a relação elastoplástica e tensão-deformação resultante do desalinhamento da solda. Em conclusão, as equações de colapso plástico podem ser usadas para avaliar a aceitabilidade do metal de solda em dutos desgastados. As equações abrangem os efeitos da geometria do duto e do desalinhamento da solda. Um conceito empírico do desalinhamento efetivo é introduzido através da Lei de Neuber para o caso elastoplástico de tensão-deformação.

Kim *et al.* (2016), realizaram uma pesquisa com a abordagem da avaliação da pressão de falha de dutos com solda circunferencial e de costura, submetidos à defeitos de corrosão, variando a profundidade do defeito. Os pesquisadores procederam ensaios experimentais e, a partir destes, foi possível encontrar uma pressão de ruptura para o duto. Também foram realizadas análises através do método de elementos finitos, para verificação da performance da pressão de ruptura em relação aos defeitos nas soldas circunferencial e de costura. No modelo computacional foi considerado o comportamento 3D elastoplástico do material e foi

validado através dos ensaios experimentais. Os testes experimentais e o modelo de elementos finitos foram comparados com os seguintes métodos analíticos: ASME B31G, ASME B31G modificado, DNV RP-F101 e PCORRC. De acordo com os resultados obtidos e as diversas análises realizadas via método de elementos finitos, o método PCORRC foi o que apresentou maior precisão.

Yang *et al.* (2017), realizaram uma análise dos eventos anormais que podem afetar a condição de trabalho de dutos que estão no mar. Primeiramente, é estabelecida uma sistemática da corrosão de falha, baseada no modelo *Bow-Tie* (BT), este modelo BT é mapeado no modelo *Bayesian Network* (BN). O modelo BN apresenta facilidades na modelação independente de identificar as causas da corrosão, assim, com as atualizações das probabilidades de falha dependendo da chegada de novas informações. Além disso, *Object Oriented Bayesian Network* (OOBN), foi desenvolvido para melhor estruturar a rede e fornecer uma eficiente atualização do algoritmo. Baseado no modelo OOBN, a probabilidade de adaptação é executada em intervalos regulares, para estimar a falha devido a corrosão. Quando estimadas as probabilidades de falha, deverão ser priorizadas ações para prevenir e controlar as falhas. Em geral, o modelo OOBN pode identificar os eventos críticos, portanto, é possível gerenciar planos e atividades para evitar a falha devido a corrosão.

Doerr *et al.* (2017), realizaram uma pesquisa para avaliar a microestrutura da zona termicamente afetada com ênfase em deslocamentos, precipitados, tamanho, morfologia do grão e sensibilização. Esta análise ocorreu através da ultrassonografia não linear (NLU). Os resultados mostram que há um grande aumento no parâmetro de não linearidade acústica, medido nas proximidades da ZTA, que pode ser usado para monitorar mudanças na microestrutura, como a sensibilização.

Cai *et al.* (2018), realizaram um estudo sobre a soldagem híbrida na liga Al5083. Este material foi soldado com parâmetros otimizados de corrente. Combinado com circuito equivalente simulado por programa, obteve-se a relação entre microestruturas e resistência à corrosão. O metal soldado híbrido plasma-MIG com estrutura moldada, apresenta uma melhor resistência à corrosão em relação ao metal base com estrutura rolante. Ao contrário de outros métodos de soldagem, o método de soldagem plasma-MIG é útil para melhorar a resistência à corrosão das juntas soldadas de Al5083.

## 2. TEORIA FUNDAMENTAL

Neste capítulo é realizado uma breve explicação dos temas relacionados com o presente trabalho, tais como: corrosão, métodos semi-empíricos, condições de contato, método de elementos finitos (elemento tetraédrico de 10 nós) e solução para análise não linear.

### 2.1 CORROSÃO

A corrosão é a degradação do material pela ação do meio que o mesmo se encontra e esta deterioração do duto pode acontecer aliada a esforços mecânicos. Esta danificação no material é causada pela relação físico químico, entre o material e o seu meio de operação, podendo apresentar alterações indesejáveis, como: desgaste, alterações químicas no material, variações estruturais, tornando o conjunto mecânico inapto para a operação. A corrosão é um processo espontâneo, modificando os materiais metálicos, de modo que a durabilidade e a performance dos mesmos deixem de atender as condições de operação que são destinados.

#### 2.1.1 Mecanismos básicos da corrosão

Quando são analisados os processos corrosivos, é de suma importância considerar os aspectos dependentes do material metálico, do meio corrosivo e das condições de operação, pois, a análise destes fatores permite definir o material mais adequado para ser utilizado em determinada condição de trabalho. É possível considerar as seguintes variáveis:

- Material metálico: composição química, existência de impurezas, processo de obtenção, tratamentos térmicos e mecânicos, estado da superfície, processos de fabricação (soldagem), atrito com outros materiais;
- Meio corrosivo: composição química, existência de impurezas, pH, temperatura, umidade, pressão;
- Condições operacionais: esforços mecânicos, atrito entre materiais, condições de imersão, meios de proteção contra corrosão, operação contínua ou intermitente.

O conhecimento das variáveis acima descritas, possui grande importância para o dimensionamento de um duto que pode atuar em um meio corrosivo, portanto, há a

necessidade de portar conhecimentos teórico e prático, para a definição de materiais resistentes a corrosão. Contudo, estas variáveis interatuam entre si, logo, devem ser consideradas mutuamente, pois, são elas que vão compor o meio corrosivo. De modo geral, as corrosões podem surgir através de duas formas: mecanismo eletroquímico e químico.

- Mecanismo eletroquímico: os elétrons são cedidos em determinada região e recebidos em outra. Este procedimento corrosivo pode ser destacado em três etapas: processo anódico (passagens dos íons para a solução); deslocamentos dos elétrons e íons (ocorre a transferência dos elétrons da região anódica para a catódica, em que há a difusão de íons e cátions na solução); processo catódico (ocorre a entrada de elétrons na região catódica).

- Mecanismo químico: neste processo deve haver reações químicas entre o material e o meio corrosivo.

### **2.1.2 Corrosão em torno do cordão de solda**

Processos de fabricação podem fazer com que uma área da superfície metálica sofra um tratamento térmico diferente das demais regiões do material, este é um contexto comum, quando ocorre a soldagem de peças metálicas. O aquecimento no ponto, resulta em modificações estruturais e modificações na composição do material, ocasionando uma diferença de potencial. A corrosão em torno do cordão de solda, ocorre devido à área anódica ser ao redor do cordão soldado, considerando que o material de solda seja o mesmo material a ser soldado, na Figura 6 é possível observar dutos que possuem corrosão próxima ao cordão de solda. A corrosão em torno do cordão de solda geralmente ocorre em aços inoxidáveis, como por exemplo: AISI 304, 309, 310, 316 e 317, que foram aquecidos entre 400 e 900°C, e foram submetidos a meios corrosivos que atacam o contorno do grão. O contorno do grão é definido como sendo o contorno que separa dois pequenos grãos ou cristais que possuem diferentes orientações cristalográficas (Callister, 2002).



Figura 6. Corrosão em tubulação em região próxima à solda.  
Fonte. Gentil, (2003).

O aquecimento de aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos, sem definir algumas especificações, podem provocar a corrosão intergranular. A corrosão intergranular acontece entre os grãos da rede cristalina do material, o qual perde suas propriedades mecânicas, e pode vir a falhar quando solicitado a algum esforço mecânico (Gentil, 2003). Quando o aço é submetido a uma dada temperatura em um intervalo de tempo, pode torná-lo sensibilizado ou sensibilizado. Para os aços austeníticos a temperatura de sensibilização está entre 400 e 900°C, já para os aços ferríticos é próximo à 925°C. A gravidade do ataque da corrosão intergranular depende da temperatura, do tempo que as ligas ficam expostas ao processo térmico e também da quantidade de carbono que o material apresenta, sendo que, quanto menor a quantidade de carbono, menor será o ataque de corrosão que o material vai sofrer. A corrosão intergranular de aços inoxidáveis deve ser considerada quando estes materiais passam por um tratamento térmico prolongado, com temperaturas inferiores a 500°C, ou aquecimentos rápidos em temperaturas entre 500-950°C, como é o caso do processo de soldagem.

A corrosão intergranular do aço inoxidável é uma das limitações deste material, porém, há meios que podem inibir ou diminuir o aparecimento da corrosão. São eles:

- Tratamento térmico: com o aquecimento entre 1050 à 1100°C, seguido de um resfriamento rápido, esta alta temperatura dissolve os carbonetos precipitados, ficando o carbono na solução sólida e o cromo uniformemente distribuído no aço. O resfriamento repentino impede a posterior formação dos carbonetos. Este tipo de tratamento deve ser realizado quando as condições permitirem, pois, o aquecimento

à uma elevada temperatura e um resfriamento súbito, pode ocasionar empenamento ou deformações nos componentes.

- Uso de materiais com baixo teor de carbono: a redução da quantidade de carbono reduzirá a tendência de sensitização e conseqüentemente, a corrosão intergranular. Deste forma, recomenda-se utilizar aços com teor de carbono abaixo de 0,03%, como por exemplo: AISI 304L ou 316L. O pequeno teor de carbono presente nestes aços, diminui a tendência de precipitação dos carbonetos.

- Utilização de aços inoxidáveis estabilizados, contendo nióbio e titânio: este método é utilizado quando os descritos acima não resolvem o problema da corrosão intergranular. Os elementos como o nióbio e o titânio são utilizados por possuírem maior afinidade com o carbono, formando carbonetos estáveis. Os aços contendo estes elementos são ditos estabilizados, isto é, não estão sujeitos à corrosão intergranular.

Uma junta soldada apresenta uma resistência à corrosão semelhante à resistência do metal base. Entretanto, as variações microestruturais, da composição química e das propriedades do material decorrentes da soldagem, podem favorecer o aparecimento de problemas com corrosão. Abaixo são mostrados os tipos de corrosão mais presentes nas soldas:

- Corrosão seletiva: devido a diferença metalúrgica e da composição, a corrosão particularmente ocorre na zona fundida (ZF) ou na zona termicamente afetada (ZTA), por serem mais anódicas em relação ao restante da estrutura. Por exemplo, juntas soldadas de aço carbono expostas à água do mar, podem sofrer corrosão tanto na ZTA quanto ZF, já em ambientes úmidos contendo dióxido de carbono, o ataque, usualmente é somente na ZTA. Já os aços inoxidáveis austeníticos podem sofrer corrosão preferencialmente na ZF em diversas situações. Principalmente em ambientes contendo ácido clorídrico, a zona fundida de um aço AISI 316, pode ser atacada facilmente.

- Corrosão em fendas: este tipo de corrosão em juntas soldadas pode ocorrer de várias formas, através de trincas, porosidade superficial, incrustações de escória, mordeduras e falta de penetração da solda.

- Corrosão sob tensão: este tipo de corrosão pode ser oriunda de tensões de tração e de um ambiente corrosivo. Existem diversos materiais sensíveis a este

problema. Na Tabela 2 é possível verificar algumas configurações material-ambiente sensíveis à formação de trincas provenientes de corrosão sob tensão.

<b>MATERIAL</b>	<b>AMBIENTE</b>
Ligas de Alumínio	Ar úmido, vapor de água, água do mar, soluções de NaCl em H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> .
Ligas de Magnésio	Ácido nítrico, ambientes cáusticos, soluções de HF, ambientes costeiros.
Ligas de Cobre	Amônia, hidróxido de amônia, aminas e mercúrio.
Aço Carbono	Soluções de NaOH, amônia anidra, soluções de nitrato, soluções de CO/CO <sub>2</sub> , soluções aquosas de cianeto e H <sub>2</sub> S.
Aço Inoxidável	Água do mar, soluções ácidas contendo cloretos, soluções de H <sub>2</sub> S.
Ligas de Níquel	Soda cáustica fundida, ácido clorídrico.
Titânio	Água do mar, ácido nítrico fumegante, solução de metanol/ HCl.

Tabela 2. Combinações material-ambiente, propícios à formação de trincas por corrosão sob tensão. Fonte. Modenesi *et al.*, (2012).

As trincas por corrosão sob tensão podem ser causadas por tensões residuais, provenientes de trabalho a frio, soldagem ou tratamento térmico, ou posteriormente, aplicadas em serviço. As fundamentais características desta forma de corrosão são:

- Trincas ramificadas, intergranulares ou transgranulares;
- Para o desenvolvimento da trinca é necessário ter uma tensão superior ao fator de intensidade de tensões crítico do material;
- A fratura tem um aspecto macroscopicamente frágil, embora a liga seja usualmente dúctil na ausência do meio agressivo.
- O problema depende do estado metalúrgico do material;
- O defeito pode ocorrer em ambientes que em outras situações são considerados fracamente corrosivo para o material;
- Grandes períodos de tempo podem se passar, para que as trincas tornem-se visíveis, porém após formadas, as trincas tendem a se propagar rapidamente, podendo ocasionar uma falha inesperada do elemento.

## 2.2 MÉTODOS SEMI-EMPÍRICOS EMPREGADOS PARA ANÁLISE DE DUTO CORROÍDO

A seguir, serão apresentados alguns métodos que determinam a pressão de ruptura do duto quando está submetido ao defeito de corrosão. Foi considerado os seguintes parâmetros na formulação de cada método empírico:

$l$  : comprimento da corrosão (300 mm);

$a$  : profundidade da corrosão (25%, 50% e 75% em relação a espessura de parede de duto);

$t$  : espessura da parede de duto (15,9 mm);

$D_e$ : diâmetro externo do duto (762 mm);

$\sigma_y$ : tensão de escoamento (491 MPa);

$\sigma_u$ : tensão última (586 MPa);

$P_{rup}$ : pressão de ruptura.

### 2.2.1 Método ASME B31G

Na formulação deste método é levado em conta a geometria da corrosão, propriedade do material e a geometria de duto íntegro. O defeito da corrosão é representado pela projeção da área de corrosão no formato de retângulo na seção longitudinal de duto. De acordo com o método ASME B31G, é necessário calcular o fator adimensional  $A$ , que vai determinar se o defeito será considerado curto ou longo. O defeito é considerado curto se o resultado referente ao fator  $A$  for menor ou igual à 4, já se o fator  $A$  for maior que 4, então o defeito é considerado longo. (ASME, 1991).

$$A = 0,893 \left( \frac{a}{\sqrt{D_e t}} \right) \quad (1)$$

Se  $A \leq 4$ , para defeitos curtos, o método B31G sugere:

$$P_{rup}[MPa] = 1,1\sigma_y \left( \frac{2t}{D_e} \right) \left[ \frac{1 - \left( \frac{2a}{3t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left( \frac{a}{t\sqrt{A^2 + 1}} \right)} \right] \quad (2)$$

Se  $A > 4$ , para defeitos longos, o método B31G sugere:

$$P_{rup}[MPa] = 1,1\sigma_y \left(\frac{2t}{D_e}\right) \left(1 - \frac{a}{t}\right) \quad (3)$$

### 2.2.2 Método 085 dl ou B31G modificado

Neste método também é possível separar as análises em critério curto ou longo, de acordo com o cálculo do fator adimensional  $A$ . O defeito é considerado curto se o resultado referente ao fator  $A$  for menor ou igual à 6,3, já se o fator  $A$  for maior que 6,3, então, o defeito é considerado longo. O fator adimensional  $A$  é calculado de acordo com a Equação 1. Com o fator  $A$  determinado é possível calcular o fator de correção do defeito, o fator  $M$ .

Se  $A \leq 6,3$ , para defeitos curtos, o método B31G MODIFICADO recomenda o fator  $M$ :

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \frac{l^2}{D_e t} - 0,003375 \left(\frac{l^2}{D_e t}\right)^2} \quad (4)$$

Se  $A > 6,3$ , para defeitos longos, o método B31G MODIFICADO recomenda o fator  $M$ :

$$M = 3,3 + 0,032 \frac{l^2}{D_e t} \quad (5)$$

Este método utiliza um fator empírico de 0,85 para representar a área de projeção de corrosão na seção longitudinal de duto, no formato entre o parabólico e o retangular, fornecendo a pressão de ruptura. (Kiefner e Vieth, 1989).

$$P_{rup}[MPa] = (\sigma_y + 69) \frac{2t}{D_e} \left[ \frac{1 - 0,85 \left(\frac{a}{t}\right)}{1 - 0,85 \left(\frac{a}{t}\right) M^{-1}} \right] \quad (6)$$

### 2.2.3 Método DNV-RP-F101

O método DNV-RP-F101 utiliza um fator empírico (unitário) para representar um formato de corrosão retangular, que é o pior caso. A pressão de ruptura é determinada por (DNV, 1999):

$$P_{rup}[MPa] = \sigma_u \frac{2t}{(D_e - t)} \left[ \frac{1 - \left(\frac{a}{t}\right)}{1 - \left(\frac{a}{t}\right) Q^{-1}} \right] \quad (7)$$

onde,

$$Q = \sqrt{1 + 0,31 \frac{l^2}{D_e t}} \quad (8)$$

### 2.2.4 Método PCORRC OU BATELLE

Este método possui formulação de acordo com Stephens e Leis, 2000.

$$P_{rup}[MPa] = \frac{2t\sigma_u}{D_e} \left[ 1 - \frac{a}{t} M \right] \quad (9)$$

onde,

$$M = 1 - \exp \left[ -0,157 \frac{l}{\sqrt{\frac{D_e(t-a)}{2}}} \right] \quad (10)$$

## 2.3 CONDIÇÕES DE CONTATO

Particularmente é complicado analisar o comportamento não linear das condições de contato entre dois corpos ou mais. Os problemas de contato variam desde o contato sem atrito em pequenos deslocamentos, até o contato com uma fricção em uma grande variedade de problemas inelásticos. Apesar da formulação das condições de contato serem semelhantes para todos os casos, a solução para problemas não lineares podem ser muito mais complicadas em relação a outros casos de problemas lineares. A não linearidade do problema de análise não é apenas decidida pelas não linearidades de material e geométricas, mas também pelas

condições de contato. O objetivo desta seção é realizar uma breve explicação das condições de contato em relação a análises de elementos finitos e apresenta uma abordagem geral para a solução.

### 2.3.1 Equações da mecânica do contínuo

Primeiramente é considerado um número  $N$  de corpos que estão em contato em um determinado tempo  $t$ . Seja  ${}^tS_c$  a área completa de contato para cada corpo  $L, L = 1, \dots, N$ . Então, o princípio do trabalho virtual para os corpos  $N$  no instante de tempo  $t$  é expresso por:

$$\sum_{i=1}^N \left\{ \int_{tV} {}^t\tau_{ij} \delta_t e_{ij} d^tV \right\} = \sum_{i=1}^N \left\{ \int_{tV} \delta u_i {}^t f_i^B d^tV + \int_{tS_f} \delta u_i^S {}^t f_i^S d^tS \right\} + \sum_{i=1}^N \int_{tS_c} \delta u_i^c {}^t f_i^c d^tS \quad (11)$$

onde,

${}^t\tau_{ij}$ : tensão;

$\delta_t e_{ij}$ : variacional da deformação;

$\delta u_i, \delta u_i^S, \delta u_i^c$ : variacional do deslocamento, deslocamento de contato e deslocamento de superfície.

${}^t f_i^B, {}^t f_i^S, {}^t f_i^c$ : forças de contato e forças de superfície do corpo

De modo geral a parte posterior ao sinal de igual, que está nas chaves corresponde aos termos usuais da mecânica do contínuo e o último termo sendo somado, corresponde a contribuição das forças de contato. É possível notar que o efeito da força de contato é incluído como uma contribuição nas forças aplicadas externamente. As componentes das forças de contato são denotadas como  ${}^t f_i^c$  e a região de contato denotada como  ${}^tS_c$ . A Figura 7 mostra uma ilustração esquemática da condição de contato entre dois corpos  $I$  e  $J$ , em que cada corpo é suportado de tal forma que a condição de contato não permite que ocorra nenhum movimento do corpo rígido.

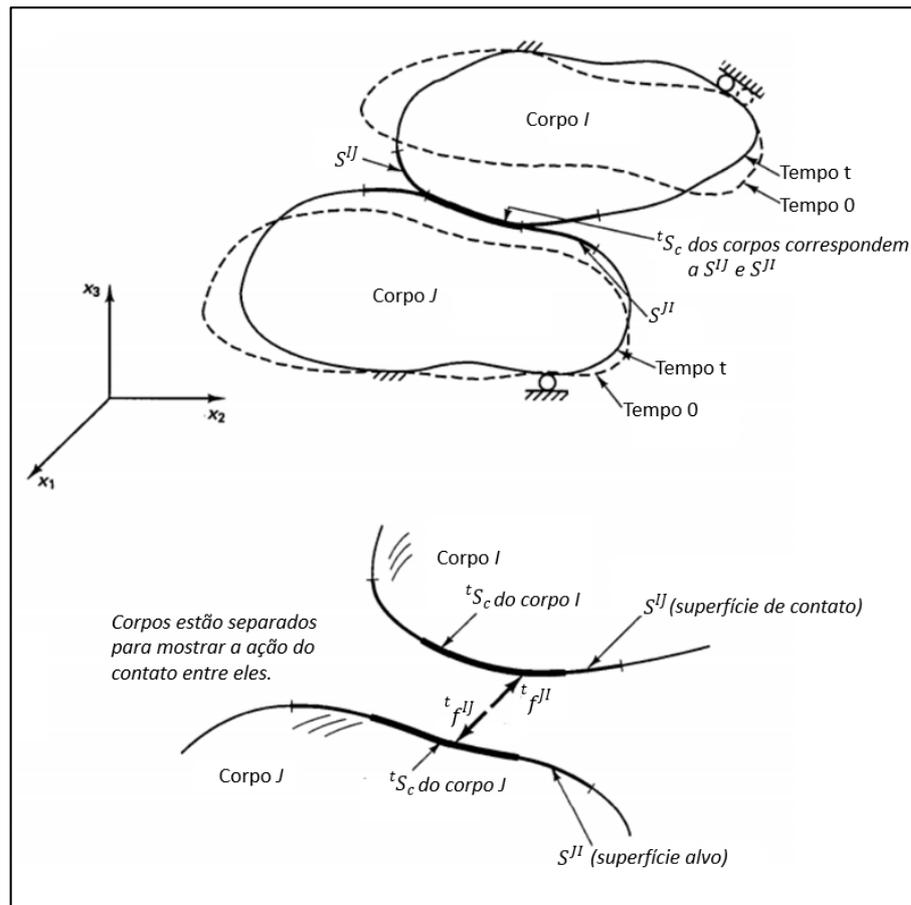


Figura 7. Contato entre os corpos no tempo  $t$ .  
Fonte: Bathe (1996).

Seja  ${}^t f^{IJ}$  o vetor das forças da superfície de contato no corpo  $I$  em relação ao corpo  $J$ , então  ${}^t f^{IJ} = -{}^t f^{JI}$ . Consequentemente, o princípio do trabalho virtual é descrito por:

$$\int_{S^{IJ}} \delta u_i^I {}^t f_i^{IJ} dS^{IJ} + \int_{S^{JI}} \delta u_i^J {}^t f_i^{JI} dS^{JI} = \int_{S^{IJ}} \delta u_i^{IJ} {}^t f_i^{IJ} dS^{IJ} \quad (12)$$

onde  $\delta u_i^I$  e  $\delta u_i^J$  são componentes dos deslocamentos virtuais na superfície de contato dos corpos  $I$  e  $J$ , respectivamente, e:

$$\delta u_i^{IJ} = \delta u_i^I - \delta u_i^J \quad (13)$$

As superfícies  $S^{IJ}$  e  $S^{JI}$  são denominadas “par de superfícies de contato”, sendo que estas superfícies necessariamente não precisam possuir a mesma dimensão. Entretanto, a área de contato no instante  $t$  para o corpo  $I$  é  ${}^t S_c$ , referente ao corpo  $I$

e para o corpo  $J$  é  ${}^tS_c$  referente ao corpo  $J$ , na qual uma área corresponde a superfície de contato e a outra corresponde a superfície alvo. Analisando os termos do lado direito da Equação 12, é possível interpretar que o trabalho virtual é proveniente das forças de contato, produzidas sobre os deslocamentos relativos virtuais no par de superfícies de contato.

Analisando a Equação 12, em especial os termos do lado direito. Seja  $\mathbf{n}$  o vetor normal para  $S^{II}$  e  $\mathbf{s}$  o vetor perpendicular à  $\mathbf{n}$ . O vetor  $\mathbf{s}$  forma a base para os componentes do lado direito. Decompondo as forças de contato  ${}^t\mathbf{f}^{IJ}$  agindo em  $S^{II}$  nas componentes normal e tangencial, correspondentes aos vetores  $\mathbf{n}$  e  $\mathbf{s}$  em  $S^{II}$ ,

$${}^t\mathbf{f}^{IJ} = \lambda \mathbf{n} + t\mathbf{s} \quad (14)$$

onde  $\lambda$  e  $t$  são as componentes de força normal e tangencial, respectivamente, ou seja.

$$\lambda = ({}^t\mathbf{f}^{IJ})^T \mathbf{n} \quad t = ({}^t\mathbf{f}^{IJ})^T \mathbf{s} \quad (15)$$

Para definir os valores reais de  $\mathbf{n}$  e  $\mathbf{s}$  para calcular as condições de contato, é considerado um ponto genérico  $\mathbf{x}$  em  $S^{II}$ , sendo  $\mathbf{y}^*(\mathbf{x}, t)$  o ponto em  $S^{II}$ .

$$\|\mathbf{x} - \mathbf{y}^*(\mathbf{x}, t)\|_2 = \min_{\mathbf{y} \in S^{II}} \{\|\mathbf{x} - \mathbf{y}\|_2\} \quad (16)$$

a distância de  $\mathbf{x}$  à  $S^{II}$ , é obtido por:

$$g(\mathbf{x}, t) = (\mathbf{x} - \mathbf{y}^*)^T \mathbf{n}^* \quad (17)$$

onde  $\mathbf{n}^*$  é o vetor normal unitário que é utilizado em  $\mathbf{y}^*(\mathbf{x}, t)$  (conforme Figura 8) e  $\mathbf{n}^*$ ,  $\mathbf{s}^*$  são utilizados na Equação 14 correspondendo ao ponto  $\mathbf{x}$ . A função  $g$  é a função de intervalo para o par de superfícies de contato.

