



RIO

PUC

Dissertação de Mestrado

Avaliação Experimental da Integridade Estrutural de Vasos de Pressão e Tubulações através da Norma API 579-1/ASME FFS-1 e da Técnica DIC

Filipe Fiuza de Paula Alves

Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro
Centro Técnico Científico
Departamento de Engenharia Mecânica

Rio de Janeiro, 9 de outubro de 2025



Pontifícia
Universidade
Católica do
Rio de Janeiro

Dissertação de Mestrado

Avaliação Experimental da Integridade Estrutural de Vasos de Pressão e Tubulações através da Norma API 579-1/ASME FFS-1 e da Técnica DIC

Filipe Fiuza de Paula Alves

Orientação: Professor Renato Bichara Vieira, D.Sc.

Dissertação apresentada como requisito parcial para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica pelo programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, no Departamento de Engenharia Mecânica.

Rio de Janeiro, 9 de outubro de 2025



Pontifícia
Universidade
Católica do
Rio de Janeiro

Avaliação Experimental da Integridade Estrutural de Vasos de Pressão e Tubulações através da Norma API 579-1/ASME FFS-1 e da Técnica DIC

Filipe Fiuza de Paula Alves

**Dissertação apresentada como requisito parcial para a
obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.
Aprovada pela Comissão examinadora abaixo:**

Professor Renato Bichara Vieira, D.Sc.

Orientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Professor José Luiz de França Freire, D.Sc.

JLFFREIRE Consultoria

Professor Jorge Luiz Coutinho Diniz, D.Sc.

Departamento de Engenharia Mecânica – CEFET/RJ

Professor Felipe do Carmo Amorim, D.Sc.

Departamento de Engenharia Mecânica – CEFET/RJ

Rio de Janeiro, 9 de outubro de 2025



Pontifícia
Universidade
Católica do
Rio de Janeiro

Todos os direitos reservados. A reprodução, total ou parcial, do trabalho é proibida sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

Filipe Fiuza de Paula Alves

Graduou-se em Engenharia Mecânica no Centro Federal de Educação Celso Suckow da Fonseca – CEFET/RJ em 2021.

Ficha Catalográfica

Alves, Filipe Fiuza de Paula

Avaliação experimental da integridade estrutural de vasos de pressão e tubulações através da norma API 579-1/ASME FFS-1 e da técnica DIC / Filipe Fiuza de Paula Alves; orientador: Renato Bichara Vieira. – Rio de Janeiro: PUC-Rio, Departamento de Engenharia Mecânica – 2025.

99 f. : il. color. ; 30 cm

Dissertação (mestrado) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica, 2025.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Mecânica – Teses. 2. Integridade estrutural. 3. DIC. 4. Perda localizada de espessura. 5. Vasos de pressão. 6. Dutos. I. Vieira, Renato Bichara. II. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Mecânica. III. Título.

CDD: 621

Agradecimentos

Ao departamento de Engenharia Mecânica da PUC-Rio, pelos auxílios concedidos, bem como pela disponibilidade de equipamentos e laboratórios necessários para realização dos experimentos, sem os quais este trabalho não poderia ser desenvolvido.

Ao professor Renato Vieira, pela orientação e por todas as contribuições não somente na execução dos experimentos, mas também em todo processo de ensino-aprendizagem.

Aos demais professores do corpo docente do departamento, pelos ensinamentos e conhecimentos transmitidos.

Aos funcionários do departamento, por todo suporte fornecido.

Aos professores que participaram da comissão examinadora.

À minha família, em especial à Priscylla, Ana, Fernando, Marilene e Patricia, pelas palavras de incentivo, carinho, compreensão e por todo apoio ao longo destes dois anos.

Aos amigos que me ajudaram de alguma maneira durante esta trajetória.

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

O presente trabalho foi realizado com apoio da Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis por meio do Programa de Recursos Humanos, PRH 10.1-ANP, FAPESP, número do processo 2024/10545-9; sendo este suporte essencial para um bom desenvolvimento no programa de mestrado e seu cumprimento de maneira satisfatória.

Resumo

Alves, Filipe Fiuza de Paula; Vieira, Renato Bichara (Orientador). **Avaliação Experimental da Integridade Estrutural de Vasos de Pressão e Tubulações através da Norma API 579-1/ASME FFS-1 e da Técnica DIC**. Rio de Janeiro, 2025. 99p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

O presente trabalho baseia-se no estudo e comparação entre fatores de segurança da norma API 579-1/ASME FFS-1: *Fitness-For-Service* e fatores de segurança obtidos experimentalmente para um vaso de pressão de aço carbono que apresenta perda localizada de espessura. Para este experimento, foi construído um vaso de pressão feito de um tubo de aço carbono com tampos soldados em suas extremidades, com dimensões reduzidas em escala, de maneira a reproduzir as mesmas tensões atuantes de um duto comercial comumente utilizado em serviços de transporte de fluidos, quando aplicada uma pressão interna. Na avaliação da integridade estrutural do vaso de pressão, foi utilizada a técnica DIC (Correlação Digital de Imagens) – um método óptico-numérico de registro e mapeamento de uma configuração de referência para uma configuração deformada – sendo comparado neste caso, o vaso de pressão antes e depois da aplicação de pressão interna, para medir o campo de deslocamento na região que contém a perda localizada de espessura e, por diferenciação, obter o campo de deformações na superfície. Com as medições de deformação obtidas a partir de experimentos e trabalhando no regime elástico, foi possível calcular as tensões atuantes no espécime, o fator de concentração de tensões e o fator de segurança. Por comparação, os fatores de segurança da norma de adequação ao uso são avaliados e são apresentados comentários sobre quão conservadores eles podem ser. Além disso, como a DIC é uma técnica não destrutiva, sem contato, que utiliza equipamentos leves e pouco volumosos, é discutida a possibilidade de aplicá-la para avaliar vasos de pressão e dutos em serviço sem que haja grandes transtornos.

Palavras-chave

Integridade Estrutural; DIC; Perda Localizada de Espessura; Vasos de Pressão; Dutos.

Abstract

Alves, Filipe Fiuza de Paula; Vieira, Renato Bichara (Advisor).
Experimental Evaluation of the Structural Integrity of Pressure Vessels and Pipes through API 579/ASME FFS-1 Standard and DIC Technique. Rio de Janeiro, 2025. 99p.
Dissertação de mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

This work is based on the study and comparison between safety factors from the API 579-1/ASME FFS-1: Fitness-For-Service standard and safety factors experimentally obtained for a carbon steel pressure vessel which exhibits localized metal loss. For this experiment, a pressure vessel made from a carbon steel pipe with caps welded to its ends was built, with reduced dimensions (scaled), in order to reproduce the same acting stresses of a commercial pipe commonly used in fluid transportation services, when an internal pressure is applied. In the assessment of the structural integrity of the pressure vessel, the DIC (Digital Image Correlation) technique was used – an optical-numerical method of recording and mapping a reference configuration to a deformed configuration – comparing in this case, the pressure vessel before and after the application of internal pressure to measure the displacement field in the region which contains the localized metal loss and, by differentiation, obtain the strain field on the surface. With strain measurements obtained from experiments and working in the elastic regime, it was possible to calculate the stresses acting on the specimen, the stress concentration factor and the safety factor. By comparison, the fitness-for-service standard safety factors are evaluated and commentary on how conservative it might be is presented. Furthermore, as DIC is a non-destructive, non-contact technique that uses light and small equipment, the possibility to apply it to the assessment of pressure vessels and pipelines in service without major disruptions is discussed.

Keywords

Structural Integrity; DIC; Localized Metal Loss; Pressure Vessels; Pipes.

Sumário

1	Introdução	17
1.1	Contextualização	17
1.2	Objetivos	18
1.3	Organização do Trabalho	18
2	Referencial Teórico	20
2.1	Mecânica dos Sólidos	20
2.2	Análise de Tensões em Vasos de Pressão Cilíndricos	23
2.3	Crítérios de Resistência Contra o Escoamento	28
2.4	Códigos e Normas	31
2.5	Correlação Digital de Imagens	38
3	Metodologia	44
3.1	Metodologia Proposta pela Norma API 579-1/ASME FFS-1	44
3.2	Metodologia Experimental Usando a Técnica DIC	48
4	Desenvolvimento	52
4.1	Características do Vaso de Pressão em Escala	52
4.2	Avaliação Baseada na Norma API 579-1/ASME FFS-1 – Parte 5	53
4.3	Avaliação Baseada no 1º Experimento Realizado Usando a Técnica DIC	58
4.4	Avaliação Baseada no 2º Experimento Realizado Usando a Técnica DIC	64
5	Resultados e Discussão	67
5.1	Resultados	67
5.2	Discussão	80
6	Conclusões	83
6.1	Conclusões	83
	Referências Bibliográficas	86
A	Tabelas de Códigos e Normas	89
B	Tabelas e Figuras da Análise Experimental	91
C	Figuras da Análise FEA	98

Lista de figuras

Figura 2.1	Tensões atuantes na superfície a) externa e b) interna de um vaso de pressão cilíndrico. [5]	24
Figura 2.2	Tensões atuantes em um vaso de pressão cilíndrico. [5]	24
Figura 2.3	Representação gráfica comparativa entre os critérios de Tresca e Mises. [19]	30
Figura 2.4	Metodologias de avaliação FFS divididas em classes de acordo com o mecanismo de dano. Reproduzida da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]	33
Figura 2.5	Exemplo de matriz de risco. Reproduzida da norma API RP 581 [22]	35
Figura 2.6	Fluxograma de planejamento de IBR. Reproduzida da norma API RP 580 [21]	36
Figura 2.7	Comparação entre <i>speckle patterns</i> com densidade de pontos a) baixa, b) ideal, e c) muito alta. [25]	38
Figura 2.8	Mapeamento DIC a partir de múltiplas janelas de correlação. [25]	39
Figura 2.9	Mapeamento bidimensional dos deslocamentos de uma janela de correlação. [26]	40
Figura 2.10	Efeito dos gradientes de deslocamento sobre os pontos de uma janela de correlação. [27]	41
Figura 2.11	Relação entre tamanhos de <i>subset</i> e <i>step</i> . [25]	41
Figura 2.12	Tipos de técnicas DIC: a) 2D-DIC, b) 3D-DIC, c) DVC. [25]	42
Figura 3.1	Fluxograma para avaliação de um componente com perda localizada de espessura. Adaptada da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]	47
Figura 3.2	<i>Speckle pattern</i> criado na área de interesse do vaso de pressão para análise DIC.	48
Figura 3.3	a) Especificação do tamanho dos pontos; b) Rolo texturizado utilizado para criar o <i>speckle pattern</i> .	48
Figura 3.4	Vaso de pressão posicionado e pronto para aplicação de pressão interna e análise DIC.	49
Figura 3.5	Croqui do posicionamento dos sensores em relação ao vaso de pressão em escala instrumentado; sendo a) a vista lateral e b) a vista superior.	49
Figura 3.6	Placa plana 12x9 pontos 5 mm, em diferentes posições, utilizada para calibração da posição dos sensores.	50
Figura 3.7	Bomba hidropneumática usada para aplicação de pressão interna.	51
Figura 3.8	Representação do tamanho dos <i>subsets</i> (91x91 px) em relação à imagem de referência.	51

Figura 4.1	Método para determinação do CTP nas direções longitudinal e circunferencial. Reproduzida da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]	54
Figura 4.2	Gráfico que estabelece o critério de aceitação da extensão longitudinal do defeito (s) ou a necessidade do cálculo da $MAWP_r$. Adaptada da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]	56
Figura 4.3	Planos de inspeção nas direções longitudinal e circunferencial.	59
Figura 4.4	CTP nas direções longitudinal e circunferencial.	59
Figura 4.5	Perfil do plano central longitudinal na região do defeito.	60
Figura 4.6	Perfil do plano central circunferencial na região do defeito.	60
Figura 4.7	Deformação circunferencial medida com <i>strain gage</i> na região nominal correspondente a cada nível de pressão aplicado ao vaso de pressão – 1º experimento.	61
Figura 4.8	Campos de deformações medidos com a técnica DIC na direção vertical; sendo a) o campo de deformações a 5,76 MPa, b) o campo de deformações a 4,09 MPa e c) o campo de deformações a 1,83 MPa.	63
Figura 4.9	Deformação circunferencial medida com <i>strain gage</i> na região nominal correspondente a cada nível de pressão aplicado ao vaso de pressão – 2º experimento.	64
Figura 4.10	Campos de deformações medidos com a técnica DIC na direção vertical; sendo a) o campo de deformações a 5,26 MPa, b) o campo de deformações a 4,17 MPa e c) o campo de deformações a 2,28 MPa.	66
Figura 5.1	Comparação entre curvas na região nominal do vaso de pressão – 1º experimento.	67
Figura 5.2	Comparação da MAWP e da $MAWP_r$ obtidas para as curvas API579 em relação às curvas DIC – 1º experimento.	68
Figura 5.3	Comparação entre as curvas DIC do 1º e 2º experimentos em relação às curvas API579 propostas pela norma.	70
Figura 5.4	Comparação entre resultados obtidos com DIC, API 579-1/ASME FFS-1, DNV-RP-F101 e ASME B31G na avaliação das regiões nominal e do defeito.	73
Figura 5.5	Seção transversal do vaso de pressão, no centro da LTA, mostrando a diferença entre os formatos de defeito a) plano e b) com profundidade uniforme.	74
Figura 5.6	Tensões circunferenciais atuantes obtidas usando FEA na avaliação da região do defeito plano conforme usinado o vaso de pressão do experimento.	75
Figura 5.7	Tensões circunferenciais atuantes obtidas usando FEA na avaliação da região do defeito com profundidade uniforme conforme hipótese da norma API 579-1/ASME FFS-1.	75
Figura 5.8	Distribuição das tensões ao longo da linha circunferencial do defeito usando FEA.	76
Figura 5.9	Distribuição das tensões ao longo da linha longitudinal do defeito usando FEA.	76

Figura 5.10 Distribuição das tensões circunferenciais e longitudinais ao longo da linha circunferencial dos defeitos obtida a partir de resultados da FEA.	77
Figura 5.11 Distribuição das tensões circunferenciais e longitudinais ao longo da linha longitudinal dos defeitos obtida a partir de resultados da FEA.	77
Figura 5.12 Comparação entre resultados obtidos usando FEA, DIC e a solução da API 579-1/ASME FFS-1 na avaliação da região do defeito.	78
Figura 5.13 Comparação entre resultados obtidos usando FEA, DIC e a solução corrigida para API 579-1/ASME FFS-1 na avaliação do defeito plano.	79
Figura 5.14 Resultado obtido forçando o valor de RSF para R_t na solução corrigida para API 579-1/ASME FFS-1 na avaliação do defeito plano.	80
Figura B.1 Comparação entre curvas na região nominal do vaso de pressão – 2º experimento.	97
Figura B.2 Comparação da MAWP e da $MAWP_r$ obtida para as curvas API579 em relação às curvas DIC - 2º experimento.	97
Figura C.1 Malha gerada usando elementos sólidos tetraédricos na avaliação da região do defeito plano conforme usinado o vaso de pressão do experimento.	98
Figura C.2 Malha gerada usando elementos sólidos tetraédricos na avaliação da região do defeito com profundidade uniforme conforme hipótese da norma API 579/ASME FFS-1.	98
Figura C.3 Condições de contorno aplicadas aos modelos na análise FEA; sendo a) a condição de contorno de deslocamento nulo nas direções x e y aplicada na face que representa a extremidade do vaso de pressão, b) a tensão longitudinal atuante aplicada na face que representa a extremidade do vaso de pressão para reproduzir efeitos de tampos, e c) a pressão interna aplicada na superfície interna do vaso de pressão.	99

Lista de tabelas

Tabela 2.1	Definição dos tipos de componentes. Reproduzida da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]	34
Tabela 2.2	Prazos máximos para inspeções de segurança periódicas. Adaptada da norma NR-13. [2]	37
Tabela 4.1	Dimensões e propriedades mecânicas.	52
Tabela 4.2	Tabela para estimar o fator M_t baseado no valor de λs . Adaptada da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]	57
Tabela 4.3	Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região nominal – 1º experimento.	61
Tabela 4.4	Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região do defeito – ponto crítico – 1º experimento.	62
Tabela 4.5	Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região nominal – 2º experimento.	65
Tabela 4.6	Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região do defeito – ponto crítico – 2º experimento.	65
Tabela 5.1	Comparação entre resultados obtidos com DIC, API 579-1/ASME FFS-1, DNV-RP-F101 e ASME B31G na avaliação das regiões nominal e do defeito.	73
Tabela 5.2	Comparação entre $MAWP_r$ obtido usando FEA, DIC e as soluções para API 579-1/ASME FFS-1.	79
Tabela A.1	Tensões de membrana nas direções circunferencial (σ_m^c) e longitudinal (σ_m^l) calculadas conforme a norma API 579-1/ASME FFS-1 usando as Equações 3-11 e 3-8.	89
Tabela A.2	Mínima espessura requerida nas direções circunferencial (t_{min}^c) e longitudinal (t_{min}^l) calculadas conforme a norma API 579-1/ASME FFS-1 usando as Equações 3-12 e 3-9.	89
Tabela A.3	Dimensões de tubos de aço soldados e sem costura. Adaptado da norma ASME B36.10M: <i>Welded and Seamless Wrought Steel Pipe</i> . [33]	90
Tabela B.1	Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.3 na região nominal usando as Equações 5-1 e 5-2 – 1º experimento.	91
Tabela B.2	Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.4 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-1 e 5-2 – 1º experimento.	91
Tabela B.3	Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.1 na região nominal usando as Equações 5-3 e 5-4 – 1º experimento.	92
Tabela B.4	Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.2 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-3 e 5-4 – 1º experimento.	92

Tabela B.5 Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.3 na região nominal usando a Equação 5-5 – 1º experimento.	92
Tabela B.6 Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.4 na região do defeito – ponto crítico – usando a Equação 5-5 – 1º experimento.	93
Tabela B.7 Deformações circunferenciais (ϵ_c) medidas com strain gage na região nominal – 1º experimento.	93
Tabela B.8 Tensões circunferenciais (σ_c) calculadas a partir dos dados da Tabela B.7 na região nominal – 1º experimento.	93
Tabela B.9 Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.5 na região nominal usando as Equações 5-1 e 5-2 – 2º experimento.	94
Tabela B.10 Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.6 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-1 e 5-2 – 2º experimento.	94
Tabela B.11 Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.9 na região nominal usando as Equações 5-3 e 5-4 – 2º experimento.	94
Tabela B.12 Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.10 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-3 e 5-4 – 2º experimento.	95
Tabela B.13 Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.11 na região nominal usando a Equação 5-5 – 2º experimento.	95
Tabela B.14 Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.12 na região do defeito – ponto crítico – usando a Equação 5-5 – 2º experimento.	95
Tabela B.15 Deformações circunferenciais (ϵ_c) medidas com strain gage na região nominal – 2º experimento.	96
Tabela B.16 Tensões circunferenciais (σ_c) calculadas a partir dos dados da Tabela B.15 na região nominal – 2º experimento.	96

Lista de abreviaturas e símbolos

API – *American Petroleum Institute*

ASME – *American Society of Mechanical Engineers*

ASTM – *American Society for Testing and Materials*

BPVC – *Boiler and Pressure Vessel Code*

b – Comprimento da Seção Seccionada de um Vaso de Pressão Cilíndrico

c – Extensão Circunferencial do Defeito

C – Fator de Correção para Abaulamento

CoF – Consequência de Falha

CTP – Perfil Crítico de Espessura

d – Profundidade Máxima Medida na LTA

D – Diâmetro Interno

D_o – Diâmetro Externo

DIC – Correlação Digital de Imagens

DNV – *Det Norske Veritas*

E – Módulo de Elasticidade

E_c – Fator de Eficiência da Junta Soldada na Direção Circunferencial

E_l – Fator de Eficiência da Junta Soldada na Direção Longitudinal

FAD – Diagrama de Avaliação de Falhas

FCA – Corrosão Futura Admissível

FEA – Análise de Elementos Finitos

FFS – Adequação ao Uso / Adequação para Serviço

FS – Fator de Segurança

FS_{API} – Fator de Segurança Calculado com Dados da Norma API 579-1

FS_{BPVC} – Fator de Segurança de Projeto do Código ASME BPVC.VIII.1

G – Módulo de Cisalhamento

IBR – Inspeção Baseada em Risco

K_t – Fator de Concentração de Tensão

K_{t-DIC} – Fator de Concentração de Tensão Calculado com Dados DIC

L_{msd} – Distância da Principal Descontinuidade Estrutural Mais Próxima

LOSS – Perda Uniforme de Metal

LTA – Área de Perda de Espessura Localizada

MAWP – Máxima Pressão de Trabalho Admissível
 $MAWP^c$ – Máxima Pressão de Trabalho Admissível na Direção Circunferencial
 $MAWP^l$ – Máxima Pressão de Trabalho Admissível na Direção Longitudinal
 $MAWP_r$ – Máxima Pressão de Trabalho Admissível Reduzida
 $M / M_t / Q$ – Fator de Concentração de Tensão para Abaulamento
 NPS – Diâmetro Nominal do Tubo
 NR – Norma Regulamentadora
 P – Pressão Interna de Projeto
 p – Pressão Interna
 PoF – Probabilidade de Falha
 R / r – Raio Interno
 R_o / r_o – Raio Externo
 RP – Prática Recomendada
 RSF – Fator de Resistência Remanescente
 RSF_a – Fator de Resistência Remanescente Admissível
 R_t – Razão de Espessura Remanescente
 s – Extensão Longitudinal do Defeito
 S – Tensão Admissível
 S_u – Limite de Resistência à Tração
 S_y – Limite de Resistência ao Escoamento
 SCH – Espessura de Parede Padronizada (*Schedule*)
 SPIE – Serviço Próprio de Inspeção de Equipamentos
 t – Espessura de Parede
 t_{mm} – Espessura de Parede Mínima Medida
 t_{min} – Mínima Espessura Requerida
 t_{min}^c – Mínima Espessura Requerida na Direção Circunferencial
 t_{min}^l – Mínima Espessura Requerida na Direção Longitudinal
 t_{nom} – Espessura Nominal
 t_{sl} – Espessura para Cargas Suplementares na Direção Longitudinal
 XS – Extra Forte (*Extra Strong*)
 ϵ_1 – Deformação Principal na Direção 1
 ϵ_2 – Deformação Principal na Direção 2
 ϵ_3 – Deformação Principal na Direção 3
 ϵ_c – Deformação Circunferencial
 ϵ_l – Deformação Longitudinal

- ϵ_x – Deformação na Direção X (Horizontal)
 ϵ_y – Deformação na Direção Y (Vertical)
 ϵ_z – Deformação na Direção Z
 γ_{xy} – Deformação Cisalhante no Plano XY
 $\gamma_{xz} / \gamma_{yz}$ – Deformação Cisalhante Fora do Plano XY
 λ_s – Parâmetro de Comprimento Longitudinal do Defeito
 σ_1 – Tensão Principal na Direção 1
 σ_2 – Tensão Principal na Direção 2
 σ_3 – Tensão Principal na Direção 3
 σ_c – Tensão Circunferencial
 σ_c^* – Tensão Circunferencial Corrigida pelo Fator C
 σ_l – Tensão Longitudinal
 σ_{eq} – Tensão Equivalente
 $\sigma_{eqMISES}$ – Tensão Equivalente de von Mises
 $\sigma_{eqTRESCA}$ – Tensão Equivalente de Tresca
 σ_m – Tensão de Membrana
 σ_m^c – Tensão de Membrana na Direção Circunferencial
 σ_m^l – Tensão de Membrana na Direção Longitudinal
 σ_{mr} – Tensão de Membrana Reduzida Correspondente à $MAWP_r$
 σ_x – Tensão na Direção X (Horizontal); Normal ao Plano YZ
 σ_y – Tensão na Direção Y (Vertical); Normal ao Plano XZ
 σ_z – Tensão na Direção Z; Normal ao Plano XY
 τ_{xy} – Tensão Cisalhante no Plano XY
 τ_{xz} / τ_{yz} – Tensão Cisalhante Fora do Plano XY
 ν – Coeficiente de Poisson

1

Introdução

Neste capítulo, é apresentada uma breve contextualização referenciada do presente trabalho, a exposição do tema e de suas delimitações, bem como a exposição de seus objetivos, de sua relevância e de sua organização.

1.1

Contextualização

Os vasos de pressão estão enquadrados em uma categoria de equipamentos presentes nas mais diversas plantas industriais, sendo fundamentais nos processos industriais que contenham fluidos armazenados a pressões internas superiores à pressão atmosférica. São equipamentos que devem apresentar estanqueidade, resistência mecânica e química adequadas a sua aplicação e se apresentam mais comumente na forma cilíndrica ou esférica. O código ASME *Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII Division 1: Rules for Construction of Pressure Vessels* [1] é um dos códigos de construção mais utilizados no projeto e fabricação de vasos de pressão. No Brasil, os vasos de pressão são regulamentados pela Norma Regulamentadora NR-13: Caldeiras, Vasos de Pressão, Tubulações e Tanques Metálicos de Armazenamento [2].

O tema do presente trabalho é a aplicação da técnica de correlação digital de imagens (DIC) na avaliação da integridade estrutural de um vaso de pressão com defeito de perda de espessura. O trabalho baseia-se em avaliar um vaso de pressão construído a partir de um tubo de aço carbono com tampos soldados em suas extremidades, fabricado com dimensões reduzidas em escala, contendo um defeito usinado na direção longitudinal de maneira a simular uma região com perda localizada de espessura, com uma geometria que acentua os efeitos de abaulamento. O vaso de pressão foi preenchido com água e ensaiado experimentalmente, sendo submetido a diferentes níveis de pressão interna para medir as correspondentes deformações produzidas na região nominal e na região do defeito.

Este trabalho irá delimitar-se a um vaso de pressão de aço carbono, em escala, que possui uma entrada de água em uma de suas extremidades, estando conectada a uma bomba hidropneumática para aplicação de pressão

interna; o vaso de pressão será posicionado na horizontal e não será submetido a outras formas de solicitações além de pressão interna e, portanto, serão desconsideradas cargas suplementares nos cálculos apresentados; será desconsiderada a influência de cargas dinâmicas.

1.2

Objetivos

O objetivo geral deste trabalho consiste em avaliar a integridade estrutural de um vaso de pressão de aço carbono, em escala, que apresenta perda localizada de espessura.

Tendo isso em mente, alguns objetivos específicos foram pensados como procedimentos a serem seguidos para alcançar o objetivo geral. São eles: preparação e realização do experimento aplicando a técnica DIC para coletar dados via captura de imagens utilizando o *software* Vic-Snap; análise DIC utilizando o *software* Vic-3D a partir dos dados experimentais coletados; avaliação do defeito conforme o nível 1 sugerido pela norma API 579-1/ASME FFS-1: *Fitness-For-Service* [3]; avaliação do defeito a partir dos resultados da análise DIC, realizada seguindo um guia de boas práticas [4]; avaliação do defeito a partir de simulações numéricas de elementos finitos; comparação entre fatores de segurança da norma de adequação ao uso e fatores de segurança obtidos com os dados experimentais e numéricos.

A principal contribuição do presente trabalho está na aplicação da técnica DIC para avaliar a integridade estrutural de um vaso de pressão com perda de espessura com geometria crítica, que resulta em previsões não conservativas pelas metodologias normalizadas. Os resultados experimentais são corroborados por simulações de elementos finitos que mostram que a geometria da região com perda de espessura pode ser fundamental na determinação das tensões máximas atuantes.

1.3

Organização do Trabalho

Esta dissertação está dividida em 6 capítulos.

O segundo capítulo apresenta o referencial teórico acerca de estado plano de tensões, lei de Hooke para o estado biaxial, tensões principais, deformações principais, tubos e cascas cilíndricas de paredes finas, aplicação do estado plano de tensões a vasos de pressão e critérios de resistência contra o escoamento. Também apresenta informações relevantes ao projeto de vasos de pressão de acordo com o código de construção ASME *Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII Division 1: Rules for Construction of*

Pressure Vessels [1], seu tratamento como equipamento mecânico estrutural e avaliação de sua integridade de acordo com a norma de adequação ao uso API 579-1/ASME FFS-1: *Fitness-For-Service* [3], definições de vasos de pressão, sua categorização e recomendações de inspeções de segurança conforme a Norma Regulamentadora NR-13: Caldeiras, Vasos de Pressão, Tubulações e Tanques Metálicos de Armazenamento [2]. Além disso, apresenta conceitos, definições e explicações acerca da técnica DIC, utilizada para analisar o defeito presente no vaso de pressão estudado neste trabalho.

O terceiro capítulo faz uma descrição sucinta da metodologia empregada no trabalho, tanto em relação à aplicação da norma de adequação ao uso quanto em relação à aplicação da técnica DIC.

O quarto capítulo refere-se ao desenvolvimento do trabalho por meio da exposição detalhada das etapas e dos procedimentos que irão compor a avaliação do defeito presente no vaso de pressão estudado, a fim de que sejam alcançados os objetivos anteriormente apresentados.

O quinto capítulo traz a exposição dos resultados, discussão e considerações sobre os mesmos.

O sexto capítulo, por fim, apresenta as conclusões e considerações finais sobre os resultados obtidos, retornando aos objetivos que nortearam o trabalho.

