



Universidade Federal
do Rio de Janeiro
Escola Politécnica

ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS GEOMÉTRICOS NA
PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS UTILIZANDO O MÉTODO
DE ELEMENTOS FINITOS

Clara Costa Hildebrandt

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro.

Orientador: Gustavo Rabello dos Anjos

Rio de Janeiro

Maio de 2021



UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO

Departamento de Engenharia Mecânica

DEM/POLI/UFRJ



ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS GEOMÉTRICOS NA
PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS UTILIZANDO O MÉTODO
DE ELEMENTOS FINITOS

Clara Costa Hildebrandt

PROJETO FINAL SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO DEPARTAMENTO
DE ENGENHARIA MECÂNICA DA ESCOLA POLITÉCNICA DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE
DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE
ENGENHEIRO MECÂNICO.

Aprovada por:

Prof. Gustavo Rabello dos Anjos, Ph.D.

Prof. Fábio da Costa Figueiredo, D.Sc.

Prof. Fernando Pereira Duda, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MAIO DE 2021

Costa Hildebrandt, Clara

Estudo da Influência de Parâmetros Geométricos na Pressão de Falha de Dutos Corroídos Utilizando o Método de Elementos Finitos/ Clara Costa Hildebrandt. – Rio de Janeiro: UFRJ/Escola Politécnica, 2021.

XV, 104 p.: il.; 29, 7cm.

Orientador: Gustavo Rabello dos Anjos

Projeto de Graduação – UFRJ/ Escola Politécnica/ Curso de Engenharia Mecânica, 2021.

Referências Bibliográficas: p. 81 – 85.

1. Elementos Finitos. 2. Falha em Dutos.
3. Corrosão. I. Rabello dos Anjos, Gustavo. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, UFRJ, Curso de Engenharia Mecânica. III. Estudo da Influência de Parâmetros Geométricos na Pressão de Falha de Dutos Corroídos Utilizando o Método de Elementos Finitos.

“Don’t believe what your eyes are telling you. All they show is limitation. Look with your understanding, find out what you already know, and you’ll see the way to fly.”— Richard Bach

Agradecimentos

”Se cheguei até aqui foi porque me apoiei no ombro dos gigantes”. Essa frase, atribuída a Isaac Newton, descreve meu sentimento ao olhar para esses quase cinco anos e meio de graduação. Agradeço, primeiramente, aos meus pais Angélica e Paulo por terem me inspirado a seguir a carreira de engenharia, por terem sido uma fonte constante de apoio, motivação e carinho.

Agradeço à UFRJ, como instituição, por ter me proporcionado tantas experiências únicas para minha formação e meu crescimento.

Agradeço aos meus professores, principalmente ao Gustavo Rabello, orientador desse projeto, por todas as conversas inspiradoras e orientação em momentos de dúvidas.

Minha gratidão à Fluxo Consultoria, por ter me ensinado que nossos limites são maiores do que imaginamos. Ao time de MNP, sinto-me honrada por ter feito parte dessa história e pelas pessoas brilhantes que conheci.

À equipe do Laboratório de Acústica e Vibrações, pelas lições aprendidas e por terem me proporcionado um primeiro contato com o ambiente de pesquisa. Da mesma forma, agradeço ao Instituto de Física e ao carinho dos alunos que compareceram às minhas monitorias de Física Experimental II.

Agradeço aos estrangeiros que conheci durante meu intercâmbio na França, por terem me feito refletir sobre pontos positivos e negativos do funcionamento do meu país. Além disso, sou grata pelo acolhimento dos brasileiros de diversas partes do Brasil durante esse período, que me permitiram entender o significado complexo e admirável de ser brasileira.

Durante os últimos meses, fui apresentada aos desafios de integridade de dutos, assunto que motivou o tema desse projeto. À Gerência de Manutenção e Integridade da TAG, obrigada por todos os ensinamentos diários sobre esse domínio tão vasto.

Principalmente, agradeço a todos os estudantes da Mecânica UFRJ, veteranos e calouros: ao longo desses anos, vocês foram minha segunda família, em diversos momentos me ensinaram e, em outros, foi minha vez de sentir orgulho pela caminhada de vocês. Desejo muito sucesso a cada um, pois sei dos desafios que enfrentamos durante a graduação. Por fim, não poderia deixar de agradecer especialmente a quatro amigos por todo o apoio ao longo desses anos: Daniel Rodrigues, Gustavo Antunes, Lucas Pigliasco e Matheus Lucchesi. Nossas conversas nas mesinhas de café do bloco G ficarão para sempre em minha memória.

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Mecânico

ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS GEOMÉTRICOS NA
PRESSÃO DE FALHA DE DUTOS CORROÍDOS UTILIZANDO O MÉTODO
DE ELEMENTOS FINITOS

Clara Costa Hildebrandt

Maio/2021

Orientador: Gustavo Rabello dos Anjos

Programa: Engenharia Mecânica

A corrosão é uma das principais causas de falhas em dutos, exigindo constante monitoramento e avaliação da necessidade de realização de reparos. Neste trabalho, um modelo simétrico é desenvolvido no *software* Ansys para simulação tridimensional de um duto com perda de espessura localizada, pelo Método de Elementos Finitos. O carregamento de pressão interna é aumentado de forma incremental, analisando-se as tensões equivalentes resultantes, até que seja ultrapassada a tensão última do material. Após validação de um primeiro modelo com base em referências da literatura, os valores do raio de adoçamento e do raio de concordância do defeito são alterados, com o objetivo de analisar a influência desses parâmetros na pressão de falha. Por fim, um defeito com geometria mais realística é simulado, e o perfil de tensões equivalentes e de deformação plástica é comparado com o resultado das análises anteriores e com a estimativa de pressão de falha obtida pela aplicação das normas pertinentes. Verificou-se que o comportamento do modelo foi qualitativa e quantitativamente compatível com os resultados da literatura, e que os parâmetros estudados não influenciaram significativamente na pressão de falha.

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Mechanical Engineer

STUDY OF THE INFLUENCE OF GEOMETRIC PARAMETERS IN THE
FAILURE PRESSURE OF CORRODED PIPELINES USING THE FINITE
ELEMENTS METHOD

Clara Costa Hildebrandt

May/2021

Advisor: Gustavo Rabello dos Anjos

Department: Mechanical Engineering

Corrosion is a major cause of pipeline failure, requiring constant monitoring and evaluation of repairing necessity. In this work, a symmetric model is developed in *Ansys* software for a three-dimensional simulation of a pipeline with localized loss of thickness, using the Finite Element Method. The loading of internal pressure is increased incrementally and the resulting equivalent stresses are analysed, until the ultimate stress of the material is exceeded. After validation of a first model based on previous works available in the literature, the radius values of the two types of fillet are changed, in order to analyze the influence of these parameters on the failure pressure. Finally, a defect with a more realistic geometry is simulated, and the profile of equivalent stresses and plastic deformation is compared with the result of the previous analyzes and with the failure pressure estimate obtained by applying the relevant standards. The behavior of the model was found to be qualitative and quantitatively compatible with the results of the literature, and it was observed that the parameters studied have not significantly impacted the failure pressure.

Sumário

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xv
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objetivo	2
1.3 Organização da Tese	3
2 Falhas em Dutos	5
2.1 Principais Mecanismos de Falha	5
2.2 Processo de Corrosão	8
2.3 Controle da Corrosão e Monitoramento de Dutos	10
2.4 Normas e Métodos Semi-Empíricos para Avaliação de Integridade de Dutos	15
3 Simulação Não-Linear Pelo Método de Elementos Finitos	24
3.1 Visão Geral do MEF	24
3.2 Escolha do Elemento de Malha	25
3.3 Análises Não-Lineares	26
3.4 Plasticidade	29
4 Validação do Modelo: Estudo de Caso I	35
4.1 Apresentação do Problema	35
4.2 Modelagem da Geometria	37
4.3 Controles de Malha	39
4.4 Propriedades do Material	41

4.5	Condições de Contorno	43
4.6	Etapas da Simulação	44
4.7	Análise de Resultados	46
5	Estudo da Influência dos Raios de Adoçamento e de Concordância	53
5.1	Estudo de Caso II: Variação de R_a	54
5.2	Estudo de Caso III: Variação de R_c	60
5.3	Comparação de Resultados	68
6	Estudo da Influência da Forma Geométrica do Defeito	70
6.1	Estudo de Caso IV: Modelagem Realística do Defeito	70
6.2	Cálculo da Pressão de Falha pelos Métodos Analíticos e Semi-Empíricos	76
6.3	Comparação de Resultados	76
7	Conclusões	79
	Referências Bibliográficas	81
A	Roteiro de Análise - IDTS2	86
B	Roteiro de Análise - $R_a = 0$	89
C	Roteiro de Análise - $R_a = 5$	92
D	Roteiro de Análise - $R_c = 0$	95
E	Roteiro de Análise - $R_c = 16$	99
F	Roteiro de Análise - RDM	102

Lista de Figuras

1.1	Mapa da infraestrutura de gasodutos de transporte [1]	2
2.1	Causas de acidentes em gasodutos entre 2005 e 2009, dados disponíveis em [2]	6
2.2	Relação entre frequência de falha, causa primária e tamanho do vazamento [3]	7
2.3	Prejuízo em dutos por corrosão no ano de 2020 [4]	8
2.4	Tipos de corrosão em dutos, adaptado de [5]	8
2.5	Exemplos de corrosão em dutos: a) Corrosão uniforme, b) Corrosão por pite, c) Corrosão por erosão, d) Corrosão por corrente parasita, e) Corrosão microbiologicamente influenciada [6]	9
2.6	Trincas resultantes do processo de corrosão sob tensão [7]	10
2.7	Configuração básica de um sistema de revestimento de tubo 3LPE, adaptado de [8]	11
2.8	Ilustração do processo corrosivo em dutos [9]	12
2.9	Ilustração da proteção catódica em dutos, adaptado de [10]	12
2.10	PIG MFL [11]	14
2.11	PIG ultrassônico, adaptado de [12]	14
2.12	Ilustração do perfil de corrosão de um defeito segundo ASME B31G, adaptado de [13]	16
2.13	Comparação da pressão de falha de um duto por diferentes metodologias [14]	18
2.14	Ilustração dos Comprimentos Efetivos para o Método <i>Effective Area</i> , adaptado de [15]	22
3.1	Representação de elementos e nós [16]	24

3.2	Representação de malhas com diferentes níveis de refino	25
3.3	Elemento de malha escolhido [17]	26
3.4	Simulação FEA de uma colisão de carro [18]	28
3.5	Procedimento de solução incremental-iterativo, adaptado de [19] . . .	29
3.6	Curva tensão x deformação típica de um metal, adaptado de [20] . . .	29
3.7	Comparação entre Tresca e Von Mises [20]	30
3.8	Modelos de endurecimento	32
4.1	Ilustração de 1/4 do defeito IDTS2	35
4.2	Planos de simetria na modelagem	37
4.3	Perfil do defeito	38
4.4	Ângulo θ	38
4.5	Malha subdividida em quatro regiões	39
4.6	Malha na região 1	39
4.7	Métrica <i>element quality</i> (malha de teste)	41
4.8	Métrica <i>element quality</i> (malha escolhida)	41
4.9	Curva tensão verdadeira x deformação plástica API 5L-X80	43
4.10	Condições de suporte IDTS2	44
4.11	Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) IDTS2	47
4.12	Distribuição de deformação plástica IDTS2	47
4.13	Falha real IDTS2	48
4.14	Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) IDTS2 (Condição de Contorno Alternativa)	48
4.15	Distribuição de deformação plástica IDTS2 (Condição de Contorno Alternativa)	49
4.16	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso IDTS2 . .	50
4.17	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso IDTS2 . .	50
4.18	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , Caso IDTS2 . .	51
5.1	Distância entre arco de adoçamento e aresta superior - IDTS2	54
5.2	Geometria com $Ra = 0$ (esquerda) e $Ra = 5$ (direita)	54
5.3	Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) $Ra = 0$	55
5.4	Distribuição de deformação plástica $Ra = 0$	55

5.5	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $Ra = 0$. . .	56
5.6	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $Ra = 0$. . .	57
5.7	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , caso $Ra = 0$. . .	57
5.8	Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) $Ra = 5$	58
5.9	Distribuição de deformação plástica $Ra = 5$	59
5.10	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $Ra = 5$. . .	59
5.11	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $Ra = 5$. . .	60
5.12	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , caso $Ra = 5$. . .	60
5.13	Distância entre arco de concordância e aresta lateral - IDTS2	61
5.14	Geometria com $Rc = 0$ (esquerda) e $Rc = 16$ (direita)	61
5.15	Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) $Rc = 0$	62
5.16	Distribuição de deformação plástica $Rc = 0$	62
5.17	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $Rc = 0$. . .	63
5.18	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $Rc = 0$. . .	63
5.19	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , caso $Rc = 0$. . .	64
5.20	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) nas arestas superiores, caso IDTS2 (esquerda) e $Rc = 0$ (direita)	64
5.21	Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) $Rc = 16$	65
5.22	Distribuição de deformação plástica $Rc = 16$	66
5.23	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $Rc = 16$. . .	66
5.24	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $Rc = 16$. . .	67
5.25	Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , Caso $Rc = 16$. . .	67
5.26	Representação gráfica da pressão de falha (MPa) dos 5 casos em função de Ra e Rc	68
6.1	Defeito de corrosão em duto, adaptado de [21]	70
6.2	Esboço do defeito RDM	71
6.3	Defeito RDM	71
6.4	Malha na região próxima ao defeito RDM	72
6.5	Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) RDM	73
6.6	Distribuição de deformação plástica RDM	73
6.7	Perfil de pressão equivalente (Von Mises) nas arestas superior e infe- rior, Caso RDM	74

6.8	Perfil de pressão equivalente (Von Mises) ao longo de linhas atravessando os círculos, caso RDM	75
7.1	Modelagem de defeito com espessuras ponto a ponto [22]	80

Lista de Tabelas

2.1	Relação entre tamanho do vazamento e probabilidade de ignição [3]	7
4.1	Parâmetros geométricos do defeito IDTS2 [23]	36
4.2	Parâmetros geométricos do gasoduto [23]	36
4.3	Exemplificação do resultado de passagem de PIG	36
4.4	Controles de malha aplicados	40
4.5	Propriedades API 5L-X80 [23]	42
4.6	Tensão x deformação verdadeira API 5L-X80 [23]	42
4.7	Condições iniciais de step IDTS2	46
4.8	Comparação de resultados para pressão de falha - IDTS2	46
4.9	Dados gerais da simulação IDTS2	52
5.1	Comparação das simulações	69
6.1	Patamares de perda de espessura - RDM	71
6.2	Controles de malha aplicados - RDM	72
6.3	Dados do defeito usando a nomenclatura das normas	76
6.4	Dados do duto usando a nomenclatura das normas	76
6.5	Resultados dos parâmetros de cálculo das metodologias	76
6.6	Comparação das simulações IDTS2 e RDM	77
6.7	Comparação das pressões de falha	77

Capítulo 1

Introdução

A aprovação do Projeto de Lei 4.476/2020, que institui a Nova Lei do Gás, pela Câmara dos Deputados em 17/03/2021, é um marco histórico em relação ao mercado de gás natural no Brasil. O combustível, que em 2019 já representava 12,2% da matriz energética brasileira, recebeu maior foco de grupos empresariais nos últimos anos pela perspectiva de uma abertura do mercado e participação de uma maior pluralidade de agentes.

A infraestrutura de transporte é peça chave no funcionamento deste mercado, motivo pelo qual os desafios de integridade da malha de gasodutos brasileira ainda representa um tema de estudo pertinente para potencializar novos investimentos.

1.1 Motivação

Atualmente, a extensão total de gasodutos de transporte no Brasil é de cerca de 9.400 km [24], cuja distribuição pode ser visualizada no mapa da figura 1.1.

O gás natural é visto hoje como um promissor vetor intermediário para o processo de Transição Energética. Relatórios recentes da Agência Internacional de Energia preveem um aumento da participação do gás natural na matriz energética mundial nos próximos dez anos, em substituição ao carvão, e em um segundo momento uma redução devido a sua substituição por energias renováveis e pelo hidrogênio [25].

Mesmo no cenário futuro, estudos indicam a possibilidade de aproveitamento da malha dutoviária para transporte de hidrogênio, embora a viabilidade concreta e os requisitos de adaptação ainda estejam em análise por pesquisadores e pela

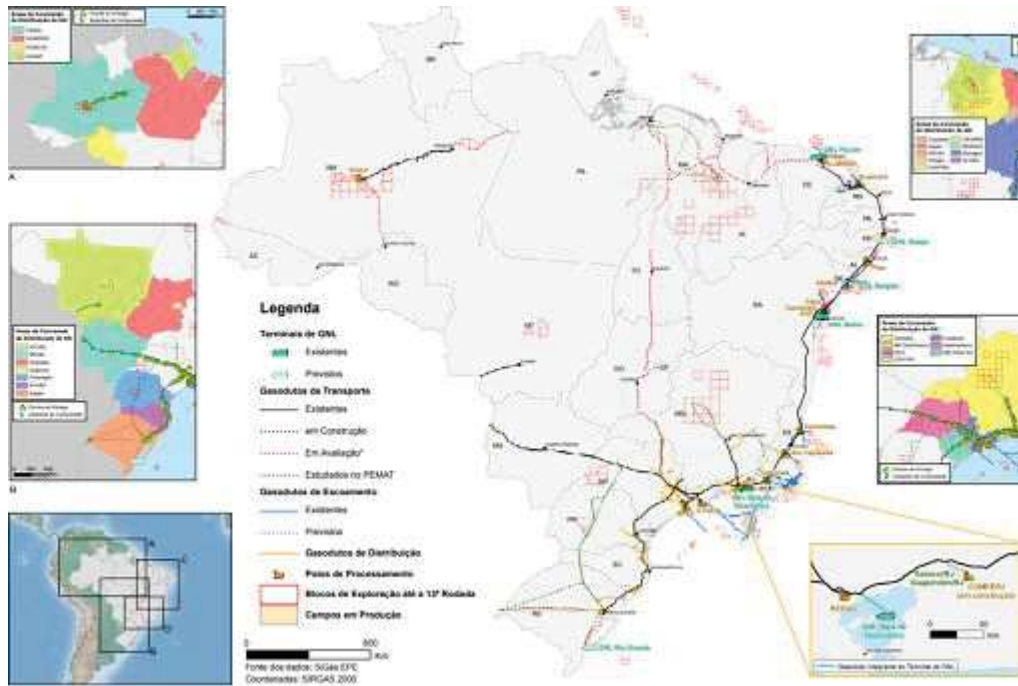


Figura 1.1: Mapa da infraestrutura de gasodutos de transporte [1]

indústria[26].

No que se refere à integridade de gasodutos, a perda metálica causada por processos corrosivos é uma das principais causas de falha. Nas últimas décadas, aplicações do Método de Elementos Finitos, em conjunto com ensaios experimentais, permitiram o desenvolvimento de modelos mais acurados para representação de defeitos de corrosão.

Dessa forma, mostra-se relevante estudar a aplicação de ferramentas computacionais para avaliar esse modo de falha e auxiliar no aprimoramento das normas existentes. É interessante salientar que essa análise também se aplica aos oleodutos, na medida em que ambos sofrem devido à corrosão.

1.2 Objetivo

O primeiro objetivo deste trabalho consiste em desenvolver um modelo de análise não-linear pelo Método de Elementos Finitos no *software* comercial Ansys para avaliar a pressão de falha de dutos na presença de um defeito de corrosão previamente estudado na literatura, e comparar o resultado obtido com o valor citado nas referências bibliográficas.

Ademais, objetiva-se compreender como parâmetros geométricos escolhidos para melhor representar o defeito podem influenciar o resultado da simulação computacional.

Ao longo do trabalho, serão avaliados os perfis de tensão equivalente e de deformação plástica com o intuito de compreender a mudança de comportamento da falha prevista dependendo da geometria escolhida.

Por fim, esse estudo visa comparar o resultado das simulações numéricas com a pressão de falha experimental e com o valor calculado pelas métodos ASME B31G, RSTRENG 0,85dL, RPA e DNVGL-RP-F101, supondo um defeito único não interagente com outras anomalias na superfície do duto.

1.3 Organização da Tese

Esse trabalho é dividido em sete capítulos:

- Capítulo 1: Apresenta a motivação, o objetivo e a organização da tese;
- Capítulo 2: Revisa conceitos importantes para avaliação de integridade de dutos, como mecanismos de falha, métodos de inspeção e normas/métodos semi-empíricos para cálculo da pressão de falha;
- Capítulo 3: Revisa conceitos importantes para a aplicação do método de elementos finitos nesses estudos de caso, como a escolha do elemento de malha, as fontes de não-linearidade, e o comportamento do material no regime plástico;
- Capítulo 4: Detalha o modelo numérico desenvolvido no *software* Ansys para o primeiro estudo de caso, que possui dois planos de simetria, e compara os resultados com os valores disponíveis na literatura;
- Capítulo 5: Descreve os resultados obtidos variando-se o raio de adoçamento e o raio de concordância do defeito modelado;
- Capítulo 6: Descreve os resultados obtidos com uma nova geometria, que possui apenas um plano de simetria e é mais semelhante ao formato de defeitos reais. Compara o resultado de todas as simulações entre si e os compara aos

valores de pressão de falha calculados por meio das normas e métodos analíticos pertinentes.

- Capítulo 7: Apresenta as conclusões desse trabalho e sugere propostas para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Falhas em Dutos

Acidentes em dutos representam um risco significativo para a população no entorno da Faixa de Dutos, além de serem uma possível fonte de contaminação do meio ambiente circundante. Dependendo da natureza do fluido que está sendo transportado, vazamentos podem acarretar em intoxicações e asfixia, e, em casos de ignição, incêndios localizados e explosões.

Nesse sentido, profissionais do ramo concentram-se em estratégias para reduzir a probabilidade de ocorrência de falhas, bem como para controlar o dano em caso de acidentes. Para isso, é essencial dispor de dados relativos à integridade estrutural do duto, à composição química do fluido transportado, a condições operacionais e à concentração populacional ao longo da extensão do traçado.

2.1 Principais Mecanismos de Falha

Falhas em dutos podem ser causadas por diversos fatores, tais quais:

1. **Corrosão**, processo de deterioração do material em razão de reações de oxidação;
2. **Corrosão sob Tensão** (SCC, sigla em inglês para *Stress Corrosion Cracking*), um tipo de trincamento assistido pelo meio ambiente, o qual caracteriza-se por uma redução do limite de tensão suportada pelo material devido a uma falha no revestimento e à presença de um meio corrosivo.
3. **Danos Provocado por Escavações**, uma grande preocupação associada a obras próximas ao duto, podendo provocar defeitos permanentes como amassamen-

tos.

4. **Danos Provocados por Forças da Natureza**, como tornados, tremores de terra e inundações.

5. **Danos Provocados por Outras Forças Externas**, categoria em que se enquadram intervenções de terceiros desassociadas a obras, como atos de vandalismo e acidentes de carro.

6. **Falha de Material e/ou Solda**, que normalmente deve-se à retenção de impurezas no aço durante seu processo de fabricação, fusão incompleta no processo de soldagem, entre outros.

7. **Falha em Equipamentos**, tais como bombas, compressores, dispositivos de medição ou válvulas de alívio.

8. **Erros na Operação**, isto é, falha do operador em processos de rotina.

De acordo com o relatório do *U.S. Department of Transportation* [2], as três principais causas de acidentes significativos em gasodutos no intervalo temporal de 2005 a 2009 foram, em ordem: corrosão (28% dos casos), falha do material e/ou solda (23%), e danos causados por escavações (20%). A porcentagem para cada uma das categorias de causas de acidentes está exposta na figura 2.1.

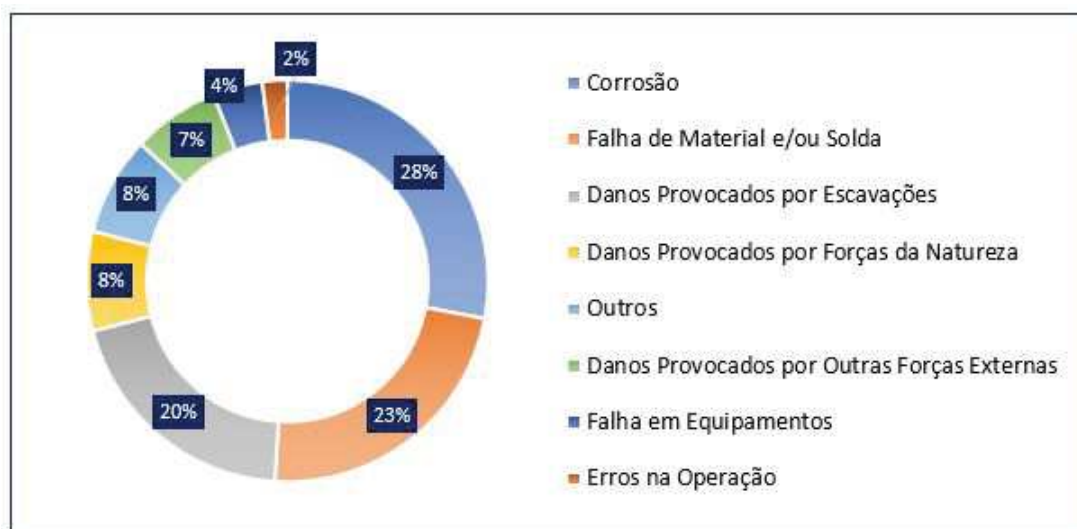


Figura 2.1: Causas de acidentes em gasodutos entre 2005 e 2009, dados disponíveis em [2]

É interessante destacar que os modos de falha podem resultar em acidentes com diferentes níveis de severidade, dependendo da dimensão do vazamento. Segundo o

gráfico da figura 2.2, extraído do relatório do EGIS (*European Gas Pipeline Incident Data Group*) [3], casos de corrosão normalmente se manifestam como vazamentos no tamanho de furos de alfinete (*pinholes*) ou trincas (*crack*), representados em azul no gráfico. Outros modos de falha, como interferência de terceiros, usualmente resultam em furos de maior porte ou até mesmo rupturas.

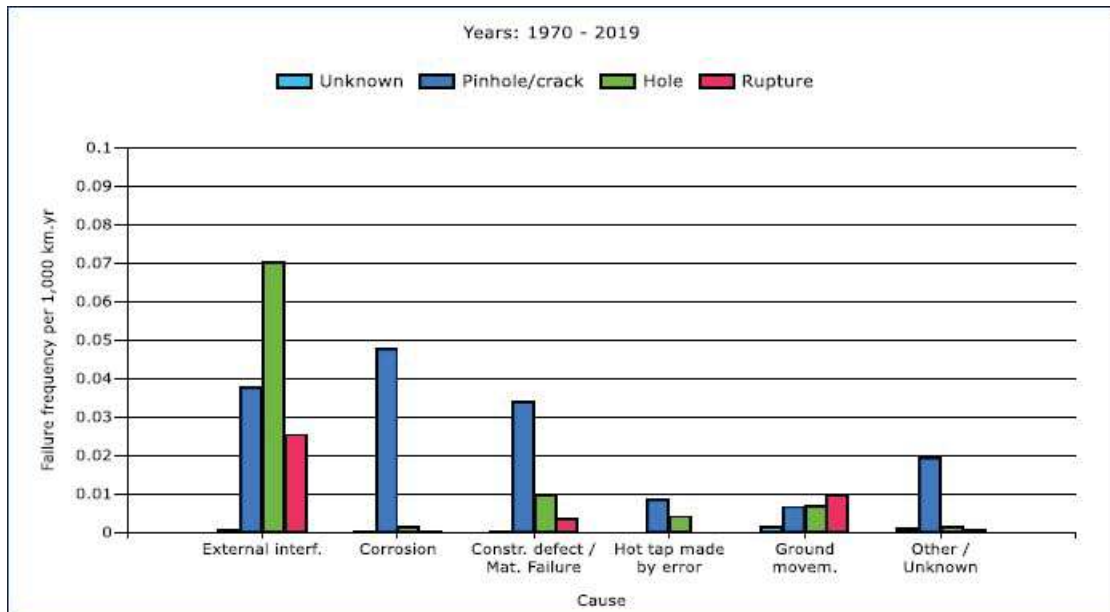


Figura 2.2: Relação entre frequência de falha, causa primária e tamanho do vazamento [3]

Por sua vez, vazamentos dessa dimensão possuem menor probabilidade de acarretarem ignição do que rupturas, como detalhado na tabela 2.1, o que implica menor dano em caso de acidentes.

Tabela 2.1: Relação entre tamanho do vazamento e probabilidade de ignição [3]

Tamanho do Vazamento	% de Casos com Ignição
Furo de Alfinete	4.7
Furo	2.2
Ruptura (todos os diâmetro)	4.7
Ruptura \leq 16 polegadas	9.8
Rupture $>$ 16 polegadas	40.7

Entretanto, a análise dos dados de acidentes reportados no relatório do *U.S. Department of Transportation* [2] mostra que a corrosão ainda permanece uma das

principais causas de falha em 2020. O painel dessa mesma fonte, parcialmente mostrado na figura 2.3, permite observar que a corrosão foi a causa de de 16.4% dos acidentes significativos em dutos em 2020 e representou um prejuízo estimado de R\$ 144,966,900 (US\$26,471,136).

Significant Pipeline Incidents By Cause
Date run: 4/2/2021
Portal - Data as of 4/1/2021
Data Source: US DOT Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration

Significant Incident Cause Breakdown
System Type: (All Column Values) State: (All Column Values)

Calendar Year	Reported Cause of Incident	Incident Cause SubType	Number	%	Fatalities	Injuries	Total Cost As Reported
2020	ALL OTHER CAUSES	MISCELLANEOUS	3	1.1%	0	3	\$1,724,700
		UNKNOWN	24	8.5%	6	12	\$48,986,858
	ALL OTHER CAUSES Total		27	9.6%	6	15	\$50,711,558
	CORROSION	EXTERNAL	24	8.5%	0	0	\$11,810,526
		INTERNAL	22	7.8%	0	0	\$14,660,610
	CORROSION Total		46	16.4%	0	0	\$26,471,136

Figura 2.3: Prejuízo em dutos por corrosão no ano de 2020 [4]

2.2 Processo de Corrosão

A corrosão pode ser definida como o ataque destrutivo não-intencional de um metal [27]. Este é um processo eletroquímico dependente do tempo e das condições ambientais às quais o material está sujeito. A figura 2.4 apresenta um desenho esquemático dos principais tipos de corrosão encontrados em dutos.

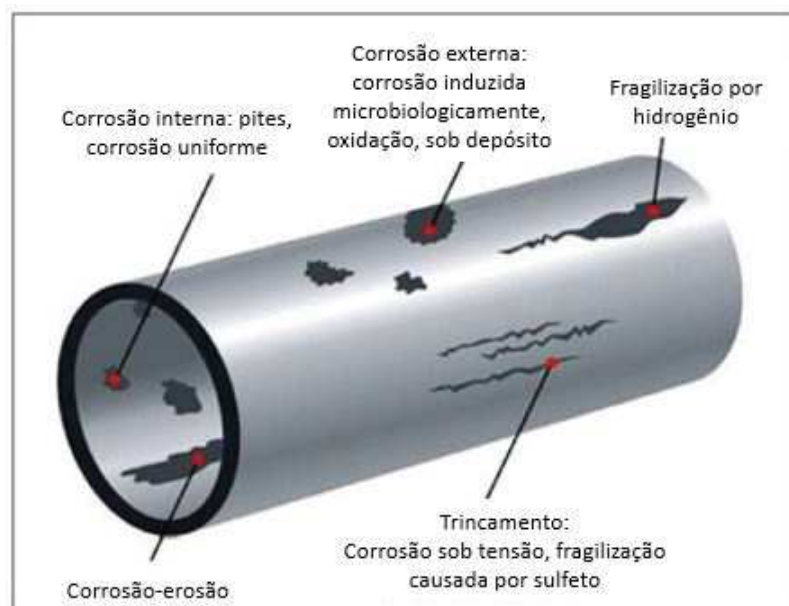


Figura 2.4: Tipos de corrosão em dutos, adaptado de [5]

Segundo CALLISTER (2000) [27], as principais categorias desse tipo de processo eletroquímico são [6]:

1. **Ataque Uniforme (ou Generalizado):** Caracteriza-se pela distribuição uniforme na superfície, resultando em uma redução contínua da espessura da parede do duto. Pode ser visualizada na imagem (a) da figura 2.5.

2. **Corrosão Galvânica:** Ocorre devido ao acoplamento elétrico de dois metais ou ligas com composições diferentes, o que, em caso de exposição a um eletrólito, faz com que o metal mais reativo corra em detrimento do outro, denominado catodo.

3. **Corrosão em Frestas:** Caracteriza-se pela ocorrência em frestas ou reentrâncias, em que a solução fica estagnada levando à concentração dos íons ou gases dissolvidos na solução eletrolítica.

4. **Pites:** Forma de corrosão muito localizada, penetrando no material de maneira quase vertical. É considerada uma forma severa, na medida em que pode levar à falha do duto mesmo com uma perda pequena de material. Pode ser visualizada na imagem (b) da figura 2.5.

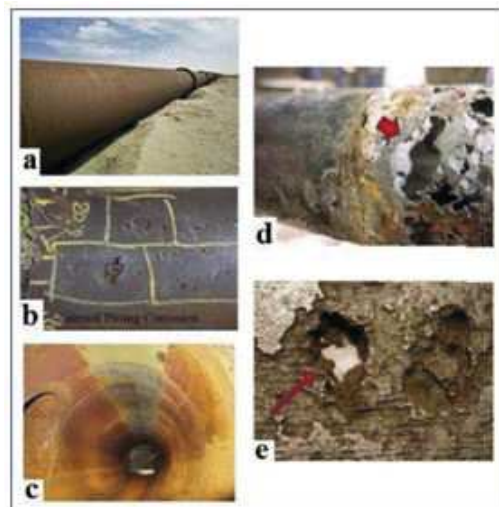


Figura 2.5: Exemplos de corrosão em dutos: a) Corrosão uniforme, b) Corrosão por pite, c) Corrosão por erosão, d) Corrosão por corrente parasita, e) Corrosão microbiologicamente influenciada [6]

5. **Corrosão Intergranular:** Ocorre ao longo dos contornos de grãos, sendo particularmente conhecida no caso de alguns aços inoxidáveis aquecidos a altas temperaturas, como durante processos de soldagem. Deve-se à formação de partículas de precipitado de carbeto de cromo durante o tratamento térmico desses materiais.