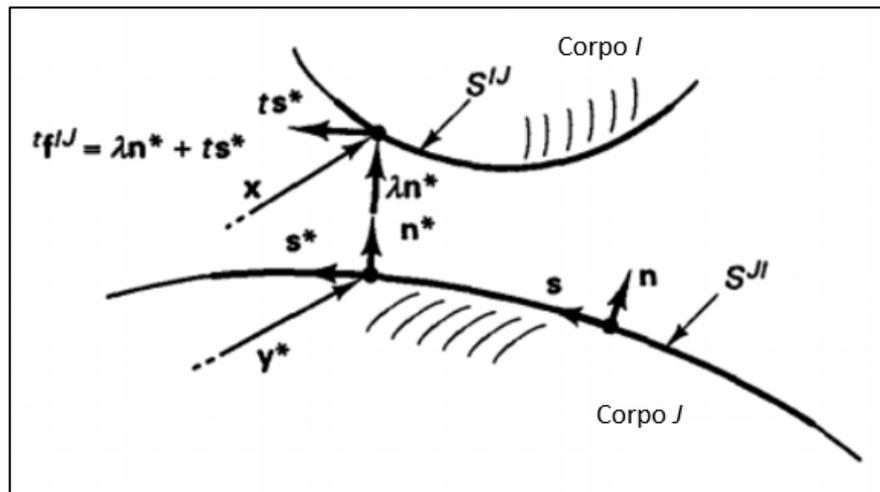


Figura 8. Definições utilizadas para análise do contato.  
Fonte. Bathe (1996).

Com estas definições, as condições para o contato normal podem ser escritas como:

$$g \geq 0 \quad \lambda \geq 0 \quad g\lambda = 0 \quad (18)$$

quando o último termo expressar  $g > 0$ , então obrigatoriamente  $\lambda = 0$ , e vice e versa.

#### 2.4 ELEMENTO TETRAÉDRICO DE 10 NÓS – SOLID 187

Para a análise foi utilizado o elemento finito tridimensional isoparamétrico de 10 nós (*Solid 187 - ANSYS Workbench 14.5*). A configuração do elemento pode ser visualizada na Figura 9.

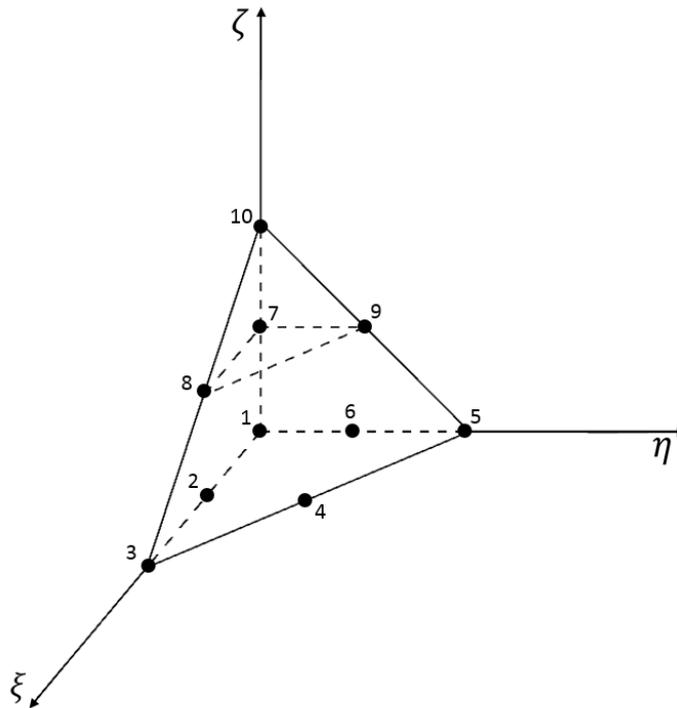


Figura 9. Elemento tetraédrico de dez nós.  
Fonte: Dhatt e Touzot (1984).

O elemento Solid 187 é um elemento com dez nós e seis graus de liberdade em cada nó (translações e rotações nos eixos x, y e z). O elemento permite simular situações como: plasticidade, hiper-elasticidade, deformação, enrijecimento, deflexão de grande porte e grandes tensões.

Para que possa ser compreendida a mecânica deste elemento, deve ser caracterizado o estado de tensões nas seguintes componentes:

$$\{\sigma\}^T = [\sigma_{xx} \ \sigma_{yy} \ \sigma_{zz} \ \tau_{xy} \ \tau_{xz} \ \tau_{yz}] \quad (19)$$

Esta equação também pode ser expressa pelo tensor de tensões:

$$\bar{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (20)$$

onde,

$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$ : tensões normais;

$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ : tensões de cisalhamento.

Quando um sólido é submetido a uma força, este carregamento ocasiona a mudança de alguns pontos dentro do corpo e conseqüentemente, o deslocamento dos mesmos. Este vetor de deslocamentos pode ser escrito no plano cartesiano, como:

$$\vec{\delta} = u(x, y, z)\vec{i} + v(x, y, z)\vec{j} + w(x, y, z)\vec{k} \quad (21)$$

O estado plano de deformação é caracterizado pelas seguintes componentes:

$$\{\varepsilon\}^T = [\varepsilon_{xx} \ \varepsilon_{yy} \ \varepsilon_{zz} \ \gamma_{xy} \ \gamma_{xz} \ \gamma_{yz}] \quad (22)$$

onde,

$\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$ : deformações normais;

$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$ : deformações de cisalhamento.

A relação entre deformação e deslocamento é representada por:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} \quad \varepsilon_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y} \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (23)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \quad \gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \quad (24)$$

Estas equações podem ser representadas na forma matricial:

$$\{\varepsilon\} = L(U) \quad (25)$$

onde,

$$L(U) = \begin{pmatrix} \frac{du}{dx} \\ \frac{dv}{dy} \\ \frac{dw}{dz} \\ \frac{du}{dy} + \frac{dv}{dx} \\ \frac{dv}{dz} + \frac{dw}{dy} \\ \frac{dw}{dx} + \frac{du}{dz} \end{pmatrix} \quad (26)$$

onde  $L$  é o operador diferencial linear.

Sobre a região elástica do material há uma relação entre o estado de tensões e deformações, e de acordo com a Lei de Hooke esta relação é dada pelas seguintes equações:

$$\{\sigma\} = [c]\{\varepsilon\} \quad (27)$$

onde,

$$[c] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & & & \\ 0 & 1-\nu & \nu & & & \\ 0 & 0 & 1-\nu & & & \\ & & & 1-2\nu/2 & 0 & 0 \\ & & & 0 & 1-2\nu/2 & 0 \\ & & & 0 & 0 & 1-2\nu/2 \end{bmatrix} \quad (28)$$

A energia de deformação elástica é a energia armazenada pelo sólido durante sua deformação, sendo igual ao trabalho realizado internamente pelo sólido:

$$U = \int_V U_0 dV \quad (29)$$

onde,

$U_0$ : densidade de energia de deformação, dada por:

$$U_0 = \frac{1}{2} (\sigma_{xx}\varepsilon_{xx} + \sigma_{yy}\varepsilon_{yy} + \sigma_{zz}\varepsilon_{zz} + \tau_{xy}\gamma_{xy} + \tau_{xz}\gamma_{xz} + \tau_{yz}\gamma_{yz}) \quad (30)$$

Portanto,

$$U = \frac{1}{2} \int_V (\sigma_{xx}\varepsilon_{xx} + \sigma_{yy}\varepsilon_{yy} + \sigma_{zz}\varepsilon_{zz} + \tau_{xy}\gamma_{xy} + \tau_{xz}\gamma_{xz} + \tau_{yz}\gamma_{yz}) dV \quad (31)$$

ou na representação matricial:

$$U = \frac{1}{2} \int_V \{\sigma\} \{\varepsilon\} dV \quad (32)$$

$$U = \frac{1}{2} \int_V \{\varepsilon\}^T \{\sigma\} dV \quad (33)$$

Utilizando a Lei de Hooke:

$$\{\sigma\} = [c]\{\varepsilon\} \quad (34)$$

obtém-se:

$$U = \frac{1}{2} \int_V \{\varepsilon\}^T [c] \{\varepsilon\} dV \quad (35)$$

De acordo com Dhatt e Touzot (1984) o elemento tetraédrico de dez nós possui as seguintes funções de forma:

$$\begin{aligned} N_1 &= -\lambda(1 - 2\lambda), & N_2 &= 4\xi\lambda, & N_3 &= -\xi(1 - 2\xi) \\ N_4 &= 4\xi\eta, & N_5 &= -\eta(1 - 2\eta), & N_6 &= 4\eta\lambda \\ N_7 &= 4\zeta\lambda, & N_8 &= 4\xi\zeta, & N_9 &= 4\eta\zeta, & N_{10} &= -\zeta(1 - 2\zeta) \end{aligned} \quad (36)$$

onde,

$$\lambda = 1 - \xi - \eta - \zeta \quad (37)$$

## 2.5 SOLUÇÃO PARA ANÁLISE NÃO LINEAR

### 2.5.1 Plasticidade

Em diversos problemas de engenharia, a teoria de elasticidade nem sempre descreve o comportamento real dos materiais, particularmente em casos que o componente admite a relação não linear entre tensão e deformação, quando ocorre a plastificação do material. Neste caso, a tensão sofrida pelo material ultrapassa a tensão de escoamento e quando o carregamento é retirado do componente, o mesmo não retorna ao seu estado inicial. Portanto, este fenômeno necessita de tratamento matemático mais complexo em relação a elasticidade. Neste trabalho, o tratamento matemático da plasticidade limita-se aos materiais com endurecimento isotrópico.

Componentes com comportamento isotrópico são aqueles que ao longo do processo de escoamento plástico, a superfície de escoamento do material se expande sem distorção ou e translação, conforme Figura 10.

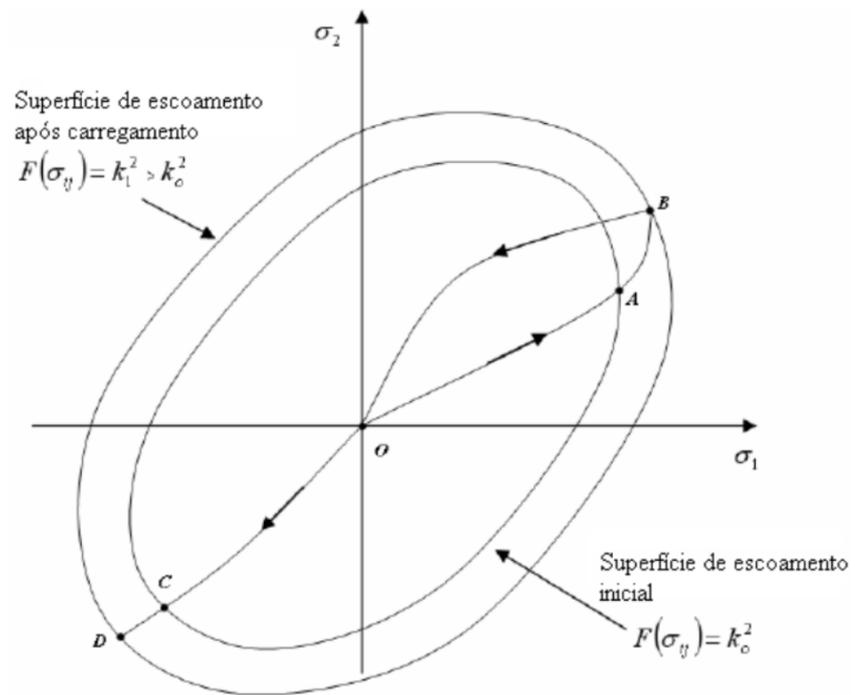


Figura 10. Superfície de escoamento após carregamento no material que apresenta encruamento isotrópico.

Fonte. Cardoso, (2005).

Na teoria da plasticidade, é comum decompor o tensor de tensões em duas partes:

$$\sigma_{PK\ 2ij} = p\delta_{ij} + S_{ij} \quad (38)$$

onde,

$\sigma_{PK\ 2ij}$ : componentes de segundo tensor de Piola-Kirchhoff;

$\delta_{ij}$ : delta de Kronecker;

$p$ : é a pressão hidrostática dada por:

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (39)$$

onde,

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

já  $p\delta_{ij}$  é a componente da tensão hidrostática, Enquanto que  $S_{ij}$  é denominado tensor de tensão desviatória, sendo calculado da seguinte forma:

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - p\delta_{ij} \quad (40)$$

As tensões desviatórias principais podem ser relacionadas com as tensões principais:

$$\begin{aligned} S_1 &= \frac{2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{3} \\ S_2 &= \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{3} \\ S_3 &= \frac{2\sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_2}{3} \end{aligned} \quad (41)$$

ou, 
$$S_i = \sigma_i - p \quad (42)$$

A plastificação do material é indicada principalmente pelas tensões desviatórias, porém, não pela tensão hidrostática. Portanto, para determinar a expansão da superfície de escoamento para um material com endurecimento isotrópico, é indispensável primeiramente calcular as tensões desviatórias.

Determina-se uma função de escoamento que depende do estado de tensões e dos parâmetros do material. O endurecimento do material acontece quando a superfície de escoamento do material alcançar o limite de regime elástico, dados pela expressão  $F(\sigma_{ij}) = k^2(\varepsilon_p)$ . Neste caso  $F$  é a superfície de escoamento do material comandada pelo parâmetro  $k$  que está relacionado  $\varepsilon_p$  que é a deformação plástica, medida através de um ensaio uniaxial. No desenvolvimento da teoria da plasticidade para material isotrópico com endurecimento, as seguintes condições são indispensáveis:

- Existência de uma superfície inicial de escoamento que define o limite elástico do material para um estado multiaxial das tensões;
- Lei de endurecimento que represente a evolução da superfície de escoamento, durante o processo de carregamento;
- Lei do escoamento, que relaciona a função de potencial plástico com a direção e o valor da deformação plástica no espaço de tensões.

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = F(\sigma_{ij}) - \kappa^2(\varepsilon_p) \quad (43)$$

A relação do material é elástica quando:

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) < 0 \quad (44)$$

E plástica ou elástica, dependendo da condição de carregamento, quando:

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = 0 \quad (45)$$

Entretanto, se  $f(\sigma_{ij}, \kappa) > 0$  é uma condição inaceitável. Então, a Equação 45, deve ser atendida somente o regime plástico.

Considerando que a lei de escoamento é aplicável durante a resposta plástica, então a função  $f(\sigma_{ij}, \kappa)$  é empregada na lei de escoamento para obter incremento da deformação plástica:

$$de_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (46)$$

onde  $d\lambda$  é um escalar a ser determinado. A lei de endurecimento, que também depende do tipo do material, muda as variáveis em função  $f(\sigma_{ij}, \kappa)$ , como uma consequência de escoamento plástico, e por consequência modifica as condições de escoamento durante o regime plástico.

No presente trabalho, é considerado um material metálico que apresenta comportamento não linear físico de acordo com o critério de escoamento de Von Mises e endurecimento isotrópico. Posteriormente, é apresentada uma metodologia de solução conhecida como método de retorno radial. Os parâmetros como tensão desviatória e as deformações são consideradas nas direções principais.

Na plasticidade de Von Mises, as deformações plásticas volumétricas são nulas (KHAN e HUANG, 1995). Então é conveniente mostrar a relação geral de tensão – deformação no tempo  $t + \Delta t$  na forma:

$${}^{t+\Delta t}\mathbf{s} = \frac{E}{1+\nu} ({}^{t+\Delta t}\mathbf{e}' + {}^{t+\Delta t}\mathbf{e}^p) \quad (47)$$

$${}^{t+\Delta t}\sigma_m = \frac{E}{1+\nu} {}^{t+\Delta t}e_m \quad (48)$$

onde  $s$  é vetor de tensões desviatórias com os componentes:

$${}^{t+\Delta t}S_{ij} = {}^{t+\Delta t}\sigma_{ij} - {}^{t+\Delta t}\sigma_m \delta_{ij} \quad (49)$$

${}^{t+\Delta t}\sigma_m$  é a tensão média.

$${}^{t+\Delta t}\sigma_m = \frac{{}^{t+\Delta t}\sigma_{ij}}{3} \quad (50)$$

${}^{t+\Delta t}e'$  é o vetor de deformações desviatórias com os componentes:

$${}^{t+\Delta t}e'_{ij} = {}^{t+\Delta t}e_{ij} - {}^{t+\Delta t}e_m \delta_{ij} \quad (51)$$

${}^{t+\Delta t}e_m$  é a deformação média.

$${}^{t+\Delta t}e_m = \frac{{}^{t+\Delta t}e_{ii}}{3} \quad (52)$$

A partir das Equações (47) e (52), somente são desconhecidas a deformação plástica,  ${}^{t+\Delta t}e_{ij}^p$ , e tensão desviatória,  ${}^{t+\Delta t}S_{ij}$ .

Considerando que os componentes de tensão e deformação são conhecidos no tempo  $t$ , assim a Equação (47) pode ser escrita da seguinte forma:

$${}^{t+\Delta t}S_{ij} = \frac{E}{1+\nu} ({}^{t+\Delta t}e''_{ij} - \Delta e_{ij}^p) \quad (53)$$

onde,

$${}^{t+\Delta t}e''_{ij} = {}^{t+\Delta t}e'_{ij} - {}^t e_{ij}^p \quad (54)$$

Agora são calculados as tensões desviatórias e o incremento de deformação plástica sujeitos as condições de escoamento, a lei de endurecimento e a lei de escoamento. Pelo critério de Von Mises, a condição de escoamento no tempo  $t + \Delta t$  é:

$${}^{t+\Delta t}f_{vm} = \frac{1}{2} {}^{t+\Delta t}S_{ij} \cdot {}^{t+\Delta t}S_{ij} - \frac{1}{3} ({}^{t+\Delta t}\sigma_{esc}) = 0 \quad (55)$$

onde,

${}^{t+\Delta t}\sigma_{esc}$  é a tensão de escoamento no tempo  $t + \Delta t$ .

### 2.5.2 Método de Newton Raphson

O método de Newton Raphson é muito empregado na solução de problemas que envolvem equações de equilíbrio não lineares, no qual aplicado é por meio da aproximação da trajetória de equilíbrio da estrutura por tangentes a mesma, até que haja a convergência. A formulação do método proporciona dois tipos de aproximações: através do controle de deslocamentos e outra por intermédio do controle de forças.

O método consiste em obter o incremento de deslocamento  $\{\Delta u\}^{i-1}$ , para uma iteração típica de um passo de solução de a para b (conforme mostrado na Figura 11), por meio de sucessivas aproximações da seguinte forma:

$$[K_T]^{i-1}\{\Delta u\}^i = \{\Delta Q\}^{i-1} \quad (56)$$

onde,

$[K_T]^{i-1}$ : é a matriz de rigidez tangente na iteração  $i - 1$ ;

$\{\Delta u\}^i$ : é uma correção do vetor tangente na iteração  $i$ ;

$\{\Delta Q\}^{i-1}$ : é o vetor de forças desbalanceadas dada por:

$$\{\Delta Q\}^{i-1} = \varphi^b \{R_o\} - \{F_{int}\}^{i-1} \quad (57)$$

onde,

$\{R_o\}$ : é o vetor das cargas de referência;

$\{F_{int}\}^{i-1}$ : é o vetor de forças internas na iteração  $i - 1$ ;

$\varphi^b$ : é o fator da carga associado ao passo da solução de a para b.

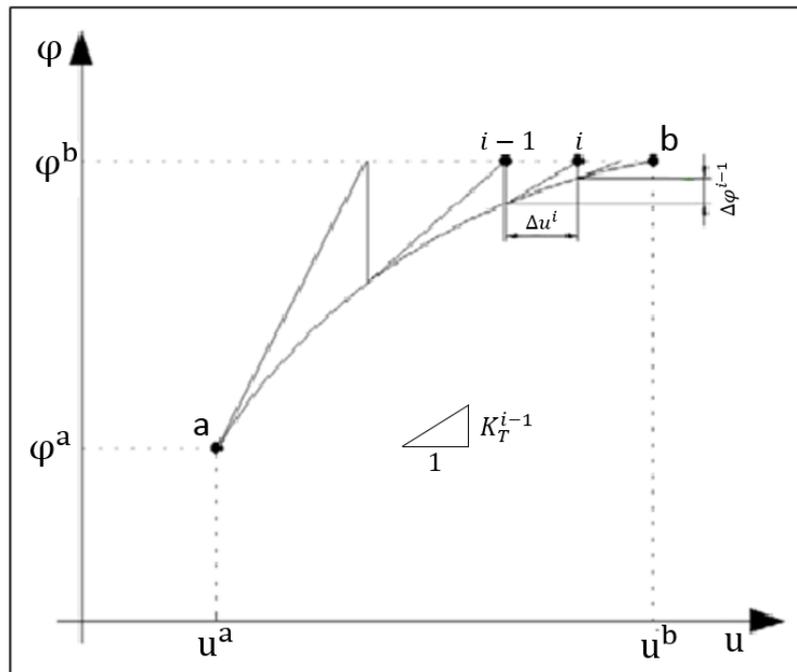


Figura 11. Representação do método do Newton Raphson.

Fonte. Zienkiewicz e Taylor, (2005).

No final de cada iteração, é calculado o vetor de incrementos de deslocamento  $\{\Delta u\}^i$ , o mesmo é utilizado para corrigir o vetor de deslocamento total  $\{u\}^i$ , isto é:

$$\{u\}^i = \{u\}^{i-1} + \{\Delta u\}^i \quad (58)$$

Desde que a análise incremental é efetuada com passos de tempo (carga ou deslocamento) de tamanho  $\Delta t$ , as condições iniciais desta iteração são:

$$\begin{aligned} [{}^{t+\Delta t}K_T^{(0)}] &= [{}^tK_T] \\ \{{}^{t+\Delta t}F_{int}^{(0)}\} &= \{{}^tF_{int}\} \\ \{{}^{t+\Delta t}u^{(0)}\} &= \{{}^tu\} \end{aligned} \quad (59)$$

### 2.5.3 Critérios de convergência

Com o intuito de limitar os processos iterativos, são estipulados dois critérios de convergência: um para deslocamento e outro para força.

O critério de convergência para forças deve respeitar a relação:

$$\left\| \frac{\{\Delta Q\}^i}{(\varphi^i - \varphi^a)\{R_o\}} \right\| \leq Q_{Tol} \quad (60)$$

onde o numerador é o incremento da força desequilibrada correspondente a iteração  $i$ , ao passo que o denominador é o incremento da força do passo de solução. Esta relação deve ser menor ou igual a tolerância arbitrada pelo pesquisador para as forças  $Q_{Tol}$ .

O critério de convergência de deslocamentos deve respeitar a relação:

$$\left\| \frac{\{\Delta u\}^i}{\sum_{j=1}^i \{\Delta u\}^j} \right\| \leq u_{Tol} \quad (61)$$

onde o numerador é o incremento de deslocamento correspondente a iteração  $i$ , ao passo que o denominador é o incremento do deslocamento acumulado, desde a primeira iteração até a  $i$ -ésima iteração. Esta relação deve ser menor que a tolerância arbitrada pelo pesquisador para deslocamentos  $u_{Tol}$ .

### 3. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

Neste capítulo é realizado uma breve explicação do modelo computacional e ensaio experimental realizado por Kim *et al.* (2016), posteriormente, realiza-se a descrição do modelo computacional desenvolvido no presente trabalho.

#### 3.1 ENSAIO EXPERIMENTAL E MODELO COMPUTACIONAL REALIZADO POR KIM *ET AL.* (2016)

A corrosão é um dos problemas mais frequentes encontrados nas soldas, então Kim *et al.* (2016) realizaram uma pesquisa com a abordagem na avaliação da pressão de ruptura de dutos com solda circunferencial e de costura, submetidos à defeitos de corrosão, variando a profundidade do defeito. Primeiramente, os pesquisadores procederam ensaios experimentais, em que foi realizada uma bancada de testes para verificar a performance do duto em relação a pressão máxima que o mesmo suporta. O duto foi feito com API X70 com as extremidades fechadas e as seguintes dimensões: 2,3 m de comprimento, 762 mm de diâmetro e 15,9 mm de espessura. O defeito inserido no duto foi realizado com as seguintes medidas: 7,95 mm de profundidade (50% em relação a espessura do duto), 50 mm de largura e 300 mm de comprimento. Durante o processo a pressão interna foi aumentando com incremento de 0,25 MPa/min até 19,6 MPa e 0,15 MPa/min até 28,44 MPa. A partir destes ensaios foram determinadas as pressões de ruptura para o duto, conforme pode Tabela 3.