2

Referencial Teórico

Neste capítulo, são apresentados o referencial teórico acerca de estado plano de tensões, lei de Hooke para o estado biaxial, tensões principais, deformações principais, tubos e cascas cilíndricas de paredes fina, aplicação do estado plano de tensões a vasos de pressão e critérios de resistência contra o escoamento. Também são apresentadas informações relevantes ao projeto de vasos de pressão de acordo com o código de construção ASME *Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII Division 1: Rules for Construction of Pressure Vessels*, seu tratamento como equipamento mecânico estrutural e avaliação de sua integridade de acordo com norma de adequação ao uso API 579-1/ASME FFS-1: *Fitness-For-Service*, definições de vasos de pressão, sua categorização e recomendações de inspeções de segurança conforme a Norma Regulamentadora NR-13: Caldeiras, Vasos de Pressão, Tubulações e Tanques Metálicos de Armazenamento. Além disso, são apresentados conceitos, definições e explicações acerca da técnica DIC, utilizada para analisar o defeito presente no vaso de pressão estudado neste trabalho.

2.1

Mecânica dos Sólidos

Na teoria de mecânica dos sólidos, há dois conceitos que se fazem importantes para o contexto deste trabalho: superfície livre e estado plano de tensões. Uma superfície livre é definida como uma superfície de um corpo que não sofre ação de nenhuma força externa. O estado plano de tensões é definido como uma condição na qual as tensões normal e cisalhantes que atuam em uma das direções principais são iguais a zero. Estes dois conceitos simplificam a análise em diversas aplicações, pois transformam um problema de estado tridimensional em um problema de estado bidimensional.

Em um estado plano de tensões (também chamado de estado biaxial ou bidimensional), há duas tensões normais com valores não nulos atuando em duas direções principais e pode haver também tensões cisalhantes com valores não nulos, enquanto as tensões que atuam na terceira direção principal são nulas. No entanto, pode haver deformação nesta terceira direção principal.

Gere [5] aponta as principais hipóteses na análise das tensões e deformações de um sólido, que devem ser feitas em relação ao material: a primeira é que o material deve ser homogêneo e isotrópico, e a segunda é que o material deve seguir a lei de Hooke. Um material é dito homogêneo quando é uniforme em toda sua extensão; é dito isotrópico quando possui as mesmas propriedades em todas as direções; um material segue a lei de Hooke quando apresenta comportamento linear elástico. Todas essas hipóteses podem ser feitas em relação ao aço carbono que constitui o vaso de pressão estudado neste trabalho.

A lei de Hooke para um estado plano de tensões pode ser representada pelas Equações 2-1, 2-2, 2-3 e 2-4, a seguir, que expressam as deformações em função das tensões.

$$\epsilon_x = \frac{1}{E}(\sigma_x - \nu\sigma_y) \quad (2-1)$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{E}(\sigma_y - \nu\sigma_x) \quad (2-2)$$

$$\epsilon_z = -\frac{\nu}{E}(\sigma_x + \sigma_y) \quad (2-3)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \quad (2-4)$$

onde ϵ_x , ϵ_y e ϵ_z são as deformações normais, σ_x e σ_y são as tensões normais, γ_{xy} é a deformação cisalhante, τ_{xy} é a tensão cisalhante, ν é o coeficiente de Poisson, E é o módulo de elasticidade e G é o módulo de cisalhamento do material.

A lei de Hooke para um estado plano de tensões também pode expressar as tensões em função das deformações, representada pelas Equações 2-5, 2-6 e 2-7, a seguir.

$$\sigma_x = \frac{E}{1 - \nu^2}(\epsilon_x + \nu\epsilon_y) \quad (2-5)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{1 - \nu^2}(\epsilon_y + \nu\epsilon_x) \quad (2-6)$$

$$\tau_{xy} = G\gamma_{xy} \quad (2-7)$$

Desta maneira, para um estado plano de tensões, os valores de σ_z , τ_{xz} , τ_{yz} , γ_{xz} e γ_{yz} são iguais a zero.

Das constantes do material, E e ν são independentes, enquanto G depende das duas primeiras de acordo com a Equação 2-8.

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2-8)$$

As tensões principais são determinadas ao alinhar o sólido às direções principais de modo que as tensões cisalhantes sejam nulas, isto é, $\tau_{12} = \tau_{21} = 0$. Desta maneira, as tensões principais são expressas pela Equação 2-9, a seguir.

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (2-9)$$

onde σ_1 é a tensão principal na direção 1 (máxima), obtida pela soma dos dois termos da equação, e σ_2 é a tensão principal na direção 2 (mínima), obtida pela subtração dos dois termos da equação.

A convenção mais comum dita que as tensões principais devem ser organizadas da maior para a menor. Assim, $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. E, para um estado plano de tensões, $\sigma_3 = 0$.

As deformações principais, por sua vez, são expressas pela Equação 2-10, a seguir.

$$\epsilon_{1,2} = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{2}\right)^2 + \left(\frac{\gamma_{xy}}{2}\right)^2} \quad (2-10)$$

onde ϵ_1 é a deformação principal na direção 1 (máxima), obtida pela soma dos dois termos da equação, e ϵ_2 é a deformação principal na direção 2 (mínima), obtida pela subtração dos dois termos da equação.

De maneira análoga, as deformações principais devem ser organizadas assim: $\epsilon_1 > \epsilon_2 > \epsilon_3$.

O tensor das tensões para um estado plano de tensões é representado em notação matricial conforme a Equação 2-11.

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{xy} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{bmatrix} \quad (2-11)$$

O tensor das tensões representado pela Equação 2-11 indica que as tensões normal e cisalhantes na direção z são conhecidas e nulas e, portanto, ocorre a redução de ordem de um tensor triaxial para um tensor biaxial.

Assim, as tensões principais para um estado plano de tensões serão representadas em notação matricial pela Equação 2-12.

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_1 & \tau_{12} & 0 \\ \tau_{12} & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 \\ 0 & \sigma_2 \end{bmatrix} \quad (2-12)$$

O tensor das deformações para um estado plano de tensões é representado em notação matricial conforme a Equação 2-13.

$$[\epsilon] = \begin{bmatrix} \epsilon_x & \frac{\gamma_{xy}}{2} & 0 \\ \frac{\gamma_{xy}}{2} & \epsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_1 & \frac{\gamma_{12}}{2} & 0 \\ \frac{\gamma_{12}}{2} & \epsilon_2 & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon_3 \end{bmatrix} \quad (2-13)$$

Deve-se notar que o tensor das deformações representado pela Equação 2-13 indica que a deformação normal na direção z (ou 3) não é nula e, portanto, pode ocorrer deformação fora do plano em um estado plano de tensões.

2.2

Análise de Tensões em Vasos de Pressão Cilíndricos

Vasos de pressão cilíndricos são construídos a partir de tubos ou cascas cilíndricas de paredes fina. Para que sejam considerados de paredes fina, estes componentes devem apresentar espessura do costado muito menor que as outras dimensões; usualmente, é relacionada a espessura da parede do vaso de pressão com seu raio, conforme indicado por Gere [5] e França Filho [6], por meio da seguinte Equação 2-14.

$$\frac{r}{t} > 10 \quad (2-14)$$

onde r é o raio e t é a espessura de parede do componente.

O estado plano de tensões é uma condição comum a vários equipamentos e estruturas de engenharia. Um vaso de pressão de parede fina sujeito apenas à pressão interna é um exemplo de aplicação do estado plano de tensões, porque todos os planos que passam por um ponto de sua superfície externa apresentam tensões iguais a zero ($\sigma_z = \sigma_3 = 0$), conforme mostrado no elemento fundamental na Figura 2.1a. Olhando para um ponto da superfície interna do vaso de pressão, conforme mostrado no elemento fundamental na Figura 2.1b, apesar de existir uma tensão compressiva devido à pressão interna aplicada ($\sigma_z = \sigma_3 = -p$), o gradiente de pressão ao longo da espessura da parede diminui rapidamente até chegar a zero na superfície externa. Uma aproximação usual para tubos e cascas cilíndricas de parede

final é considerar que a superfície interna também está na condição de estado plano de tensões, negligenciando assim $\sigma_3 = -p$, visto que o valor de σ_3 é bem pequeno se comparado ao valor de σ_1 .

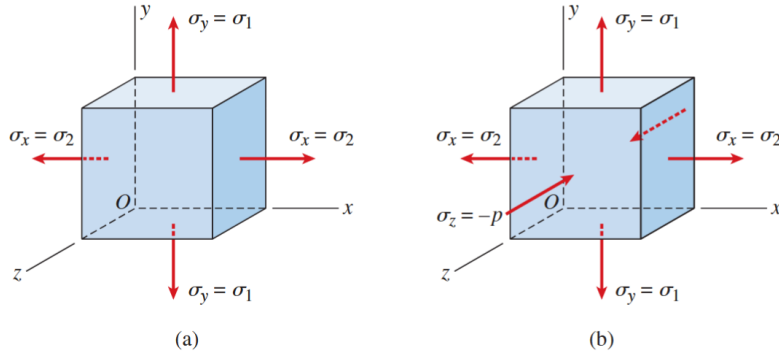


Figura 2.1: Tensões atuantes na superfície a) externa e b) interna de um vaso de pressão cilíndrico. [5]

Freire [7] explica que o maior uso das expressões dedicadas ao estado plano vai além da simplificação da análise de tensões; além de os pontos de uma superfície livre corresponderem aos pontos que apresentam as maiores tensões, as superfícies livres são também mais suscetíveis à aparição de defeitos, como aqueles oriundos de problemas de acabamento superficial ou do processo de fabricação, danos pelo meio e por solicitações cíclicas.

Considerando o vaso de pressão sujeito à pressão interna, representado pela Figura 2.2a, e seccionando este de modo a obter dois diagramas de corpo livre, representados pelas Figuras 2.2b e 2.2c, é possível definir as equações de equilíbrio necessárias para avaliar o estado de tensões na parede do vaso de pressão.

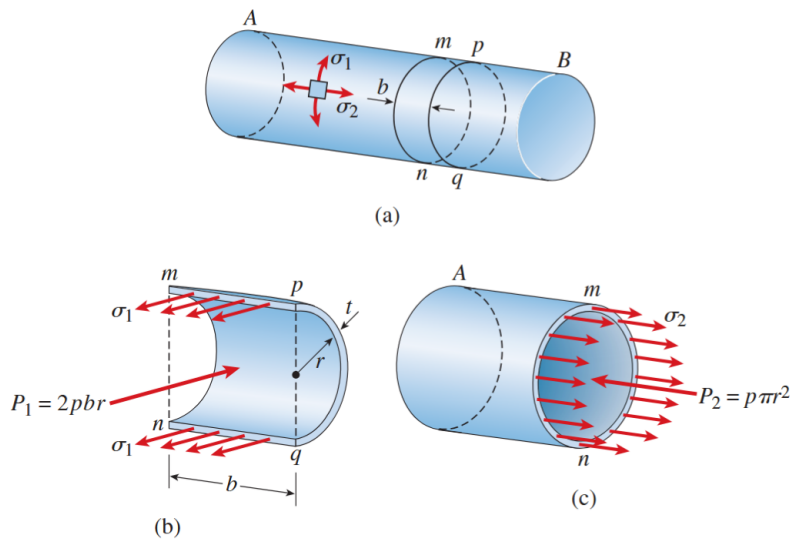


Figura 2.2: Tensões atuantes em um vaso de pressão cilíndrico. [5]

A partir das Figuras 2.2b e 2.2c, são obtidas as equações de equilíbrio dadas pelas Equações 2-15 e 2-16, a seguir.

$$\sigma_1(2bt) - 2pbr = 0 \quad (2-15)$$

$$\sigma_2(2\pi rt) - p\pi r^2 = 0 \quad (2-16)$$

onde p é a pressão interna, r é o raio interno, t é a espessura, b é o comprimento da seção seccionada, σ_1 é a tensão principal na direção 1 e σ_2 é a tensão principal na direção 2.

Manipulando as duas equações de equilíbrio, são obtidas as Equações 2-17 e 2-18, a seguir, que definem as tensões principais atuantes na parede do vaso de pressão.

$$\sigma_1 = \frac{2pbr}{2bt} = \frac{pr}{t} \quad (2-17)$$

$$\sigma_2 = \frac{p\pi r^2}{2\pi rt} = \frac{pr}{2t} \quad (2-18)$$

Devido às direções em que ocorrem as tensões principais em um tubo ou casca cilíndrica, σ_1 e σ_2 também são chamadas de tensão circunferencial (σ_c) e tensão longitudinal (σ_l), respectivamente; sendo $\sigma_c = 2\sigma_l$.

Em alguns códigos de construção de equipamentos, as tensões circunferencial e longitudinal são mais comumente apresentadas em função do diâmetro, como mostrado nas Equações 2-19 e 2-20, a seguir.

$$\sigma_c = \frac{PD}{2t} \quad (2-19)$$

$$\sigma_l = \frac{PD}{4t} \quad (2-20)$$

O estudo da análise de tensões para avaliação da integridade estrutural em dutos e vasos de pressão cilíndricos de paredes fina que apresentam defeitos de perda de espessura tem grande relevância e vem sendo discutido em normas e práticas recomendadas de engenharia, em instituições de pesquisa e em empresas do setor de óleo e gás. Métodos e técnicas vem sendo desenvolvidos e aprimorados com o objetivo de prever o comportamento destes componentes defeituosos quanto à predição de sua falha.

Diniz e colaboradores [8] estudaram a análise de deformações e tensões em dutos metálicos com perda de espessura por corrosão interna real ou

usinados por fresamento ou eletroerosão de modo a simular tiras de perda de material. Os dutos foram submetidos a pressão interna até sua ruptura. As perdas de espessura, razoavelmente constantes ao longo do defeito, alcançaram profundidades de até 70% da espessura do duto. O estudo aplicou o método de elementos finitos e ensaios experimentais usando *strain gages* pós-escoamento para obter os dados necessários para análise. Foi desenvolvido um modelo matemático para prever a pressão de ruptura dos dutos defeituosos, empregando as equações de resistência dos materiais para tubos de paredes fina associadas a um fator de correção para abaulamento sugerido pela prática recomendada DNV-RP-F101, ao limite de resistência à tração do material e ao critério de von Mises. O modelo previu com sucesso o início do colapso plástico quando comparado aos resultados dos ensaios hidrostáticos realizados com corpos de prova de dutos em escala real e com resultados de elementos finitos; sendo útil para demonstrar que os comportamentos de escoamento e ruptura dos espécimes novos ou corroídos, em condições de teste em laboratório, podem ser diretamente comparados e estendidos aos comportamentos de escoamento e ruptura de dutos enterrados em operação no campo. Os resultados evidenciaram que as extensas áreas longitudinais de defeitos se deformam, elástica e plasticamente, nas direções circunferencial e radial com alto grau de liberdade, enquanto são oferecidas grandes restrições às deformações longitudinais pelas paredes espessas não corroídas paralelas à tira de perda de material; e que a previsão da pressão de ruptura de dutos com defeitos depende em grande parte da geometria do defeito.

Yen-Ju e Wang [9] investigaram e compararam casos com perda de espessura localizada (LTA) na superfície interna ou externa de um vaso de pressão sob pressão interna. Segundo os autores, apesar de ser aplicada em campo com sucesso ao longo dos anos para estimar a resistência remanescente de componentes com este tipo de defeito, a norma de adequação ao uso API 579-1/ASME FFS-1, ao não diferenciar uma LTA na superfície interna de uma LTA na superfície externa, pode produzir um resultado falho, principalmente quando o fator de resistência remanescente (RSF) está próximo ao seu valor admissível (0,9); o uso de um perfil crítico de espessura (CTP) em substituição ao perfil de espessura real na análise também pode levar a uma estimativa otimista do RSF. Para demonstrar as diferenças entre os efeitos de perda de espessura interna ou externa, foram realizadas simulações numéricas usando elementos finitos, nas quais foram avaliados um mesmo tamanho de LTA na parede interna e externa do vaso de pressão, sendo comparadas duas hipóteses de carregamento para cada caso: devido à tensão de Hoop (PL) ou à tensão de Hoop combinada com tensão de flexão (PL+PB). Como resultado, a tensão

equivalente de von Mises calculada para a condição de carregamento PL+PB para a LTA na parede externa mostrou-se a mais crítica de todas, sendo 17% maior que para um vaso de pressão sem defeito, enquanto a mesma condição de carregamento para a LTA na parede interna, foi 14% maior que para um vaso de pressão sem defeito. Os autores concluíram que o uso de geometrias simplificadas em vez de a geometria real do defeito tende a subestimar o valor do RSF, exigindo cautela; e que a existência de uma tensão de flexão local na seção transversal da parede, torna a tensão circunferencial na superfície externa maior que na superfície interna e, portanto, para uma tomada de decisão mais precisa acerca da redução da pressão para operação prolongada, recomenda-se uma análise de elementos finitos.

No que diz respeito a geometria do defeito de perda de espessura, Amaya-Gómez e colaboradores [10] apontam que ela é normalmente idealizada como uma área retangular, parabólica ou mista; e os resultados obtidos por estes perfis são simplificações daquele que seria obtido ao reproduzir a geometria real do defeito. A abordagem da prática recomendada DNV-RP-F101: *Corroded Pipelines* [11] estima o defeito por uma área retangular, já a abordagem do suplemento de código ASME B31G: *Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines* [12] estima o defeito por uma área parabólica, enquanto a abordagem RSTRENG considera o perfil completo do defeito. As primeiras versões das abordagens da DNV-RP-F101 e do ASME B31G já passaram por modificações sugeridas ao longo dos anos, bem como outras abordagens surgiram, como a *Rectangular Parabolic Area* (RPA) proposta por Benjamin e Andrade [13], que traz mais conservadorismo para defeitos de corrosão longos em relação à abordagem ASME B31G *Modified*, na avaliação deste tipo de defeito.

Com base em uma série de simulações de elementos finitos, Choi e colaboradores [14] desenvolveram uma solução de carga limite específica para avaliar defeitos de corrosão pitiforme em gasodutos construídos com o aço API 5L X65, comparando dados experimentais com resultados de análise de elementos finitos (FEA), onde as relações de raio-espessura r/t (tubos de paredes finas), perda de espessura d/t (espessura remanescente da parede), tamanho do defeito $l/\sqrt{rt}$ (extensão da região corroída) foram sendo alteradas, enquanto a largura w do defeito foi fixada em $\pi r/10$, que representa 10% da meia circunferência do duto. Esta abordagem estima a geometria do defeito por uma área elíptica. Como resultado de trinta casos analisados, os autores propuseram uma solução de carga limite que estima a pressão de ruptura em função da geometria do defeito, considerando que a falha ocorrerá quando a tensão de von Mises alcançar 80% do limite de resistência à tração do material.

Uma abordagem similar para avaliar defeitos de corrosão em dutos API 5L X80/X90 foi proposta por Chen e colaboradores [15], utilizando regressão não linear a partir de simulações de elementos finitos para propor uma equação que melhor prevê a pressão de ruptura em dutos de alta resistência corroídos.

Outras abordagens, como CPS (*Corroded Pipe Strength*) proposta por Cronin e Pick [16], PCORRC (*Pipe Corrosion Criterion*) proposta por Stephens e Leis, e até um método probabilístico de análise proposto por Qian e colaboradores [17] baseado no modelo da FITNET FFS (*European Fitness-for-Service Network*) foram desenvolvidos para avaliar a integridade estrutural de dutos e vasos de pressão com perda de espessura, variando o perfil do defeito estimado, o fator de correção para abaulamento e a tensão que leva o componente à pressão de ruptura.

Benjamin e colaboradores [18] realizaram testes de pressão até a ruptura em cinco corpos de prova com defeitos de perda de espessura distintos usinados por eletroerosão e compararam as pressões de ruptura obtidas experimentalmente com os resultados previstos por cinco métodos de avaliação que utilizam abordagens diferentes para a geometria do defeito, a saber: ASME B31G, RSTRENG 085dL, DNV-RP-F101 para defeitos únicos, *Rectangular Parabolic Area* (RPA) e de Área Efetiva RSTRENG. Tanto a estimativa da geometria do defeito, quanto a razão entre o limite de resistência ao escoamento e o limite de resistência à tração do material influenciam no nível de conservadorismo de cada método para determinar a pressão de ruptura e, segundo os autores, as previsões são mais conservadoras para razões mais baixas.

2.3

Critérios de Resistência Contra o Escoamento

Tensão, deformação e resistência são as variáveis consideradas ao avaliar a integridade estrutural de equipamentos e componentes de engenharia. Sob condições estáticas, uma estrutura pode falhar devido à deformação plástica excessiva ou à fratura (dúctil ou frágil). À temperatura ambiente, os aços carbono apresentam comportamento dúctil, mas podem apresentar comportamento frágil se determinadas condições se combinarem, como baixas temperaturas, presença de trincas e alta velocidade de carregamento. Desta maneira, sob condições estáticas, estruturas de aço carbono normalmente são projetadas de modo que as tensões previstas para o componente em serviço não atinjam seu limite de resistência ao escoamento (S_y). Os dois critérios de resistência contra o escoamento mais usuais são os critérios de Tresca (ou da máxima tensão cisalhante) e de Mises (ou da máxima energia de distorção).

O critério de Tresca diz que ocorrerá escoamento se a tensão cisalhante máxima, que atua no estado triaxial de tensões do ponto crítico da estrutura, for igual ou maior que a tensão cisalhante máxima que atua nos pontos do corpo de prova do ensaio uniaxial de tração no instante do escoamento. Pelo critério de Tresca, a tensão equivalente é dada pela Equação 2-22, a seguir.

$$\tau_{max_{3D}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \tau_{max_{ENSAIO}} = \frac{S_y}{2} \quad (2-21)$$

$$\sigma_{eq} = \sigma_1 - \sigma_3 = S_y \quad (2-22)$$

O critério de Mises diz que ocorrerá escoamento se a energia de distorção, que atua no estado triaxial de tensões do ponto crítico da estrutura, for igual ou maior que a energia de distorção que atua nos pontos do corpo de prova do ensaio uniaxial de tração no instante do escoamento. Pelo critério de Mises, a tensão equivalente é dada pela Equação 2-24, a seguir.

$$ED_{3D} = \frac{1 + \mu}{3E} \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}{2} = ED_{1D} = \frac{1 + \mu}{3E} S_y^2 \quad (2-23)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1\sigma_2 - \sigma_1\sigma_3 - \sigma_2\sigma_3} = S_y \quad (2-24)$$

A representação gráfica comparativa entre os dois critérios é mostrada na Figura 2.3, a seguir, onde o hexágono associado ao início do escoamento no material é conhecido como hexágono de Tresca, em homenagem ao engenheiro Francês Henri Edouard Tresca (1814-1885), e a elipse associada ao início do escoamento é conhecida como elipse de Mises, em homenagem ao matemático alemão-americano Richard von Mises (1883-1953). Qualquer estado de tensão será representado por um ponto de coordenadas σ_a e σ_b – em que σ_a e σ_b são as duas tensões principais – e se este ponto cair dentro da área delimitada pelo critério adotado, o componente estrutural estará seguro, enquanto falhará em decorrência do escoamento no material caso caia fora desta área, como explicado por Beer e Johnston [19]. Segundo Freire [20], ambos os critérios tiveram sua eficácia comprovada pelo sucesso de projetos realizados ao longo dos anos, sendo o critério de Tresca mais conservador que o de Mises.

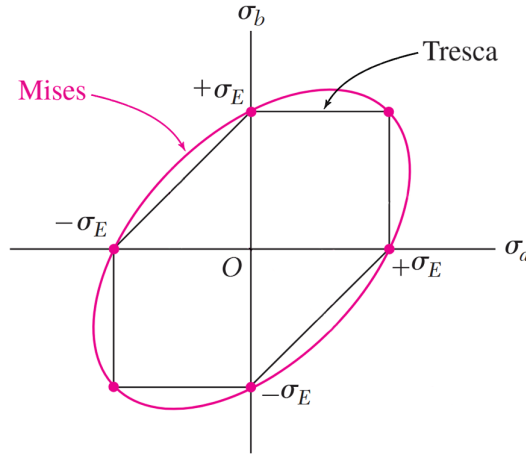


Figura 2.3: Representação gráfica comparativa entre os critérios de Tresca e Mises. [19]

Pode-se notar, na Figura 2.3, que a elipse passa pelos vértices do hexágono. Assim, para os estados de tensão representados por estes seis pontos, ambos os critérios trarão os mesmos resultados. Em qualquer outro estado de tensão, o critério de Tresca é mais conservador que o critério de Mises, visto que o hexágono está inscrito na elipse.

Na avaliação da integridade estrutural de um componente, a norma de adequação ao uso API 579-1/ASME FFS-1 utiliza apenas a condição dimensionante para determinação da máxima pressão de trabalho admissível (MAWP), da tensão de membrana (σ_m) e da mínima espessura requerida (t_{min}); isto é, a condição mais crítica observada para determinado componente sob solicitação mecânica. Para um vaso de pressão cilíndrico sujeito apenas à pressão interna posicionado na horizontal, é esperado que a condição dimensionante ocorra na direção circunferencial. Um vaso de pressão de parede fina, como o estudado neste trabalho, é considerado um componente em estado plano de tensões; sendo assim, $\sigma_1 = \sigma_c$, $\sigma_2 = \sigma_l$ e $\sigma_3 = 0$. Como a norma utiliza a tensão de membrana na direção circunferencial (σ_m^c) e negligencia a tensão de membrana na direção longitudinal (σ_m^l), pode-se inferir que a norma utiliza o critério de Tresca, visto que relaciona diretamente a tensão circunferencial à tensão admissível do material. Desta maneira, o critério de Tresca será adotado neste trabalho em vez de o critério de Mises, e a exposição dos resultados será em função da tensão circunferencial (σ_c).

2.4

Códigos e Normas

O código ASME *Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII Division 1: Rules for Construction of Pressure Vessels* [1] apresenta requisitos, proibições e orientações para materiais de vasos de pressão, seu projeto, sua fabricação e sua inspeção. Na subseção A do código ASME BPVC.VIII.1, na parte que diz respeito ao projeto de um vaso de pressão, são apresentadas as Equações 2-25, 2-26, 2-27 e 2-28, mostradas a seguir, das quais a norma API 579-1/ASME FFS-1: *Fitness-For-Service* [3] faz uso em algumas das suas avaliações de adequação ao uso (FFS).

Na direção longitudinal, quando $P \leq 1,25SE_c$:

$$P = \frac{2SE_c t}{R - 0,4t} \quad (2-25)$$

$$t = \frac{PR}{2SE_c + 0,4P} \quad (2-26)$$

Na direção circunferencial, quando $P \leq 0,385SE_l$:

$$P = \frac{SE_l t}{R + 0,6t} \quad (2-27)$$

$$t = \frac{PR}{SE_l - 0,6P} \quad (2-28)$$

onde R é o raio interno, t é a mínima espessura requerida, P é a pressão interna de projeto, S é a tensão admissível, E_c e E_l são os fatores de eficiência da junta soldada nas direções circunferencial e longitudinal, respectivamente.

Os códigos de construção de equipamentos baseiam-se na proposição de um dimensionamento mecânico conservador que habilite determinado equipamento a operar numa condição de projeto mais crítica que a condição operacional a que será submetido quando em serviço. Este dimensionamento conservador presume um equipamento sem defeitos de fabricação em sua construção, assumindo no máximo, em alguns casos, a possibilidade de deterioração futura e sugere uma sobreespessura de corrosão no projeto. Todas estas condições atuam como fatores de segurança embutidos no projeto do equipamento. No entanto, estes códigos geralmente não preveem deterioração durante a operação ou fornecem regras para avaliação dos equipamentos após encontrado um defeito quando realizada uma inspeção futura.

Diferente dos códigos de construção de equipamentos, a norma API 579-1/ASME FFS-1 visa avaliar os defeitos que ameaçam a integridade estrutural de um equipamento, contribuindo para a tomada de decisão entre mantê-lo em operação na condição atual, adaptar suas condições de operação em relação à deterioração sofrida, propor seu monitoramento, seu reparo ou até mesmo sua substituição. É uma norma consolidada que apresenta uma abordagem com procedimentos padronizados para avaliação dos limites de pressão e adequação ao uso para diferentes tipos de defeitos e mecanismos de dano que podem ocorrer em vasos de pressão, componentes de caldeiraria, tubulações e tanques de armazenamento metálicos. Sua utilização visa promover a disponibilidade de equipamentos antigos, proporcionando um ambiente favorável à aplicação de boas práticas de manutenção, sem que sua continuidade de operação seja um risco à segurança dos trabalhadores.

A norma API 579-1/ASME FFS-1 é organizada em partes e, para cada parte da norma, há três níveis de avaliação. O nível 1 é o mais conservador e aquele que exige uma menor quantidade de informações prévias em relação ao componente e às inspeções realizadas para proceder com a avaliação, bem como exige uma menor experiência por parte do agente avaliador. O nível 2, em geral, exige uma quantidade de informações similar ao nível 1, no entanto, pode envolver cálculos mais detalhados e, por isso, demandar um agente avaliador mais experiente. O nível 3 exige um detalhamento maior das informações relativas aos componentes e às inspeções realizadas; neste nível, normalmente são empregadas técnicas numéricas e/ou experimentais para proceder com a avaliação e, portanto, demanda um agente avaliador experiente, especialista e conhecedor das técnicas de avaliação FFS. De modo geral, uma avaliação é iniciada pelo nível 1 e, se não for alcançado um resultado aceitável ou satisfatório, são realizadas avaliações níveis 2 e, posteriormente, 3.

Cada parte da norma API 579-1/ASME FFS-1 contém uma descrição da metodologia de avaliação para um defeito ou mecanismo de dano distinto, e pode ser utilizada para avaliar múltiplos mecanismos de dano presentes em um mesmo equipamento. As metodologias de avaliação, por sua vez, são organizadas em classes de acordo com o mecanismo de dano, conforme mostrado na Figura 2.4 reproduzida da norma.

