



Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Ciência e Tecnologia

Faculdade de Engenharia

Matheus Abreu Lopes

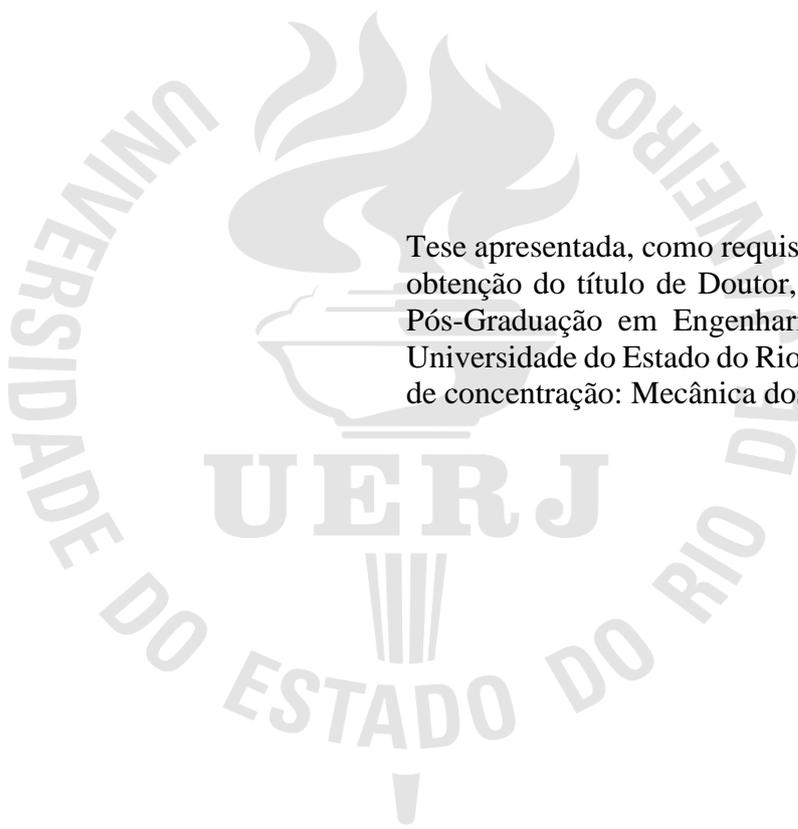
**Estudo do comportamento estrutural estático e dinâmico de tanques de aço
para armazenamento de líquidos**

Rio de Janeiro

2023

Matheus Abreu Lopes

**Estudo do comportamento estrutural estático e dinâmico de tanques de aço para
armazenamento de líquidos**



Tese apresentada, como requisito parcial para a obtenção do título de Doutor, ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Mecânica dos Sólidos.

Orientador: Prof. Dr. José Guilherme Santos da Silva

Coorientador: Prof. Dr. Francisco José da Cunha Pires Soeiro

Rio de Janeiro

2023

CATALOGAÇÃO NA FONTE
UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

L864 Lopes, Matheus Abreu.
Estudo do comportamento estrutural estático e dinâmico de tanques de aço para armazenamento de líquidos / Matheus Abreu Lopes. – 2023.
255 f.

Orientador: José Guilherme Santos da Silva.
Coorientador: Francisco José da Cunha Pires Soeiro.
Tese (Doutorado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Estática - Teses. 3. Dinâmica - Teses. 4. Análise estrutural (Engenharia) - Teses. 5. Resistência de materiais - Teses. 6. Tanques - Teses. I. Silva, José Guilherme Santos da. II. Soeiro, Francisco José da Cunha Pires. III. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. IV. Título.

CDU 531.2/.3:620.17

Bibliotecária: Júlia Vieira – CRB7/6022

Autorizo, apenas para fins acadêmicos e científicos, a reprodução total ou parcial desta tese, desde que citada a fonte.

Assinatura

Data

Matheus Abreu Lopes

**Estudo do comportamento estrutural estático e dinâmico de tanques de aço para
armazenamento de líquidos**

Tese apresentada, como requisito parcial para a
obtenção do título de Doutor, ao programa de
Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da
Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área
de concentração: Mecânica dos Sólidos.

Aprovada em: 15 de dezembro de 2023

Banca examinadora:

Prof. Dr. José Guilherme Santos da Silva (Orientador)

Faculdade de Engenharia - UERJ

Prof. Dr. Francisco José da Cunha Pires Soeiro (Coorientador)

Faculdade de Engenharia - UERJ

Prof. Dr. Rodrigo Bird Burgos

Faculdade de Engenharia - UERJ

Profa. Dra. Monique Cordeiro Rodrigues

Faculdade de Engenharia - UERJ

Prof. Dr. Ricardo Azoubel da Mota Silveira

Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP

Prof. Dr. Hermes Carvalho

Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG

Prof. Dr. Gilvan Lunz Debona

Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro - UFRRJ

Rio de Janeiro

2023

DEDICATÓRIA

À minha mãe Kátia, ao meu pai Jorge, à minha irmã Flávia, à minha amada Giovana,
aos meus familiares, amigos e aos entes queridos que não se encontram mais neste plano.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, agradeço à minha família pela sólida base fornecida ao longo do meu amadurecimento para que eu pudesse desenvolver meus estudos. Agradeço em especial à Giovana, minha amada companheira, que neste período do doutoramento esteve do meu lado, me apoiando e incentivando, compreendendo os momentos de ausência e me fortalecendo nos momentos de dificuldade.

Aos meus orientadores, Professores José Guilherme e Soeiro, por acreditarem no meu potencial e conduzirem o processo de orientação de forma responsável e cordial, acreditando no meu potencial e me incentivando a concluir o doutoramento. Sem o apoio de vocês, este trabalho não seria possível.

Presto os devidos agradecimentos aos colegas da pós-graduação com quem tive oportunidade de trocar experiências e aprendizados, desde o mestrado iniciado em 2014 até o fim do doutoramento. Não há processo de formação acadêmica sem a colaboração entre colegas.

Aos meus amigos pelo incentivo e compreensão nos momentos em que precisei me ausentar devido às obrigações acadêmicas.

Aos colegas do meio profissional das instituições pelas quais passei ao longo dos últimos anos, por acreditarem em mim e pelo incentivo à conclusão do doutorado.

À Deus pelas bênçãos e oportunidades que tive e venho tendo.

RESUMO

LOPES, Matheus Abreu. *Estudo do comportamento estrutural estático e dinâmico de tanques de aço para armazenamento de líquidos*. 2023. 255 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

O cenário de crescente produção de petróleo na indústria de óleo e gás brasileira tem demandado cada vez mais eficiência na operação e manutenção de ativos logísticos, tais como os tanques cilíndricos de aço utilizados para armazenamento de petróleo e derivados. Por outro lado, esses tanques experienciam danos ao longo de sua vida, tal como as deformações estruturais devido à característica construtiva de elevada esbelteza, em função das baixíssimas relações entre espessura e diâmetro. Neste sentido, é necessário avaliar a integridade desses tanques na existência dessas patologias estruturais em busca da continuidade operacional com segurança. A consideração das imperfeições nos modelos de cálculo deve ser a mais realista possível, a fim de se obter uma precisa avaliação da estrutura na presença de defeitos. Entretanto, métodos de inspeção dimensional de estruturas de grande porte como as de tanques de armazenamento normalmente resumem-se ao levantamento topográfico em alguns pontos da estrutura, o que, para correta quantificação de imperfeições pode não ser muito adequado. Assim, a ferramenta de inspeção por escaneamento a laser 3D pode ser uma excelente aliada. No que diz respeito aos modos de falha, tanques são suscetíveis à flambagem induzida pelo vento, especialmente na presença de imperfeições estruturais. O vento, fenômeno de comportamento instável e aleatório, normalmente é considerado como um carregamento estático e com formulação determinística, porém tal consideração pode não evidenciar alguns comportamentos, tal como a flambagem de tanques. Assim, a consideração dos efeitos dinâmicos e não-determinísticos do vento é indicada para a captura desses eventos. Além disso, outros modos de falha como o colapso plástico e excesso de deformações plásticas localizadas podem comprometer a integridade estrutural, devendo ser investigados através de modelos de cálculo que permitam avaliar a estrutura no seu estado atual, com fiel representação de sua geometria. Dessa forma, este trabalho se propõe a desenvolver uma metodologia de análise estrutural de tanques de armazenamento em operação, contendo deformações (imperfeições) em sua estrutura. A metodologia considera o preciso levantamento dimensional da estrutura por técnica de escaneamento a laser 3D, cujos resultados são utilizados para calibração de modelo de elementos finitos. O modelo desenvolvido é empregado em análises estáticas com foco em avaliação de falha por colapso plástico e excesso de deformações plásticas localizadas sendo feitas considerações e propostas em relação aos critérios normativos de códigos internacionalmente reconhecidos. Análises dinâmicas considerando não-linearidade completa são realizadas para avaliar a suscetibilidade à flambagem induzida pelo vento quando o comportamento dinâmico e não-determinístico é considerado. Dentre diversas conclusões deste trabalho, destaca-se que o comportamento dinâmico não-determinístico do vento pode levar tanques deformados à instabilidade estrutural dinâmica e enrijecedores podem ser de grande auxílio na recomposição da resistência à flambagem, aumentando esta última em até 711% em média.

Palavras chaves: Tanques de armazenamento; Flambagem; Dinâmica estrutural não-linear; Vento não-determinístico; Integridade estrutural; Inspeção por escaneamento a laser.

ABSTRACT

LOPES, Matheus Abreu. *Study of the static and dynamic structural behavior of steel tanks for liquid storage*. 2023. 255 f. Thesis (Mechanical Engineering PhD) – Faculty of Engineering, State University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

The scenario of increasing oil production in the Brazilian oil and gas industry has been demanding more efficiency in the operation and maintenance of logistic assets, such as cylindrical steel tanks used for the storage of oil and its derivatives. On the other hand, these equipment experience damage throughout their lifespan, such as structural deformations due to their high slenderness ratio, because of their very low thickness-to-diameter ratios. In this context, it is necessary to assess the integrity of these equipment in the presence of these structural damages to ensure a safe operational continuity. The consideration of imperfections in the calculation models must be as realistic as possible to obtain a precise assessment of the structure in the presence of defects. However, methods for the dimensional inspection of large structures like storage tanks often involve topographical surveys at specific points on the structure, which may not be very suitable for accurately quantifying imperfections. Therefore, the use of 3D laser scanning inspection tools can be an excellent ally. Regarding failure modes, tanks are susceptible to wind-induced buckling, especially in the presence of structural imperfections. Wind, which is a phenomenon with unstable and random behavior, is typically considered as a static load with a deterministic formulation. However, this consideration may not reveal certain behaviors, such as the dynamic buckling of tanks. Therefore, considering the dynamic and non-deterministic effects of wind is recommended to capture these events. In addition, other failure modes such as plastic collapse and excessive localized plastic strains can compromise structural integrity and should be investigated through calculation models that allow for the assessment of the structure in its current state, with a precise representation of its geometry. Thus, this work aims to develop a methodology for the structural analysis of operating storage tanks containing imperfections (deformations) in their structure. The methodology involves the precise dimensional survey of the structure using 3D laser scanning, with the results used to calibrate a finite element model. The developed model is employed in static analyses focused on evaluating failure due to plastic collapse and excessive localized plastic deformations, with considerations and proposals related to internationally recognized normative criteria. Dynamic analyses, considering complete nonlinearity, are conducted to assess susceptibility to dynamic buckling induced by wind when non-deterministic behavior is considered. Among the various conclusions of this work, it is highlighted that the non-deterministic dynamic behavior of wind can lead deformed tanks to dynamic structural instability, and structural reinforcement elements can be of great help in restoring buckling resistance, increasing the latter by an average of up to 711%.