6. **Corrosão Seletiva:** Ocorre em ligas formadas por solução sólida, em que um dos elementos é removido preferencialmente durante o processo corrosivo.

7. **Corrosão-Erosão:** Resulta da combinação entre o ataque químico e a erosão causada por um fluido, caracterizando-se pela presença de ranhuras e ondulações superficiais. Ocorre usualmente em tubulações, especialmente em posições nas quais o fluido torna-se mais turbulento ou muda de direção, como nas curvas. Pode ser visualizada na imagem (c) da figura 2.5.

8. **Corrosão sob Tensão (*Stress-Corrosion Cracking*):** Tipo de trinca-mento assistido pelo meio ambiente, o qual caracteriza-se por uma redução do limite de tensão suportada pelo material devido a uma falha no revestimento e à presença de um meio corrosivo. O tipo de trinca característico desse fenômeno pode ser visto na figura 2.6.

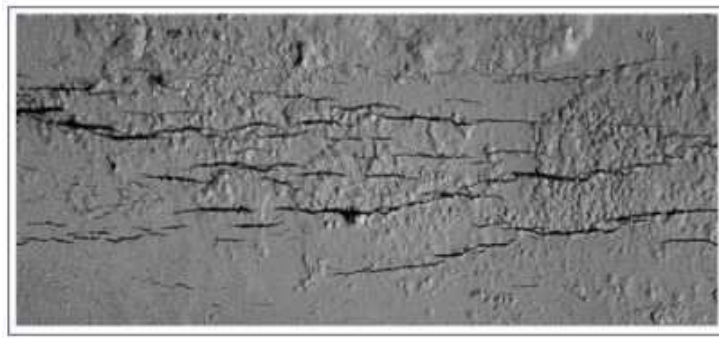


Figura 2.6: Trincas resultantes do processo de corrosão sob tensão [7]

O processo corrosivo ocasiona uma perda de material, resultando em uma redução na espessura do duto, que pode se localizar em sua superfície externa ou interna. Uma atenção especial deve ser dada a defeitos de corrosão em pontos com concentração de tensões, como pontos de solda ou de costura.

2.3 Controle da Corrosão e Monitoramento de Dutos

Técnicas para Evitar a Corrosão

Para evitar a corrosão em dutos, são utilizadas três técnicas principais: revestimento, proteção catódica e inibidores de corrosão.

Revestimentos representam uma barreira inicial contra corrosão em gasodutos. A primeira aplicação desse tipo surgiu no início dos anos 1930, e consistia em um revestimento de asfalto ou *coal tar* (alcatrão de hulha), aplicados à quente em campo. Entre os anos 50 a 70, começaram a ser usadas fitas de polímeros como vinil e polietileno, as quais eram pré-fabricadas e coladas aos dutos a frio com uso de adesivos. Ademais, nesse período também surgiu o revestimento de epóxi ligado por fusão (FBE, sigla em inglês para *fusion bonded epoxy*) [28].

Atualmente, os principais revestimentos usados são FBE, 3LPE (polietileno três camadas) e de Coaltar Enamel (esmalte de alcatrão de hulha) [29]. A figura 2.7 ilustra a configuração de um desses tipos de revestimento, o 3LPE. É importante destacar que esse último tipo é usualmente encontrado em dutos antigos, uma vez que uma maior frequência de falhas com revestimentos de *coal tar* fez com que as operadoras optassem por outros revestimentos em dutos modernos.

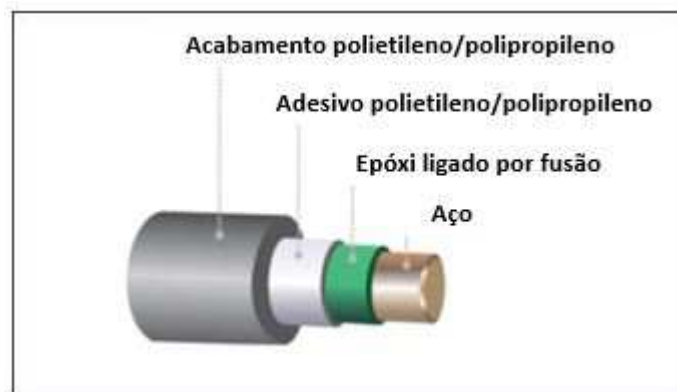


Figura 2.7: Configuração básica de um sistema de revestimento de tubo 3LPE, adaptado de [8]

Os dutos de aço não são homogêneos em sua superfície, o que faz com que, na presença de um eletrólito (solo úmido), surjam regiões com potenciais eletroquímicos diferentes, resultando no processo corrosivo ilustrado na figura 2.8. Nesse contexto, a técnica de **Proteção Catódica** consiste em transformar o duto no catodo da célula eletroquímica, o que pode ser feito de duas formas [30]:

1. Sistema Galvânico ou de Sacrifício: Nesse caso, o duto é conectado a células de zinco ou magnésio, as quais vão se corroer no lugar do duto. A vantagem desse método é não necessitar de uma fonte de energia externa, entretanto, só é aplicável em situações em que a corrente requerida for baixa.

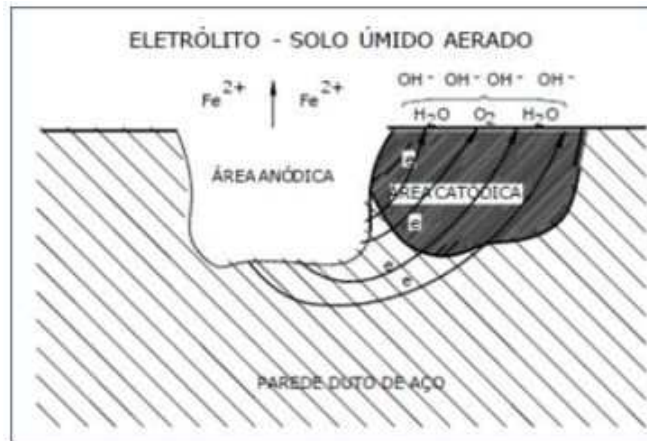


Figura 2.8: Ilustração do processo corrosivo em dutos [9]

2. Sistema por Corrente Impressa: Para aplicações de maior porte, é necessário um sistema em que a corrente seja fornecida por uma fonte externa, que são os equipamentos denominados retificadores. Além disso, são usados anodos inertes especiais de ferro-silício-cromo e titânio. A figura 2.9 apresenta uma representação esquemática desse tipo de sistema.

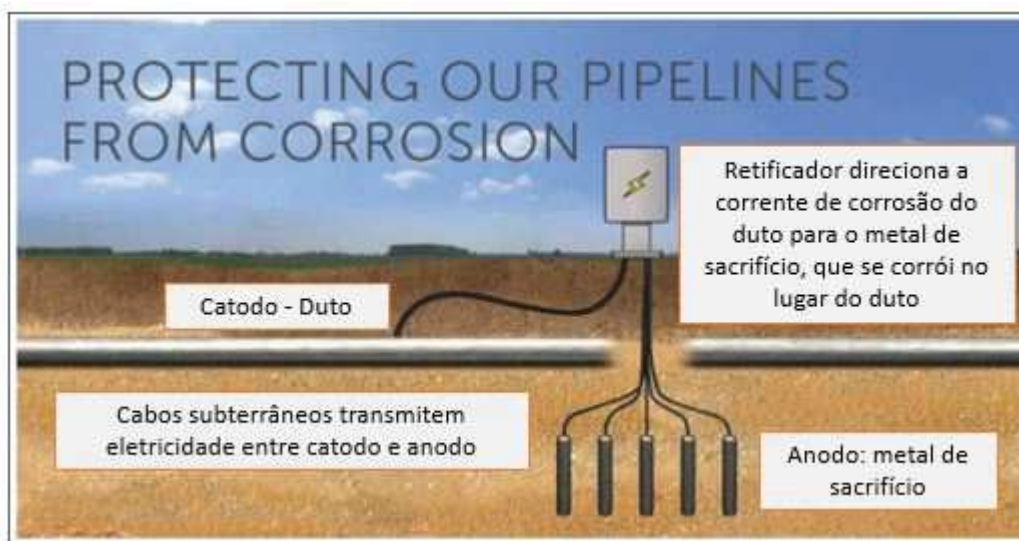


Figura 2.9: Ilustração da proteção catódica em dutos, adaptado de [10]

Inibidores de Corrosão podem ser definidos como substâncias químicas que são misturadas em pequena proporção com o material base do duto, com o intuito de reduzir ou eliminar o processo corrosivo. Tais inibidores podem ser classificados de acordo com seu efeito nas reações eletroquímicas [31]:

1. Inibidores Catódicos: Induzem o movimento de íons positivos, criando uma

camada de proteção em torno do catodo e, com isso, reduzem a taxa de reação catódica.

2. Inibidores Anódicos: De forma oposta ao anterior, esses inibidores induzem o movimento de íons negativos perto do anodo, formando produtos insolúveis nessa região e produzindo uma polarização anódica.

3. Inibidores Mistos: Aumentam a polarização anódica e catódica ao mesmo tempo, resultando em uma redução ainda mais significativa do processo corrosivo.

Técnicas de Inspeção

A inspeção de dutos pode ser realizada por diferentes técnicas, como inspeções visuais, metalografia, medição do potencial duto-solo, etc. Entretanto, essas técnicas são adequadas para inspeções em regiões específicas, tornando-se praticamente inviáveis em toda a extensão de uma malha de gasodutos/oleodutos.

Nesse sentido, a metodologia que permite a melhor coleta de dados acerca da integridade de dutos e detecção de anomalias é a realização de **inspeções ILI** (*in-line inspections*) por meio de uma ferramenta denominada **PIG** (*pipeline inspection gauge*), com formato cilíndrico ou esférico, que percorre o duto impulsionada pela pressão do fluido que está sendo transportado.

A passagem de PIG é uma prática essencial na indústria de óleo e gás, para aplicações como:

- Limpeza de óleos e impurezas;
- Coleta de dados relevantes sobre a integridade do duto, como perda de espessura;
- Mapeamento das coordenadas geográficas da linha.

Os PIGs instrumentados com componentes eletrônicos e sensores, que permitem a coleta de diversos dados, são genericamente chamados de "PIGs Inteligentes". As duas principais tecnologias empregadas em *Smart PIGs* são [6]:

1. **PIG MFL** (*Magnetic Flux Leakage*): A tecnologia de fuga de fluxo magnético baseia-se na geração de um campo magnético capaz de saturar o duto. Em caso de perdas de espessura da parede, os sensores captam um desvio do fluxo magnético, o que sinaliza a presença de defeitos. Um exemplo desse tipo de PIG pode ser visto na figura 2.10.

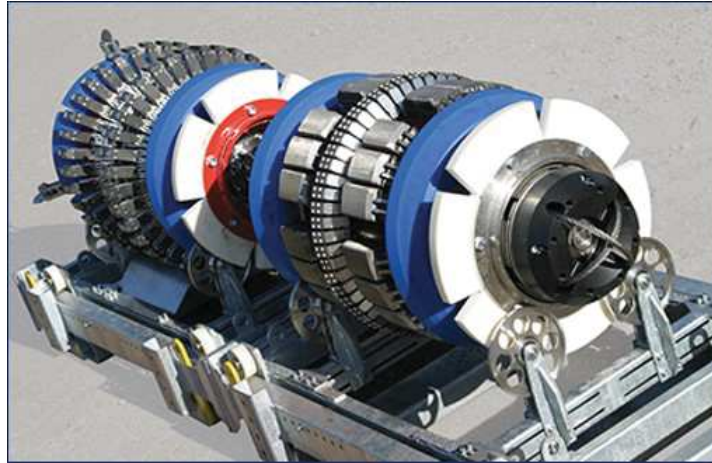


Figura 2.10: PIG MFL [11]

2. **PIG Ultrassônico:** Nesse caso, são emitidos sinais perpendiculares à superfície do duto, sofrendo reflexões nas paredes internas e externas do mesmo. A detecção de alterações na espessura é feita pela avaliação do tempo gasto no recebimento desses sinais. É interessante frisar que PIGs desse tipo podem ser aplicados apenas quando o duto transporta líquidos. Uma representação esquemática de PIGs ultrassônicos e seus principais componentes pode ser vista na figura 2.11.

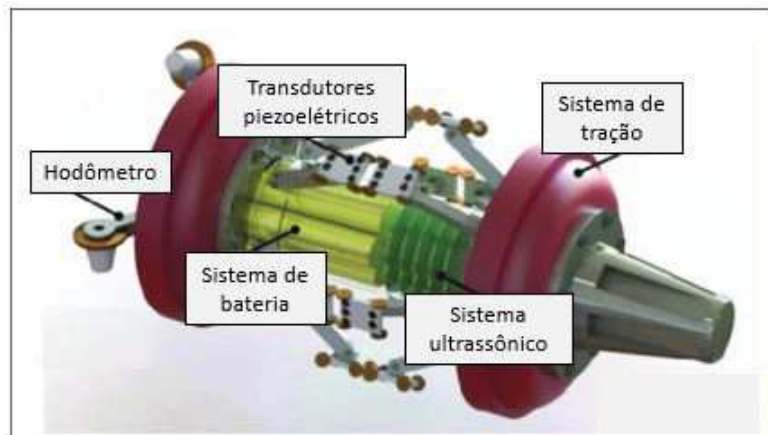


Figura 2.11: PIG ultrassônico, adaptado de [12]

Ao final de uma inspeção por PIG, os dados coletados permitem que seja traçado o perfil da espessura do duto ao longo de sua extensão, além de trazer informações importantes sobre o defeito, como suas dimensões (largura, comprimento), categoria (corrosão interna, amassamento) e sua posição em coordenadas geográficas. No caso de PIGs ultrassônicos, é possível obter maior riqueza de detalhes acerca da

espessura do duto ponto a ponto. Em seguida, os defeitos devem ser avaliados segundo as normas aplicáveis para que se determine se possuem criticidade aceitável ou se devem ser imediatamente reparados.

2.4 Normas e Métodos Semi-Empíricos para Avaliação de Integridade de Dutos

Surface Flaw Equation

As primeiras pesquisas para avaliar a influência de diferentes defeitos na pressão de falha de dutos rígidos foram conduzidas pelo *Battelle Memorial Institute* sob supervisão do comitê de pesquisa da AGA (*American Gas Association*). O escopo do programa de pesquisa NG-18 englobou a realização de múltiplos testes hidrostáticos, análise dos dados gerados e ajuste de equações fundamentadas na mecânica da fratura [32]. A principal herança desse estudo para a indústria de dutos foi a chamada **NG-18 - Surface Flaw Equation** (2.1):

$$\sigma_{rup} = \sigma_{flow} \left(\frac{1 - \left(\frac{A}{A_o}\right)}{1 - \left(\frac{A}{A_o}\right) M^{-1}} \right) \quad (2.1)$$

Em que:

σ_{rup} é a tensão circunferencial da parede do duto no instante da ruptura;

σ_{flow} é a tensão de escoamento média do material (*flow-stress*);

A é a área longitudinal de material perdido;

A_0 é a área longitudinal original da região corroída;

M é um termo denominado Fator de Folias, ou fator de dilatação do defeito.

A tensão circunferencial fora da região do defeito em um duto submetido a um carregamento de pressão interna (P) pode ser calculada a partir da espessura (t) e do diâmetro (D) do duto por meio da fórmula de Barlow (2.2):

$$\sigma_{circ} = P \left(\frac{D}{2t} \right) \quad (2.2)$$

No instante da ruptura, essa tensão σ_{circ} é denominada σ_{rup} , para uma pressão interna $P = P_{rup}$.

Na ciência dos materiais, a tensão de fluxo é definida como o valor instantâneo de tensão necessário para continuar a deformar plasticamente um material. Em uma curva tensão-deformação, a tensão de fluxo pode ser encontrada em qualquer lugar dentro do regime plástico, ou seja, entre a resistência ao escoamento e a resistência à tração do material ($\sigma_{esc} < \sigma_{flow} < \sigma_u$).

O fator de Folias é um termo introduzido na equação para considerar a influência da deformação ocorrida na região do defeito sobre a tensão circunferencial, dado pela relação (2.3):

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \left(\frac{L^2}{Dt}\right) - 0,003375 \left(\frac{L^2}{Dt}\right)^2} \quad (2.3)$$

A área longitudinal de material perdido (A) depende do perfil do defeito. Entretanto, em grande parte dos casos as inspeções ILI permitem a obtenção de dados mais genéricos acerca da corrosão sofrida, como as dimensões máximas do defeito (largura, comprimento, perda de espessura). A partir disso, podem ser feitas aproximações, modelando o defeito como um perfil retangular ou parabólico, por exemplo, como ilustrado na figura 2.12.

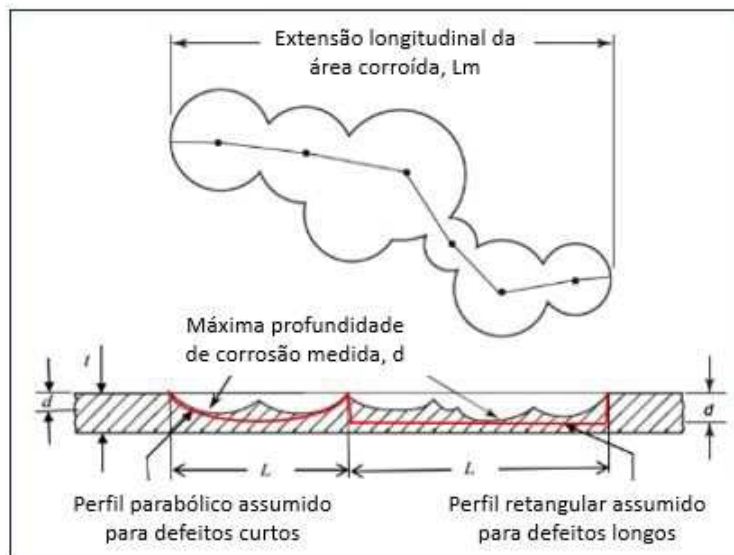


Figura 2.12: Ilustração do perfil de corrosão de um defeito segundo ASME B31G, adaptado de [13]

PDAM (*Pipeline Defect Assessment Manual*)

Ao longo dos anos, diversas metodologias foram desenvolvidas tendo como base a equação NG-18 (2.1), como por exemplo ASME B31G, RSTRENG e DNVGL-RP-F101. Em 1999, foi lançado um projeto industrial conjunto patrocinado por várias empresas internacionais de petróleo e gás, denominado *Pipeline Defect Assessment Manual* (PDAM). O produto dessa iniciativa, também denominado PDAM, consiste em um manual de 473 páginas para guiar os engenheiros da indústria acerca das melhores práticas para avaliação de defeitos em dutos.

Nesse manual, são comparados os resultados obtidos com diversos métodos empíricos ou semi-empíricos. A diferença mais notável, de forma geral, relaciona-se ao fato de que métodos mais antigos são baseados quase totalmente na equação NG-18 (2.1), enquanto os métodos mais novos foram desenvolvidos a partir da comparação de dados obtidos em estudos numéricos e resultados experimentais [33]. Algumas conclusões e recomendações importantes expostas no PDAM relativas a defeitos de corrosão foram:

- Os métodos B31G original, B31G modificado, DNV-RP-F101 (LPC) e PCORRC definem aproximações simplificadas para o perfil do defeito de corrosão, os quais, na realidade, costumam ser significativamente irregulares. A suposição de um perfil retangular (como nos casos DNV-RP-F101 e PCORRC) é mais conservativa do que a suposição de um perfil parabólico (ASME B31G) ou arbitrário (ASME B31G modificada);

- Os métodos DNV-RP-F101 e PCORRC foram desenvolvidos para serem adequados para dados experimentais e numéricos e, portanto, são considerados métodos mais precisos, como exemplificado na figura 2.13, resultante do estudo comparativo realizado por TERÁN ET AL (2017) [14];

- “Novas” metodologias como DNV-RP-F101, BS 7910 e PCORRC foram validadas com base em testes em dutos mais modernos, fabricados com aços de maior dureza. Desse modo, não são recomendados para análise de dutos antigos, de menor dureza.

- Recomenda-se o uso da metodologia DNV-RP-F101 para dutos com dureza de moderada a alta, e o uso das metodologias B31G e RSTRENG para dutos mais antigos.

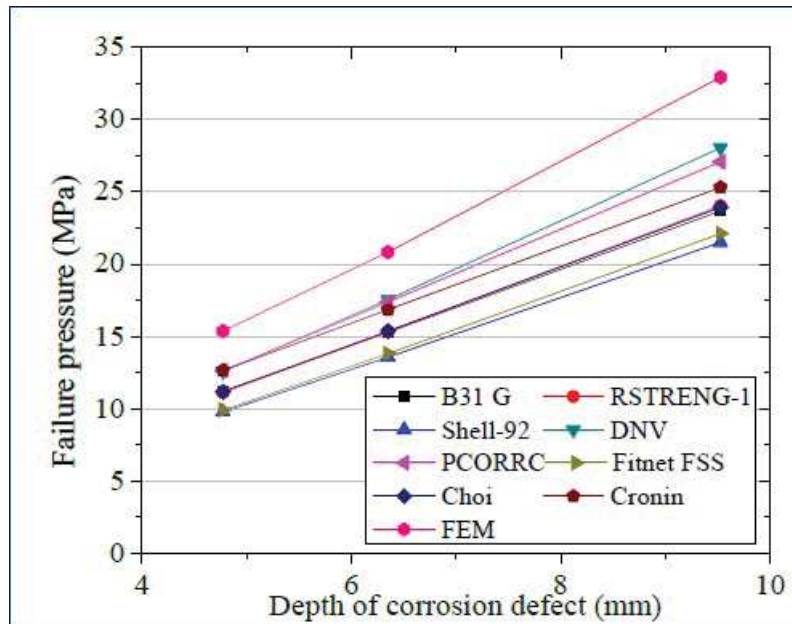


Figura 2.13: Comparação da pressão de falha de um duto por diferentes metodologias [14]

Pode-se perceber que a análise de defeitos de corrosão poderia ser realizada com diferentes metodologias, cada qual com um nível diferente de complexidade. Nesse sentido, o PDAM propôs uma estrutura de avaliação em cinco níveis: a análise inicia-se com uma metodologia mais simples e, caso o defeito seja reprovado e estejam disponíveis os dados necessários para uma análise mais complexa, passa-se ao próximo nível [34] [23].

- Nível 1: Normas internas da empresa, para avaliar de forma rápida defeitos que passem muito longe de representar um risco. Dados necessários: tipo e dimensões do defeito.

- Nível 2: Métodos conservadores como ASME B31-G, RSTRENG e RPA. Dados necessários: além dos dados do nível 1, as dimensões e a pressão do duto.

- Nível 3: Métodos DNV-RP-F101 e BS 7910. Dados necessários: além dos dados do nível 2, conhecer o perfil de corrosão do defeito.

- Nível 4: Análises numéricas pelo Método de Elementos Finitos e/ou testes experimentais. Dados necessários: além dos dados do nível 3, conhecer as propriedades do material do duto.

- Nível 5: Análise probabilística. Dados necessários: todas as informações dos níveis acima, porém para um espaço amostral suficiente para embasar a análise

estatística.

O intuito dessa estrutura é reduzir o tempo gasto com análises complexas para defeitos que estão distantes de representar um risco de integridade. Ao mesmo tempo, o PDAM propõe técnicas que fornecem resultados cada vez menos conservadores, mas que exigem análises mais detalhadas e trabalhosas. Desse modo, o manual oferece diversas alternativas às empresas para conciliar o tempo operacional de análise, a confiabilidade do veredicto e o custo com defeitos reprovados. Afinal, reprovar defeitos que não causariam um problema de integridade implica um gasto considerável com o reparo do duto ou em uma redução da PMOA, que por sua vez, significa menor lucro com o transporte do óleo/gás.

Para melhor compreensão das análises de nível 2 e 3, serão detalhadas as fórmulas das metodologias ASME B31G, RSTRENG, RPA e DNV-RP-F101. Maiores informações sobre cada uma delas podem ser encontradas, respectivamente, em [35], [36], [37] e [38].

ASME B31G

A ASME B31G é uma seção da norma *ASME B31 Code for Pressure Piping*, que fornece direcionamentos para avaliação da perda de material em dutos. Essa metodologia só é válida para casos em que o único carregamento aplicado no duto é sua pressão interna.

A primeira análise dos defeitos a ser feita é uma regra do tipo nível 1: se a perda de espessura da parede for menor do que 10%, não é necessário reparo nem redução da PMOA, e se essa perda for maior do que 80%, o reparo é mandatório.

Para os casos que se encontram entre esses dois extremos, o primeiro passo consiste em classificar o defeito como longo ou curto. Como ilustrado anteriormente na figura 2.12, essa norma propõe um perfil de corrosão retangular para defeitos longos e parabólico para defeitos curtos. Com base nessa classificação, a área corroída é dada pela relação (2.4):

$$A = \alpha Ld, \text{ em que } \alpha = \begin{cases} 1 & , \text{ para defeitos longos;} \\ 2/3 & , \text{ para defeitos curtos.} \end{cases} \quad (2.4)$$

Em que L é o comprimento do defeito e d é a perda de espessura.

Essa norma é baseada na NG-18 - *Surface Flaw Equation* (2.1), assim, é necessário conhecer também a área original da região corroída, a tensão de escoamento média do material e o Fator de Folias. Os dois primeiros termos serão calculados da mesma forma para defeitos longos e curtos:

$$A_0 = Lt \quad (2.5)$$

$$\sigma_{flow} = 1,1\sigma_{esc} \quad (2.6)$$

O Fator de Folias dependerá da classificação do defeito, bem como a fórmula final para pressão de ruptura. Assim, para cada classificação, a análise deverá se basear nas seguintes relações:

Para **defeitos longos**, isto é, $L > \sqrt{20Dt}$:

$$P_{rup} = 1,1\sigma_{esc} \frac{2t}{D} \left(1 - \frac{d}{t}\right) \quad (2.7)$$

Para **defeitos curtos**, isto é, $L \leq \sqrt{20Dt}$:

$$P_{rup} = 1,1\sigma_{esc} \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{d}{t}\right)}{1 - \left(\frac{2}{3}\right) \left(\frac{d}{t}\right) M^{-1}} \right] \quad (2.8)$$

Em que:

$$M = \sqrt{1 + 0,8 \left(\frac{L^2}{Dt}\right)} \quad (2.9)$$

RSTRENG 0,85dL

Esse método, também conhecido como ASME B31G modificado, foi proposto por Kiefner e Vieth (1990). As principais diferenças em relação ao método anterior são:

- Enquanto a ASME B31G é válida para defeitos de corrosão com perda de espessura entre 10% e 80%, no RSTRENG 0,85dL esse intervalo é entre 20% e 80%;

- O valor de α segundo essa metodologia é de 0,85, tanto para defeitos longos quanto curtos. O critério para diferenciar os dois tipos de defeitos, que antes era $L > \sqrt{20Dt}$, foi modificado para $L > \sqrt{50Dt}$;

- A tensão de escoamento média do material, neste caso, é dada pela nova relação:

$$\sigma_{flow} = \sigma_{esc} + 69MPa \quad (2.10)$$

- O Fator de Folias deverá ser calculado de acordo com o tipo de defeito, segundo as seguintes fórmulas:

Para **defeitos longos**, isto é, $L > \sqrt{50Dt}$:

$$M = 3,3 + 0,032 \left(\frac{L^2}{Dt} \right) \quad (2.11)$$

Para **defeitos curtos**, isto é, $L \leq \sqrt{50Dt}$:

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \left(\frac{L^2}{Dt} \right) - 0,003375 \left(\frac{L^2}{Dt} \right)^2} \quad (2.12)$$

A pressão de ruptura, para ambos as situações, é dada pela fórmula:

$$P_{rup} = (\sigma_{esc} + 69MPa) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (2.13)$$

RSTRENG *Effective Area*

A metodologia *Effective Area* se diferencia da 0,85dL pela complexidade da análise, pois se baseia no perfil real de profundidade do defeito, denominado *River Bottom Profile*. Ao invés de supor um perfil genérico para a corrosão em um trecho, esse método subdivide o comprimento do defeito em diversos trechos menores, baseado na variação da perda de espessura entre os pontos. A figura 2.14 ilustra essa subdivisão do defeito.

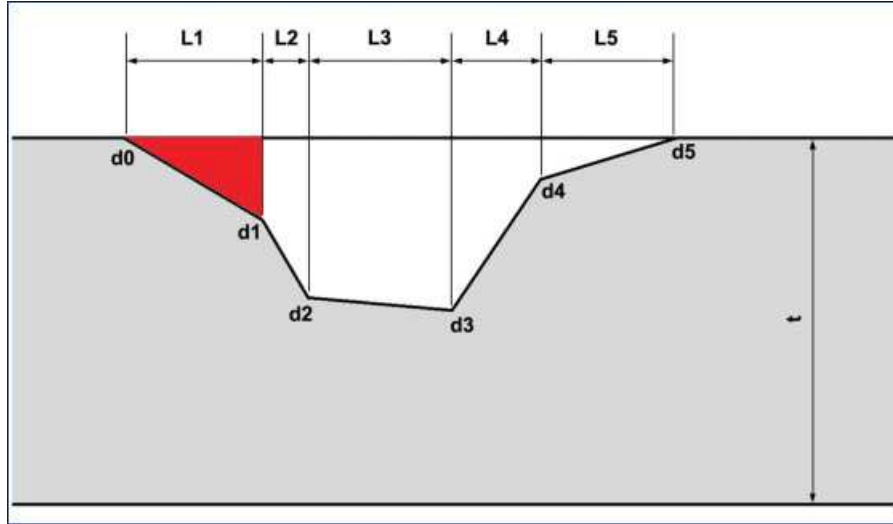


Figura 2.14: Ilustração dos Comprimentos Efetivos para o Método *Effective Area*, adaptado de [15]

A pressão de ruptura é calculada a partir de um comprimento $L_{efetivo}$, que é cada um desses comprimentos de trechos menores. Nessa análise, a pressão deve ser calculada para cada um dos comprimentos efetivos, e o resultado mais conservador deve ser o escolhido.

O Fator de Folias pode ser calculado pelas mesmas fórmulas que na seção anterior (2.11)(2.12), em que L passará a ser $L_{efetivo}$. Para o cálculo da pressão de ruptura, emprega-se a relação (2.14):

$$P_{rup} = (\sigma_{esc} + 69MPa) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0}}{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0} M^{-1}} \right] \quad (2.14)$$

Em que A_0 é a área original do defeito, dada por $L_{efetivo}t$, e $A_{efetivo}$ é a área efetiva, ilustrada em vermelho na figura 2.14 para o caso em que $L_{efetivo} = L_1$.

Método RPA ou 0,85dL Modificado

O método RPA (*Rectangular Parabolic Area*) é uma versão modificada do método 0,85 dL, desenvolvida por pesquisadores do CENPES, Benjamin e Andrade. Para defeitos curtos, as relações e fórmulas são idênticas ao 0,85 dL, porém a metodologia RPA visa fornecer resultados mais conservadores para defeitos longos com perda de espessura uniforme. Assim, a pressão de ruptura é calculada pelas relações:

Para **defeitos longos**, isto é, $L > \sqrt{20Dt}$:

$$M = 2,1 + 0,07 \left(\frac{L^2}{Dt} \right) \quad (2.15)$$

$$P_{rup} = (\sigma_{esc} + 69MPa) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - \alpha \frac{d}{t}}{1 - \alpha \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (2.16)$$

Em que:

$$\alpha = 1 - 0,15 \frac{64 \times 10^6}{\left(\frac{L^2}{Dt} \right)^6} \quad (2.17)$$

Para **defeitos curtos**, isto é, $L \leq \sqrt{20Dt}$, são válidas as equações 2.12 e 2.13, previamente descritas.

Método DNVGL-RP-F101

O *DNVGL-RP-F101 Corroded pipelines* é um documento com práticas recomendadas para análise de defeitos de corrosão em dutos. Nele, são propostas duas abordagens diferentes, uma para defeitos simples (únicos) e outra para defeitos interagentes. A abordagem mais complexa, assim como o método RSTRENG *Effective Area*, se baseia no *River Bottom Profile*, exigindo dados mais específicos das inspeções ILI e, usualmente, uso de softwares computacionais para auxiliar em sua aplicação.

Para defeitos simples, o método DNVGL-RP-F101 considera um perfil de corrosão retangular e a hipótese de que a tensão de ruptura é igual à resistência à tração (tensão última) do material, ou seja, $\sigma_{flow} = \sigma_{ult}$. Assim, a pressão de ruptura e o Fator de Folias são calculados pelas relações:

$$M = \left(1 + 0,31 \frac{L^2}{Dt} \right)^{(1/2)} \quad (2.18)$$

$$P_{rup} = \sigma_{ult} \frac{2t}{D - t} \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (2.19)$$

Capítulo 3

Simulação Não-Linear Pelo Método de Elementos Finitos

3.1 Visão Geral do MEF

O método de elementos finitos é um método numérico para obtenção de soluções aproximadas de equações diferenciais, baseado na formulação variacional do problema. Para isso, o domínio no qual estas equações foram definidas é discretizado em sub-domínios menores denominados *elementos*. Posteriormente, é feita a construção de um sistema algébrico com equações para cada *nó*, ou seja, pontos localizados nas arestas dos elementos, como ilustrado na figura 3.1.



Figura 3.1: Representação de elementos e nós [16]

O conjunto de elementos e nós nos quais a geometria foi subdividida denomina-se *malha*. Simulações com malhas mais refinadas, ou seja, com maior número de elementos, tendem a apresentar resultados mais acurados, porém exigem maior tempo de processamento e capacidade computacional, implicando maiores custos [39]. A figura 3.2 ilustra a diferença entre uma malha mais grosseira (imagem da esquerda) e uma mais refinada (imagem da direita).