Localização do defeito	Geometria do defeito [mm]	Pressão de ruptura [MPa]
Solda circular	300 x 50 x 7,95	21,2
Solda de costura		17,7

Tabela 3: Geometria e valores das pressões de ruptura para os ensaios experimentais.

Fonte: Kim *et al.* (2016).

Kim *et al.* (2016) também realizaram análises através do método de elementos finitos, verificando a performance da pressão de ruptura em relação aos defeitos nas soldas circunferencial e de costura. Para a realização do modelo computacional foi utilizado o *software* de elementos finitos *ABAQUS* 6.10. Nesta análise foi considerado o comportamento 3D elastoplástico do material, utilizando o elemento C3D8R (8 nós linear brick). O material utilizado para o sólido foi API X70, o duto foi modelado considerando um quarto do mesmo, devido aos planos de simetria, as dimensões do duto foram 762 mm de diâmetro, 15,9 mm de espessura e 3000 mm de comprimento.

A variação da profundidade do defeito ocorreu no intervalo de 25% até 75% em relação a espessura do duto, com incrementos de 12,5%, também houve a variação do comprimento do defeito com intervalo de 50 à 500 mm. A fratura do duto ocorre quando a tensão no defeito atinge a tensão última do material com o aumento da pressão interna. Na Figura 12 é possível ver os diagramas da solda circunferencial e de costura.

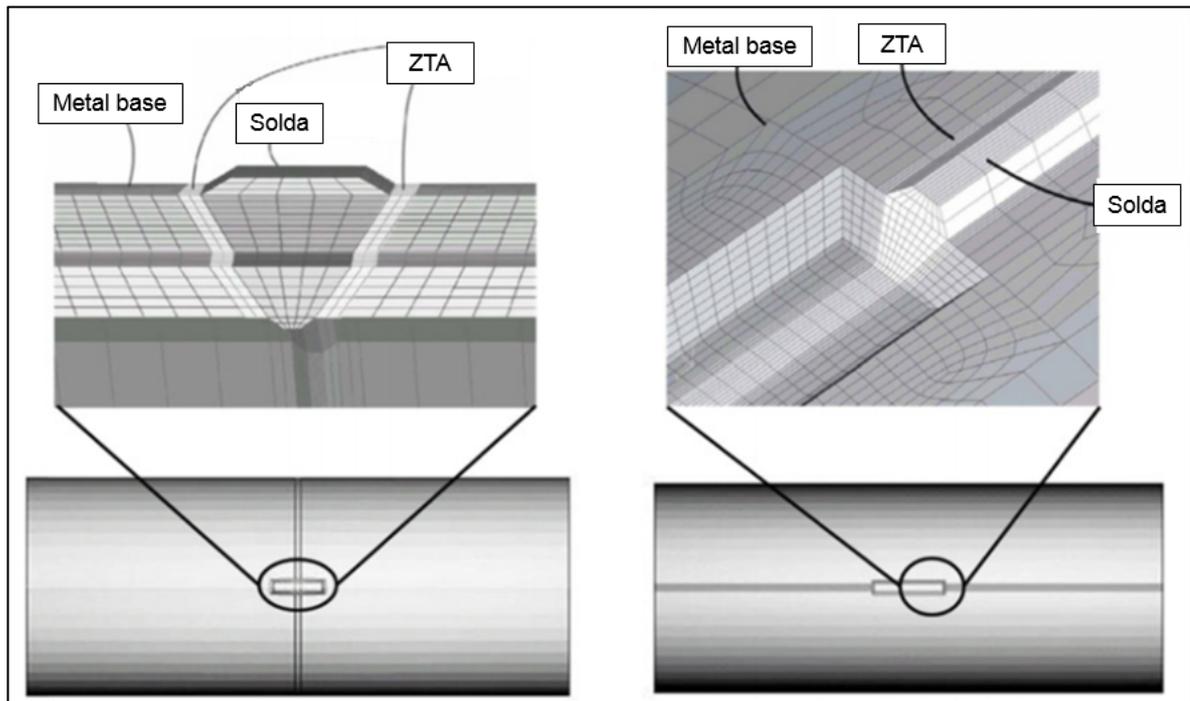


Figura 12: Diagramas da solda circunferencial e de costura.

Fonte: Kim *et al.* (2016).

Os testes experimentais e o modelo de elementos finitos foram comparados com os seguintes métodos analíticos: ASME B31G, ASME B31G modificado, DNV RP-F101 e PCORRC. De acordo com os resultados obtidos e as diversas análises realizadas via método de elementos finitos, o método PCORRC foi o que apresentou maior precisão.

### 3.2 MODELO COMPUTACIONAL DESENVOLVIDO VIA MEF

O modelo computacional é desenvolvido para solda com defeito de corrosão via Método de Elementos Finitos (MEF), considerando as condições de contato entre o metal base, zona termicamente afetada e material de adição, assim como o comportamento elastoplástico do material, que foi apresentado via o modelo de

endurecimento isotrópico de Von Mises. A pressão de ruptura é identificada quando o modelo computacional entra em colapso, ou seja, não ocorre o próximo incremento (0,1 MPa) de pressão interna.

Para a realização do presente trabalho foram feitas as análises seguindo as dimensões do duto e geometria do defeito, utilizadas nas simulações e ensaios de Kim *et al.* (2016). Primeiramente, o objetivo é validação do modelo computacional por comparação dos resultados atingidos, em relação aos resultados obtidos por Kim *et al.* (2016), em seguida, são realizadas análises com variação da largura da ZTA, com variação da profundidade do defeito e do posicionamento circunferencial do defeito na solda.

O duto é simétrico, então, foi considerado um quarto do duto para a realização das análises, isso ocorre devido os planos de simetria XZ e XY, conforme Figura 13. Com planos de simetria, há a simplificação do modelo computacional, representando menos esforço computacional e menos tempo para a realização das análises.

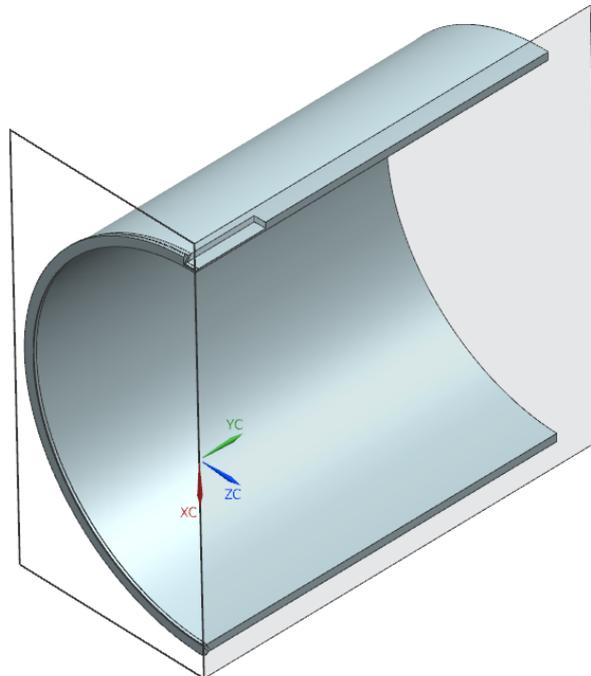


Figura 13: Planos de simetria.

A geometria do defeito possui forma retangular, pois, o defeito retangular concentra tensões nos cantos, caracterizando a agressividade do mesmo. Os dados geométricos considerados para a simulação são os seguintes:

- Comprimento do duto: 750 mm;
- Diâmetro externo do duto: 762 mm;
- Espessura do duto: 15,9 mm;
- Profundidade do defeito: a [mm];
- Comprimento do defeito: 300 mm;
- Módulo de elasticidade: 207 GPa (este valor foi adotado para o metal base (MB), zona termicamente afetada (ZTA) e consumível);
- Incremento de carga da pressão interna: 0,1 MPa;
- Tensão de escoamento:  $\sigma_{esc}$  [MPa] (representado pela Figura 8);
- Tensão última:  $\sigma_u$  [MPa] (representado pela Figura 8);
- Coeficiente de Poisson: 0,3.

A curva tensão deformação para os materiais metal base (aço API X70), zona termicamente afetada e solda (composta pelo consumível – ER70S-G), foram obtidos por Kim *et al.* (2016) e modificadas pelo autor, conforme Figura 14.

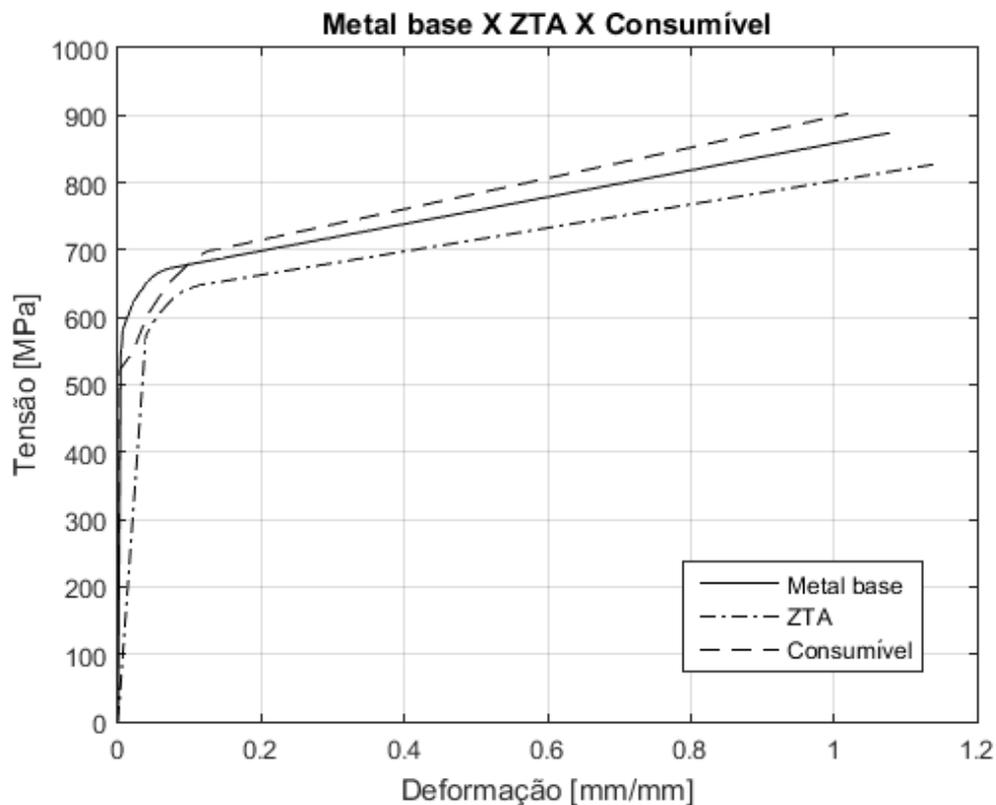


Figura 14. Curva tensão - deformação para o MB x ZTA x Consumível.

Fonte. adaptado, Kim *et al.* (2016).

Os dados coletados através da Figura 14, são utilizados para o modelo de Von Mises, utilizado para a simulação do endurecimento isotrópico dos três materiais. Desta forma, por interpolação dos pontos da curva obtida no experimento, é possível extrair os valores numéricos que encontram-se na Tabela 4. Para cada valor de deformação, foram obtidos valores de tensões correspondentes.

API-X70		ZTA		Consumível - ER70S G	
Tensão [MPa]	Deformação [mm/mm]	Tensão [MPa]	Deformação [mm/mm]	Tensão [MPa]	Deformação [mm/mm]
549,230	0,0037	569,218	0,0386	522,369	0,0025
553,210	0,0051	575,815	0,0403	549,518	0,0215
581,860	0,0065	585,690	0,0449	579,017	0,0316
616,520	0,0191	595,190	0,0507	607,301	0,0435
619,960	0,0202	609,184	0,0606	649,446	0,0693
623,230	0,0219	624,118	0,0732	686,466	0,1057
636,700	0,0296	632,844	0,0823	689,992	0,1108
639,880	0,0319	640,522	0,0929	692,911	0,1165
643,680	0,0349	642,479	0,0961	694,531	0,1194
647,790	0,0372	643,401	0,1007	696,577	0,1219
650,710	0,0389	643,753	0,1025	698,351	0,1247
653,390	0,0412	644,388	0,1048	699,226	0,1282
660,330	0,0487	645,664	0,1078	700,485	0,1369
666,850	0,0568	646,908	0,1107	700,711	0,1458
670,099	0,0645	647,683	0,1132	702,061	0,1468
673,070	0,0724	648,094	0,1157	703,004	0,1485
687,960	0,1465	657,336	0,1683	719,807	0,2207
702,850	0,2207	666,578	0,2207	902,679	1,0212
874,107	1,0788	827,679	1,1435	---	---

Tabela 4. Valores de tensão-deformação obtidos a partir do ensaio experimental para MB, ZTA e consumível.

Fonte. adaptado, Kim *et al.* (2016).

### 3.2.1 Definição da condição de contato para o modelo computacional

Para a realização da análise foi necessário definir as condições de contato entre o metal base, ZTA e a solda (metal de adição). Portanto, foi definida a condição de contato como ligado - *bonded*. Esta ferramenta faz com que os elementos fiquem ligados entre si, ou seja, as superfícies são rigidamente fixas ou coladas. As superfícies não podem se separar ou deslizar, isso significa que a superfície será acoplada sem levar em conta a penetração, a abertura, o carregamento e o comportamento de outros componentes, portanto, a condição de contato ligado - *bonded*, proporciona uma relação, interação mais próxima do que ocorre no processo de soldagem. Foi necessário definir esta condição de contato entre os materiais devido a incompatibilidade das malhas da cada componente. Na Figura 15 é mostrada a região que ocorre o contato entre a zona fundida (metal de adição), a ZTA e o metal base.

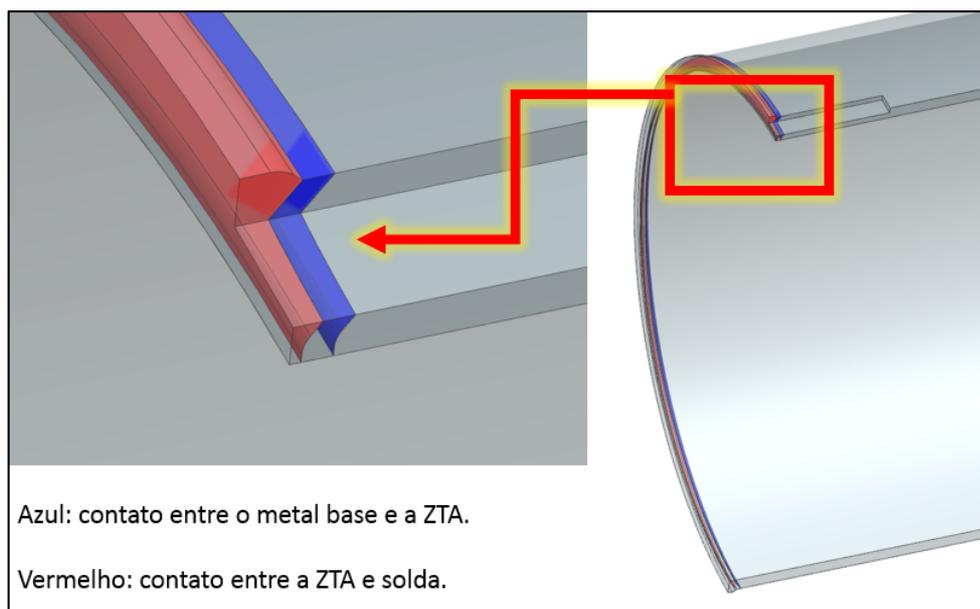


Figura 15. Contato entre os componentes.

### 3.2.2 Refino da malha

Com o elemento tetraédrico de 10 nós, foi possível realizar uma análise de convergência dos resultados, de acordo com o refino da malha. Este processo consiste em refinar a malha até o momento que o refino não exerça mais influência no resultado. O refino da malha ocorreu na zona fundida, zona termicamente afetada, metal base (nas regiões próximas a ZTA e ao defeito) e no defeito. Na Figura 16 é

possível observar que número de graus de liberdade não desempenha mais influência no resultado da pressão de ruptura, portanto, a malha nestas configurações é considerada “ideal” para a análise.

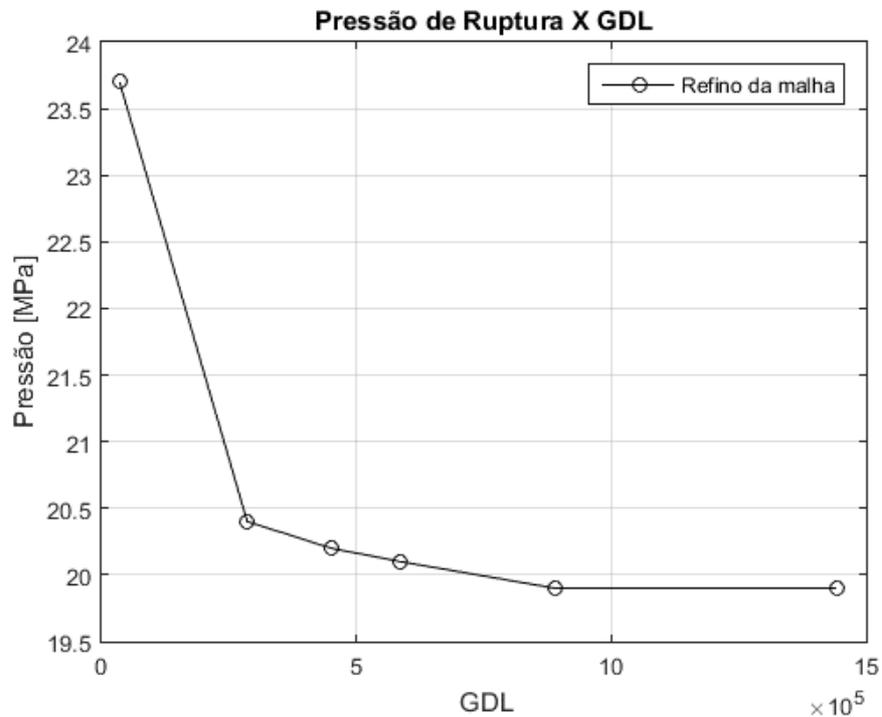


Figura 16. Refino da malha.

Com o refino da malha realizado, foi possível obter uma estrutura com 240953 elementos, 580476 nós e 1441428 GDL, na qual, a malha apresentou a configuração de acordo com a Figura 17. Importante ressaltar que o número de elementos, nós e GDL variam de acordo com a largura da ZTA e profundidade do defeito.

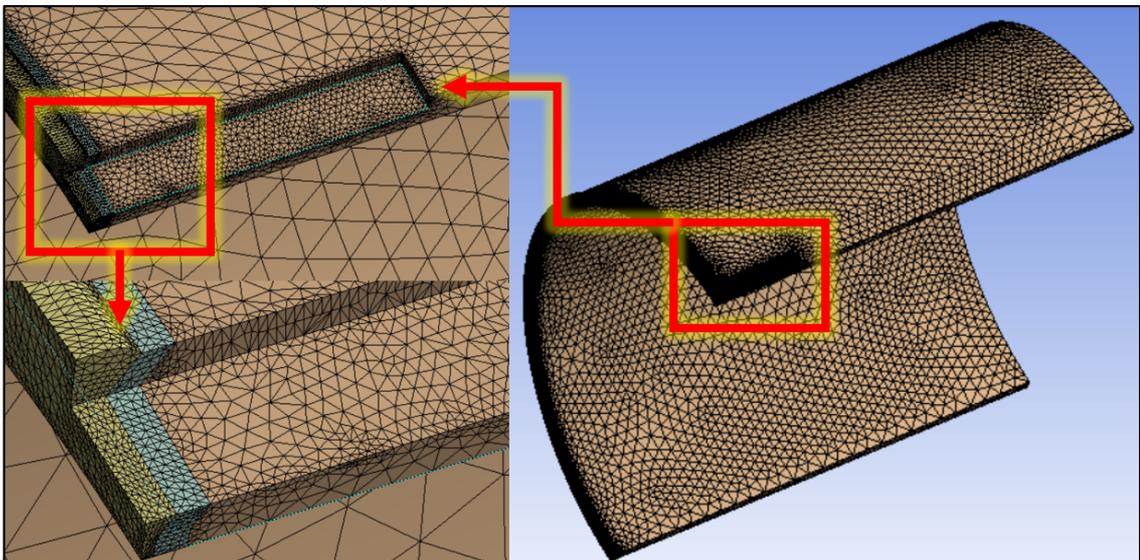


Figura 17. Malha realizada via elementos finitos.

### 3.2.3 Condições de contorno

Pela consideração dos planos de simetria, o duto deve ser submetido às seguintes condições de contorno, que podem ser visualizadas na Figura 18:

- CC1: Pela consideração dos planos de simetria, a área referente ao metal de adição está restringida na direção axial;
- CC2: Pela consideração de duto de comprimento infinito, a área referente ao metal base está restringida na direção axial;
- CC3 e CC4: De acordo com os planos de simetria, as áreas referentes ao metal base, zona termicamente afetada e metal de adição estão restringidas na direção x;
- CC5: As linhas referentes ao metal base, zona termicamente afetada e metal de adição estão restritas na direção y, para que o duto esteja apoiado;
- CC6: As faces internas do componente, incluindo o metal base, zona termicamente afetada e metal de adição estão submetidas a uma pressão interna.

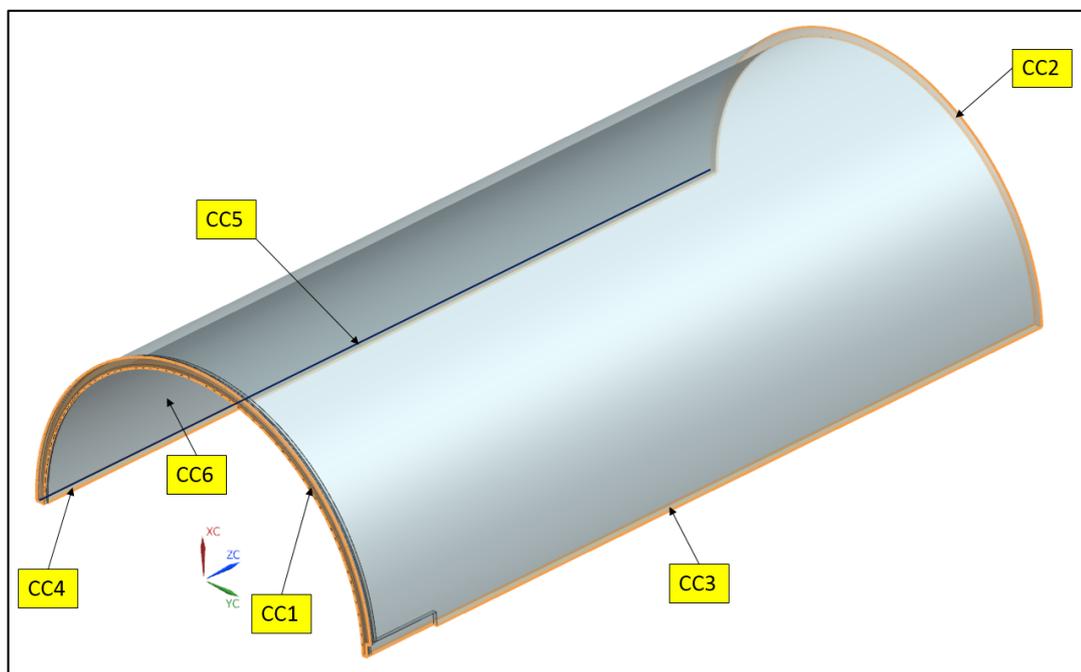


Figura 18: Condições de contorno.

## 4. ANÁLISES E RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos com as respectivas análises realizadas, de forma organizada para as diferentes etapas do estudo.

Para a validação do modelo computacional, os resultados foram comparados com os valores de referência obtidos por Kim *et al.* (2016). Nesta seção, serão apresentadas algumas análises que o duto foi submetido. Dentre os estudos de caso, é possível citar:

1. Defeito na solda circunferencial, variando a ZTA;
2. Defeito na solda circunferencial, com variação da profundidade do defeito;
3. Defeitos na solda circunferencial posicionados à 0° & 45° (em relação ao eixo y e com variação da profundidade do defeito), 0° & 90° (em relação ao eixo y e com variação da profundidade do defeito);
4. Múltiplos defeitos na solda circunferencial posicionados à 0°, 45° & 90°, em relação ao eixo y e com variação da profundidade do defeito.

Com os parâmetros geométricos, as características do material e condições de contorno definidas, foi possível realizar a análise do duto, verificando o comportamento do mesmo em relação a pressão de ruptura.

### 4.1 ESTUDO DE CASO 1 – DEFEITO NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL, VARIANDO A LARGURA DA ZTA

Esta análise tem como objetivo investigar a influência que a largura da zona termicamente afetada exerce sobre a pressão de ruptura. Esta variação da largura da ZTA foi realizada de acordo com a Figura 19. Sendo que 0% significa que não há ZTA, ou seja, o componente possui somente zona fundida e metal de adição; 35% da espessura do duto, corresponde a uma largura da ZTA de 5,5 mm; 75% da espessura do duto, representa uma largura de 11,9 mm; e 100% da espessura do duto, corresponde a uma largura de 15,9 mm da ZTA.