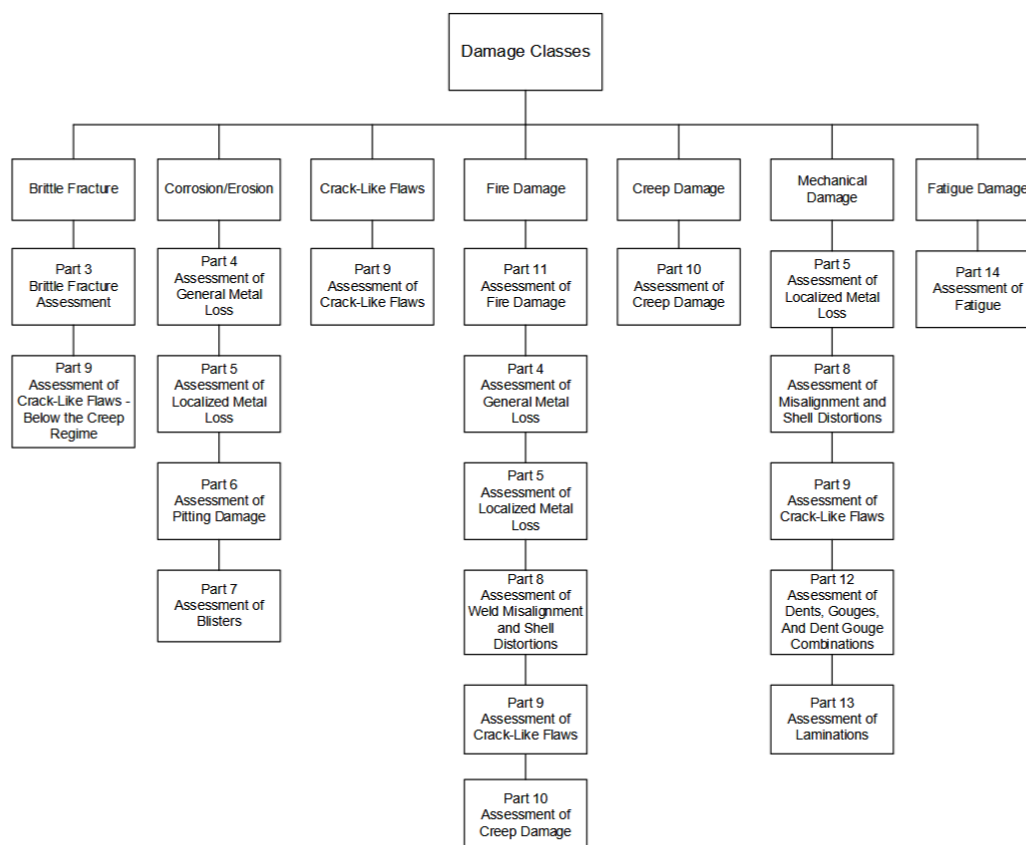


Figure 2.1 – FFS Assessment Procedures for Various Damage Classes

Figura 2.4: Metodologias de avaliação FFS divididas em classes de acordo com o mecanismo de dano. Reproduzida da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]

As metodologias de avaliação FFS apresentadas em cada parte da norma API 579-1/ASME FFS-1 utilizam um ou mais dos seguintes critérios de aceitação: tensão admissível (S), fator de resistência remanescente (RSF), diagrama de avaliação de falhas (FAD). No primeiro critério, as tensões calculadas são comparadas a um valor de tensão admissível (S), geralmente dada por uma fração da tensão limite de escoamento (S_y) ou da tensão limite de resistência à tração (S_u); no entanto, este método tem aplicações limitadas em aplicações FFS devido à dificuldade de se estabelecer classificações de tensão adequadas a componentes com defeitos, sendo mais utilizado no projeto de componentes novos. No segundo critério, o fator de resistência remanescente (RSF) é calculado conforme os métodos indicados em cada parte da norma associada a um mecanismo de dano e aplicado à máxima pressão de trabalho admissível (MAWP) de modo a reduzi-la para reclassificar um componente e adaptá-lo a sua nova condição de operação quando $RSF < 0,9$. No terceiro critério, um diagrama de avaliação de falhas (FAD) é utilizado para avaliar componentes que apresentam defeitos semelhantes à trincas, a fim de verificar se este é mais suscetível a falhar por fratura frágil ou por colapso plástico.

A norma API 579-1/ASME FFS-1 define os tipos de componentes de acordo com a Tabela 2.1 reproduzida da norma, sendo esta informação relevante para determinar se um nível de avaliação é aplicável para um componente. Cascas cilíndricas de vasos de pressão são categorizadas como tipo A, visto que existe uma equação de projeto para estes componentes que relaciona a pressão a uma espessura de parede requerida e, além disso, a mínima espessura requerida é baseada apenas na pressão (interna ou externa).

Tabela 2.1: Definição dos tipos de componentes. Reproduzida da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]

Table 4.2 – Definitions of Component Types

Component Type	Definition	Examples
Type A	A component that has a design equation that specifically relates pressure (or liquid fill height for tanks) and supplemental loads, as applicable, to a required wall thickness, and the supplemental loads in combination with pressure do not govern the required wall thickness, i.e., the required thickness is based on pressure only.	• Pressure vessel cylindrical and conical shell sections with dimensions that satisfy the criteria in Figure 4.3 and Figure 4.4. • Spherical pressure vessels and storage spheres. • Spherical, elliptical and torispherical formed heads. • Straight sections of piping systems and elbows or pipe bends that do not have structural attachments that satisfy the temperature criteria in Figure 4.5. • Cylindrical atmospheric storage tank shell courses.
Type B, Class 1	Components have the same geometry and loading conditions as described above for Type A but are not classified as Type A components because supplemental loads in combination with pressure may govern the required wall thickness.	• Pressure vessel cylindrical and conical shell sections that are not classified as Type A components in accordance with the criteria above. • Piping systems (see paragraph 4.4.3.3(a)(3)) that are not classified as Type A components in accordance with the criteria above.
Type B, Class 2	Components do not have a design equation that specifically relates pressure (or liquid fill height for tanks) and/or other loads, as applicable, to a required wall thickness. These components have a code design procedure to determine an acceptable configuration. Type B, Class 2 components typically exist at a major structural discontinuity and involve the satisfaction of a local reinforcement requirement (e.g., nozzle reinforcement area), or necessitate the computation of a stress level based upon a given load condition, geometry, and thickness configuration (e.g., flange design). These rules typically result in one component with a thickness that is dependent upon that of another component. Design rules of this type have thickness interdependency, and the definition of a minimum thickness for a component is ambiguous.	• Pressure vessel nozzles, tank nozzles and piping branch connections. • The reinforcement zone of conical transitions. • Flanges. • Cylinder to flat head junctions. • Integral tubesheet connections.

A prática recomendada API RP 580: *Risk-Based Inspection* [21] fornece diretrizes para a implementação de um programa eficaz de IBR (Inspeção Baseada em Risco), enquanto a prática recomendada API RP 581: *Risk-Based Inspection Methodology* [22], apresenta a metodologia e os procedimentos detalhados para sua implementação dentro de uma instalação industrial. A metodologia de implementação da IBR segue algumas etapas: identificação dos riscos potenciais; avaliação e classificação dos riscos; priorização dos riscos; planejamento da inspeção. A API RP 581 baseia-se no cálculo de probabilidade de falha e nas prováveis consequências desta falha a fim de definir quais equipamentos trazem maior risco à instalação e seus trabalhadores; sendo o risco calculado pelo produto da probabilidade de falha pela consequência da falha. A probabilidade de falha está relacionada ao histórico de falhas, à idade, ao desgaste e às condições de operação de um ativo. A consequência da falha está relacionada aos impactos negativos à segurança, ao meio ambiente, de caráter financeiro e à reputação de uma companhia que podem ser causados. Um banco de dados com históricos de falhas e de manutenções dos ativos, bem como um registro das consequências ocasionadas pelas falhas, favorecem a identificação mais acertada dos riscos para cada equipamento, a classificação dos riscos de maneira mais adequada e, conseqüentemente, a priorização dos riscos e o planejamento de inspeções com maior eficácia.

Uma vez quantificada a PoF (probabilidade de falha) e estimada a CoF (consequência de falha), pode ser utilizada uma matriz de risco relacionando estes dois parâmetros, conforme representado na Figura 2.5 extraída da norma API RP 581, para classificar os riscos em baixo, médio, alto e muito alto.

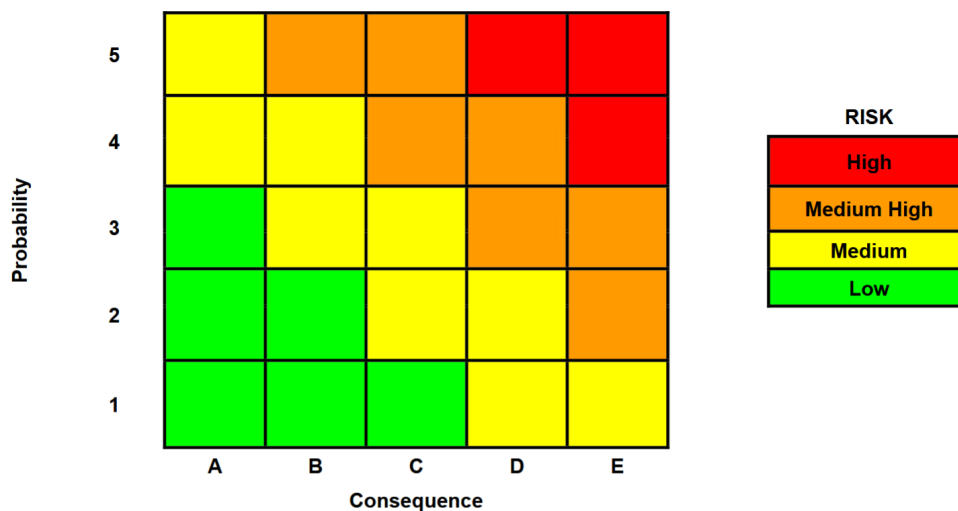


Figura 2.5: Exemplo de matriz de risco. Reproduzida da norma API RP 581 [22]

Após realizadas as avaliações de risco, é proposto um programa de inspeção estruturado com foco nos equipamentos com maior potencial de risco, no qual são realizadas inspeções mais frequentes em itens que apresentam risco elevado e não são inspecionados (ou são inspecionados com uma periodicidade maior) os itens de baixo risco; sendo, assim, razoável e justificado direcionar o investimento de capital para inspecionar os equipamentos mais valiosos (do ponto de vista do risco) dentro da instalação, visando otimizar os recursos disponíveis e minimizar os impactos negativos que poderiam decorrer de sua falha.

Informações adicionais podem ser necessárias para a avaliação do risco; assim, avaliações FFS, ensaios não-destrutivos e modelagens numéricas podem ser utilizadas com o objetivo de melhorar a qualidade dos dados. A precisão da IBR depende do uso de uma metodologia sólida, da qualidade dos dados e de pessoal qualificado; juntos, estes fatores são importantes para a aplicação de qualquer metodologia de inspeção baseada em risco. O processo de avaliação de risco está representado na Figura 2.6 extraída da norma API RP 580.

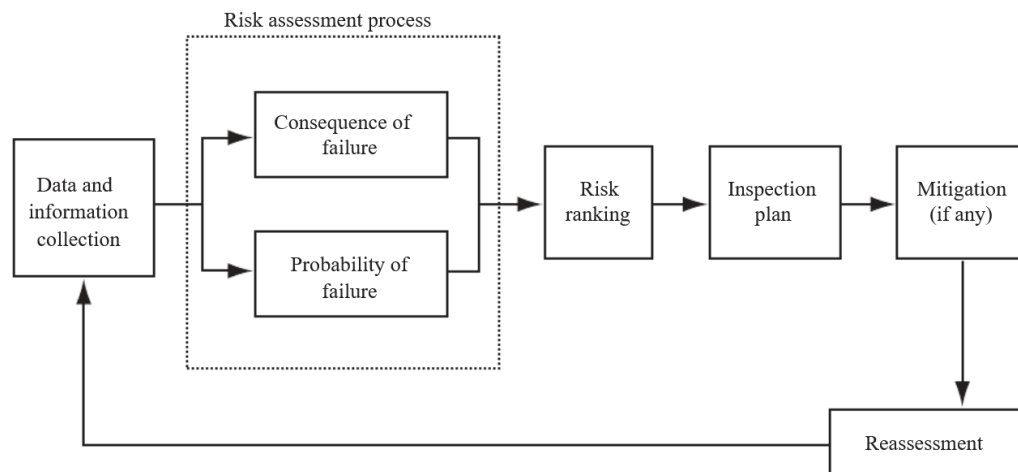


Figura 2.6: Fluxograma de planejamento de IBR. Reproduzida da norma API RP 580 [21]

A Norma Regulamentadora NR-13: Caldeiras, Vasos de Pressão, Tubulações e Tanques Metálicos de Armazenamento [2] apresenta requisitos mínimos para a gestão da integridade estrutural dos equipamentos abrangidos pela norma no que tange à sua instalação, inspeção, operação e manutenção, de modo a garantir a segurança e saúde dos trabalhadores em uma instalação industrial.

A NR-13 define os vasos de pressão como recipientes estanques, de quaisquer tipos, formato ou finalidade, capazes de conter fluidos sob pressões manométricas positivas ou negativas, diferentes da atmosférica.

Esta norma propõe uma categorização dos vasos de pressão baseado na classe do fluido contido e em seu grupo de potencial de risco. As classes são definidas levando em consideração a toxicidade, a inflamabilidade e a concentração do fluido. Os grupos de potencial de risco são definidos a partir do produto $P.V$, onde P [MPa] é a pressão máxima de operação e V [m³] é o volume do vaso de pressão. A classe e o grupo de potencial de risco são relacionados e, então, os vasos de pressão são categorizados de I a V, onde I representa um vaso de pressão com maior potencial de risco à instalação e seus trabalhadores, enquanto V representa um vaso de pressão com menor potencial de risco.

Com base na categoria do vaso de pressão, a NR-13 prevê inspeções de segurança periódicas, que devem examinar o exterior e o interior dos equipamentos, cujos prazos máximos devem ser respeitados conforme indicado na Tabela 2.2.

Tabela 2.2: Prazos máximos para inspeções de segurança periódicas. Adaptada da norma NR-13. [2]

Categoria	Estabelecimento sem SPIE		Estabelecimento com SPIE	
	Exame Externo	Exame Interno	Exame Externo	Exame Interno
I	1 ano	3 anos	3 anos	6 anos
II	2 anos	4 anos	4 anos	8 anos
III	3 anos	6 anos	5 anos	10 anos
IV	4 anos	8 anos	6 anos	12 anos
V	5 anos	10 anos	7 anos	a critério

Visto que a NR-13 é uma norma obrigatória e com abrangência nacional, existe a possibilidade de aplicação da técnica DIC no que tange à inspeção da integridade estrutural dos equipamentos abrangidos pela norma; em especial para aqueles que apresentam defeitos localizados em sua superfície externa, o que torna fácil o levantamento dos dados dimensionais do defeito para acompanhamento periódico e registro de sua progressão. Além disso, é possível aplicar a técnica DIC para obter informações mais detalhadas acerca do real estado de integridade estrutural destes equipamentos por meio da medição do campo de deformações em torno da região do defeito, sendo útil principalmente para casos de defeitos com geometrias mais complexas; e, assim, prover dados de qualidade para auxiliar as avaliações de risco dos ativos em uma instalação e aumentar a precisão da IBR.

2.5

Correlação Digital de Imagens

A técnica de correlação digital de imagens (DIC) é um método óptico-numérico de registro de imagens e mapeamento de uma configuração de referência para uma configuração deformada, que pode ser utilizada para medir um campo de deslocamento e, por diferenciação, obter um campo de deformações na superfície de um material sujeito à solicitações mecânicas.

Para aplicação da técnica DIC, é necessário criar um padrão de pontos aleatórios (*speckle pattern*), porém reconhecíveis e de alto contraste, na superfície de interesse do corpo de prova ou equipamento analisado. Para garantir bons resultados, o *speckle pattern* deve possuir uma densidade de pontos de cerca de 50%; uma densidade de pontos baixa ou muito alta dificulta o algoritmo de correlação, que busca a melhor correspondência de um *subset* por meio de mudanças na intensidade de luz em níveis de cinza, isto é, diferenças entre regiões brancas e pretas do *speckle pattern*. Em uma imagem, cada pixel é um valor numérico entre 0 e 255, onde 0 representa a cor preta enquanto 255 representa a cor branca dentro desta escala de cinzas. Como mencionado por Crammond e colaboradores [23], o tamanho e a densidade dos pontos dentro do *subset* influenciam na qualidade do *speckle pattern* e, conseqüentemente, na qualidade de medição. Este padrão pode ser criado de diversas maneiras, entre elas: borrifar um spray de tinta preta sobre uma superfície pintada de branco, utilizar tinta preta e rolos texturizados com padrões de pontos para aplicação sobre uma superfície pintada de branco, ou até mesmo utilizar adesivos impressos diretamente de *softwares* próprios para geração de *speckle patterns* artificiais como os mostrados na Figura 2.7, a seguir, gerados com o *software* da *Correlated Solutions, Inc* [24].

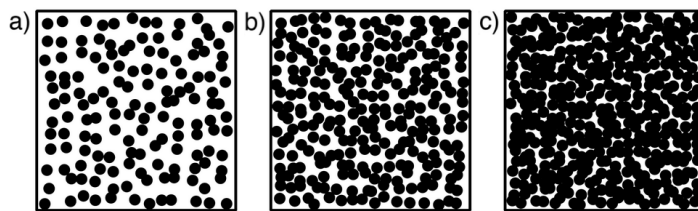


Figura 2.7: Comparação entre *speckle patterns* com densidade de pontos a) baixa, b) ideal, e c) muito alta. [25]

Seu princípio básico consiste em encontrar múltiplas janelas de correlação (*subsets*) da configuração de referência na configuração deformada, como mostrado na Figura 2.8.

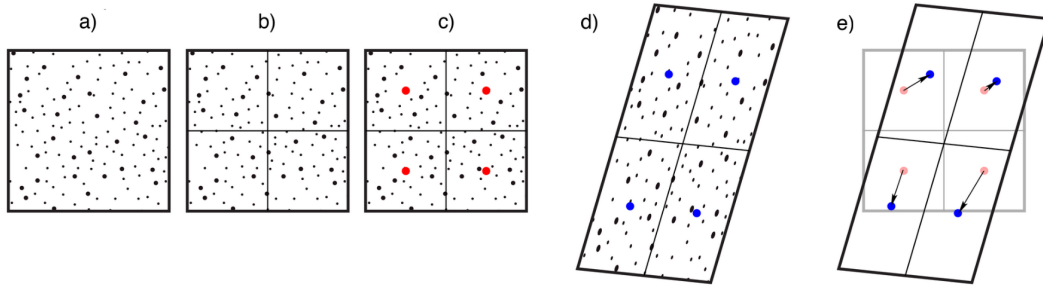


Figura 2.8: Mapeamento DIC a partir de múltiplas janelas de correlação. [25]

Exemplificando a Figura 2.8, pode-se notar que primeiramente é preciso a) definir a área de interesse do *speckle pattern* no *software* de análise e, em seguida, b) dividir esta área em regiões menores ao escolher o tamanho dos *subsets* e do *step*, isto é, a distância entre centros de cada janela de correlação; depois disso, c) uma imagem é capturada pelos sensores para registrar a configuração de referência de cada *subset*; na sequência o componente é submetido a alguma solicitação mecânica e, conseqüentemente, é deformado e, então d) uma nova imagem é capturada para registrar a configuração deformada de cada *subset*; por fim, a análise DIC é realizada e e) o algoritmo de correlação calcula o deslocamento relativo de cada *subset* entre as configurações deformada e de referência a fim de obter o campo de deslocamentos.

O processo de minimização para identificar a correspondência entre as janelas de correlação das configurações de referência e deformada pode ser realizado usando uma função de correlação típica, dada pela Equação 2-29.

$$C(x, y, x', y') = \sum \frac{[g(x, y) - h(x', y')]^2}{[g(x, y)]^2} \quad (2-29)$$

onde $g(x, y)$ representa a intensidade de luz de cada ponto (x, y) da configuração de referência e $h(x', y')$ representa a intensidade de luz de cada ponto (x', y') da configuração deformada.

A melhor correlação obtida será aquela para a qual o menor valor de C for calculado; sendo $x' = x + u(x, y)$ e $y' = y + v(x, y)$.

O mapeamento bidimensional dos deslocamentos de uma janela de correlação da configuração de referência para a configuração deformada pode ser melhor visto na Figura 2.9, e a representação da função de correlação expandida em série de Taylor é mostrada nas Equações 2-30 e 2-31.

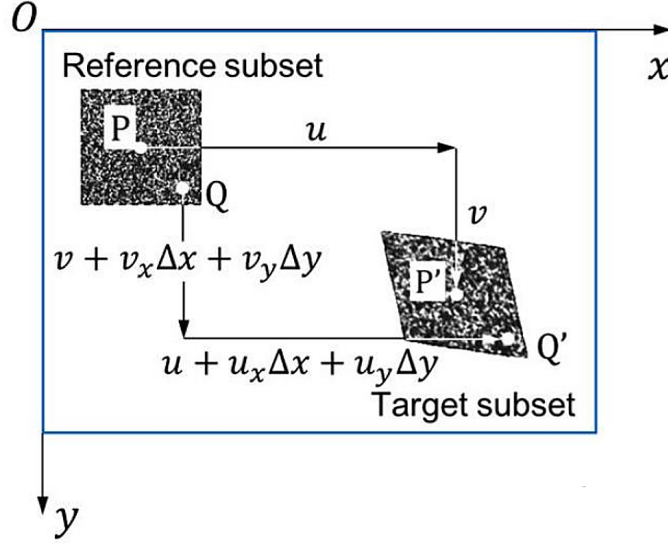


Figura 2.9: Mapeamento bidimensional dos deslocamentos de uma janela de correlação. [26]

$$x' = x_0 + u + \frac{\partial u}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial u}{\partial y} \Delta y = x_0 + u + u_x \Delta x + u_y \Delta y \quad (2-30)$$

$$y' = y_0 + v + \frac{\partial v}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial v}{\partial y} \Delta y = y_0 + v + v_x \Delta x + v_y \Delta y \quad (2-31)$$

onde u e v descrevem o movimento de corpo rígido, $\frac{\partial u}{\partial x}$, $\frac{\partial u}{\partial y}$, $\frac{\partial v}{\partial x}$ e $\frac{\partial v}{\partial y}$ são os gradientes de deslocamento de primeira ordem, $\Delta x = x - x_0$ e $\Delta y = y - y_0$.

Expandindo a série de Taylor até os gradientes de deslocamento de segunda ordem, representado pelas Equações 2-32 e 2-33, são obtidos no total doze coeficientes de correlação em função das componentes de deslocamento e dos gradientes de deslocamento, permitindo cobrir um número elevado de casos de deformações, como apontado por Lu e colaboradores [27] e exemplificado na Figura 2.10.

$$x' = x_0 + u + \frac{\partial u}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial u}{\partial y} \Delta y + \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} \Delta x \Delta y + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Delta x^2 + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \Delta y^2 \quad (2-32)$$

$$y' = y_0 + v + \frac{\partial v}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial v}{\partial y} \Delta y + \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} \Delta x \Delta y + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} \Delta x^2 + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \Delta y^2 \quad (2-33)$$

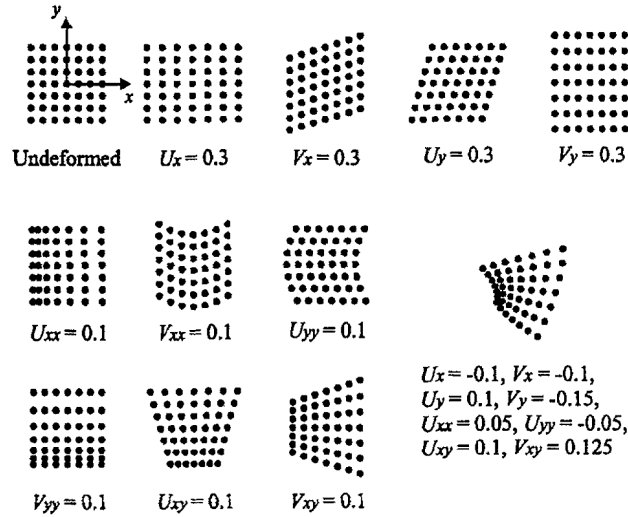


Figura 2.10: Efeito dos gradientes de deslocamento sobre os pontos de uma janela de correlação. [27]

Ao se utilizar a técnica DIC, algumas considerações devem ser feitas, como escolher um tamanho adequado de *subset* de modo a permitir um fácil mapeamento da superfície de interesse (alcançado com um *subset* maior) aliado a uma boa resolução espacial (alcançado com um *subset* menor); e, ainda, ter em mente que um *step* grande não irá resultar em uma análise precisa se uma parte considerável entre as janelas de correlação deixarem de ser mapeadas, enquanto um *step* pequeno produzirá muitos pontos a serem mapeados, no entanto, se houver janelas de correlação muito sobrepostas, haverá um aumento significativo de custo computacional e tempo de análise sem que necessariamente resultados melhores sejam alcançados em relação aos resultados que poderiam ser obtidos com um pouco menos de pontos mapeados. A unidade de medida tanto do *subset* quanto do *step* é o pixel. Como apontado por Sutton, Orteu e Schreier [28], um *subset* deve conter no mínimo três pontos distinguíveis do *speckle pattern*. A relação entre o tamanho do *subset* e o tamanho de um *step* grosseiro ou mais refinado pode ser observada na Figura 2.11.

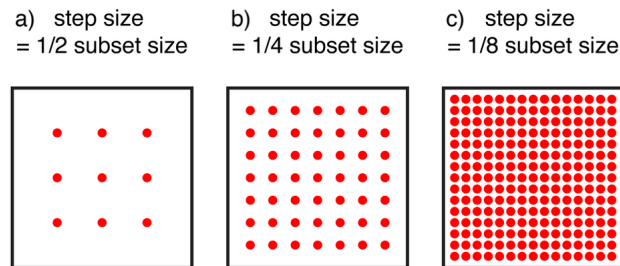


Figura 2.11: Relação entre tamanhos de *subset* e *step*. [25]

Há três tipos de técnicas DIC: DIC bidimensional (2D-DIC), DIC tridimensional (3D-DIC) e o chamado *digital volume correlation* (DVC). A técnica 2D-DIC utiliza apenas um sensor e é recomendável para analisar casos em que se sabe que os deslocamentos são restritos ao plano, estando a câmera posicionada paralela ao plano de análise. A técnica 3D-DIC, também chamada de DIC-Stereo, utiliza dois sensores triangulados entre si de maneira a possibilitar captar também a profundidade (distância do plano principal de análise) e, assim, analisar deslocamentos fora do plano; no entanto, é capaz de medir apenas os deslocamentos na superfície de um sólido. Já com a técnica DVC é possível medir deslocamentos no interior de um sólido, desde que o equipamento utilizado seja capaz de enxergar seu interior (por exemplo, tomografia de raios-X) e o algoritmo de análise seja configurado para capturar deslocamentos através do volume. A Figura 2.12 ilustra estas técnicas.

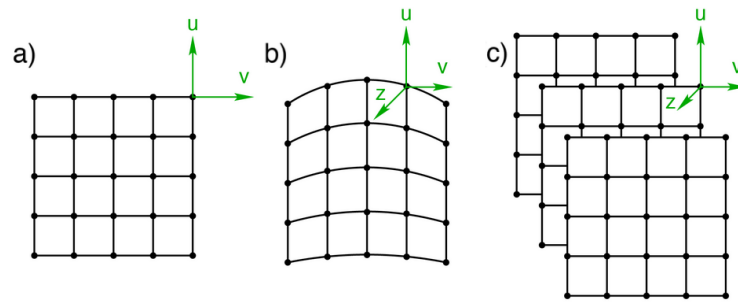


Figura 2.12: Tipos de técnicas DIC: a) 2D-DIC, b) 3D-DIC, c) DVC. [25]

A técnica DIC apresenta as seguintes características:

- é uma técnica não destrutiva e sem contato (a não ser pela criação do *speckle pattern*);
- possibilita a medição de um campo de deslocamento em macro, micro ou até mesmo nano escala;
- apresenta alta sensibilidade;
- é adequada a diversas aplicações, sem a necessidade de se saber previamente a direção preferencial das deformações que ocorrerão quando a superfície analisada for solicitada;
- permite a obtenção das deformações e das tensões atuantes na superfície analisada.

A técnica DIC pode ser utilizada em diversas aplicações e Rodrigues [29] estudou espécimes planos e cilíndricos com diferentes tipos de geometria, sob regimes de deformações elásticas e elasto-plásticas, a fim de analisar

o desempenho da técnica DIC para avaliar o comportamento de diferentes materiais em problemas distintos de interesse na área de integridade estrutural.