De forma simplificada, pode-se dizer que o método em questão fornece uma

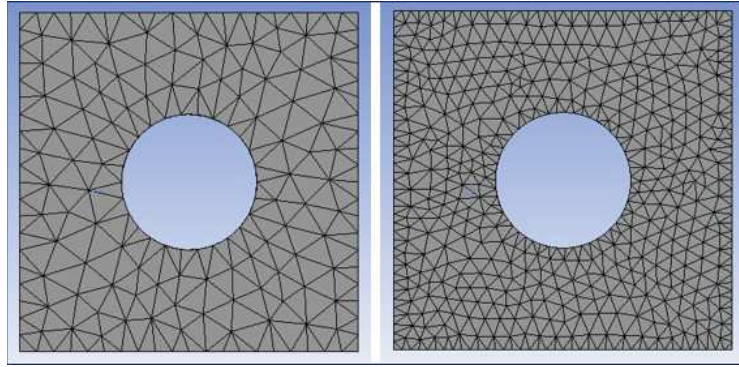


Figura 3.2: Representação de malhas com diferentes níveis de refino

solução numérica para um problema de contorno a partir das seguintes etapas:

1. Transformação da forma forte da equação governante do problema em forma fraca (também denominada forma variacional), por meio da integração por partes;
2. Discretização espacial das equações por meio de funções de forma, obtendo-se matrizes da grandeza incógnita (por exemplo, deslocamento) para cada elemento da malha;
3. *Montagem* das matrizes de cada elemento, formando assim as matrizes A e b globais do problema;
4. Aplicação das condições de contorno e resolução do sistema $Ax = b$.

O Método de Elementos Finitos é aplicado em diversos tipos de análises, como problemas estático estruturais, dinâmicos, térmicos, de fluidos, eletromagnéticos, entre outros. Tal método é particularmente útil no desenvolvimento e otimização de produtos, na medida em que permite uma economia de tempo e de gastos com múltiplos protótipos. Maiores detalhes acerca do MEF podem ser encontrados nos livros de JACOB ET AL (2007) [39] e DE BORST ET AL (2012) [19].

3.2 Escolha do Elemento de Malha

Em uma análise por Elementos Finitos, a acurácia do resultado e a complexidade da simulação dependem do tipo e da quantidade de elementos empregados na malha.

Trabalhos anteriores de análise de defeito de corrosão em dutos demonstraram que elementos de casca tridimensionais e elementos sólidos são ambos capazes de representar bem os defeitos analisados [40]. Nesse projeto, optou-se pela escolha de elementos sólidos para possibilitar a análise de tensões ao longo da espessura do

duto.

Conforme anteriormente mencionado, a discretização espacial das equações é feita por meio de funções de forma. Funções de primeira ordem resultam em elementos lineares, que possuem nós apenas em seus vértices, como ilustrado nas primeiras duas geometrias da figura 3.1. Nesse caso, será escolhido um elemento de segunda-ordem, que possui um nó extra na metade de cada aresta, pois este será mais adequado para representar as curvas acentuadas do defeito.

É interessante salientar que elementos hexaédricos proporcionam, em geral, resultados mais acurados [41]. Entretanto, elementos tetraédricos possuem como vantagens o fato de serem mais facilmente aplicáveis em geometrias não-uniformes, e de acarretarem menor tempo de processamento. Considerando-se a forma não homogênea dos defeitos e as limitações computacionais da licença e do laptop utilizados, optou-se pelos elementos tetraédricos com 10 nós representados na figura 3.3, como será futuramente mostrado no capítulo 4.

SOLID Elements	Graphic Pictorials
SOLID187 3-D 10-Node Tetrahedral Structural Solid 10 nodes 3-D space DOF: UX, UY, UZ	

Figura 3.3: Elemento de malha escolhido [17]

3.3 Análises Não-Lineares

Para problemas estruturais, como o de interesse nesse projeto, a relação entre a força e o deslocamento não é linear, isto é, a matriz de rigidez K não permanece constante ao longo do processo de deformação e é dependente desse histórico:

$$F = K(x)x \quad (3.1)$$

Em muitas situações, a suposição de linearidade permite encontrar resultados satisfatórios, mas em outras é necessário realizar simulações não-lineares.

As três principais fontes de não-linearidade em sistemas mecânicos são não-linearidade geométrica, não-linearidade do material e não-linearidade de contato [42].

Não-linearidade Geométrica

Nesse caso, a geometria apresenta grandes deformações, resultando em mudanças significativas de forma, tais como:

- Alteração da espessura da parede;
- Alteração da área da seção transversal;
- Mudança na direção do carregamento.

Isso implica uma matriz K dependente do histórico de deformação, mesmo que o material ainda esteja, por natureza, dentro do seu regime elástico.

Não-linearidade do Material

Quando altas tensões são aplicadas, inúmeros materiais entram no regime de plasticidade, em que a relação entre tensão e deformação não é mais linear. Além disso, alguns materiais exibem naturalmente um comportamento não-linear, como é o caso de materiais viscoelásticos, que, ao se deformarem, sofrem simultaneamente deformações elásticas e viscosas.

Não-linearidade de Contato

Um exemplo rotineiro desse tipo de não-linearidade é a relação entre a força aplicada em um bloco na presença de fricção do solo e seu respectivo deslocamento. Em um primeiro momento, a aplicação de força não resultará em nenhum deslocamento, porém quando ela atingir a força de fricção o bloco começará a se mover. Logo, a matriz rigidez não é constante ao longo do processo.

Um exemplo de situação que não pode ser modelada como linear são ensaios de colisão de carros que exigem simulações significativamente complexas, como a da figura 3.4, por envolverem a combinação das três principais não linearidades acima citadas, bem como as provenientes de outras fontes, como efeitos inerciais [18].

Nesse trabalho, o problema de interesse são defeitos de corrosão em dutos sujeitos a um carregamento de pressão interna. Nesse caso, o comportamento não-linear deve-se principalmente à não-linearidade geométrica e à não-linearidade do material, uma vez que será estudada a resposta do duto em situações limites de ruptura [23].

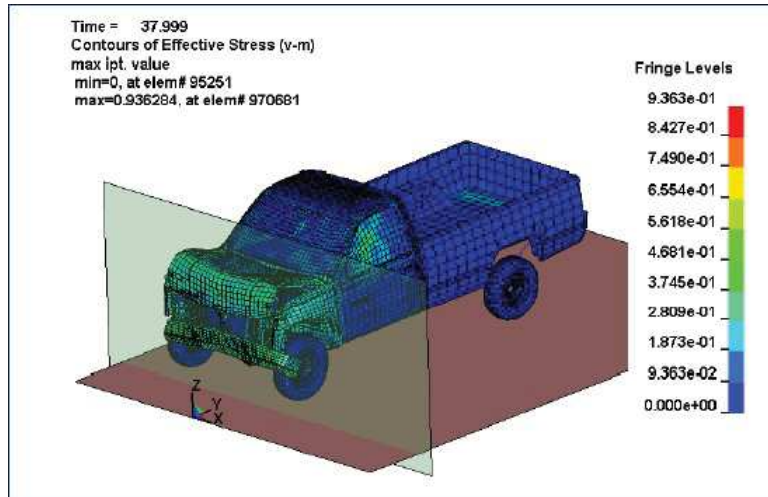


Figura 3.4: Simulação FEA de uma colisão de carro [18]

Resolução Numérica com Não-Linearidade

Para processos quasi estáticos, o balanço de quantidade de movimento na forma semi-discreta pode ser escrito como:

$$f_{ext} - f_{int} = 0 \quad (3.2)$$

No caso de análises não-lineares, a solução do sistema de equações algébricas requer o emprego de um procedimento iterativo, como o método de Newton-Raphson [19]. Este envolve a linearização repetida das equações governantes, resultando em uma equação do tipo:

$$K \Delta a = \Delta f_{ext} + f_{ext}^t - f_{int}^t \quad (3.3)$$

Em que K é a matriz rigidez e a é o vetor deslocamento. No processo de linearização, o vetor de carregamento externo aplicado é dividido entre o incremento de carga aplicado naquele instante e a carga que já havia sido aplicada na estrutura antes daquele passo de carregamento.

Esta linearização implica um certo afastamento da verdadeira solução de equilíbrio, especialmente se passos de carregamentos relativamente grandes são empregados, como ilustrado na figura 3.5.

Para reduzir esse erro, dentro de cada etapa de carregamento são realizadas iterações de equilíbrio, em que é feita uma primeira estimativa do incremento de

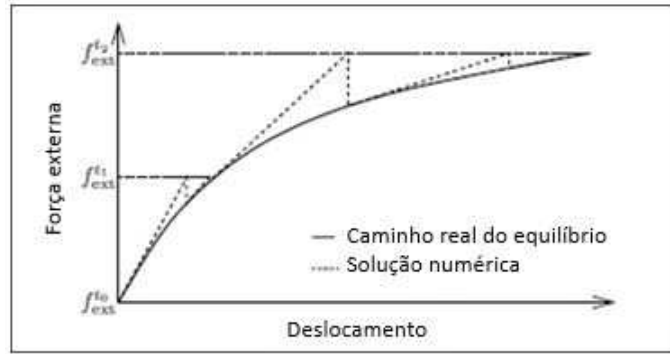


Figura 3.5: Procedimento de solução incremental-iterativo, adaptado de [19]

deslocamento ao início de um carregamento. Este valor é então comparado com o resultado obtido, devendo a diferença entre ambos (denominada resíduo), estar abaixo de um valor pré determinado.

3.4 Plasticidade

Materiais dúcteis, como os metais, apresentam comportamento linear entre tensão e deformação até um certo ponto, a partir do qual eles ingressam no regime plástico. O comportamento típico de uma curva tensão x deformação de um metal, suas zonas e pontos de transição estão representados na figura 3.6.

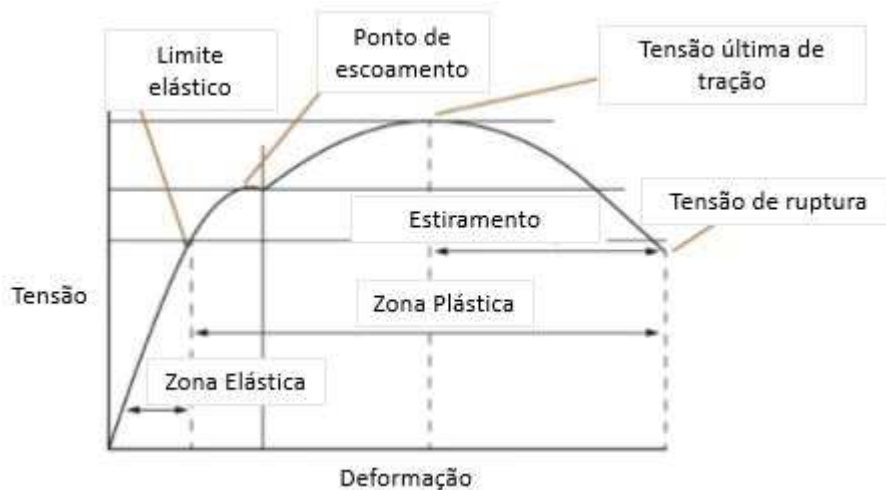


Figura 3.6: Curva tensão x deformação típica de um metal, adaptado de [20]

Serão introduzidos, nesse capítulo, alguns conceitos importantes para compreensão da plasticidade em análises por elementos finitos, cuja explicação mais deta-

lhada pode ser lida na obra de DE BORST ET AL (2012) [19], em complemento a conceitos da obra de BAZANT ET AL (2001) [43].

Para descrever matematicamente a plasticidade, definida como a capacidade do material de sofrer deformações permanentes devido à aplicação de carregamentos, foram propostas diversas teorias ao longo do tempo.

A mais usada é a Teoria de Fluxo da Plasticidade, *Flow Plasticity Theory*, também denominada Teoria Incremental da Plasticidade. Assume-se que a deformação total pode ser decomposta em uma parcela elástica e uma parcela plástica (irrecuperável). A parcela elástica pode ser prevista pela Lei de Hooke, enquanto a parcela plástica pode ser determinada com base em um critério de escoamento, uma regra de fluxo e um modelo de endurecimento.

Critérios de Escoamento e Regra de Fluxo

Os critérios de escoamento delimitam uma superfície no plano de tensões principais, em que estados de tensões dentro desse envelope resultam em deformações elásticas, e estados de tensões na superfície resultam em deformações plástico-elásticas. Dessa forma, define-se como função de escoamento (*yield function*) uma função de carregamento tal que ela englobe todos os estados de tensão possíveis:

$$f(\sigma) \leq 0 \quad (3.4)$$

Os dois principais critérios de escoamento aplicados em metais são o critério de Von Mises e o critério de Tresca, cujas superfícies delimitadoras podem ser visualizadas na figura 3.7.

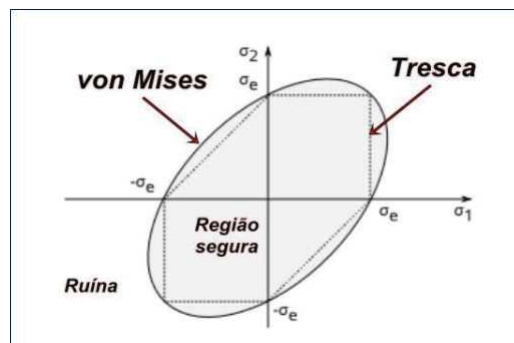


Figura 3.7: Comparação entre Tresca e Von Mises [20]

Para que a plasticidade ocorra, é necessário que a função de escoamento seja nula, ou seja, deve-se atingir a superfície limitadora.

$$f = 0 \quad (3.5)$$

Ademais, a regra de fluxo determina que para a ocorrência da plastificação, também é necessário que a função de escoamento permaneça nula por pelo menos um pequeno intervalo de tempo, como expressado na relação de consistência de Prager, equação 3.6.

$$\dot{f} = 0 \quad (3.6)$$

Modelos em que a regra de fluxo é associada com um critério de escoamento específico são denominados modelos de plasticidade de fluxo associado (*associated flow plasticity models*). Nesses casos, é válido afirmar que a direção de fluxo plástico é normal à superfície de escoamento. Essa regra, denominada Regra de Normalidade (*Normality Rule*), se traduz matematicamente pela equação 3.7.

$$\dot{\epsilon}^P = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (3.7)$$

Em que $\dot{\epsilon}^P$ é a taxa de variação do tensor de deformações, $\dot{\lambda}$ é um escalar não-negativo denominado de multiplicador plástico, f é a função de escoamento discutida anteriormente e σ é o tensor de tensões. Assim, a última etapa para determinação da relação matemática entre tensão e deformação no regime plástico consiste em determinar o multiplicador plástico $\dot{\lambda}$.

Modelo de Endurecimento

Como descrito anteriormente, a plastificação ocorre quando atinge-se a superfície da função de escoamento. O termo endurecimento de um material designa o fato de que sua superfície de escoamento, que delimita o regime elástico, poderá sofrer alterações devido aos carregamentos impostos. Dessa forma, o modelo de endurecimento de um material fornece essa relação entre a função de escoamento e o histórico de deformação. Os dois principais modelos são o endurecimento isotrópico e o endurecimento cinemático.

No modelo de endurecimento isotrópico, a função de escoamento é dependente do histórico de carregamento por meio de um termo escalar. Por conseguinte, a superfície de escoamento pode apenas expandir ou encolher ao longo do processo, como ilustrado à esquerda na figura 3.8.

$$f = f(\sigma, k) \quad (3.8)$$

No modelo de endurecimento cinemático, é introduzido um fator que permite contabilizar pelo deslocamento da curva, conforme ilustração à direita em (3.8). Assim, esse modelo é mais adequado para representar, por exemplo, o efeito de carregamentos cíclicos.

$$f = f(\sigma - \alpha) \quad (3.9)$$

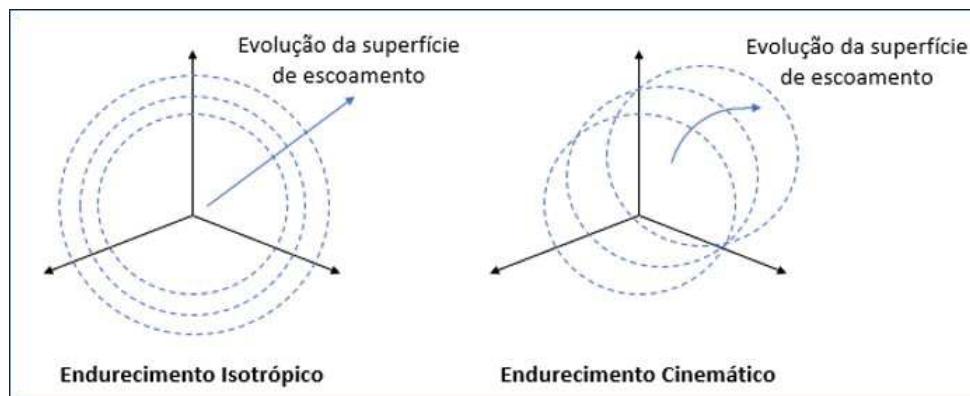


Figura 3.8: Modelos de endurecimento

Equações Governantes

Nesse trabalho, será realizada uma simulação estrutural quasi-estática, englobando os regimes elástico e plástico de um material com endurecimento isotrópico. O *software* Ansys utiliza a regra de fluxo associativa, baseada no critério de escoamento de Von Mises.

O primeiro conjunto de equações necessário para resolver o problema em questão consiste na aplicação do equilíbrio para um elemento infinitesimal, resultando nas equações 3.10, em que $f_{x,y,z}$ denota as forças de corpo de corpo atuando no elemento

em cada uma das direções.

$$\begin{aligned}
\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + f_x &= 0 \\
\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + f_y &= 0 \\
\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + f_z &= 0
\end{aligned} \tag{3.10}$$

A relação entre as deformações normais e cisalhantes e os deslocamentos u , v e w nas respectivas direções x , y e z é dada pelas equações descritas em 3.11, considerando-se a presença de grandes deformações:

$$\begin{aligned}
\epsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] \\
\epsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] \\
\epsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right] \\
\epsilon_{xy} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{1}{2} \left[\frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} \right] \\
\epsilon_{xz} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) + \frac{1}{2} \left[\frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial z} \right] \\
\epsilon_{yz} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) + \frac{1}{2} \left[\frac{\partial u}{\partial y} \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial y} \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \frac{\partial w}{\partial z} \right]
\end{aligned} \tag{3.11}$$

A regra de fluxo plástico, usando-se a superfície delimitada pelo critério de Von Mises e com o modelo de endurecimento isotrópico é dada pela equação 3.12, em que s é o tensor desviador de tensões.

$$\dot{\epsilon}^P = \frac{3}{2} \dot{\lambda} \frac{s}{\sigma_{eq}}, \quad \dot{\lambda} = \frac{\dot{\sigma}_{eq}}{\frac{d\sigma}{dk}(k)} \tag{3.12}$$

Para esse caso, DE BORST ET AL (2012) [19] define uma grandeza denominada módulo de endurecimento como sendo dada pela equação 3.13.

$$h = -\frac{\partial f}{\partial k} \tag{3.13}$$

Desse modo, a relação entre o tensor de tensões e o tensor de deformações, para

a situação que será analisada nesse trabalho, pode ser obtida pela equação 3.14.

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \left(\mathbf{D}^e - \frac{\mathbf{D}^e \mathbf{m} \mathbf{n}^T \mathbf{D}^e}{h + \mathbf{n}^T \mathbf{D}^e \mathbf{m}} \right) \dot{\boldsymbol{\epsilon}} \quad (3.14)$$

Em que $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$ é a taxa de variação do tensor de tensões, \mathbf{D}^e é a matriz de rigidez elástica, \mathbf{m} é a direção do fluxo plástico, \mathbf{n} é o vetor normal à superfície de escoamento, h é o módulo de endurecimento dado pela equação 3.13 e $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}$ é a taxa de variação do tensor de deformações. É interessante salientar que para diversos materiais, como os metais, \mathbf{m} é colinear à \mathbf{n} , como explicado anteriormente na definição da Regra de Normalidade.

Para o ajuste das equações, o *software* Ansys exige que a relação entre tensão e deformação no regime plástico seja dada pelo usuário, por meio de uma tabela, o que será posteriormente explicado no capítulo 4. Para a obtenção desses dados, pode-se aplicar a equação de Ramberg–Osgood (3.15).

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_{esc}}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{esc}} \right)^{(1/n)} \quad (3.15)$$

Para o material estudado nos trabalhos de CABRAL (2007) [23] e ANDRADE ET AL (2006) [44], a equação 3.15 assume a forma descrita em 3.16.

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,0788174 \left(\frac{\sigma}{\sigma_u} \right)^{12,642026} \quad (3.16)$$

Capítulo 4

Validação do Modelo: Estudo de Caso I

4.1 Apresentação do Problema

Com o intuito de consolidar o entendimento acerca da aplicação do método na análise de defeitos de corrosão, optou-se por realizar um primeiro estudo de caso com um modelo previamente estudado na literatura.

Dessa forma, o objetivo desse estudo de caso é avaliar a pressão máxima que pode ser aplicada no defeito denominado IDTS2, o qual foi analisado na tese de CABRAL (2007) [23].

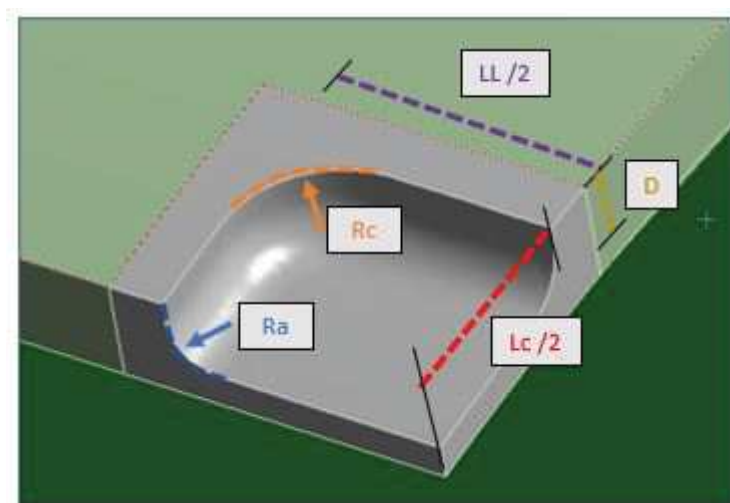


Figura 4.1: Ilustração de 1/4 do defeito IDTS2

Este consiste em um defeito simples usinado artificialmente por meio de um

processo de eletroerosão, com o objetivo de simular um defeito de corrosão externa no duto. Suas características geométricas são ilustradas pela figura 4.1 e os respectivos valores encontram-se na tabela 4.1. A tabela 4.2 apresenta informações adicionais relativas à geometria do gasoduto analisado.

Tabela 4.1: Parâmetros geométricos do defeito IDTS2 [23]

LL [mm]	LC [mm]	D [mm]	RA [mm]	RC [mm]
39,6	31,9	5,39	3,5	8

Tabela 4.2: Parâmetros geométricos do gasoduto [23]

Diâmetro Externo do Duto	Espessura Íntegra do Duto
De = 458,8 mm	T = 8,1 mm

É importante salientar que durante uma inspeção por PIG MFL, as informações usualmente obtidas acerca dos defeitos detectados consistem em: (i) tipo, (ii) coordenadas de localização, (iii) comprimento, (iv) largura e (v) profundidade do defeito, e (vi) sua localização na superfície do duto (externa ou interna). Para o defeito IDTS2, os dados geométricos que seriam obtidos em uma situação real de inspeção estão exemplificados na tabela 4.3.

Tabela 4.3: Exemplificação do resultado de passagem de PIG

Tipo	Corrosão
Coordenada Norte (m)	9831007,025
Coordenada Leste (m)	412573,25
Altitude (m)	9,55
Posição Horária (h)	10:02
Comprimento do Defeito (mm)	39,6
Largura do Defeito (mm)	31,9
Profundidade do Defeito (mm)	5,39
Localização	Externa

Em situações como essa, os valores dos raios de adoçamento e de concordância são hipóteses criadas com o objetivo de melhorar a modelagem do defeito e al-

cançar resultados que ilustrem de forma mais acurada uma situação de falha real do duto. Da mesma forma, a geometria retangular escolhida é apenas uma das opções de representação da realidade. Futuramente, nos capítulos 5 e 6, será estudada a influência de tais parâmetros geométricos na pressão de falha encontrada.

4.2 Modelagem da Geometria

Uma vez que a geometria do defeito é simétrica em relação aos planos XZ e YX (como ilustrado na figura 4.2), e que o carregamento também é simétrico, optou-se por modelar apenas 1/4 da geometria de interesse. Tal técnica permite reduzir a quantidade de elementos da malha, e, conseqüentemente, o tempo de processamento durante a simulação.

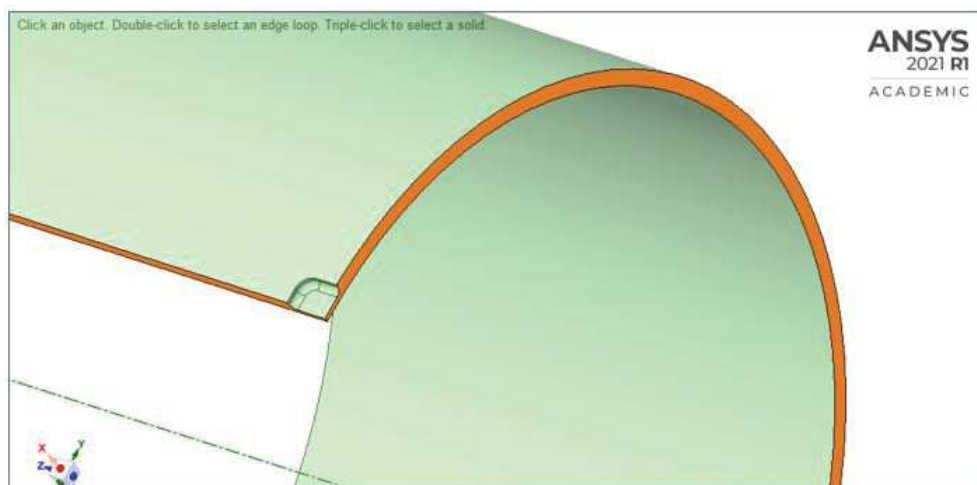


Figura 4.2: Planos de simetria na modelagem

Para a modelagem do defeito, foi feito um esboço no plano XY como ilustrado na figura 4.3.

Para desenhar o comprimento de arco correspondente a $L_c/2$, calculou-se o ângulo correspondente para o diâmetro externo do duto de 458,8:

$$\frac{L_c}{2} = \theta \times \frac{D_e}{2} \quad (4.1)$$

$$\theta \approx 0,0695rad \approx 4^\circ \quad (4.2)$$

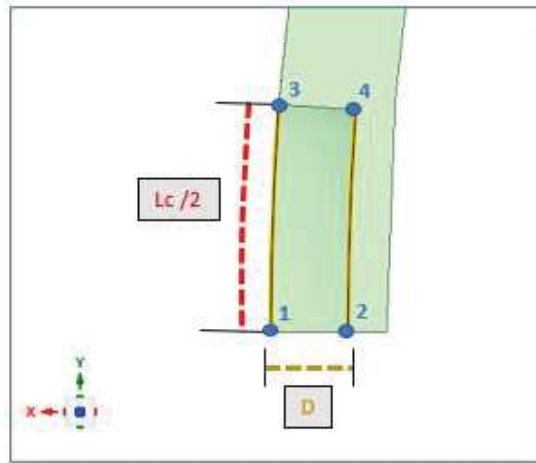


Figura 4.3: Perfil do defeito

Com esse valor de θ , foi gerado o primeiro arco, tendo como centro a origem e iniciando-se do ponto 1, como indicado na figura 4.4. O segundo arco foi desenhado a partir do ponto 2, e com o mesmo centro e ângulo θ .

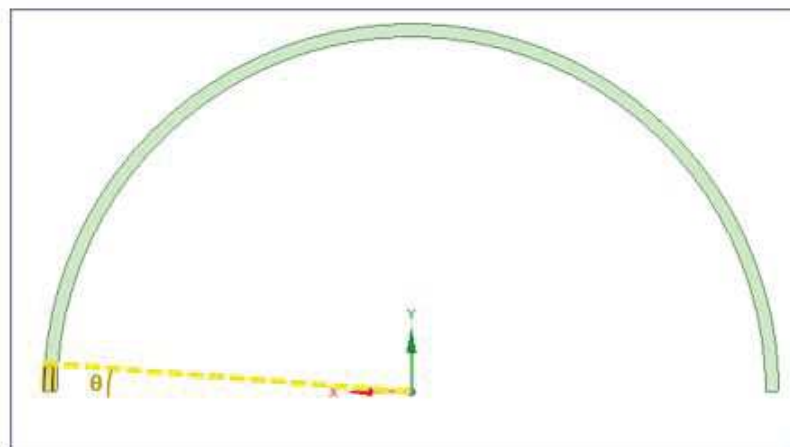


Figura 4.4: Ângulo θ

Por fim, uma reta interligou os pontos 1 e 2, e outra, os pontos 3 e 4, formando o perfil lateral do defeito. A ferramenta *Pull* foi usada para extrudar esse perfil na direção Z em uma distância de $LL/2 = 19,8$ mm, removendo material do cilindro. Por fim, a ferramenta *Pull* foi aplicada para criação dos adóçamentos associados a Ra e Rc, resultando na geometria final exposta previamente na figura 4.1.

4.3 Controles de Malha

Para a geração da malha, optou-se por dividir a geometria em quatro diferentes seções. Dessa forma, torna-se possível aplicar controles específicos e obter uma malha mais refinada na região do defeito (1), intermediária em duas regiões de transição (2)(3) e, por fim, uma região com elementos maiores (4), como ilustrado na figura 4.5. Essa estratégia objetiva alcançar resultados satisfatórios sem aumentar desnecessariamente a complexidade do modelo e o tempo de processamento.

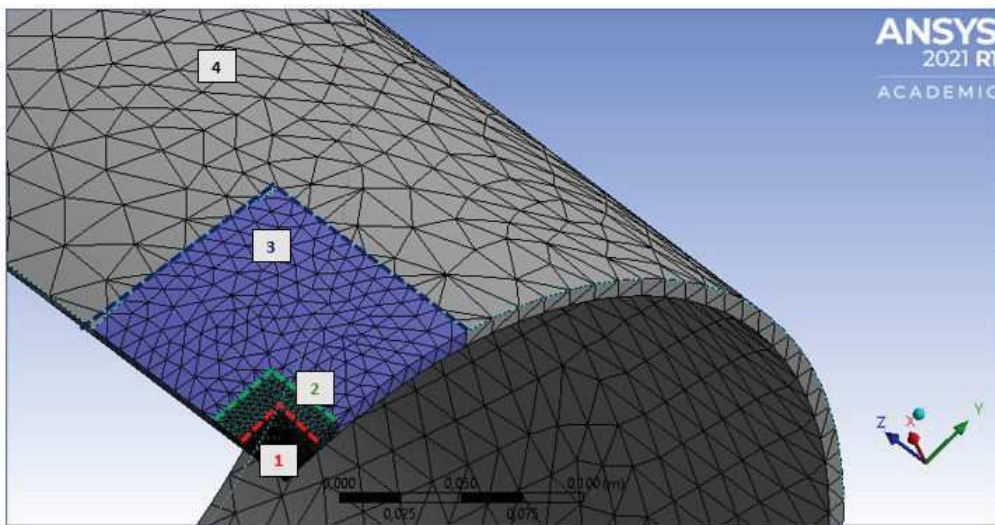


Figura 4.5: Malha subdividida em quatro regiões

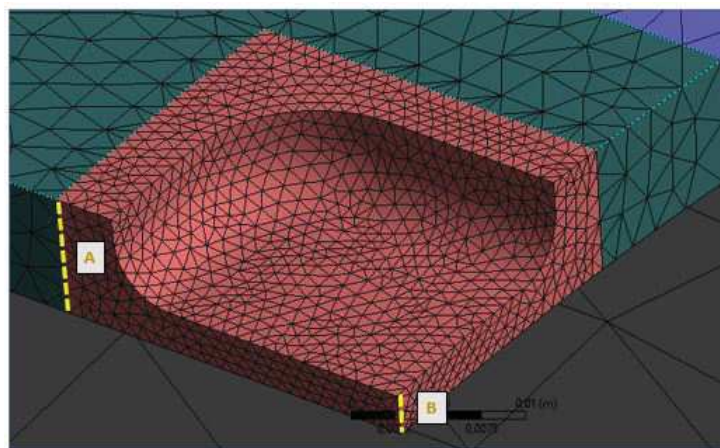


Figura 4.6: Malha na região 1

Foram aplicados controles de malha do tipo *element sizing* nas quatro regiões, o que permite especificar o tamanho máximo dos elementos na área em questão.

Ademais, também foram aplicados controles do tipo *number of divisions* nas arestas A e B, identificadas na figura 4.6, o que controla a quantidade de divisões nessas arestas. O conjunto de controles aplicados está apresentado na tabela 4.4.

Tabela 4.4: Controles de malha aplicados

Região	Tipo de Controle	Valor
1	<i>Element Sizing</i>	$1e^{-3}$ m
2	<i>Element Sizing</i>	$3e^{-3}$ m
3	<i>Element Sizing</i>	$9e^{-3}$ m
4	<i>Element Sizing</i>	$3e^{-2}$ m
A	Number of Divisions	5
B	Number of Divisions	2

Pelas razões analisadas anteriormente no capítulo 3, optou-se pelo uso de elementos do tipo TET10, elementos sólidos tetraédricos de segunda ordem. A métrica utilizada para avaliação da malha gerada foi a opção Qualidade do Elemento (*Element Quality*), definida no manual do Ansys para elementos sólidos como "métrica baseada na razão entre o volume do elemento e a raiz quadrada do cubo da soma do quadrado dos comprimentos das arestas deste elemento" [17], isto é:

$$Quality = C[volume/\sqrt{[\sum(Edge\ length)^2]^3}] \quad (4.3)$$

Em que, para um elemento tetraédrico, a constante C é de 124.70765802. O resultado dessa métrica é um valor entre 0 e 1, em que 1 indica um elemento perfeito a nível de forma e 0 indica elementos com volume nulo ou negativo, ou seja, com grandes distorções.

Inicialmente, a estratégia pensada consistia na adoção de uma única região de transição, entretanto, isto resultou em uma transição abrupta, com elementos altamente distorcidos, como ilustrado na figura 4.7.

Com duas regiões de transição, foi possível obter elementos com qualidade mais aceitável próximo à região de interesse, onde está localizado o defeito de corrosão. Na zona 1, especificamente, é importante que os elementos tenham qualidade próxima de um, uma vez que nela ocorre o fenômeno que se deseja analisar. Pode-se perceber, pela figura 4.8, que esse objetivo foi alcançado.