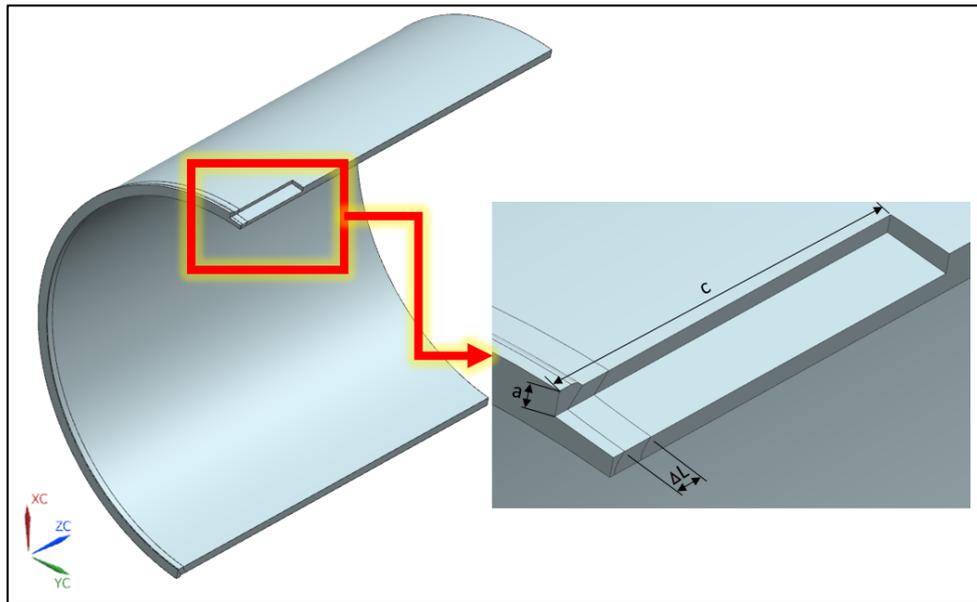


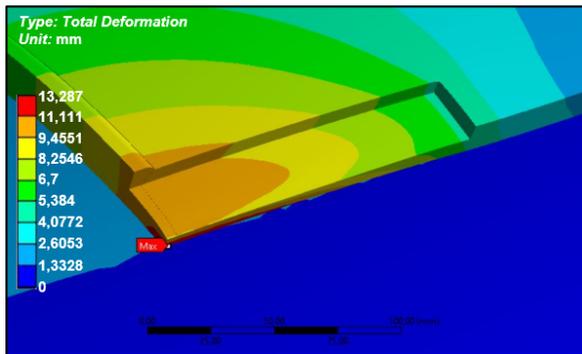
Figura 19. Defeito com variação da ZTA.

As características dos materiais referentes ao MB, ZTA e à solda foram definidas em conformidade com a Tabela 4. Já os parâmetros geométricos para a análise de variação da largura da ZTA foram definidos de acordo com a Tabela 5, em que “ $\Delta L$ ” é a variação da largura da ZTA, “ $c$ ” é o comprimento do defeito e “ $a$ ” corresponde à profundidade do defeito. Nesta análise o comprimento e a profundidade do defeito são constantes.

ZTA [%]	$\Delta L$ [mm]	$c$ [mm]	$a$ [mm]
0	NA	300	7,95 (50% de t)
35	5,5	300	7,95 (50% de t)
75	11,9	300	7,95 (50% de t)
100	15,9	300	7,95 (50% de t)

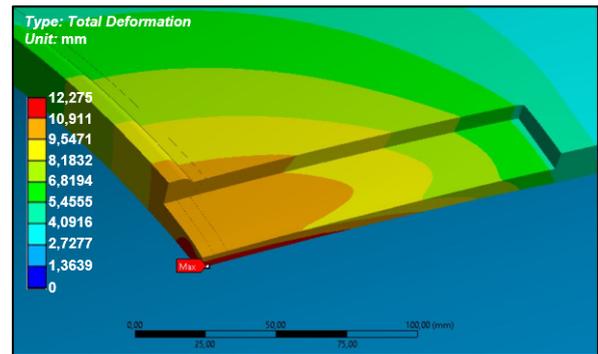
Tabela 5. Parâmetros do defeito com variação da largura da ZTA.

Na Figura 20 é apresentado um comparativo entre as larguras da ZTA em relação ao campo de deslocamento total que o duto sofre quando atinge a máxima pressão interna. Na escala o ponto crítico apresenta-se na cor vermelha, entretanto, a cor azul corresponde a valores de baixo deslocamento. A Figura 20 mostra os pontos máximos de deslocamento que localizam-se no defeito de corrosão. O campo de deslocamento é analisado para verificar a continuidade do mesmo, pois, a análise ocorre com três materiais, e o campo de deslocamento deve ser contínuo independente do número de materiais que compõem a análise. Observando a Figura 20 é possível verificar a continuidade do campo de deslocamento.



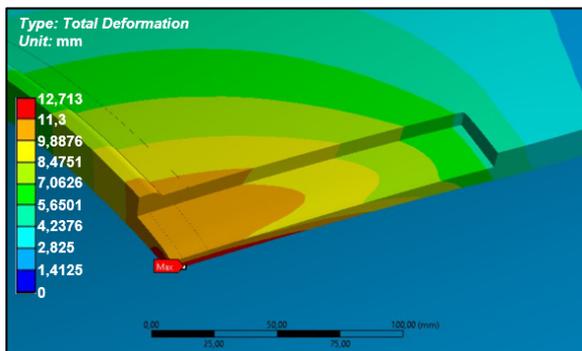
a) Sem ZTA

$$P_{rup} = 20 \text{ MPa}$$



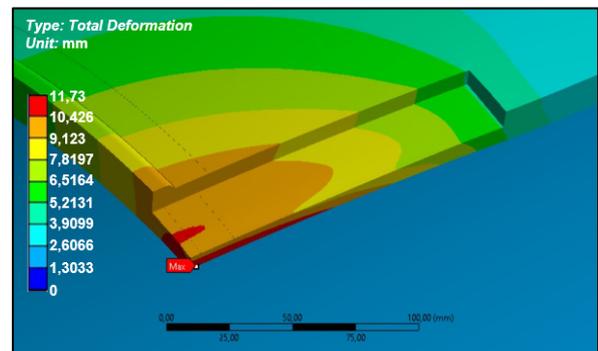
b) ZTA = 35% \* t = 5,5 mm

$$P_{rup} = 19,9 \text{ MPa}$$



c) ZTA = 75% \* t = 11,9 mm

$$P_{rup} = 19,9 \text{ MPa}$$

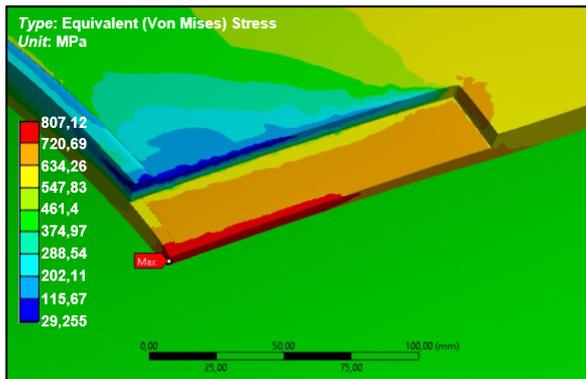


d) ZTA = 100% \* t = 15,9 mm

$$P_{rup} = 19,8 \text{ MPa}$$

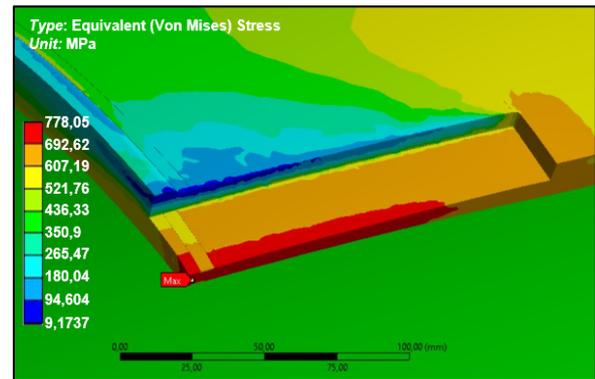
Figura 20. Deslocamento total para a variação da ZTA.

Na Figura 21 é mostrado o comparativo entre as larguras da ZTA em relação a tensão equivalente de Von Mises, quando o duto é submetido a valores de máxima pressão interna. É possível verificar, que com o aumento da largura da ZTA, há um aumento da região com maior concentração de tensão, entretanto, a magnitude da tensão tem um decréscimo.



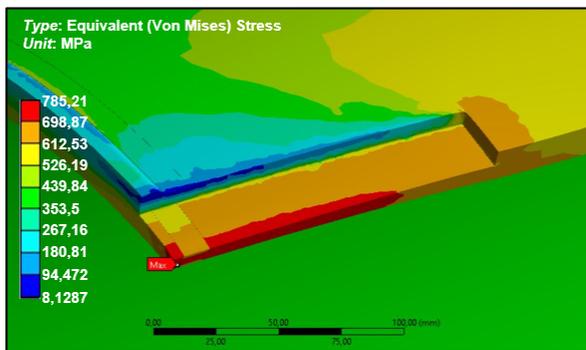
a) Sem ZTA

$$P_{rup} = 20 \text{ MPa}$$



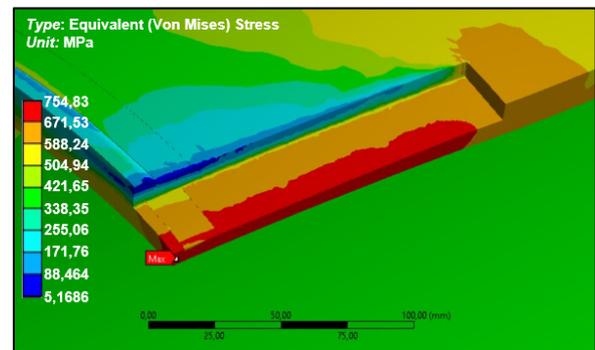
b) ZTA = 35% \* t = 5,5 mm

$$P_{rup} = 19,9 \text{ MPa}$$



c) ZTA = 75% \* t = 11,9 mm

$$P_{rup} = 19,9 \text{ MPa}$$



d) ZTA = 100% \* t = 15,9 mm

$$P_{rup} = 19,8 \text{ MPa}$$

Figura 21. Tensão equivalente de Von Mises para a variação da ZTA.

Na Figura 22 é analisado o comportamento da tensão equivalente de Von Mises, em relação à deformação total que o componente é submetido. Analisando tais curvas, é possível observar que a variação da ZTA não impacta no comportamento do componente, pois as curvas são semelhantes. Comparando a Figura 24 com a Figura 9, é possível verificar que ducto, com a variação da largura da ZTA falha com 90% da tensão última mostrada na Figura 9.

A seguir, apresenta-se a Figura 23, na qual é possível analisar o comportamento da tensão equivalente de Von Mises, em relação ao incremento da pressão interna. O ponto que ocorre a máxima tensão e pressão pode ser visualizado na Figura 21. Verificando tais curvas, é possível observar que o ducto em que não há ZTA e o ducto que possui 5,5 mm de largura de ZTA, apresentam curvas similares em

toda a sua extensão. Em contra partida, as curvas dos modelos com 11,9 e 15,9 mm de ZTA são semelhantes de zero até 400 MPa, e após 530 MPa.

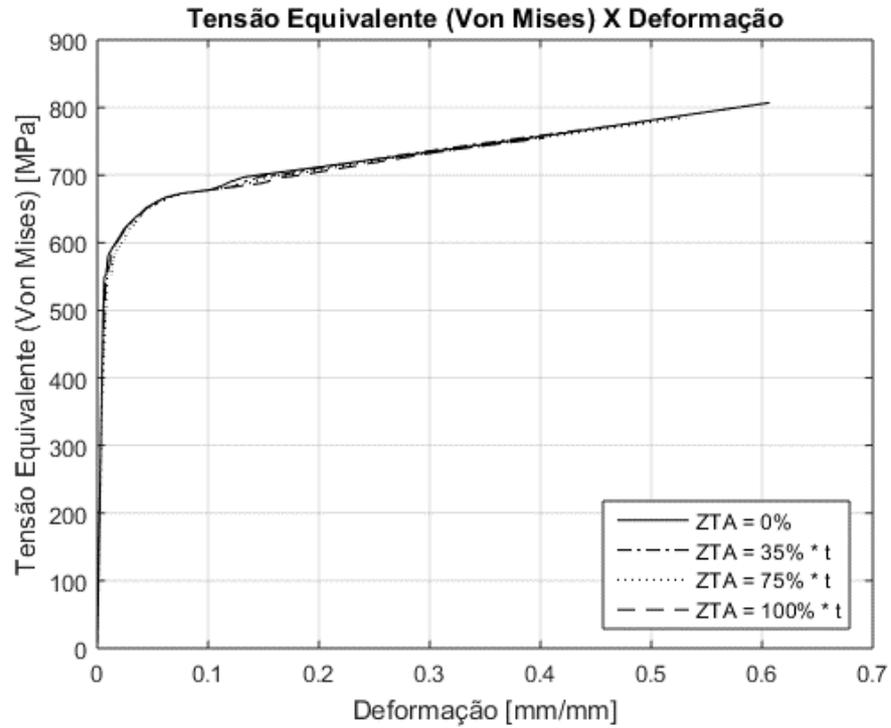


Figura 22. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da ZTA.

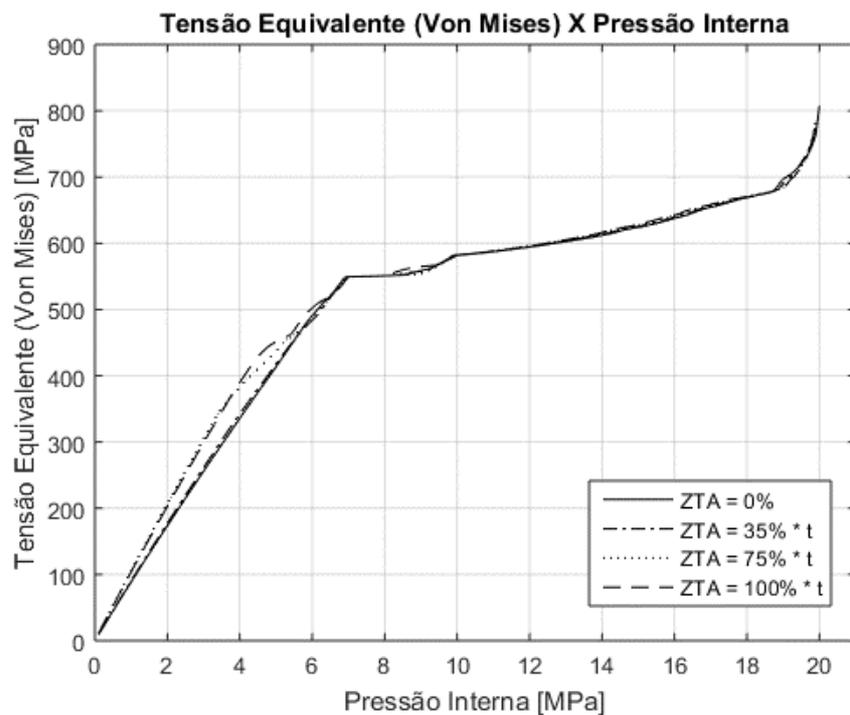


Figura 23. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da ZTA.

A Figura 24 mostra o comportamento da pressão interna, em relação a deformação total do componente, onde a máxima deformação pode ser visualizada na Figura 20 no ponto descrito MÁX. Esta análise mostra que as curvas são equivalentes, reforçando que a largura da ZTA não exerce influência significativa, quando a mesma está entre 0% e 100% de espessura da parede de duto.

A Figura 25 mostra que a zona termicamente afetada não exerce influência significativa na pressão de ruptura do componente, quando sua largura varia entre 0% e 100% de espessura da parede de duto. De acordo com as análises realizadas para o duto sem ZTA, foi obtido uma pressão de ruptura de 20 MPa, para os dutos com larguras de 5,5 e 11,9 mm, foi encontrado uma pressão de ruptura de 19,9 MPa, já para o duto com largura de 15,9 mm, foi obtido uma pressão de ruptura de 19,8 MPa.

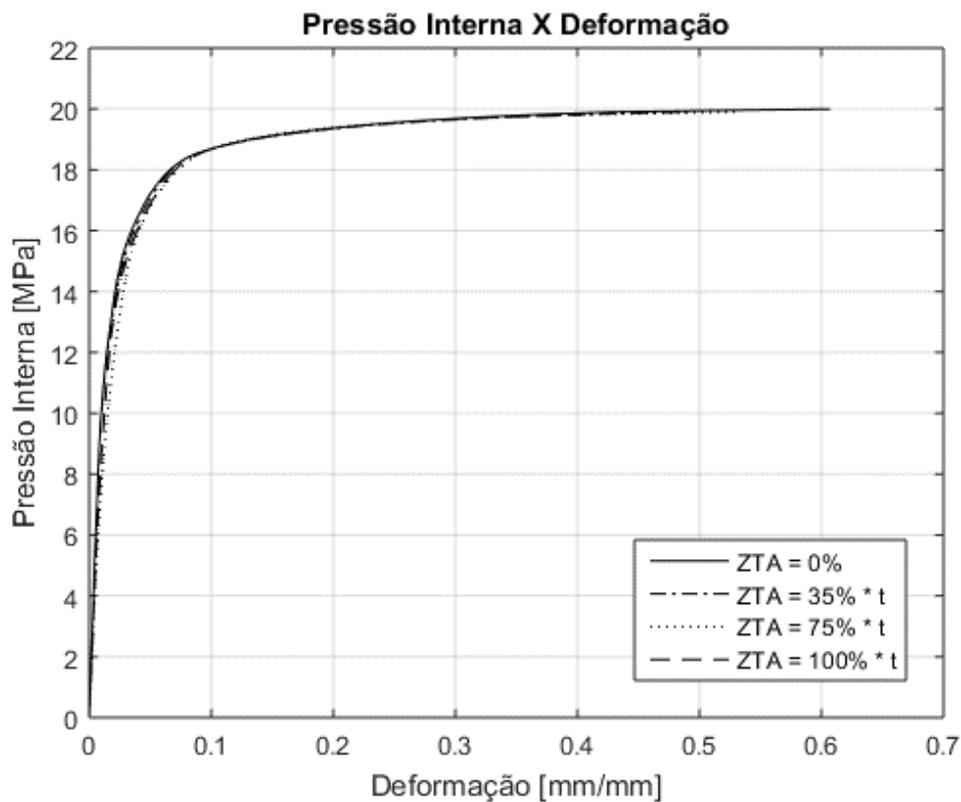


Figura 24. Pressão interna X deformação - Variação da ZTA.

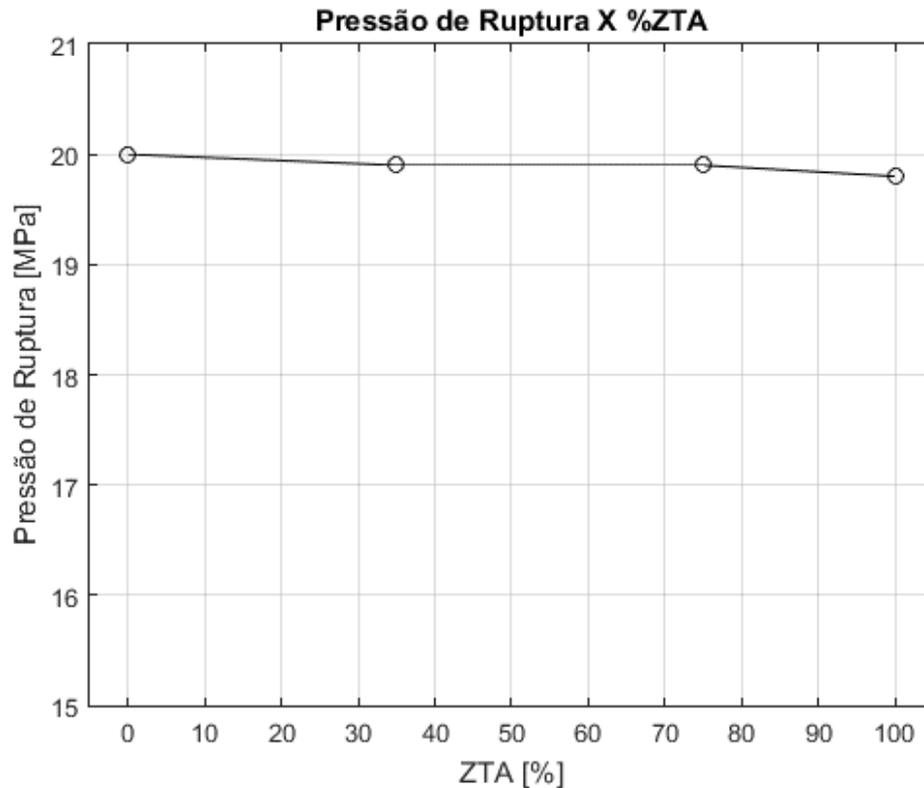


Figura 25. Resultados obtidos para pressões de ruptura em relação à variação da ZTA.

Na Tabela 6 é apresentado um estudo da determinação da pressão de ruptura, para dutos com solda e sem solda. No grupo com solda, é realizada uma análise entre os resultados das pressões de ruptura com a variação da largura da ZTA, no qual é elaborado um comparativo com os resultados (computacional e experimental) encontrados por Kim *et al.* (2016). Sendo que o modelo computacional de Kim *et al.* (2016) não menciona e não realiza a variação da dimensão da largura da ZTA. No campo para estudos sem solda, a pressão de ruptura foi determinada através de métodos semi-empíricos: ASME B31G, B31G MODIFICADO, PCORRC e DNV, os quais não incluem no seu modelo matemático a ZTA e a solda. De acordo com os métodos semi-empíricos calculados, os métodos ASME B31G e B31G MODIFICADO apresentaram resultados conservadores: 17,24 e 16,45 MPa, respectivamente. Já os métodos DNV e PCORRC apresentaram resultados satisfatórios: 19,25 e 19,47 MPa, respectivamente, entretanto, o PCORRC apresentou o resultado mais próximo aos valores obtidos via MEF. Portanto, para as condições descritas no presente trabalho, como: características geométricas do duto e do defeito, propriedades dos materiais em análise, condições de contato, elemento utilizado para desenvolver a malha, refino da malha, condições de contato, método iterativo e critério de convergência utilizado,

o duto soldado e com defeito poderia ser avaliado pelo método PCORRC. Porém, é necessário que ocorram mais estudos, investigações, para que o método semi-empírico seja empregado neste tipo de análise. Conforme os resultados apresentados referentes à pressão de ruptura, é possível afirmar que a ZTA poderia ser desconsiderada na análise, quando sua largura varia entre 0% a 100% da espessura da parede de duto, pois, não influenciou significativamente na pressão de ruptura. Porém, a solda e a ZTA devem ser consideradas, pois, são regiões onde podem surgir defeitos, há a concentração de tensões e conseqüentemente, nestas áreas podem ocorrer o colapso plástico do componente. O modelo computacional desenvolvido neste trabalho se mostra eficiente, uma vez que, independente da largura da ZTA, as pressões de ruptura encontradas nas análises estão próximas ao valor da pressão de ruptura obtida por Kim *et al.* (2016).

Pressão de Ruptura [MPa]			
Modelo com solda	Presente trabalho	ZTA - 0%	20,0
		ZTA = 35%*t	19,9
		ZTA = 75%*t	19,9
		ZTA = 100%*t	19,8
	Kim et al. (2016)	Método Computacional	19,4
		Método Experimental	21,2
Modelo sem solda	Métodos semi-empíricos	ASME B31G	17,24
		B31G MODIFICADO	16,45
		PCORRC	19,47
		DNV	19,25

Tabela 6. Comparativo entre os métodos utilizados e as pressões de ruptura para variação da ZTA.

#### 4.2 ESTUDO DE CASO 2 – DEFEITO NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL, COM VARIAÇÃO DA PROFUNDIDADE DO DEFEITO

Esta análise tem como objetivo, avaliar o comportamento da pressão de ruptura do duto, mediante a variação da profundidade do defeito e mantendo a largura ZTA constante, com 5,5 mm (35% em relação a espessura de parede de duto). O defeito circunferencial está localizado na superfície externa do duto, sendo definido com 0°, em relação ao eixo y, conforme Figura 26.

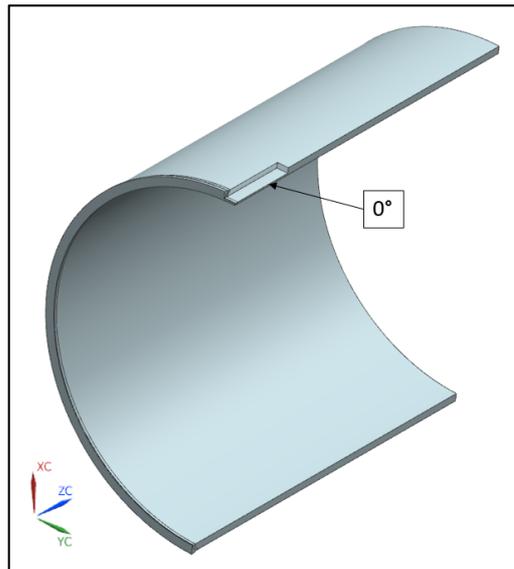


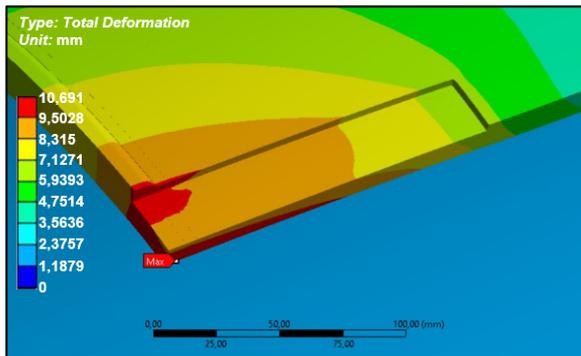
Figura 26. Defeito à 0° com variação da profundidade do defeito.