Rodrigues e colaboradores [30] usaram a técnica DIC com o objetivo de comprovar a aplicabilidade da técnica para medição das deformações superficiais elásticas e plásticas em um vaso de pressão contendo defeitos de perda de espessura nas direções circunferencial e longitudinal, confrontando os resultados medidos usando DIC com os resultados medidos com *strain gages*, sendo obtidos desvios pequenos entre as duas técnicas experimentais. O estudo investigou também o cálculo da pressão de ruptura para este vaso de pressão, utilizando as equações propostas pela DNV-RP-F101 e por Kastner. Foram realizados no total quatro testes de pressão: os três primeiros com a pressão sendo aumentada até 5 MPa e o último até a ruptura do componente. O primeiro teste foi global, sendo avaliado ambos os defeitos, o segundo avaliou localmente o defeito longitudinal, o terceiro avaliou localmente o defeito circunferencial e o quarto teste foi global e até a ruptura, que ocorreu na área do defeito longitudinal com a menor espessura. Os resultados evidenciaram que nas regiões dos defeitos testados, as deformações e tensões elásticas longitudinais atuantes foram bem previstas pela equação de Kastner, enquanto as deformações e tensões circunferenciais foram maiores que os valores previstos pela DNV-RP-F101; e, ainda, que a pressão de ruptura prevista para o vaso testado usando a equação da DNV-RP-F101 foi 20% menor que a pressão de ruptura real.

Paiva [31] usou 3D-DIC para obter a geometria exata de uma mocha produzida em um duto, mostrando que a técnica DIC é capaz de medir com precisão seu formato na amostra ao comparar os resultados obtidos ao longo de uma linha longitudinal, que passa pelo centro da mocha, com medições feitas usando um paquímetro. Em seguida, os dados da geometria obtidos com DIC foram usados na construção de um modelo de elementos finitos. De maneira adicional a outras técnicas experimentais modernas aplicadas neste estudo, a técnica DIC foi usada para medir as deformações em pontos críticos da mocha no duto submetido a carregamentos de pressão cíclicos, sendo estes os locais potenciais para a iniciação e desenvolvimento de uma trinca por fadiga; desta maneira, foi evidenciado que o uso da técnica DIC se mostrou muito útil na identificação de áreas com grandes deformações.

3

Metodologia

Neste capítulo, é apresentada uma descrição sucinta da metodologia empregada no trabalho para avaliar a integridade estrutural do vaso de pressão em escala. Sendo aplicada, em primeiro lugar, a metodologia proposta pela norma API 579-1/ASME FFS-1: *Fitness-For-Service* [3] e, em segundo lugar, a técnica DIC para aquisição de dados experimentais e análise.

3.1

Metodologia Proposta pela Norma API 579-1/ASME FFS-1

A metodologia proposta pela norma API 579-1/ASME FFS-1 para avaliar a integridade estrutural de equipamentos com perda localizada de espessura e sua adequação ao serviço se dá pela aplicação do procedimento descrito a seguir, baseado na Parte 5 da norma.

1. Determinação do perfil crítico de espessura (CTP).
2. Determinação da espessura de parede (t) a ser usada na avaliação.

$$t = t_{nom} - LOSS - FCA \quad (3-1)$$

onde t_{nom} é a espessura nominal, $LOSS$ é a perda uniforme de metal e FCA é a corrosão futura admissível.

3. Determinação da espessura de parede mínima medida (t_{mm}) na área de perda de espessura localizada (LTA) e das dimensões da extensão longitudinal (s) e circunferencial (c) do defeito.
4. Determinação da razão de espessura remanescente (R_t) e do parâmetro de comprimento longitudinal do defeito (λs).

$$R_t = \frac{t_{mm} - FCA}{t} \quad (3-2)$$

$$\lambda s = \frac{1,285s}{\sqrt{Dt}} \quad (3-3)$$

onde D é o diâmetro interno.

5. Verificação dos critérios limitantes do tamanho do defeito.

$$R_t \geq 0,20 \quad (3-4)$$

$$L_{msd} \geq 1,8\sqrt{Dt} \quad (3-5)$$

$$t_{mm} - FCA \geq 2,5 \text{ mm} \quad (3-6)$$

onde L_{msd} é a distância da principal descontinuidade estrutural mais próxima.

6. Determinação da máxima pressão de trabalho admissível (MAWP), da tensão de membrana (σ_m) e da mínima espessura requerida (t_{min}). Para cascas cilíndricas, são dadas pelas seguintes equações:

Na direção longitudinal,

$$MAWP^l = \frac{2SE_c(t - t_{sl})}{R - 0,4(t - t_{sl})} \quad (3-7)$$

$$\sigma_m^l = \frac{P}{2E_c} \left(\frac{R}{(t - t_{sl})} - 0,4 \right) \quad (3-8)$$

$$t_{min}^l = \frac{PR}{2SE_c + 0,4P} + t_{sl} \quad (3-9)$$

E na direção circunferencial,

$$MAWP^c = \frac{SE_l t}{R + 0,6t} \quad (3-10)$$

$$\sigma_m^c = \frac{P}{E_l} \left(\frac{R}{t} + 0,6 \right) \quad (3-11)$$

$$t_{min}^c = \frac{PR}{SE_l - 0,6P} \quad (3-12)$$

onde R é o raio interno, P é a pressão interna de projeto, S é a tensão admissível do material, t_{sl} é a espessura para cargas suplementares, E_c e E_l são os fatores de eficiência da junta soldada nas direções circunferencial e longitudinal, respectivamente.

MAWP será o menor valor entre $MAWP^l$ e $MAWP^c$.

σ_m será o maior valor entre σ_m^l e σ_m^c .

t_{min} será o maior valor entre t_{min}^l e t_{min}^c .

7. Com os valores de λs e R_t calculados no passo 4, deve-se entrar na Figura 5.6 da norma para uma casca cilíndrica e, então, determinar se há necessidade de calcular a máxima pressão de trabalho admissível reduzida ($MAWP_r$) ou não. Se o ponto de interseção destes valores estiver sobre ou acima da curva, então a extensão longitudinal do defeito (s) é aceitável para operação na MAWP determinada no passo 6; caso contrário, é inaceitável, sendo necessário determinar o fator de resistência remanescente (RSF). Se $RSF \geq RSF_a$, a região de perda localizada de espessura é aceitável para operação na MAWP; senão, é aceitável para operação na $MAWP_r$. Os valores de RSF e $MAWP_r$ devem ser calculados conforme as equações a seguir.

$$RSF = \frac{R_t}{1 - \left(\frac{1}{M_t}\right)(1 - R_t)} \quad (3-13)$$

$$MAWP_r = MAWP \frac{RSF}{RSF_a} \quad (3-14)$$

onde o fator M_t baseado na extensão longitudinal da LTA deve ser calculado pela interpolação de dados da Tabela 5.2 da norma.

O valor do fator de resistência remanescente admissível (RSF_a) é igual a 0,9.

8. A extensão circunferencial do defeito (c) é aceitável se a equação abaixo for satisfeita.

$$c \leq 2s \frac{E_c}{E_l} \quad (3-15)$$

Então, nenhuma avaliação adicional é necessária.

Caso contrário, a mínima espessura requerida na direção longitudinal (t_{min}^l) deve ser recalculada usando a $MAWP_r$ determinada no passo 7.

$$t_{min}^l = \frac{MAWP_r R}{2SE_c + 0,4P} + t_{sl} \quad (3-16)$$

E o seguinte critério deve ser verificado.

$$t_{min}^l \leq t_{mm} - FCA \quad (3-17)$$

Se o critério acima for satisfeito para o novo valor de t_{min}^l , então c é aceitável e nenhuma avaliação adicional é necessária.

Caso contrário, a $MAWP_r$ para o componente pode ser ajustada usando a seguinte equação.

$$MAWP_r = MAWP_r \frac{t_{mm} - FCA}{t_{min}^l} \quad (3-18)$$

onde a $MAWP_r$ do lado direito da equação foi determinada no passo 7.

Caso o equipamento não seja aprovado na avaliação nível 1, pelo procedimento descrito acima, uma avaliação nível 2 ou 3 pode ser realizada.

O procedimento de avaliação nível 1 para um componente com perda de espessura é representado também pelo fluxograma da Figura 3.1 reproduzida da norma.

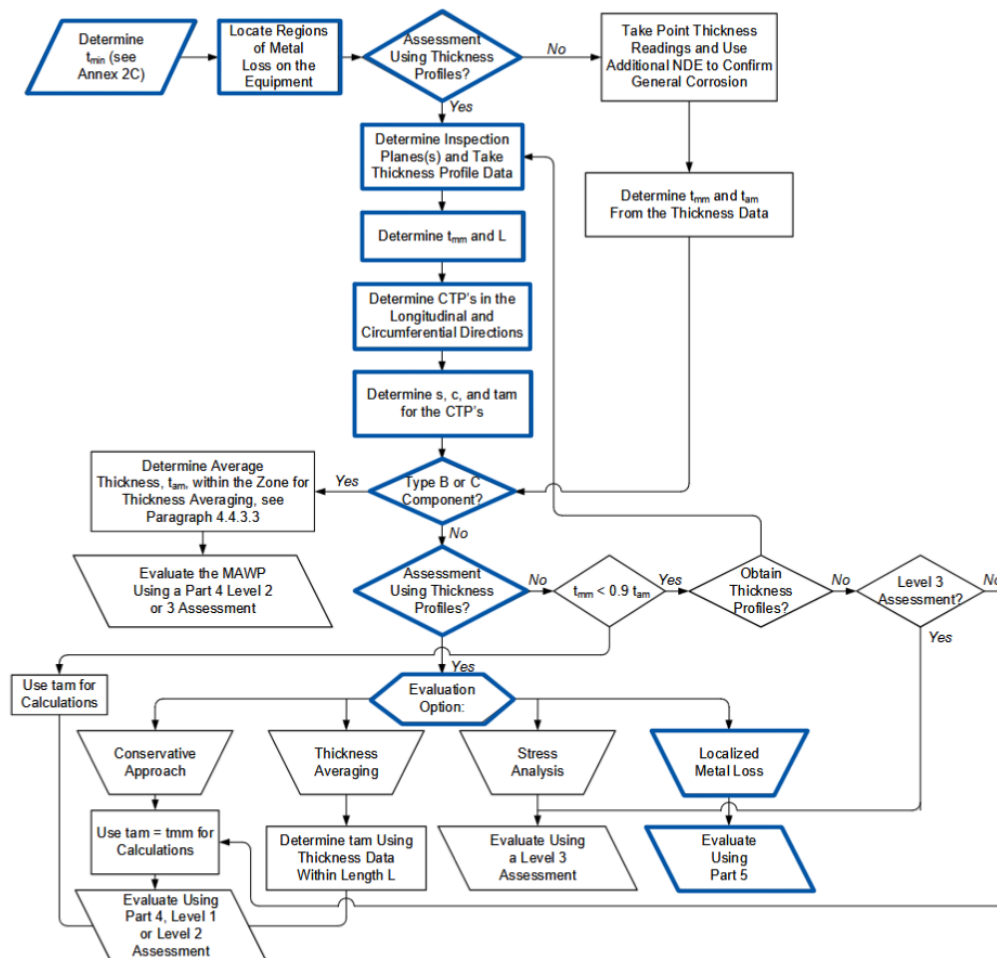


Figure 4.2 – Assessment Procedure to Evaluate a Component with Metal Loss Using [Part 4](#) and [Part 5](#)

Figura 3.1: Fluxograma para avaliação de um componente com perda localizada de espessura. Adaptada da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]

3.2

Metodologia Experimental Usando a Técnica DIC

Neste estudo, uma avaliação experimental detalhada foi conduzida usando a técnica DIC com o propósito de comparar seus resultados com aqueles obtidos com a metodologia apresentada na norma API 579-1/ASME FFS-1.

A metodologia utilizada para realização do experimento ocorreu de acordo com o procedimento descrito a seguir.

1. A área de interesse do vaso de pressão foi pintada de branco e, então, coberta com um padrão de pontos pretos aleatórios e distinguíveis (*speckle pattern*) usando um rolo texturizado (Figura 3.3); sendo feitas correções pontuais nas áreas próximas às bordas do defeito usinado, como pode ser visto na Figura 3.2.



Figura 3.2: *Speckle pattern* criado na área de interesse do vaso de pressão para análise DIC.

Fonte: Capturada pelo autor no laboratório de fotomecânica da PUC-Rio (2025).

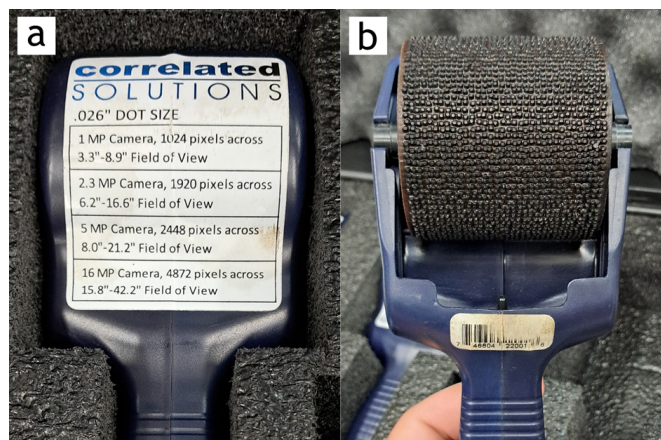


Figura 3.3: a) Especificação do tamanho dos pontos; b) Rolo texturizado utilizado para criar o *speckle pattern*.

Fonte: Capturada pelo autor no laboratório de fotomecânica da PUC-Rio (2025).

2. Um *strain gage* foi colado na direção circunferencial do vaso de pressão, posicionado a 180 graus do defeito usinado e a 90 graus do cordão de solda longitudinal (Figura 3.5). O *strain gage* foi usado para coletar dados de deformações auxiliares, tornando possível uma verificação posterior e validação dos dados de deformações obtidos com a técnica DIC para a região nominal.
3. O vaso de pressão foi colocado sobre uma mesa, sendo fixado a ela, e depois preenchido com água. Em seguida, a posição das câmeras foi ajustada de modo que o defeito ficasse centralizado para ambos os sensores (medição *stereo* ou 3D-DIC), como pode ser visto nas Figuras 3.4 e 3.5.

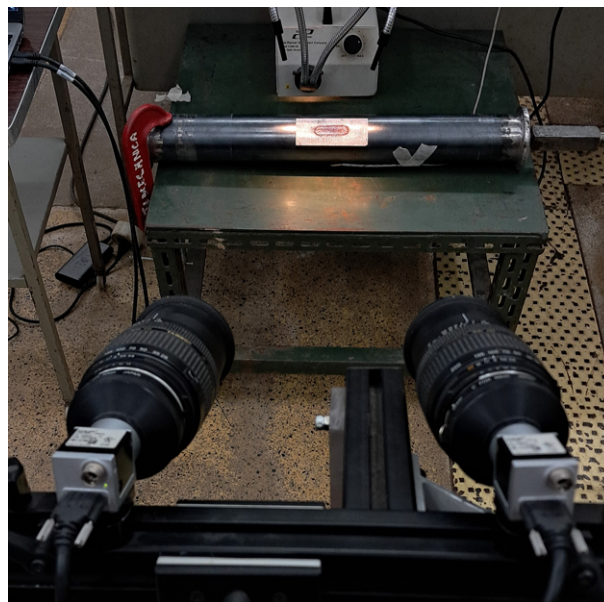


Figura 3.4: Vaso de pressão posicionado e pronto para aplicação de pressão interna e análise DIC.

Fonte: Capturada pelo autor no laboratório de fotomecânica da PUC-Rio (2025).

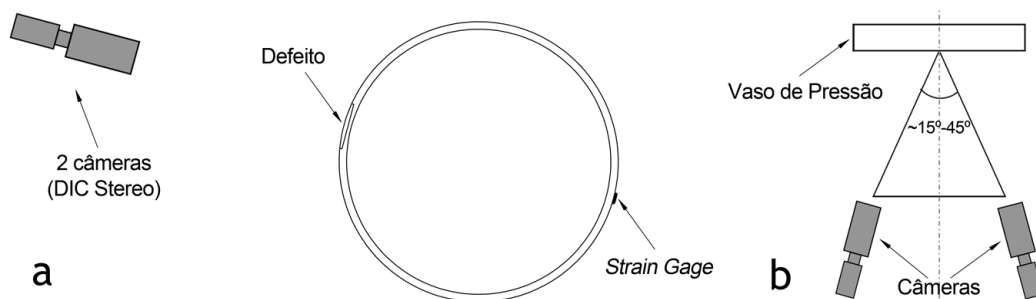


Figura 3.5: Croqui do posicionamento dos sensores em relação ao vaso de pressão em escala instrumentado; sendo a) a vista lateral e b) a vista superior.

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

4. Uma luz direcionada foi posicionada para melhorar a iluminação da área de interesse do vaso de pressão onde a análise será realizada.
5. O foco das lentes foi ajustado com uma abertura do diafragma de $f/3.8$ (com a luz direcionada desligada para não deixar a área de interesse superexposta) e, em seguida, a abertura do diafragma foi diminuída para $f/8.0$ para aumentar a profundidade de campo e, então, a luz direcionada foi novamente ligada para prover uma iluminação adequada.
6. A calibração da posição dos sensores em relação a um alvo conhecido foi realizada usando uma placa plana de 12x9 pontos com 5 mm entre pontos, como pode ser visto na Figura 3.6, sendo capturadas 22 fotos no *software* Vic-Snap, mudando a posição da placa por meio de rotações e inclinações para fora e dentro do plano principal de análise.

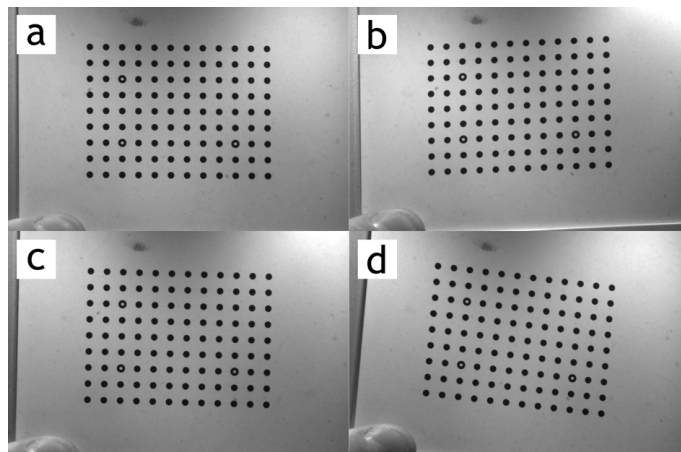


Figura 3.6: Placa plana 12x9 pontos 5 mm, em diferentes posições, utilizada para calibração da posição dos sensores.

Fonte: Capturada pelo autor no laboratório de fotomecânica da PUC-Rio (2025).

7. Com a posição dos sensores calibrada, duas fotos de referência foram capturadas antes de aplicar pressão interna no vaso de pressão.
8. Uma bomba hidropneumática (Figura 3.7) foi acionada usando uma linha de ar comprimido e, então, foi aplicada pressão interna no vaso de pressão de modo a mantê-la estável por um período de tempo suficiente para uma captura DIC, a certos níveis de pressão; inicialmente a 0,37 MPa (pressão da entrada de água) e subindo (em torno de 1 MPa, em patamares) até alcançar 5,76 MPa, a fim de capturar uma foto em cada um dos seis patamares de pressão para correlacionar estas fotos com as de referência obtidas previamente e, assim, obter os campos de deslocamentos correspondentes.



Figura 3.7: Bomba hidropneumática usada para aplicação de pressão interna.

Fonte: Capturada pelo autor no laboratório de fotomecânica da PUC-Rio (2025).

9. No *software* Vic-3D, uma vez selecionada a área de análise, foi necessário definir o tamanho do *subset* de modo que estivessem contidos nele um bom número de pontos e também o tamanho do *step*. Neste experimento, foram adotados *subsets* de 91x91 pixels e um *step* de 6 pixels.

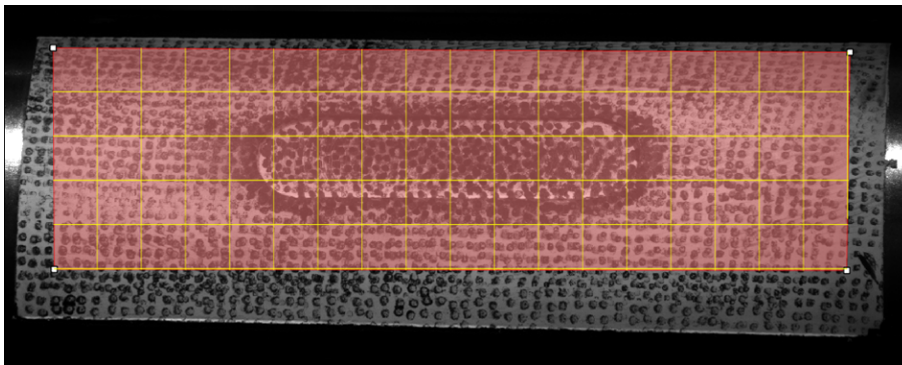


Figura 3.8: Representação do tamanho dos *subsets* (91x91 px) em relação à imagem de referência.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Vic-3D 8 (2025).

10. Por fim, a análise de correlação de imagens digitais foi realizada no *software* Vic-3D para obter o campo de deformações correspondente a cada nível de pressão interna.

4

Desenvolvimento

Neste capítulo, é apresentado o desenvolvimento do trabalho por meio da exposição detalhada das etapas e dos procedimentos que irão compor a avaliação do defeito de perda localizada de espessura presente no vaso de pressão em escala estudado, a fim de que sejam alcançados os objetivos previamente mencionados.

4.1

Características do Vaso de Pressão em Escala

O vaso de pressão, cuja integridade estrutural foi avaliada neste estudo, foi construído a partir de um tubo fabricado com dimensões reduzidas em escala e tampos soldados em suas extremidades.

As dimensões do vaso de pressão, obtidas pela média das medições realizadas com um paquímetro, e do defeito usinado em sua superfície externa, bem como as propriedades mecânicas medidas encontram-se na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Dimensões e propriedades mecânicas.

Dimensões do Vaso de Pressão	
Espessura Nominal – t_{nom}	2,05 mm
Diâmetro Externo – D_o	76,4 mm
Dimensões do Defeito	
Extensão Longitudinal do Defeito – s	51 mm
Extensão Circunferencial do Defeito – c	12,5 mm
Propriedades Mecânicas	
Limite de Resistência ao Escoamento – S_y	355 MPa
Limite de Resistência à Tração – S_u	427 MPa
Módulo de Elasticidade – E	191 GPa
Coefficiente de Poisson – ν	0,3035

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

A relação entre raio e espessura de parede apresentada na Equação 2-14 é respeitada, sendo $r > 18t$; portanto, este vaso de pressão em escala é considerado um componente de parede fina.

O material das chapas utilizadas na fabricação do tubo é o aço carbono, no entanto, sua especificação era desconhecida e, por isso, suas propriedades mecânicas foram medidas por meio de ensaios de tração, realizados no laboratório de ensaios mecânicos da PUC-Rio em 2024 [32]; onde dois corpos de prova foram confeccionados a partir de uma seção cortada do tubo antes dos tampos serem soldados em suas extremidades.

O vaso de pressão em escala teve sua parede externa usinada na direção longitudinal por meio do processo de fresamento, no qual a fresa de 12,5 mm de diâmetro percorreu um caminho retilíneo de 51 mm removendo aproximadamente 1 mm de espessura para simular uma falha do tipo perda localizada de espessura.

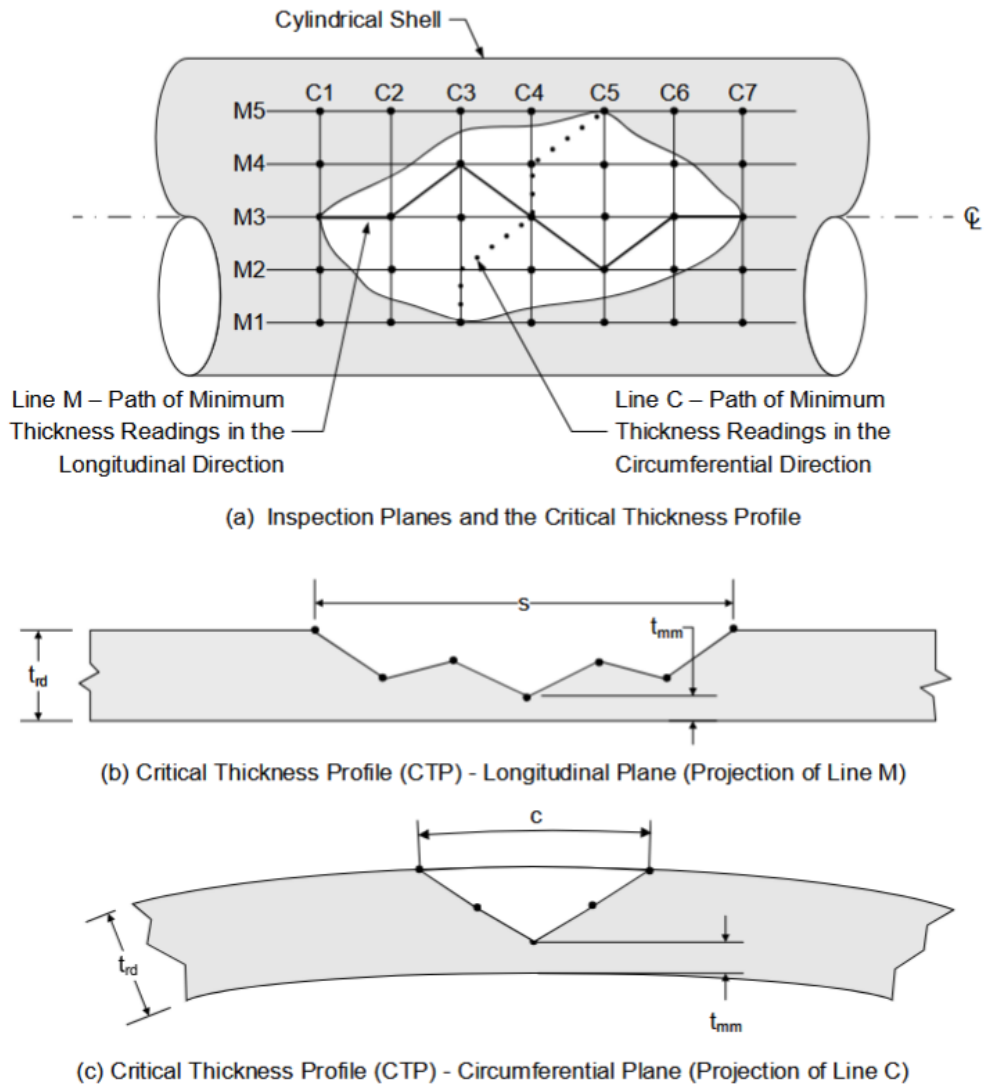
Considerando que o tubo modelado era um tubo NPS 18 SCH XS, isto é, um tubo com diâmetro nominal de 18 polegadas e espessura de parede de 1/2 polegada, conforme indicado na Tabela A.3, presente no Anexo A deste trabalho, reproduzida do código ASME B36.10M-2015: *Welded and Seamless Wrought Steel Pipe* [33]; o fator de escala utilizado foi aproximadamente igual a 6.

4.2

Avaliação Baseada na Norma API 579-1/ASME FFS-1 – Parte 5

Seguindo o procedimento apresentado na Seção 3.1, aplicável a componentes tipo A conforme a parte 5 da norma API 579-1/ASME FFS-1, a avaliação realizada foi a seguinte:

1. A determinação do CTP com base na Figura 4.1 reproduzida da norma, para cascas cilíndricas, foi realizada usando a técnica DIC para obter a perda de espessura ao longo dos planos de inspeção traçados nas direções longitudinal e circunferencial, como será mostrado na Seção 4.3.
2. Considerando LOSS e FCA iguais a 0, a espessura de parede calculada pela Equação 3-1 foi igual a espessura nominal; logo $t = t_{nom} = 2,05 \text{ mm}$.
3. A espessura de parede mínima medida (t_{mm}) foi obtida com o auxílio da técnica DIC, analisando a perda de espessura ao longo dos perfis longitudinal e circunferencial do defeito. A profundidade máxima medida com DIC na LTA foi $d = 1,13 \text{ mm}$, a espessura de parede mínima calculada foi $t_{mm} = t_{nom} - d = 2,05 - 1,13 = 0,92 \text{ mm}$. Já as dimensões da extensão longitudinal e circunferencial do defeito medidas com um paquímetro foram $s = 51 \text{ mm}$ e $c = 12,5 \text{ mm}$, respectivamente.



Notes:

1. M1 – M5 are meridional (longitudinal) inspection planes.
2. C1 – C7 are circumferential inspection planes.

Figure 4.10 – Method for Determining the Plane of Maximum Metal Loss (Critical Thickness Profile)

Figura 4.1: Método para determinação do CTP nas direções longitudinal e circumferencial. Reproduzida da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]

4. Os valores da razão de espessura remanescente e do parâmetro de comprimento longitudinal do defeito calculados conforme as Equações 3-2 e 3-3 foram $R_t = 0,4488$ e $\lambda s = 5,3830$, respectivamente.
5. Verificando os critérios limitantes do tamanho do defeito impostos pela norma, os critérios $R_t = 0,4488 \geq 0,20$ e $L_{msd} = 274,5 \geq 21,91 \text{ mm}$ calculados conforme as Equações 3-4 e 3-5 foram satisfeitos; o terceiro critério foi ignorado por se tratar de um vaso de pressão em escala, que teve suas dimensões reduzidas na ordem de 6 vezes, como explicado na Seção 4.1, resultando em uma espessura de parede inferior à limitação $t_{mm} - FCA \geq 2,5 \text{ mm}$.
6. As condições dimensionantes para a máxima pressão de trabalho admissível (MAWP), a tensão de membrana (σ_m) e a mínima espessura requerida (t_{min}) foram obtidas na direção circunferencial, como esperado para um vaso de pressão cilíndrico sujeito apenas à pressão interna posicionado na horizontal.