Keywords: Storage tanks; Dynamic buckling; Non-linear structural dynamics; Non-deterministic wind; Structural integrity; Laser scanning inspection.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Terminal Marítimo.....	23
Figura 2 – Exemplo de um tanque de armazenamento.....	23
Figura 3 - Ciclo de gerenciamento de ativos	24
Figura 4 – Flambagem de tanque durante construção [1]	25
Figura 5 – Exemplo de imperfeição estrutural em tanques (Imagem do autor).	26
Figura 6 – Nuvem de pontos obtida por escaneamento a laser 3D (Imagem do autor).	27
Figura 7 - Exemplo de flambagem de tanques reais [5].....	33
Figura 8 – Fluxograma da metodologia de análise proposta por esse trabalho.....	55
Figura 9 - Esquemático de um Tanque de Armazenamento.....	57
Figura 10 - Fundo com chapas anulares.	59
Figura 11 - Fundo com chapas recortadas.	60
Figura 12 - Tanque de teto fixo cônico	62
Figura 13 - Tanque de teto geodésico.....	62
Figura 14 - Teto flutuante.....	64
Figura 15 - Teto flutuante tipo pontão.....	64
Figura 16 - Teto flutuante tipo pontão com flutuante central.....	64
Figura 17 - Teto flutuante tipo pontão reforçado	65
Figura 18 - Teto flutuante duplo (" <i>double deck</i> ").....	65
Figura 19 - Teto flutuante tipo <i>buoyroof</i>	65
Figura 20 - Teto flutuante interno	66
Figura 21 - Tanque investigado – vista frontal (Imagem do autor).....	70
Figura 22 – Tanque investigado – vista traseira (Imagem do autor).....	70
Figura 23 – Planta baixa do costado do tanque (Imagem do autor).	71
Figura 24 – Vista lateral do costado (Imagem do autor).	71
Figura 25 - Detalhe das deformações no costado (Imagem do autor).	72
Figura 26- Detalhes das deformações no costado (Imagem do autor).	72
Figura 27 - Detalhes das deformações no costado (Imagem do autor).	73
Figura 28 - Exemplo de distorções radiais [61].....	74
Figura 29 – Etapa da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.....	76
Figura 30 - Elemento de Casca Utilizado [95]	77
Figura 31 - Detalhamento dos Anéis de Costado	77

Figura 32 - Curva de Convergência de Malha.....	78
Figura 33 - Malha do modelo de EF.....	79
Figura 34 – Maior detalhamento da malha de EF	79
Figura 35 - Comportamento ilustrativo de mecanismos de encruamento	83
Figura 36 - Ilustração do Efeito Baushinger.....	83
Figura 37 - Curva tensão-deformação verdadeira	86
Figura 38 – Distribuição de pressão hidrostática em MPa para o tanque com água.	86
Figura 39 – Detalhe da ligação da massa do teto ao costado	87
Figura 40 – Etapas da metodologia de análise as quais este capítulo se refere.....	89
Figura 41 - Escâner de mão (a) e terrestre (b)	90
Figura 42 - Escâner aéreo	91
Figura 43 - Fluxograma de execução de um escaneamento a laser (adaptado de [108])	92
Figura 44 – Exemplo de plano de escaneamento ilustrativo	94
Figura 45 - Escâner industrial modelo C10 da Leica Geosystems	95
Figura 46 – Escâner montado em tripé.....	96
Figura 47 - Plano de escaneamento do tanque investigado	97
Figura 48 - Alvos utilizados para definição dos pontos de controle	98
Figura 49 - Alvo utilizado para definição de pontos de controle montado em tripé.....	98
Figura 50 – Detalhamento de fixação de alvo em base magnética.....	99
Figura 51 - Nuvem de pontos no estado bruto.....	100
Figura 52 - Nuvem de pontos do costado após limpeza	101
Figura 53 - Nuvem de pontos do costado após limpeza	101
Figura 54 – Nuvem de pontos do costado antes da amostragem.....	102
Figura 55 – Nuvem de pontos do costado após a amostragem.....	102
Figura 56 - Fluxograma de cálculo de distorções radiais	104
Figura 57 - Mapa de distorções radiais do costado do tanque.....	106
Figura 58 - Distorções radiais em modelo cilíndrico do costado	106
Figura 59 – Vista superior da aplicação de distorções radiais (escala em mm).	107
Figura 60 – Aplicação das distorções radiais (escala em mm).....	107
Figura 61 - Modelo de EF do costado deformado (escala em mm).	108
Figura 62 – Detalhamento do modelo deformado.....	108
Figura 63 – Detalhamento do modelo deformado.....	108
Figura 64 – Detalhamento do modelo deformado.....	109
Figura 65 – Detalhamento do modelo deformado.....	109

Figura 66 – Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.	110
Figura 67 - Esquemático de etapas de carregamento	114
Figura 68 - Campo de tensões residuais	115
Figura 69 - Histograma de tensões residuais	116
Figura 70 - Tensões equivalentes de Von Mises durante TH (em MPa).....	118
Figura 71 - Tensões residuais após TH (em MPa)	118
Figura 72 – Etapas da metodologia de análise as quais este capítulo se refere.....	120
Figura 73 - Deformada para totalidade dos carregamentos (escala em metros).....	122
Figura 74 - Tensões equivalentes de Von Mises para totalidade dos carregamentos (escala em MPa)	123
Figura 75 - Curva de carga por deslocamento para análise do critério direto do API 579.....	124
Figura 76 - Curva de carga por deslocamento para avaliar colapso plástico	125
Figura 77 - Evolução dos fatores de carga para o tanque deformado (parte 1).....	126
Figura 78 - Evolução dos fatores de carga para o tanque deformado (parte 2).....	127
Figura 79 - Evolução dos fatores de carga para o tanque perfeito (parte 1).....	128
Figura 80 - Evolução dos fatores de carga para o tanque perfeito (parte 2).....	129
Figura 81 - Deformações plásticas equivalentes (ϵ_{peq})	132
Figura 82 - Deformações plásticas da conformação a frio (ϵ_{cf})	133
Figura 83 - Deformações plásticas residuais (ϵ_{dr})	133
Figura 84 - Limite de deformações plásticas (ϵ_L).....	133
Figura 85 - Critério de falha local do API 579 [61]	134
Figura 86 - Critério de falha local modificado	134
Figura 87 - Variação da velocidade do vento ao longo do tempo.	137
Figura 88 - Isopletas de velocidade de vento para conforme ABNT NBR 6123 [3]	137
Figura 89 - Perfil longitudinal do parâmetro S2.....	138
Figura 90 - Curva de densidade espectral ajustada [47].....	139
Figura 91 - Espectros de potência do vento [47].....	140
Figura 92 - Ação do vento sobre tanques cilíndricos	142
Figura 93 - Coeficientes de pressão externa do vento em tanques cilíndricos	142
Figura 94 - Distribuição da pressão de vento no costado de tanques cilíndricos [16]	142
Figura 95 – Processo de geração de cargas de vento não-determinísticas	144
Figura 96 - Comparação entre densidades com eixo horizontal em escala log [42]	145
Figura 97 - Velocidade flutuante do vento monitorada e numérica (MRE) [42]	146
Figura 98 – Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.	147

Figura 99 - Bifurcação do equilíbrio instável.....	148
Figura 100 - Flambagem <i>Snap-through</i>	149
Figura 101 - Instabilidade com imperfeições	149
Figura 102 - Comparação do método de Newton-Raphson tradicional e <i>arc-length</i> [95].	152
Figura 103 - Distribuição de pressão do vento no costado do tanque	152
Figura 104 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>x</i> negativo.	154
Figura 105 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>x</i> positivo.	155
Figura 106 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>y</i> negativo.	155
Figura 107 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>y</i> positivo.	156
Figura 108 – Deformada do tanque: coeficientes de Greiner [123].	156
Figura 109 – Deformada do tanque: coeficientes de Rish [124]	158
Figura 110 – Deformada do tanque: coeficientes Eurocode [125]	159
Figura 111 – Deformada do tanque: coeficientes do ACI 334 [131]	160
Figura 112 – Deformada do tanque: coeficientes ABNT NBR 6123 [3]	160
Figura 113 – Enrijecedores.....	161
Figura 114 – Detalhe dos enrijecedores no modelo de EF	162
Figura 115 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>x</i> negativo do tanque reforçado.	165
Figura 116 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>x</i> positivo do tanque reforçado.	165
Figura 117 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>y</i> negativo do tanque reforçado.	166
Figura 118 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo <i>y</i> positivo do tanque reforçado.	166
Figura 119 – Deformada do tanque reforçado: coeficientes de Greiner [123].	167
Figura 120 – Deformada da estrutura do tanque reforçado: coeficientes de Rish [124]	167
Figura 121 – Deformada da estrutura do tanque reforçado: coeficientes Eurocode [125]	168
Figura 122 – Deformada da estrutura do tanque reforçado: coeficientes ACI 334 [131]	168
Figura 123 – Deformada da estrutura do tanque reforçado pós flambagem para análise realizada com coeficientes da NBR 6123 [3].....	169
Figura 124 – Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.	171
Figura 125 - Primeiro (esq.) e segundo (dir.) modos de vibração	175
Figura 126 – Dez primeiros modos de vibração para o tanque atual.	178
Figura 127 – Modo de vibração com maior fator de participação modal ($f_{930} = 32,04$ Hz)...	179
Figura 128 – Fatores de participação modal para cada modo de vibração do tanque atual. ..	179
Figura 129 – Comportamento das frequências naturais do tanque atual com a velocidade básica do vento.	182
Figura 130 – Relação entre frequências naturais e velocidades básicas do vento.....	183

Figura 131 - Comportamento das frequências naturais durante a flambagem	185
Figura 132 - Dez primeiros modos de vibração para o tanque reforçado.....	188
Figura 133 – Fatores de participação modal para cada modo de vibração do tanque reforçado.	189
Figura 134 – Comportamento das frequências naturais do tanque reforçado com a velocidade básica do vento.	189
Figura 135 – Relação entre frequências naturais e velocidades básicas do vento para o tanque reforçado.....	191
Figura 136 – Comportamento das frequências naturais durante a flambagem do tanque reforçado.....	192
Figura 137 Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.	195
Figura 138 – Comportamento da pressão de vento em função do tempo (série 4)	197
Figura 139 – Convergência das respostas estruturais para o número de séries de vento.	200
Figura 140 – Sinal de resposta dos deslocamentos ao longo do tempo (série 4).	201
Figura 141 – Sinal de resposta em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	204
Figura 142 – Sinal ($0s < t < 60s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	204
Figura 143 – Sinal ($60s < t < 120s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	205
Figura 144 – Sinal ($120s < t < 180s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	205
Figura 145 – Sinal ($180s < t < 240s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	206
Figura 146 – Sinal ($240s < t < 300s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	206
Figura 147 – Sinal ($300s < t < 360s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	207
Figura 148 – Sinal ($360s < t < 420s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	207
Figura 149 – Sinal ($420s < t < 480s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	208
Figura 150 – Sinal ($480s < t < 540s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	208
Figura 151 – Sinal ($540s < t < 600s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4).....	209
Figura 152 – Resposta em frequência para os deslocamentos do tanque atual (série 4).	211
Figura 153 – Deformações plásticas equivalentes ao longo da análise.....	211
Figura 154 – Sinal de resposta em deslocamentos do tanque reforçado (série 4).	214
Figura 155 – Sinal ($0s < t < 60s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	214
Figura 156 – Sinal ($60s < t < 120s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	215
Figura 157 – Sinal ($120s < t < 180s$) em deslocamentos do tanque (série 4).....	215
Figura 158 – Sinal ($180s < t < 240s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	216
Figura 159 – Sinal ($240s < t < 300s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	216
Figura 160 – Sinal ($300s < t < 360s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	217