As características dos materiais referentes ao MB, ZTA e metal de adição foram definidas de acordo com a Tabela 4. Para a realização desta análise, foram empregados os seguintes parâmetros geométricos: “a” corresponde à variação da profundidade do defeito em relação à espessura de parede de duto, “c” é o comprimento do defeito e ZTA corresponde à largura da zona termicamente afetada. Os valores estão definidos na Tabela 7.

%	$a = \% * t$ [mm]	c [mm]	ZTA [mm]
25	3,97	300	5,5
50	7,95	300	5,5
75	11,92	300	5,5

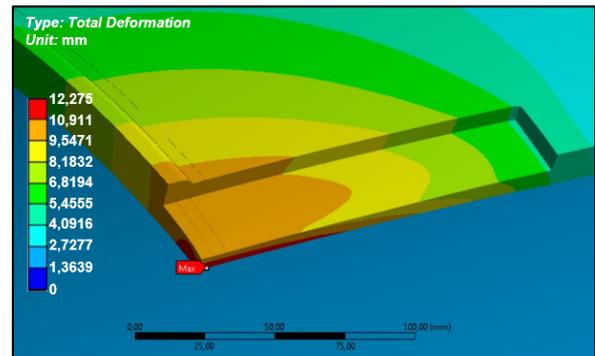
Tabela 7. Variação da profundidade do defeito.

A seguir, apresenta-se a Figura 27, que mostra um comparativo do deslocamento total em relação à profundidade do defeito. Com o aumento do defeito, as regiões da ZF e ZTA contemplam os locais que possuem maior deslocamento na análise. O defeito com profundidade de 3,97 mm obteve uma pressão máxima de 26,2 MPa, já o defeito com 7,95 mm de profundidade obteve uma pressão de 19,9 MPa, enquanto que, o defeito com 11,92 mm de profundidade atingiu uma pressão máxima de 16,4 MPa.



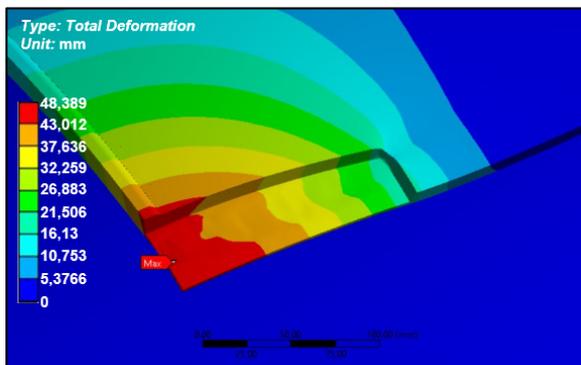
a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$

$$P_{rup} = 26,2 \text{ MPa}$$



b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$

$$P_{rup} = 19,9 \text{ MPa}$$

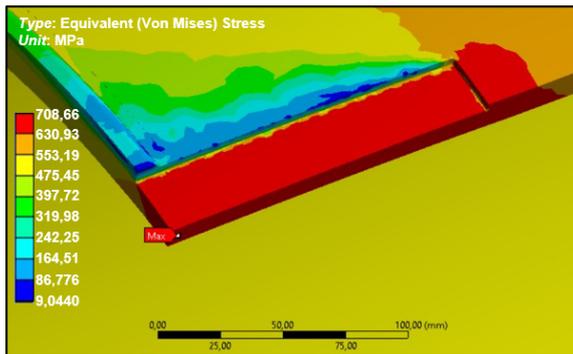


c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

$$P_{rup} = 16,4 \text{ MPa}$$

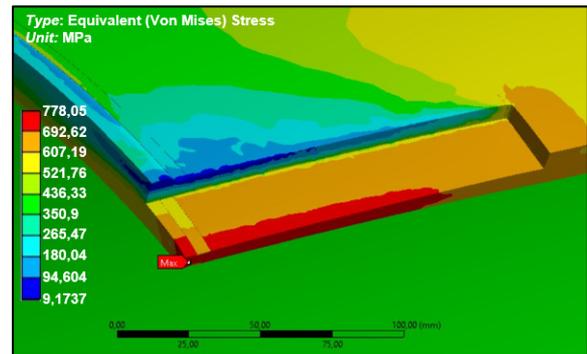
Figura 27. Deslocamento total – Variação da profundidade do defeito à 0°.

Na Figura 28 é mostrado um comparativo entre a profundidades do defeito, em relação à tensão equivalente de Von Mises, quando o duto é submetido a valores de máxima pressão interna. Nesta análise, verifica-se que com o aumento da profundidade do defeito há um aumento acentuado da tensão, sendo localizado próximo ao centro do defeito.



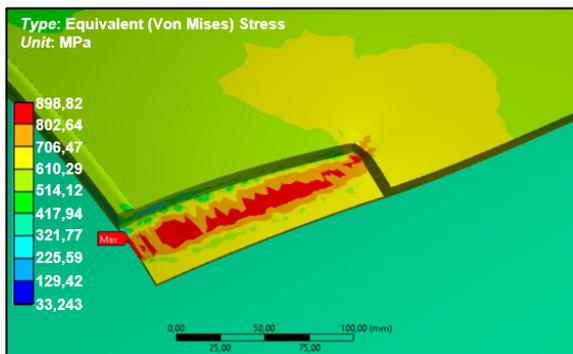
a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$

$$P_{rup} = 26,2 \text{ MPa}$$



b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$

$$P_{rup} = 19,9 \text{ MPa}$$



c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

$$P_{rup} = 16,4 \text{ MPa}$$

Figura 28. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade do defeito à 0°.

Nas Figuras 29 e 30 observa-se que com o aumento da profundidade do defeito, as curvas possuem características semelhantes, porém, para um defeito com 3,97 mm, a ruptura do componente acontece com uma tensão de 708,66 MPa e 0,1777 mm/mm de deformação total, o qual apresenta a ruptura logo após o escoamento. Para o defeito com profundidade de 7,95 mm, o colapso do material ocorre com uma tensão de 778,05 MPa e 0,4888 mm/mm para deformação total. Já para o defeito com maior profundidade 11,92 mm, a ruptura do duto ocorre com uma tensão de 898,82 MPa e 2,603 mm/mm de deformação total. De acordo com a análise, é possível determinar que defeitos com maior profundidade, possuem um intervalo de deformação plástica superior em relação a defeitos com profundidades menores.

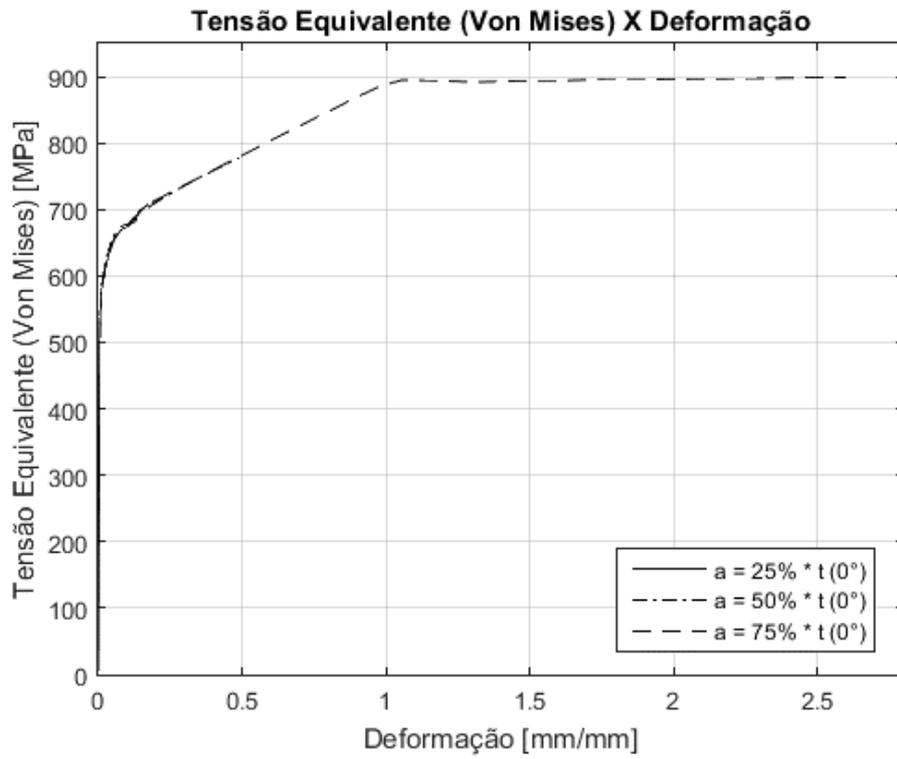


Figura 29. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade do defeito à  $0^\circ$ .

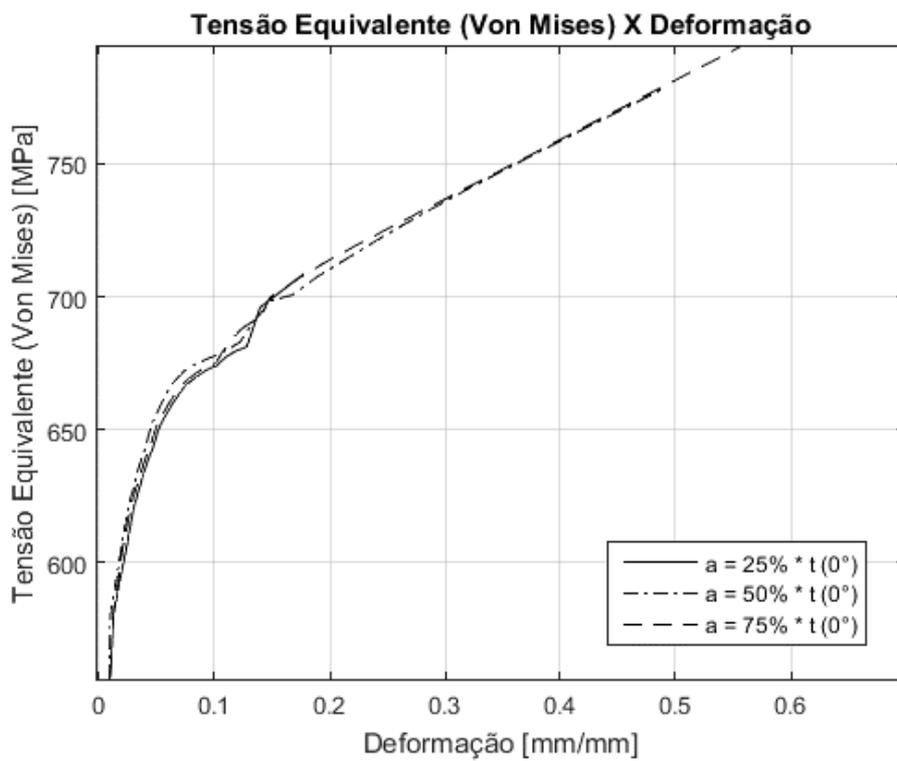


Figura 30. Detalhe das curvas tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade do defeito à  $0^\circ$ .

Na Figura 31, observa-se que as curvas possuem um aumento progressivo da tensão equivalente de Von Mises, quando há o aumento da profundidade do defeito. O aumento da profundidade do defeito reduz a pressão interna para que ocorra a ruptura do duto.

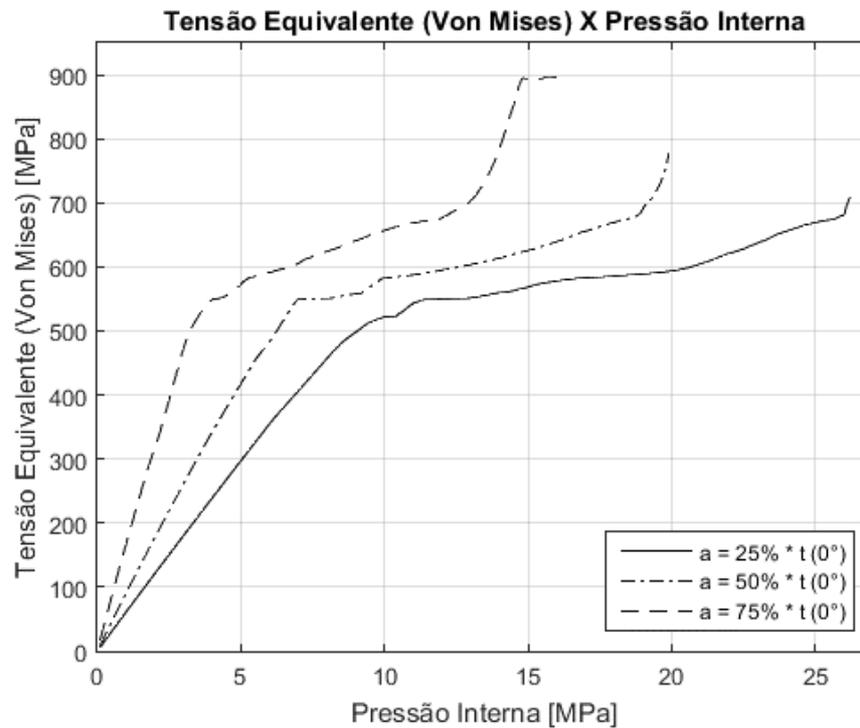


Figura 31. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da profundidade do defeito à 0°.

A seguir, apresenta-se a Figura 32, que mostra a relação entre pressão interna e deformação que o componente é submetido. Através desta análise, é possível determinar que com o aumento da profundidade do defeito, menor será a pressão interna para ocasionar a deformação máxima admissível e conseqüentemente, a ruptura do componente. Entretanto, quanto maior a profundidade do componente maior será sua deformação total.

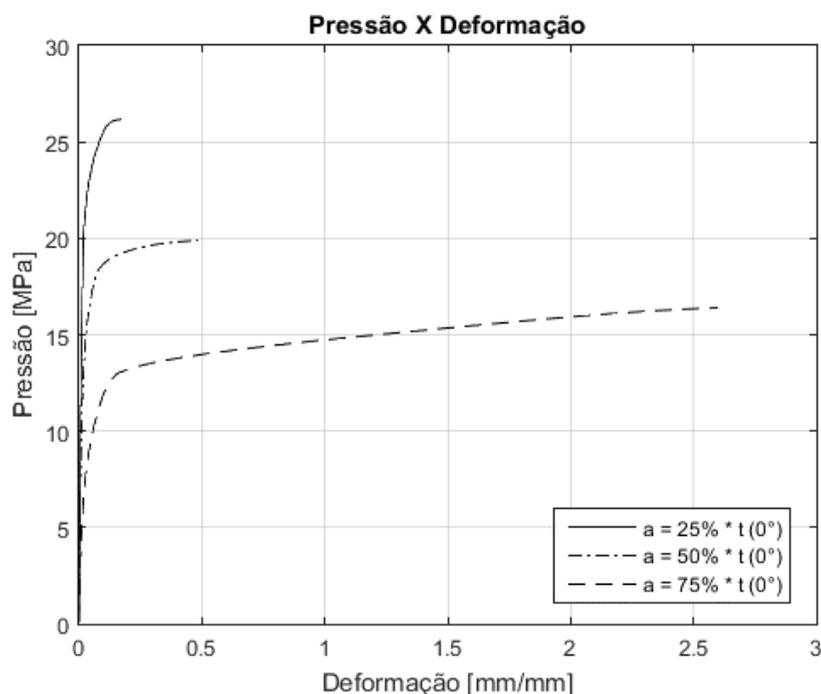


Figura 32. Pressão interna X deformação - Variação da profundidade do defeito à  $0^\circ$ .

Nas Tabela 8 e 9 são realizadas comparações da pressão de ruptura em dutos com solda e sem solda. Na Tabela 8, os resultados do presente trabalho são comparados com os resultados computacional e experimental obtidos por Kim *et al.* (2016), os quais se apresentaram aceitáveis, uma vez que houve uma variação máxima de 9% dos resultados do presente trabalho em relação aos valores de Kim *et al.* (2016). Na Tabela 9, os valores encontrados são confrontados com resultados obtidos através dos métodos semi-empíricos: ASME B31G, B31G MODIFICADO, PCORRC e DNV, os quais não incluem no seu modelo matemático o efeito da ZTA e da solda na pressão de ruptura. Sendo que para os dois primeiros métodos semi-empíricos, a tensão de escoamento é um critério controlador de falha, já para os outros métodos citados, o critério controlador de falha é tensão última. Os métodos semi-empíricos: ASME B31G e B31G MODIFICADO apresentaram resultados conservadores, chegando a apresentar pressões de ruptura de 15% à 41% inferiores aos valores encontrados no presente trabalho. Entretanto, os métodos PCORRC e DNV obtiveram resultados de pressão de ruptura mais próximos das condições do defeito com solda circunferencial, para os casos com 25% e 50% da profundidade do defeito, ocorreu uma pequena diferença percentual em relação ao valores do presente trabalho, como pode ser visualizado na Tabela 9. Para a profundidade de 75% os métodos PCORRC e DNV também se mostraram conservadores, pois, ocorreu um

diferença de 27% e 38%, respectivamente, de diferença em relação as pressões de rupturas encontradas no presente trabalho.

Profundidade do defeito [mm]	Modelo com solda				
	Presente trabalho	Modelo computacional Kim <i>et al.</i> (2016)		Experimental Kim <i>et al.</i> (2016)	
		$P_{rup}$ [MPa]	$P_{rup}$ [MPa]	Erro relativo [%]	$P_{rup}$ [MPa]
a=25%*t	26,2	24	9%	NA	NA
a=50%*t	19,9	19,4	3%	21,2	6%
a=75%*t	16,4	16,8	2%	NA	NA

Tabela 8. Comparativo entre os resultados do presente trabalho e Kim *et al.* (2016).

Profundidade do defeito [mm]	Modelo sem solda - Métodos semi-empíricos								
	Presente trabalho	ASME B31G		B31G MODIFICADO		PCORRC		DNV	
		$P_{rup}$ [MPa]	$P_{rup}$ [MPa]	Erro relativo	$P_{rup}$ [MPa]	Erro relativo	$P_{rup}$ [MPa]	Erro relativo	$P_{rup}$ [MPa]
a=25%*t	26,2	20,1	30%	20,28	29%	23,9	10%	24,28	8%
a=50%*t	19,9	17,24	15%	16,45	21%	19,47	2%	19,25	3%
a=75%*t	16,4	13,95	18%	11,67	41%	12,95	27%	11,89	38%

Tabela 9: Comparativo entre os resultados do presente trabalho e os métodos semi-empíricos.

A Figura 33 mostra um comparativo dos valores das pressões de ruptura obtidas entre o presente trabalho, os resultados obtidos por Kim *et al.* (2016), e os resultados de métodos semi-empíricos. Pela Figura 33 é possível verificar que os resultados do presente trabalho são satisfatórios, uma vez que, com a variação da profundidade do defeito, as pressões de ruptura encontradas ficaram próximas dos valores conhecidos de Kim *et al.* (2016). Realizando a análise dos resultados dos métodos semi-empíricos, pode-se afirmar que com o aumento da profundidade do defeito os resultados se mostraram conservadores em relação aos resultados do presente trabalho e de Kim *et al.* (2016).

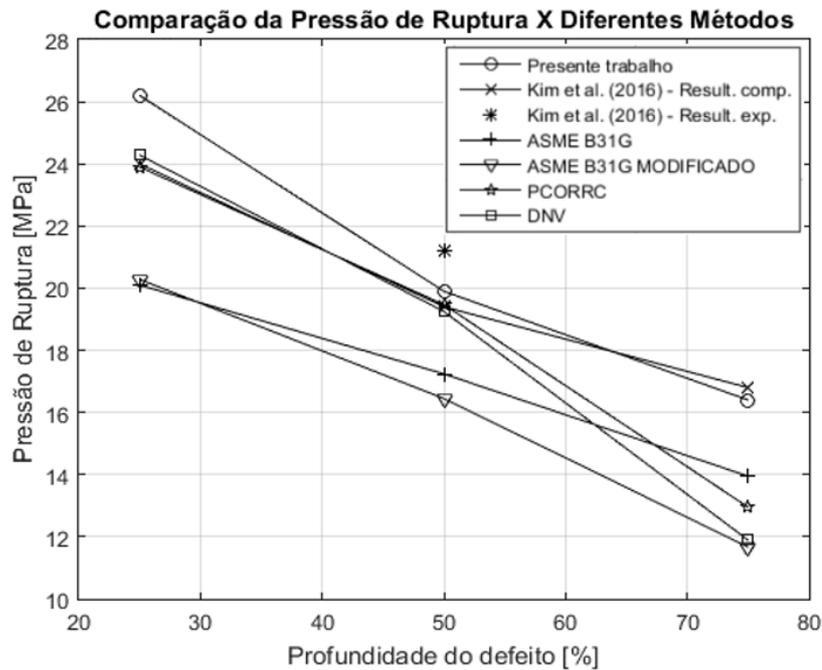


Figura 33. Comparativo entre os métodos utilizados.

#### 4.3 ESTUDO DE CASO 3 – DEFEITOS NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL POSICIONADOS À 0° & 45°, 0° & 90°

Neste estudo de caso, as análises foram realizadas para defeitos circunferenciais localizados à 0° & 45°, 0° & 90°, em relação ao eixo y, de acordo com a Figura 34. Nesta pesquisa será investigada a influência da posição de dois defeitos em relação à pressão de ruptura do duto. Também será realizada uma análise sobre a modificação dos pontos de máxima tensão e deslocamento total, mediante a variação da profundidade do defeito.

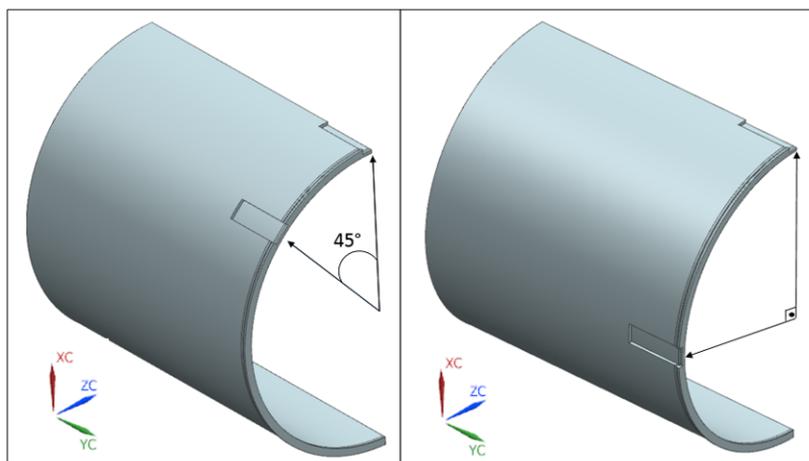
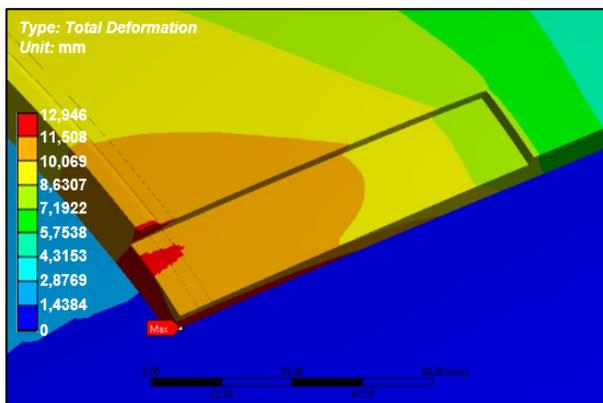


Figura 34. Defeitos à 0° e 45°, 0° e 90° com variação da profundidade dos defeitos.

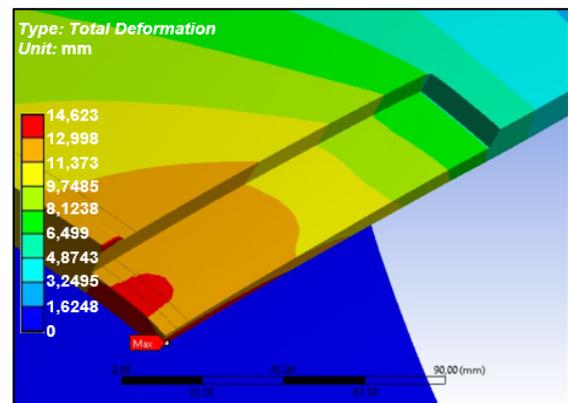
As características dos materiais referentes ao MB, ZTA e a solda foram definidas de acordo com a Tabela 4. Para a execução deste estudo foram utilizados os mesmos parâmetros descritos na Tabela 7.

As Figuras 35 e 36 mostram os comparativos do campo de deslocamento, nos quais é possível observar que para as profundidades de 3,97 e 7,95 mm, o ponto de máximo deslocamento total encontra-se à 0°, na parede interna do duto. Porém, quando a profundidade do defeito é aumentada para 11,92 mm, o ponto máximo de deslocamento total desloca-se para 45° (Figura 35) e 90° (Figura 36), ao centro do defeito.