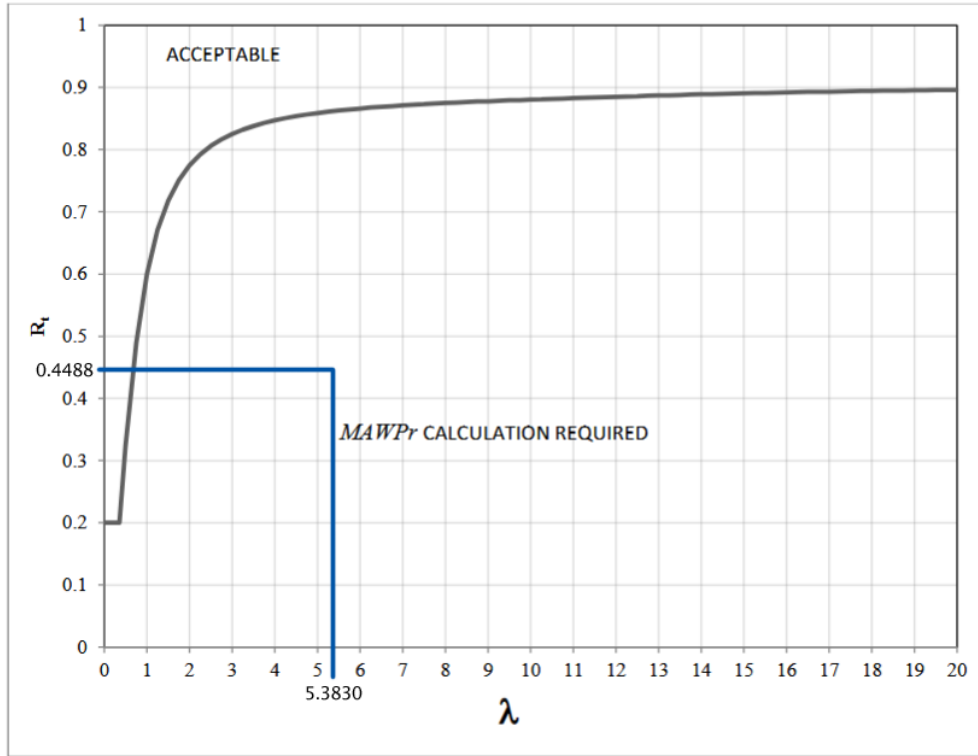
Seus valores calculados por meio das Equações 3-10, 3-11 e 3-12 foram $MAWP = MAWP^c = 13,65 \text{ MPa}$, $\sigma_m = \sigma_m^c = 150,17 \text{ MPa}$ e $t_{min} = t_{min}^c = 0,85 \text{ mm}$, respectivamente.

Neste trabalho, E_l foi considerado igual a 0,7 e t_{sl} foi considerado não existente.

No cálculo de σ_m e t_{min} , acima, foi usado um valor de pressão interna de 5,76 MPa, porque este é o nível de pressão que leva as tensões concentradas na região com perda de espessura do vaso de pressão estudado ao limite de resistência ao escoamento, segundo o critério de Mises, e abaixo do limite de resistência à tração, segundo o critério de Tresca, pela análise DIC no primeiro experimento.

Os resultados calculados para a tensão de membrana (σ_m) e para a mínima espessura requerida (t_{min}) correspondentes aos diferentes níveis de pressão interna aplicados ao vaso de pressão durante o experimento, tanto na direção circunferencial quanto na direção longitudinal, são apresentados nas Tabelas A.1 e A.2, presentes no Anexo A deste trabalho.

7. De posse dos valores de R_t e λs calculados no passo 4, verificou-se que a interseção destes valores encontra-se abaixo da curva, como pode ser observado na Figura 4.2 reproduzida da norma; sendo, portanto, necessário calcular o fator de resistência remanescente (RSF) e a máxima pressão de trabalho admissível reduzida ($MAWP_r$).



Note: The allowable remaining strength factor for this curve is $RSF_a = 0.90$. Equations for the curves in this figure are provided below where M_t for a cylindrical shell is determined using [Table 5.2](#).

$$R_t = 0.2 \quad (\text{for } \lambda \leq 0.354) \quad (5.40)$$

$$R_t = \left(RSF_a - \frac{RSF_a}{M_t} \right) \left(1.0 - \frac{RSF_a}{M_t} \right)^{-1} \quad (\text{for } 0.354 < \lambda < 20) \quad (5.41)$$

$$R_t = 0.90 \quad (\text{for } \lambda \geq 20) \quad (5.42)$$

Figure 5.6 – Level 1 Screening Criteria for Local Metal Loss in a Cylindrical Shell

Figura 4.2: Gráfico que estabelece o critério de aceitação da extensão longitudinal do defeito (s) ou a necessidade do cálculo da $MAWPr$. Adaptada da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]

O fator M_t necessário para o cálculo de RSF, foi obtido por meio da interpolação de dados da Tabela 4.2 reproduzida da norma, criada a partir de valores calculados usando uma equação descrita por um polinômio de grau dez. O valor calculado foi $M_t = 3,2749$.

Tabela 4.2: Tabela para estimar o fator M_t baseado no valor de λ s. Adaptada da norma API 579-1/ASME FFS-1. [3]

Table 5.2 – Foliage Factor, M_t , Based on the Longitudinal or Meridional Flaw Parameter, λ , for Cylindrical, Conical and Spherical Shells

λ	M_t	
	Cylindrical or Conical Shell	Spherical Shell
0.0	1.001	1.000
0.5	1.056	1.063
1.0	1.199	1.218
1.5	1.394	1.427
2.0	1.618	1.673
2.5	1.857	1.946
3.0	2.103	2.240
3.5	2.351	2.552
4.0	2.600	2.880
4.5	2.847	3.221
5.0	3.091	3.576
5.5	3.331	3.944
6.0	3.568	4.323
6.5	3.801	4.715
7.0	4.032	5.119
7.5	4.262	5.535
8.0	4.492	5.964
8.5	4.727	6.405
9.0	4.970	6.858
9.5	5.225	7.325
10.0	5.497	7.806
10.5	5.791	8.301
11.0	6.112	8.810
11.5	6.468	9.334
12.0	6.864	9.873
12.5	7.307	10.429
13.0	7.804	11.002
13.5	8.362	11.592
14.0	8.989	12.200
14.5	9.693	12.827
15.0	10.481	13.474
15.5	11.361	14.142

Os valores de RSF e $MAWP_r$ calculados por meio das Equações 3-13 e 3-14 foram $RSF = 0,5396$ e $MAWP_r = 8,19$ MPa, respectivamente.

Como $RSF \leq RSF_a$, isto é, $0,5396 \leq 0,9$, o vaso de pressão em escala com perda localizada de espessura só é aceitável para operar no máximo na $MAWP_r$.

8. Por fim, foi realizada a verificação da extensão circunferencial do defeito, sendo o critério $c = 12,5 \leq 102$ mm calculado conforme a Equação 3-15 satisfeito. Desta maneira, nenhuma avaliação adicional é necessária.

Uma vez que a condição da Equação 3-15 foi satisfeita, o equipamento foi aprovado na avaliação nível 1 da norma API 579-1/ASME FFS-1. Sendo assim, este vaso de pressão em escala com perda localizada de espessura pode continuar em operação até a máxima pressão de trabalho admissível reduzida ($MAWP_r = 8,19$ MPa) calculada a partir da Equação 3-14.

Adicionalmente, segundo a norma, caso este fosse um equipamento que de fato operasse de maneira contínua, deveria ser realizada uma estimativa da vida útil remanescente do equipamento a fim de estabelecer um intervalo de inspeção dentro de um plano de monitoramento do defeito.

4.3

Avaliação Baseada no 1º Experimento Realizado Usando a Técnica DIC

Uma vez preparada a superfície ao redor da LTA e instrumentado o vaso de pressão em escala, a técnica DIC foi aplicada conforme a metodologia descrita na Seção 3.2 e seus resultados analisados.

Durante o experimento, o vaso de pressão foi intencionalmente solicitado por pressão interna em níveis, para garantir que as tensões às quais seria submetido durante o experimento não excedessem seu limite de resistência à tração (S_u).

A caracterização da região com perda localizada de espessura foi realizada usando a técnica DIC para criar um *grid* com planos de inspeção traçados nas direções longitudinal (L2 a L6) e circunferencial (L7 a L12), como pode ser visto na Figura 4.3. Avaliando a interseção entre os planos de inspeção longitudinais e circunferenciais, foi obtida a perda de espessura para cada um destes pontos e, conseqüentemente, foi calculada a espessura de parede em cada ponto. Desta maneira, foi traçado o perfil crítico de espessura (CTP) em cada direção, como pode ser visto na Figura 4.4.

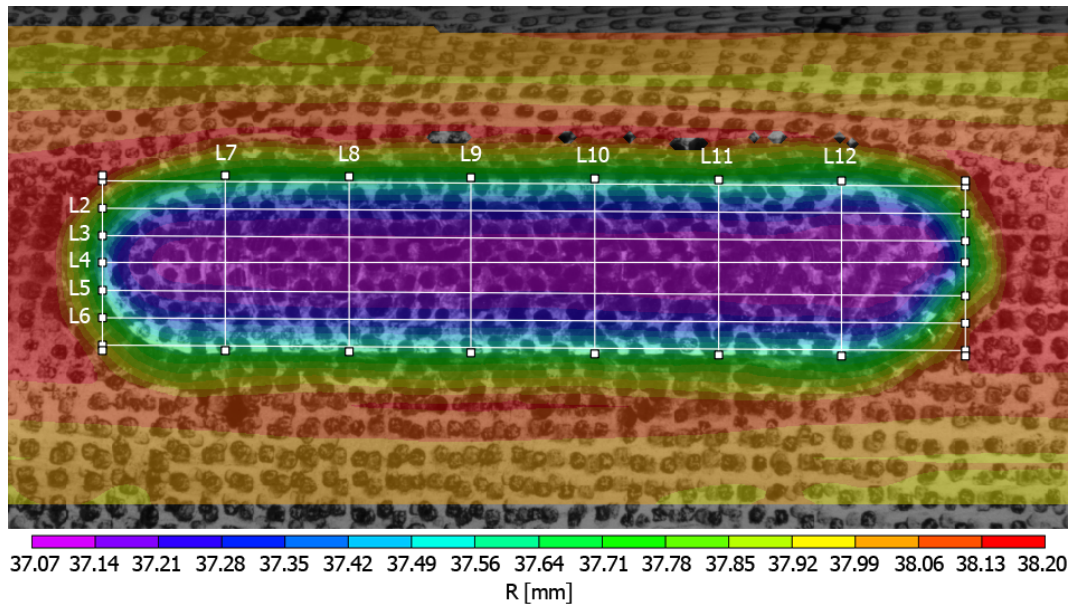


Figura 4.3: Planos de inspeção nas direções longitudinal e circumferencial.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Vic-3D 8 (2025).

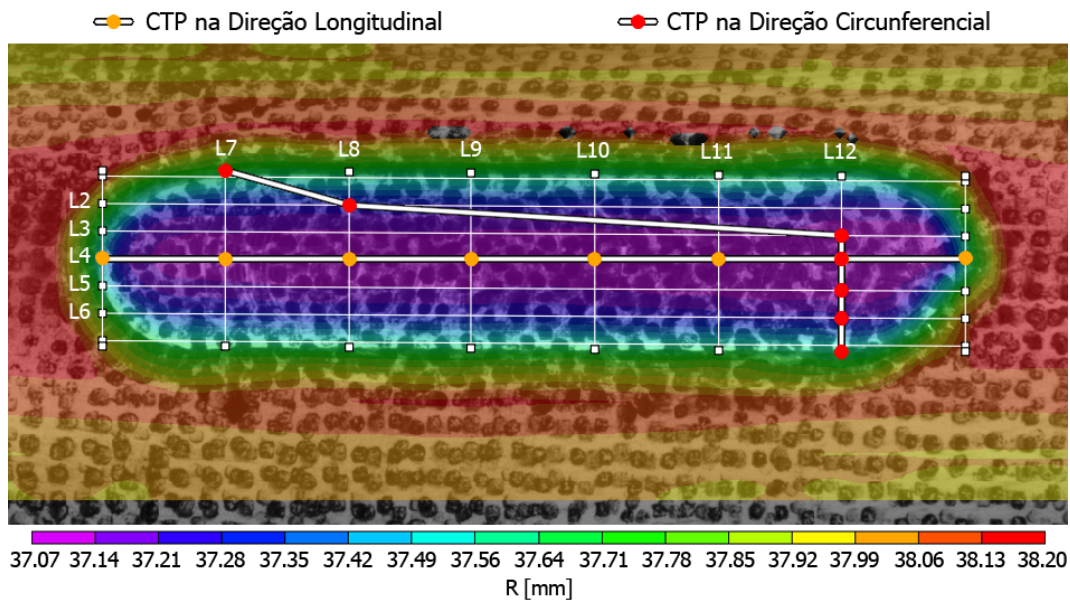


Figura 4.4: CTP nas direções longitudinal e circumferencial.

Fonte: Adaptada da imagem extraída do *software* Vic-3D 8 (2025).

Deve-se notar que o CTP representa um plano de inspeção fictício, baseado nos pontos com as menores espessuras de parede ao longo de um plano de inspeção para determinar a situação mais crítica em cada direção.

O CTP na direção longitudinal, neste estudo de caso, coincidiu com o plano de inspeção L4, mais centralizado em relação ao defeito usinado; no entanto, numa situação de perda de espessura localizada real, os pontos mais críticos (aqueles com a menor espessura medida) podem estar dispostos ao longo de planos de inspeção diferentes.

Analisando a região do defeito, o perfil do plano central longitudinal e o perfil do plano central circunferencial podem ser vistos nas Figuras 4.5 e 4.6.

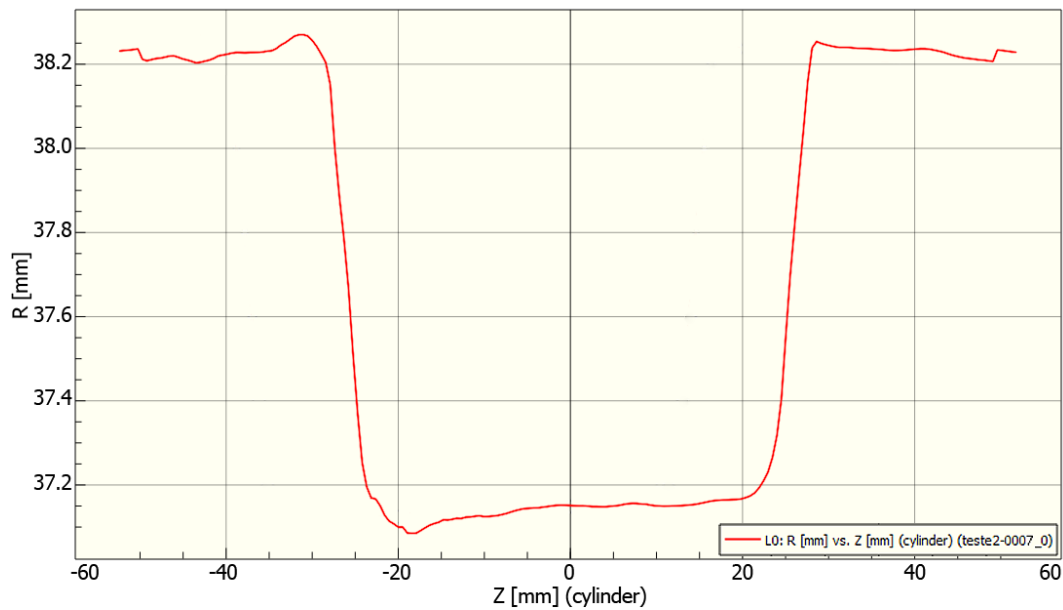


Figura 4.5: Perfil do plano central longitudinal na região do defeito.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Vic-3D 8 (2025).

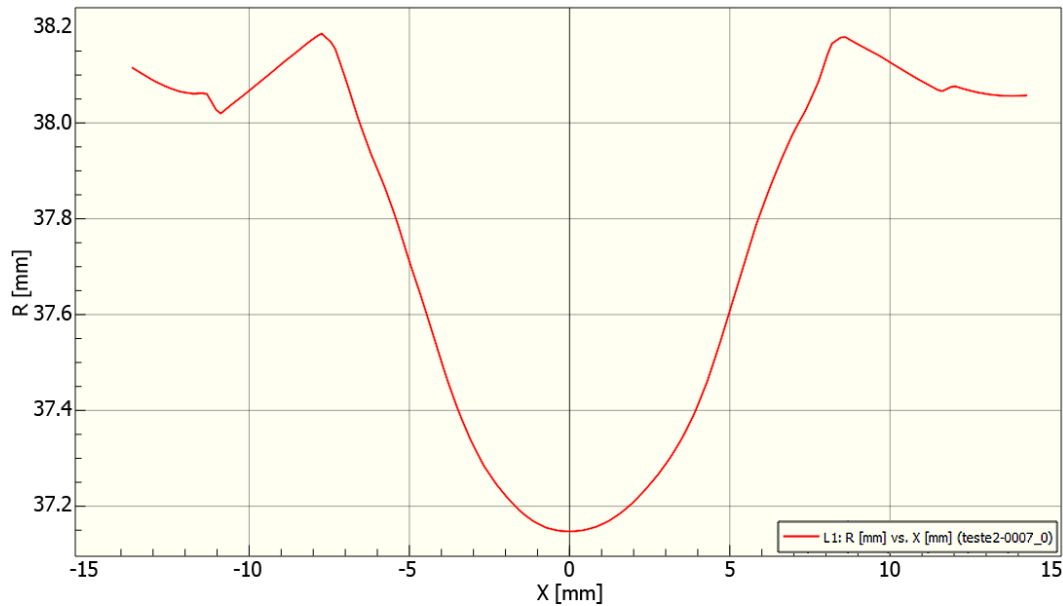


Figura 4.6: Perfil do plano central circunferencial na região do defeito.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Vic-3D 8 (2025).

A análise destes resultados permitiu a determinação da profundidade máxima (d) medida com DIC na LTA e o cálculo da espessura mínima medida (t_{mm}); sendo seus valores iguais a 1,13 mm e 0,92 mm, respectivamente.

A partir do *strain gage* colado na direção circunferencial do vaso de pressão, posicionado a 180 graus do defeito, foi possível obter a deformação circunferencial (ϵ_c) na região nominal correspondente a cada nível de pressão aplicado durante o experimento. Os pontos destacados no gráfico da Figura 4.7, a seguir, representam os instantes de uma captura DIC.

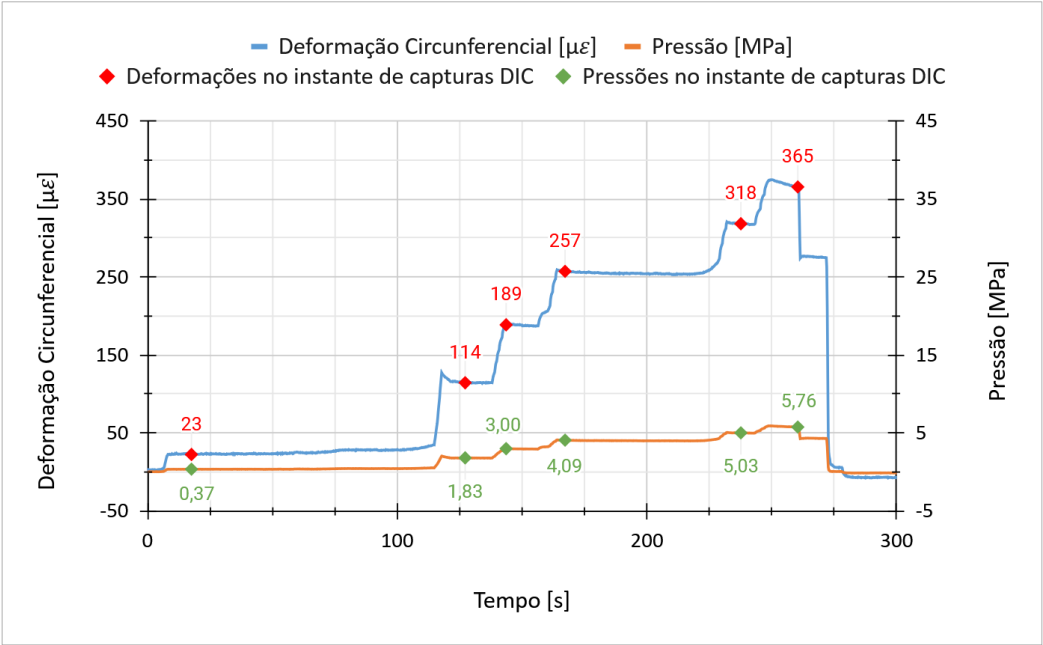


Figura 4.7: Deformação circunferencial medida com *strain gage* na região nominal correspondente a cada nível de pressão aplicado ao vaso de pressão – 1º experimento.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

As deformações medidas nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l obtidas na análise DIC, nas regiões nominal e do defeito, correspondentes aos diferentes níveis de pressão interna aplicados ao vaso de pressão durante o experimento, são apresentadas nas Tabelas 4.3 e 4.4.

Tabela 4.3: Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região nominal – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_y [$\mu\epsilon$]	ϵ_x [$\mu\epsilon$]	ϵ_{xy} [$\mu\epsilon$]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,37	44	-10	-3	44	-10
1,83	104	8	-15	106	6
3,00	244	-4	-86	272	-31
4,09	337	33	-67	351	18
5,03	412	72	-55	420	64
5,76	420	75	-28	423	72

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela 4.4: Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região do defeito – ponto crítico – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_y [$\mu\epsilon$]	ϵ_x [$\mu\epsilon$]	ϵ_{xy} [$\mu\epsilon$]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,37	177	18	123	243	-49
1,83	557	57	116	583	32
3,00	989	106	17	989	105
4,09	1378	101	149	1396	83
5,03	1786	116	111	1793	109
5,76	1915	133	131	1925	124

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

As deformações nominais foram medidas próximas às margens da área de análise selecionada (distante do defeito) em ambos os lados ao longo da linha longitudinal, sendo seus valores a média das duas regiões de inspeção. As deformações máximas na direção ϵ_y foram medidas na região do defeito, com os valores máximos registrados na região de inspeção próxima ao centro do defeito; este foi considerado o ponto crítico neste estudo de caso. Já as deformações máximas na direção ϵ_x foram registradas na região de inspeção na transição do defeito.

A Figura 4.8, a seguir, mostra os campos de deformações medidos com a técnica DIC a três níveis de pressão distintos, com 5,76 MPa, 4,09 MPa e 1,83 MPa sendo os níveis de pressão correspondentes ao campo de deformações mostrado nas Figuras 4.8a, 4.8b e 4.8c, respectivamente.

Observou-se que à pressões mais elevadas, como mostrado na Figura 4.8a, as maiores deformações ocorrem ao longo da linha longitudinal central do defeito, gerando pontos críticos à esquerda e à direita do centro do defeito devido a abaulamentos que se formaram; corroborando, assim, com os resultados obtidos por Diniz e colaboradores [8].

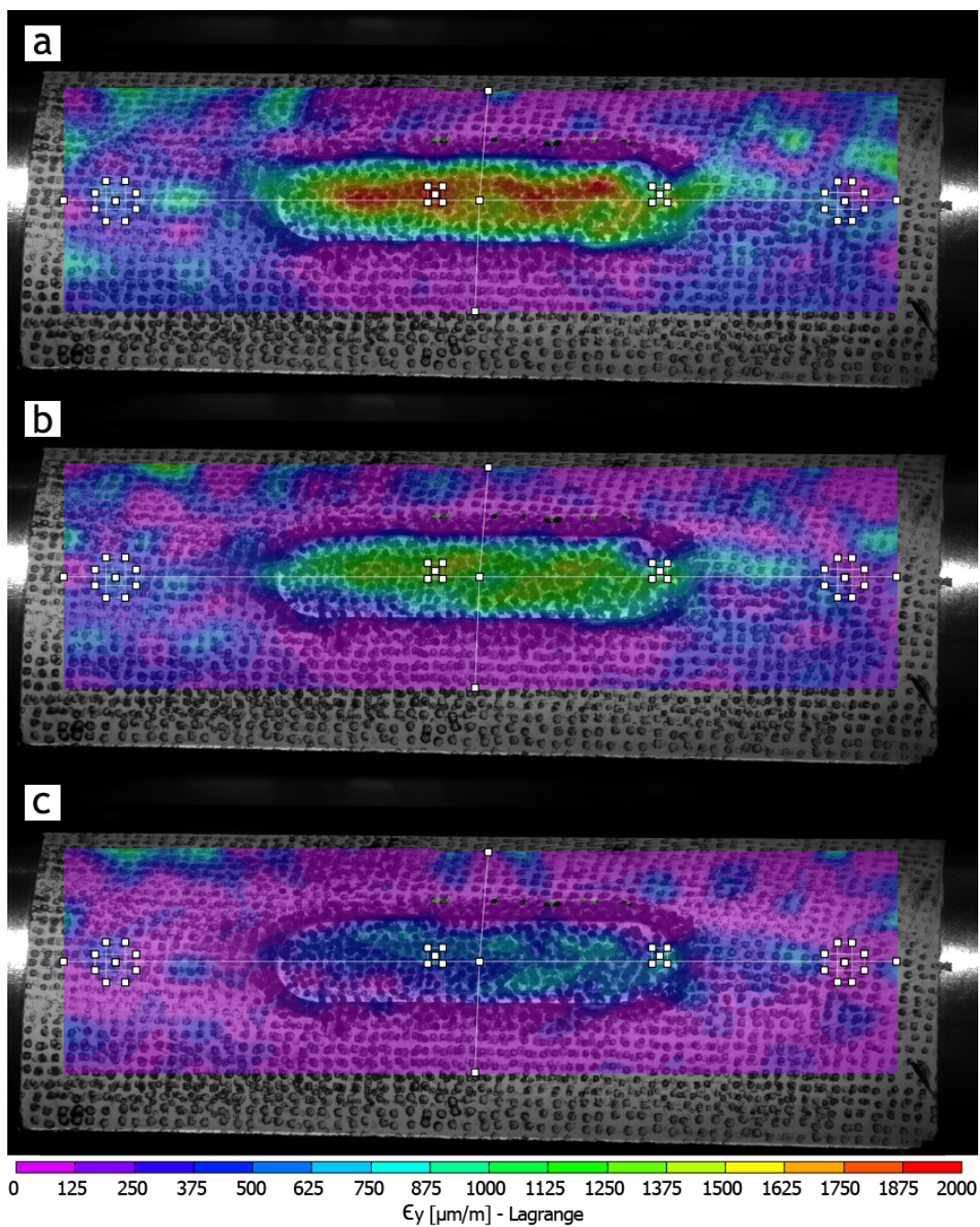


Figura 4.8: Campos de deformações medidos com a técnica DIC na direção vertical; sendo a) o campo de deformações a 5,76 MPa, b) o campo de deformações a 4,09 MPa e c) o campo de deformações a 1,83 MPa.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Vic-3D 8 (2025).

4.4

Avaliação Baseada no 2º Experimento Realizado Usando a Técnica DIC

Com o objetivo de validar o primeiro experimento, foi realizado um segundo experimento usando a técnica DIC para avaliar o mesmo vaso de pressão em escala com perda localizada de espessura, novamente seguindo a metodologia descrita na Seção 3.2. Desta vez, o intervalo dos níveis de pressão interna aplicados foi de 0,45 até 5,26 MPa.

A deformação circunferencial (ϵ_c) na região nominal correspondente a cada nível de pressão aplicado durante o segundo experimento medida com *strain gage* estão destacadas no gráfico da Figura 4.9, a seguir.

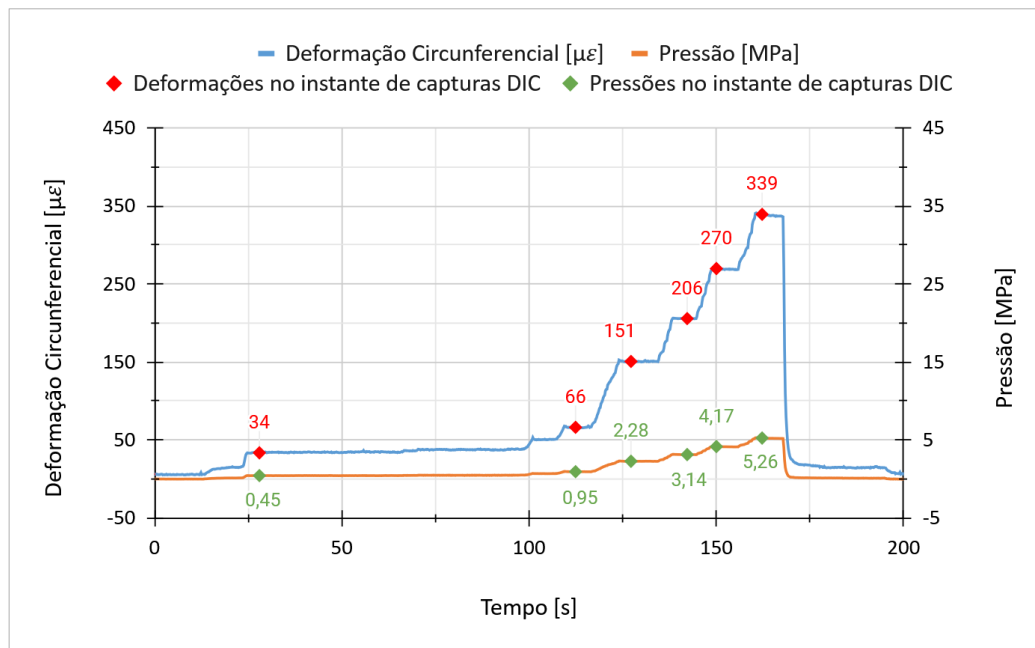


Figura 4.9: Deformação circunferencial medida com *strain gage* na região nominal correspondente a cada nível de pressão aplicado ao vaso de pressão – 2º experimento.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

As deformações medidas nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l obtidas na análise DIC, nas regiões nominal e do defeito, correspondentes aos diferentes níveis de pressão interna aplicados ao vaso de pressão durante o segundo experimento, são apresentadas nas Tabelas 4.5 e 4.6.