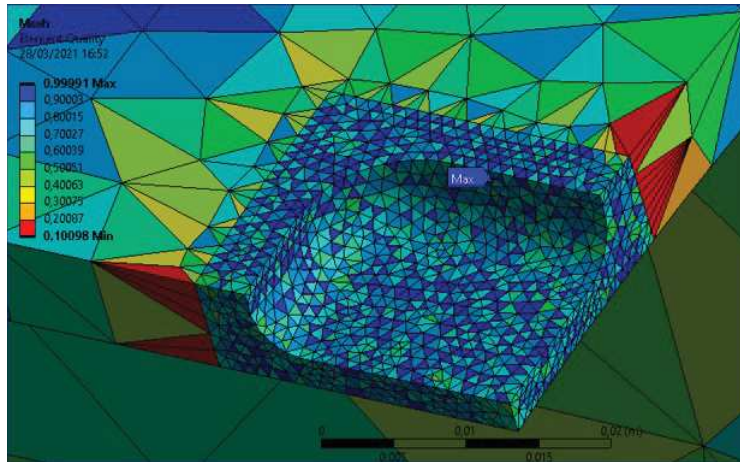


Figura 4.7: Métrica *element quality* (malha de teste)

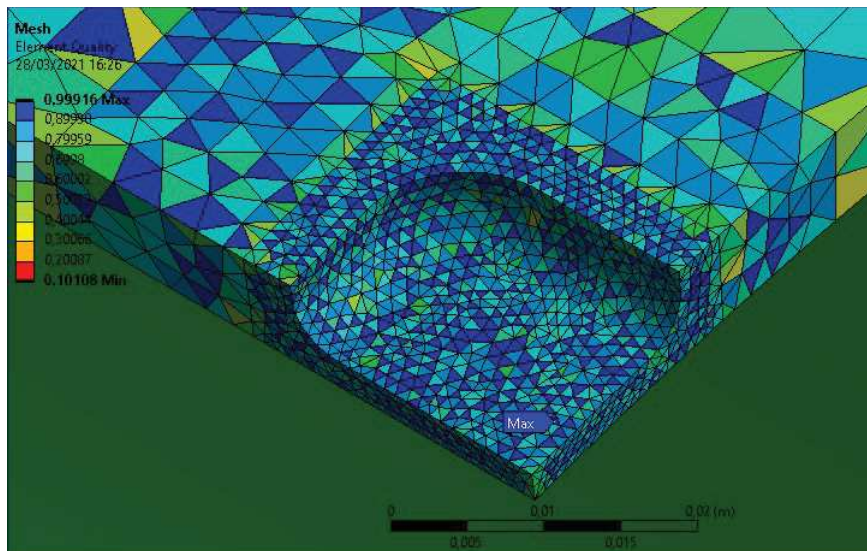


Figura 4.8: Métrica *element quality* (malha escolhida)

4.4 Propriedades do Material

O material do duto em análise é o aço API 5L-X80, cujas propriedades de interesse estão descritas na tabela 4.5. Como previamente detalhado no capítulo 3, serão aplicados carregamentos significativos no duto, implicando uma não-linearidade.

Para uma representação precisa do processo de plastificação, é necessário conhecer a curva tensão x deformação e o modelo de endurecimento do material empregado. Neste caso, segundo [23], o endurecimento é isotrópico e os dados $\sigma \times \epsilon$ podem ser vistos na tabela 4.6.

É importante destacar que a curva que deve ser inserida na interface do *software* é **tensão verdadeira x deformação plástica**, e para isso os dados abaixo foram

Tabela 4.5: Propriedades API 5L-X80 [23]

Módulo de Elasticidade	200.000 MPa
Coefficiente de Poisson	$\nu = 0,3$
Tensão de Escoamento	$\sigma_{esc} = 534,1$ MPa
Tensão Última Verdadeira	$\sigma_{ult}^* = 718,2$ MPa

Tabela 4.6: Tensão x deformação verdadeira API 5L-X80 [23]

Deformação Verdadeira (mm/mm)	Tensão Verdadeira (MPa)
0,002671	534,1
0,009	586,356
0,0125	607,3325
0,0187197	631,703
0,0225671	642,6945
0,0272592	653,7068
0,0362591	670,2555
0,039593	675,3539
0,0432324	680,4538
0,0472031	685,5568
0,0515325	690,6619
0,061388	700,875
0,0669801	705,984
0,0830373	718,6498
0,0868612	721,3181
0,1	729,7026
0,12	740,6435
0,15	754,1836

transformados segundo a fórmula:

$$\epsilon_{plástica} = \epsilon_{verdadeira} - \frac{\sigma_{verdadeira}}{E} \quad (4.4)$$

A curva resultante desses dados pode ser visualizada na figura 4.9. Para o correto funcionamento do modelo no software Ansys é importante conferir que a curva:

- Possui em seu primeiro ponto deformação plástica zero e tensão igual à σ_{esc} ;
- Possui sempre inclinação positiva, isto é, o valor da tensão apenas aumenta com o aumento da deformação. Caso comece a decrescer, os dados referentes a esse trecho devem ser descartados.

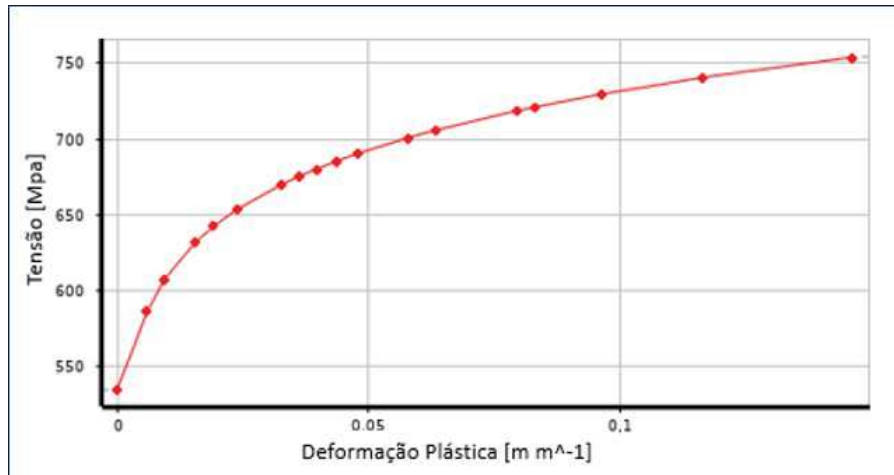


Figura 4.9: Curva tensão verdadeira x deformação plástica API 5L-X80

4.5 Condições de Contorno

O duto em questão está sujeito a dois carregamentos. O primeiro consiste em uma pressão normal às paredes internas. Ademais, este caso específico foi estudado em diversas teses para ser comparado com resultados experimentais. Desse modo, para reproduzir as condições do ensaio, considera-se que o duto também está sujeito a um carregamento longitudinal de tração chamado carga de extremidade, função da pressão interna e dos diâmetros externo e interno do duto [23]:

$$P_{longitudinal} = P_{interna} \times \frac{D_{int}^2}{D_{ext}^2 - D_{int}^2} \quad (4.5)$$

Entretanto, o valor de pressão interna a ser aplicado não é conhecido nesta análise, uma vez que o objetivo é determinar o valor máximo de pressão interna que poderia ser aplicado no duto antes de o material atingir a tensão última verdadeira. Desse modo, foi necessário utilizar um procedimento incremental de aplicação de pressão, o qual será detalhado na próxima seção.

No que se refere aos suportes, foram aplicadas condições de simetria nos planos XY (deslocamento nulo em Z) e XZ (deslocamento nulo Y). Para evitar o movimento

de corpo rígido, foi necessário também impedir o deslocamento em X de uma linha geratriz do duto, como ilustrado na figura 4.10.

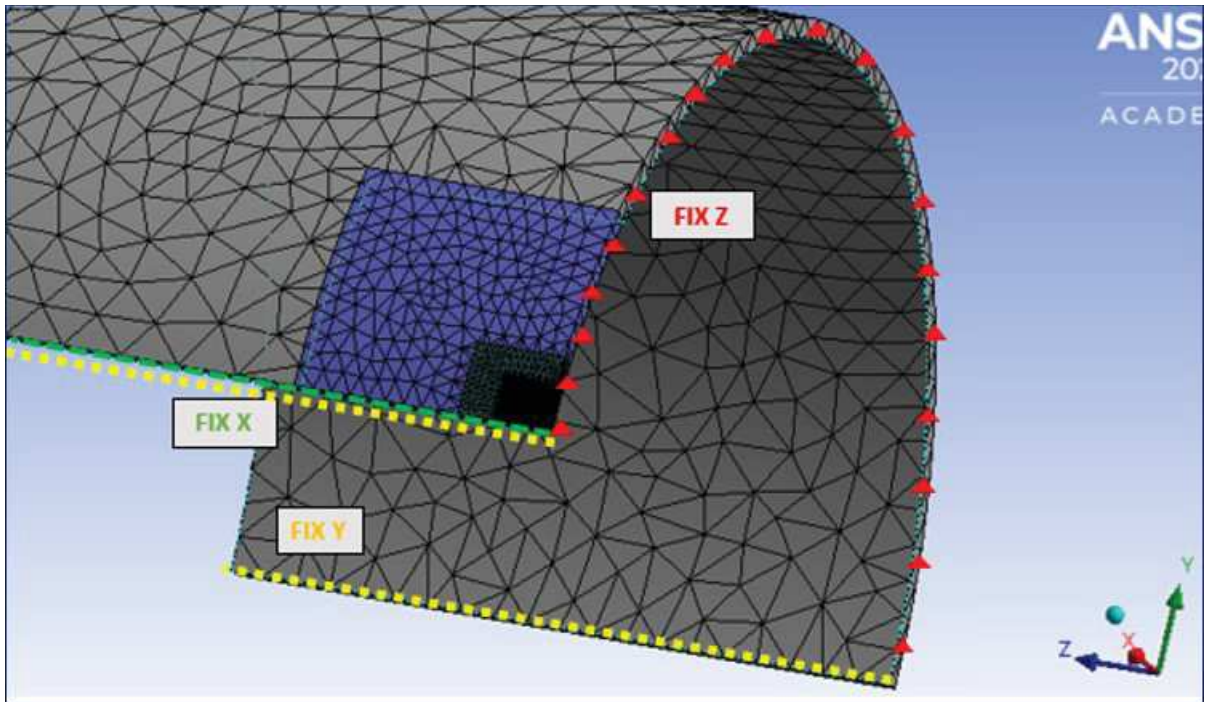


Figura 4.10: Condições de suporte IDTS2

4.6 Etapas da Simulação

O procedimento para a simulação não-linear consiste na aplicação de incrementos de carga, denominados *load steps*. No caso do Ansys, esses incrementos são interpretados como sendo aplicados de forma sucessiva no domínio do tempo. Cada uma dessas etapas pode ser subdividida em subetapas, dentro das quais são realizadas diversas iterações de equilíbrio até que seja atingida a convergência.

Nos detalhes do solver, foi ativada a configuração que permite largas deformações. O método de convergência para análises não lineares é o Método de Newton-Raphson, previamente citado no capítulo 3. Optou-se por manter a configuração padrão controlada pelo programa nos critérios de convergência de força, momento, deslocamento e rotação.

O procedimento utilizado nessa dissertação é o estabelecido pelo CENPES/PETROBRÁS, usado por CABRAL (2007) [23] e ANDRADE ET AL (2006) [44], que consiste nas seguintes etapas:

- Inicialmente, deve-se realizar uma análise elástica do modelo, quando submetido a uma pressão de valor unitário e registrar o valor da tensão máxima de Von Mises obtida. Uma vez que o regime na região elástica é linear, calcula-se um valor aproximado para a pressão limite de escoamento pela fórmula:

$$P_{esc} = \sigma_{esc} \frac{P_0}{\sigma_{máx,0}} \quad (4.6)$$

- Para iniciar a análise não-linear, deve ser escolhido um valor de carregamento que garanta que não haja plastificação, de forma que a mesma venha a ocorrer entre *steps* do processo e não antes do primeiro *step*. Para isso, esse procedimento prevê o cálculo do carregamento de pressão interna inicial e do incremento de pressão interna inicial como sendo:

$$P_1 = 0,8 \times P_{esc} \quad (4.7)$$

$$\Delta P_1 = \frac{P_{esc}}{3} \quad (4.8)$$

- Em seguida, devem ser realizadas as simulações não-lineares com cada novo incremento de carga, cada qual dividido em quatro *substeps*. Ao final de cada simulação, são registrados os valores obtidos de Tensão de Von Mises e de deformação plástica equivalente.

- Caso não haja convergência dentro de um *load step* ou o incremento máximo de deformação plástica de um *substep* para o seguinte ultrapasse 0,0025, aquele *step* é anulado e deve ser novamente executado, porém com a aplicação de um incremento de carga reduzido à metade do valor anterior.

- O critério usado para encerrar a simulação consiste em atingir a tensão última verdadeira do material. Quando isso ocorrer, o *step* também é anulado e deve ser novamente executado, com a aplicação de um incremento de carga reduzido à metade do valor anterior.

- A redução do incremento de carga pode ser feita até um valor mínimo de 0,01 MPa, uma vez que incrementos menores do que esse podem ser considerados desprezíveis do ponto de vista de engenharia.

As condições iniciais de *step* encontradas para o defeito IDTS2 neste trabalho estão resumidas na tabela 4.7.

Tabela 4.7: Condições iniciais de step IDTS2

$\sigma_{m\acute{a}x}$	92,622 MPa
P_{esc}	5,7664 MPa
ΔP_1	1,9221 MPa
$P_{int,1}$	4,6132 MPa
$P_{long,1}$	61,8855 MPa

4.7 Análise de Resultados

Foram aplicados ao todo 20 *load steps* efetivos na simulação do defeito de corrosão IDTS2. Além destes, em quatro ocorrências o incremento de deformação plástica excedeu o limite estabelecido de 0,0025, e em três simulações o resultado ultrapassou o limite da tensão última do material. Maiores detalhes dos resultados encontrados em cada um dos *steps* podem ser vistos no Apêndice A.

A pressão máxima interna que o duto com o defeito IDTS2 é capaz de suportar sem atingir a tensão última verdadeira do material, segundo a análise não-linear realizada neste trabalho, é de 22,573 MPa. Para validação do modelo, ele foi comparado aos resultados numéricos encontrados na literatura, ao resultado experimental conduzido por BENJAMIN ET AL (2005) [40] e ao resultado empírico obtido aplicando-se a norma BS7910 [23], conforme tabela 4.8. Foi calculada a diferença percentual dos valores encontrados em cada um dos métodos, quando comparado com o valor experimental.

Tabela 4.8: Comparação de resultados para pressão de falha - IDTS2

Método	Valor	Δ Experimental
Experimental	22,679 MPa	-
Numérico (Andrade et al, 2006)	22,710 MPa	+ 0,137%
Numérico (CABRAL, 2007)	22,791 MPa	+ 0,494%
Numérico (este trabalho)	22,573 MPa	- 0,467%
Empírico (BS7910)	21,253 MPa	-6,288%

Pode-se perceber que o método empírico fornece uma pressão de falha conservadora quando comparada aos métodos numéricos, que permitem a obtenção de

valores mais precisos. É interessante destacar que o resultado obtido neste trabalho apresenta uma diferença menor do que 1% em relação ao valor experimental.

A distribuição de tensões equivalentes de Von Mises e de deformação plástica obtida ao final da simulação podem ser visualizadas nas figuras 4.11 e 4.12.

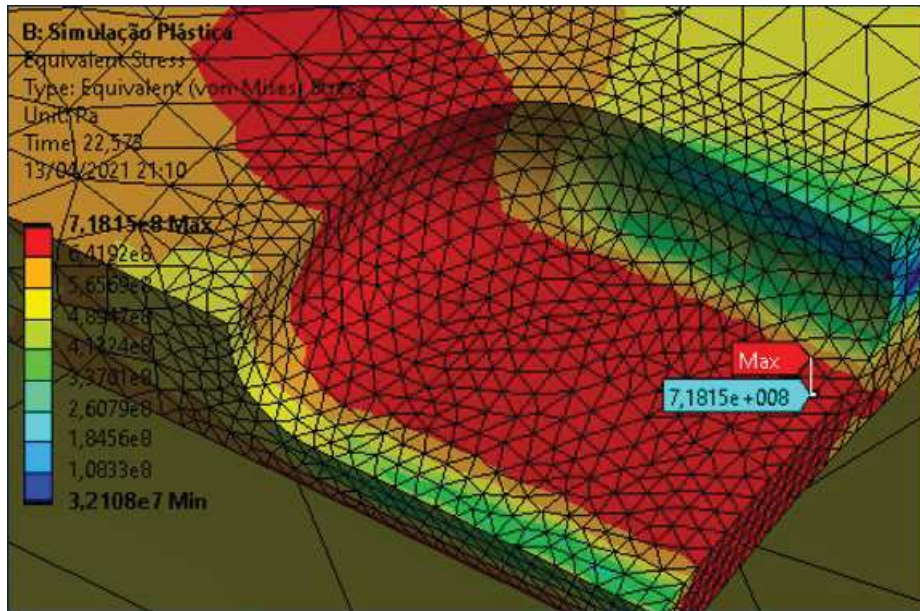


Figura 4.11: Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) IDTS2

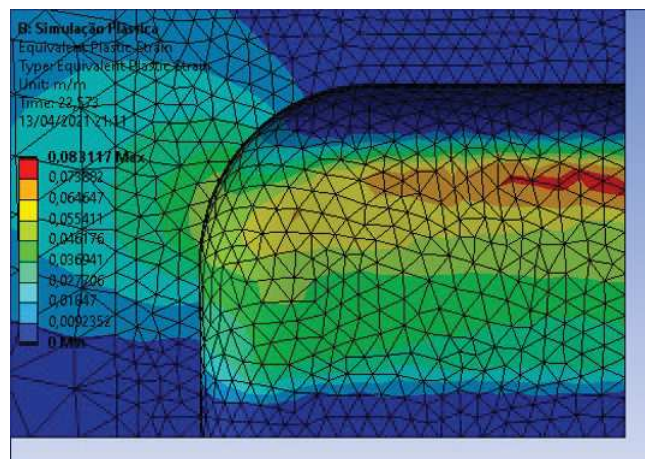


Figura 4.12: Distribuição de deformação plástica IDTS2

É interessante destacar que a região em que se esperaria o início de uma falha, com base nessas distribuições, é similar ao comportamento real observado durante o experimento conduzido por BENJAMIN ET AL (2005) [40], ilustrado na figura 4.13.

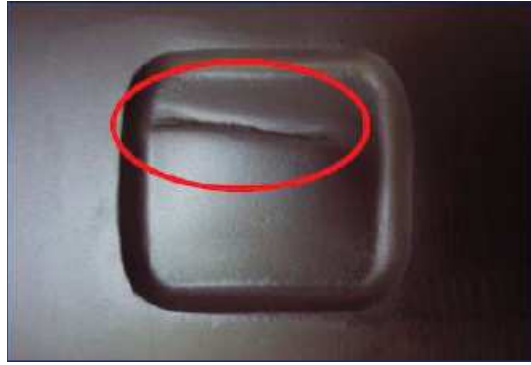


Figura 4.13: Falha real IDTS2

Uma observação importante é que, para um problema estático, é necessário fornecer condições de contorno para impedir o movimento de corpo rígido. Como explicitado anteriormente na figura 4.10, optou-se por fixar a extremidade em que se encontra o defeito. Entretanto, também foi realizada uma simulação para investigar o quanto o resultado seria afetado caso a condição de suporte fosse aplicada na linha geratriz oposta. Nesse caso, a pressão de falha encontrada foi de 22,128 MPa, e a distribuição de tensões equivalentes de Von Mises e de deformação plástica obtida ao final da simulação podem ser visualizadas nas figuras 4.14 e 4.15.

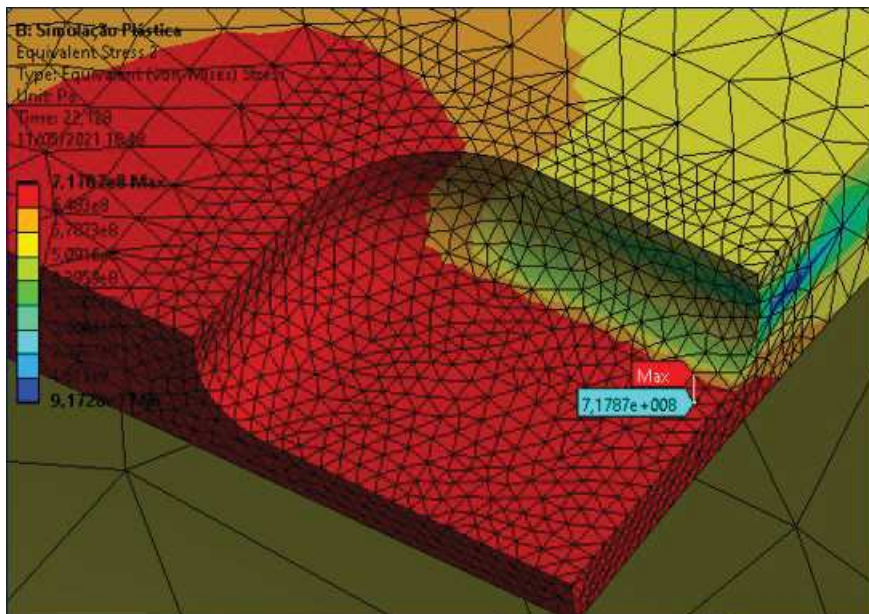


Figura 4.14: Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) IDTS2 (Condição de Contorno Alternativa)

Qualitativamente, a região de máxima concentração de tensões e de máxima

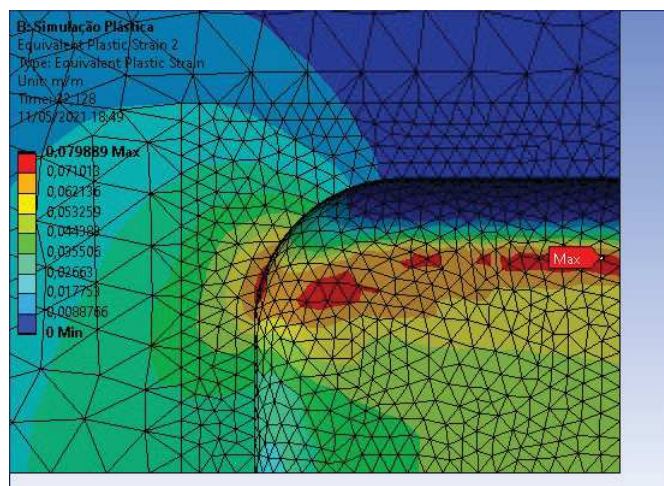


Figura 4.15: Distribuição de deformação plástica IDTS2 (Condição de Contorno Alternativa)

deformação plástica não diferem muito da simulação anterior. Entretanto, o valor da pressão de falha encontrado difere em cerca de 2% do anterior. Constatada que a diferença entre ambas as situações não era tão significativa, optou-se por prosseguir com a condição de contorno definida na figura 4.10.

Conforme mencionado anteriormente no capítulo 3, uma das vantagens da simulação com elementos sólidos é permitir a visualização do perfil de tensões ao longo da espessura. Com o intuito de compreender melhor a variação numérica da tensão equivalente ao longo das direções r , θ e z do duto, foram feitas plotagens em regiões na extremidade e no interior do defeito, cujos resultados podem ser visualizados nas figuras 4.16, 4.17 e 4.18. É importante salientar, na leitura dos gráficos, que o eixo x inicia-se no ponto 1 das figuras e se estende até o ponto 2.

Da figura 4.16, pode-se destacar duas observações importantes. A primeira é que o perfil de tensões ao longo da espessura não apresenta o mesmo comportamento em diferentes regiões do defeito: na imagem da esquerda, próxima ao plano simetria frontal, o valor máximo de tensão é atingido na superfície interior do duto, enquanto o oposto ocorre na imagem da direita. Ademais, nota-se que o valor mais baixo de tensão na posição da direita, de 607 MPa, já é mais elevado do que a maior tensão atingida na posição da esquerda, de 598 MPa.

Esta variação da tensão equivalente ao longo da direção θ pode ser melhor observada na figura 4.18. Para os pontos localizados na superfície externa do duto (figura

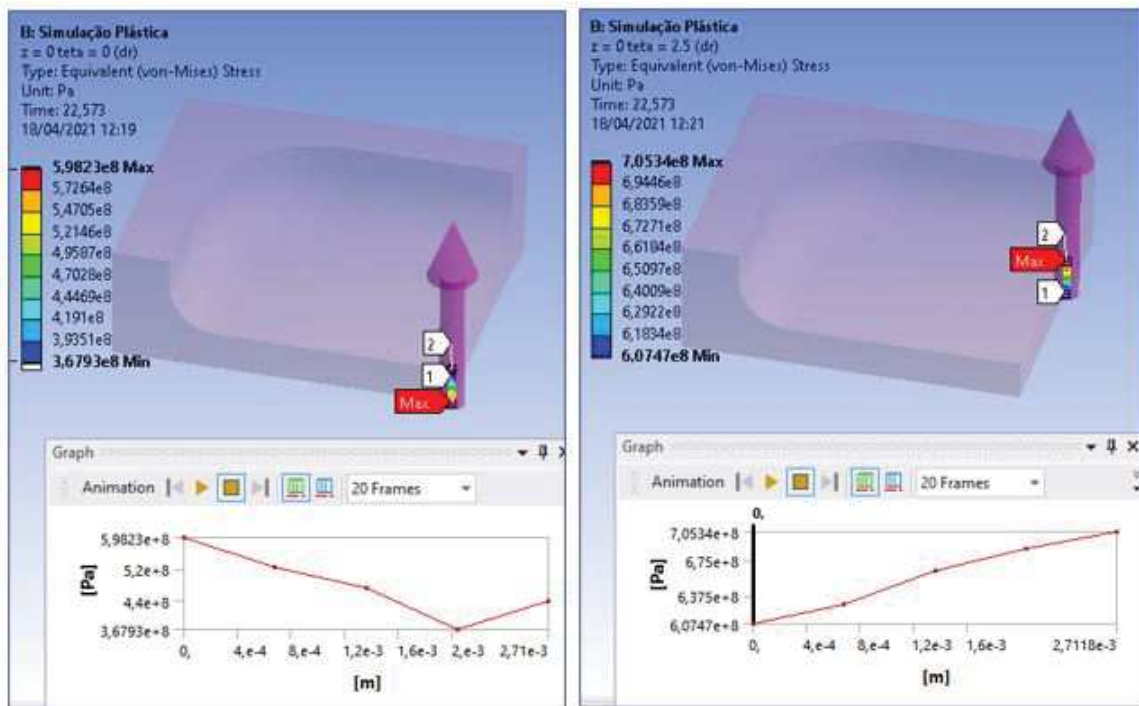


Figura 4.16: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso IDTS2

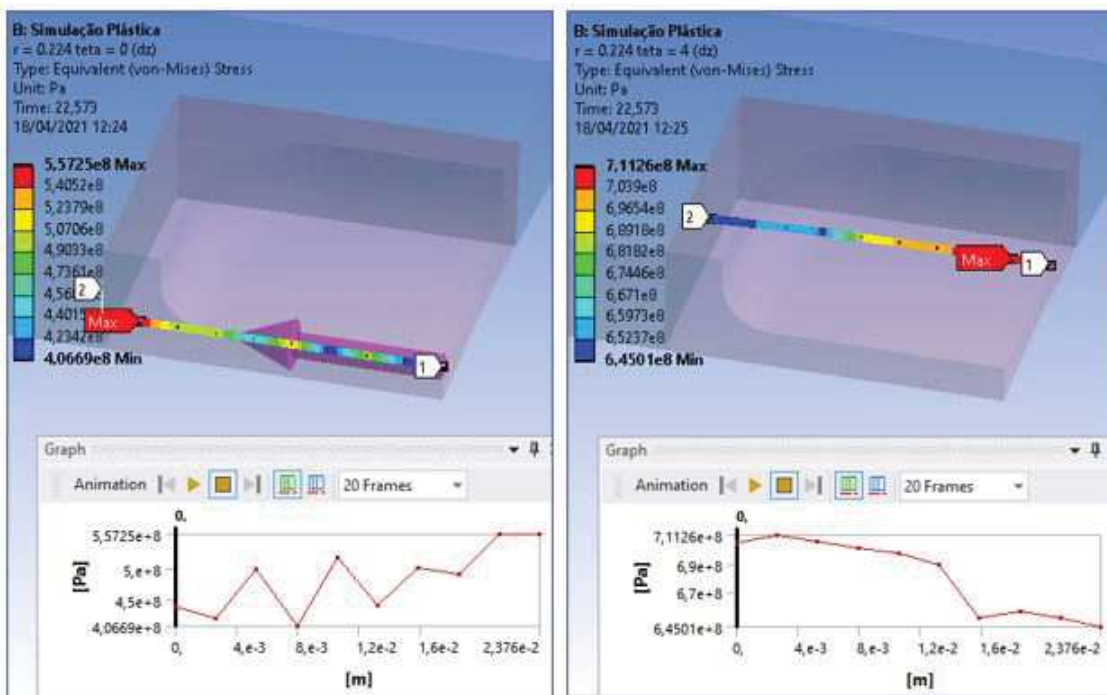


Figura 4.17: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso IDTS2

da direita), a tensão é maior na região do meio do defeito, na qual ocorre pouca variação em relação ao valor máximo de 717 MPa. Para os pontos localizados na superfície interna do duto (figura da esquerda), nota-se que em geral as tensões são

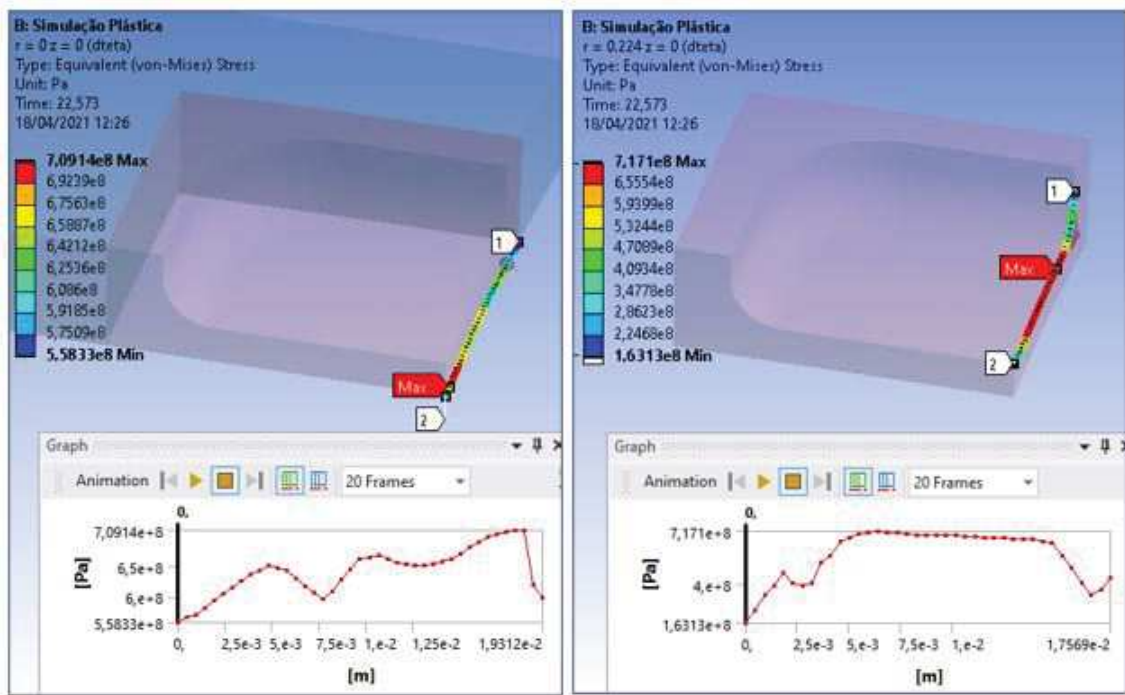


Figura 4.18: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , Caso IDTS2

menos elevadas, porém em um ponto localizado pouco depois da região de simetria, há um pico de tensão de 709 MPa.

Por fim, a figura 4.17 analisa apenas a superfície externa do duto. Percebe-se pela imagem da esquerda que os valores no plano de simetria frontal são pouco elevados, sendo a tensão máxima de 711 MPa localizada na região mais interior do defeito.

Dessa forma, conclui-se que o modelo apresenta duas regiões de maior concentração de tensões, uma de maior área, na superfície externa do duto, e outra com comportamento mais pontual em sua superfície interna. Neste caso, o valor máximo apontado pelo *software* está na superfície externa, em posição semelhante aos resultados experimentais da literatura.

É importante salientar que a escolha da malha é um fator que pode acarretar mudanças consideráveis no resultado encontrado. Um estudo de convergência de malha é uma prática essencial para garantir a confiabilidade das simulações, entretanto, o tempo gasto em uma análise não-linear com inserção manual de *load steps* como a realizada é significativo. Dessa forma, a validação dos controles de malha aplicados foi feita com base nas seguintes considerações:

- O código Ansys é amplamente utilizado pela comunidade científica e pela

indústria;

- O resultado de pressão de falha obtido foi comparado ao valor experimental, e a diferença foi de menos de 1%.

Desse modo, os mesmos controles de malha ou controles muito próximos serão aplicados nos estudos dos capítulos 5 e 6, em que foram alterados apenas alguns parâmetros da geometria do defeito, com o intuito de analisar como a modelagem geométrica da corrosão a partir das dimensões máximas do defeito pode influenciar a pressão de falha de dutos. Um resumo de informações relevantes sobre a malha utilizada, bem como o tempo consumido durante a simulação, pode ser visto na tabela 4.9.

Tabela 4.9: Dados gerais da simulação IDTS2

Malha	44527 nós, 28433 elementos
Processador	Intel(R) Core(TM) i5-7200U CPU @ 2.50GHz
RAM instalada	8 GB
Número de Steps	20 (+ 7 anulados)
Tempo no Último Step	25 minutos

Capítulo 5

Estudo da Influência dos Raios de Adoçamento e de Concordância

De forma geral, mudanças bruscas da geometria, como é o caso de arestas vivas, podem gerar pontos de singularidade de tensão. Nesses pontos, o valor local de tensão é muito mais elevado do que o esperado para o modelo, em função de uma dificuldade do *software* de resolver a equação governante. Por conseguinte, tais ocorrências podem levar a uma interpretação incorreta do comportamento físico do modelo.

Como explicado anteriormente, as inspeções com PIG MFL usualmente fornecem apenas o comprimento, a largura e a perda máxima de espessura de um defeito. É possível, com o uso de PIGs ultrassônicos, obter-se o volume integral de dados, correspondente a múltiplos pontos do defeito e suas respectivas espessuras. Nesses casos, pode ser feita uma análise com o perfil real de corrosão, totalmente assimétrico. No capítulo seis, será realizada um estudo de caso com uma geometria mais semelhante à realidade.