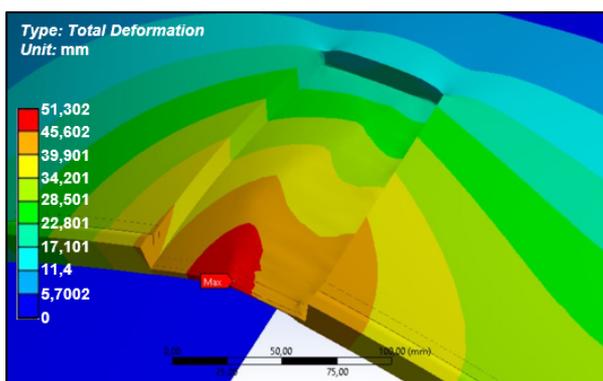
Localização do defeito: 0°

a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



Localização do defeito: 0°

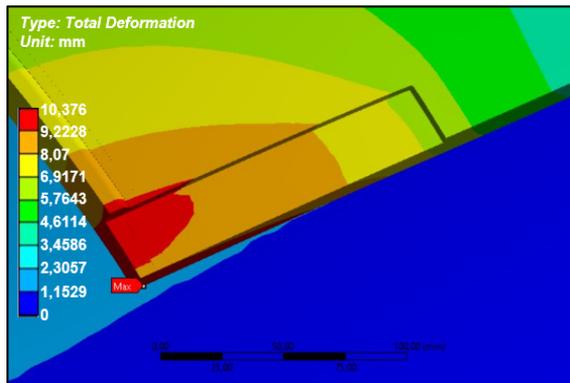
a)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$



Localização do defeito: 45°

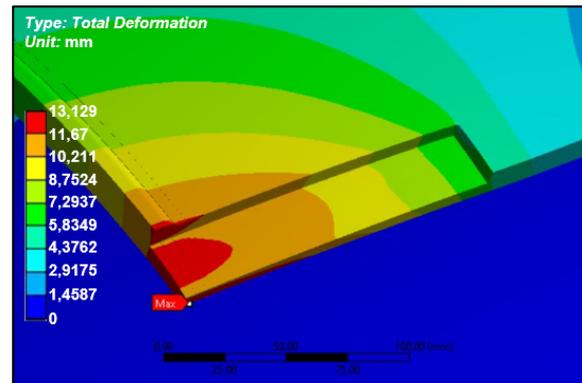
b)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

Figura 35. Deslocamento total – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°.



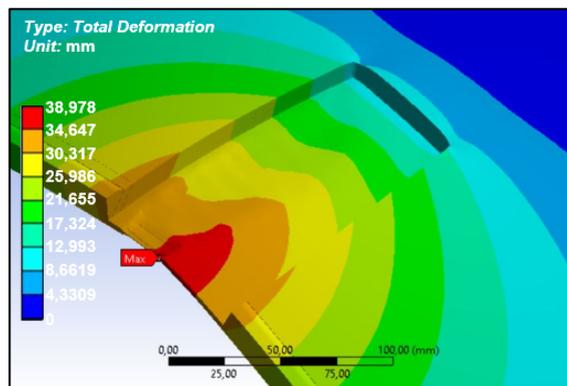
Localização do defeito: 0°

a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



Localização do defeito: 0°

b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$



Localização do defeito: 90°

c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

Figura 36. Deslocamento total – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 90°.

Analisando as Figuras 37 e 38, fica evidente que a região na qual haverá maior deslocamento será entre os defeitos. Sendo que os defeitos posicionados à 0° & 45° apresentam maior deslocamento em relação aos defeitos à 0° & 90°, isso ocorre devido à proximidade dos defeitos.

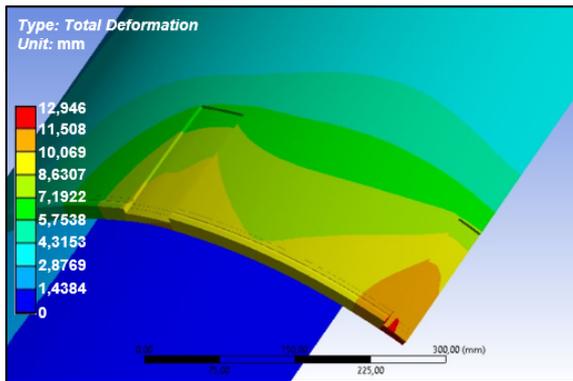
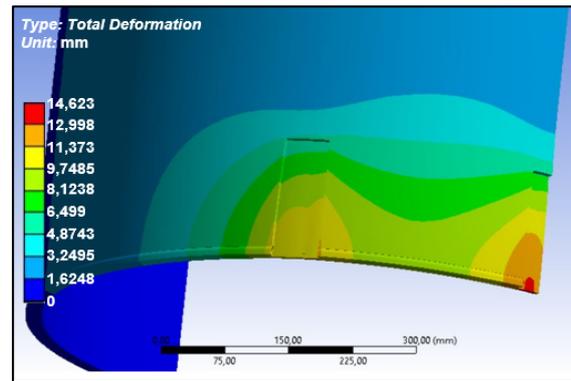
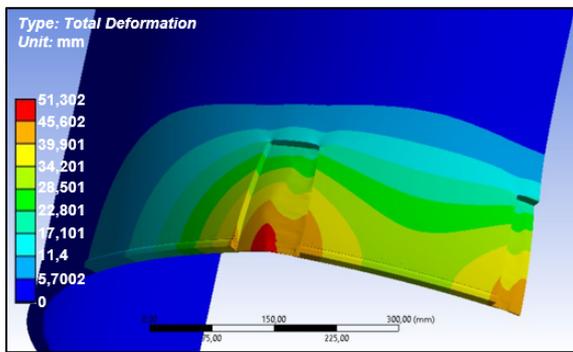
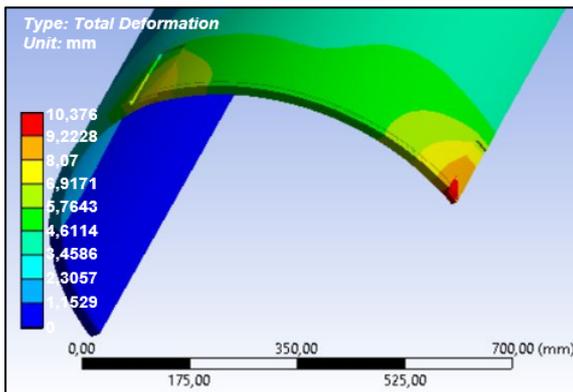
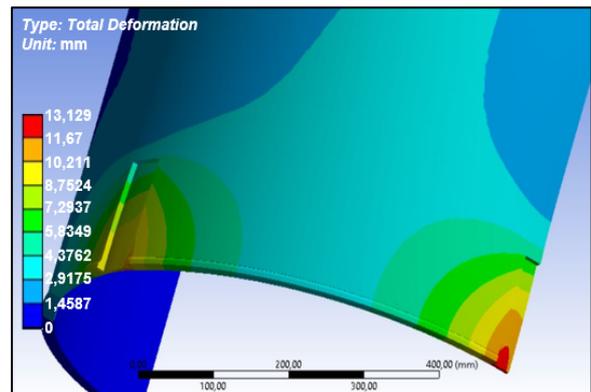
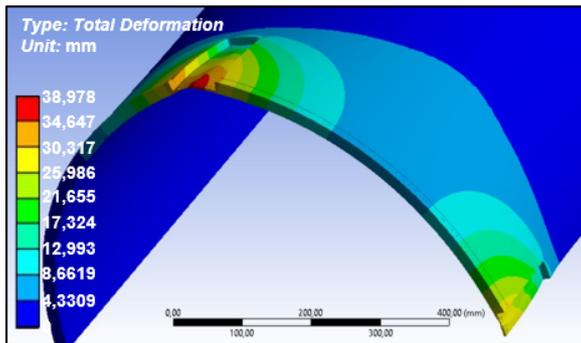
a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$ b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$ c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$ 

Figura 37. Campo de deslocamento entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à  $0^\circ$  &  $45^\circ$ .

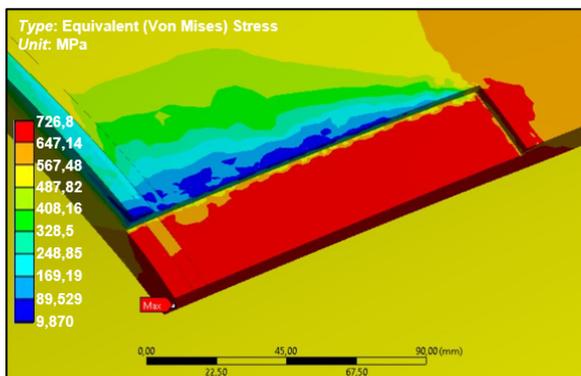
a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$ b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$



c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

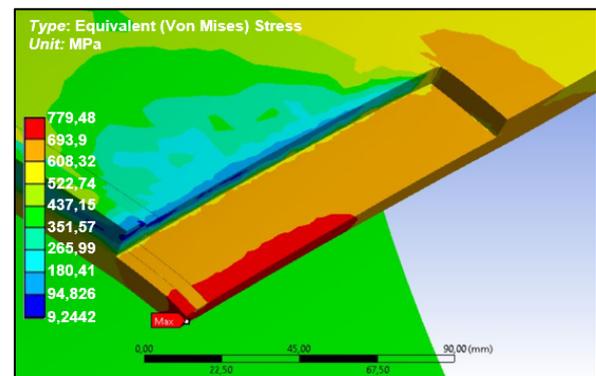
Figura 38. Campo de deslocamento entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à  $0^\circ$  &  $90^\circ$ .

A Figura 39 mostra a distribuição de tensões para a tensão equivalente de Von Mises. De acordo com a Figura 39 é observado que para o defeito com profundidade de 3,97 e 7,95 mm, o ponto de máxima tensão situa-se à  $0^\circ$ , porém, com o aumento da profundidade do defeito, o local com maior concentração de tensão desloca-se para  $45^\circ$ .



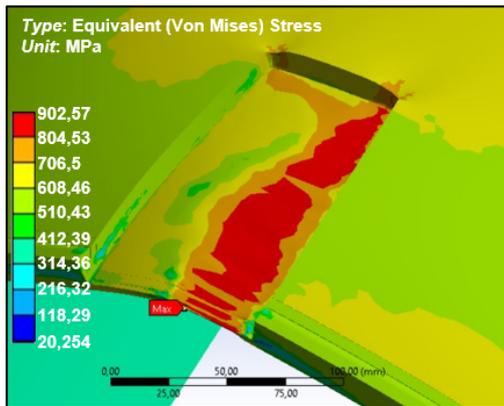
Localização do defeito:  $0^\circ$

a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



Localização do defeito:  $0^\circ$

b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$

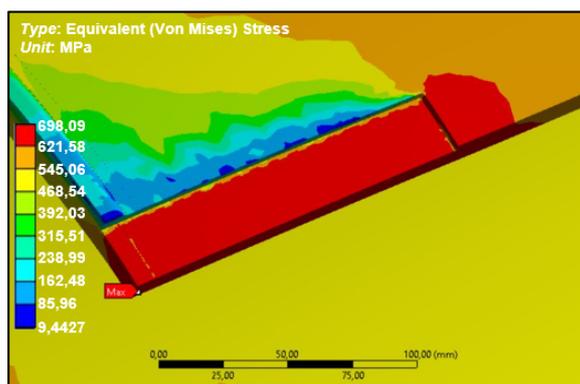


Localização do defeito: 45°

c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

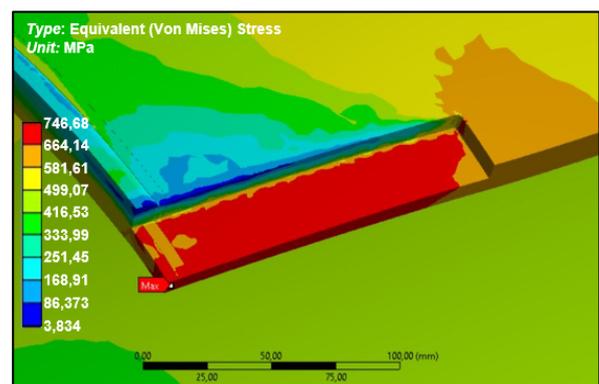
Figura 39. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°.

Já para os defeitos localizados à 0° & 90°, o aumento da profundidade não influencia na localização do ponto de máxima tensão, uma vez que, o local que apresenta máxima tensão situa-se à 0° nas três análises. Contudo, é possível verificar que em função do aumento da profundidade do defeito, as regiões com maior concentração de tensão localizam-se próximo ao centro do defeito e da região com solda, conforme Figura 40, que mostra a distribuição de tensões para a tensão equivalente de Von Mises.



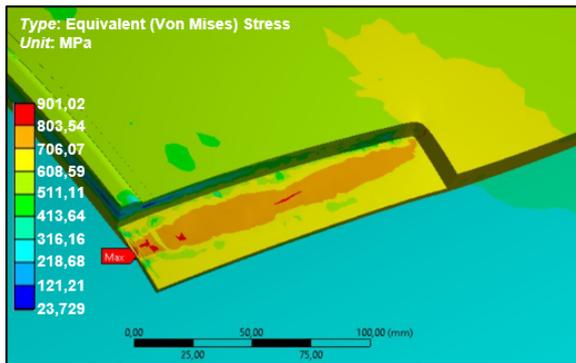
Localização do defeito: 0°

a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



Localização do defeito: 0°

b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$

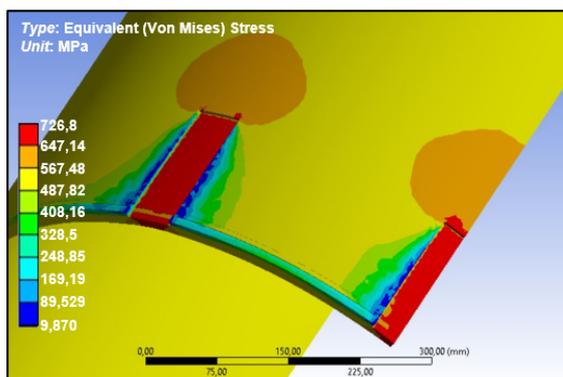


Localização do defeito: 0°

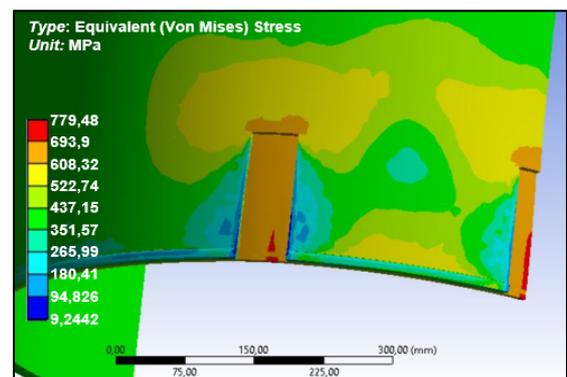
c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

Figura 40. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 90°.

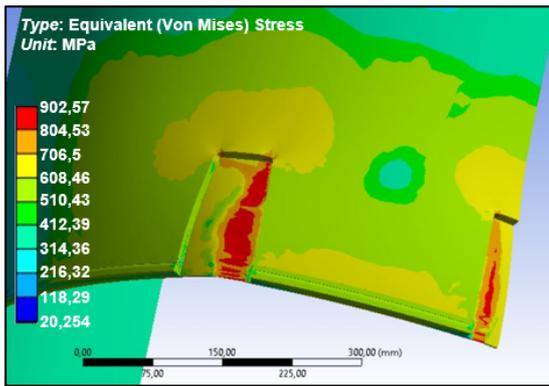
Nas Figuras 41 e 42 é apresentada a distribuição de tensão entre os defeitos. Nesta análise fica notório que com o aumento da profundidade do defeito, maior será a influência da tensão de um defeito sobre o outro. Para defeitos posicionados à 0° & 45°, ocorre maior influência de um defeito sobre o outro, já para os defeitos posicionados à 0° & 90°, como há o aumento da distância entre os defeitos, conseqüentemente, a influência de um defeito sobre o outro é menor.



a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$

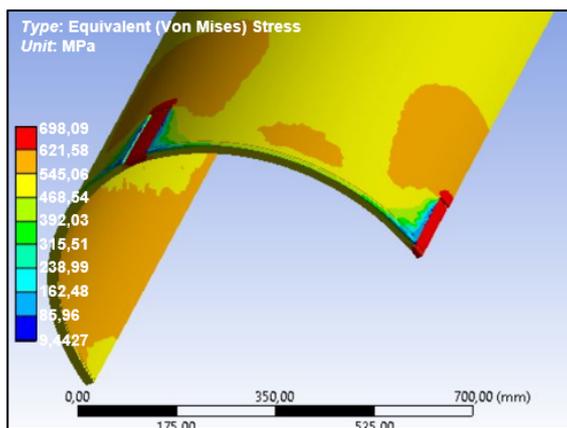


b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$

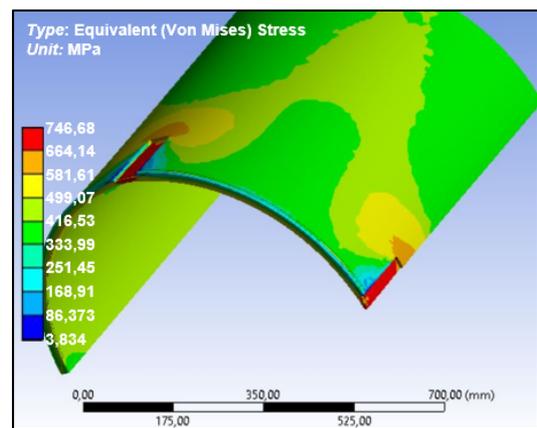


c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

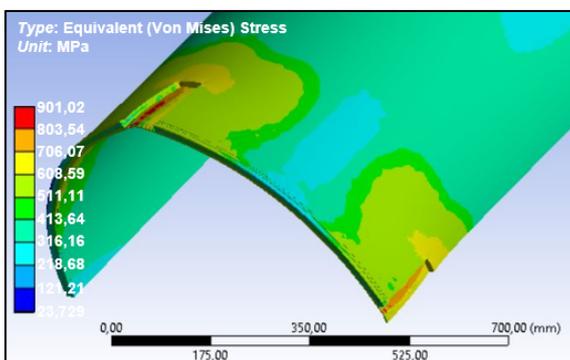
Figura 41. Distribuição de tensões entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à  $0^\circ$  &  $45^\circ$ .



a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$



c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

Figura 42. Distribuição de tensões entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à  $0^\circ$  &  $90^\circ$ .

A seguir, apresentam-se as Figuras 43 e 44, que são caracterizadas com as curvas tensão equivalente de Von Mises versus deformação. As curvas são plotadas de acordo com o ponto que indica a máxima tensão nas Figuras 39 e 40. Analisando as curvas de tensão - deformação, é possível verificar que com o aumento da profundidade do defeito, as curvas possuem características similares, independentemente da localização do defeito. Porém, para uma profundidade de 3,97 mm, a interrupção no cálculo do modelo numérico ocorre com uma tensão de 726,8 MPa e 0,325 mm/mm de deformação total, para os defeitos localizados à 0° & 45°, enquanto que, para os defeitos posicionados à 0° & 90°, a interrupção no cálculo do modelo numérico do componente ocorre antes, atingindo valores de 698,09 MPa para tensão e 0,121 mm/mm para deformação total. Nos dois casos as curvas apresentam a ruptura logo após o escoamento do material. Para os defeitos posicionados à 0° & 45°, com profundidade de 7,95 mm, a interrupção no cálculo numérico ocorre com uma tensão de 882,94 MPa e 1,609 mm/mm de deformação total. Ainda assim, para a mesma profundidade, porém, para os defeitos localizados à 0° & 90°, a interrupção no cálculo acontece com uma tensão de 744,61 MPa e 1,312 mm/mm de deformação total. Já para os defeitos com maior profundidade de 11,92 mm, situados à 0° & 45°, a interrupção no cálculo numérico do duto ocorre com uma tensão de 902,57 MPa e 3,058 mm/mm de deformação total. No entanto, para os defeitos posicionados à 0° & 90°, a interrupção no cálculo do modelo numérico do componente acontece com tensão de 901,02 MPa e 3,89 mm/mm. Diante deste cenário, é possível observar que os defeitos com maiores profundidades, possuem um intervalo de plastificação significativamente maior, em relação aos defeitos que possuem profundidades menores.

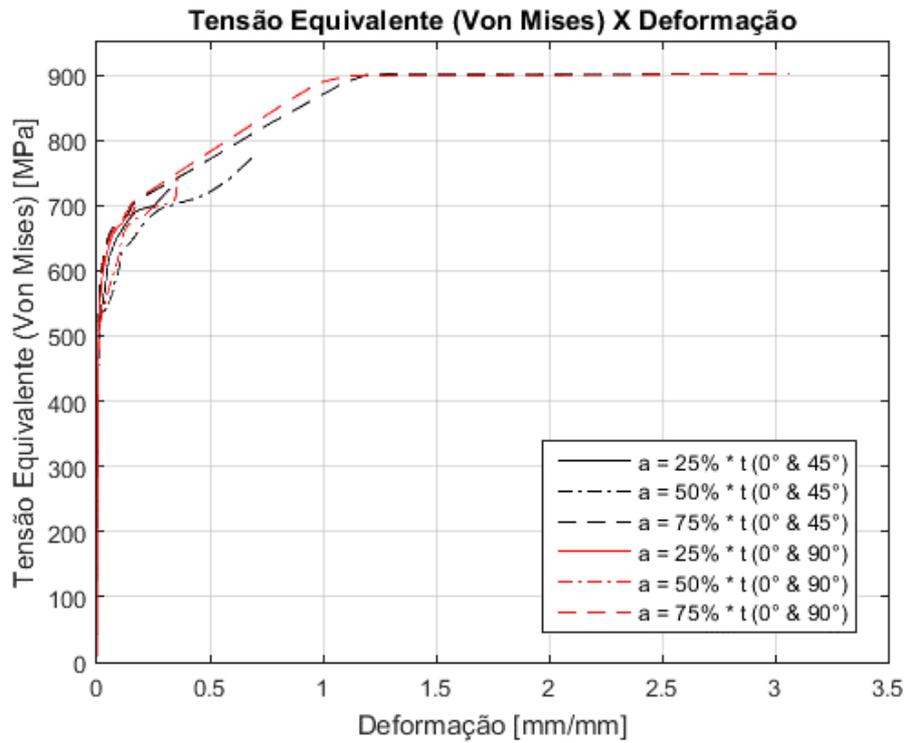


Figura 43. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°, 0° & 90°.

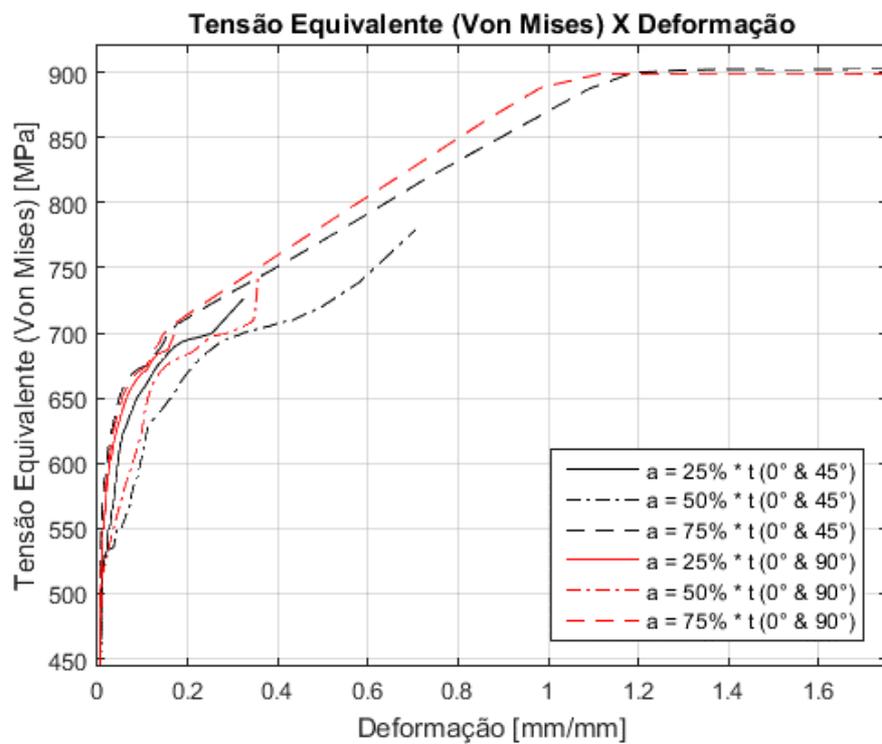


Figura 44. Detalhe das curvas de tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°, 0° & 90°.

A Figura 45 mostra o comportamento dos defeitos posicionados à 0° & 45° e 0° & 90°, quando são investigados em relação a tensão equivalente de Von Mises e pressão interna. Analisando o gráfico é possível concluir que quanto maior a profundidade do defeito, maior será a tensão agindo sobre o mesmo, e conseqüentemente, menor será a pressão interna para que ocorra ruptura do duto. Analisando as curvas de tensão – pressão, é possível verificar que com o aumento da profundidade dos defeitos, os defeitos posicionados à 0° & 90° possuem um valor maior de tensão, para um mesmo valor de pressão, em relação aos defeitos posicionados à 0° & 45°. Em linhas gerais, pode-se observar que as curvas se comportam de forma similar, de acordo com a profundidade dos defeitos e em relação à posição dos mesmos.