Figura 161 – Sinal ($360s < t < 420s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	217
Figura 162 – Sinal ($420s < t < 480s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	218
Figura 163 – Sinal ($480s < t < 540s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	218
Figura 164 – Sinal ($540s < t < 600s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)	219
Figura A. 1 - Levantamento topográfico - Costado 1° Anel	249
Figura A. 2 - Levantamento topográfico - Costado 2° Anel	249
Figura A. 3 - Levantamento topográfico - Costado 3° Anel	250
Figura A. 4 - Levantamento topográfico - Costado 4° Anel	250
Figura A. 5 - Levantamento topográfico - Costado 5° Anel	251
Figura A. 6 - Levantamento topográfico - Costado 6° Anel	251
Figura A. 7 - Levantamento topográfico - Seções A à D	252
Figura A. 8 - Levantamento topográfico - Seções E à H.....	253
Figura A. 9 - Levantamento topográfico - Seções I à M.....	254
Figura A. 10 - Levantamento topográfico - Seções N à Q	255

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dimensões do tanque.....	69
Tabela 2 - Limite de tolerâncias radiais conforme API STD 653 [94].....	74
Tabela 3 - Espessuras de Anéis do Costado	77
Tabela 4 - Tabela de visibilidade dos pontos de controle.....	97
Tabela 5 – Resumo de resultados da análise de tensões residuais.....	119
Tabela 6 - Propriedades de material consideradas [118].....	130
Tabela 7 - Propriedades de material para avaliação do limite de deformações plásticas	130
Tabela 8 – Resumo de resultados para avaliação de colapso plástico.....	135
Tabela 9 – Resumo de resultados para avaliação de falha local.....	135
Tabela 10 - Coeficientes de Fourier para distribuição de pressões do vento.	141
Tabela 11 - Sinais de vento coletados por anemômetro ultrassônico 3D [42].	145
Tabela 12 - Propriedades do vento	151
Tabela 13 - Resultados das análises de flambagem.....	153
Tabela 14 - Resultados das análises de flambagem para o modelo do tanque reforçado.....	163
Tabela 15 – Comparação entre as resistências à flambagem do tanque atual e reforçado.	164
Tabela 16 – Resumo de resultados para análises de flambagem.....	170
Tabela 17 - Frequências Naturais do Costado Perfeito	175
Tabela 18 – Frequências naturais para o tanque atual.....	177
Tabela 19 – Frequências naturais (f_n) em função da velocidade básica do vento (V_0) para o tanque atual.....	180
Tabela 20 – Frequências naturais para o tanque reforçado	187
Tabela 21 – Frequências naturais (f_n) em função da velocidade básica do vento (V_0) para o tanque atual.....	190
Tabela 22 – Resumo de resultados das análises modais.....	193
Tabela 23 – Pressões máximas e médias do vento não determinístico para cada série de vento	197
Tabela 24 – Resultados das tensões equivalentes de Von Mises para o tanque atual	198
Tabela 25 – Resultados dos deslocamentos para o tanque atual	199
Tabela 26 – Resultados das tensões equivalentes de Von Mises para o tanque reforçado.....	199
Tabela 27 – Resultados dos deslocamentos para o tanque reforçado.....	199
Tabela 28 – Resultados dos deslocamentos para o tanque atual: não-linear.....	203

Tabela 29 – Resultados dos deslocamentos para o tanque reforçado: não-linear	213
Tabela 30 – Comparação de resultados entre tanque atual e reforçado.....	220
Tabela 31 – Sumário de resultados da análise de tensões residuais	224
Tabela 32 – Sumário de resultados para avaliação de colapso plástico	225
Tabela 33 – Sumário de resultados para avaliação de falha local	225
Tabela 34 – Sumário de resultados para análises de flambagem	226
Tabela 35 – Sumário de resultados das análises modais	227
Tabela 36 – Sumário de resultados das análises dinâmicas	229

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ACI	American Concrete Institute
ANSYS	Swanson Analysis Systems
API	American Petroleum Institute
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society for Testing and Materials
GMNA	<i>Geometrically Materially Nonlinear Analysis</i>
GMNIA	<i>Geometrically Materially Nonlinear Analysis with Imperfections</i>
GNA	<i>Geometrically Nonlinear Elastic Analysis</i>
GNIA	<i>Geometrically Nonlinear Elastic Analysis with Imperfections</i>
LBA	<i>Linear Bifurcation Analysis</i>
MATLAB	MATHWORKS
MEF	Método dos Elementos Finitos
MNA	<i>Materially Nonlinear Analysis</i>
MRE	Método da Representação Espectral
NBR	Norma Brasileira
PC	Pontos de Controle
<i>RMS</i>	<i>Root Mean Square</i> (Valor Quadrático Médio)
<i>RSF</i>	<i>Remaining Strength Factor</i> (Fator de resistência remanescente)
<i>RSFa</i>	Allowable <i>Remaining Strength Factor</i> (Fator de resistência remanescente admissível)
TH	Teste Hidrostático

LISTA DE SÍMBOLOS

λ	Fator de carga de flambagem
[C]	Matriz de amortecimento
[I]	Matriz identidade
[K]	Matriz de rigidez
[K ^T]	Matriz de rigidez tangente
[M]	Matriz de massa
{a}	Vetor de acelerações nodais
{F}	Vetor de forças externas
{R}	vetor de resíduos de Newton-Raphson
{u}	Vetor de deslocamentos nodais
{v}	Vetor de velocidades nodais
μ	Média
C_e	Coefficiente de distribuição de pressão
D	Diâmetro do tanque de armazenamento
E	Módulo de Young
E_{long}	Alongamento longitudinal
f	Frequência
f_{hid}	Fator de carga hidrostática
f_i	Frequência natural associada ao modo de vibração j
f_n	Frequências naturais
g	Aceleração da gravidade ($g = 9,81 \text{ m/s}^2$)
h	Altura do tanque de armazenamento
h_{liq}	Nível de produto armazenado
k	Constante de Kármán ($k = 0,4$)
L_{DC}	Carga de colapso plástico na presença de danos
L_{UC}	Carga de colapso plástico sem danos
M	Valor Máximo
P_{cr}	Carga crítica de flambagem
P_{hid}	Carga de pressão hidrostática do fluido armazenado
P_{prop}	Carga de peso próprio
q	Pressão dinâmica do vento

$S(f_i, z)$	Densidade espectral
S_1	Fator topográfico do terreno
S_2	Fator de perfil longitudinal do vento
S_3	Fator estatístico
S_{adm}	Tensões admissíveis
S_{eqv}	Tensão equivalente
S_{PS}	Limite de tensões secundárias
t	Tempo
t_h	Espessura da chapa
V	Velocidade da corrente livre do vento
v^*	Velocidade de atrito
V_0	Velocidade básica do vento
V_f	Velocidade flutuante do vento
V_m	Velocidade média do vento
$X(f, z)$	Frequência adimensional
X_{95}	Valor característico para intervalo de confiança de 95%
z	Altura
z_0	Comprimento de rugosidade
β	Fator de projeto aplicado aos carregamentos
Δf	Incremento de frequência
Δt	Incremento de tempo
ε_{cf}	Deformações plásticas da conformação a frio
ε_{dr}	Deformações plásticas residuais
ε_L	Limite de deformações plásticas
ε_{peq}	Deformações plásticas equivalentes
η	Incremento absoluto de deformação plástica
θ	Posição circunferencial
κ	Deslocamento do centro da superfície de escoamento
ν	Coefficiente de Poisson
ρ	Massa específica
σ	Desvio padrão
σ_{eqv}	Tensão equivalente de Von Mises
σ_i	Tensões principais
σ_{res}	Tensões residuais

σ_y	Tensão limite de escoamento
φ	Ângulo de fase
ψ	Coefficiente de interação entre frequências naturais e carga crítica de flambagem
χ_j	Parâmetro associado às condições de contorno
Φ_i	Modo de vibração
ϕ	Função de escoamento

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	22
Motivação	28
Objetivos	29
Estrutura da tese	30
1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	33
1.1 Considerações iniciais.....	33
1.2 Revisão bibliográfica	33
1.3 Considerações finais	53
2. TANQUES DE ARMAZENAMENTO	56
2.1 Considerações iniciais.....	56
2.2 Principais tipos de tanques de armazenamento e seus componentes.....	56
2.3 Tanques de armazenamento atmosféricos.....	58
2.4 Integridade e mecanismos de dano em tanques de armazenamento	67
2.5 Considerações finais	68
3. TANQUE DE ARMAZENAMENTO INVESTIGADO	69
3.1 Considerações iniciais.....	69
3.2 Apresentação do sistema estrutural	69
3.3 Deformações no costado	71
3.4 Considerações finais	75
4. MODELAGEM NUMÉRICA POR ELEMENTOS FINITOS	76
4.1 Considerações Iniciais	76
4.2 Modelo estrutural	76
4.2.1 Convergência de malha.....	78
4.3 Não-linearidades: grandes deslocamentos.....	80
4.4 Não-linearidades: plasticidade	82
4.5 Carregamentos e condições de contorno	86
4.6 Hipóteses simplificadoras.....	88
5. TESTES EXPERIMENTAIS: ESCANEAMENTO A LASER 3D	89
5.1 Considerações iniciais.....	89
5.2 Tecnologias de escaneamento a laser 3D	89
5.3 Inspeção de campo	94

5.4	Processamento dos resultados	99
5.5	Calibração da geometria da malha com nuvem de pontos	103
5.6	Considerações finais	109
6.	ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS.....	110
6.1	Considerações iniciais.....	110
6.2	Tensões residuais e metodologias para estimativa.....	111
6.3	Modelagem numérica de tensões residuais.....	113
6.4	Alívio de tensões residuais.....	117
6.1	Considerações finais	118
7.	ANÁLISE ESTRUTURAL ESTÁTICA.....	120
7.1	Considerações iniciais.....	120
7.2	Avaliação de colapso plástico.....	121
7.3	Avaliação de excesso de deformações plásticas locais	130
7.4	Considerações finais	134
8.	AÇÃO DO VENTO EM TANQUES	136
8.1	Considerações iniciais.....	136
8.2	Ação de vento sobre as estruturas	136
8.3	Velocidade flutuante do vento	138
8.4	Distribuição das pressões de vento.....	140
8.5	Considerações sobre correlação espacial.....	143
8.6	Validação experimental.....	145
8.7	Considerações finais	146
9.	ANÁLISE DE FLAMBAGEM NÃO-LINEAR	147
9.1	Considerações iniciais.....	147
9.2	Avaliação da flambagem de tanques.....	148
9.3	Flambagem não-linear.....	152
9.4	Avaliação de enrijecedores.....	161
9.5	Considerações finais	169
10.	ANÁLISE MODAL	171
10.1	Considerações iniciais.....	171
10.2	Formulação matemática.....	172
10.3	Frequências naturais do costado perfeito.....	174
10.4	Análise modal do costado do tanque atual	175

10.5	Análise modal do costado do tanque reforçado	186
10.6	Considerações finais	193
11.	ANÁLISE DINÂMICA NÃO-DETERMINÍSTICA	195
11.1	Considerações iniciais.....	195
11.2	Cargas de vento não-determinísticas	196
11.2.1	Análise de convergência da resposta estrutural	198
11.3	Análise dinâmica do costado do tanque atual	201
11.4	Análise dinâmica do costado do tanque reforçado	212
11.5	Considerações finais	219
12.	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	221
12.1	Aspectos Gerais	221
12.2	Conclusões	222
12.2.1	Utilização de escaneamento a laser 3D para calibração de modelos numéricos	222
12.2.2	Estimativa de tensões residuais macroscópicas	223
12.2.3	Análise estrutural estática de tanques	224
12.2.4	Análise de flambagem não-linear de tanques	225
12.2.5	Análise modal de tanques	226
12.2.6	Estudo da flambagem induzida pelo vento dinâmico e não-determinístico	228
12.3	Recomendações gerais	229
12.4	Principais contribuições deste trabalho.....	230
12.5	Sugestões para trabalhos futuros	231
	REFERÊNCIAS	233
	APENDICE A – LEVANTAMENTO TOPOGRÁFICO DO COSTADO DO TANQUE	249

INTRODUÇÃO

A indústria do petróleo é um dos pilares fundamentais da economia global, fornecendo combustíveis essenciais para impulsionar o desenvolvimento humano e sustentar o funcionamento de diversas atividades produtivas. Essa indústria abrange diversas etapas que englobam a exploração, produção, transporte e distribuição de petróleo e seus derivados, sendo dividida em três principais segmentos: *upstream*, *midstream* e *downstream*. No *upstream*, temos a fase de exploração e produção de petróleo e gás natural. Nessa etapa, empresas buscam por reservatórios de hidrocarbonetos e realizam a extração, muitas vezes em ambientes desafiadores, como águas profundas e regiões remotas. Em seguida, o petróleo bruto é transportado para as refinarias através do *midstream*, que engloba atividades de transporte, armazenamento e logística. Por fim, no *downstream*, ocorre o refino do petróleo bruto para a produção de diversos derivados, como gasolina, diesel, querosene, entre outros, que são distribuídos e comercializados para os consumidores finais.