Tabela 4.5: Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região nominal – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_y [$\mu\epsilon$]	ϵ_x [$\mu\epsilon$]	ϵ_{xy} [$\mu\epsilon$]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,45	59	22	11	62	19
0,95	46	20	24	60	6
2,28	158	35	12	159	34
3,14	234	39	8	234	39
4,17	324	66	12	325	66
5,26	412	70	-21	413	69

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela 4.6: Deformações nas direções ϵ_y , ϵ_x , ϵ_{xy} , ϵ_c e ϵ_l medidas com DIC na região do defeito – ponto crítico – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_y [$\mu\epsilon$]	ϵ_x [$\mu\epsilon$]	ϵ_{xy} [$\mu\epsilon$]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,45	155	17	2	155	17
0,95	323	24	11	324	24
2,28	704	40	23	705	40
3,14	987	28	32	988	27
4,17	1345	113	30	1345	112
5,26	1658	67	2	1658	67

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

As regiões de inspeção nominal e máxima selecionadas na análise DIC no segundo experimento foram definidas segundo as mesmas considerações feitas no primeiro experimento.

As Figuras 4.10a, 4.10b e 4.10c, a seguir, mostram os campos de deformações medidos com a técnica DIC a 5,26 MPa, 4,17 MPa e 2,28 MPa, respectivamente.

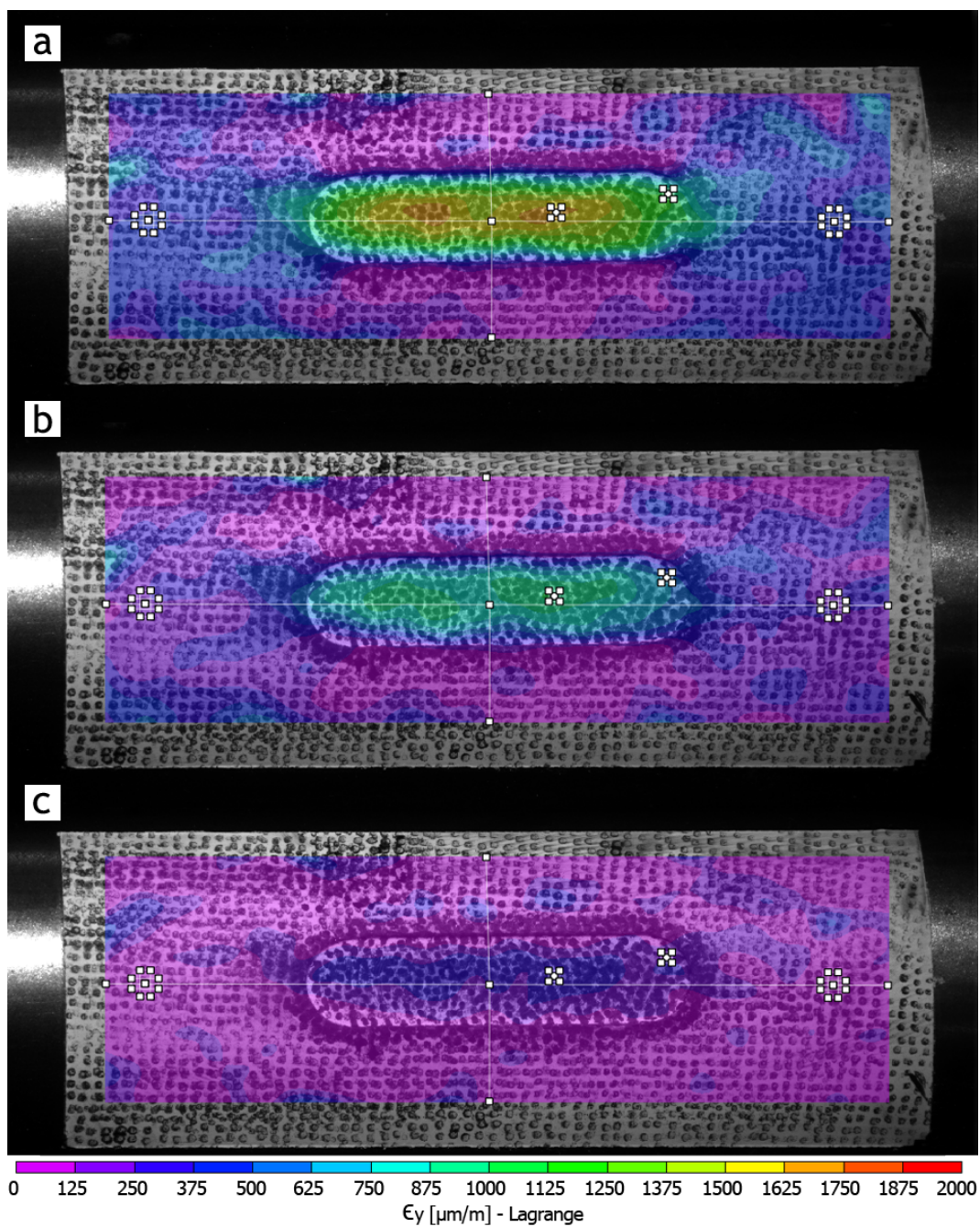


Figura 4.10: Campos de deformações medidos com a técnica DIC na direção vertical; sendo a) o campo de deformações a 5,26 MPa, b) o campo de deformações a 4,17 MPa e c) o campo de deformações a 2,28 MPa.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Vic-3D 8 (2025).

5

Resultados e Discussão

Neste capítulo, é apresentada a exposição dos resultados, discussão e considerações sobre os mesmos.

5.1

Resultados

A Figura 5.1 mostra quatro curvas que relacionam pressão interna (P) aplicada ao vaso de pressão a uma tensão circunferencial (σ_c) correspondente, sendo duas delas obtidas usando equações teóricas e duas delas obtidas usando dados experimentais.

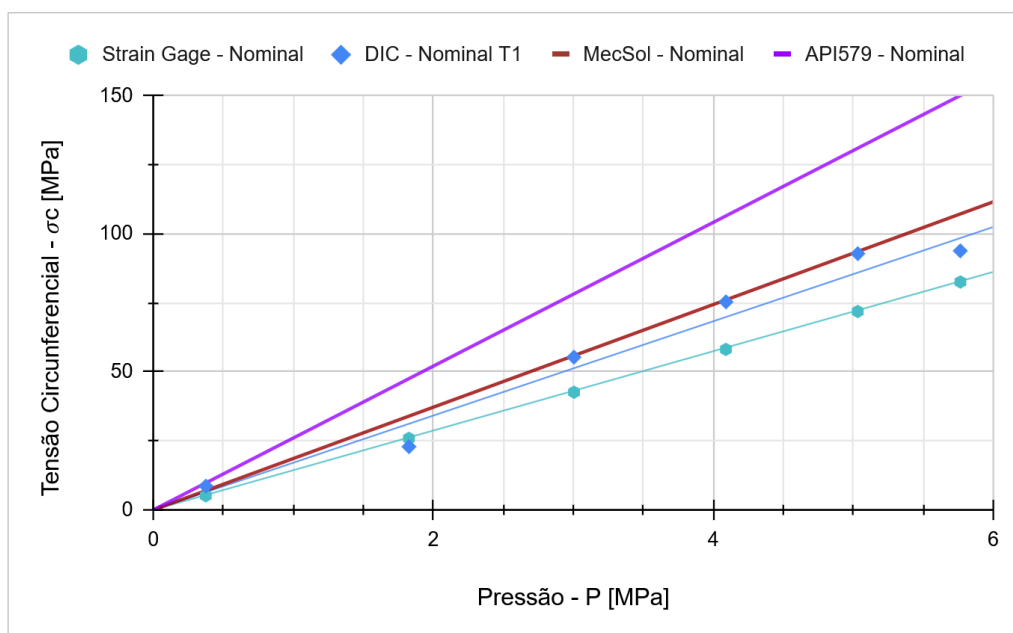


Figura 5.1: Comparação entre curvas na região nominal do vaso de pressão – 1º experimento.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

As curvas API579 - Nominal, representada pela cor roxa, e MecSol - Nominal, representada pela cor marrom, foram obtidas a partir dos resultados de tensão circunferencial calculados com a aplicação das Equações 3-11 e 2-19 para cada valor de pressão correspondente a um instante de captura DIC. As curvas DIC - Nominal T1, representada pela cor azul, e Strain Gage -

Nominal, representada pela cor turquesa, foram obtidas a partir dos resultados de tensão circunferencial calculados usando os dados de deformações obtidos com a aplicação das respectivas técnicas na região de inspeção nominal.

Ambas as técnicas experimentais apresentaram resultados próximos, quando olhamos a faixa de pressão a qual o vaso de pressão foi submetido. Desta maneira, o uso do *strain gage* serviu para validar os resultados obtidos com a técnica DIC.

Os resultados das deformações circunferenciais medidas com o *strain gage* e as respectivas tensões circunferenciais calculadas são apresentados nas Tabelas B.7 e B.8, presentes no Anexo B deste trabalho.

Uma vez que a curva API579 - Nominal é mais inclinada que a curva MecSol - Nominal, nota-se que um valor de pressão menor para a curva API579 - Nominal é suficiente para alcançar um mesmo valor de tensão circunferencial e, portanto, pode-se inferir que a Equação 3-11 utilizada pela norma API 579-1/ASME FFS-1 baseada no código de construção ASME BPVC.VIII.1 possui fatores que contribuem para a segurança, como a adoção de um fator $E_t < 1$, que a torna mais conservadora quando comparada à Equação 2-19 baseada na teoria de mecânica dos sólidos.

A Figura 5.2 mostra quatro curvas a fim de avaliar também a região do defeito no vaso de pressão em escala, comparando a metodologia proposta pela norma de adequação ao uso e a aplicação da técnica DIC.

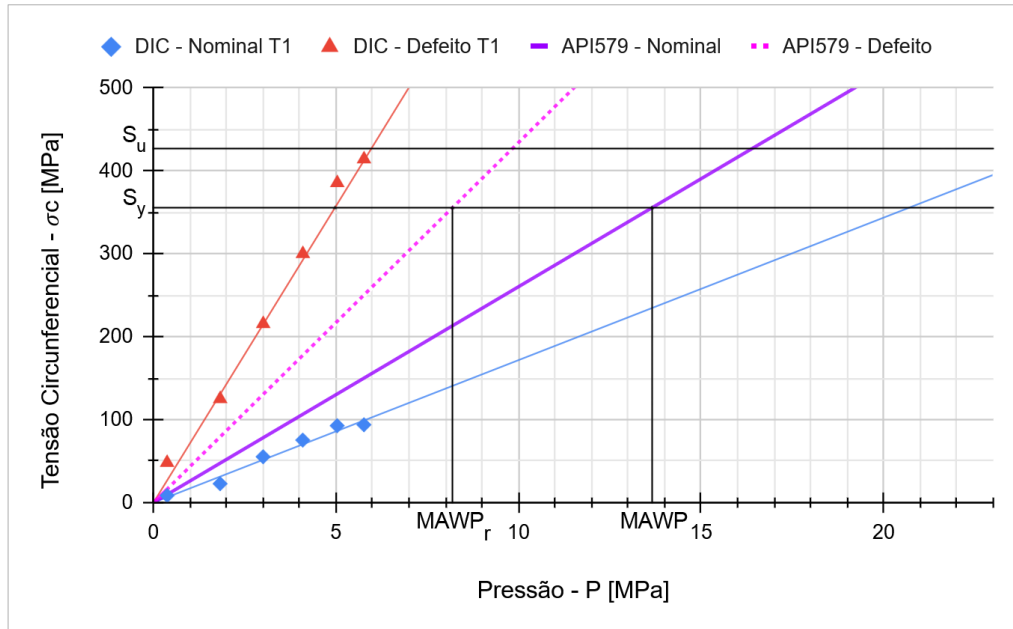


Figura 5.2: Comparação da MAWP e da $MAWP_r$ obtidas para as curvas API579 em relação às curvas DIC – 1º experimento.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

As curvas API579 - Nominal e DIC - Nominal T1 são as mesmas da Figura 5.1. As curvas DIC - Nominal T1 e DIC - Defeito T1, representada pela cor vermelha, foram obtidas a partir dos resultados de tensão circunferencial calculados usando os dados de deformações obtidos com a aplicação da técnica DIC nas regiões de inspeção nominal e máxima mencionadas na Seção 4.3, para resolver as Equações 5-1, 5-2 e 5-3, mostradas a seguir, sendo os resultados das deformações circunferenciais e longitudinais apresentados na Tabelas 4.3 e 4.4, e os resultados das tensões circunferenciais apresentados nas Tabelas B.3 e B.4, presentes no Anexo B deste trabalho.

$$\epsilon_c = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + \gamma_{xy}^2} \quad (5-1)$$

$$\epsilon_l = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} - \frac{1}{2}\sqrt{(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + \gamma_{xy}^2} \quad (5-2)$$

$$\sigma_c = \frac{E}{1 - \nu^2}(\epsilon_c + \nu\epsilon_l) \quad (5-3)$$

onde γ_{xy} é o dobro do valor medido com a técnica DIC na direção ϵ_{xy} .

Além dos valores de tensão circunferencial, os dados de deformações obtidos com a aplicação da técnica DIC foram usados para calcular os valores de tensão longitudinal, assim como os valores de tensão equivalente de von Mises, dados pelas Equações 5-4 e 5-5, respectivamente.

$$\sigma_l = \frac{E}{1 - \nu^2}(\epsilon_l + \nu\epsilon_c) \quad (5-4)$$

$$\sigma_{eqMISES} = \sqrt{\sigma_l^2 + \sigma_c^2 - \sigma_l\sigma_c} \quad (5-5)$$

Os resultados das tensões longitudinais também são apresentados nas Tabelas B.3 e B.4, enquanto os resultados das tensões de von Mises são apresentados nas Tabelas B.5 e B.6, presentes no Anexo B deste trabalho.

No entanto, visto que a norma API 579-1/ASME FFS-1 utiliza apenas a condição dimensionante (mais crítica) para calcular a MAWP, a tensão de membrana e a mínima espessura requerida, e esta condição para o vaso de pressão estudado ocorre na direção circunferencial, pode-se inferir que a norma utiliza o critério de Tresca na avaliação do defeito. Desta maneira, é plotado, no eixo y, a tensão circunferencial em todos os resultados gráficos apresentados neste trabalho.

Os resultados apresentados até aqui referem-se ao 1º experimento realizado. As mesmas análises foram feitas para o 2º experimento realizado e seus resultados são apresentados no anexo B deste trabalho. Além disso, outras duas análises no *software* Vic-3D foram realizadas, uma para cada experimento, onde o tamanho de *subset* foi diminuído de 91x91 para 49x49 pixels a fim de aumentar a resolução espacial e verificar se haveria uma melhora significativa nos resultados; no entanto, as deformações obtidas nas novas análises DIC convergiram para valores próximos aos obtidos anteriormente, variando dentro da faixa de erro da técnica de $\pm 100 \mu\epsilon$.

Sendo assim, apenas o resultado gráfico comparativo entre os dois experimentos será apresentado, a seguir; já os resultados de cálculos obtidos a partir dos dados do segundo experimento estarão entre parêntesis ao lado dos resultados obtidos com os dados do primeiro experimento na Seção 5.2.

A Figura 5.3 compara as curvas DIC - Defeito T1 e DIC - Defeito T2, referentes ao 1º e ao 2º experimento em relação à curva API579 - Defeito, representada pela curva rosa pontilhada, obtida por meio da aplicação da metodologia proposta pela norma de adequação ao uso para a região do defeito.

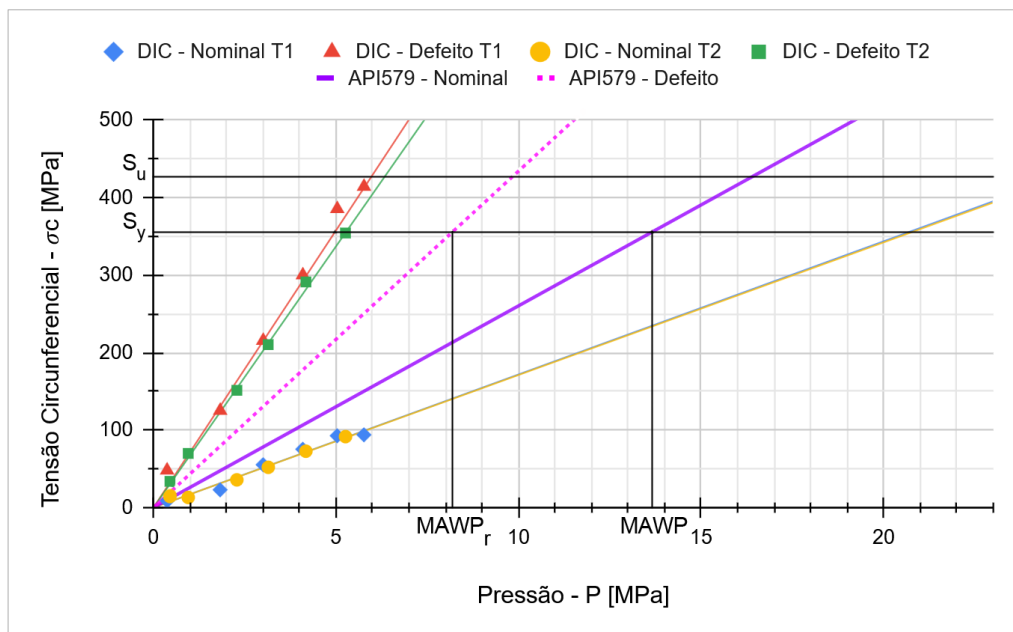


Figura 5.3: Comparação entre as curvas DIC do 1º e 2º experimentos em relação às curvas API579 propostas pela norma.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

Visto que os resultados dos dois experimentos, realizados separadamente e com variação no tamanho do *subset*, convergiram para valores próximos, pode-se confiar que os resultados de tensões não contêm erros experimentais significativos.

Por meio da análise DIC, foi observado um defeito de abaulamento no centro da LTA, que se formava conforme o vaso de pressão era solicitado por pressão interna.

Este tipo de defeito já foi estudado anteriormente por Diniz e colaboradores [8], e a solução proposta por eles, baseado no guia de práticas recomendadas DNV-RP-F101: *Corroded Pipelines* [11], foi aplicar um fator de correção para abaulamento (C) na solução de mecânica dos sólidos expressa pela Equação 2-19 para tensões circunferenciais, originando a Equação 5-6, a seguir, a fim de obter os valores de tensões reais atuando na região do defeito.

$$\sigma_c^* = \frac{PD}{2tC} \quad (5-6)$$

O fator de correção C pode ser calculado ao relacionar certas dimensões do vaso de pressão e do defeito, de acordo com a Equação 5-7.

$$C = \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{\frac{d}{t}}{\sqrt{1 + 0,31 \frac{s^2}{D_o t}}}} \quad (5-7)$$

onde d é a profundidade máxima medida na LTA, s é a extensão longitudinal do defeito, D_o é o diâmetro externo e t é a espessura de parede.

A raiz quadrada no termo presente no denominador da Equação 5-7 é chamada de fator de correção de comprimento (Q) pela DNV-RP-F101. Portanto, reescrevendo a Equação 5-7, obtém-se a Equação 5-8.

$$C = \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{\frac{d}{t}}{Q}} \quad (5-8)$$

A norma API 579-1/ASME FFS-1 não explicita claramente um fator de correção para abaulamento (C), apenas estipula uma maneira de calcular o fator de resistência remanescente (RSF) sem explicitar o que são ou de onde vem todos os parâmetros usados neste cálculo. Com isso, recorrendo ao suplemento de código ASME B31G: *Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines* [12], foram observadas similaridades com a prática recomendada DNV-RP-F101. Conforme o ASME B31G, o fator de correção para abaulamento (C) é dado pela Equação 5-9.

$$C = \frac{1 - \frac{2}{3} \frac{d}{t}}{1 - \frac{\frac{2}{3} \frac{d}{t}}{M}} \quad (5-9)$$

onde o fator $\frac{2}{3}$ na equação representa uma estimativa de perfil parabólico do defeito e $M = \sqrt{1 + 0,8 \frac{s^2}{D_o t}}$.

Conforme o ASME B31G, M é denominado fator de concentração de tensão para abaulamento e apresenta um formato equivalente ao fator Q apresentado pela DNV-RP-F101.

Sabendo que $d = t - t_{mm}$, $R_t = \frac{t_{mm}}{t} = 1 - \frac{d}{t}$ e reescrevendo a Equação 3-13 em função de d e t , obtém-se a Equação 5-10.

$$RSF = \frac{R_t}{1 - \frac{1-R_t}{M_t}} = \frac{\frac{t_{mm}}{t}}{1 - \frac{1 - \frac{t_{mm}}{t}}{M_t}} = \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{1 - \frac{d}{t}}{M_t}} = \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{M_t}} \quad (5-10)$$

Desta maneira, nota-se que as Equações 5-8, 5-9 e 5-10 apresentam o mesmo formato e, portanto, o fator de resistência remanescente (RSF) e o fator de correção para abaulamento (C) são equivalentes, sendo o fator M_t utilizado pela norma API 579-1/ASME FFS-1 equivalente aos fatores de concentração de tensão para abaulamento M e Q apresentados no ASME B31G e DNV-RP-F101, respectivamente.

A máxima pressão de trabalho admissível reduzida ($MAWP_r$) pode ser calculada de acordo com as Equações 5-11, 5-12 e 5-13 baseadas na API 579-1/ASME FFS-1, DNV-RP-F101 e ASME B31G, respectivamente.

$$MAWP_{r-API579} = 1,112 \frac{SE_{lt}}{R + 0,6t} C \quad (5-11)$$

$$MAWP_{r-DNV} = 1,05 \frac{2tS}{D} C \quad (5-12)$$

$$MAWP_{r-B31G} = 1,1 \frac{2tS}{D_o} C \quad (5-13)$$

σ_{mr} é a tensão de membrana correspondente à $MAWP_r$, isto é, a tensão circunferencial atuante no vaso de pressão que leva a região do defeito à tensão de escoamento; e pode ser calculada usando as Equações 5-14, 5-15 e 5-16.

$$\sigma_{mr-API579} = 1,112SC \quad (5-14)$$

$$\sigma_{mr-DNV} = 1,05SC \quad (5-15)$$

$$\sigma_{mr-B31G} = 1,1SC \quad (5-16)$$

Sabendo que a $MAWP_{r-DIC} = 4,97$ MPa, é possível estimar o fator de correção para abaulamento (C) experimental a partir da Equação 5-17.

$$C = \frac{MAWP_{r-DIC} D}{2tS} \quad (5-17)$$

A Tabela 5.1 permite comparar os resultados obtidos conforme a avaliação sugerida por cada norma/prática recomendada/código ao resultado obtido com a análise DIC.

Tabela 5.1: Comparação entre resultados obtidos com DIC, API 579-1/ASME FFS-1, DNV-RP-F101 e ASME B31G na avaliação das regiões nominal e do defeito.

	Fator Q	Fator C	*MAWP	* $MAWP_r$	* σ_{mr}
DIC	–	0,2464	20,81	4,97	86,32
API 579-1	3,2749	0,5396	13,65	8,19	213,22
DNV-RP-F101	2,4796	0,5771	20,17	12,22	215,49
ASME B31G	3,7796	0,7006	19,09	14,71	274,09

*Valores em MPa

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Esta comparação também pode ser observada na Figura 5.4.

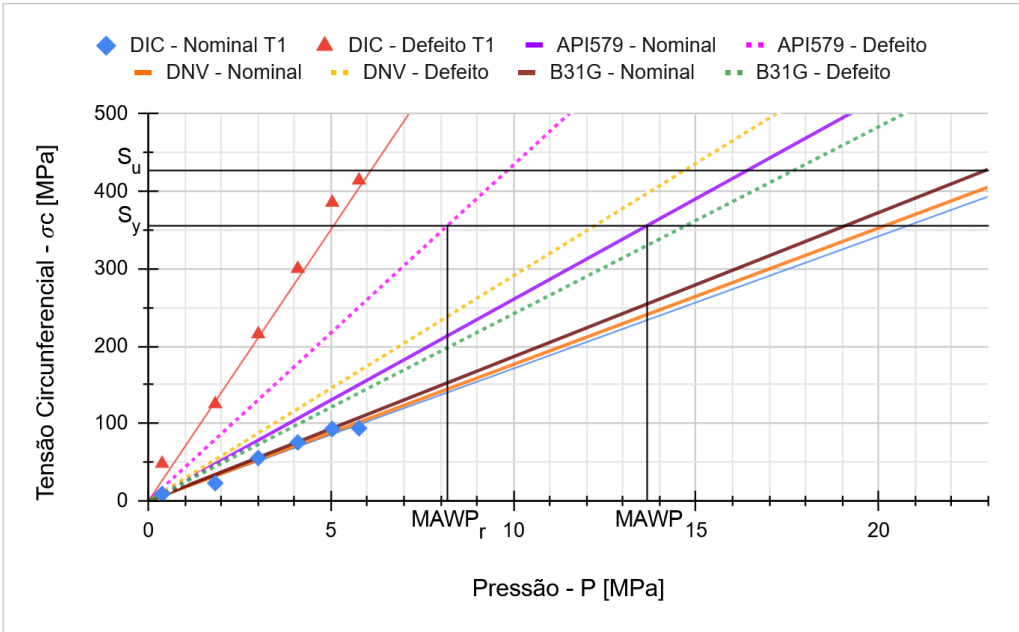


Figura 5.4: Comparação entre resultados obtidos com DIC, API 579-1/ASME FFS-1, DNV-RP-F101 e ASME B31G na avaliação das regiões nominal e do defeito.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

Apesar de o resultado da $MAWP_r$ calculado pela norma API 579-1/ASME FFS-1 apresentar um resultado mais conservador comparado aos resultados obtidos pela prática recomendada DNV-RP-F101 e pelo código ASME B31G, ao analisar a região do defeito, este resultado ainda não se aproxima daquele obtido experimentalmente usando a técnica DIC.

Para investigar esta divergência, foi realizada uma simulação numérica por elementos finitos usando o *software* Ansys. Além disso, foi observado que o formato do defeito cuja metodologia de avaliação é sugerida pela norma era, na verdade, diferente do formato do defeito usinado no tubo, como pode ser observado na Figura 5.5.

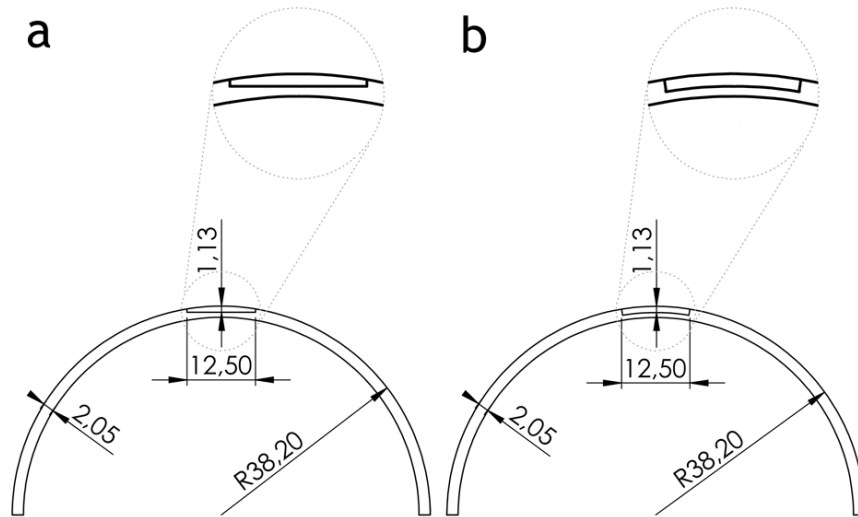


Figura 5.5: Seção transversal do vaso de pressão, no centro da LTA, mostrando a diferença entre os formatos de defeito a) plano e b) com profundidade uniforme.

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Desta maneira, duas análises de elementos finitos foram realizadas: uma para avaliar o defeito plano, como usinado no tubo, e outra para avaliar o defeito com profundidade d uniforme, conforme hipótese da norma API 579-1/ASME FFS-1. As malhas geradas e as condições de contorno aplicadas aos modelos de elementos finitos são apresentadas no Anexo C deste trabalho. Foram utilizados elementos sólidos tetraédricos na criação das malhas, sendo estas refinadas na região do defeito de maneira que pelo menos três elementos estivessem contidos nas áreas de menor espessura.

Os resultados das análises FEA obtidos para uma pressão interna de 5,76 MPa, serão mostrados a seguir nas Figuras 5.6 e 5.7. Ao comparar os resultados para os dois modelos, pode-se observar que o defeito plano concentra mais tensão na direção circunferencial no centro da LTA que o defeito com profundidade uniforme, sendo seus valores iguais a 491 MPa e 361 MPa, respectivamente; ou seja, o defeito plano é aproximadamente 1,36 vezes mais crítico que o defeito com profundidade uniforme. Isso explica, em parte, os valores maiores de tensão circunferencial (σ_c) obtidos na análise DIC em relação à metodologia proposta pela norma na avaliação do defeito.