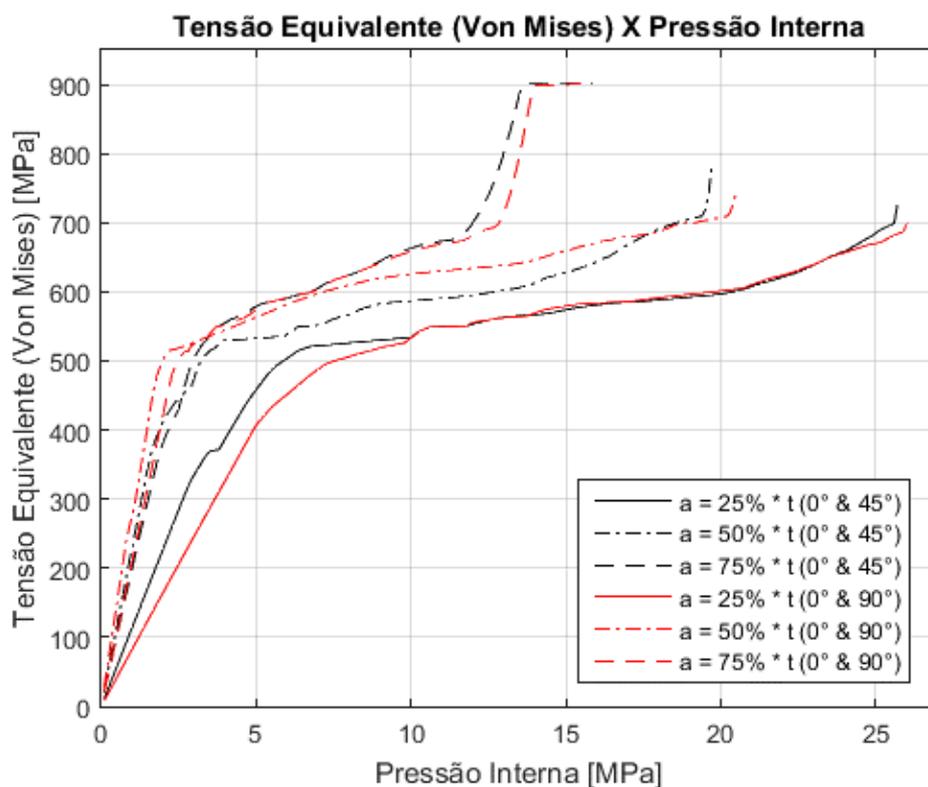


Figura 45. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da profundidade dos defeitos à 0° & 45°, 0° & 90°.

A Figura 46 mostra a relação entre pressão interna e deformação, em que é possível afirmar que os defeitos posicionados à 0° & 90°, com profundidades de 3,97 e 7,95 mm, falham com uma pressão maior e deformação menor, em relação aos defeitos posicionados à 0° & 45°. Analisando as curvas de um modo geral, é possível

observar que quanto maior a profundidade do defeito, menor será a pressão interna para ocasionar a deformação última do sólido. Entretanto, quanto maior a profundidade do componente maior será sua deformação total.

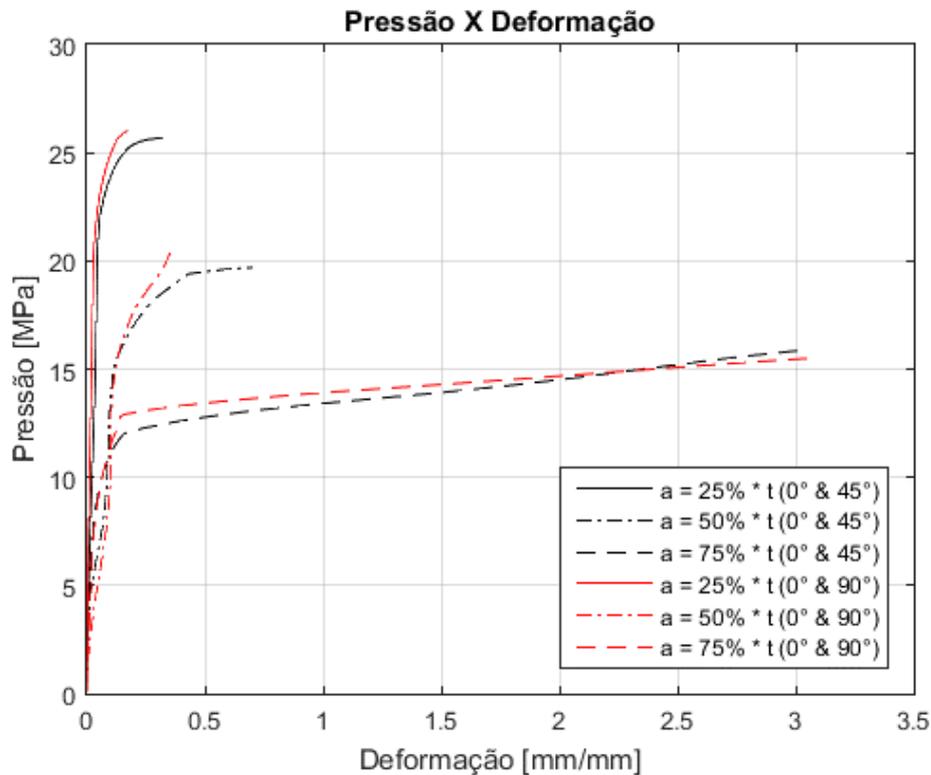


Figura 46. Pressão interna X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à  $0^\circ$  &  $45^\circ$ ,  $0^\circ$  &  $90^\circ$ .

A Figura 47 mostra a relação da pressão de ruptura com a posição circunferencial do defeito. Nesta análise verifica-se que as curvas provenientes dos resultados dos defeitos posicionados à  $0^\circ$ ,  $0^\circ$  &  $45^\circ$  e  $0^\circ$  &  $90^\circ$  possuem semelhança, pois, o material entra em colapso plástico com pressões de rupturas próximas. De acordo com as condições descritas no presente trabalho, como: características geométricas do duto e do defeito, propriedades dos materiais em análise, condições de contato, elemento utilizado para desenvolver a malha, refino da malha, condições de contato, método iterativo e critério de convergência utilizado, é possível admitir que somente um defeito pode ser considerado na análise, visto que, não houve uma variação acentuada da pressão de ruptura com a adição do defeito à  $45^\circ$  ou à  $90^\circ$ . No entanto, é necessário realizar um estudo no qual deve ocorrer a variação do posicionamento circunferencial do defeito, havendo um decréscimo no ângulo, verificando o comportamento da pressão de ruptura.

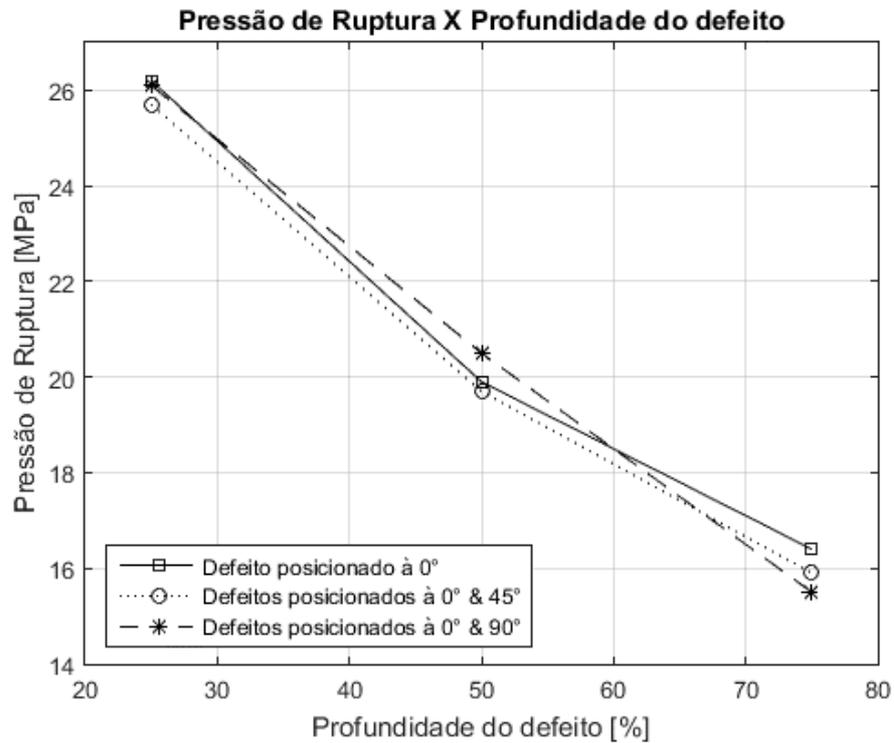


Figura 47. Comparação da pressão de ruptura em relação a posição dos defeitos à 0°, 0° & 45° e 0° & 90°

#### 4.4 ESTUDO DE CASO 4 – MÚLTIPLOS DEFEITOS NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL POSICIONADOS À 0°, 45° & 90°

Neste estudo de caso, as análises vão ocorrer para defeitos circunferenciais localizados à 0°, 45° & 90°, de acordo com a Figura 48. Neste estudo será investigada a influência da posição dos defeitos em relação à pressão de ruptura do duto. Também ocorrerá a análise sobre a mudança na localização dos pontos de máxima tensão e deslocamento total, por meio da variação da profundidade do defeito no duto com múltiplos defeitos.

As características dos materiais referentes ao MB, ZTA e a solda foram definidas de acordo com a Tabela 4. Para a execução deste estudo foram utilizados os mesmos parâmetros descritos na Tabela 7.

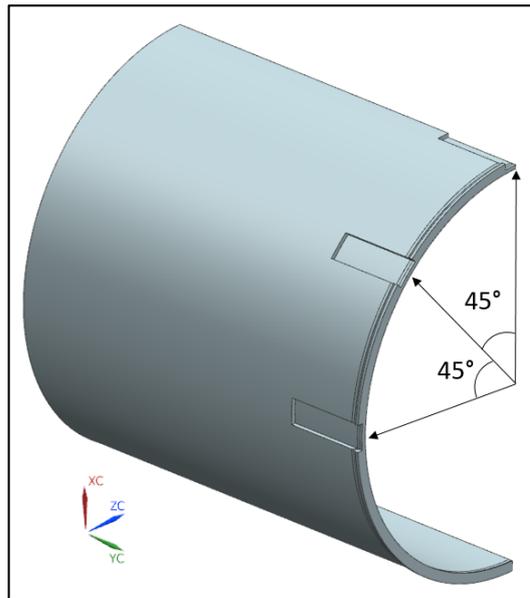
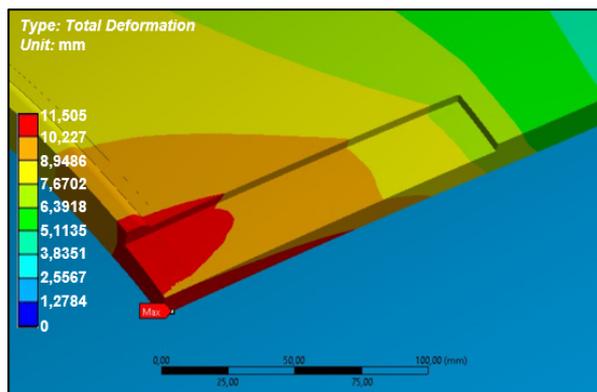


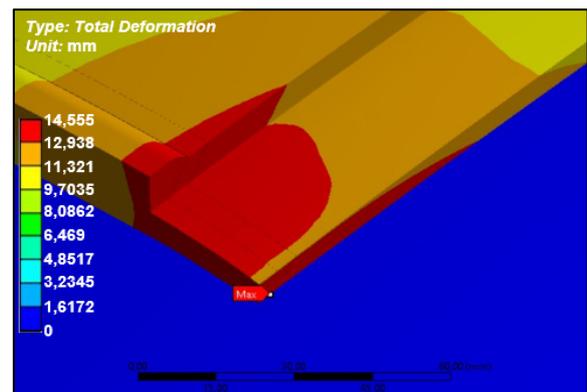
Figura 48. Defeitos posicionados à 0°, 45° & 90° com variação da profundidade dos defeitos.

A seguir, apresenta-se a Figura 49, que mostra o comparativo de múltiplos defeitos com variação na profundidade do defeito, em relação ao deslocamento total. Com a profundidade de 3,97 e 7,95 mm, o ponto de máximo deslocamento é localizado à 0°, próximo ao centro do defeito e na transição da ZF para a ZTA. Porém, quando a análise ocorre para a profundidade de 11,92 mm, o ponto crítico encontra-se à 45°, próximo ao centro do defeito e na ZF.



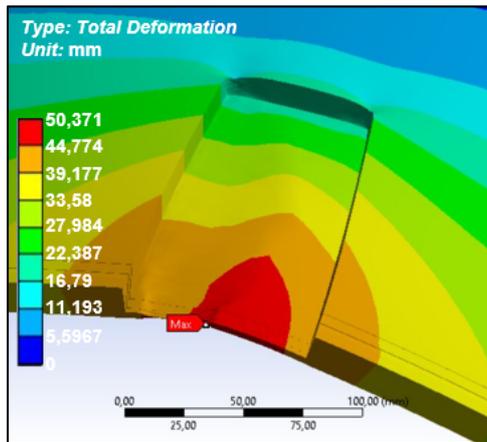
Localização do defeito: 0°

a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



Localização do defeito: 0°

b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$

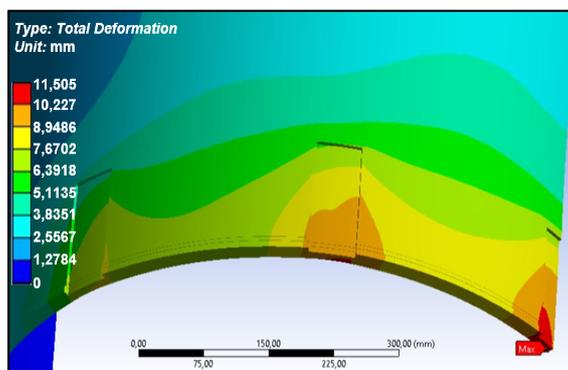


Localização do defeito: 45°

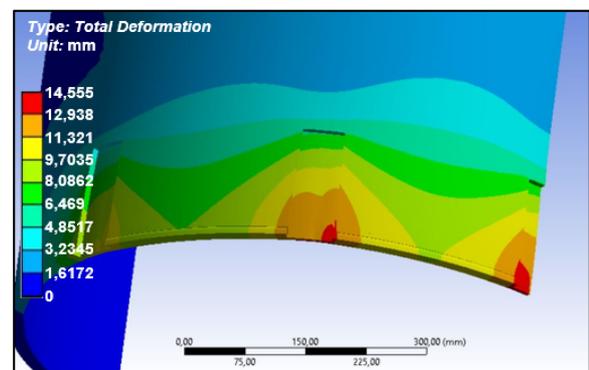
$$c) a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$$

Figura 49. Deslocamento total – Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.

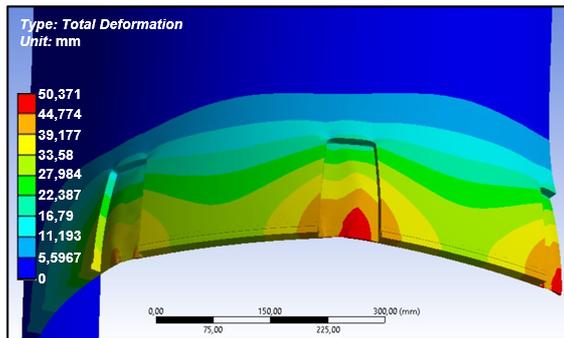
Na Figura 50 é apresentado o campo de deslocamento entre os defeitos posicionados 0°, 45° & 90°. Nesta análise é possível observar que os maiores deslocamentos vão ocorrer nos defeitos e entre os defeitos posicionados à 0° e 45°. Isto ocorre devido ao defeito à 90° estar mais próximo da aresta, região na qual o duto está apoiado, portanto, o deslocamento é menor. Também fica evidente que com o aumento da profundidade dos defeitos, a região com maior deslocamento situa-se entre os defeitos, pois, é aonde há a perda, diminuição da espessura, podendo ocorrer a ruptura do duto.



$$a) a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$$



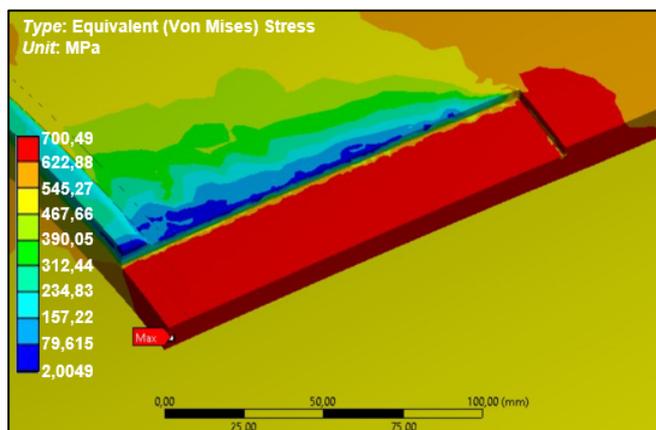
$$b) a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$$



c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

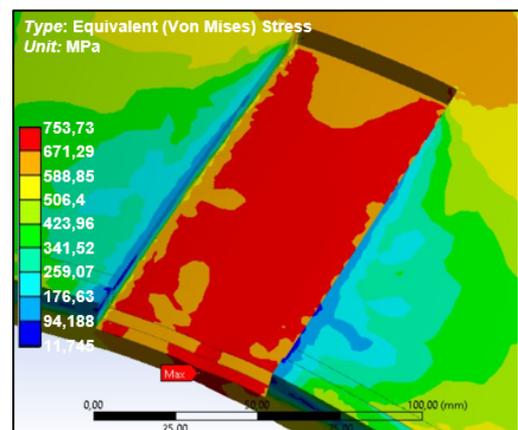
Figura 50. Campo de deslocamento entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  &  $90^\circ$ .

A Figura 51 mostra um comparativo entre as profundidades dos múltiplos defeitos, em relação à tensão equivalente de Von Mises. Para as profundidades de 3,97 e 11,92 mm, o ponto de máxima tensão esteve à  $0^\circ$ , próximo ao centro do defeito, entretanto, com 3,97mm o ponto crítico estava na transição da ZF para a ZTA, enquanto que, para a profundidade de 11,92 mm, o ponto crítico estava na ZF. Realizando a análise para a profundidade do defeito de 7,95 mm, o ponto crítico ficou localizado à  $45^\circ$ , próximo ao centro do defeito na ZF. Na Figura 52 é mostrada a distribuição de tensões entre os defeitos. Nesta análise é perceptível que em função do aumento da profundidade do defeito, maior fica a interação da tensão de um defeito com o outro. Devido os defeitos estarem equidistantes à  $45^\circ$ , a distribuição de tensão é simétrica a partir do defeito posicionado à  $45^\circ$ .



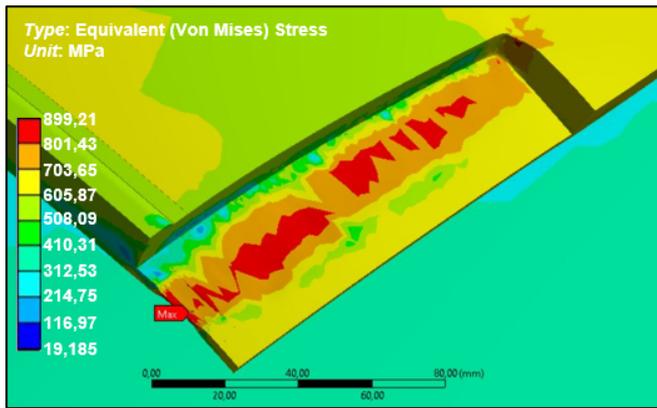
Localização do defeito:  $0^\circ$

a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



Localização do defeito:  $45^\circ$

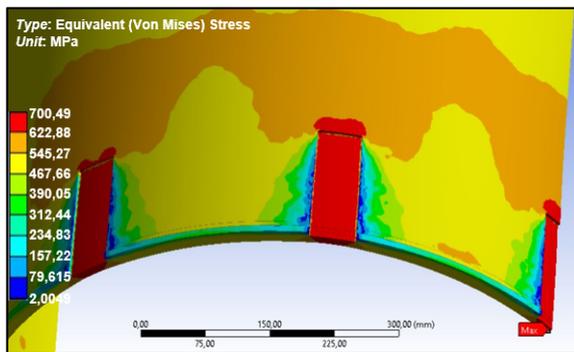
b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$



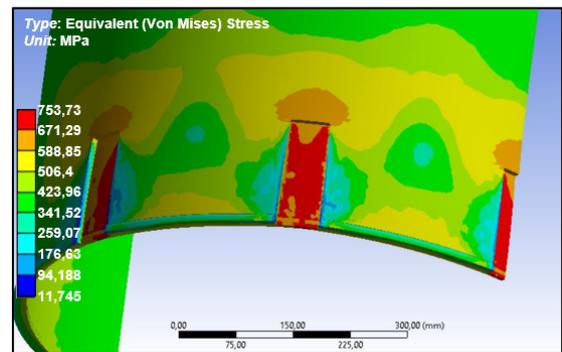
Localização do defeito: 0°

c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

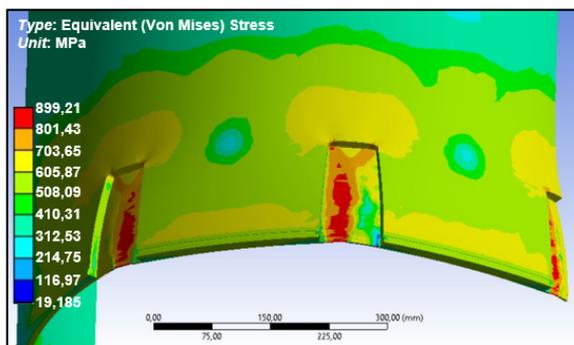
Figura 51. Tensão equivalente de Von Mises – Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.



a)  $a = 25\% * t = 3,97 \text{ mm}$



b)  $a = 50\% * t = 7,95 \text{ mm}$



c)  $a = 75\% * t = 11,92 \text{ mm}$

Figura 52. Distribuição de tensões entre os defeitos – Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.

Em linhas gerais, nas Figuras 53 e 54, é possível verificar que o duto com múltiplos defeitos, em que há a variação da profundidade dos mesmos, possui semelhança nas curvas de tensão equivalente de Von Mises X deformação. Para o defeito com 3,97 mm, a ruptura do componente acontece com uma tensão de 700,49 MPa e 0,147 mm/mm de deformação total, o qual apresenta a ruptura logo após o escoamento. Para o defeito com profundidade de 7,95 mm, a interrupção no cálculo do modelo numérico ocorre com uma tensão de 753,73 MPa e 0,380 mm/mm para deformação total. Já para o defeito com maior profundidade 11,92 mm, a interrupção no cálculo do modelo numérico ocorre com uma tensão de 899,29 MPa e 3,1875 mm/mm de deformação total. Conforme a análise, é possível determinar que em dutos com múltiplos defeitos, em que há a variação da profundidade dos mesmos, existe o maior intervalo de plastificação para os defeitos que possuem maior profundidade.

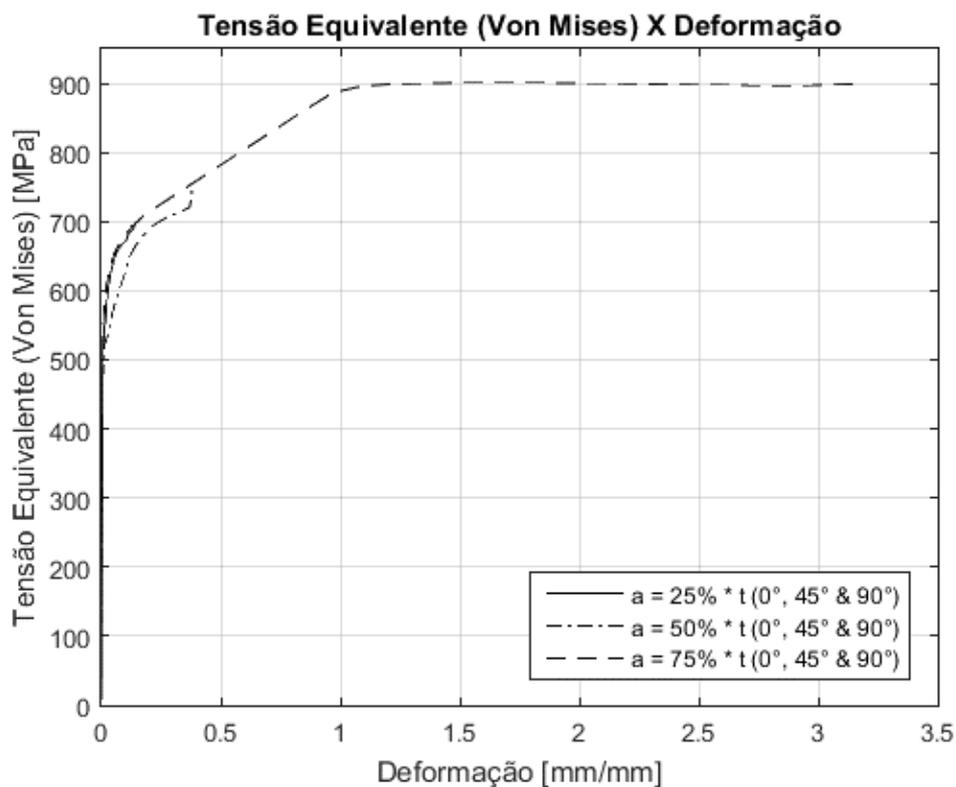


Figura 53. Tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.