Neste capítulo, será mantido o perfil geométrico do defeito IDTS2, porém serão variados os valores do raio de adoçamento e do raio de concordância, com o objetivo de avaliar a influência desses parâmetros na pressão de falha obtida nas simulações. Não haverá alteração nas outras dimensões do defeito descritas na tabela 4.1 nem nas condições do duto da tabela 4.2. Em relação à malha, foi mantida a divisão em 4 regiões e os controles de malha do tipo *element sizing* da tabela 4.4. Objetiva-se, com isso, usar uma malha o mais semelhante possível da anterior, com a qual foram

obtidos resultados próximos aos valores da literatura.

5.1 Estudo de Caso II: Variação de Ra

No defeito IDTS2, o raio de adoçamento já era significativo. Como pode ser visualizado na figura 5.1, o ponto final do arco não está muito distante do topo da aresta do defeito.

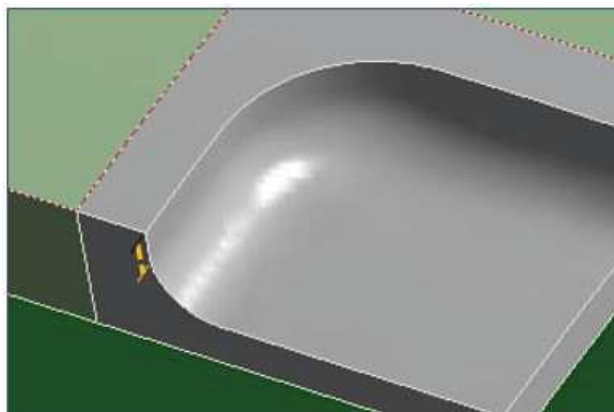


Figura 5.1: Distância entre arco de adoçamento e aresta superior - IDTS2

Para analisar a máxima influência possível do Ra, foram escolhidos dois valores extremos: $Ra = 0$ mm e $Ra = 5$ mm, esse último sendo o raio para o qual o arco praticamente encosta na aresta superior do defeito, de modo que toda a parede torna-se abaulada, como ilustrado na figura 5.2.

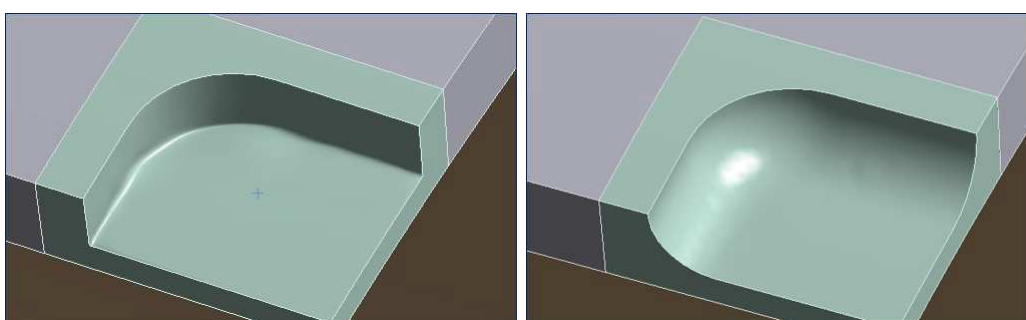


Figura 5.2: Geometria com $Ra = 0$ (esquerda) e $Ra = 5$ (direita)

Simulação com $Ra = 0$

Foram aplicados ao todo 23 *load steps* efetivos na simulação do defeito com $Ra = 0$. Além destes, em três ocorrências o incremento de deformação plástica excedeu

o limite estabelecido de 0,0025, e em quatro simulações o resultado ultrapassou o limite da tensão última do material. O detalhamento dos valores encontrados em cada *load steps* está descrito no apêndice B.

A pressão máxima interna à qual o duto foi capaz de resistir sem atingir o valor limite de tensão foi de 22,858 MPa, ou seja, houve uma concentração de tensões menor neste modelo do que no IDTS2, diferentemente do esperado.

A distribuição de tensões e de deformação plástica obtida quando o carregamento de pressão interna era de 22,858 MPa podem ser visualizadas nas figuras 5.3 e 5.4.

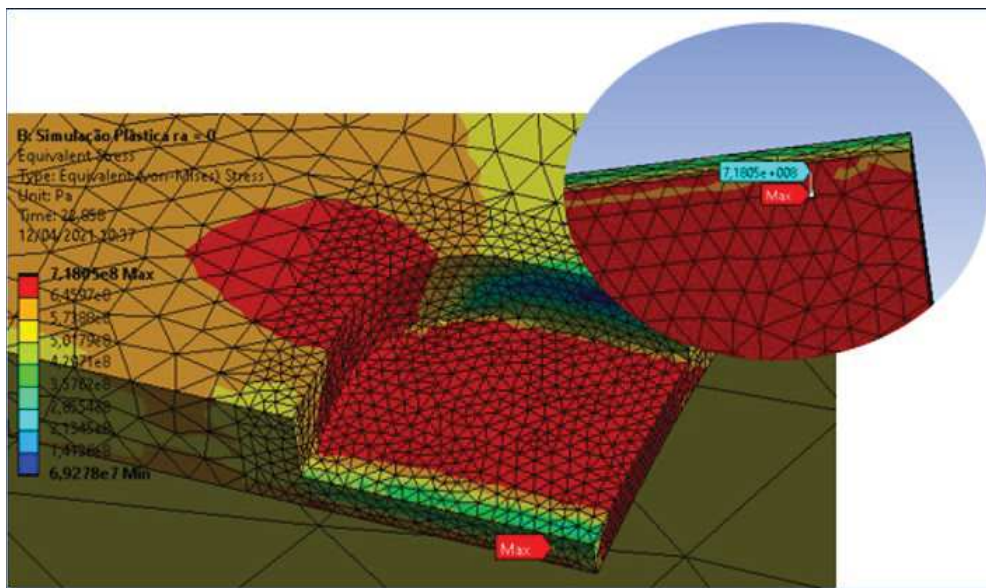


Figura 5.3: Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) Ra = 0

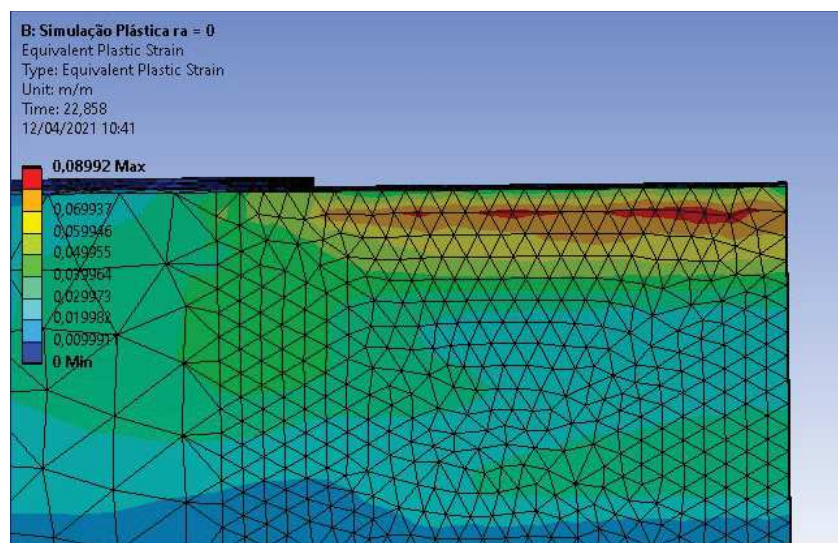


Figura 5.4: Distribuição de deformação plástica Ra = 0

Ao comparar as figuras acima com as figuras do IDTS2 (4.11 e 4.12), nota-se que as regiões vermelhas na superfície superior possuem formatos semelhantes. Entretanto, o valor máximo de tensão neste caso ocorreu na superfície interna do duto, como mostrado no detalhe da figura 5.3.

Mais uma vez, foram feitas plotagens ao longo das direções r , θ e z do duto, cujos resultados podem ser visualizados nas figuras 5.5, 5.6 e 5.7.

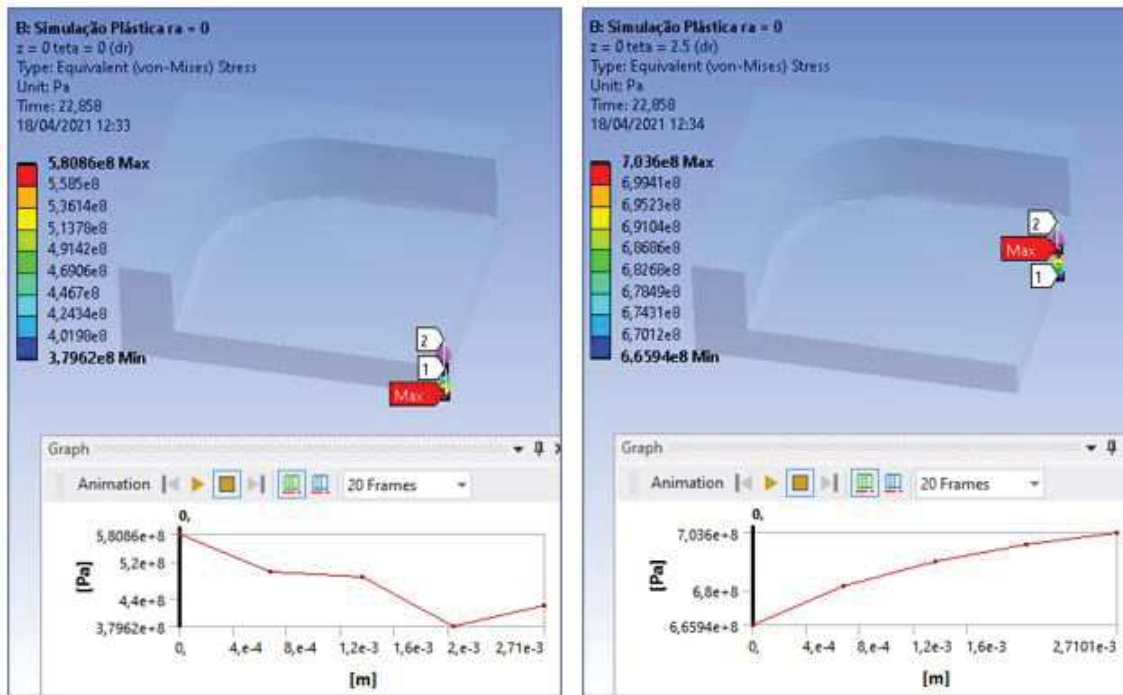


Figura 5.5: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $Ra = 0$

Comparando-se a figura 4.16 com a 5.5, é possível notar grande semelhança no perfil de tensões ao longo da espessura em ambos os casos.

Em relação à região de maiores tensões na região interior do defeito, percebe-se pela imagem da direita da figura 5.6 que tal região aparenta ser um pouco mais extensa do que a apresentada na figura 4.17.

Embora o comportamento das figuras 4.18 e 5.7 também seja semelhante, observa-se que o pico de tensão na superfície interna do defeito, perto do plano frontal de simetria, é ainda mais abrupto que no caso do IDTS2. O valor de 715 MPa, neste ponto, ultrapassa o máximo encontrado na superfície externa, de 712 MPa.

Desse modo, percebe-se que o comportamento das tensões na direção r, z , e θ não sofreu alteração significativa quanto comparado ao defeito de referência. Entretanto,

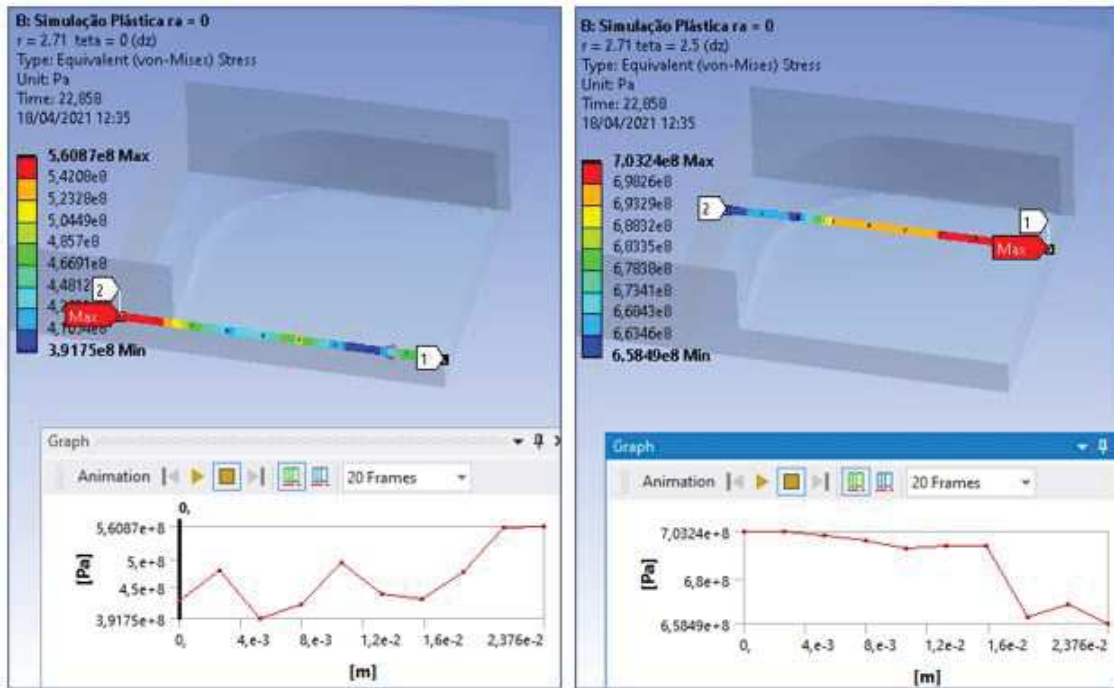


Figura 5.6: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $Ra = 0$

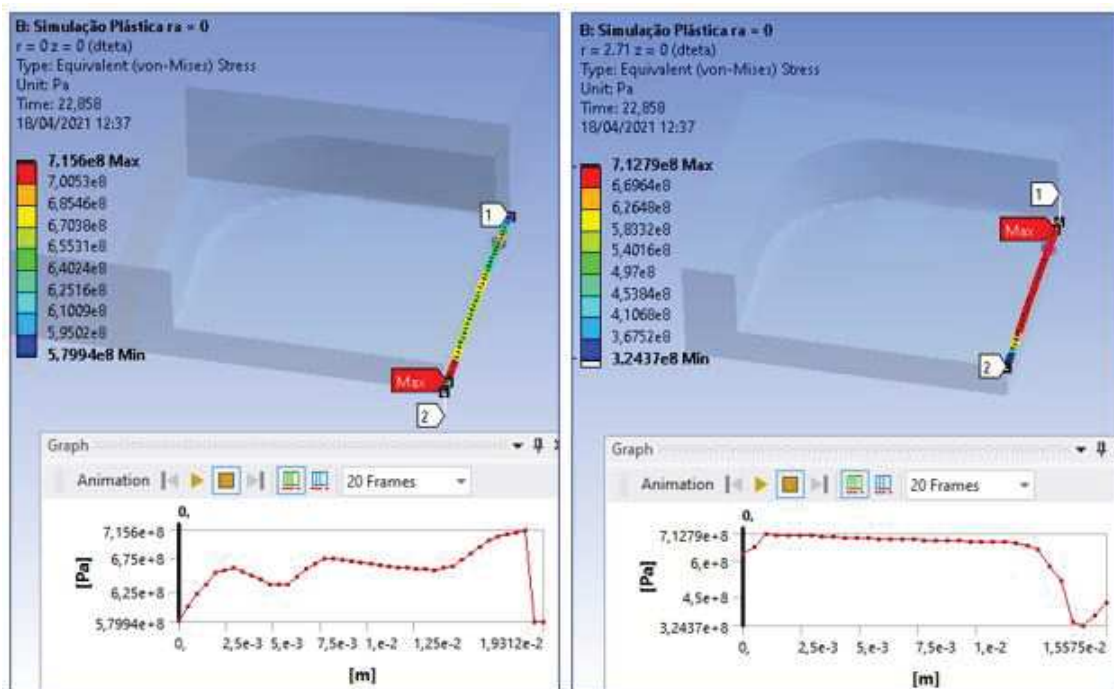


Figura 5.7: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , caso $Ra = 0$

a presença de uma variação abrupta de tensão como na imagem da esquerda da figura 5.7 pode indicar a necessidade do uso de uma malha mais refinada para representar corretamente o comportamento neste local.

Simulação com $Ra = 5$

Foram aplicados ao todo 22 *load steps* efetivos na simulação do defeito com $Ra = 5$. Além destes, em quatro ocorrências o incremento de deformação plástica excedeu o limite estabelecido de 0,0025, e em duas simulações o resultado ultrapassou o limite da tensão última do material. O detalhamento dos valores encontrados em cada *load steps* está descrito no apêndice C.

A pressão máxima interna à qual o duto foi capaz de resistir sem atingir o valor limite de tensão foi de 22,518 MPa, valor muito próximo da pressão de 22,573 MPa obtida na simulação do IDTS2.

A distribuição de tensões e de deformação plástica obtida quando o carregamento de pressão interna era de 22,518 MPa podem ser visualizadas nas figuras 5.8 e 5.9.

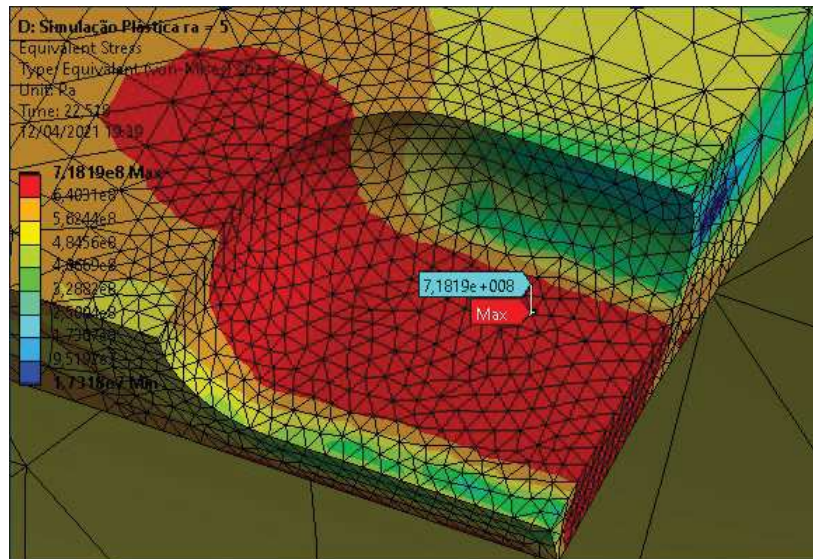


Figura 5.8: Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) $Ra = 5$

Ao comparar as figuras acima com as figuras do IDTS2 (4.11 e 4.12), nota-se que as regiões vermelhas na superfície superior são praticamente idênticas. O valor máximo de tensão está localizado em um ponto muito próximo da simulação de referência, porém um pouco mais afastado do plano de simetria.

Comparando-se a distribuição de tensões na direção r , exposta na figura 5.10 e 4.16, uma mudança interessante é notada: na figura da direita, o valor máximo não está mais localizado na superfície externa do duto, e sim em uma espessura intermediária.

Essa mudança pode estar associada a um pequeno deslocamento do ponto de

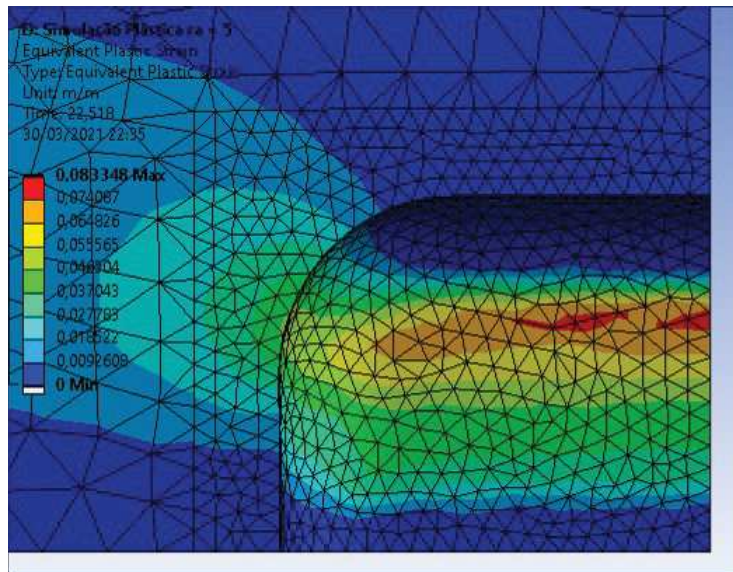


Figura 5.9: Distribuição de deformação plástica $Ra = 5$

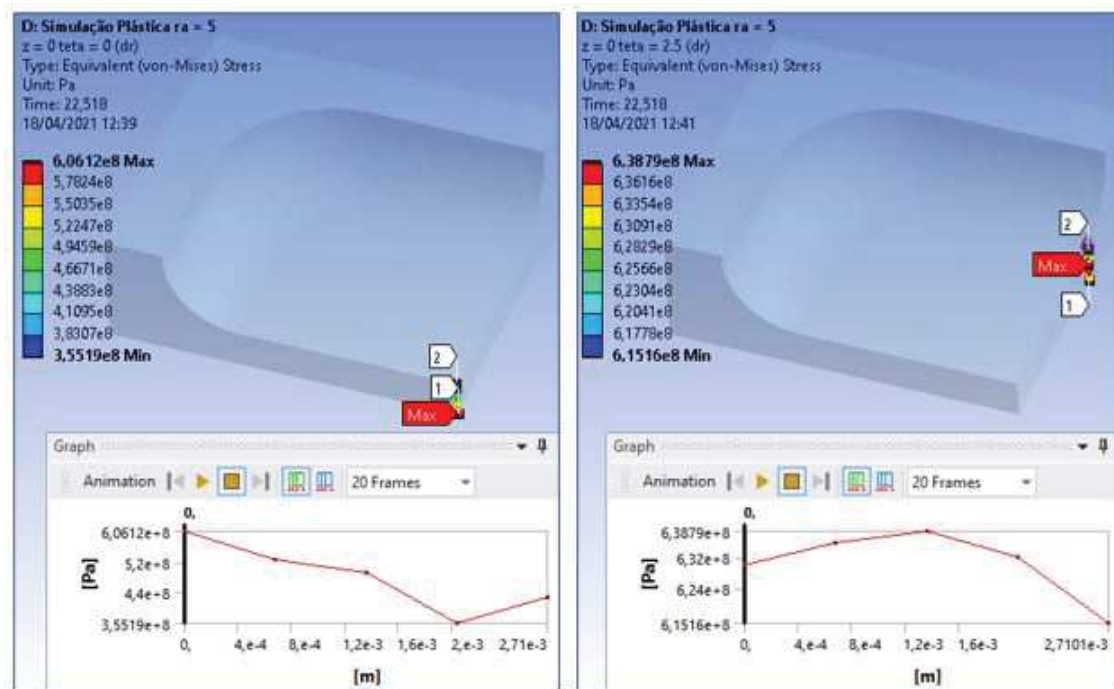


Figura 5.10: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $Ra = 5$

máxima tensão na direção θ . Na imagem da direita da figura 4.18, observa-se pelo gráfico que o valor máximo foi atingido pouco depois da posição 5 mm, ou seja, a uma distância de 12.569 mm do ponto 2. A posição equivalente, neste novo caso, seria de 6,3 mm, entretanto, nota-se pela figura 5.7 que o máximo ocorreu após 7,5 mm.

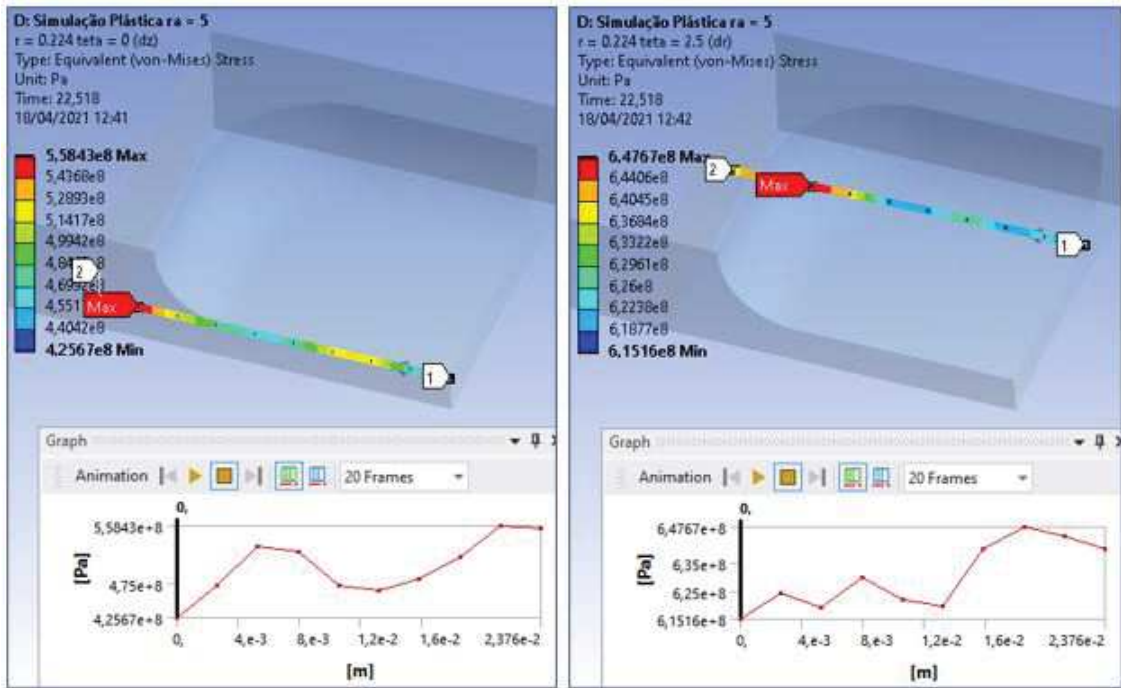


Figura 5.11: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $Ra = 5$

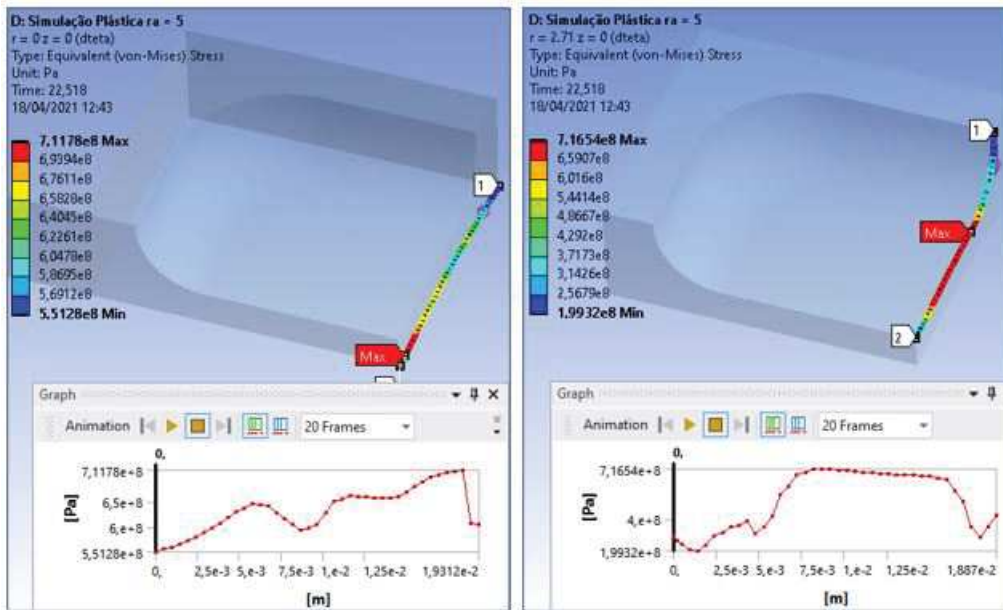


Figura 5.12: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , caso $Ra = 5$

5.2 Estudo de Caso III: Variação de R_c

No defeito IDTS2, o raio de concordância não era tão acentuado. Como pode ser visualizado na figura 5.13, o ponto final do arco está em cerca da metade da aresta do defeito.

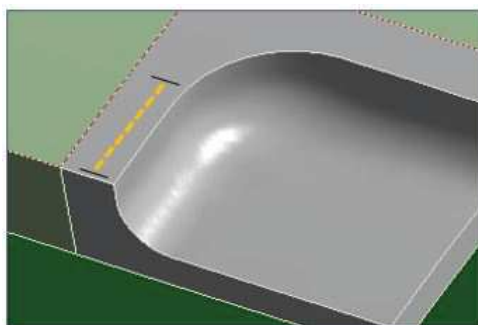


Figura 5.13: Distância entre arco de concordância e aresta lateral - IDTS2

Para analisar a máxima influência possível de R_c , foram escolhidos dois valores extremos: $R_c = 0$ mm e $R_c = 16$ mm, esse último sendo o raio para o qual o arco praticamente encosta na aresta lateral do defeito, de modo que toda a parede torna-se abaulada, como ilustrado na figura 5.14.

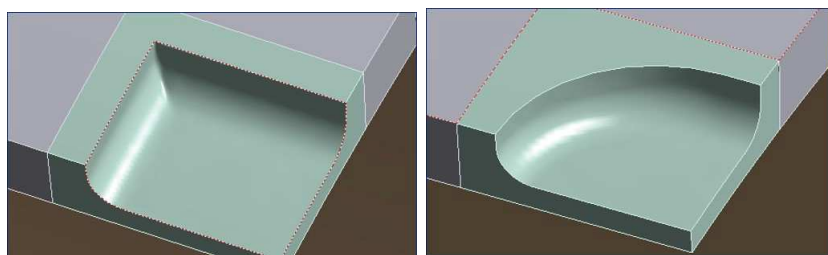


Figura 5.14: Geometria com $R_c = 0$ (esquerda) e $R_c = 16$ (direita)

Simulação com $R_c = 0$

Foram aplicados ao todo 26 *load steps* efetivos na simulação do defeito com $R_c = 0$. Além destes, em quatro ocorrências o incremento de deformação plástica excedeu o limite estabelecido de 0,0025, e em três simulações o resultado ultrapassou o limite da tensão última do material. O detalhamento dos valores encontrados em cada *load steps* está descrito no apêndice D.

A pressão máxima interna à qual o duto foi capaz de resistir sem atingir o valor limite de tensão foi de 22,234 MPa, isto é, uma concentração de tensões provocaria a falha do duto antes do previsto para o IDTS2.

A distribuição de tensões e de deformação plástica obtida quando o carregamento de pressão interna era de 22,234 MPa podem ser visualizadas nas figuras 5.15 e 5.16.

Ao comparar as figuras acima com as figuras do IDTS2 (4.11 e 4.12), nota-

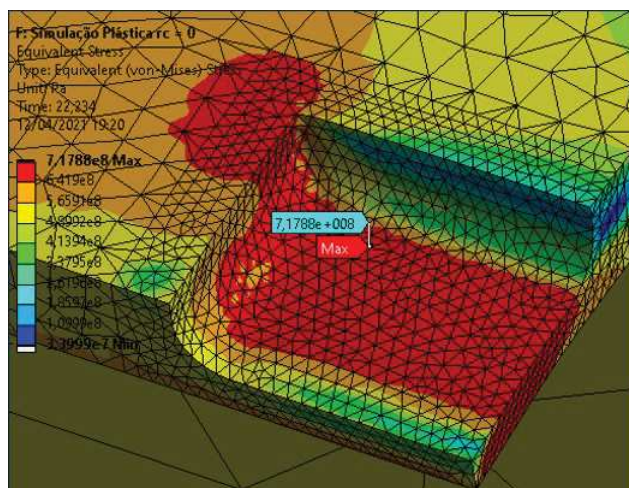


Figura 5.15: Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) $R_c = 0$

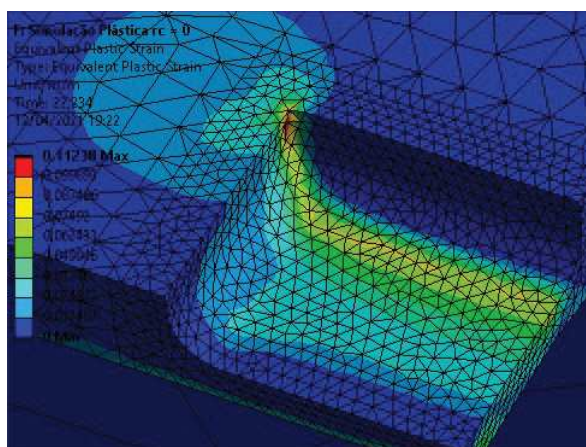


Figura 5.16: Distribuição de deformação plástica $R_c = 0$

se que as regiões vermelhas na superfície superior possuem formatos semelhantes. Entretanto, o valor máximo de tensão neste caso está localizado mais próximo da borda. Além disso, podemos perceber na figura 5.16 que há um pico de deformação plástica exatamente na quina. Dessa forma, há um indicativo de que o resultado da simulação pode ter sido comprometido pela dificuldade em resolver as equações para os elementos localizados nessa região.

Para melhor compreender a variação numérica de tensão ao longo das direções r , θ e z do duto, foram feitas plotagens ao longo dessas direções, cujos resultados podem ser visualizados nas imagens 5.17, 5.18 e 5.19.