Uma peça crucial na logística de produtos de petróleo é o abastecimento nos terminais (Figura 1), refinarias e bases de carregamento. Esses locais desempenham um papel estratégico, pois são os pontos de conexão entre as diferentes etapas da cadeia de suprimentos. Os terminais de armazenamento são responsáveis por receber, armazenar e distribuir grandes volumes de petróleo e derivados. Eles atuam como um elo entre as refinarias e os mercados consumidores, permitindo o gerenciamento eficiente dos estoques e a flexibilização do fluxo de produtos em resposta às oscilações do mercado.

Nesse contexto, os tanques de armazenamento de petróleo e derivados (Figura 2) surgem como elementos fundamentais na logística da indústria. Essas estruturas robustas e versáteis oferecem a capacidade de armazenar grandes volumes de produtos de forma segura, preservando a integridade e qualidade dos líquidos armazenados. Ao longo de sua vida operacional tanques podem sofrer danos decorrentes de diversos fatores, como corrosão, fadiga, impacto de objetos externos e ação do ambiente circundante. Esses danos podem comprometer a capacidade do tanque de armazenar os produtos de forma segura e confiável, o que é especialmente preocupante considerando a relevância dessas estruturas na logística da indústria do petróleo.



Figura 1 - Terminal Marítimo



Figura 2 – Exemplo de um tanque de armazenamento.

Dessa forma, torna-se necessária uma estratégia eficiente de gerenciamento de ativos, dando o devido destaque às atividades de inspeção, avaliação de integridade e manutenção. A inspeção surge como etapa crucial de investigação do *status quo* dos tanques, sendo feita periodicamente com objetivo de se conhecer e quantificar os mecanismos de dano atuantes, fornecendo subsídios necessários para a etapa posterior de avaliação de integridade. A avaliação de integridade, por sua vez, tem o objetivo de verificar com base nas boas práticas de engenharia se os mecanismos de dano atuantes

põem em risco a operação segura do tanque até a próxima inspeção a ser realizada, indicando ou não a necessidade de intervenções de manutenção. Por fim, quando necessária, a etapa de manutenção surge com objetivo de restaurar a integridade do tanque para um período de tempo de operação desejado. Esse ciclo de gestão de ativos está ilustrado esquematicamente na Figura 3.

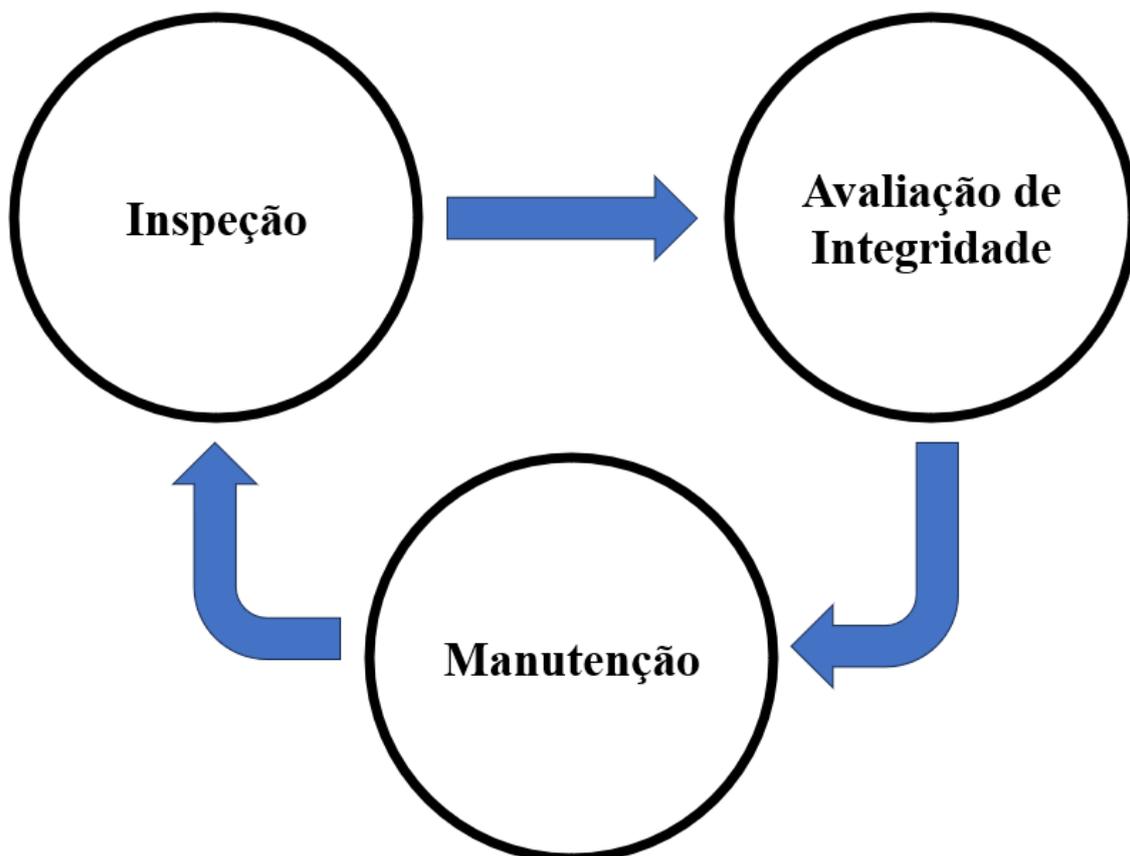


Figura 3 - Ciclo de gerenciamento de ativos

Durante a avaliação de integridade, diversas metodologias de análise estão disponíveis em normas e códigos, fornecendo orientações sobre como avaliar os mecanismos de dano identificados pelas diferentes técnicas de inspeção, sob a ótica da continuidade operacional com foco em segurança. Nesse sentido, surgem metodologias de avaliação desde as mais básicas, com base em formulações analíticas que podem ser aplicadas por técnicos de campo, até as mais sofisticadas, sendo baseadas em simulações numéricas por MEF e conduzidas por engenheiros especialistas em análises de integridade, por exemplo.

No que diz respeito aos critérios de integridade, esses tanques devem ser verificados quanto à resistência mecânica ao colapso plástico (fratura dúctil), à fratura

frágil, à durabilidade e à instabilidade estrutural. Por serem tanques de baixa pressão, normalmente construídos em chapas finas de aços de baixo carbono com alta soldabilidade, os critérios de fratura frágil e fadiga (durabilidade) são facilmente atendidos, não sendo estes dois últimos modos de falha preocupantes e observados com frequência.

Entretanto, a resistência mecânica ao colapso plástico e à flambagem (instabilidade estrutural) são pontos de atenção em termos da verificação estrutural desses tanques, justamente pelo fato de serem normalmente construídos em chapas finas de aços de baixo carbono e, conseqüentemente, com baixa resistência. Tanto o colapso plástico quanto a flambagem podem se apresentar como modos de falha catastróficos em tanques de armazenamento, provocando perda de contenção dos produtos armazenados, com risco de danos às pessoas, incêndios, danos ambientais e grandes perdas financeiras, como a flambagem induzida pelo vento em etapa de construção de um tanque apresentado na Figura 4.



Figura 4 – Flambagem de tanque durante construção [1]

A flambagem pode ocorrer devido à ação de cargas externas como, por exemplo, a ação do vento sobre a estrutura dos tanques. Além disso, a presença de imperfeições estruturais pode reduzir significativamente a resistência à flambagem de tanques sujeitos a cargas de vento, bem como sua resistência ao colapso plástico que também pode ser afetada devido às imperfeições. Tais imperfeições podem surgir por diversos motivos,

tais como defeitos de construção, ações externas por impacto de objetos, deformações geradas por problemas no sistema de alívio de pressão e vácuo do tanque, entre outros. Dessa forma, é importante considerar a presença das imperfeições existentes na estrutura durante a etapa de avaliação de resistência à flambagem dos tanques. Um exemplo de imperfeições reais em tanques é apresentado na Figura 5.



Figura 5 – Exemplo de imperfeição estrutural em tanques (Imagem do autor).

A precisa caracterização de imperfeições em modelos de cálculo de tanques é uma tarefa complexa, uma vez que essas estruturas são normalmente inspecionadas com base em técnicas de levantamento topográfico para verificar desvios de seu formato cilíndrico perfeito. O levantamento topográfico, apesar de permitir um conhecimento da geometria, é limitado à investigação de apenas alguns pontos da estrutura, sendo a utilização de seus resultados para atualizar imperfeições em modelos de cálculo um processo simplificado. Nesse contexto, a tecnologia de escaneamento a laser 3D pode ser uma grande aliada devido à sua alta precisão e acurácia em mapear estruturas como as de tanques [2]. Um exemplo de nuvem de pontos obtidos por escaneamento a laser é apresentado na Figura 6.

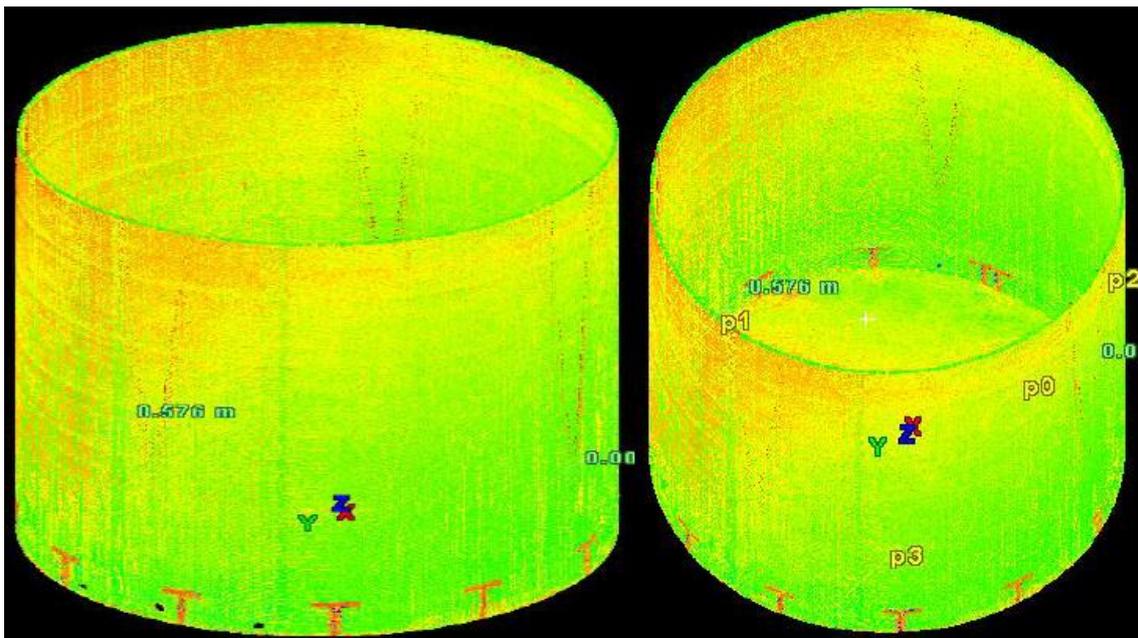


Figura 6 – Nuvem de pontos obtida por escaneamento a laser 3D (Imagem do autor).