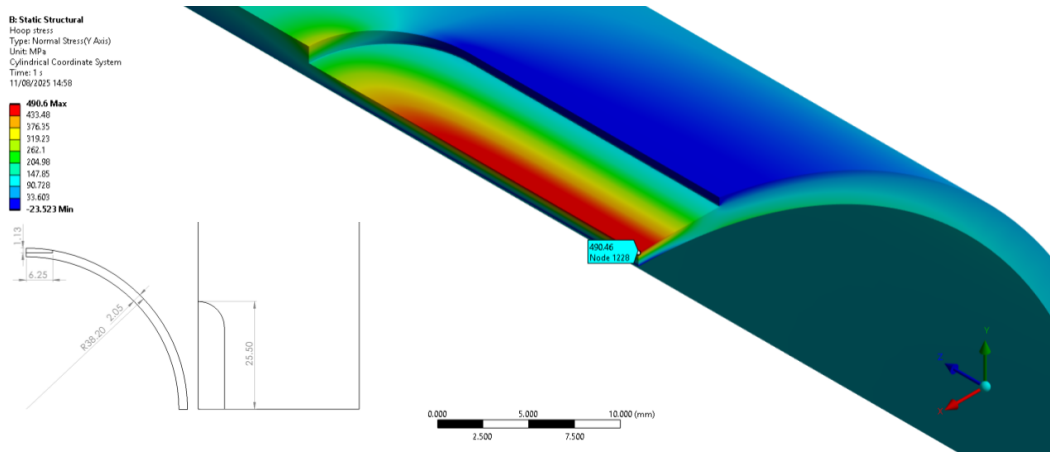


Figura 5.6: Tensões circunferenciais atuantes obtidas usando FEA na avaliação da região do defeito plano conforme usado o vaso de pressão do experimento.

Fonte: Elaborada por meio do *software* Ansys (2025).

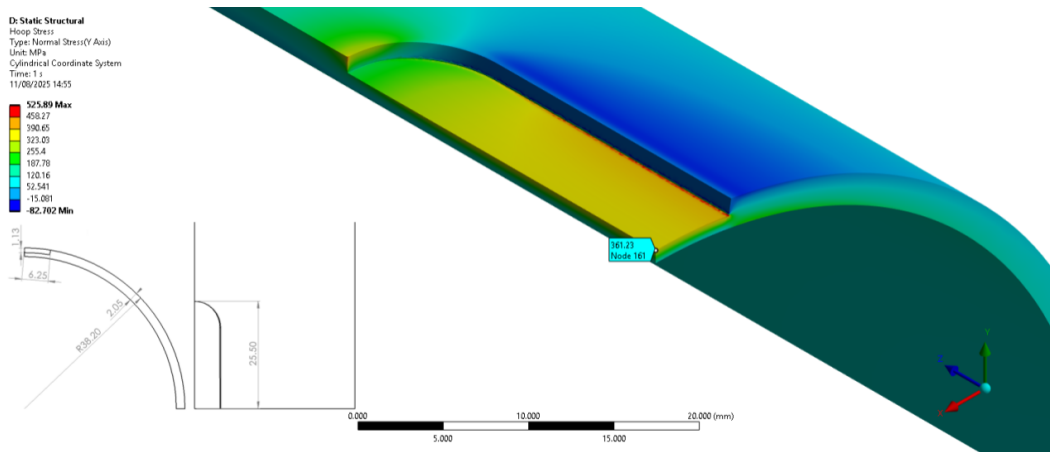


Figura 5.7: Tensões circunferenciais atuantes obtidas usando FEA na avaliação da região do defeito com profundidade uniforme conforme hipótese da norma API 579-1/ASME FFS-1.

Fonte: Elaborada por meio do *software* Ansys (2025).

Foram avaliadas, ainda, a distribuição das tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) ao longo das linhas circunferencial e longitudinal que passam pelo centro do defeito, como pode ser visto nas Figuras 5.8 e 5.9, respectivamente.

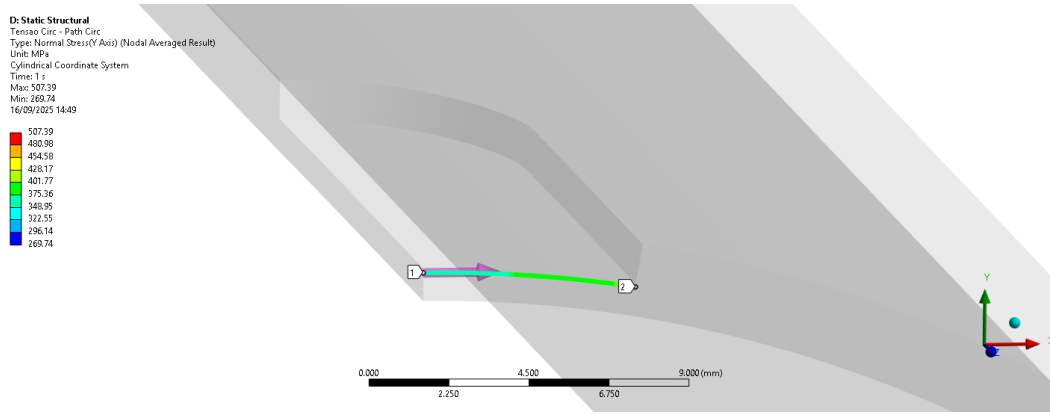


Figura 5.8: Distribuição das tensões ao longo da linha circunferencial do defeito usando FEA.

Fonte: Elaborada por meio do *software* Ansys (2025).

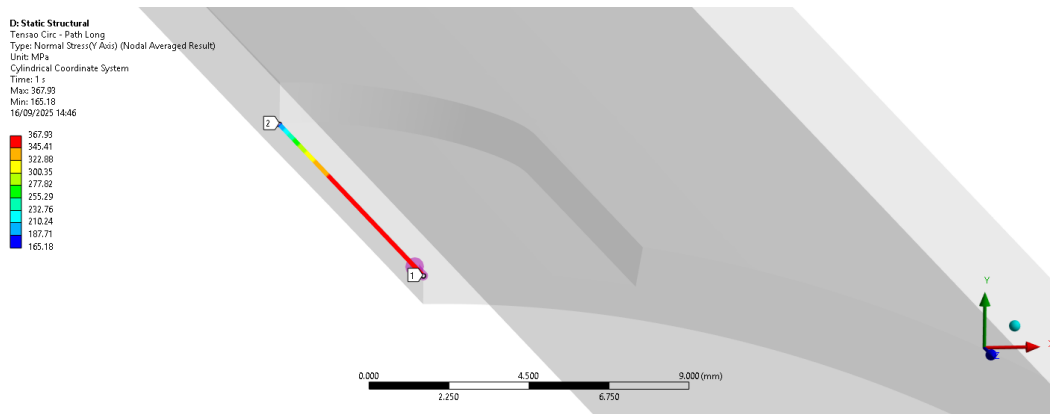


Figura 5.9: Distribuição das tensões ao longo da linha longitudinal do defeito usando FEA.

Fonte: Elaborada por meio do *software* Ansys (2025).

As Figuras 5.10 e 5.11, que serão mostradas a seguir, apresentam os resultados gráficos obtidos a partir dos dados FEA. Para ambos os gráficos, a curva FEA Exp - σ_c , representada pela cor azul, indica a distribuição da tensão circunferencial para um defeito plano; a curva FEA Exp - σ_l , representada pela cor vermelha, indica a distribuição da tensão longitudinal para um defeito plano; a curva FEA Std - σ_c , representada pela cor amarela, indica a distribuição da tensão circunferencial para um defeito de profundidade d uniforme; a curva FEA Std - σ_l , representada pela cor verde, indica a distribuição da tensão longitudinal para um defeito de profundidade d uniforme. Além disso, devido à simetria do vaso de pressão e do defeito modelados, o eixo x dos gráficos, que representa a distância do centro para a extremidade do defeito, inicia em 0 e vai até a metade do valor da extensão circunferencial (c) ou longitudinal (s) do defeito.

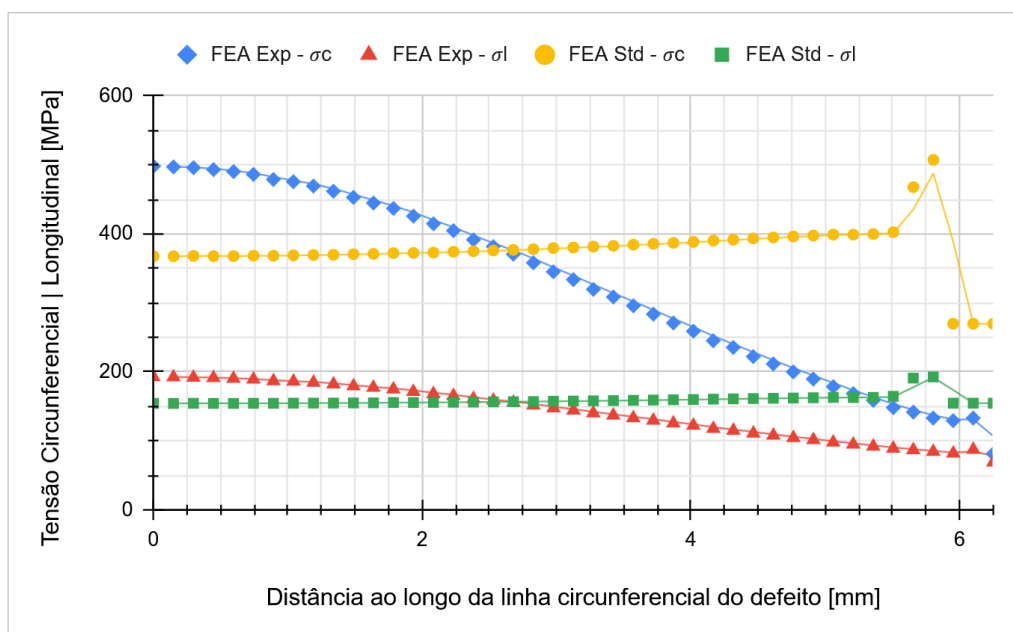


Figura 5.10: Distribuição das tensões circunferenciais e longitudinais ao longo da linha circunferencial dos defeitos obtida a partir de resultados da FEA.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

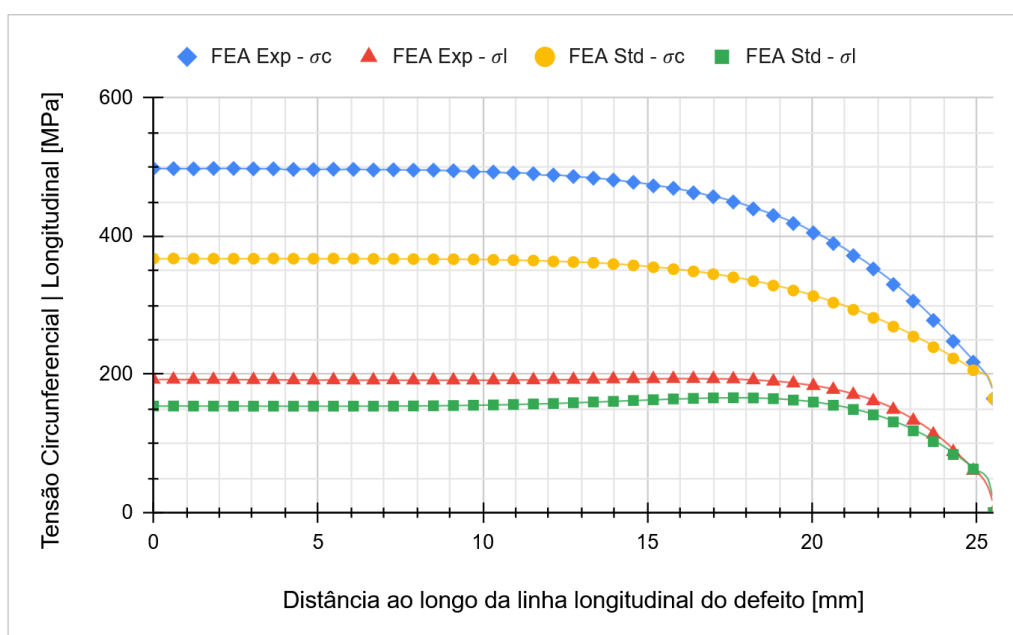


Figura 5.11: Distribuição das tensões circunferenciais e longitudinais ao longo da linha longitudinal dos defeitos obtida a partir de resultados da FEA.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

Pode-se observar na Figura 5.10 que, para um defeito plano, as tensões circunferenciais (curva azul) decrescem rapidamente enquanto as tensões longitudinais (curva vermelha) decrescem mais devagar ao longo da linha circunferencial do defeito; já para um defeito de profundidade uniforme, as

tensões circunferenciais (curva amarela) crescem devagar ao longo da linha circunferencial do defeito e apresentam um pico seguido de uma queda brusca ao se aproximar da extremidade do defeito; as tensões longitudinais (curva verde) apresentam comportamento similar, contudo menos acentuado. Na Figura 5.11, tanto as tensões circunferenciais quanto as tensões longitudinais, para ambos os formatos de defeito, decrescem lentamente até se afastarem do centro do defeito ao longo da linha longitudinal.

A Figura 5.12 compara os resultados obtidos usando FEA aos resultados usando DIC e a solução sugerida pela API 579-1/ASME FFS-1 na região do defeito; onde a curva FEA - Exp Defeito, representada pela cor marrom, descreve a solução para um defeito plano como o presente no vaso de pressão do experimento, enquanto a curva FEA - Std Defeito, representada pela cor turquesa, descreve a solução para um defeito com profundidade uniforme como estimado pela norma.

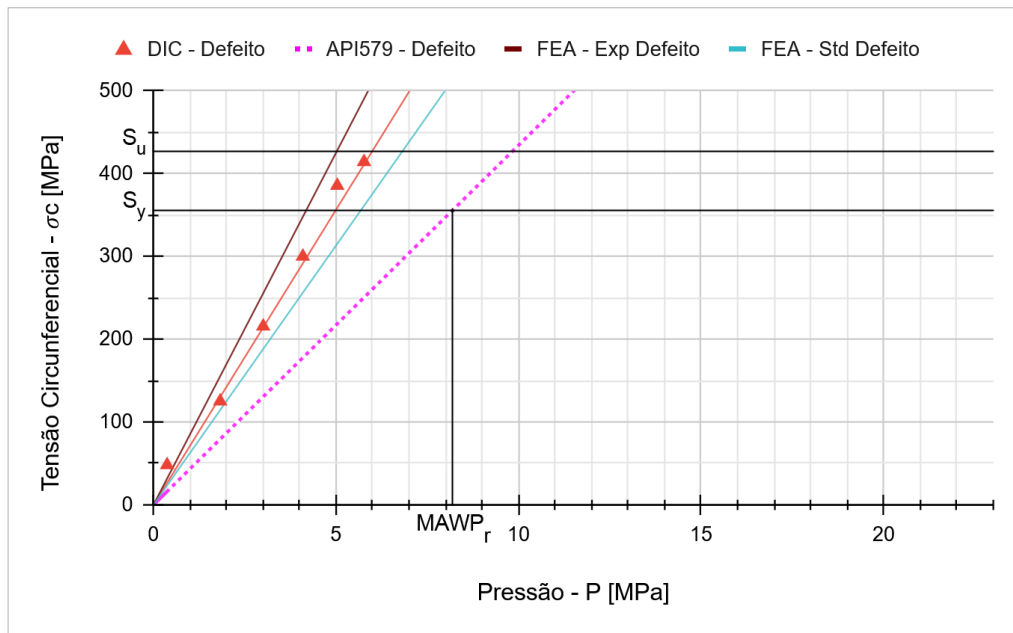


Figura 5.12: Comparação entre resultados obtidos usando FEA, DIC e a solução da API 579-1/ASME FFS-1 na avaliação da região do defeito.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

Aplicando, então, um fator de concentração de tensão igual a 1,36 à curva API579 - Defeito, representada pela curva rosa pontilhada, devido a diferença de criticidade observada na FEA entre o formato do defeito usinado no vaso de pressão em relação ao formato estimado pela norma, obtém-se a curva API579 - Exp Defeito, representada pela cor azul escuro na Figura 5.13, que descreve a solução da norma corrigida para um defeito de formato plano, indicada a

correção pela seta representada, permitindo comparar os resultados FEA, DIC e API 579-1/ASME FFS-1 para o vaso de pressão estudado.

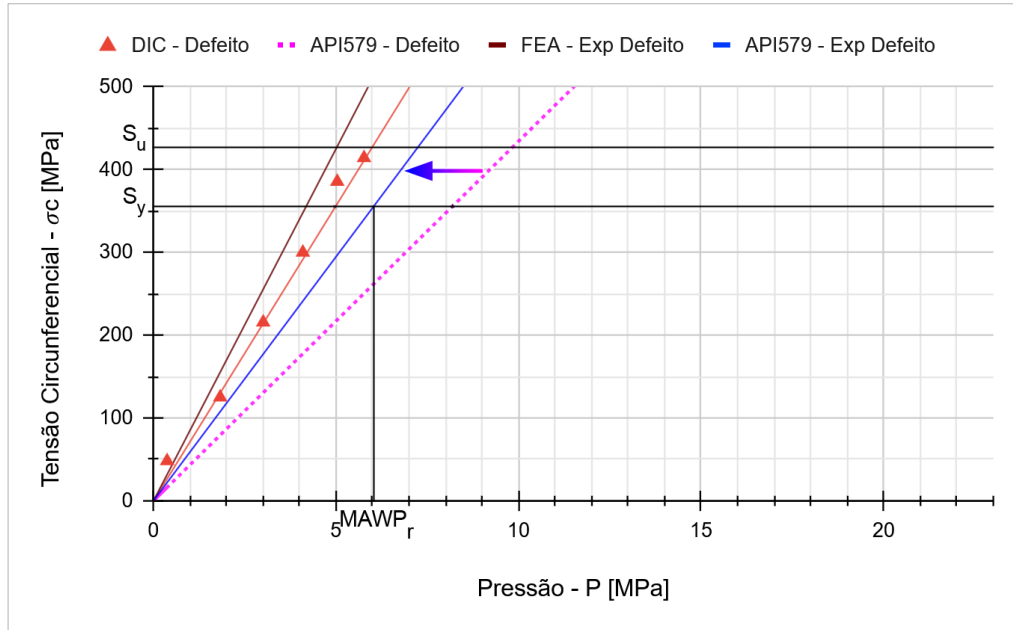


Figura 5.13: Comparação entre resultados obtidos usando FEA, DIC e a solução corrigida para API 579-1/ASME FFS-1 na avaliação do defeito plano.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

Os resultados representados graficamente nas Figuras 5.12 e 5.13 estão sintetizados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Comparação entre $MAWP_r$ obtido usando FEA, DIC e as soluções para API 579-1/ASME FFS-1.

	Defeito Plano	d Uniforme
	$*MAWP_r$	$*MAWP_r$
FEA	4,18	5,68
DIC	4,97	—
API 579-1	6,03	8,19

*Valores em MPa

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Retomando à Equação 5-10, pode-se observar que apenas um valor elevado para o fator de concentração de tensão para abaulamento M_t , faria o valor de RSF tender ao valor de $R_t = 0,4488$. Portanto, um valor baixo de M_t nesta equação, na verdade atenua o efeito do defeito presente. Observado isto, forçando RSF ao valor de R_t , é aumentada a criticidade na avaliação do defeito plano; como resultado, a curva API579 - Exp Defeito mostrada na Figura 5.13 praticamente se sobrepõe à curva DIC - Defeito mostrada na Figura 5.14, a seguir.

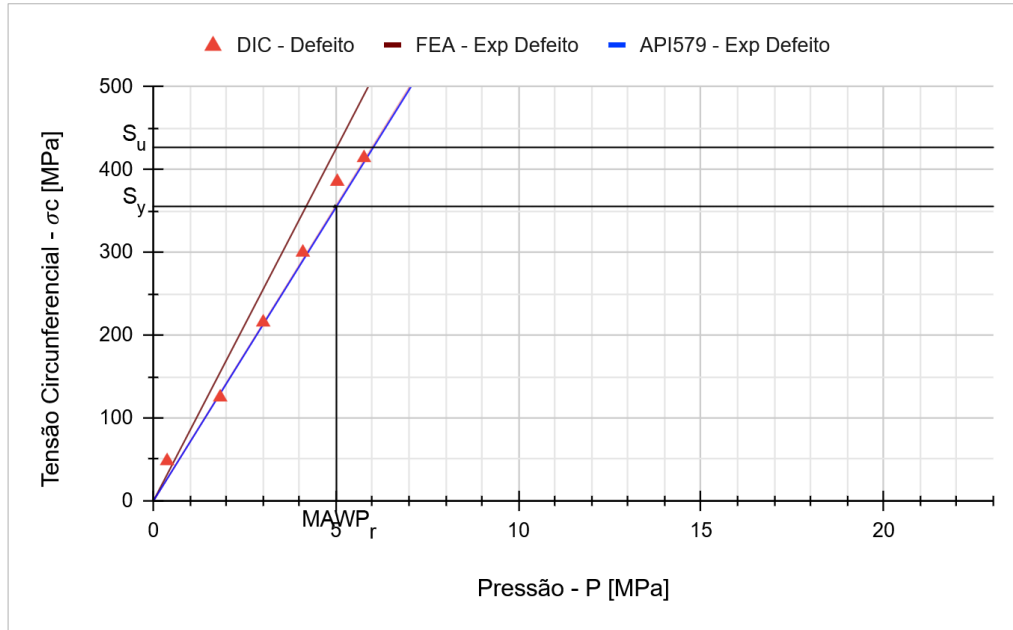


Figura 5.14: Resultado obtido forçando o valor de RSF para R_t na solução corrigida para API 579-1/ASME FFS-1 na avaliação do defeito plano.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

Assim, o valor da $MAWP_r$ para a curva da norma corrigida para um defeito plano, API579 - Exp Defeito, reduz de 6,03 MPa para 5,01 MPa.

5.2 Discussão

Como pode ser observado na Figura 5.2, os valores de $MAWP_{API579} = 13,65$ MPa, calculado pela Equação 3-10 para a região nominal, e $MAWP_{r-API579} = 8,19$ MPa, calculado pela Equação 3-14 para a região do defeito, correspondem à pressão requerida para atingir o limite de resistência ao escoamento (S_y) do vaso de pressão em escala, conforme a norma API 579-1/ASME FFS-1.

Usando as equações obtidas pelo ajuste de dados para cada curva DIC, foi possível realizar a extrapolação e calcular também a pressão requerida para atingir S_y . Os valores de pressão calculados foram $MAWP_{DIC} = 20,81$ MPa (20,88 MPa) para a curva que representa a região distante do defeito e $MAWP_{r-DIC} = 4,97$ MPa (5,27 MPa) para a curva que representa a região próxima ao centro do defeito. Fazendo o mesmo para a curva MecSol, foi calculada a pressão $MAWP_{MecSol} = 19,12$ MPa.

A tensão de membrana reduzida ($\sigma_{mr-API579} = 213,22$ MPa) para adequação ao uso, correspondente à pressão requerida para atingir S_y , também pode ser calculada conforme a norma API 579-1/ASME FFS-1 usando a Equação 5-18, a seguir.

$$\sigma_{mr-API579} = \frac{MAWP_{r-API579}}{E_l} \left(\frac{R}{t} + 0,6 \right) \quad (5-18)$$

O fator de segurança que relaciona a solução de mecânica dos sólidos à equação proposta pela norma API 579-1/ASME FFS-1 baseada no código de construção ASME BPVC.VIII.1, para cascas cilíndricas, é dado pela Equação 5-19, a seguir.

$$FS_{BPVC} = \frac{MAWP_{MecSol}}{MAWP_{API579}} \quad (5-19)$$

Seu valor é $FS_{BPVC} = 1,40$.

O fator de segurança adicional, devido a presença do defeito, aplicado pela norma API 579-1/ASME FFS-1 neste estudo de caso é dada pela Equação 5-20, a seguir.

$$FS_{API} = \frac{MAWP_{API579}}{MAWP_{r-API579}} = \frac{S_y}{\sigma_{mr-API579}} \quad (5-20)$$

Seu valor é $FS_{API} = 1,67$.

Se utilizarmos a curva corrigida para o formato de defeito plano (API579 - Exp Defeito), mostrada na Figura 5.13, seu valor será $FS_{API} = 2,26$.

O fator de concentração de tensão (K_{t-DIC}) observado com a aplicação da técnica DIC é dado pela Equação 5-21, a seguir.

$$K_{t-DIC} = \frac{S_y}{\sigma_{mr-DIC}} \quad (5-21)$$

Seu valor é $K_{t-DIC} = 4,12$ (3,94).

Portanto, de acordo com a análise DIC, a aplicação de uma pressão interna de 4,97 MPa (5,27 MPa) correspondente a uma tensão circunferencial $\sigma_{mr-DIC} = 86,32$ MPa (90,35 MPa) na região nominal, seria suficiente para produzir uma tensão circunferencial na região do defeito cujo valor atinja o limite de resistência ao escoamento (S_y), devido à concentração de tensão. Este valor pode ser obtido a partir da Equação 5-22.

$$\sigma_{mr-DIC} = \frac{S_y}{K_{t-DIC}} \quad (5-22)$$

De acordo com a curva da norma corrigida para o formato de defeito plano (API579 - Exp Defeito), nota-se que o valor de pressão interna para atingir S_y ainda é maior que aquele obtido na análise DIC – 6,03 MPa em vez de 4,97 MPa (5,27 MPa) – contudo, significativamente menor que a pressão de 8,19 MPa calculado para o formato de defeito com profundidade uniforme. Portanto, este ajuste faz uma boa correção para aproximar a curva API579 - Defeito da curva DIC - Defeito, de maneira a incluir os efeitos de tensão devido ao formato de defeito plano.

6

Conclusões

Neste capítulo, são apresentadas as conclusões e considerações finais sobre os resultados obtidos, retornando aos objetivos que nortearam o trabalho.

6.1

Conclusões

A avaliação do defeito conforme o nível 1 sugerido pela norma API 579-1/ASME FFS-1: *Fitness-For-Service* foi realizada e seu resultado se mostrou, a princípio, satisfatório. Tendo sido aceito o defeito de perda localizada de espessura presente no vaso de pressão em escala, este está apto para continuar em operação até a $MAWP_r$ calculada de acordo com a norma de adequação ao uso.

Os experimentos foram realizados com êxito e os dados coletados foram utilizados na análise DIC para avaliação do defeito. Tendo sido realizadas as análises DIC, seus resultados foram validados para a região nominal usando os dados obtidos com um *strain gage* colado na direção circunferencial do vaso de pressão em escala, enquanto os resultados do segundo experimento usando a técnica DIC serviram para validar os resultados obtidos na análise DIC do primeiro experimento também para a região do defeito.

Como pode ser observado na Figura 5.3, a pressão requerida para atingir o limite de resistência ao escoamento, $MAWP_{DIC} = 20,81$ MPa (20,88 MPa), calculada com os dados DIC, na região nominal, é maior que 1,5 vezes o valor da máxima pressão de trabalho admissível, $MAWP_{API579} = 13,65$ MPa, calculada pela Equação 3-10 da norma API 579-1/ASME FFS-1. Desta maneira, pode-se concluir que a metodologia apresentada na norma é mais conservadora que o método experimental na avaliação da região nominal.

Por outro lado, para a região do defeito, os resultados da análise DIC mostraram um alto fator de concentração de tensão (K_{t-DIC}), fazendo com que o fator de resistência remanescente (RSF) considerado no cálculo da $MAWP_r$ pela norma não pareça tão rigoroso quanto o método experimental sugere que deveria ser.

Os altos valores obtidos na análise DIC para a região do defeito foram corroborados por simulações de elementos finitos, e podem ser atribuídos a uma maior tensão de flexão ocorrendo simultaneamente à tensão de Hoop na direção circunferencial devido ao surgimento de abaulamentos na região de perda de espessura. Com a análise de elementos finitos (FEA), pôde ser observada a diferença de criticidade entre o formato de defeito plano e o formato de defeito com profundidade uniforme.

Portanto, pode-se assumir que o formato de defeito plano usinado neste vaso de pressão construído em escala, por sua vez, não está coberto pelo nível 1 da norma API 579-1/ASME FFS-1, apesar de o efeito de abaulamento observado na LTA estar embutido no cálculo do RSF. Isso explica os valores muito mais altos obtidos na análise DIC em relação aqueles obtidos com a aplicação da metodologia sugerida pela norma na avaliação da região do defeito antes da correção pelo fator de concentração de tensão obtido ao relacionar os resultados da FEA.

Para resolver este problema, este fator de concentração de tensão de 1,36 foi aplicado à curva API579 - Defeito para corrigir a solução da norma para um defeito de formato plano, originando a curva API579 - Exp Defeito, mostrada na Figura 5.13, que se aproximou consideravelmente da curva DIC - Defeito. Adicionalmente, foi observado que se o valor de RSF for forçado ao valor de $R_t = 0,4488$, a curva da norma corrigida para um defeito plano API579 - Exp Defeito se sobrepõe à curva DIC - Defeito.

Assim, esta abordagem das duas correções aplicadas à curva API579 - Defeito em conjunto se mostraram eficazes para reproduzir os efeitos causados pelo defeito plano e obtidos por meio da análise DIC.