A única alteração visível é no perfil de tensões em z , ilustrado na imagem da direita da figura 5.18, em que o pico de tensão apresenta maior extensão do que na figura 4.17. A partir das figuras, pode-se inferir que a modificação do raio de

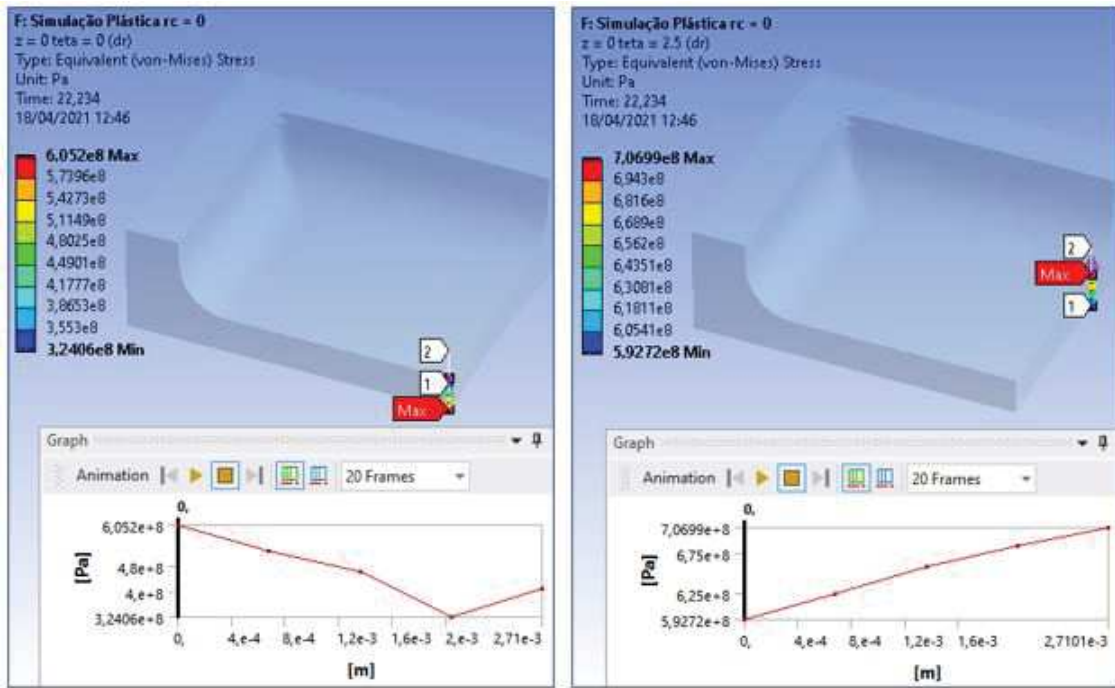


Figura 5.17: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $R_c = 0$

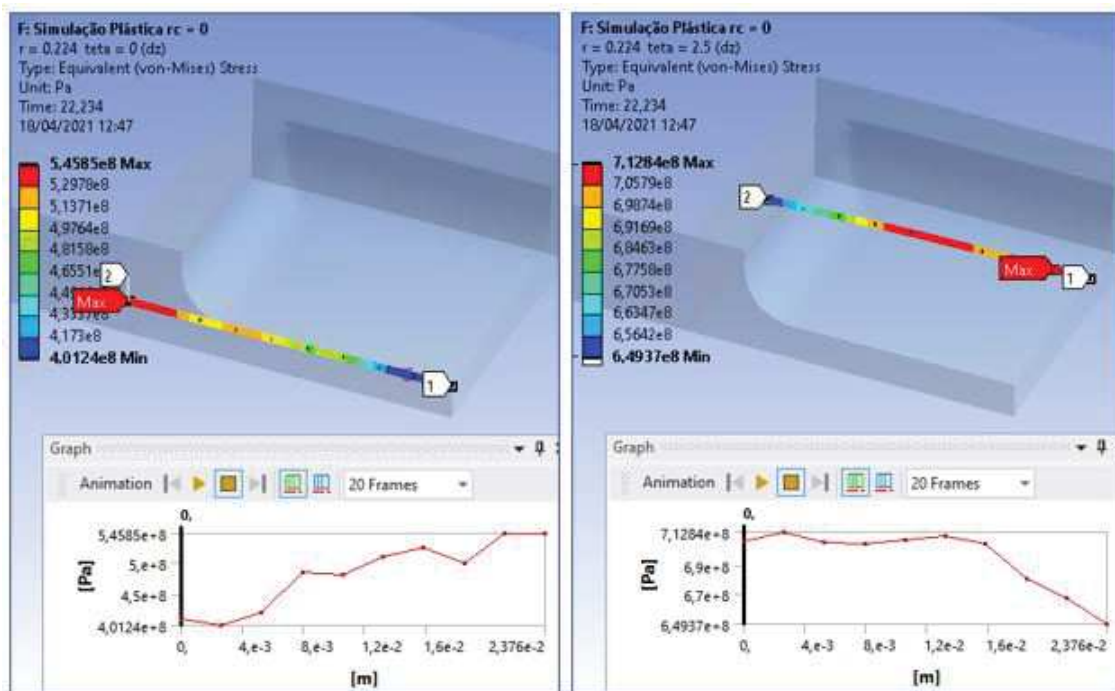


Figura 5.18: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $R_c = 0$

concordância aparenta ter alterado principalmente o perfil de tensões e deformações mais próximos à aresta viva. Com o intuito de visualizar melhor esta alteração, foram plotadas na figura 5.20 as distribuições nas arestas superiores para ambos os

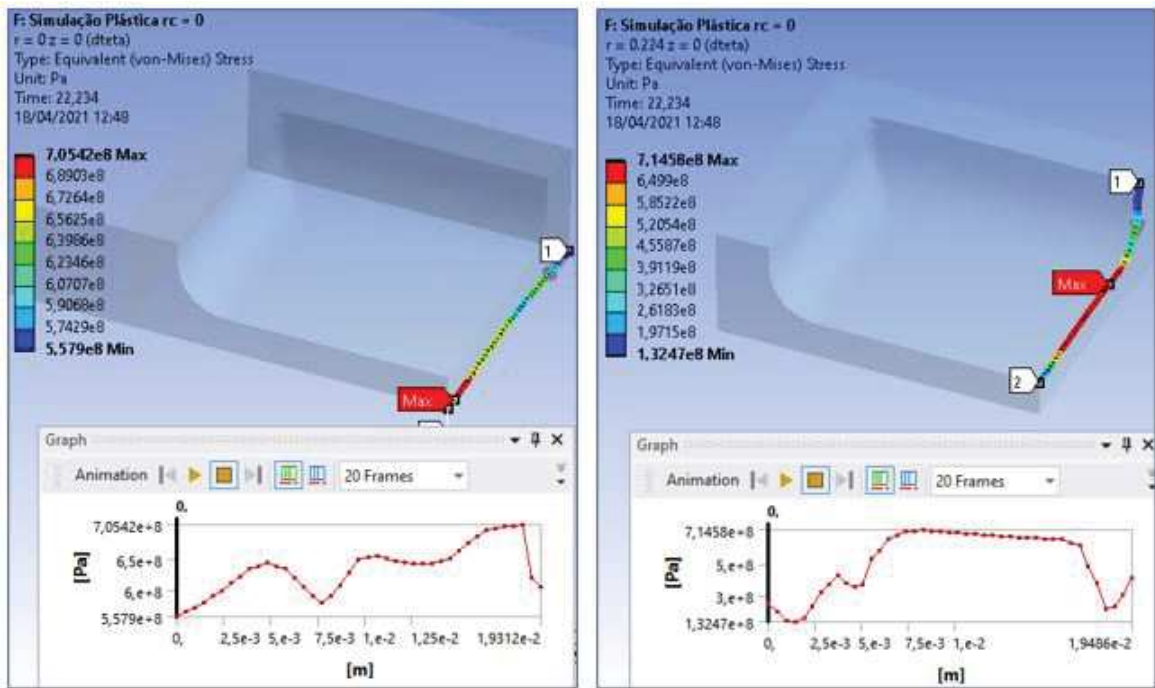


Figura 5.19: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , caso $R_c = 0$

defeitos.

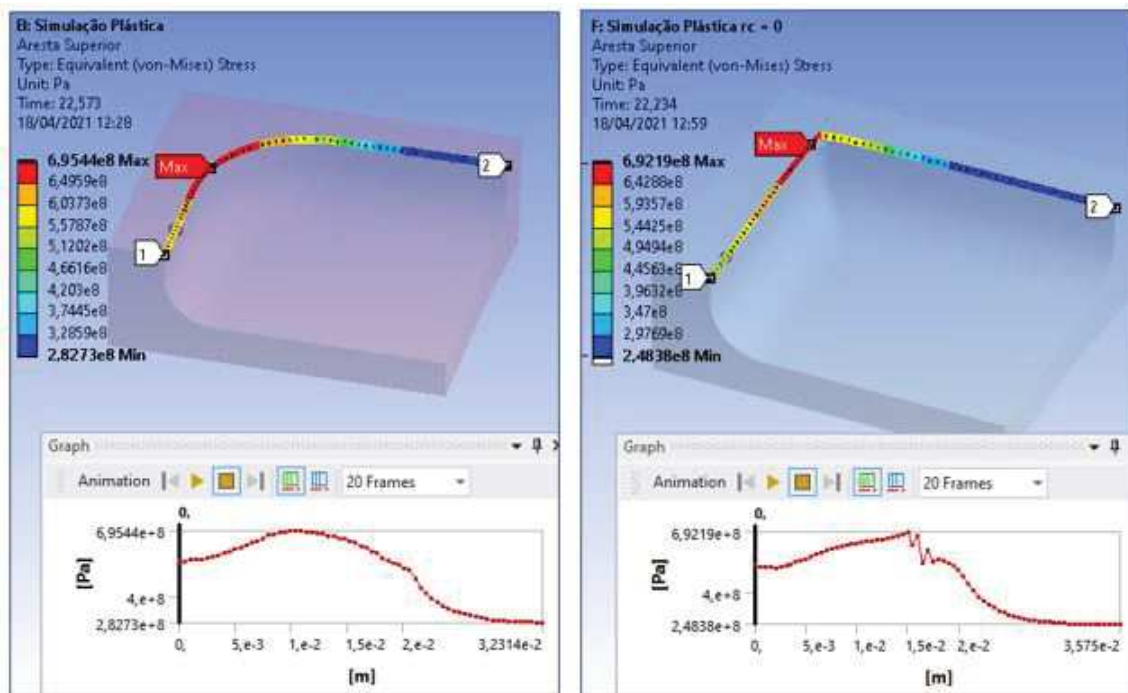


Figura 5.20: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) nas arestas superiores, caso IDTS2 (esquerda) e $R_c = 0$ (direita)

Observa-se nas figuras a presença de uma variação abrupta de tensão na aresta

superior para o caso com $R_c = 0$, o que indica que a malha não foi capaz de representar corretamente o comportamento nesta região.

Simulação com $R_c = 16$

Foram aplicados ao todo 23 *load steps* efetivos na simulação do defeito com $R_c = 16$. Além destes, em quatro ocorrências o incremento de deformação plástica excedeu o limite estabelecido de 0,0025, e em duas simulações o resultado ultrapassou o limite da tensão última do material. O detalhamento dos valores encontrados em cada *load steps* está descrito no apêndice E.

A pressão máxima interna à qual o duto foi capaz de resistir sem atingir o valor limite de tensão foi de 22,524 MPa, valor muito próximo da pressão de 22,573 MPa obtida na simulação do IDTS2.

A distribuição de tensões e de deformação plástica obtida quando o carregamento de pressão interna era de 22,524 MPa podem ser visualizadas nas figuras 5.21 e 5.22.

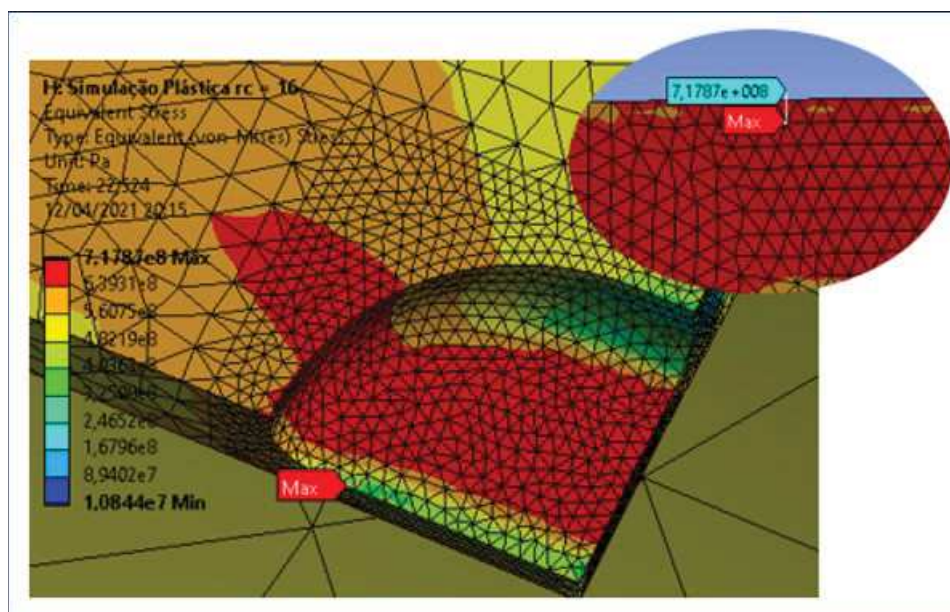


Figura 5.21: Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) $R_c = 16$

Ao comparar as figuras acima com as figuras do IDTS2 (4.11 e 4.12), nota-se que as regiões vermelhas na superfície superior são muito semelhantes. Entretanto, o valor máximo de tensão neste caso ocorreu na superfície interna do duto, como mostrado no detalhe da figura 5.21. Um comportamento semelhante ocorreu no defeito com $R_a = 0$ (figura 5.3), porém neste caso o valor máximo localiza-se mais

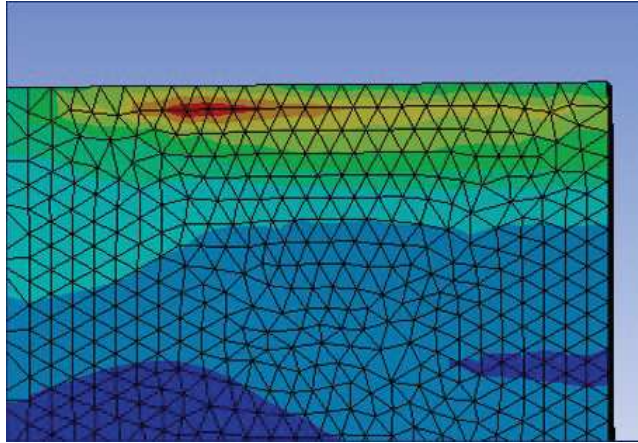


Figura 5.22: Distribuição de deformação plástica $Rc = 16$

afastado do plano de simetria XY.

Para melhor compreender a variação numérica de tensão ao longo das direções r , θ e z do duto, foram feitas plotagens ao longo dessas direções, cujos resultados podem ser visualizados nas imagens 5.23, 5.24 e 5.25.

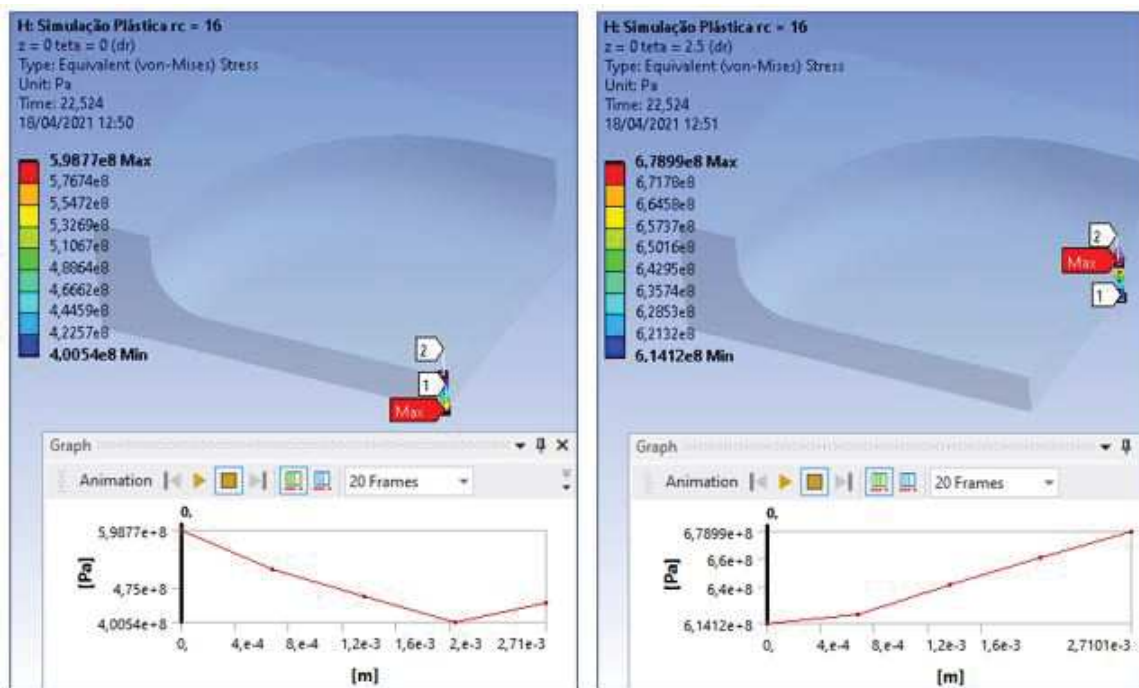


Figura 5.23: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção r , caso $Rc = 16$

A partir das três figuras, observa-se um comportamento semelhante ao do defeito de referência IDTS2. Embora o valor máximo de tensão de 717,87 MPa, sinalizado na figura 5.21, esteja na superfície interna de duto, é visível na figura 5.25 que a região da superfície externa apresenta um valor de tensão muito próximo (717,1

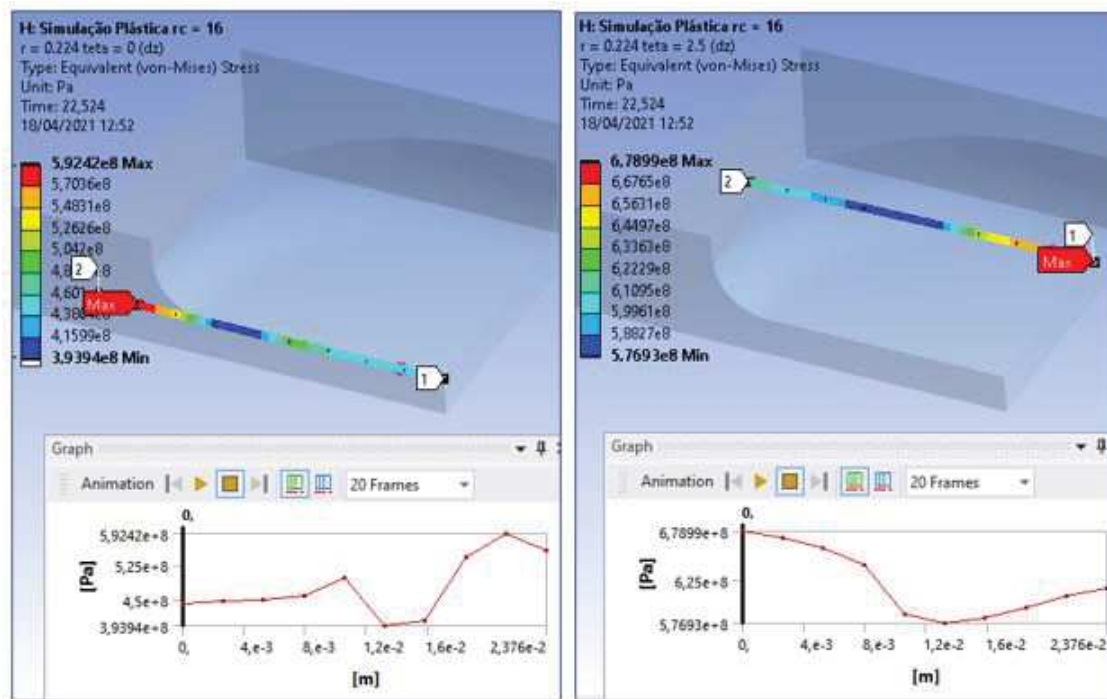


Figura 5.24: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção z , caso $R_c = 16$

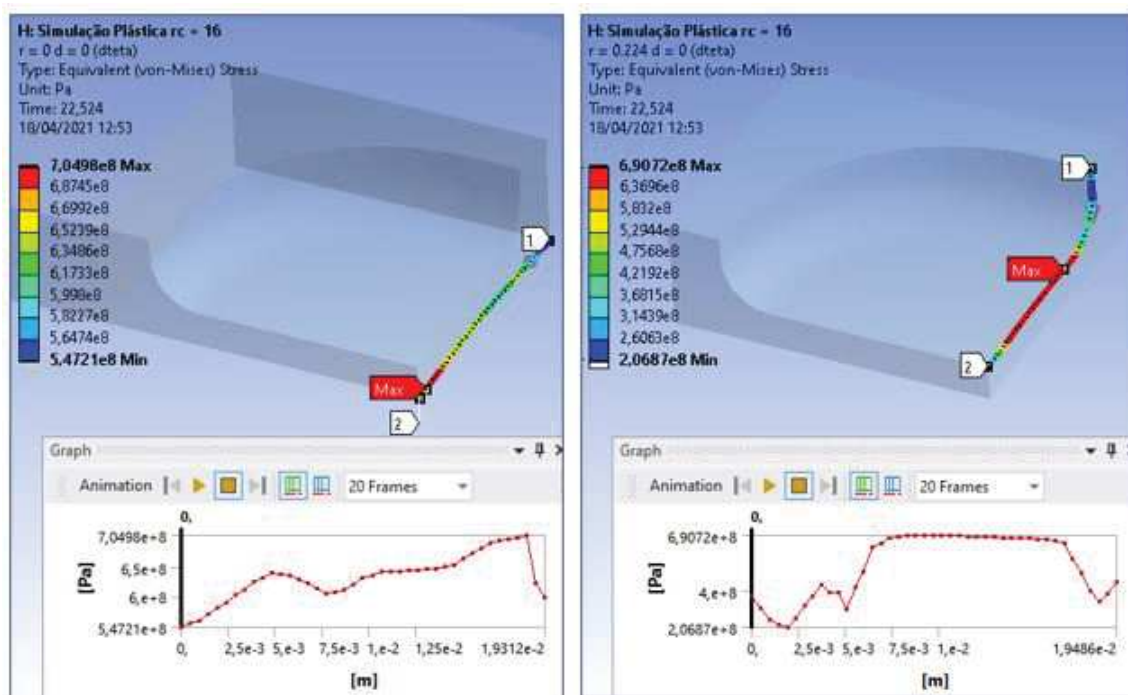


Figura 5.25: Perfil de tensão equivalente (Von Mises) na direção θ , Caso $R_c = 16$

MPa). Desse modo, o resultado de pressão de falha obtido também seria alcançado se não houvesse concentração de tensões na região próxima ao plano de simetria frontal.

5.3 Comparação de Resultados

Analisando-se a pressão de falha encontrada nas quatro simulações dessa capítulo, percebe-se que nenhum dos valores encontrados apresentou uma diferença significativa em relação ao resultado do defeito IDTS2. A maior alteração ocorreu no caso $R_c = 0$, uma oscilação de 1,5 %.

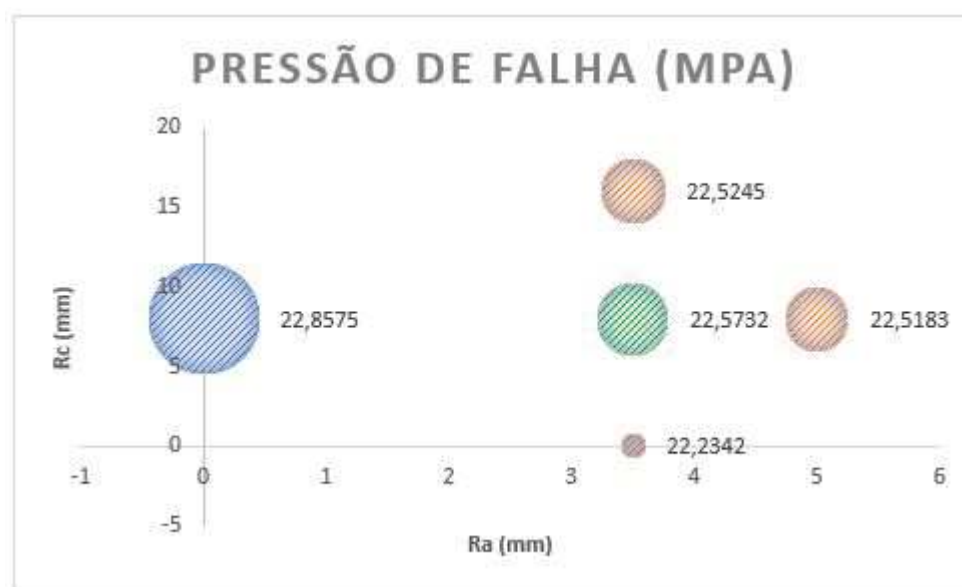


Figura 5.26: Representação gráfica da pressão de falha (MPa) dos 5 casos em função de R_a e R_c

Na figura 5.26, o tamanho das bolhas representa, fora de escala, a relação entre a pressão de falha das cinco situações analisadas, em que a bolha verde ($R_c = 8$, $R_a = 3,5$) é o defeito de referência IDTS2. Pode-se perceber que os resultados em $R_c = 16$ e $R_a = 5$ foram quase iguais à pressão de falha do IDTS2, com diferenças de 0,22% e 0,24%, respectivamente.

A situação de raio de concordância oito e raio de adoçamento zero resultou em uma pressão de falha de 22,8575 MPa, um valor maior do que a pressão do defeito de referência. Diferentemente do esperado, a falta de adoçamento não ocasionou uma concentração de tensões no modelo.

Entretanto, o emprego de um raio de concordância zero reduziu a pressão de falha para 22,2342 MPa. Como ilustrado na figura 5.16, a região próxima da quina entre as arestas superiores apresenta um pico de deformação plástica. Ademais, as variações abruptas de tensão nesta localidade, ilustradas na imagem da direita da

figura 4.6, indica que provavelmente essa modificação da geometria acarretou em um erro na simulação. Entretanto, como observado anteriormente, essa discrepância em relação ao resultado de referência foi de menos de 2%, o que não impacta a conclusão acerca da integridade do duto.

A comparação entre os principais dados das cinco simulações estão dispostas na tabela 6.7. Como previamente explicado, foram utilizados os mesmos controles de malha, resultando em quantidade de nós e elementos próximas entre os cinco casos. Pode-se perceber, ainda, que o tempo gasto no último step das simulações também não sofreu redução/aumento significativo em nenhuma delas.

Tabela 5.1: Comparação das simulações

	IDTS2	Ra=0	Ra=5	Rc=0	Rc=16
Nós	44527	43694	45286	43710	46533
Elementos	28433	27740	29039	27781	29973
Pressão de Falha (MPa)	22,5732	22,8575	22,5183	22,2342	22,5245
Steps (+ anulados)	23(+7)	23(+7)	22(+6)	26(+7)	23(+6)
Tempo no Último Step (min)	25	23,2	19,5	27,9	25

Capítulo 6

Estudo da Influência da Forma Geométrica do Defeito

6.1 Estudo de Caso IV: Modelagem Realística do Defeito

A última etapa desse trabalho consistiu na modelagem de um defeito menos uniforme, na tentativa de melhor representar o formato das regiões com perda de espessura por corrosão, como o destacado na figura 6.1.



Figura 6.1: Defeito de corrosão em duto, adaptado de [21]

Inicialmente, cogitou-se a modelagem de um defeito completamente assimétrico, mas devido às limitações do número de nós/elementos da licença estudantil, o modelo continuou a ser simétrico no plano XZ. Baseando-se na figura 6.1, foram desenhados

vários círculos em um plano tangente ao duto, os quais foram extrudados com a ferramenta *pull*. A figura 6.2 mostra o esboço dos círculos que formam o novo defeito.

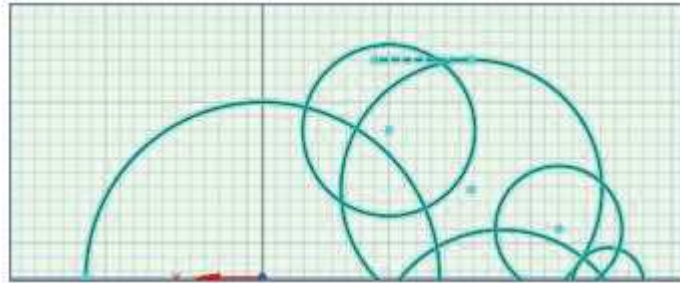


Figura 6.2: Esboço do defeito RDM

Dessa forma, o defeito resultante, que será denominado RDM (defeito *random*, aleatório), possui as mesmas dimensões máximas de comprimento, largura e perda de espessura do defeito IDTS2 analisado previamente, porém sua geometria é menos homogênea, como pode ser observado na figura 6.3.

Neste caso, a perda de espessura é irregular, há um patamar de maior perda de espessura (I), um patamar intermediário (II) e um patamar com perda de espessura menos expressiva (III), como pode ser visto na figura 6.3 e na tabela 6.1.

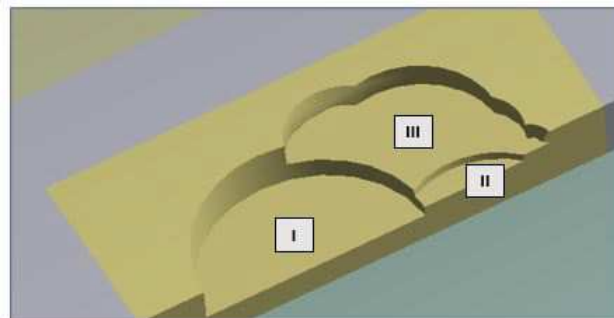


Figura 6.3: Defeito RDM

Tabela 6.1: Patamares de perda de espessura - RDM

Patamar	Perda de Espessura
I	5,39 mm
II	3,89 mm
III	2,77 mm

Uma vez que o defeito não é mais simétrico em relação a dois planos, o número de elementos e nós necessários para sua representação aumentou significativamente. Com o intuito de utilizar uma malha o mais próxima possível das anteriores, porém respeitando o limite de nós disponível na versão estudantil do Ansys, foram aplicados os controles de malha descritos na tabela 6.2, resultando na malha da figura 6.4.

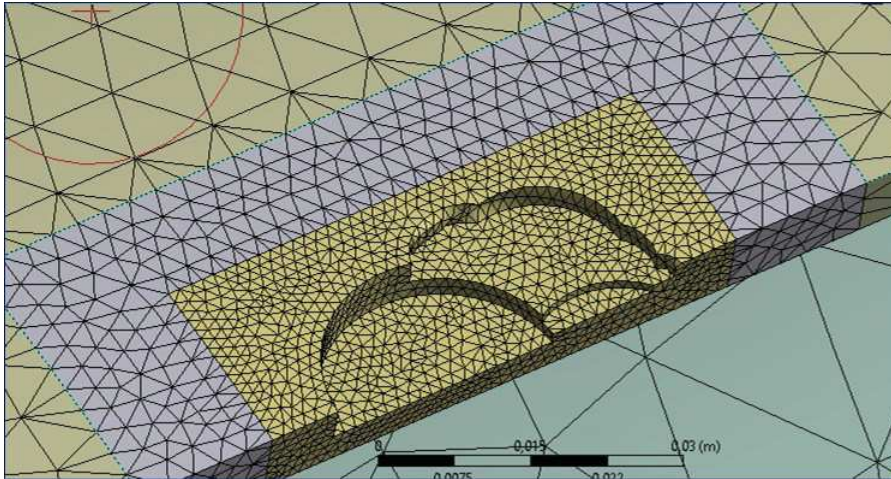


Figura 6.4: Malha na região próxima ao defeito RDM

Tabela 6.2: Controles de malha aplicados - RDM

Região	Tipo de Controle	Valor
1	Element Sizing	$1,3e^{-3}$ m
2	Element Sizing	$3e^{-3}$ m
3	Element Sizing	$9e^{-3}$ m
4	Element Sizing	$3e^{-2}$ m

No que se refere às condições de contorno, foram aplicados os carregamentos de pressão interna e pressão longitudinal conforme descrito no capítulo 4. A única diferença, neste caso, foi a ausência de simetria no plano XY, condição que havia sido aplicada na análise do defeito IDTS2. Em seu lugar, foi necessário apenas impedir o deslocamento em Z de uma aresta do duto no plano XY, para evitar movimento de corpo rígido.

Foram aplicados ao todo 21 *load steps* efetivos na simulação do defeito RDM. Além destes, em quatro ocorrências o incremento de deformação plástica excedeu o limite estabelecido de 0,0025, e em três simulações o resultado ultrapassou o limite

da tensão última do material. O detalhamento dos valores encontrados em cada *load steps* está descrito no apêndice F.

A pressão máxima interna à qual o duto foi capaz de resistir sem atingir o valor limite de tensão foi de 22,207 MPa, o que indica que a falha poderia ocorrer antes do valor de carregamento previsto nas simulações anteriores.

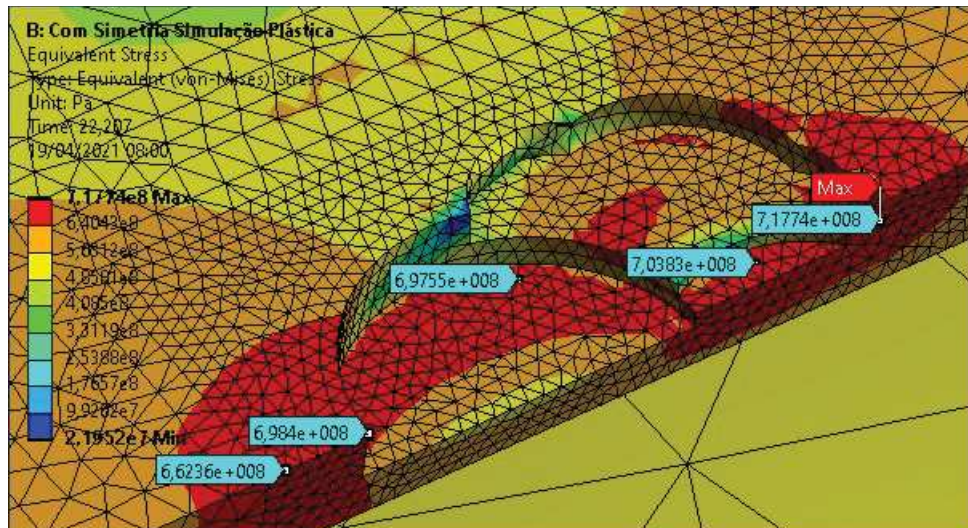


Figura 6.5: Distribuição de tensões equivalentes (Von-Mises) RDM

A distribuição de tensões e de deformação plástica obtida quando o carregamento de pressão interna era de 22,207 MPa pode ser visualizadas nas figuras 6.5 e 6.6.