Quanto à falha por flambagem induzida pelo vento, há de ser considerado que as normas e códigos internacionais fornecem orientações sobre como tratar o carregamento de vento atuante sobre essas estruturas. Observa-se que o tratamento do vento como um carregamento estático é uma prática de análise estrutural, aliado ao fato da desconsideração das imperfeições existentes ou, quando muito, sendo consideradas a partir de modelos simplificados previstos em formulações analíticas ou em análise de flambagem baseada em problemas de autovalor. Todavia, esses pontos podem ser questionáveis, uma vez que as normas impõem elevados fatores de segurança nessas análises, justamente para cobrir as incertezas das metodologias de análise previstas.

Sabe-se que o vento possui caráter dinâmico e instável. Dentro deste âmbito, torna-se obrigatória a correta caracterização do modelo estrutural e do carregamento de vento utilizados nas verificações estruturais. Para tal, as cargas de vento devem ser consideradas com essência não determinística, além de ser importante um adequado tratamento probabilístico dos resultados obtidos, juntamente com a precisa caracterização das imperfeições estruturais por técnica adequada.

Dessa forma, considerando os aspectos previamente discutidos, este trabalho de pesquisa propõe uma metodologia de análise estrutural para tanques de armazenamento, preenchendo as lacunas encontradas na literatura e normas técnicas internacionalmente reconhecidas. Para tal, os focos principais das investigações deste trabalho são: analisar a aplicabilidade da técnica de escaneamento a laser na inspeção dimensional de tanques

de armazenamento, com objetivo de calibrar modelos de elementos finitos (EF) utilizado com base na geometria atual da estrutura; desenvolver metodologia de análise de tanques de armazenamento sujeitos a cargas de vento baseada em análises dinâmicas com modelagem do vento não-determinístico; investigar o comportamento a flambagem de tanques quando o carregamento de vento é tratado de forma dinâmica e não estática como previsto nas normas internacionalmente utilizadas pela indústria; e estabelecer recomendações com foco na análise estrutural de tanques contendo deformações.

Motivação

No contexto brasileiro, desde a abertura do mercado em 1997 com a lei do petróleo, o país tem experimentado um crescimento significativo na produção de petróleo e derivados. Esse avanço tem impulsionado investimentos e demandado uma logística ainda mais robusta e eficiente, tornando os tanques de armazenamento essenciais para a sustentação e otimização da cadeia de produção. Com o cenário de produção de petróleo no Brasil apontando para um futuro promissor, a relevância desses tanques na cadeia de suprimentos só tende a se intensificar, impulsionando ainda mais a busca por tecnologias e práticas inovadoras que maximizem a eficiência e a segurança nesse setor tão estratégico.

Nesse sentido, torna-se importante uma estratégia eficaz de gerenciamento de ativos que permita a aplicação de técnicas mais precisas e sofisticadas de inspeção e avaliação de integridade. Por vezes, engenheiros de integridade lidam com critérios normativos altamente restritivos, baseados em fatores de segurança elevados que prezam pela segurança, mas por outro lado impõe a necessidade de investimentos vultuosos para recuperação da integridade de tanques.

Assim, motivação deste trabalho de pesquisa surge da necessidade de estabelecer uma metodologia de análise e recomendações para a verificação estrutural de tanques de armazenamento, que são ativos altamente estratégicos para a indústria de óleo e gás. Atualmente, esses tanques possuem critérios de aceitação normativos baseados em análises estáticas, considerando o vento de forma determinística, sem variação ao longo do tempo, e desconsiderando a presença de imperfeições nas análises estruturais. Existe uma carência na literatura e em normas técnicas que ofereçam recomendações e critérios para a verificação estrutural desses tanques quando estão sujeitos a ações dinâmicas não-determinísticas do vento, que atuam sobre sua estrutura contendo deformações precisamente medidas por técnicas de alta acurácia.

Objetivos

O principal objetivo deste trabalho de pesquisa é desenvolver uma metodologia para a análise e verificação estrutural de tanques de armazenamento, levando em consideração as imperfeições presentes em sua estrutura e a sua influência na resistência aos principais modos de falha previstos em códigos de verificação estrutural, mediante análises estáticas e dinâmicas através do MEF.

Um tanque real com deformações é utilizado como objeto de estudo, e essas imperfeições são quantificadas usando a técnica de escaneamento a laser 3D, devido a sua alta acurácia e precisão. A investigação do comportamento estrutural baseia-se em simulações numéricas por meio do MEF, buscando-se avaliar os modos de falha por colapso plástico, falha por excesso de deformações plásticas localizadas e flambagem. O modelo é calibrado com base nos resultados obtidos a partir do escaneamento a laser 3D, permitindo a representação precisa das imperfeições na estrutura do tanque. As tensões residuais devido às imperfeições existentes também são estudadas, com base nos resultados do escaneamento a laser integrados a simulações por MEF.

Análises estáticas não-lineares são realizadas para avaliação do colapso plástico, falha local e flambagem. Adicionalmente, análises dinâmicas não-lineares são realizadas de modo a estudar os efeitos dinâmicos e não-determinísticos do vento sobre a estrutura do tanque de armazenamento investigado para verificação de flambagem, em complemento às análises estáticas. Para alcançar esse objetivo, os carregamentos de vento são gerados de forma não determinística, utilizando uma abordagem probabilística que busca representar as características do vento de maneira mais realista possível.

Nesse contexto, uma metodologia para o tratamento e manipulação dos dados da nuvem de pontos é desenvolvida e apresentada no trabalho, visando uma calibração precisa do modelo numérico. Isso possibilita obter respostas estruturais mais realistas nas simulações numéricas, em adição a abordagem não determinística do vento. Com essa abordagem integrada, busca-se fornecer uma análise mais realista e precisa do comportamento estrutural dos tanques de armazenamento sujeitos a condições dinâmicas não determinística de vento e com imperfeições na sua configuração, avaliando a segurança estrutural frente aos modos de falha.

Um outro aspecto abordado neste trabalho é a influência das imperfeições medidas pela etapa de escaneamento a laser nas características dinâmicas do modelo estrutural de

tanques de armazenamento, sobretudo em suas frequências naturais. Assim, outra importante contribuição deste trabalho reside na investigação do efeito de imperfeições nos modos de vibração e suas frequências naturais associadas.

Além disso, o modo de falha por flambagem, normalmente tratado como um mecanismo estático pelas normas de verificação estrutural de tanques, é investigado do ponto de vista dinâmico, sendo feita uma extensa análise da influência das imperfeições, do comportamento do vento e das não-linearidades na resposta estrutural quanto a esse modo de falha.

Dessa forma, os principais objetivos sintetizam-se em:

- Desenvolver metodologia de calibração de modelos de EF de tanques de armazenamento com base na geometria atual de tanques reais, contendo deformações precisamente medidas pela técnica de escaneamento a laser;
- Estimar as tensões residuais associadas às imperfeições existentes na estrutura com base em simulações numéricas por MEF integrando resultados de inspeção dimensional por escaneamento a laser 3D;
- Propor roteiro de avaliação estrutural de tanques de armazenamento em operação na presença de danos, com enfoque nos modos de falha por colapso plástico, excesso de deformações plásticas localizadas e flambagem em adição às recomendações de normas de verificação estrutural;
- Avaliação da influência das imperfeições medidas nas características dinâmicas de tanques de armazenamento, sobretudo nas frequências naturais e modos de vibração;
- Estudar o comportamento de flambagem de tanques induzida pelo vento quando efeitos não-determinísticos são considerados, baseado em análises dinâmicas não-lineares para capturar os efeitos de instabilidade estrutural dinâmica.

Estrutura da tese

Esta tese de doutorado está dividida em onze capítulos temáticos, cujos temas estão organizados da seguinte forma:

O primeiro capítulo traz uma ampla revisão de literatura, apresentando os trabalhos relacionados a ação do vento em tanques de armazenamento, análise estática e

dinâmica de flambagem e aplicação da técnica de escaneamento a laser para inspeção dimensional de tanques, apresentando as lacunas encontradas na literatura acerca de investigação estrutural de tanques de armazenamento.

O segundo capítulo objetiva familiarizar o leitor em relação a tanques de armazenamento, apresentando suas características, abordando a nomenclatura utilizada para descrição de seus principais componentes, códigos de projeto e outras normas importantes.

O terceiro capítulo apresenta o tanque de armazenamento objeto do estudo, a partir do qual são desenvolvidos os modelos de EF utilizados para as investigações, bem como seus dados técnicos. Além disso, esse capítulo apresenta uma primeira análise das imperfeições existentes na estrutura mediante a critérios normativos com base em dados de levantamento topográfico.

O quarto capítulo apresenta as premissas utilizadas para a modelagem numérica pelo MEF, apresentando a convergência de malha, aspectos sobre não-linearidades, condições de contorno e carregamentos para desenvolvimento das análises e hipóteses simplificadoras.

O quinto capítulo reúne informações sobre a técnica de escaneamento a laser 3D, apresenta a metodologia utilizada para escaneamento e tratamento da nuvem de pontos, bem como descreve a etapa de campo utilizada para coleta de dados e apresenta os resultados do escaneamento. Em adição, esse capítulo apresenta a metodologia de calibração de geometrias proposta por esse trabalho de pesquisa demonstrando os resultados alcançados da calibração do modelo numérico.

O sexto capítulo discute as tensões residuais resultantes dos processos de deformação plástica que levaram o tanque ao estado de imperfeições existentes em sua estrutura. Para tal, são realizadas simulações por MEF para estimativa das tensões residuais, bem como utilizados critérios técnicos previstos em normas para categorização dessas tensões em secundárias, além de realizada uma discussão sobre alívio de tensões por processos mecânicos.

O sétimo capítulo contempla as metodologias para avaliação de integridade segundo normas internacionalmente reconhecidas pela indústria, abordando os critérios de aceitação com base em análises estáticas não-lineares e aplicando essas metodologias

para avaliação do tanque objeto deste estudo, com foco em atendimento aos critérios de resistência mecânica.

O oitavo capítulo tem por objetivo apresentar a metodologia para geração de cargas de vento não determinísticas, baseadas no método da representação espectral (MRE), com base probabilística, apresentando as premissas utilizadas, bem como a metodologia prevista pela ABNT NBR 6123 [3] para formulação determinística e estática do comportamento do vento.

O nono capítulo destina-se a avaliar a estabilidade estrutural do tanque objeto de estudo mediante a critérios estabelecidos em análises estáticas para cargas de vento modeladas de forma determinística, com base nas orientações da norma brasileira ABNT NBR 6123 [3].