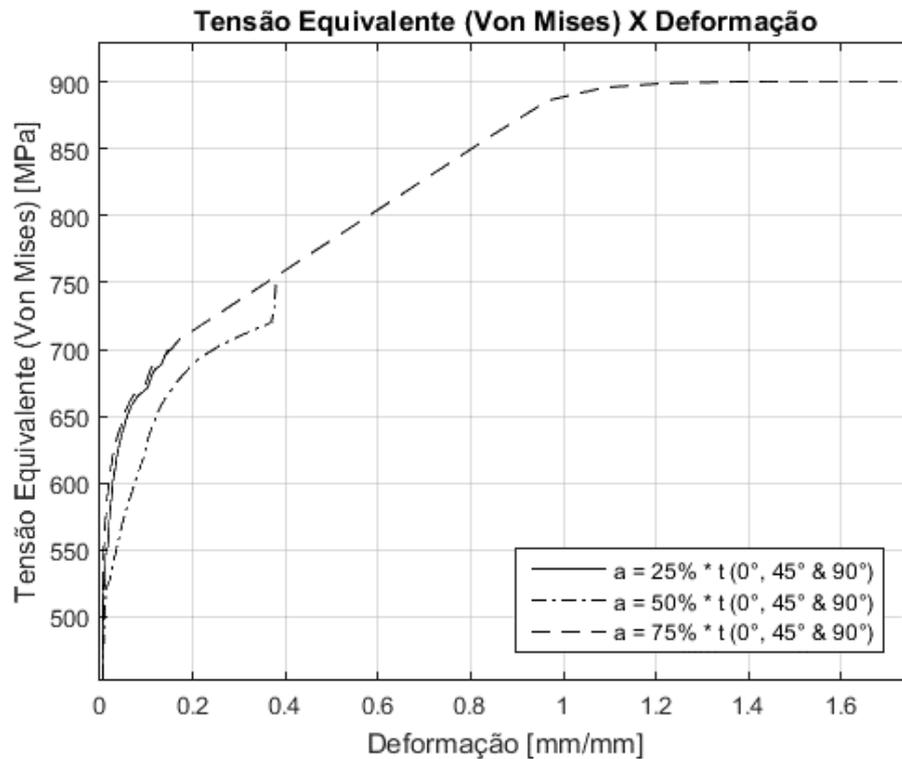


Figura 54. Detalhe das curvas de tensão equivalente de Von Mises X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.

De forma análoga, para o duto com múltiplos defeitos e com variação da profundidade dos defeitos, fica evidente o comportamento crescente da curva tensão versus pressão. O aumento da profundidade do defeito ocasiona o aumento da tensão, e o decréscimo da pressão interna para que ocorra a ruptura do duto. Este cenário pode ser observado na Figura 55.

A Figura 56 mostra a relação entre pressão interna e deformação a que o duto com múltiplos defeitos é submetido. Por meio desta análise, é possível determinar que com o aumento da profundidade do defeito, menor será a pressão interna para ocasionar a máxima deformação total, por conseguinte, a ruptura do duto.

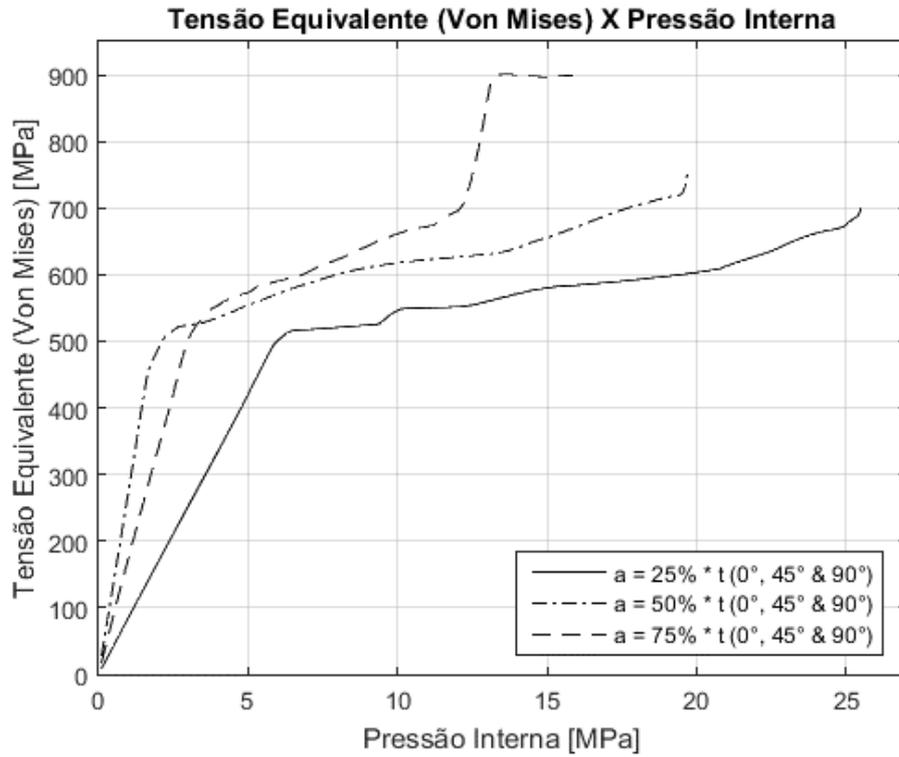


Figura 55. Tensão equivalente de Von Mises X pressão interna - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.

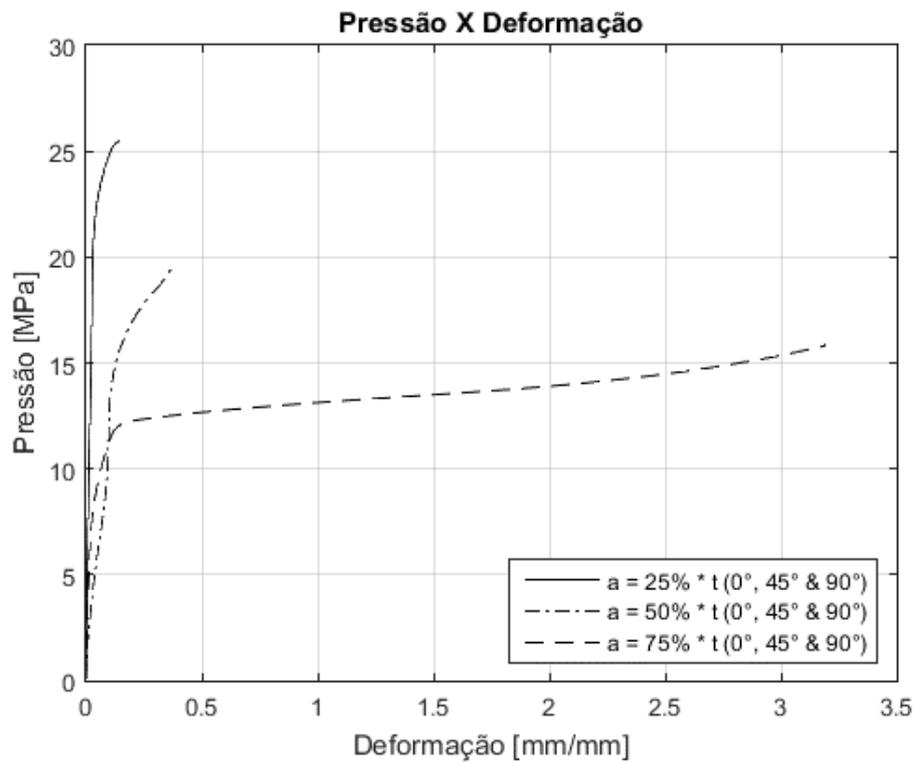


Figura 56. Pressão X deformação - Variação da profundidade dos defeitos à 0°, 45° & 90°.

Na Figura 57 é apresentada a relação das pressões de ruptura para múltiplos defeitos presentes no duto. Nesta análise é possível observar que as curvas provenientes dos resultados dos defeitos posicionados à 0°, 0° & 45°, 0° & 90° e 0°, 45° & 90°, possuem similaridade, pois, o duto entra em colapso com pressões de ruptura próximas. De acordo com as condições e parâmetros definidos no presente trabalho é possível admitir que o duto pode ser analisado com somente um defeito, visto que, não houve uma variação acentuada da pressão de ruptura com a adição do defeito à 45° e 90°. No entanto, é necessário realizar um estudo no qual deve ocorrer a variação do posicionamento circunferencial do defeito, analisando defeitos mais próximos.

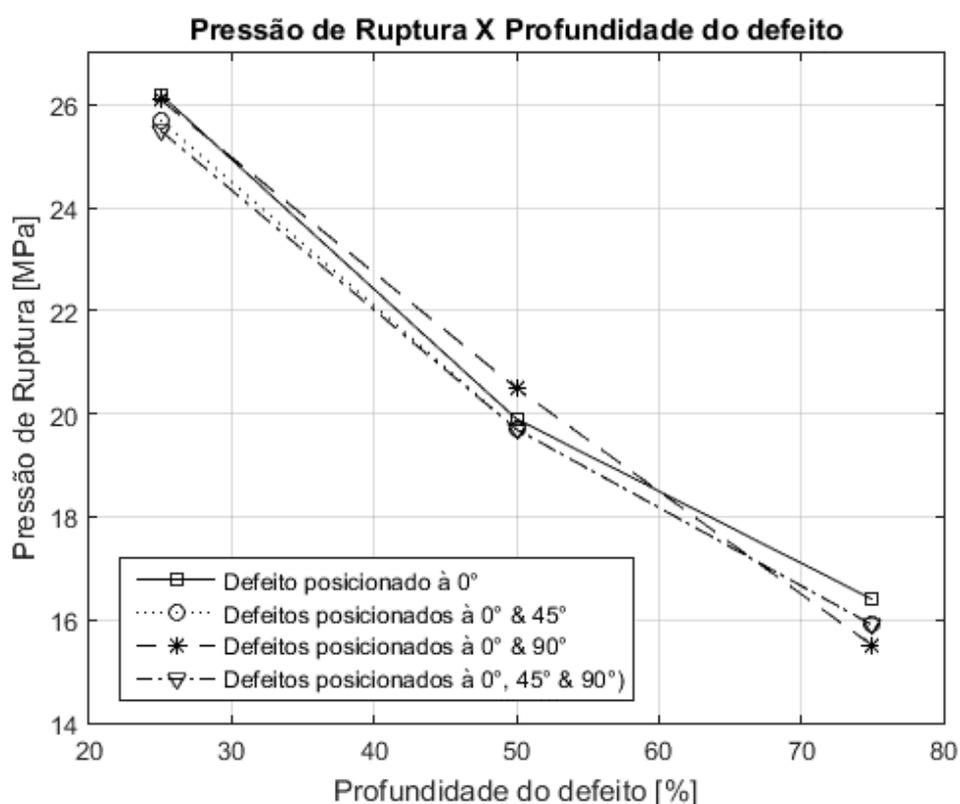


Figura 57. Comparação da pressão de ruptura em relação a posição dos defeitos à 0°, 0° & 45° e 0° & 90°.

## 5. CONCLUSÕES

Neste capítulo serão apresentadas as considerações referentes aos resultados que foram obtidos através das análises realizadas, também serão expostos alguns potenciais trabalhos futuros.

### 5.1 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os dutos são uma forma eficiente para o transporte de gás natural, petróleo e seus derivados. Geralmente o processo de fabricação dos dutos faz com que o mesmo seja submetido ao processo de soldagem. Na região próxima ao cordão de solda, há o surgimento de modificações estruturais e de composição do material, ocasionando uma diferença de potencial e conseqüentemente, deixa a área em torno do cordão soldado anódica, originando um mecanismo eletroquímico que propicia a formação da corrosão.

Os defeitos de corrosão, que formam-se em tubulações de petróleo e gás natural, devem ser monitorados e submetidos a manutenções preventivas e preditivas, pois, com o passar do tempo, o defeito pode comprometer a integridade estrutural do duto. Diante disso, o presente trabalho apresentou um modelo computacional para determinar e avaliar a pressão de ruptura em dutos soldados e corroídos.

No modelo computacional desenvolvido foram consideradas as condições de contato entre o metal base, zona termicamente afetada e material de adição, assim como o comportamento elastoplástico do material, que foi apresentado via o modelo de endurecimento isotrópico de Von Mises. A não linearidade física presente neste trabalho foi resolvida através do método de Newton – Raphson.

Para avaliar a pressão de ruptura nos dutos soldados com corrosão, foi realizada a comparação do resultado obtido pelo modelo computacional, com os valores obtidos por Kim *et al.* (2016) e com os valores encontrados através de alguns métodos semi-empíricos, dentre eles: ASME B31G, B31G MODIFICADO, PCORRC e DNV. Os resultados obtidos pelo presente modelo computacional foram satisfatórios, quando comparados aos valores (computacional e experimental) obtidos por Kim *et al.* (2016).

Pela análise dos resultados encontrados através das análises da largura da ZTA, é possível afirmar que a zona termicamente afetada, com largura variando entre

0% a 100% da espessura da parede de duto, não exerce influência significativa na pressão de ruptura do componente, uma vez que, com a variação na largura da ZTA a pressão de ruptura sofre uma variação muito pequena. Também foram comparadas as pressões de ruptura obtidas por meio dos métodos analíticos: ASME B31G, B31G MODIFICADO, PCORRC e DNV. Os métodos semi-empíricos ASME B31G e B31G MODIFICADO apresentaram resultados conservadores. Já os métodos DNV e PCORRC apresentaram resultados satisfatórios, entretanto, PCORRC apresentou o resultado mais próximo aos valores obtidos via MEF. No entanto, para afirmar qual método empírico deve ser utilizado para avaliar um duto soldado corroído, é necessário realizar mais análises comparando os resultados via MEF e via métodos semi-empíricos.

Na análise para o duto com um único defeito com o aumento gradativo da profundidade, foi realizado um comparativo entre os resultados obtidos no presente trabalho com valores dos métodos semi-empíricos ASME B31G, B31G MODIFICADO, PCORRC e DNV, os quais não incluem no seu modelo matemático, o efeito da ZTA e da solda. Os dois primeiros métodos apresentaram resultados conservadores, entretanto, os métodos PCORRC e DNV mostraram resultados de pressão de ruptura mais próximos das condições do defeito com solda circunferencial, para os casos com 25% e 50% da profundidade do defeito, já para a profundidade de 75%, os métodos PCORRC e DNV também se mostraram conservadores. Também, quando confrontados os resultados do presente trabalho com os resultados de Kim *et al.* (2016), pode-se afirmar que os resultados obtidos são aceitáveis, pois, houve uma variação máxima de 9% dos resultados do presente trabalho em relação aos valores de Kim *et al.* (2016).

Nos estudos realizados em relação aos dutos com solda circular, submetidos à múltiplos defeitos com variação de profundidade, foi evidente que com o aumento da profundidade dos defeitos as tensões tiveram um aumento significativo, entretanto, a pressão de ruptura teve um decréscimo considerável. Diante disso, fica perceptível que o aumento da profundidade do defeito acarreta em uma menor pressão interna para ocorrer o colapso do material. Nestas análises, foi possível verificar que para diferentes casos, o ponto máximo de deslocamento e de tensão máxima varia de um caso para outro. Para os dutos submetidos a múltiplos defeitos, foi realizada a comparação entre as pressões de ruptura obtidas de acordo com o posicionamento

do defeito, sendo verificado que as pressões de ruptura não tiveram uma acentuada alteração para os defeitos posicionados à 0°; 0° & 45°; 0° & 90° e 0°, 45° & 90°. Com as condições descritas no presente trabalho é possível admitir que o duto pode ser analisado com somente um defeito, visto que não houve uma variação considerável da pressão de ruptura com a adição do defeito à 45° e à 90°. Entretanto, é necessário realizar um estudo com defeitos mais próximos, analisando o comportamento da pressão de ruptura.

Conforme as pesquisas e análises realizadas, foi possível desenvolver um modelo computacional capaz de determinar a pressão de falha para dutos soldados, submetidos a variação da largura da ZTA e múltiplos defeitos. Dentre os resultados obtidos para as condições de contorno descritas no presente trabalho, é possível afirmar que a formulação do modelo computacional é adequada, pois, ofereceu resultados satisfatórios em comparação com resultados de referência.

## 5.2 TRABALHOS FUTUROS

Estudos referente a interação entre a solda e corrosão podem e devem ser estudados, pois há alguns potenciais estudos futuros, relacionados a:

- Solda de costura com defeitos circunferenciais e adjacentes;
- Solda com defeito elíptico;
- Solda com trinca;
- Solda com defeitos adjacentes;
- Estudo que envolva solda e defeito com análise térmica;
- Solda circunferencial com defeitos posicionados circunferencialmente, com variação angular pequena. Verificando a relação da variação angular com a pressão de ruptura.

## 6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDALLA FILHO, J. E.; MACHADO, R. D.; BERTIN, R. J. & VALENTINI, M. D. **On the failure pressure of pipelines containing wall reduction and isolated pit corrosion defects.** Computers and Structures, v.132, p.22-33, 2014.

ALVES, J. L. **Avaliação numérica da capacidade de carga de dutos corroídos.** Pós-Graduação em Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Dissertação de Mestrado. Rio de Janeiro-RJ, 2002.

Ambiente brasil, Ambiente Brasil. Principais **Acidentes com petróleo e derivados no brasil.** Disponível em: <<http://www.ambientebrasil.com.br>>. Acesso em 21 out. de 2017.

ANP, Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustível. **Petróleo no Brasil.** Disponível em: <<http://www.anp.gov.br>>. Acesso em: 14 abril 2017.

ASME, **Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines – A supplement to ASME B31 code for pressure piping.** The American Society of Mechanical Engineers, New York, 1991.

BASSO, A. V.; ABDALLA FILHO, J. E. & SHANG, H. Y. **Avaliação do método DNV-RP-F101 para dutos corroídos submetidos à pressão interna.** Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Dissertação de Mestrado. Curitiba-PR, 2014.

BATHE, K. J. **Finite Element Procedures.** New Jersey, PRENTICE HALL, 1996.

BENJAMIM, A. C. & ANDRADE, E.Q. **Modified method for the assessment of the remaining strength of corroded pipelines.** IBP413-03, Rio Pipeline Conference & Exposition 2003, Rio de Janeiro, 2003.

BENJAMIN, A. C.; VIEIRA, R. D.; FREIRE, J. L. F. & CASTRO, J. T. P. **Burst test on pipeline with long external corrosion**. International Pipeline Conference, v. 2, ASME, 2000.

CAI, D.; HAN, S.; ZHENG, S.; LUO, Z.; ZHANG, Y. & WANG, K. **Microstructure and corrosion resistance of Al5083 alloy hybrid plasma-MIG welds**. Journal of Materials Processing Technology, v. 255, p.530-535, 2018.

CALLISTER, W. D. J. **Ciência e engenharia de materiais: uma introdução**. 5ª Edição. Brasil: LTC, 2002.

CARDOSO, C. O., **Metodologia para análise e projeto de dutos submarinos submetidos a altas pressões e temperaturas via aplicação do método dos elementos finitos**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Tese de doutorado, Rio de Janeiro, 2005.

CHEN, H. F.; LIU, H. Y.; CEN, Z. Z. & XU, B. Y. **Numerical analysis of limit load and reference stress of defective pipelines under multi-loading systems**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Beijing, v.75, p.105-114, 1998.

CHEN, H. F. & SHU, D. **Simplified limit analysis of pipelines with multi-defects**. Engineering Structures, Singapore, v.23, p.207-213, 2001.

CHEN, Y.; ZHANG, H.; ZHANG, J.; LIU, X.; LI, X. & ZHOU, J. **Failure assessment of X80 pipeline with interacting corrosion defects**. Engineering Failure Analysis, v. 47, p.67-76, 2015.

CHOI, J. B.; GOO, B. K.; KIM, J. C.; KIM, Y. J. & KIM, W. S. **Development of limit load solutions for corroded gas pipelines**. International journal of Pressure Vessels and Piping, Kyonggi-do, v.80, p.121-128, 2003.

COSHAM, A.; HOPKINS, P. & MACDONALD, K. A. **Best practice for the assessment of defect in pipelines – corrosion.** Engineering Failure Analysis, v.14, p.1245-1265, 2007.

DHATT, G. & TOUZOT, G. **The Finite Element Method Displayed.** 1<sup>o</sup> Edição. Wiley, v.2 p.110-113, 1984.

DNV, **DNV Recommended Practice – DNV–RP–F101 - Corroded Pipelines,** Det Norske Veritas, Norway, 1999.

DOERR, C.; LAKOCY, A.; KIM, J. Y.; SINGH, P. M.; WALL, J. J.; QU, J. & JACOBS, L. J. **Evaluation of the heat-affected zone (HAZ) of a weld joint using nonlinear Rayleigh waves.** Materials Letters, v. 190, p.221-224, 2017.

GENTIL, V. **Corrosão.** 4<sup>o</sup> Edição. Brasil: LTC, 2003.

GRIGORY, S. C & SMITH, M. Q. **Residual strength of 48-inch diameter corroded pipe determined by full scale combined loading experiments.** International Pipeline Conference ASME 1996, v.1, p.377-386, 1996.

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

HERTELÉ, S.; COSHAM, A. & ROOVERS, P. **Structural integrity of corroded girth welds in vintage steel pipelines.** Engineering Structures, v. 70, p.375-386, 2016.

KHAN, A. S. & HUANG, S. **Continuum Theory of Plasticity.** United States of America, JOHN WILEY & SONS, 1995.

KIEFNER, J. F. & VIETH, P. H. **A Modified Criterion for Evaluating the Remaining Strength of Corroded Pipe.** Final Report on Project PR 3-805, Pipeline Research Committee, American Gas Association, Batelle, Ohio, 1989.

KIM, Y. J. & SON, B. G. **Finite element based stress concentration factors for pipes with local wall thinning.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 81, p.897-906, 2004.

KIM, Y. J.; SHIM, D. J. & HUH, N. S. **Plastic limit pressures for cracked pipes using finite element analyses.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, Kyonggi-do, v.79, p.321-330, 2002.

KIM, W. S.; YEOM, K. J. & OH, K. H. **Integrity assessment of API X70 pipe with corroded girth and seam welds via numerical simulation and burst test experiments.** Engineering Failure Analysis, v. 70, p.375-386, 2016.

MA, B.; SHUAI, J.; LIU, D. & XU, K. **Assessment on failure pressure of high strength pipeline with corrosion defectes.** Engineering Failure Analysis, v. 32, p.209-219, 2013.

MA, R.; FANG, K.; YANG J. G.; LIU, X. S. & FANG, H. Y. **Grain refinement of HAZ in multi-pass welding.** Journal of Materials Processing Technology, v. 214, p.1131-1135, 2014.

MELIANI, M. H.; MATVIENKO, Y. G. & PLUVINAGE, G. **Corrosion defect assessment on pipes using limit analysis and notch fracture mechanics.** Engineering Failure Analysis, v.18, p.271-283, 2011.

MOAVENI, S. **Finite Element Analysis. Theory and Application with ANSYS.** 1<sup>o</sup> Edição. Prentice Hall, v.10 p.440-447, 1999.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V. & SANTOS, D. B. **Introdução à Metalurgia da Soldagem.** Universidade Federal de Minas Gerais, 2012.

ROY, S.; GRIGORY, S.; SMITH, M.; KANNINEN, M. F. & ANDERSON, M. **Numerical simulations of fullscale corroded pipe tests with combined loading.** Journal of Pressure Vessel Technology, v.119, p. 457–466, 1997.

SILVA, R. C. C.; GUERREIRO, J. N. C. & LOULA, A. F. D. **A study of pipe interacting corrosion defects using the FEM and neural networks.** Advances in Engineering Software, v.38, p.868-875, 2007.

SMITH, M. Q.; NICOLLELA, D. P. & WALDHART, C. J. **Full-scale wrinkling tests and analysis of large diameter corroded pipes.** International Pipeline Conference, ASME 1998, v.1, p.543-551, 1998.

STEPHENS, D. R. & LEIS, B. N. **Development of an alternative criterion for residual strength of corrosion defects in moderate-to high-toughness pipe.** Volume 2, Proceedings of the Third International Pipeline Conference (IPC 2000), Calgary, Alberta, Canada, American Society Mechanical Engineers, 1-5 October 2000, p. 781-792.

VALENTINI, M. D.; MACHADO, R. D. & ABDALLA FILHO, J. E. **Avaliação da resistência residual via elementos finitos de duto corroídos de diversos materiais e submetidos a carregamentos combinados.** XXVII CILAMCE – Congresso Ibero Latino Americano sobre Métodos Computacionais em Engenharia. Belém, 2006.

WANG, D.; DAI, L.; WANG, T.; FENG, Q. & YANG, X. **Analysis and comparison of long-distance pipeline failures.** Journal of Petroleum Engineering, 2017.

YANG, Y.; KHAN, F.; THODI, P. & ABBASSI, R. **Corrosion induced failure analysis of subsea pipelines.** Reliability Engineering and System Safety, v.159, p.214-222, 2017.

ZIENKIEWICZ, O. C. & TAYLOR, R. L. **The Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics.** 6<sup>o</sup> Edição. Elsevier Ltd, v.3 p.46-49, 2005.