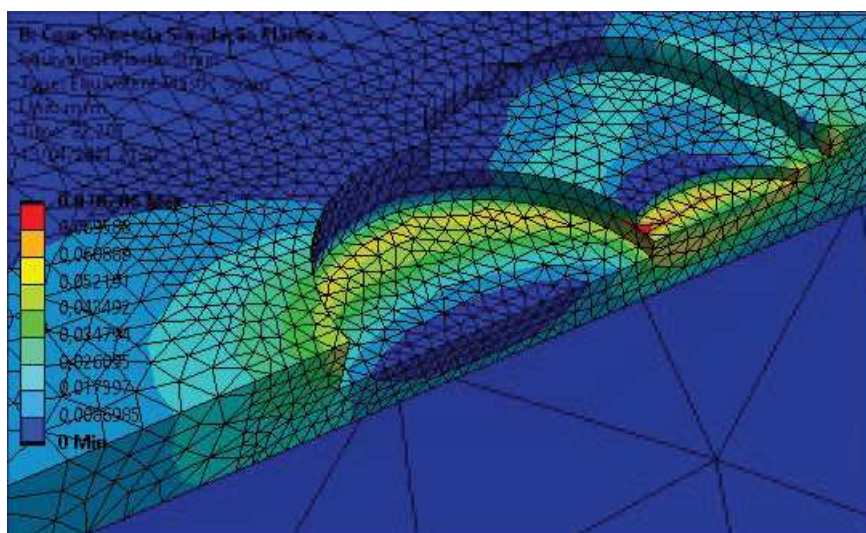


Figura 6.6: Distribuição de deformação plástica RDM

Ao comparar as figuras acima com as figuras do IDTS2 (4.11 e 4.12), podem ser feitas as seguintes observações:

- A superfície vermelha, ou seja, a região com tensões mais elevadas, também aparenta estar concentrada no meio do defeito (a nível de largura), e espalha-se em comprimento até ultrapassar a extensão do defeito.

- O patamar III, com menor perda de espessura, não apresenta tensões significativas. Embora a região de maiores tensões se espalhe pelos patamares I e II, o ponto de máxima tensão está localizado no nível de perda de espessura intermediário.

- A região com maiores deformações plásticas tem formato similar ao da figura 4.12, porém mais alongada.

Para melhor avaliar a variação numérica de tensão ao longo do comprimento e da espessura do defeito, foram feitas plotagens das tensões equivalentes ao longo das arestas superior e inferior da região de simetria, e também ao longo de duas retas que atravessam os patamares I e II. Os resultados podem ser visualizados nas figuras 6.7 e 6.8.

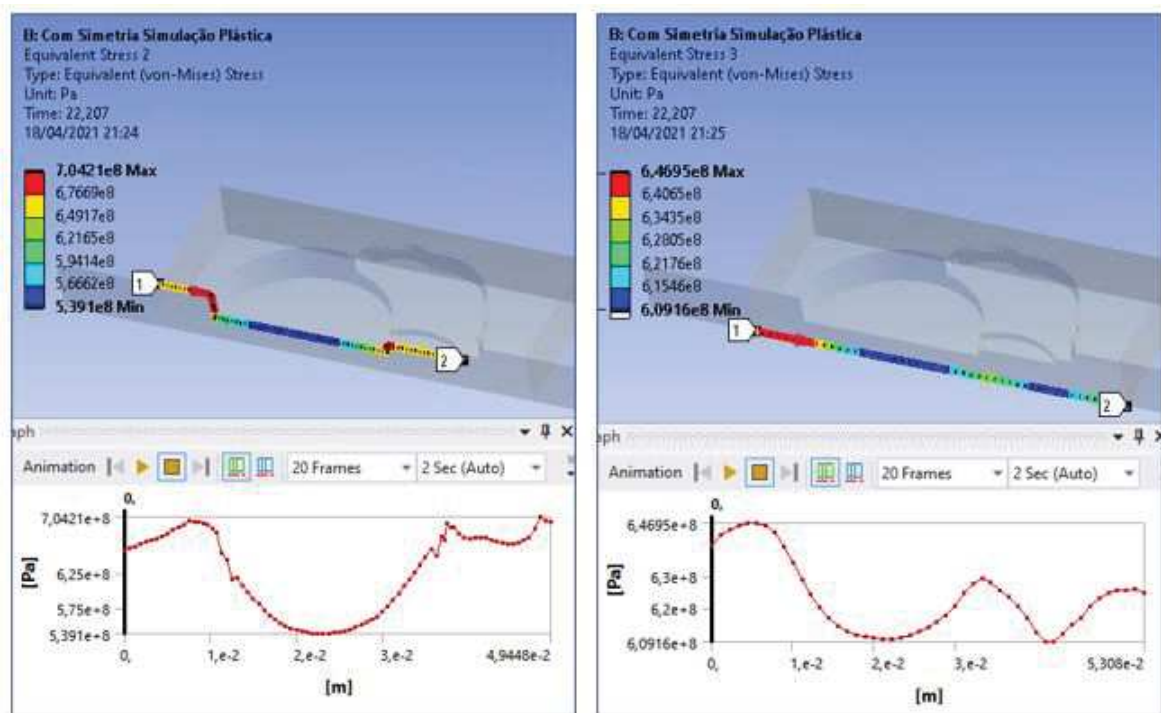


Figura 6.7: Perfil de pressão equivalente (Von Mises) nas arestas superior e inferior, Caso RDM

Observando-se a figura 6.7, nota-se que a presença de concentração de tensões nas quinas dos desníveis, o que provavelmente foi causado pela falta de adoçamento. Para a aresta inferior, na imagem da direita, os valores mais altos de tensão equiva-

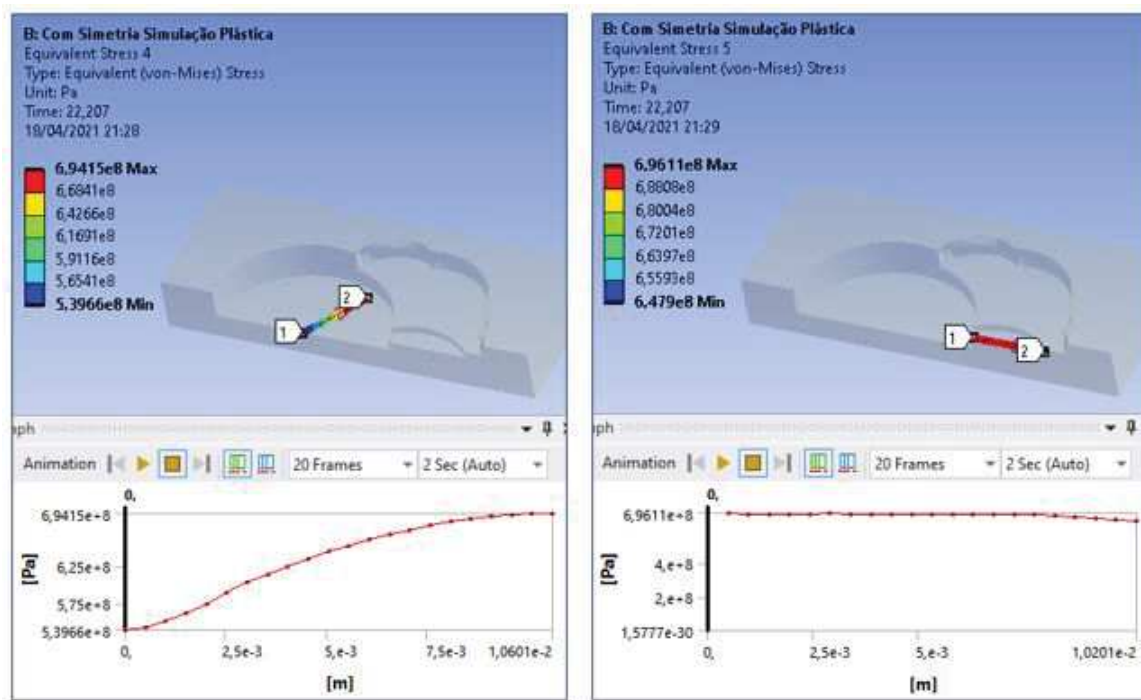


Figura 6.8: Perfil de pressão equivalente (Von Mises) ao longo de linhas atravessando os círculos, caso RDM

lente são atingidos logo abaixo do maior desnível da parede. É interessante salientar, ainda, que o pico de tensão (704 MPa) é significativamente mais elevado do que o pico de tensão para a aresta superior do plano frontal do IDTS2, que, pela figura 4.17, correspondia a 557 MPa.

Pela figura 6.8, nota-se que no patamar I a tensão aumenta radialmente de forma suave, atingindo na extremidade valores de tensão na ordem de 694 MPa. Para uma reta que atravessa o patamar II, nota-se valores elevados de tensão ao longo de toda a sua extensão, variando muito pouco do nível de 696 MPa. Essa informação complementa os dados disponíveis na figura 4.11: embora a tensão máxima de 717 MPa possa ter sido causada pela falta de adoçamento no desnível, o patamar II apresenta de maneira homogênea altos níveis de tensão, de modo que provavelmente seria o local de falha, mesmo na presença de adoçamentos.

6.2 Cálculo da Pressão de Falha pelos Métodos Analíticos e Semi-Empíricos

Para finalização da análise e comparação final dos resultados das diversas simulações, calculou-se as pressões de falha para o defeito IDTS2 segundo as metodologias ASME B31G, RSTRENG 0,85 dL, RPA e DNVGL-RP-F101.

Foram consideradas as condições do defeito e do duto das tabelas 6.3 e 6.4, e foram aplicadas as equações previamente descritas no capítulo 4.

Tabela 6.3: Dados do defeito usando a nomenclatura das normas

d	5,39 mm
L	39,6 mm

Tabela 6.4: Dados do duto usando a nomenclatura das normas

D	458,8 mm
t	8,1 mm
σ_{esc}	534,1 MPa
σ_{ult}	718,2 MPa

Os valores dos parâmetros relevantes no cálculo para cada uma das metodologias podem ser vistos na tabela 6.5.

Tabela 6.5: Resultados dos parâmetros de cálculo das metodologias

	ASME B31G	0,85dL	RPA	DNVGL-RP-F101
Classificação	CURTO	CURTO	CURTO	-
M	1,157	1,124	1,124	1,063
α	2/3	0,85	0,85	-
P_{rup} (MPa)	18,724	18,62	18,62	23,079

6.3 Comparação de Resultados

A simulação do defeito de formato irregular RDM resultou em uma pressão de falha mais baixa do que a encontrada na simulação do defeito IDTS2 e também nos estudos

de caso com variação do raio de adoçamento e do raio de concordância.

Tabela 6.6: Comparação das simulações IDTS2 e RDM

	IDTS2	RDM
Nós	44527	64177
Elementos	28433	40283
Pressão de Falha (MPa)	22,5732	22,207
Steps (+ anulados)	20(+7)	21(+7)
Tempo no Último Step (min)	25	47

Como pode ser visto na tabela 6.7, a malha do defeito RDM apresenta um número significativamente maior de nós e elementos, o que impacta no tempo de resolução numérica. Devido ao laptop utilizado, o tempo total para a simulação do último step do defeito RDM foi de 47 minutos, embora o tempo da CPU tenha sido de menos de 27 minutos. Segundo aviso do *software*, esse problema indica que a necessidade de maior memória RAM para rodar a simulação de forma eficiente ou uma configuração lenta do *hard drive*.

Tabela 6.7: Comparação das pressões de falha

Método	Pressão de Falha (MPa)	Δ RDM
Numérico (IDTS2)	22,5732	-1,649%
Numérico (RDM)	22,207	-
ASME B31G	19,629	15,684%
0,85dL	18,620	16,151%
RPA	18,620	16,151%
DNVGL-RP-F101	23,079	-3,925%

Um defeito real de corrosão com a geometria do exemplar RDM, embora possua as mesmas dimensões máximas de largura, comprimento e perda de espessura do IDTS2, teria sua pressão de falha superestimada se modelado da mesma forma. Entretanto, mesmo nessa situação as metodologias ASME B31G, 0,85 dL e RPA fornecem resultados significativamente conservadores, com margem de mais de 10%, como pode ser visto na tabela 6.7. A única exceção é a DNVGL-RP-F101, que

para essa situação fornece uma pressão de falha elevada, inclusive em comparação ao resultado experimental.

Capítulo 7

Conclusões

Nesse trabalho, foram realizadas simulações tridimensionais não-lineares pelo Método de Elementos Finitos para cálculo da pressão de falha de dutos com defeitos de corrosão. No capítulo 3, o resultado de pressão do modelo IDTS2 apresentou uma diferença de menos de 1% quando comparado ao valor experimental. Ademais, as regiões com maiores tensões e deformações plásticas indicavam uma possível falha na mesma região em que a falha ocorreu durante o experimento. Dessa forma, foi alcançado o objetivo de validação do procedimento adotado no trabalho e de escolha da malha, com base nos valores de pressão de falha apresentados por CABRAL (2007) [23], BENJAMIN ET AL (2005) [40] e ANDRADE ET AL (2006)[44].

Em um segundo momento, foram feitas simulações alterando-se parâmetros geométricos do defeito. Foram realizados estudos de caso com raio de adoçamento de zero e de cinco milímetros, e também com raio de concordância de zero e de dezesseis milímetros. Esses valores foram escolhidos por representarem opções extremas de alteração do valor original desses parâmetros. Em cada uma das simulações, foram analisados os resultados de tensão equivalente de Von Mises e de deformação plástica, inclusive ao longo das direções radial, tangencial e axial.

O resultado das simulações permite concluir que o aumento do valor desses raios não alterou a pressão de falha, já que a variação deste valor foi de menos de 0,25% em ambos os casos. No caso de raio de adoçamento zero, houve um aumento da pressão de falha, enquanto que para o raio de concordância zero o duto simulado falhou em pressões menos elevadas do que o IDTS2. Esses comportamentos podem ter sido causados por uma dificuldade da malha de representar corretamente o

comportamento dos elementos nas quinas. Entretanto, é importante salientar que mesmo nessas situações a variação do resultado, quando comparado à pressão de falha do defeito original, foi de menos de 2%. Logo, a variação desses parâmetros geométricos não impactou significativamente no resultado da análise.

Por fim, o escopo deste trabalho englobou a análise de um modelo de defeito de corrosão com geometria pouco regular, denominado RDM. Embora com as mesmas dimensões máximas que o IDTS2, esse defeito apresentava apenas um plano de simetria e três patamares de perda de espessura. O resultado da simulação apontou que a pressão de falha no caso do RDM seria mais baixa que no caso do IDTS2 por uma diferença de 1,649%. Comparando-se os valores numéricos com as pressões de falha calculadas por meio das metodologias ASME B31G, 0,85 dL e RPA, conclui-se que todas as opções de modelagem do defeito apresentadas neste trabalho fornecem resultados muito menos conservadores. Nota-se, ainda, que a variação entre os casos numéricos apresentados não atinge nem 5%, margem equivalente a menos da metade da diferença percentual com base nas normas. A única exceção foi o método DNVGL-RP-F101, que forneceu uma pressão de falha maior do que a encontrada durante os experimentos, mostrando-se inadequado para o material desta análise.

Além disso, é pertinente destacar, pelo que foi observado no defeito RDM, que o desnível dentro de um mesmo defeito pode aumentar as tensões e levar a uma menor pressão de falha. Dessa forma, sugere-se, para trabalhos futuros, a modelagem e simulação de outros defeitos com desníveis internos para análise de sua influência na pressão de falha. Uma outra oportunidade de aprimoramento seria a modelagem dos defeitos a partir de dados de perda de espessura ponto a ponto, gerando curvas de relevo suaves, como pode ser visto na figura 7.1.

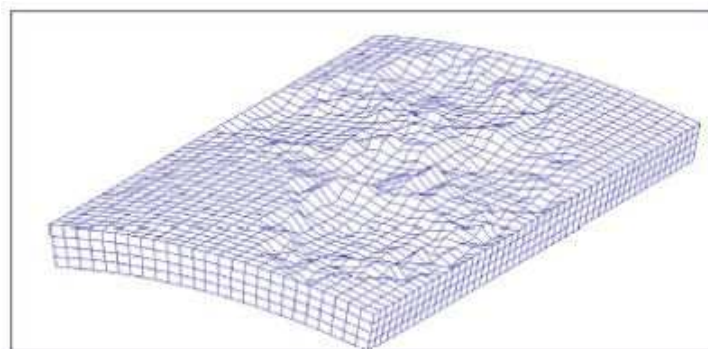


Figura 7.1: Modelagem de defeito com espessuras ponto a ponto [22]

Referências Bibliográficas

- [1] EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, “Mapa da Infraestrutura de Gasodutos de Transporte”, <https://www.epe.gov.br/pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/mapa-da-infraestrutura-de-gasodutos-de-transporte>, Accessed 17/04/2021.
- [2] U.S. DEPARTMENT OF TRANSPORTATION, “Building Safe Communities: Pipeline Risk and its Application to Local Development Decisions”, 2010.
- [3] EGIG, “11th Report of the European Gas Pipeline Incident Data Group (period 1970 – 2019)”, 2020.
- [4] PHMSA, “Pipeline Incidents By Cause”, <https://www.phmsa.dot.gov/data-and-statistics/pipeline/pipeline-incident-20-year-trends>, Accessed 02/04/2021.
- [5] KISHAWY, H. A., GABBAR, H. A., “Review of pipeline integrity management practices”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 87, n. 7, pp. 373–380, 2010.
- [6] VANA EI, H., ESLAMI, A., EGBEWANDE, A., “A review on pipeline corrosion, in-line inspection (ILI), and corrosion growth rate models”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 149, pp. 43–54, 2017.
- [7] ZVIRKO, O., SAVULA, S., TSEPENDA, V., et al., “Stress corrosion cracking of gas pipeline steels of different strength”, *Procedia Structural Integrity*, v. 2, pp. 509–516, 2016.

- [8] SAMSUDIN, M., DELL’OLIO, M., LEONG, K., et al., “Adhesives performance of 3-layer PE pipe coatings: effects of MAH loading, PE particles size, coating interval time and service temperature”, *Progress in Organic Coatings*, v. 99, pp. 157–165, 2016.
- [9] DE CASTRO, E. J., AGUIAR, L. M., “COMISSIONAMENTO E CONDICIONAMENTO DE SISTEMAS DE PROTEÇÃO CATÓDICA EM DUTOS SUBMARINOS”, 2010.
- [10] MOUNTAIN, T., “Protecting Our Pipelines From Corrosion”, <https://www.transmountain.com/news/2018/protecting-our-pipelines-from-corrosion>, Accessed 04/04/2021.
- [11] ROSEN, “ROCOMBO MFL-A/XT SERVICE”, https://www.rosen-group.com/global/solutions/services/service/rocombo-mfl-a_xt.html, Accessed 04/04/2021.
- [12] RODRÍGUEZ-OLIVARES, N. A., CRUZ-CRUZ, J. V., GÓMEZ-HERNÁNDEZ, A., et al., “Improvement of ultrasonic pulse generator for automatic pipeline inspection”, *Sensors*, v. 18, n. 9, pp. 2950, 2018.
- [13] OSSAI, C. I., BOSWELL, B., DAVIES, I. J., “Pipeline failures in corrosive environments—A conceptual analysis of trends and effects”, *Engineering Failure Analysis*, v. 53, pp. 36–58, 2015.
- [14] TERÁN, G., CAPULA-COLINDRES, S., VELÁZQUEZ, J., et al., “Failure pressure estimations for pipes with combined corrosion defects on the external surface: A comparative study”, *Int. J. Electrochem. Sci*, v. 12, pp. 10152–10176, 2017.
- [15] BAKER HUGHES, “PHMSA – Casing and Cement Integrity”, <https://primis.phmsa.dot.gov/rd/mtgs/111616/Terry%20Child.pdf>, Accessed 10/04/2021.
- [16] MASSACHUSETTS INSTITUTE OF TECHNOLOGY, “Optimizable Element Types”, <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/TsoUserMap/tso-c-usr-model-elemTypes.htm>, Accessed 10/04/2021.

- [17] ANSYS V2021R1, “Ansys Meshing User’s Guide”, 2021.
- [18] CHANG, Q., “A Magic Cube Approach for Crashworthiness and Blast Protection Designs of structural and material systems”, *A dissertation for the degree of Doctor of Philosophy (Mechanical Engineering), University of Michigan*, 2008.
- [19] DE BORST, R., CRISFIELD, M. A., REMMERS, J. J., et al., *Nonlinear finite element analysis of solids and structures*. John Wiley & Sons, 2012.
- [20] HIBBELER, R. C., “Mechanics of materials. ed”, 2003.
- [21] VALOR, A., ALFONSO, L., CALEYO, F., et al., “The negative binomial distribution as a model for external corrosion defect counts in buried pipelines”, *Corrosion Science*, v. 101, pp. 114–131, 2015.
- [22] PIMENTEL, J. T., FERREIRA, A. D. M., DE SIQUEIRA MOTTA, R., et al., “New procedure of automatic modeling of pipelines with realistic shaped corrosion defects”, *Engineering Structures*, v. 221, pp. 111030, 2020.
- [23] CABRAL, H. L. D., *Desenvolvimento de ferramentas computacionais para modelagem e análise automática de defeitos de corrosão em dutos*, Master’s Thesis, Universidade Federal de Pernambuco, 2007.
- [24] FGV ENERGIA, “O novo mercado de gás natural: opiniões de especialistas, perspectivas e desafios para o Brasil”, <https://fgvenergia.fgv.br/publicacao/o-novo-mercado-de-gas-natural-opinioes-de-especialistas-perspectivas-e-desafios>, Accessed 17/04/2021.
- [25] EDITORA BRASIL ENERGIA, “Gás natural no Brasil e transição energética”, <https://editorabrasilenergia.com.br/gas-natural-no-brasil-e-transicao-energetica/>, Accessed 17/04/2021.
- [26] HAESELDONCKX, D., D’HAESELEER, W., “The use of the natural-gas pipeline infrastructure for hydrogen transport in a changing market structure”,

International Journal of Hydrogen Energy, v. 32, n. 10-11, pp. 1381–1386, 2007.

- [27] CALLISTER, W. D., OTHERS, *Fundamentals of materials science and engineering*. v. 471660817. Wiley London, 2000.
- [28] BUD SENKOWSKI, E., *ASM handbook*. v. 5B - Protective Organic Coatings, chapter *Pipeline Industry Coatings*. ASM international Materials Park, Ohio, 2015.
- [29] KARAMI, M., “Review of corrosion role in gas pipeline and some methods for preventing it”, *Journal of pressure vessel technology*, v. 134, n. 5, 2012.
- [30] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, *ABNT NBR ISO 15589-1:2016: Indústria do Petróleo e Gás Natural – Proteção Catódica para Sistemas de Transporte de Dutos Parte 1: Dutos Terrestres*. Rio de Janeiro, 2016.
- [31] AL-MASHHADANI, M. H., AHMED, A. A., HUSSAIN, Z., et al., “Inhibition of Corrosion: Mechanisms and Classifications in Overview”, *Al-Qadisiyah Journal Of Pure Science*, v. 25, n. 2, pp. 1–9, 2020.
- [32] DA SILVA, E. G., DE OLIVEIRA, F. D., “Integridade Estrutural e Avaliação da Corrosão de Dutos Por Métodos Semi-Empíricos”, .
- [33] COSHAM, A., HOPKINS, P., “The assessment of corrosion in pipelines– Guidance in the pipeline defect assessment manual (PDAM)”. In: *Pipeline pigging and integrity management conference, Amsterdam, The Netherlands*, pp. 17–18, 2004.
- [34] COSHAM, A., HOPKINS, P., “The pipeline defect assessment manual”. In: *International Pipeline Conference*, v. 36207, pp. 1565–1581, 2002.
- [35] AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, *ASME B31G - Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines*. 2012.

- [36] KIEFNER, J. F., VIETH, P. H., *A modified criterion for evaluating the remaining strength of corroded pipe*, Tech. rep., Battelle Columbus Div., OH (USA), 1989.
- [37] BENJAMIN, A. C., ANDRADE, E. Q. D., “Modified method for the assessment of the remaining strength of corroded pipelines”, 2003.
- [38] DET NORSKE VERITAS (DNV), *DNVGL-RP-F101 Corroded pipelines Recommended practice*. 2019.
- [39] JACOB, F., TED, B., *A first course in finite elements*. Wiley, 2007.
- [40] BENJAMIN, A. C., FREIRE, J. L. F., VIEIRA, R. D., et al., “Burst tests on pipeline containing interacting corrosion defects”. In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 41979, pp. 403–417, 2005.
- [41] MADIER, D., *Practical finite element analysis for mechanical engineers*. FEA Academy, 2020.
- [42] SISTA, B., KADAM, S., ZHANG, W., “Ansys Innovation Course - Structural Nonlinearity”, <https://courses.ansys.com/index.php/courses/structural-nonlinearity/>, 2020, Accessed 03/01/2021.
- [43] JIRÁSEK, M., BAZANT, Z. P., *Inelastic analysis of structures*. John Wiley & Sons, 2001.
- [44] DE ANDRADE, E. Q., BENJAMIN, A. C., MACHADO JR, P. R., et al., “Finite element modeling of the failure behavior of pipelines containing interacting corrosion defects”. In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 47497, pp. 315–325, 2006.

Apêndice A

Roteiro de Análise - IDTS2

Nesse apêndice são apresentados os incrementos de cargas aplicados em cada uma das etapas da análise do defeito IDTS2, o valor máximo de tensão equivalente de Von Mises atingido naquela etapa e o máximo incremento de deformação plástica sofrido em cada sub-passo da análise. Em vermelho, são destacados os casos em que o limite de incremento de deformação plástica ou a tensão última do material são atingidos. A pressão máxima que pode ser aplicada no duto sem que ocorra a falha, pelos critérios discutidos no capítulo 3, está destacada na cor verde.

Passo	ΔP (Mpa)	Pint (Mpa)	PI (Mpa)	Sub-passo	Pint (Mpa)	PI(Mpa)	σ_{ev} (Mpa)	Max Δ Def Plas
1	1,9221	4,6132	61,8855	1	1,1533	15,4714	411,9900	0,0000
				2	2,3066	30,9427		0,0000
				3	3,4599	46,4141		0,0000
				4	4,6132	61,8855		0,0000
2	1,9221	6,5353	87,6711	1	5,0937	68,3319	556,2100	0,0000
				2	5,5742	74,7783		0,0000
				3	6,0548	81,2247		0,0000
				4	6,5353	87,6711		0,0001
3	1,9221	8,4575	113,4567	1	7,0158	94,1175	561,0100	0,0001
				2	7,4964	100,5639		0,0003
				3	7,9769	107,0103		0,0005
				4	8,4575	113,4567		0,0005
4	1,9221	10,3796	139,2423	1	8,9380	119,9031	565,0800	0,0004
				2	9,4185	126,3495		0,0004
				3	9,8991	132,7959		0,0006
				4	10,3796	139,2423		0,0006
5	1,9221	12,3018	165,0279	1	10,8601	145,6887	583,0000	0,0004
				2	11,3407	152,1351		0,0005
				3	11,8212	158,5815		0,0007
				4	12,3018	165,0279		0,0007
6	1,9221	14,2239	190,8135	1	12,7823	171,4743	600,3500	0,0005
				2	13,2628	177,9207		0,0005
				3	13,7434	184,3671		0,0008
				4	14,2239	190,8135		0,0008
7	1,9221	16,1461	216,5991	1	14,7044	197,2599	616,2300	0,0006
				2	15,1850	203,7063		0,0006
				3	15,6655	210,1527		0,0010
				4	16,1461	216,5991		0,0012
8	1,9221	18,0682	242,3847	1	16,6266	223,0455	635,9000	0,0009
				2	17,1071	229,4919		0,0010
				3	17,5877	235,9383		0,0016
				4	18,0682	242,3847		0,0023
9a	1,9221	19,9904	268,1704	1	18,5487	248,8311	658,3100	0,0018
				2	19,0293	255,2775		0,0020
				3	19,5098	261,7239		0,0036
				4	19,9904	268,1704		0,0047
9	0,9611	19,0293	255,2775	1	18,3085	245,6079	646,4700	0,0009
				2	18,5487	248,8311		0,0009
				3	18,7890	252,0543		0,0015
				4	19,0293	255,2775		0,0016
10	0,9611	19,9904	268,1704	1	19,2695	258,5007	658,2000	0,0012
				2	19,5098	261,7239		0,0013
				3	19,7501	264,9471		0,0022
				4	19,9904	268,1704		0,0025
11a	0,9611	20,9514	281,0632	1	20,2306	271,3936	675,9300	0,0019
				2	20,4709	274,6168		0,0020
				3	20,7112	277,8400		0,0034
				4	20,9514	281,0632		0,0040
11	0,4805	20,4709	274,6168	1	20,1105	269,7820	666,6700	0,0009
				2	20,2306	271,3936		0,0010
				3	20,3508	273,0052		0,0015
				4	20,4709	274,6168		0,0016
12	0,4805	20,9514	281,0632	1	20,5910	276,2284	675,9200	0,0011
				2	20,7112	277,8400		0,0012
				3	20,8313	279,4516		0,0019
				4	20,9514	281,0632		0,0021
13a	0,4805	21,4320	287,5096	1	21,0716	282,6748	686,2100	0,0015
				2	21,1917	284,2864		0,0016
				3	21,3118	285,8980		0,0026
				4	21,4320	287,5096		0,0028

13	0,2403	21,1917	284,2864	1	21,0115	281,8690	680,9400	0,0000
				2	21,0716	282,6748		0,0015
				3	21,1316	283,4806		0,0012
				4	21,1917	284,2864		0,0012
14	0,2403	21,4320	287,5096	1	21,2518	285,0922	686,2200	0,0000
				2	21,3118	285,8980		0,0017
				3	21,3719	286,7038		0,0014
				4	21,4320	287,5096		0,0015
15	0,2403	21,6722	290,7328	1	21,4920	288,3154	691,9100	0,0010
				2	21,5521	289,1212		0,0011
				3	21,6122	289,9270		0,0016
				4	21,6722	290,7328		0,0017
16	0,2403	21,9125	293,9560	1	21,7323	291,5386	697,9500	0,0012
				2	21,7924	292,3444		0,0012
				3	21,8524	293,1502		0,0019
				4	21,9125	293,9560		0,0020
17	0,2403	22,1528	297,1792	1	21,9726	294,7618	704,7400	0,0014
				2	22,0326	295,5676		0,0014
				3	22,0927	296,3734		0,0023
				4	22,1528	297,1792		0,0024
18	0,2403	22,3930	300,4024	1	22,2128	297,9850	712,4800	0,0016
				2	22,2729	298,7908		0,0016
				3	22,3330	299,5966		0,0024
				4	22,3930	300,4024		0,0025
19a	0,2403	22,6333	303,6256	1	22,4531	301,2082	719,8900	0,0017
				2	22,5132	302,0140		0,0017
				3	22,5732	302,8198		0,0026
				4	22,6333	303,6256		0,0026
19	0,1201	22,5132	302,0140	1	22,4231	300,8053	716,3100	0,0008
				2	22,4531	301,2082		0,0008
				3	22,4831	301,6111		0,0013
				4	22,5132	302,0140		0,0013
20a	0,1201	22,6333	303,6256	1	22,5432	302,4169	719,8900	0,0009
				2	22,5732	302,8198		0,0009
				3	22,6033	303,2227		0,0013
				4	22,6333	303,6256		0,0013
20	0,0601	22,5732	302,8198	1	22,5282	303,4241	718,1500	0,0009
				2	22,5432	303,2227		0,0004
				3	22,5582	303,0212		0,0006
				4	22,5732	302,8198		0,0002
21a	0,0300	22,6033	303,2227	1	22,5808	302,9205	719,0400	0,0004
				2	22,5883	303,0212		0,0002
				3	22,5958	303,1219		0,0003
				4	22,6033	303,2227		0,0001
21b	0,0150	22,5883	303,0212	1	22,5770	302,8701	718,6000	0,0000
				2	22,5808	302,9205		0,0002
				3	22,5845	302,9709		0,0002
				4	22,5883	303,0212		0,0002

Apêndice B

Roteiro de Análise - $Ra = 0$

Nesse apêndice são apresentados os incrementos de cargas aplicados em cada uma das etapas da análise do defeito $Ra = 0$, o valor máximo de tensão equivalente de Von Mises atingido naquela etapa e o máximo incremento de deformação plástica sofrido em cada sub-passo da análise. Em vermelho, são destacados os casos em que o limite de incremento de deformação plástica ou a tensão última do material são atingidos. A pressão máxima que pode ser aplicada no duto sem que ocorra a falha, pelos critérios discutidos no capítulo 3, está destacada na cor verde.