O décimo capítulo inicia o estudo do comportamento dinâmico do tanque objeto de estudo mediante à análise de vibrações livres, isto é, análise modal. Neste capítulo são discutidas as premissas de modelagem e considerações utilizadas para obtenção dos modos de vibração e suas respectivas frequências naturais, considerando estados de pré-carregamento na estrutura, bem como a presença de imperfeições e discutindo os resultados em comparação com um modelo do tanque sem imperfeições e com um modelo contemplando enrijecedores para aumento de rigidez.

O décimo primeiro capítulo finaliza o estudo do comportamento dinâmico do tanque trazendo a metodologia de análise dinâmica não-linear empregada para obtenção da resposta estrutural dinâmica. Neste capítulo os resultados são utilizados para avaliar a influência da dinâmica estrutural na resistência à flambagem do tanque, na presença das imperfeições e considerando não linearidades nas simulações.

Por fim, o décimo segundo capítulo reúne as principais conclusões deste trabalho de pesquisa, acerca da metodologia de análise apresentada e utilizada. Além disso, este capítulo engloba as principais contribuições deste estudo no que diz respeito à análise estrutural de tanques de armazenamento e de calibração do modelo com base nas imperfeições medidas pela técnica de escaneamento a laser, além de fornecer recomendações gerais para verificação estrutural de tanques em operação e apresentar sugestões para trabalhos futuros.

1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

1.1 Considerações iniciais

Neste capítulo são apresentados trabalhos de pesquisa desenvolvidos por diversos autores, contemplando os assuntos acerca de tanques de armazenamento, com devido destaque a sua resistência à flambagem induzida pelo vento, bem como as principais lacunas existentes na literatura que este trabalho de pesquisa busca preencher.

1.2 Revisão bibliográfica

Tanques de armazenamento cilíndricos verticais representam uma solução prática e conveniente para o armazenamento de água, produtos petrolíferos ou produtos químicos. Isso se deve à facilidade de fabricação da forma cilíndrica, às excelentes propriedades de contenção que ela oferece e à eficiência estrutural proporcionada pela distribuição simétrica da carga primária (pressão hidrostática).

Entre os diversos aspectos analisados, os problemas relacionados à flambagem são os mais estudados. Esse fenômeno é especialmente importante devido à reduzida espessura da parede (t_h) desses tanques em relação ao seu diâmetro (D). Nos tanques metálicos, nos quais a proporção D/t_h normalmente varia entre 1000 e 4000, a instabilidade por flambagem torna-se uma preocupação significativa [4]. A Figura 7 apresenta alguns exemplos de flambagem de tanques reais devidas ao vento.



Figura 7 - Exemplo de flambagem de tanques reais [5]

A resistência à flambagem de cascas cilíndricas sujeitas a cargas compressivas tem sido objeto de estudo em várias ocasiões, e o interesse nesse tópico persiste até hoje. Em um estudo publicado em 2002 por Kim e Kim [6], foram desenvolvidas diretrizes de projeto relevantes. Nesse estudo, foi constatado que a resistência à flambagem dessas cascas diminui significativamente à medida que a proporção entre o diâmetro (D) e a espessura da parede (t_h) aumenta. Por outro lado, a resistência à flambagem apresentou apenas uma leve redução à medida que a proporção entre a altura (H) e o diâmetro (D) aumentava.

O estudo mais abrangente sobre o problema de estabilidade de cascas cilíndricas circulares de aço, quando sujeitas simultaneamente à compressão axial, torção e pressurização externa, foi conduzido por Winterstetter e Schmidt [7]. Em um artigo publicado em 2002, eles propuseram um método de projeto iterativo para analisar a flambagem em cascas cilíndricas de aço, com base em um conjunto completo de resultados experimentais e numéricos. Essa abordagem considerou diversos tipos de análises, abrangendo desde a linearidade até a completa não linearidade, conforme definido no EUROCODE 3 Parte 1-6 [8].

Tanques cilíndricos de aço com variação escalonada na espessura da parede são uma forma comum de construção. Esse aumento gradual na espessura da parede é justificado pelo fato de que as tensões de membrana nas chapas, devido à carga hidrostática, aumentam linearmente com a profundidade abaixo da superfície do líquido. Portanto, à medida que se move ao longo do meridiano do tanque de cima para baixo, é razoável aumentar a espessura da parede para lidar com as maiores tensões nessa região. Chen et. Al [9] conduziram uma investigação sobre a flambagem de cascas cilíndricas com espessuras escalonadas sob ação de pressão externa uniforme. Eles propuseram um método simplificado que utiliza o conceito de "parede difusa ponderada", tornando-o adequado para cálculos manuais. Sua abordagem demonstrou fornecer boas estimativas da resistência à flambagem para tanques de comprimento curto a médio.

Guggenberger e sua equipe [10] abordaram um problema significativamente diferente, referente a tanques de metal apoiados por colunas e outros suportes discretos. Nesse caso, o problema foi caracterizado por concentrações de tensão próximas aos suportes discretos e efeitos locais relacionados à flexão. O foco principal foi na resistência à flambagem da casca nas regiões acima dos suportes locais, assumindo que não havia reforços na área desses suportes. Utilizando a modelagem por MEF, os pesquisadores

investigaram a variação da resistência à flambagem elástica em função da largura do suporte, abrangendo uma gama completa de larguras possíveis para os suportes. Embora os resultados tenham sido obtidos com base em uma única relação D/t de 1000 e uma única relação H/D de 1,0, eles forneceram resultados valiosos à época.

De acordo com Zingoni [4], a ação da pressão do vento sobre tanques cilíndricos representa uma situação de carga complexa e desafiadora. Nos últimos 20 anos, tem havido um considerável interesse na investigação desse problema. Os grandes tanques de armazenamento, quando preenchidos com líquido, são estabilizados pela pressão hidrostática interna, o que reduz a possibilidade de flambagem induzida pelo vento. No entanto, quando esses tanques estão vazios, eles se tornam mais vulneráveis à flambagem causada pela força do vento.

Portela e Godoy conduziram dois estudos relevantes nessa área. Em um estudo [11], eles investigaram tanques cilíndricos com teto cônico, enquanto em outro [12], analisaram tanques com um teto em forma de domo. Para obter dados de carga realistas, eles realizaram experimentos em túnel de vento para determinar as pressões do vento atuando sobre os tanques. Esses resultados foram então utilizados como dados de entrada em modelos computacionais de EF dos tanques. As descobertas desses estudos mostraram que a flambagem era predominantemente observada na parte cilíndrica do tanque no lado exposto ao vento (barlavento). A flambagem parecia ser induzida por efeitos locais resultantes da pressão positiva do vento no lado de barlavento, enquanto a distribuição de pressão negativa ao redor do tanque tinha pouco impacto nesse fenômeno.

A análise linear de flambagem baseada em autovalores fornece uma carga crítica que representa apenas um limite superior para as cargas reais de flambagem que podem ocorrer na estrutura real. Essa abordagem não é adequada para fins de projeto, pois não garante a segurança estrutural. Por outro lado, uma análise totalmente não linear e incremental, que leva em conta imperfeições, pode ser computacionalmente cara e impraticável, especialmente nas fases iniciais do projeto. Para contornar esse problema e obter uma estimativa mais conservadora das cargas de flambagem do casco de tanques cilíndricos abertos sob cargas de vento, Jaca e outros pesquisadores [13] adotaram o conceito de "rigidez reduzida" em uma análise de flambagem de autovalor. A essência dessa abordagem é desconsiderar a contribuição da rigidez de membrana na matriz de rigidez. Essa simplificação tem o objetivo de obter uma estimativa mais segura da carga crítica de flambagem, fornecendo um limite inferior mais realista para as cargas que

podem levar à instabilidade do casco do tanque. Ao negligenciar a contribuição de membrana, a abordagem de rigidez reduzida torna o processo computacional mais leve e viável nas etapas iniciais do projeto.

Em trabalho relacionado Sosa e Godoy [14], desenvolveram uma implementação da abordagem de limite inferior para a flambagem de cascas sensíveis a imperfeições. Eles aplicaram essa abordagem em tanques cilíndricos com teto cônico e sem teto, com o objetivo de obter estimativas mais conservadoras das cargas críticas de flambagem. Para atingir esse objetivo, os pesquisadores chegaram a fatores de redução adequados para várias relações H/D (altura-diâmetro) dos tanques. Esses fatores de redução foram usados para calcular a carga crítica de flambagem através do método de energia reduzida, que desconsidera a contribuição de membrana na matriz de rigidez, como mencionado anteriormente. No entanto, para tanques com tetos cônicos, os valores de limite inferior previstos pelo método de energia reduzida foram considerados inseguros para o projeto. Isso ocorreu porque a carga crítica estimada por meio desse método foi 10% maior do que a carga crítica obtida por uma análise mais precisa, que levou em conta as imperfeições estruturais através de uma análise não linear.

Esses resultados destacam a importância de uma análise mais detalhada e precisa, considerando imperfeições, especialmente em estruturas sensíveis a flambagem, como tanques cilíndricos. Embora a abordagem de energia reduzida forneça uma estimativa de limite inferior útil em fases iniciais do projeto, ela não deve ser utilizada isoladamente para determinar a segurança estrutural. É fundamental empregar métodos mais avançados e análises não lineares para obter resultados mais confiáveis e garantir a integridade da estrutura contra falha por flambagem.

Recentemente, em um estudo conduzido por Zhao e Lin [15], o MEF foi empregado para investigar o comportamento de flambagem de tanques cilíndricos de aço sem teto sob carga de vento. O foco do estudo foram os tanques com uma relação H/D (altura-diâmetro) menores que 1:0. As descobertas desse estudo indicaram que o comportamento de flambagem dos tanques, quando sujeitos a cargas de vento, é principalmente governado pela pressão positiva do vento na região exposta ao vento (barlavento). Além disso, as pressões em outras partes do tanque apresentaram pouca influência sobre esse comportamento.

Essas observações são semelhantes às descobertas anteriores feitas por Portela e Godoy em 2005 em relação a tanques fechados [11,12]. As similaridades nas conclusões entre os dois estudos, realizados em cenários diferentes, reforçam a importância desse fenômeno e destacam a relevância do comportamento da pressão do vento em relação à flambagem dos tanques cilíndricos.

O estudo realizado por Uematsu et Al. [16] é uma contribuição recente e de grande importância para o projeto de tanques de armazenamento. Eles utilizaram medidas em túnel de vento e análise pelo MEF para obter coeficientes de pressão do vento, que são essenciais para entender o comportamento de flambagem desses tanques. Os coeficientes de pressão do vento obtidos são fundamentais para estimar a magnitude e distribuição das forças do vento atuando na superfície de barlavento do tanque. Conforme os pesquisadores estabeleceram pelo estudo, o comportamento de flambagem do tanque é principalmente governado por esses coeficientes de pressão do vento positiva nessa região.

A disponibilidade de coeficientes de pressão do vento orientados ao projeto para tanques é uma adição muito útil à literatura técnica. Essas informações são de grande relevância para engenheiros e projetistas envolvidos no projeto e análise estrutural de tanques de armazenamento. Com os coeficientes de pressão do vento apropriados, eles podem realizar cálculos mais precisos e confiáveis para garantir a segurança e a estabilidade dessas estruturas sob a ação do vento.

A pesquisa de Uematsu et Al. [16] ajuda a preencher uma lacuna importante no conhecimento técnico relacionado ao projeto de tanques, tornando possível uma análise mais completa e segura dessas estruturas críticas. Essas descobertas têm implicações significativas para o projeto de tanques, especialmente aqueles com relação H/D próxima de 1:0. Os engenheiros e projetistas devem considerar cuidadosamente o impacto da pressão do vento em suas análises estruturais para garantir a estabilidade e segurança adequadas dos tanques durante sua vida útil.