Desta maneira, foi evidenciado neste trabalho que para casos de perda de espessura com geometria crítica, a equação da norma API 579-1/ASME FFS-1 pode apresentar resultados não conservadores devido a simplificações na estimativa da geometria do defeito e no cálculo da resistência remanescente do vaso de pressão. Nesse contexto, a técnica DIC demonstrou ser ótima para levantar a geometria real do defeito, contribuindo para obtenção de resultados que auxiliaram na determinação de um fator de correção para abaulamento (C) experimental que captura a criticidade do efeito da geometria na avaliação da integridade estrutural do vaso de pressão estudado.

O resultado DIC apresentado na Figura 4.8a mostrou que as maiores deformações ocorrem ao longo da linha longitudinal que passa pelo centro do defeito plano, como usinado no vaso de pressão, gerando pontos críticos à esquerda e à direita do centro do defeito devido a abaulamentos que se formaram; corroborando, assim, com os resultados obtidos por Diniz e

colaboradores [8]. No entanto, apenas um ponto crítico no centro do defeito plano foi observado nos resultados da análise FEA apresentados nas Figuras 5.10 e 5.11, o que implicaria no surgimento de apenas um abaulamento centralizado em vez de dois abaulamentos aproximadamente equidistantes em relação ao centro do defeito. Este ponto de divergência entre os dois métodos requer uma maior investigação, visto que a geometria da região com perda de espessura e o surgimento de abaulamentos em LTA são fundamentais na determinação das tensões máximas atuantes.

Com todas as considerações acerca dos resultados obtidos tendo sido feitas, conclui-se que a técnica DIC é um excelente método para obtenção das características dimensionais do defeito, fornecendo informações sobre sua geometria sem a necessidade de interrupção da operação, visto que trata-se de uma técnica de medição de campo completo, não destrutiva e sem contato. Além disso, a técnica DIC também pode ser utilizada para avaliar a integridade estrutural de vasos de pressão e tubulações industriais, independentemente da geometria do defeito na região de perda de espessura, podendo ser aproveitada uma parada programada do equipamento para capturar as imagens de referência necessárias para obter os dados de deslocamento, ou caso opere sob mais de uma condição de carregamento, é possível obter e correlacionar as imagens nessas duas condições para obter os dados de deslocamento e, então, determinar as deformações no componente.

Referências Bibliográficas

- [1] American Society of Mechanical Engineers. **ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII Division 1: Rules for Construction of Pressure Vessels**, 2015.
- [2] Ministério do Trabalho e Previdência. **Norma Regulamentadora NR-13: Caldeiras, Vasos de Pressão, Tubulações e Tanques Metálicos de Armazenamento**, 2022.
- [3] American Petroleum Institute / American Society of Mechanical Engineers. **API 579-1/ASME FFS-1: Fitness-For-Service**, 2021.
- [4] JONES, E. M. C.; IADICOLA, M. A.. **A good practices guide for digital image correlation**. International Digital Image Correlation Society, 2018.
- [5] GERE, J. M.; GOODNO, B. J.. **Mechanics of Materials**. Cengage Learning, 7 edition, 2009.
- [6] FRANÇA FILHO, J. L. D.. **Manual para Análise de Tensões de Tubulações Industriais: Flexibilidade**. LTC Editora, 1 edition, 2013.
- [7] FREIRE, J. L. F.; GOMES, M. R. R. ; GOMES, M. G.. **Handbook of Pipeline Engineering**. ABCM, Springer, 1 edition, 2024.
- [8] DINIZ, J. L. C.; VIEIRA, R. D.; CASTRO, J. T.; BENJAMIN, A. C. ; FREIRE, J. L. F.. **Stress and strain analysis of pipelines with localized metal loss**. Experimental Mechanics, 2006.
- [9] YEN-JU, L.; WANG, C.-H.. **Effects of thickness profile and inner/outer of localized thin area defects on the remaining strength of pressure equipment**. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2023.
- [10] AMAYA-GÓMEZ, R.; SÁNCHEZ-SILVA, M.; BASTIDAS-ARTEAGA, E.; SCHOEFS, F. ; MUÑOZ, F.. **Reliability assessments of corroded pipelines based on internal pressure – a review**. Engineering Failure Analysis, 2019.
- [11] Det Norske Veritas. **DNV-RP-F101: Corroded Pipelines**, 2010.

- [12] American Society of Mechanical Engineers. **ASME B31G-2023: Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines. Revision of ASME B31G-2012 (R2017)**, 2023.
- [13] BENJAMIN, A. C.; DE ANDRADE, E. Q.. **Modified method for the assessment of the remaining strength of corroded pipelines**. Rio Pipeline Conference, 2003.
- [14] CHOI, J.; GOO, B.; KIM, J.; KIM, Y. ; KIM, W.. **Development of limit load solutions for corroded gas pipelines**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2003.
- [15] CHEN, Y.; ZHANG, H.; ZHANG, J.; LI, X. ; ZHOU, J.. **Failure analysis of high strength pipeline with single and multiple corrosions**. Materials and Design, 2014.
- [16] CRONIN, D. S.; PICK, R. J.. **Prediction of the failure pressure for complex corrosion defects**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2002.
- [17] QIAN, G.; NIFFENEGGER, M. ; LI, S.. **Probabilistic analysis of pipelines with corrosion defects by using fitnet ffs procedure**. Corrosion Science, 2011.
- [18] BENJAMIN, A. C.; FREIRE, J. L. F.; VIEIRA, R. D. ; DE ANDRADE, E. Q.. **Burst tests on pipeline containing closely spaced corrosion defects**. 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2006.
- [19] BEER, F. P.; JOHNSTON, E. R.; DEWOLF, J. T. ; MAZUREK, D. F.. **Mecânica dos Materiais**. AMGH Editora Ltda, 7 edition, 2011.
- [20] FREIRE, J. L. F.. **Engenharia de Dutos**. ABCM, 1 edition, 2009.
- [21] American Petroleum Institute. **API RP 580: Risk-Based Inspection**, 2016.
- [22] American Petroleum Institute. **API RP 581: Risk-Based Inspection Methodology**, 2016 – Addendum 2019.
- [23] CRAMMOND, G.; BOYD, S. ; DULIEU-BARTON, J.. **Speckle pattern quality assessment for digital image correlation**. Optics and Lasers in Engineering, 2013.
- [24] **Speckle generator**. Correlated Solutions, Inc., 2017.

- [25] LEPAGE, W.. **A practical guide to dic**. Experimental Mechanics, 2017.
- [26] VIEIRA, R. B.. **Correlação digital de imagens: Princípios e aplicações**. Notas de Aula do Curso de Análise Experimental de Tensões. Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio, 2024.
- [27] LU, H.; CARY, D.. **Deformation measurements by digital image correlation: Implementation of a second-order displacement gradient**. Experimental Mechanics, 2000.
- [28] SCHREIER, H.; ORTEU, J.-J. ; SUTTON, M. A.. **Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements**. Springer, 1 edition, 2009.
- [29] RODRIGUES, L. D.. **Aplicação da técnica dic a espécimes com diferentes formas, materiais e gradientes de deformação**. Tese de Doutorado. Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio, 2014.
- [30] RODRIGUES, L. D.; VIEIRA, R. D.; CASTRO, J. T. ; FREIRE, J. L. F.. **Strain analysis of thin pipe pressure vessels using digital image correlation**. Journal of Mechanical Engineering and Automation, 2014.
- [31] PAIVA, V. E. L.. **Modern experimental techniques with an emphasis on infrared thermography to the assessment of fatigue components with dents**. Tese de Doutorado. Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio, 2020.
- [32] DE AZEREDO, P. H. R. P.. **Avaliação da integridade estrutural de vasos de pressão com defeito superficial: metodologia e análise de segurança**. Trabalho de Conclusão de Curso. Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio, 2024.
- [33] American Society of Mechanical Engineers. **ASME B36.10M-2015: Welded and Seamless Wrought Steel Pipe. Revision of ASME B36.10M-2004**, 2015.

A

Tabelas de Códigos e Normas

A pressão interna (P) foi a variável de controle dos experimentos realizados e, por isso, as tabelas apresentadas nesta seção do apêndice, referentes à metodologia proposta pela norma API 579-1/ASME FFS-1, exibem em sua primeira coluna os valores de pressão interna correspondentes às tensões e espessuras calculadas.

Tabela A.1: Tensões de membrana nas direções circunferencial (σ_m^c) e longitudinal (σ_m^l) calculadas conforme a norma API 579-1/ASME FFS-1 usando as Equações 3-11 e 3-8.

Pressão Interna – P [MPa]	σ_m^c [MPa]	σ_m^l [MPa]
0,37	9,75	4,61
1,83	47,54	22,46
3,00	78,26	36,99
4,09	106,55	50,35
5,03	131,08	61,95
5,76	150,17	70,97

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela A.2: Mínima espessura requerida nas direções circunferencial (t_{min}^c) e longitudinal (t_{min}^l) calculadas conforme a norma API 579-1/ASME FFS-1 usando as Equações 3-12 e 3-9.

Pressão Interna – P [MPa]	t_{min}^c [mm]	t_{min}^l [mm]
0,37	0,05	0,03
1,83	0,27	0,13
3,00	0,44	0,22
4,09	0,60	0,30
5,03	0,74	0,36
5,76	0,85	0,42

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela A.3: Dimensões de tubos de aço soldados e sem costura. Adaptado da norma ASME B36.10M: *Welded and Seamless Wrought Steel Pipe*. [33]

Table 1 Dimensions and Weights of Welded and Seamless Wrought Steel Pipe (Cont'd)

NPS [Note (1)]	Customary Units			Identification [Standard (STD), Extra-Strong (XS), or Double Extra Strong (XXS)]	Schedule No.	DN [Note (2)]	SI Units		
	Outside Diameter, in.	Wall Thickness, in.	Plain End Weight, lb/ft				Outside Diameter, mm	Wall Thickness, mm	Plain End Mass, kg/m
16	16.000	1.062	169.59	...	...	400	406.4	26.97	252.37
16	16.000	1.125	178.89	...	...	400	406.4	28.58	266.30
16	16.000	1.188	188.11	...	...	400	406.4	30.18	280.01
16	16.000	1.219	192.61	...	120	400	406.4	30.96	286.66
16	16.000	1.250	197.10	...	...	400	406.4	31.75	293.35
16	16.000	1.438	223.85	...	140	400	406.4	36.53	333.21
16	16.000	1.594	245.48	...	160	400	406.4	40.49	365.38
18	18.000	0.165	31.46	...	5	450	457	4.19	46.79
18	18.000	0.188	35.80	...	...	450	457	4.78	53.31
18	18.000	0.219	41.63	...	...	450	457	5.56	61.90
18	18.000	0.250	47.44	...	10	450	457	6.35	70.57
18	18.000	0.281	53.23	...	...	450	457	7.14	79.21
18	18.000	0.312	58.99	...	20	450	457	7.92	87.71
18	18.000	0.344	64.93	...	...	450	457	8.74	96.62
18	18.000	0.375	70.65	STD	...	450	457	9.53	105.17
18	18.000	0.406	76.36	...	...	450	457	10.31	113.58
18	18.000	0.438	82.23	...	30	450	457	11.13	122.38
18	18.000	0.469	87.89	...	...	450	457	11.91	130.73
18	18.000	0.500	93.54	XS	...	450	457	12.70	139.16
18	18.000	0.562	104.76	...	40	450	457	14.27	155.81
18	18.000	0.625	116.09	...	...	450	457	15.88	172.75
18	18.000	0.688	127.32	...	...	450	457	17.48	189.47
18	18.000	0.750	138.30	...	60	450	457	19.05	205.75
18	18.000	0.812	149.20	...	...	450	457	20.62	221.91
18	18.000	0.875	160.18	...	...	450	457	22.23	238.35
18	18.000	0.938	171.08	...	80	450	457	23.83	254.57
18	18.000	1.000	181.73	...	...	450	457	25.40	270.36
18	18.000	1.062	192.29	...	...	450	457	26.97	286.02
18	18.000	1.125	202.94	...	...	450	457	28.58	301.96
18	18.000	1.156	208.15	...	100	450	457	29.36	309.64
18	18.000	1.188	213.51	...	...	450	457	30.18	317.68
18	18.000	1.250	223.82	...	...	450	457	31.75	332.97
18	18.000	1.375	244.37	...	120	450	457	34.93	363.58
18	18.000	1.562	274.48	...	140	450	457	39.67	408.28
18	18.000	1.781	308.79	...	160	450	457	45.24	459.39
20	20.000	0.188	39.82	...	5	500	508	4.78	59.32
20	20.000	0.219	46.31	...	...	500	508	5.56	68.89
20	20.000	0.250	52.78	...	10	500	508	6.35	78.56
20	20.000	0.281	59.23	...	...	500	508	7.14	88.19
20	20.000	0.312	65.66	...	...	500	508	7.92	97.68
20	20.000	0.344	72.28	...	...	500	508	8.74	107.61
20	20.000	0.375	78.67	STD	20	500	508	9.53	117.15
20	20.000	0.406	85.04	...	...	500	508	10.31	126.54
20	20.000	0.438	91.59	...	...	500	508	11.13	136.38
20	20.000	0.469	97.92	...	...	500	508	11.91	145.71
20	20.000	0.500	104.23	XS	30	500	508	12.70	155.13
20	20.000	0.562	116.78	...	...	500	508	14.27	173.75

B

Tabelas e Figuras da Análise Experimental

A pressão interna (P) foi a variável de controle dos experimentos realizados e, por isso, todas as tabelas apresentadas nesta seção do apêndice exibem em sua primeira coluna os valores de pressão interna correspondentes às deformações medidas (ou calculadas) e às tensões calculadas.

Tabela B.1: Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.3 na região nominal usando as Equações 5-1 e 5-2 – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,37	44	-10
1,83	106	6
3,00	272	-31
4,09	351	18
5,03	420	64
5,76	423	72

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.2: Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.4 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-1 e 5-2 – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,37	243	-49
1,83	583	32
3,00	989	105
4,09	1396	83
5,03	1793	109
5,76	1925	124

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.3: Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.1 na região nominal usando as Equações 5-3 e 5-4 – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	σ_c [MPa]	σ_l [MPa]
0,37	8,58	0,64
1,83	22,85	8,06
3,00	55,34	10,79
4,09	75,35	26,40
5,03	92,86	40,37
5,76	93,86	42,37

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.4: Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.2 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-3 e 5-4 – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	σ_c [MPa]	σ_l [MPa]
0,37	48,22	5,21
1,83	125,11	44,07
3,00	215,58	85,62
4,09	300,03	107,03
5,03	385,64	137,96
5,76	414,36	149,51

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.5: Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.3 na região nominal usando a Equação 5-5 – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	$\sigma_{eqMISES}$ [MPa]
0,37	8,28
1,83	20,08
3,00	50,81
4,09	66,22
5,03	80,65
5,76	81,41

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.6: Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.4 na região do defeito – ponto crítico – usando a Equação 5-5 – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	$\sigma_{eqMISES}$ [MPa]
0,37	45,83
1,83	109,92
3,00	188,01
4,09	263,36
5,03	338,45
5,76	363,45

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.7: Deformações circunferenciais (ϵ_c) medidas com strain gage na região nominal – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]
0,37	23
1,83	114
3,00	189
4,09	257
5,03	318
5,76	365

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.8: Tensões circunferenciais (σ_c) calculadas a partir dos dados da Tabela B.7 na região nominal – 1º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	σ_c [MPa]
0,37	5,09
1,83	25,87
3,00	42,65
4,09	58,12
5,03	71,92
5,76	82,56

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.9: Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.5 na região nominal usando as Equações 5-1 e 5-2 – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,45	62	19
0,95	60	6
2,28	159	34
3,14	234	39
4,17	325	66
5,26	413	69

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.10: Deformações circunferenciais (ϵ_c) e longitudinais (ϵ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela 4.6 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-1 e 5-2 – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]	ϵ_l [$\mu\epsilon$]
0,45	155	17
0,95	324	24
2,28	705	40
3,14	988	27
4,17	1345	112
5,26	1658	67

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.11: Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.9 na região nominal usando as Equações 5-3 e 5-4 – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	σ_c [MPa]	σ_l [MPa]
0,45	14,39	7,98
0,95	13,06	5,07
2,28	35,79	17,37
3,14	51,95	23,15
4,17	72,76	34,72
5,26	91,67	41,09

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.12: Tensões circunferenciais (σ_c) e longitudinais (σ_l) calculadas a partir dos dados da Tabela B.10 na região do defeito – ponto crítico – usando as Equações 5-3 e 5-4 – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	σ_c [MPa]	σ_l [MPa]
0,45	33,87	13,49
0,95	69,91	25,78
2,28	151,37	53,55
3,14	210,34	68,92
4,17	291,28	109,96
5,26	354,45	120,49

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.13: Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.11 na região nominal usando a Equação 5-5 – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	$\sigma_{eqMISES}$ [MPa]
0,45	12,48
0,95	11,41
2,28	31,00
3,14	45,08
4,17	63,03
5,26	79,53

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.14: Tensão equivalente de von Mises ($\sigma_{eqMISES}$) calculada a partir dos dados da Tabela B.12 na região do defeito – ponto crítico – usando a Equação 5-5 – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	$\sigma_{eqMISES}$ [MPa]
0,45	29,53
0,95	61,23
2,28	132,95
3,14	185,74
4,17	254,76
5,26	312,16

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.15: Deformações circunferenciais (ϵ_c) medidas com strain gage na região nominal – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	ϵ_c [$\mu\epsilon$]
0,45	34
0,95	66
2,28	151
3,14	206
4,17	270
5,26	339

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

Tabela B.16: Tensões circunferenciais (σ_c) calculadas a partir dos dados da Tabela B.15 na região nominal – 2º experimento.

Pressão Interna – P [MPa]	σ_c [MPa]
0,45	7,61
0,95	15,00
2,28	34,07
3,14	46,48
4,17	60,96
5,26	76,66

Fonte: Elaborada pelo autor (2025).

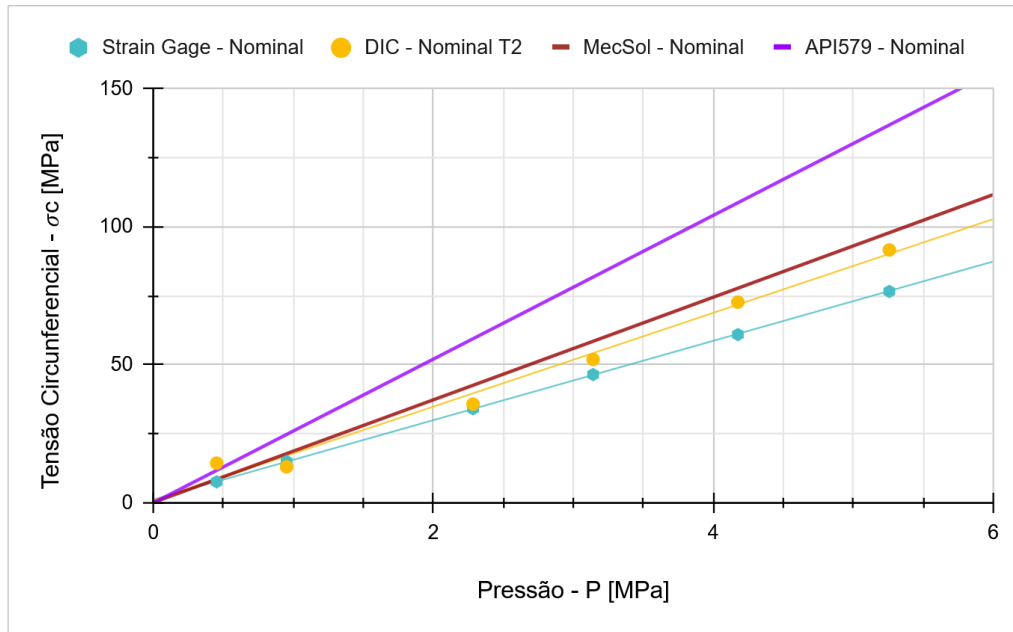


Figura B.1: Comparação entre curvas na região nominal do vaso de pressão – 2º experimento.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

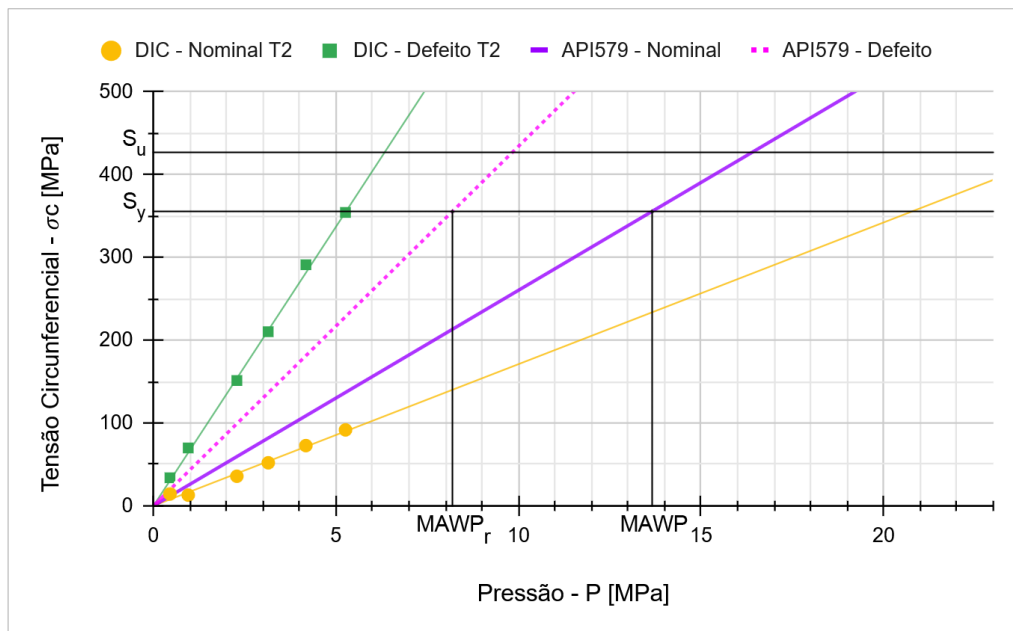


Figura B.2: Comparação da MAWP e da $MAWP_r$ obtida para as curvas API579 em relação às curvas DIC - 2º experimento.

Fonte: Elaborada pelo autor por meio do *software* Excel (2025).

C

Figuras da Análise FEA

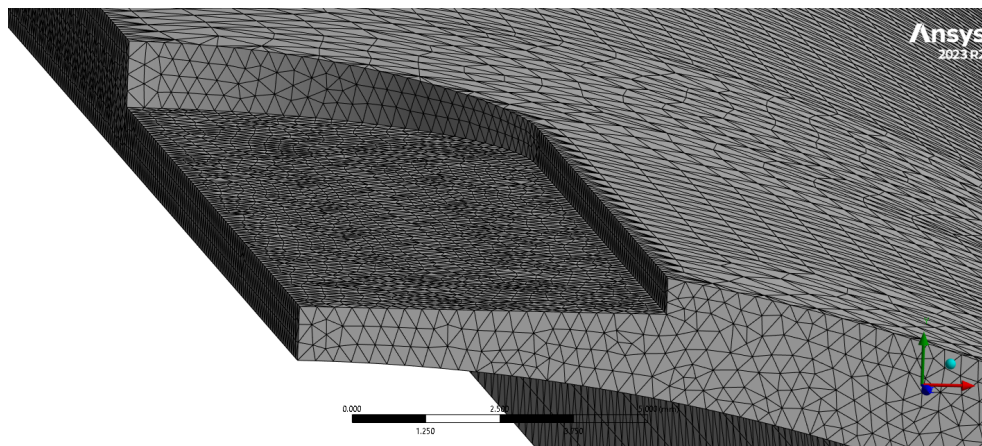


Figura C.1: Malha gerada usando elementos sólidos tetraédricos na avaliação da região do defeito plano conforme usado o vaso de pressão do experimento.

Fonte: Elaborada por meio do *software* Ansys (2025).

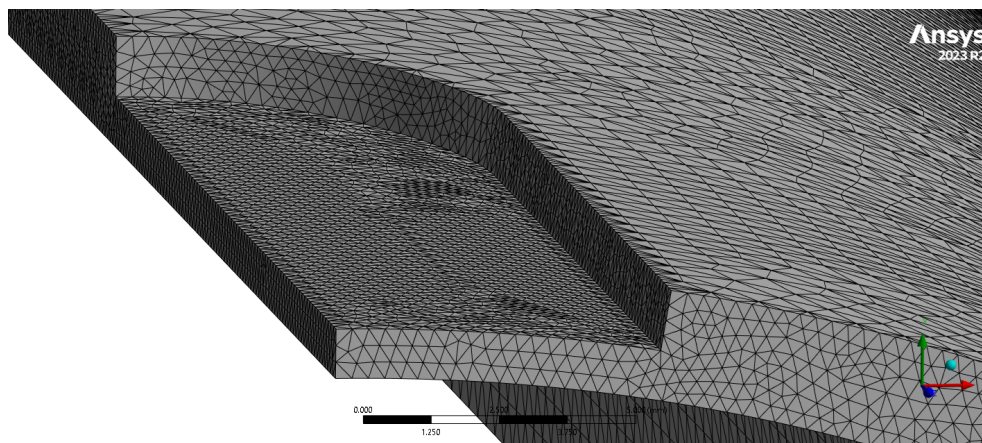


Figura C.2: Malha gerada usando elementos sólidos tetraédricos na avaliação da região do defeito com profundidade uniforme conforme hipótese da norma API 579/ASME FFS-1.

Fonte: Elaborada por meio do *software* Ansys (2025).

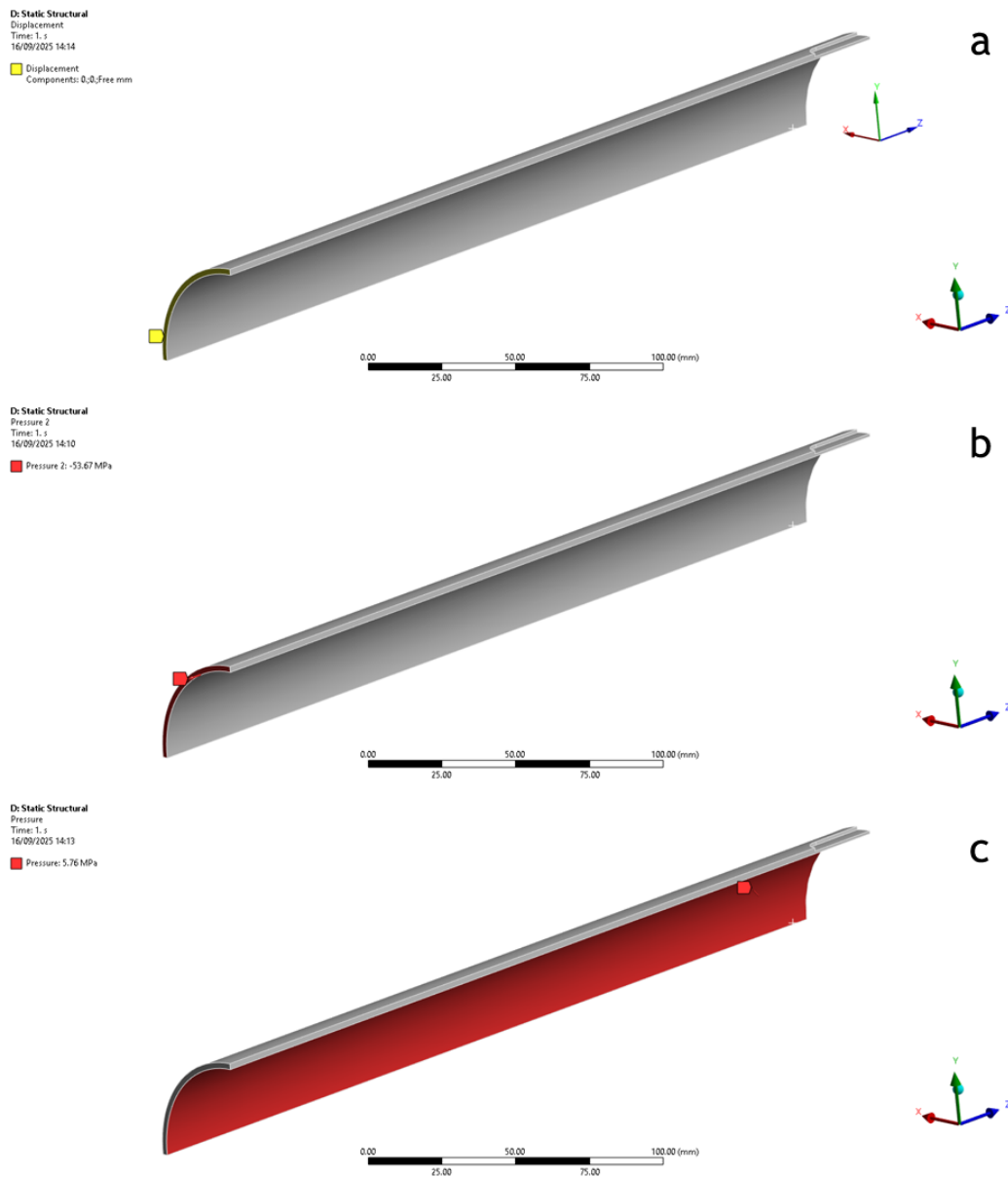


Figura C.3: Condições de contorno aplicadas aos modelos na análise FEA; sendo a) a condição de contorno de deslocamento nulo nas direções x e y aplicada na face que representa a extremidade do vaso de pressão, b) a tensão longitudinal atuante aplicada na face que representa a extremidade do vaso de pressão para reproduzir efeitos de tampos, e c) a pressão interna aplicada na superfície interna do vaso de pressão.

Fonte: Elaborada por meio do *software* Ansys (2025).