Passo	ΔP (Mpa)	Pint (Mpa)	PI (Mpa)	Sub-passo	Pint (Mpa)	PI(Mpa)	σ_{ev} (Mpa)	Max Δ Def Plas
1	1,7300	4,1520	55,6987	1	1,0380	13,9247	410,3700	0,0000
				2	2,0760	27,8494		0,0000
				3	3,1140	41,7740		0,0000
				4	4,1520	55,6987		0,0000
2	1,7300	5,8820	78,9065	1	4,5845	61,5007	526,0900	0,0000
				2	5,0170	67,3026		0,0000
				3	5,4495	73,1046		0,0000
				4	5,8820	78,9065		0,0001
3	1,7300	7,6120	102,1143	1	6,3145	84,7085	560,2200	0,0001
				2	6,7470	90,5104		0,0001
				3	7,1795	96,3124		0,0002
				4	7,6120	102,1143		0,0003
4	1,7300	9,3419	125,3221	1	8,0445	107,9163	556,6100	0,0003
				2	8,4770	113,7182		0,0003
				3	8,9095	119,5202		0,0004
				4	9,3419	125,3221		0,0004
5	1,7300	11,0719	148,5299	1	9,7744	131,1241	565,7200	0,0003
				2	10,2069	136,9260		0,0003
				3	10,6394	142,7280		0,0005
				4	11,0719	148,5299		0,0005
6	1,7300	12,8019	171,7377	1	11,5044	154,3319	579,1900	0,0003
				2	11,9369	160,1338		0,0003
				3	12,3694	165,9358		0,0005
				4	12,8019	171,7377		0,0004
7	1,7300	14,5319	194,9455	1	13,2344	177,5397	591,5800	0,0003
				2	13,6669	183,3416		0,0003
				3	14,0994	189,1436		0,0005
				4	14,5319	194,9455		0,0007
8	1,7300	16,2619	218,1533	1	14,9644	200,7475	607,8100	0,0006
				2	15,3969	206,5494		0,0006
				3	15,8294	212,3514		0,0010
				4	16,2619	218,1533		0,0013
9	1,7300	17,9919	241,3611	1	16,6944	223,9553	627,9200	0,0009
				2	17,1269	229,7572		0,0010
				3	17,5594	235,5592		0,0016
				4	17,9919	241,3611		0,0020
10a	1,7300	19,7219	264,5689	1	18,4244	247,1631	657,7400	0,0015
				2	18,8569	252,9650		0,0017
				3	19,2894	258,7670		0,0030
				4	19,7219	264,5689		0,0037
10	0,8650	18,8569	252,9650	1	18,2082	244,2621	638,9300	0,0007
				2	18,4244	247,1631		0,0008
				3	18,6406	250,0641		0,0012
				4	18,8569	252,9650		0,0014
11	0,8650	19,7219	264,5689	1	19,0731	255,8660	657,8100	0,0010
				2	19,2894	258,7670		0,0011
				3	19,5056	261,6680		0,0017
				4	19,7219	264,5689		0,0020
12a	0,8650	20,5869	276,1728	1	19,9381	267,4699	666,3100	0,0015
				2	20,1544	270,3709		0,0016
				3	20,3706	273,2719		0,0027
				4	20,5869	276,1728		0,0030
12	0,4325	20,1544	270,3709	1	19,8300	266,0194	658,4500	0,0007
				2	19,9381	267,4699		0,0008
				3	20,0463	268,9204		0,0012
				4	20,1544	270,3709		0,0013
13	0,4325	20,5869	276,1728	1	20,2625	271,8214	666,3200	0,0009
				2	20,3706	273,2719		0,0009
				3	20,4788	274,7223		0,0015
				4	20,5869	276,1728		0,0016

14	0,4325	21,0194	281,9748	1	20,6950	277,6233	674,5600	0,0011
				2	20,8031	279,0738		0,0011
				3	20,9113	280,5243		0,0018
				4	21,0194	281,9748		0,0020
15a	0,4325	21,4519	287,7767	1	21,1275	283,4253	683,6900	0,0014
				2	21,2356	284,8758		0,0015
				3	21,3438	286,3262		0,0023
				4	21,4519	287,7767		0,0025
15	0,2162	21,2356	284,8758	1	21,0734	282,7000	679,0700	0,0000
				2	21,1275	283,4253		0,0014
				3	21,1816	284,1505		0,0011
				4	21,2356	284,8758		0,0011
16	0,2162	21,4519	287,7767	1	21,2897	285,6010	683,6800	0,0000
				2	21,3438	286,3262		0,0016
				3	21,3978	287,0515		0,0012
				4	21,4519	287,7767		0,0013
17	0,2162	21,6681	290,6777	1	21,5059	288,5020	688,6500	0,0009
				2	21,5600	289,2272		0,0009
				3	21,6141	289,9525		0,0014
				4	21,6681	290,6777		0,0015
18	0,2162	21,8844	293,5787	1	21,7222	291,4030	693,9200	0,0010
				2	21,7763	292,1282		0,0011
				3	21,8303	292,8534		0,0016
				4	21,8844	293,5787		0,0017
19	0,2162	22,1006	296,4797	1	21,9384	294,3039	699,4100	0,0012
				2	21,9925	295,0292		0,0012
				3	22,0466	295,7544		0,0019
				4	22,1006	296,4797		0,0020
20	0,2162	22,3169	299,3806	1	22,1547	297,2049	705,0800	0,0014
				2	22,2088	297,9301		0,0014
				3	22,2628	298,6554		0,0020
				4	22,3169	299,3806		0,0021
21	0,2162	22,5331	302,2816	1	22,3709	300,1059	710,3900	0,0014
				2	22,4250	300,8311		0,0014
				3	22,4791	301,5564		0,0021
				4	22,5331	302,2816		0,0022
22	0,2162	22,7494	305,1826	1	22,5872	303,0069	715,5500	0,0015
				2	22,6413	303,7321		0,0015
				3	22,6953	304,4573		0,0022
				4	22,7494	305,1826		0,0023
23a	0,2162	22,9656	308,0836	1	22,8034	305,9078	720,5400	0,0016
				2	22,8575	306,6331		0,0016
				3	22,9116	307,3583		0,0024
				4	22,9656	308,0836		0,0024
23	0,1081	22,8575	306,6331	1	22,7764	305,5452	718,0500	0,0008
				2	22,8034	305,9078		0,0008
				3	22,8305	306,2705		0,0012
				4	22,8575	306,6331		0,0012
24a	0,0541	22,9116	307,3583	1	22,8710	306,8144	719,3100	0,0008
				2	22,8845	306,9957		0,0004
				3	22,8980	307,1770		0,0006
				4	22,9116	307,3583		0,0002
24b	0,0270	22,8845	306,9957	1	22,8643	306,7237	718,6800	0,0004
				2	22,8710	306,8144		0,0002
				3	22,8778	306,9050		0,0003
				4	22,8845	306,9957		0,0001
24c	0,0135	22,8710	306,8144	1	22,8609	306,6784	718,3500	0,0000
				2	22,8643	306,7237		0,0002
				3	22,8676	306,7691		0,0001
				4	22,8710	306,8144		0,0001

Apêndice C

Roteiro de Análise - $Ra = 5$

Nesse apêndice são apresentados os incrementos de cargas aplicados em cada uma das etapas da análise do defeito $Ra = 5$, o valor máximo de tensão equivalente de Von Mises atingido naquela etapa e o máximo incremento de deformação plástica sofrido em cada sub-passo da análise. Em vermelho, são destacados os casos em que o limite de incremento de deformação plástica ou a tensão última do material são atingidos. A pressão máxima que pode ser aplicada no duto sem que ocorra a falha, pelos critérios discutidos no capítulo 3, está destacada na cor verde.

Passo	ΔP (Mpa)	Pint (Mpa)	PI (Mpa)	Sub-passo	Pint (Mpa)	PI(Mpa)	σ_{ev} (Mpa)	Max Δ Def Plas
1	1,9290	4,6297	62,1067	1	1,1574	15,5267	412,5300	0,0000
				2	2,3148	31,0534		0,0000
				3	3,4722	46,5801		0,0000
				4	4,6297	62,1067		0,0000
2	1,9290	6,5587	87,9846	1	5,1119	68,5762	560,1800	0,0000
				2	5,5942	75,0456		0,0000
				3	6,0764	81,5151		0,0000
				4	6,5587	87,9846		0,0001
3	1,9290	8,4877	113,8624	1	7,0409	94,4540	562,6000	0,0002
				2	7,5232	100,9235		0,0003
				3	8,0054	107,3929		0,0005
				4	8,4877	113,8624		0,0005
4	1,9290	10,4167	139,7402	1	8,9700	120,3318	563,7300	0,0004
				2	9,4522	126,8013		0,0004
				3	9,9345	133,2707		0,0006
				4	10,4167	139,7402		0,0007
5	1,9290	12,3457	165,6180	1	10,8990	146,2096	584,9100	0,0005
				2	11,3812	152,6791		0,0005
				3	11,8635	159,1485		0,0007
				4	12,3457	165,6180		0,0008
6	1,9290	14,2748	191,4958	1	12,8280	172,0874	602,1500	0,0005
				2	13,3103	178,5569		0,0005
				3	13,7925	185,0263		0,0008
				4	14,2748	191,4958		0,0008
7	1,9290	16,2038	217,3736	1	14,7570	197,9652	617,5700	0,0006
				2	15,2393	204,4347		0,0006
				3	15,7215	210,9041		0,0010
				4	16,2038	217,3736		0,0012
8	1,9290	18,1328	243,2514	1	16,6860	223,8431	637,6800	0,0009
				2	17,1683	230,3125		0,0011
				3	17,6506	236,7820		0,0020
				4	18,1328	243,2514		0,0024
9a	1,9290	20,0618	269,1292	1	18,6151	249,7209	661,6300	0,0019
				2	19,0973	256,1903		0,0021
				3	19,5796	262,6598		0,0039
				4	20,0618	269,1292		0,0049
9	0,9645	19,0973	256,1903	1	18,3739	246,4861	648,3700	0,0009
				2	18,6151	249,7209		0,0010
				3	18,8562	252,9556		0,0016
				4	19,0973	256,1903		0,0017
10a	0,9645	20,0618	269,1292	1	19,3384	259,4250	671,8500	0,0021
				2	19,5796	262,6598		0,0023
				3	19,8207	265,8945		0,0043
				4	20,0618	269,1292		0,0054
10	0,4823	19,5796	262,6598	1	19,2179	257,8077	654,0700	0,0006
				2	19,3384	259,4250		0,0007
				3	19,4590	261,0424		0,0010
				4	19,5796	262,6598		0,0011
11	0,4823	20,0618	269,1292	1	19,7001	264,2771	661,6400	0,0008
				2	19,8207	265,8945		0,0008
				3	19,9413	267,5119		0,0013
				4	20,0618	269,1292		0,0014
12	0,4823	20,5441	275,5987	1	20,1824	270,7466	670,2400	0,0010
				2	20,3030	272,3639		0,0010
				3	20,4235	273,9813		0,0016
				4	20,5441	275,5987		0,0017
13	0,4823	21,0263	282,0681	1	20,6647	277,2160	679,6300	0,0012
				2	20,7852	278,8334		0,0013
				3	20,9058	280,4508		0,0021
				4	21,0263	282,0681		0,0022

14a	0,4823	21,5086	288,5376	1	21,1469	283,6855	690,4200	0,0016
				2	21,2675	285,3029		0,0017
				3	21,3880	286,9202		0,0028
				4	21,5086	288,5376		0,0031
14	0,2411	21,2675	285,3029	1	21,0866	282,8768	684,8500	0,0000
				2	21,1469	283,6855		0,0016
				3	21,2072	284,4942		0,0013
				4	21,2675	285,3029		0,0013
15	0,2411	21,5086	288,5376	1	21,3278	286,1115	690,4200	0,0000
				2	21,3880	286,9202		0,0019
				3	21,4483	287,7289		0,0015
				4	21,5086	288,5376		0,0016
16	0,2411	21,7497	291,7723	1	21,5689	289,3463	696,3600	0,0011
				2	21,6292	290,1549		0,0011
				3	21,6894	290,9636		0,0018
				4	21,7497	291,7723		0,0019
17	0,2411	21,9909	295,0070	1	21,8100	292,5810	702,6000	0,0013
				2	21,8703	293,3897		0,0013
				3	21,9306	294,1984		0,0021
				4	21,9909	295,0070		0,0022
18	0,2411	22,2320	298,2418	1	22,0511	295,8157	709,3200	0,0015
				2	22,1114	296,6244		0,0016
				3	22,1717	297,4331		0,0024
				4	22,2320	298,2418		0,0025
19a	0,2411	22,4731	301,4765	1	22,2923	299,0504	716,7700	0,0016
				2	22,3525	299,8591		0,0016
				3	22,4128	300,6678		0,0025
				4	22,4731	301,4765		0,0025
19	0,1206	22,3525	299,8591	1	22,2621	298,6461	712,9500	0,0008
				2	22,2923	299,0504		0,0008
				3	22,3224	299,4548		0,0012
				4	22,3525	299,8591		0,0012
20	0,1206	22,4731	301,4765	1	22,3827	300,2635	716,7800	0,0008
				2	22,4128	300,6678		0,0008
				3	22,4430	301,0721		0,0013
				4	22,4731	301,4765		0,0013
21a	0,1206	22,5937	303,0938	1	22,5033	301,8808	720,4700	0,0009
				2	22,5334	302,2852		0,0009
				3	22,5635	302,6895		0,0013
				4	22,5937	303,0938		0,0013
21b	0,0603	22,5334	302,2852	1	22,4882	301,6787	718,6500	0,0009
				2	22,5033	301,8808		0,0004
				3	22,5183	302,0830		0,0007
				4	22,5334	302,2852		0,0002
21	0,0301	22,5033	301,8808	1	22,4806	301,5776	717,7300	0,0000
				2	22,4882	301,6787		0,0004
				3	22,4957	301,7797		0,0003
				4	22,5033	301,8808		0,0003
22	0,0151	22,5183	302,0830	1	22,5070	301,9314	718,1900	0,0000
				2	22,5108	301,9819		0,0002
				3	22,5146	302,0325		0,0002
				4	22,5183	302,0830		0,0002

Apêndice D

Roteiro de Análise - $R_c = 0$

Nesse apêndice são apresentados os incrementos de cargas aplicados em cada uma das etapas da análise do defeito $R_c = 0$, o valor máximo de tensão equivalente de Von Mises atingido naquela etapa e o máximo incremento de deformação plástica sofrido em cada sub-passo da análise. Em vermelho, são destacados os casos em que o limite de incremento de deformação plástica ou a tensão última do material são atingidos. A pressão máxima que pode ser aplicada no duto sem que ocorra a falha, pelos critérios discutidos no capítulo 3, está destacada na cor verde.

Passo	ΔP (Mpa)	Pint (Mpa)	PI (Mpa)	Sub-passo	Pint (Mpa)	PI(Mpa)	σ_{ev} (Mpa)	Max Δ Def Plas
1	1,8538	4,4492	59,6855	1	1,1123	14,9214	446,3600	0,0000
				2	2,2246	29,8427		0,0000
				3	3,3369	44,7641		0,0000
				4	4,4492	59,6855		0,0000
2	1,8538	6,3030	84,5544	1	4,9126	65,9027	560,5800	0,0000
				2	5,3761	72,1200		0,0001
				3	5,8395	78,3372		0,0001
				4	6,3030	84,5544		0,0001
3	1,8538	8,1568	109,4234	1	6,7664	90,7717	570,7800	0,0002
				2	7,2299	96,9889		0,0002
				3	7,6933	103,2062		0,0004
				4	8,1568	109,4234		0,0005
4	1,8538	10,0106	134,2923	1	8,6203	115,6406	565,0200	0,0003
				2	9,0837	121,8579		0,0004
				3	9,5472	128,0751		0,0006
				4	10,0106	134,2923		0,0007
5	1,8538	11,8644	159,1613	1	10,4741	140,5096	585,4300	0,0005
				2	10,9375	146,7268		0,0005
				3	11,4010	152,9441		0,0008
				4	11,8644	159,1613		0,0009
6	1,8538	13,7183	184,0303	1	12,3279	165,3785	601,6000	0,0006
				2	12,7913	171,5958		0,0006
				3	13,2548	177,8130		0,0010
				4	13,7183	184,0303		0,0011
7	1,8538	15,5721	208,8992	1	14,1817	190,2475	617,1800	0,0008
				2	14,6452	196,4647		0,0009
				3	15,1086	202,6820		0,0014
				4	15,5721	208,8992		0,0016
8	1,8538	17,4259	233,7682	1	16,0355	215,1164	636,0900	0,0011
				2	16,4990	221,3337		0,0012
				3	16,9624	227,5509		0,0021
				4	17,4259	233,7682		0,0025
9a	1,8538	19,2797	258,6371	1	17,8894	239,9854	656,1300	0,0020
				2	18,3528	246,2026		0,0022
				3	18,8163	252,4199		0,0038
				4	19,2797	258,6371		0,0046
9	0,9269	18,3528	246,2026	1	17,6576	236,8768	645,7900	0,0010
				2	17,8894	239,9854		0,0010
				3	18,1211	243,0940		0,0016
				4	18,3528	246,2026		0,0018
10	0,9269	19,2797	258,6371	1	18,5845	249,3113	656,0700	0,0013
				2	18,8163	252,4199		0,0014
				3	19,0480	255,5285		0,0022
				4	19,2797	258,6371		0,0024
11a	0,9269	20,2066	271,0716	1	19,5114	261,7457	668,9900	0,0018
				2	19,7432	264,8544		0,0019
				3	19,9749	267,9630		0,0033
				4	20,2066	271,0716		0,0038
11	0,4635	19,7432	264,8544	1	19,3956	260,1914	668,1300	0,0009
				2	19,5114	261,7457		0,0009
				3	19,6273	263,3000		0,0014
				4	19,7432	264,8544		0,0015
12	0,4635	20,2066	271,0716	1	19,8590	266,4087	669,0100	0,0011
				2	19,9749	267,9630		0,0011
				3	20,0908	269,5173		0,0018
				4	20,2066	271,0716		0,0020
13a	0,4635	20,6701	277,2888	1	20,3225	272,6259	676,7600	0,0014
				2	20,4384	274,1802		0,0015
				3	20,5542	275,7345		0,0024
				4	20,6701	277,2888		0,0026

13	0,2317	20,4384	274,1802	1	20,2646	271,8487	672,8200	0,0000
				2	20,3225	272,6259		0,0014
				3	20,3804	273,4031		0,0011
				4	20,4384	274,1802		0,0011
14	0,2317	20,6701	277,2888	1	20,4963	274,9574	676,7600	0,0000
				2	20,5542	275,7345		0,0016
				3	20,6121	276,5117		0,0013
				4	20,6701	277,2888		0,0013
15	0,2317	20,9018	280,3975	1	20,7280	278,0660	681,0300	0,0000
				2	20,7859	278,8431		0,0018
				3	20,8439	279,6203		0,0015
				4	20,9018	280,3975		0,0015
16	0,2317	21,1335	283,5061	1	20,9597	281,1746	685,8200	0,0000
				2	21,0177	281,9518		0,0022
				3	21,0756	282,7289		0,0018
				4	21,1335	283,5061		0,0018
17a	0,2317	21,3653	286,6147	1	21,1915	284,2832	691,0400	0,0000
				2	21,2494	285,0604		0,0026
				3	21,3073	285,8375		0,0021
				4	21,3653	286,6147		0,0022
17	0,1159	21,2494	285,0604	1	21,1625	283,8946	688,3600	0,0000
				2	21,1915	284,2832		0,0013
				3	21,2204	284,6718		0,0010
				4	21,2494	285,0604		0,0010
18	0,1159	21,3653	286,6147	1	21,2784	285,4490	691,0500	0,0000
				2	21,3073	285,8375		0,0014
				3	21,3363	286,2261		0,0011
				4	21,3653	286,6147		0,0011
19	0,1159	21,4811	288,1690	1	21,3942	287,0033	693,8700	0,0000
				2	21,4232	287,3918		0,0015
				3	21,4522	287,7804		0,0012
				4	21,4811	288,1690		0,0012
20	0,1159	21,5970	289,7233	1	21,5101	288,5576	696,9600	0,0000
				2	21,5391	288,9462		0,0017
				3	21,5680	289,3347		0,0013
				4	21,5970	289,7233		0,0014
21	0,1159	21,7129	291,2776	1	21,6260	290,1119	700,3000	0,0000
				2	21,6549	290,5005		0,0019
				3	21,6839	290,8890		0,0015
				4	21,7129	291,2776		0,0015
22	0,1159	21,8287	292,8319	1	21,7418	291,6662	703,7600	0,0000
				2	21,7708	292,0548		0,0021
				3	21,7997	292,4434		0,0016
				4	21,8287	292,8319		0,0017
23	0,1159	21,9446	294,3862	1	21,8577	293,2205	707,2800	0,0000
				2	21,8866	293,6091		0,0023
				3	21,9156	293,9977		0,0018
				4	21,9446	294,3862		0,0018
24	0,1159	22,0604	295,9405	1	21,9735	294,7748	711,2600	0,0013
				2	22,0025	295,1634		0,0013
				3	22,0315	295,5520		0,0020
				4	22,0604	295,9405		0,0021
25	0,1159	22,1763	297,4949	1	22,0894	296,3291	715,7100	0,0014
				2	22,1184	296,7177		0,0015
				3	22,1473	297,1063		0,0023
				4	22,1763	297,4949		0,0023
26a	0,1159	22,2922	299,0492	1	22,2053	297,8834	719,9900	0,0015
				2	22,2342	298,2720		0,0015
				3	22,2632	298,6606		0,0022
				4	22,2922	299,0492		0,0022

26	0,0579	22,2342	298,2720	1	22,1908	297,6891	717,8800	0,0015
				2	22,2053	297,8834		0,0007
				3	22,2198	298,0777		0,0011
				4	22,2342	298,2720		0,0004
27a	0,0290	22,2632	298,6606	1	22,2415	298,3692	718,9500	0,0007
				2	22,2487	298,4663		0,0004
				3	22,2560	298,5634		0,0006
				4	22,2632	298,6606		0,0002
27b	0,0145	22,2487	298,4663	1	22,2379	298,3206	718,4400	0,0000
				2	22,2415	298,3692		0,0004
				3	22,2451	298,4177		0,0003
				4	22,2487	298,4663		0,0003

Apêndice E

Roteiro de Análise - Rc = 16

Nesse apêndice são apresentados os incrementos de cargas aplicados em cada uma das etapas da análise do defeito Rc = 16, o valor máximo de tensão equivalente de Von Mises atingido naquela etapa e o máximo incremento de deformação plástica sofrido em cada sub-passo da análise. Em vermelho, são destacados os casos em que o limite de incremento de deformação plástica ou a tensão última do material são atingidos. A pressão máxima que pode ser aplicada no duto sem que ocorra a falha, pelos critérios discutidos no capítulo 3, está destacada na cor verde.

Passo	ΔP (Mpa)	Pint (Mpa)	PI (Mpa)	Sub-passo	Pint (Mpa)	PI(Mpa)	σ_{ev} (Mpa)	Max Δ Def Plas
1	2,1369	5,1286	68,8003	1	1,2822	17,2001	412,0700	0,0000
				2	2,5643	34,4001		0,0000
				3	3,8465	51,6002		0,0000
				4	5,1286	68,8003		0,0000
2	2,1369	7,2655	97,4670	1	5,6628	75,9669	561,1900	0,0000
				2	6,1971	83,1336		0,0000
				3	6,7313	90,3003		0,0000
				4	7,2655	97,4670		0,0001
3	2,1369	9,4025	126,1338	1	7,7998	104,6337	557,7800	0,0002
				2	8,3340	111,8004		0,0002
				3	8,8682	118,9671		0,0004
				4	9,4025	126,1338		0,0005
4	2,1369	11,5394	154,8006	1	9,9367	133,3005	566,1800	0,0003
				2	10,4709	140,4672		0,0003
				3	11,0051	147,6339		0,0005
				4	11,5394	154,8006		0,0006
5	2,1369	13,6763	183,4673	1	12,0736	161,9673	578,8600	0,0004
				2	12,6078	169,1340		0,0004
				3	13,1421	176,3007		0,0006
				4	13,6763	183,4673		0,0005
6	2,1369	15,8132	212,1341	1	14,2105	190,6340	599,5400	0,0004
				2	14,7448	197,8007		0,0007
				3	15,2790	204,9674		0,0013
				4	15,8132	212,1341		0,0015
7a	2,1369	17,9501	240,8009	1	16,3474	219,3008	627,1900	0,0012
				2	16,8817	226,4675		0,0013
				3	17,4159	233,6342		0,0023
				4	17,9501	240,8009		0,0028
7	1,0685	16,8817	226,4675	1	16,0803	215,7175	612,5300	0,0006
				2	16,3474	219,3008		0,0006
				3	16,6146	222,8842		0,0010
				4	16,8817	226,4675		0,0011
8	1,0685	17,9501	240,8009	1	17,1488	230,0508	627,1700	0,0008
				2	17,4159	233,6342		0,0008
				3	17,6830	237,2175		0,0013
				4	17,9501	240,8009		0,0015
9	1,0685	19,0186	255,1343	1	18,2173	244,3842	642,4600	0,0011
				2	18,4844	247,9676		0,0012
				3	18,7515	251,5509		0,0020
				4	19,0186	255,1343		0,0022
10a	1,0685	20,0871	269,4677	1	19,2857	258,7176	659,4900	0,0017
				2	19,5528	262,3010		0,0018
				3	19,8199	265,8843		0,0030
				4	20,0871	269,4677		0,0034
10	0,5342	19,5528	262,3010	1	19,1522	256,9259	650,5000	0,0008
				2	19,2857	258,7176		0,0008
				3	19,4193	260,5093		0,0013
				4	19,5528	262,3010		0,0014
11	0,5342	20,0871	269,4677	1	19,6864	264,0926	659,5000	0,0010
				2	19,8199	265,8843		0,0010
				3	19,9535	267,6760		0,0017
				4	20,0871	269,4677		0,0018
12	0,5342	20,6213	276,6344	1	20,2206	271,2593	669,5500	0,0013
				2	20,3542	273,0510		0,0014
				3	20,4877	274,8427		0,0022
				4	20,6213	276,6344		0,0024
13a	0,5342	21,1555	283,8010	1	20,7548	278,4260	680,3200	0,0017
				2	20,8884	280,2177		0,0018
				3	21,0220	282,0094		0,0029
				4	21,1555	283,8010		0,0032

13	0,2671	20,8884	280,2177	1	20,6881	277,5302	674,8100	0,0000
				2	20,7548	278,4260		0,0017
				3	20,8216	279,3219		0,0013
				4	20,8884	280,2177		0,0014
14	0,2671	21,1555	283,8010	1	20,9552	281,1135	680,3300	0,0000
				2	21,0220	282,0094		0,0019
				3	21,0887	282,9052		0,0015
				4	21,1555	283,8010		0,0016
15	0,2671	21,4226	287,3844	1	21,2223	284,6969	686,4600	0,0012
				2	21,2891	285,5927		0,0012
				3	21,3559	286,4886		0,0019
				4	21,4226	287,3844		0,0020
16	0,2671	21,6898	290,9677	1	21,4894	288,2802	693,2400	0,0014
				2	21,5562	289,1761		0,0015
				3	21,6230	290,0719		0,0023
				4	21,6898	290,9677		0,0025
17a	0,2671	21,9569	294,5511	1	21,7565	291,8636	700,6700	0,0017
				2	21,8233	292,7594		0,0018
				3	21,8901	293,6553		0,0028
				4	21,9569	294,5511		0,0030
17	0,1336	21,8233	292,7594	1	21,7231	291,4157	696,8600	0,0000
				2	21,7565	291,8636		0,0017
				3	21,7899	292,3115		0,0013
				4	21,8233	292,7594		0,0014
18	0,1336	21,9569	294,5511	1	21,8567	293,2073	700,6800	0,0000
				2	21,8901	293,6553		0,0019
				3	21,9235	294,1032		0,0015
				4	21,9569	294,5511		0,0016
19	0,1336	22,0904	296,3428	1	21,9903	294,9990	704,6700	0,0011
				2	22,0236	295,4469		0,0011
				3	22,0570	295,8948		0,0017
				4	22,0904	296,3428		0,0018
20	0,1336	22,2240	298,1344	1	22,1238	296,7907	708,9800	0,0012
				2	22,1572	297,2386		0,0013
				3	22,1906	297,6865		0,0019
				4	22,2240	298,1344		0,0019
21	0,1336	22,3575	299,9261	1	22,2574	298,5824	713,1300	0,0013
				2	22,2908	299,0303		0,0013
				3	22,3242	299,4782		0,0019
				4	22,3575	299,9261		0,0019
22	0,1336	22,4911	301,7178	1	22,3909	300,3740	716,9300	0,0013
				2	22,4243	300,8219		0,0013
				3	22,4577	301,2699		0,0019
				4	22,4911	301,7178		0,0019
23a	0,0668	22,5579	302,6136	1	22,5078	301,9417	718,8500	0,0013
				2	22,5245	302,1657		0,0007
				3	22,5412	302,3897		0,0010
				4	22,5579	302,6136		0,0003
23	0,0334	22,5245	302,1657	1	22,4994	301,8298	717,8800	0,0007
				2	22,5078	301,9417		0,0003
				3	22,5161	302,0537		0,0005
				4	22,5245	302,1657		0,0002
24a	0,0167	22,5412	302,3897	1	22,5287	302,2217	718,3700	0,0000
				2	22,5328	302,2777		0,0003
				3	22,5370	302,3337		0,0002
				4	22,5412	302,3897		0,0003

Apêndice F

Roteiro de Análise - RDM

Nesse apêndice são apresentados os incrementos de cargas aplicados em cada uma das etapas da análise do defeito RDM, o valor máximo de tensão equivalente de Von Mises atingido naquela etapa e o máximo incremento de deformação plástica sofrido em cada sub-passo da análise. Em vermelho, são destacados os casos em que o limite de incremento de deformação plástica ou a tensão última do material são atingidos. A pressão máxima que pode ser aplicada no duto sem que ocorra a falha, pelos critérios discutidos no capítulo 3, está destacada na cor verde.

Passo	ΔP (Mpa)	Pint (Mpa)	PI (Mpa)	Sub-passo	Pint (Mpa)	PI(Mpa)	σ_{ev} (Mpa)	Max Δ Def Plas
1	2,3585	5,6605	75,9350	1	1,4151	18,9838	517,9000	0,0000
				2	2,8302	37,9675		0,0000
				3	4,2453	56,9513		0,0000
				4	5,6605	75,9350		0,0001
2	2,3585	8,0190	107,5746	1	6,2501	83,8449	554,0200	0,0001
				2	6,8397	91,7548		0,0001
				3	7,4294	99,6647		0,0003
				4	8,0190	107,5746		0,0003
3	2,3585	10,3775	139,2142	1	8,6086	115,4845	557,1000	0,0003
				2	9,1983	123,3944		0,0003
				3	9,7879	131,3043		0,0006
				4	10,3775	139,2142		0,0006
4	2,3585	12,7360	170,8538	1	10,9671	147,1241	579,3100	0,0004
				2	11,5568	155,0340		0,0005
				3	12,1464	162,9439		0,0008
				4	12,7360	170,8538		0,0008
5	2,3585	15,0946	202,4934	1	13,3257	178,7637	601,8700	0,0005
				2	13,9153	186,6736		0,0006
				3	14,5049	194,5835		0,0010
				4	15,0946	202,4934		0,0012
6	2,3585	17,4531	234,1330	1	15,6842	210,4033	629,4400	0,0009
				2	16,2738	218,3132		0,0011
				3	16,8635	226,2231		0,0020
				4	17,4531	234,1330		0,0025
7a	2,3585	19,8116	265,7726	1	18,0427	242,0429	661,5100	0,0018
				2	18,6324	249,9528		0,0021
				3	19,2220	257,8627		0,0039
				4	19,8116	265,7726		0,0054
7	1,1793	18,6324	249,9528	1	17,7479	238,0880	644,5000	0,0009
				2	18,0427	242,0429		0,0009
				3	18,3375	245,9979		0,0015
				4	18,6324	249,9528		0,0017
8a	1,1793	19,8116	265,7726	1	18,9272	253,9077	661,5000	0,0013
				2	19,2220	257,8627		0,0014
				3	19,5168	261,8176		0,0025
				4	19,8116	265,7726		0,0029
8	0,5896	19,2220	257,8627	1	18,7798	251,9303	652,7400	0,0006
				2	18,9272	253,9077		0,0007
				3	19,0746	255,8852		0,0010
				4	19,2220	257,8627		0,0011
9	0,5896	19,8116	265,7726	1	19,3694	259,8402	661,4900	0,0008
				2	19,5168	261,8176		0,0009
				3	19,6642	263,7951		0,0014
				4	19,8116	265,7726		0,0015
10	0,5896	20,4012	273,6825	1	19,9590	267,7501	672,5700	0,0011
				2	20,1064	269,7275		0,0012
				3	20,2538	271,7050		0,0019
				4	20,4012	273,6825		0,0021
11a	0,5896	20,9909	281,5924	1	20,5487	275,6600	684,6500	0,0015
				2	20,6961	277,6374		0,0016
				3	20,8435	279,6149		0,0026
				4	20,9909	281,5924		0,0029
11	0,2948	20,6961	277,6374	1	20,4750	274,6712	678,3800	0,0000
				2	20,5487	275,6600		0,0015
				3	20,6224	276,6487		0,0012
				4	20,6961	277,6374		0,0013
12	0,2948	20,9909	281,5924	1	20,7698	278,6262	684,6500	0,0000
				2	20,8435	279,6149		0,0018
				3	20,9172	280,6037		0,0014
				4	20,9909	281,5924		0,0015

13	0,2948	21,2857	285,5473	1	21,0646	282,5811	691,4000	0,0000
				2	21,1383	283,5699		0,0021
				3	21,2120	284,5586		0,0017
				4	21,2857	285,5473		0,0018
14a	0,2948	21,5805	289,5023	1	21,3594	286,5361	698,7700	0,0000
				2	21,4331	287,5248		0,0026
				3	21,5068	288,5136		0,0021
				4	21,5805	289,5023		0,0023
14	0,1474	21,4331	287,5248	1	21,3225	286,0417	694,8600	0,0000
				2	21,3594	286,5361		0,0013
				3	21,3963	287,0305		0,0010
				4	21,4331	287,5248		0,0010
15	0,1474	21,5805	289,5023	1	21,4700	288,0192	698,7600	0,0000
				2	21,5068	288,5136		0,0014
				3	21,5437	289,0079		0,0011
				4	21,5805	289,5023		0,0012
16	0,1474	21,7279	291,4798	1	21,6174	289,9967	702,8400	0,0008
				2	21,6542	290,4910		0,0008
				3	21,6911	290,9854		0,0013
				4	21,7279	291,4798		0,0013
17	0,1474	21,8753	293,4572	1	21,7648	291,9741	706,9800	0,0009
				2	21,8016	292,4685		0,0009
				3	21,8385	292,9629		0,0014
				4	21,8753	293,4572		0,0015
18	0,1474	22,0227	295,4347	1	21,9122	293,9516	711,2400	0,0010
				2	21,9490	294,4460		0,0010
				3	21,9859	294,9403		0,0016
				4	22,0227	295,4347		0,0017
19	0,1474	22,1701	297,4122	1	22,0596	295,9291	716,4200	0,0012
				2	22,0964	296,4235		0,0013
				3	22,1333	296,9178		0,0020
				4	22,1701	297,4122		0,0020
20a	0,1474	22,3176	299,3897	1	22,2070	297,9066	721,4500	0,0013
				2	22,2438	298,4009		0,0013
				3	22,2807	298,8953		0,0021
				4	22,3176	299,3897		0,0021
20b	0,0737	22,2438	298,4009	1	22,1886	297,6594	719,0300	0,0013
				2	22,2070	297,9066		0,0007
				3	22,2254	298,1537		0,0010
				4	22,2438	298,4009		0,0003
20	0,0369	22,2070	297,9066	1	22,1794	297,5358	717,7400	0,0007
				2	22,1886	297,6594		0,0003
				3	22,1978	297,7830		0,0005
				4	22,2070	297,9066		0,0002
21	0,0184	22,2254	298,1537	1	22,2116	297,9684	718,4100	0,0000
				2	22,2162	298,0302		0,0003
				3	22,2208	298,0919		0,0003
				4	22,2254	298,1537		0,0003