No que diz respeito à interação entre tanques vizinhos sujeitos ao vento, Burgos e colaboradores [17] estudaram a influência que outro tanque na vizinhança tem quanto às distribuições da pressão de vento sobre as estruturas. Para tal, experimentos em túneis de vento foram realizados e os dados experimentais foram ajustados para simulações numéricas a fim de se determinar a resistência a flambagem do tanque analisado. Pelo

estudo, foi verificado que a resistência à flambagem induzida pelo vento de um tanque na vizinhança de outro pode ser até 30% menor quando comparada ao tanque isolado. Nesta mesma linha, Zhao et Al. [18] estudaram o efeito de tanques vizinhos, porém com estudo mais abrangente no que diz respeito à quantidade de tanques.

A resistência à flambagem de tanques cilíndricos tem se demonstrado um tema de relevância por parte dos pesquisadores, sendo conduzidos estudos sobre este modo de falha por diversas causas. Além do vento, que têm se demonstrado como uma das principais ameaças à estabilidade estrutural de tanques, incêndios vizinhos também podem ser causas de flambagem. Neste aspecto, Godoy e Batista-Abreu [19] realizaram análises numéricas para investigação de flambagem devido à incêndios, sendo feita uma análise da influência das espessuras, área exposta ao fogo, nível de produto armazenado, entre outros fatores. Foi identificado que a flambagem pode ocorrer em temperaturas na faixa de 100 a 200°C.

É amplamente reconhecido que a resistência à flambagem de cascas finas é significativamente menor do que as previsões teóricas, devido à presença de imperfeições na estrutura. Esse tema continua sendo objeto de estudo e interesse para pesquisadores em todo o mundo, principalmente no contexto do comportamento de flambagem de tanques e silos cilíndricos. As imperfeições podem ocorrer durante o processo de fabricação, resultando em pequenas variações nas dimensões da casca, levando a desigualdades na distribuição de tensões e deformações na estrutura.

Devido à relevância desse fenômeno na segurança e integridade das estruturas, a influência das imperfeições é um assunto de contínua pesquisa e investigação. Os esforços dos pesquisadores visam aprofundar a compreensão do comportamento estrutural na presença de imperfeições e aprimorar métodos de projeto e análise, garantindo uma abordagem confiável e segura para dimensionar tanques e silos cilíndricos diante desse desafio.

Pircher e Bridge [20] conduziram um estudo sobre a flambagem de tanques e silos que possuíam imperfeições induzidas por soldagem circunferencial. Suas descobertas indicaram que as tensões residuais provenientes da soldagem tiveram um pequeno efeito benéfico, resultando em um leve aumento na carga de flambagem. No entanto, a interação entre círculos vizinhos de imperfeições teve um impacto negativo significativo na resistência à flambagem.

A forma da imperfeição induzida pela soldagem desempenha um papel fundamental na resistência à flambagem da casca. Como resultado, diversos pesquisadores propuseram modelos para descrever essa forma específica. Pircher e outros pesquisadores [21] apresentaram uma função de forma para descrever a geometria de uma imperfeição de solda circunferencial. Essa função foi desenvolvida com base na teoria da casca elástica, levando em conta a curvatura axial simétrica de cascas cilíndricas, e foi combinada com medições de imperfeições em cascas reais. Através de uma curva de ajuste utilizando dados medidos, os pesquisadores conseguiram determinar os parâmetros da função de forma, tornando-a uma ferramenta útil para descrever imperfeições de soldagem circunferencial e, assim, compreender melhor o comportamento de flambagem em tanques e silos com essas características estruturais específicas.

Em 2002, Hornung e Saal [22] conduziram um estudo relevante no qual realizaram testes de flambagem em quatro tanques grandes, que foram montados soldando vários painéis cilíndricos juntos e sujeitos a pressão de vácuo interna. Durante os testes, foram realizadas medições de imperfeições ao redor das soldas em vários locais, e esses dados foram utilizados como entrada na análise dos tanques. Os resultados das medições indicaram que os tamanhos de imperfeições geométricas em tanques reais frequentemente excedem os critérios de tolerância estabelecidos em normas de projeto para a estabilidade de cascas, como a norma alemã (DIN) e o Eurocode [8]. Essas normas definem limites aceitáveis para imperfeições, considerando que flambagem é um fenômeno crítico em estruturas de casca.

Ao comparar as cargas de flambagem observadas nos testes com as previsões baseadas em normas de projeto, foram encontradas diferenças significativas. Esses resultados experimentais enfatizaram a necessidade de revisar as diretrizes atuais para o projeto e análise de tanques cilíndricos montados soldados. As normas existentes podem não estar refletindo adequadamente as condições reais de imperfeições em tanques, o que pode levar a previsões inadequadas da resistência à flambagem.

Essa pesquisa destaca a importância de considerar cuidadosamente as imperfeições geométricas em tanques durante o projeto e análise estrutural. A revisão das diretrizes e normas de projeto é essencial para garantir a segurança e a estabilidade adequadas de tanques industriais, levando em conta as condições reais de imperfeições que ocorrem na fabricação e montagem dessas estruturas.

Quatro anos após o estudo de Hornung e Saal [22], Hubner et Al. [23] apresentaram uma abordagem numérica simplificada para simular depressões de solda e as tensões residuais associadas em tanques cilíndricos. Eles conduziram análises de flambagem utilizando MEF com base nesse modelo. O método numérico proposto por Hubner et Al. [23] se mostrou eficiente para avaliar o efeito das depressões de solda e as tensões residuais na estabilidade da estrutura. Os resultados obtidos com esse modelo foram comparados com as previsões da norma Eurocode, EN1993 Partes 1-6 [8], que fornece orientações para o projeto de estruturas de aço, incluindo a estabilidade de cascas. As cargas de flambagem obtidas através desse método numérico estavam em concordância com as previsões da norma Eurocode [8].

Sem dúvida, apesar dos avanços em modelagem numérica que agora possibilitam simular imperfeições relacionadas à soldagem com maior precisão, os testes experimentais continuam sendo essenciais para obter uma compreensão mais aprofundada do comportamento de flambagem de cascas cilíndricas de aço com imperfeições. Nessa linha, Teng e Lin [24] propuseram o uso de modelos de laboratório em escala reduzida. Esses modelos em escala permitem a realização de testes experimentais em condições controladas, simulando o efeito de soldas em grandes tanques e silos. Dessa forma, é possível estudar o comportamento da estrutura diante de imperfeições e identificar padrões de flambagem de forma mais realista.

O procedimento proposto por Teng e Lin [24] fornece uma abordagem sistemática para a fabricação desses modelos em escala reduzida, garantindo uma simulação mais fiel do comportamento estrutural em condições reais de campo. Com os modelos em escala, é possível realizar testes com diferentes configurações de soldas e identificar como as imperfeições influenciam a resistência à flambagem e o desempenho estrutural da casca cilíndrica. A combinação de testes experimentais em escala reduzida e modelagem numérica avançada pode fornecer uma abordagem mais completa para o estudo do comportamento de flambagem em cascas cilíndricas de aço imperfeitas. Essa sinergia entre experimentos e simulações numéricas é fundamental para o progresso contínuo no projeto e análise de estruturas críticas, como tanques e silos, garantindo sua segurança e confiabilidade em diferentes situações operacionais.

É interessante notar que a Convenção Europeia de Construção de Estruturas de Aço [25] compilou um guia abrangente para o projeto de cascas de metal, com o objetivo de complementar o Eurocode 3 Parte 1.6 [8]. Esse guia foi criado para fornecer

informações detalhadas e abrangentes sobre o projeto de estruturas de cascas finas, abrangendo principalmente a resistência à flambagem de cascas cilíndricas.

O código API STD 650 [26] prevê a verificação estrutural de tanques de armazenamento para cargas ambientais, como vento e cargas sísmicas (terremotos). No entanto, na prática, é mais comum realizar a análise dinâmica de tanques de armazenamento sob carregamentos sísmicos, em comparação com carregamentos de vento. A literatura também reflete essa tendência, com mais estudos publicados sobre a análise estrutural dinâmica de tanques sujeitos a cargas sísmicas, tal como os estudos de Wunderlich e Seiler [27], Nachtigall et Al. [28], Virella e colaboradores [29,30], Taniguchi [31] e Ahari et Al. [32].

Essa predominância de estudos sobre carregamentos sísmicos pode levar à inferência de que esses carregamentos apresentam maiores riscos de danos aos tanques. No entanto, um trabalho recente de Jing et Al [33] avaliou a combinação dos efeitos de vento e cargas sísmicas e examinou o potencial de dano dos efeitos isolados e combinados. Nesse estudo, os pesquisadores utilizaram simulações numéricas por MEF em um modelo de um tanque de 21m de diâmetro e 16m de altura, com espessura de chapas de costado variáveis. Surpreendentemente, eles concluíram que em altas velocidades de vento, o efeito de rajadas de vento torna-se mais preponderante do que os efeitos das cargas sísmicas isoladas.

Um estudo interessante publicado por Lai e colaboradores [34], com certa correlação com os efeitos dinâmicos de vento, diz respeito às cargas impulsivas geradas por ondas de pressão provenientes de explosões vizinhas a tanques de armazenamento. Neste trabalho foram investigados modos de falha de tanques através de análises dinâmicas para cargas de explosão, que atuam como cargas impulsivas de pressão externa, sendo identificada a possibilidade de falha por flambagem. O estudo incluiu efeitos de impactos de objetos que podem se desprender de estruturas na ocasião de explosões e que podem contribuir para falha por flambagem. Um trabalho similar de Godoy e Ameijeiras [35] também investigou fenômenos de explosão vizinhas a tanques e sua influência na flambagem através de simulações dinâmicas em MEF a partir de uma pressão externa variável.

Por outro lado, existem alguns autores que investigaram o comportamento dinâmico do vento atuando sobre tanques de armazenamento, como Sosa, Godoy e Flores

[36-38], que conduziram estudos sobre o efeito da variação do carregamento dinâmico de vento em tanques de armazenamento e sua influência no comportamento de flambagem. Para isso, realizaram diversas análises em MEF, levando em conta a não-linearidade geométrica, considerando um carregamento de vento com padrão alternado periódico, com duração de 3 segundos de rajada, e variaram os períodos de excitação. O modelo estrutural avaliado foi de um tanque de teto fixo cônico, com 30,48 m de diâmetro e 12,191 m de altura.

A principal conclusão desse trabalho apontou que uma mudança no período de oscilação do carregamento dinâmico de vento não resulta em alterações significativas na carga crítica dinâmica de flambagem. Além disso, foi observada uma maior sensibilidade da carga crítica de flambagem em relação às imperfeições, com pouca influência do comportamento dinâmico da carga. Os efeitos dinâmicos para tanques foram considerados pouco relevantes no contexto do comportamento de flambagem, indicando que análises estáticas são adequadas para avaliação de flambagem nesses casos.

É importante destacar que tal estudo considerou algumas simplificações, tanto no carregamento de vento com padrão determinístico, quanto na inclusão das imperfeições, cujo padrão foi baseado nos modos de flambagem. Apesar dessas simplificações, os resultados obtidos fornecem informações valiosas para o entendimento do comportamento estrutural dos tanques de armazenamento em resposta ao carregamento dinâmico de vento. Esses estudos contribuem para uma melhor compreensão dos fatores que influenciam a estabilidade e segurança dessas estruturas, possibilitando um projeto mais confiável e seguro para tanques de armazenamento sujeitos a condições de vento variável.

Enquanto as normas e códigos tratam cargas de vento como estáticas, tal como previsto pela NBR 6123 [3], existem poucas diretrizes para análise dinâmica dessas estruturas sob carregamento de vento variável ao longo do tempo. A análise dinâmica leva em consideração os efeitos de oscilações e vibrações induzidas pelo vento, que podem levar à flambagem, como mencionado anteriormente. Esses efeitos podem ser especialmente relevantes em regiões costeiras sujeitas a rajadas de vento intensas.

Recentemente, Chiang e Guzey [39] conduziram análises dinâmicas de tanques sob cargas de vento, realizando simulações numéricas em MEF de uma série de tanques com diferentes razões de aspecto (altura por diâmetro). Eles variaram o carregamento de

vento de forma alternada linear, com frequências e amplitudes pré-definidas. As análises de flambagem levaram em conta imperfeições e não-linearidades geométricas, porém não foram consideradas não-linearidades de material.

Uma das principais conclusões do estudo foi que não foram observadas amplificações dinâmicas relevantes em comparação com os resultados obtidos por análise estática. É importante destacar que o modelo utilizado para o carregamento dinâmico de vento foi simplificado, não refletindo totalmente a realidade das rajadas de vento. Além disso, o estudo não considerou não-linearidades de material, o que pode influenciar no comportamento dinâmico do tanque. Outra limitação do estudo foi que o modelo com imperfeições foi obtido apenas pelo primeiro modo de flambagem, baseado na análise de autovalores. Essa abordagem pode não capturar todas as possíveis imperfeições presentes em um tanque real e pode levar a resultados conservadores ou não representativos.

Um estudo realizado por Yasunaga e Uematsu [40] abordou o efeito dinâmico de flambagem de tanques sujeitos a cargas de vento, combinando experimentos em túneis de vento com análises por MEF para diferentes modelos de tanques. Esse trabalho apresentou um avanço significativo em relação a outros estudos anteriores, pois refinou a consideração do carregamento dinâmico de vento. No estudo, as cargas de vento foram cuidadosamente obtidas em função do tempo e calibradas com base nos coeficientes medidos nos experimentos em túneis de vento. Essa abordagem representou um aprimoramento significativo em relação às simplificações encontradas em outros trabalhos da literatura.

Os resultados do estudo de Yasunaga e Uematsu [40] indicaram que, para a avaliação de flambagem de tanques sujeitos a cargas de vento, houve pouca diferença entre as análises estáticas e dinâmicas. Esse achado pode ser valioso para a otimização do projeto de tanques, uma vez que reduz o nível de conservadorismo associado à formulação do carregamento de vento. No entanto, é importante reconhecer que ainda há limitações no estudo de Yasunaga e Uematsu [40]. Embora o refinamento na consideração do carregamento de vento tenha sido realizado, o trabalho não incluiu a consideração de imperfeições nos modelos de EF nem de não linearidades de material. Esses aspectos podem ter um impacto no comportamento dinâmico do tanque e devem ser considerados em estudos futuros para obter uma avaliação mais completa e precisa da flambagem sob carga de vento.

É importante notar que, apesar dos avanços ao longo do tempo no refinamento das análises, a literatura ainda se baseia amplamente em formulações analíticas para cargas de vento, negligenciando não linearidades de material, considerando modelos de imperfeições baseados em análises de flambagem por autovetores, entre outros aspectos importantes. Em termos de engenharia, há uma limitada conexão entre esses resultados e casos práticos de campo, como tanques de armazenamento com deformações em seus costados, algo comum em parques de tancagem.

Essas simplificações podem não refletir adequadamente as complexas características das rajadas de vento reais e o comportamento real da estrutura sob carregamentos dinâmicos. A ausência de não linearidades de material nas análises pode levar a resultados conservadores ou que não representem fielmente a resposta estrutural. Além disso, o uso de modelos de imperfeições baseados em análises de flambagem por autovetores pode não capturar todas as imperfeições reais que podem estar presentes em um tanque de armazenamento na prática, como as deformações nos costados.

Portanto, é crucial buscar estudos que considerem uma abordagem mais abrangente, contemplando não linearidades de material, modelos de imperfeições mais representativos e carregamentos de vento mais realistas. Isso permitirá uma conexão mais sólida entre os resultados das análises e casos práticos de campo, contribuindo para uma engenharia mais precisa e confiável no projeto e avaliação de tanques de armazenamento em condições dinâmicas de vento.

Neste sentido, surge a necessidade de tratar os carregamentos de vento dentro de um cenário mais próximo da realidade, considerando a aleatoriedade e instabilidade desse fenômeno meteorológico. Ao longo dos anos, diversos trabalhos de pesquisa acerca da ação do vên sendo desenvolvidos. Davenport [41] foi um pioneiro nos estudos relacionados à engenharia de ventos, deixando valiosas contribuições não apenas para esse campo, mas também para a meteorologia, dinâmica estrutural e engenharia de terremotos. Seu trabalho se concentrou na investigação dos turbilhões de vento, levando ao desenvolvimento de teorias fundamentais sobre o assunto. Além disso, ele introduziu o inovador método do fator de rajada, que permitiu determinar a magnitude de pico da resposta dinâmica, levando em conta os efeitos da ressonância.

Davenport [41] também fez importantes avanços no uso da estatística aplicada à engenharia, desenvolvendo métodos probabilísticos para prever o carregamento e a

resposta dinâmica de estruturas. Seu trabalho foi baseado em conceitos como a admitância mecânica e o espectro de energia, tornando-se fundamentais na análise de comportamento de estruturas sujeitas a carregamentos dinâmicos. Em 1963, fundou o Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory, um laboratório pioneiro dedicado a testes em túnel de vento, onde foram realizadas as primeiras simulações de túnel de vento para estruturas, abrindo novas possibilidades para a pesquisa e o desenvolvimento de técnicas para enfrentar os desafios relacionados ao comportamento das estruturas sob a ação do vento. Seu legado continua a ser uma referência na área de engenharia de ventos e na compreensão dos efeitos dinâmicos em estruturas.

Segundo Bastos [42], estudos baseados em dados experimentais têm revelado que o vento possui características não-determinísticas, com flutuações em torno da velocidade média, conhecidas como rajadas. Para abordar esse comportamento complexo, foi desenvolvido o Método da Representação Espectral (MRE), uma técnica numérica que permite representar um sinal com características não-determinísticas através da soma de um número finito de harmônicos superpostos com ângulos de fase randômicos.

O MRE utiliza informações da densidade espectral e da função de coerência do fenômeno estudado para definir as amplitudes de cada harmônico na representação. Essa abordagem foi proposta por Shinozuka e colaboradores [43-46] em estudos realizados em 1972, 1987 e 1990. Com o uso do MRE, é possível compreender melhor e modelar a variabilidade do vento, tornando-o uma ferramenta valiosa para análises de carregamento e resposta dinâmica em estruturas sujeitas a condições de vento não-determinísticas.

Em 1985, Blessmann [47] conduziu uma análise das solicitações do vento em estruturas vizinhas com a mesma altura. O estudo envolveu simulações em túnel de vento realizadas no laboratório da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Os resultados dos testes preliminares forneceram informações essenciais para definir as posições relativas das estruturas. Essa definição permitiu a avaliação dos efeitos dinâmicos gerados pelo vento quando as estruturas estão próximas. Esse tipo de investigação é importante para entender melhor o comportamento estrutural e a resposta dinâmica de estruturas em situações de interação com o vento, especialmente quando há influência mútua entre as estruturas vizinhas.

Em 1993, Franco [48] desenvolveu o método do vento sintético, uma abordagem baseada na simulação de Monte Carlo para calcular a parcela flutuante da velocidade do

vento. Esse método envolve a geração de séries históricas de carregamento, considerando as características aleatórias e as propriedades instáveis da carga de vento. O método do vento sintético tem sido amplamente utilizado em pesquisas e na engenharia estrutural como uma forma eficaz de analisar os efeitos do vento em estruturas. Ao simular as flutuações aleatórias do vento, o método proporciona uma análise mais realista e confiável do comportamento estrutural sob carregamentos dinâmicos, especialmente em regiões com condições climáticas variáveis e imprevisíveis.

De acordo com Davenport [49], a complexidade dos carregamentos de vento decorre de suas variações no espaço e no tempo. Em seu trabalho, ele busca investigar esse assunto e apresenta discussões sobre três funções que controlam a magnitude das respostas estruturais: as linhas de influência, os modos de vibração e as distribuições de pressão. Essas funções são fundamentais para entender o comportamento das estruturas sob a ação do vento e são frequentemente utilizadas na análise e projeto de estruturas sujeitas a cargas de vento. As linhas de influência ajudam a identificar os locais mais críticos da estrutura para a ação do vento, os modos de vibração descrevem as diferentes formas de oscilação da estrutura e as distribuições de pressão auxiliam na determinação das forças aerodinâmicas atuantes. O estudo dessas funções permite uma compreensão mais abrangente e precisa dos efeitos do vento nas estruturas, possibilitando um projeto mais seguro e eficiente.

Em sua investigação, Chen [50] apresenta um método analítico no domínio da frequência para quantificar a resposta do vento longitudinal em estruturas quando submetidos a ventos não-estacionários. O método proposto por Chen é uma abordagem eficaz para analisar a dinâmica das estruturas sujeitas a ventos variáveis no tempo, levando em conta as flutuações da velocidade do vento ao longo do tempo. A resposta da estrutura é estudada em função da frequência das oscilações provocadas pelo vento, permitindo uma avaliação mais detalhada das vibrações e das cargas dinâmicas induzidas pelo vento.

Em seu trabalho, Obata [51] apresentou uma metodologia inovadora para considerar as características aleatórias e instáveis do carregamento de ventos em estruturas. Ele sugeriu o uso do método do vento sintético através da simulação de Monte Carlo para o cálculo das cargas aleatórias do vento. Essa abordagem permite a geração de séries históricas de carregamento de vento que levam em conta a variabilidade natural do vento ao longo do tempo. Com essa metodologia, é possível analisar de forma mais

realista e precisa os efeitos do vento em estruturas, possibilitando a tomada de decisões mais seguras em projetos de engenharia.

Avanços significativos no método do vento sintético foram introduzidos por Franco e Medeiros [52], permitindo a utilização de um grande número de harmônicos e combinações de ângulos de fase sem perda de precisão na resposta estrutural. Isso representa um aprimoramento em relação ao método original, tornando o método mais eficiente e preciso para geração de carregamentos de vento para análise estrutural.

No trabalho de Soltys et Al. [53], foi realizado um estudo experimental utilizando um anemômetro ultrassônico para coletar dados de vento em três direções. Com base nos dados obtidos, foram determinados os parâmetros estatísticos e as densidades espectrais do vento. Esses parâmetros e espectros foram utilizados para ajustar o MRE proposto por Shinozuka [43], permitindo a geração de séries temporais de vento. A comparação entre os sinais de vento gerados numericamente utilizando o MRE e os dados coletados experimentalmente mostrou uma boa concordância. Isso indica que o método utilizado por Soltys foi capaz de reproduzir de forma precisa as características estatísticas e espectrais do vento medido experimentalmente.

De acordo com Brasil & Silva [54], excitações como as causadas por ventos, ondas do mar, sismos e outros fenômenos semelhantes são intrinsecamente aleatórias. Isso significa que sua descrição só pode ser feita no sentido estatístico, utilizando valores médios, desvios desses valores e distribuições de probabilidade.

Conforme destacado por Blessmann [55], além da solicitação estática do vento, que depende da velocidade média, as estruturas também estão sujeitas a solicitações dinâmicas, que estão relacionadas à energia cinética presente nas flutuações e à forma como essa energia se distribui em diversas frequências. A resposta da estrutura é influenciada principalmente pela energia contida em uma sequência de rajadas, em vez da intensidade de uma única rajada isolada. Nessa sequência de rajadas, as componentes que entram em ressonância com a estrutura são de maior importância, pois podem causar oscilações significativas e afetar a estabilidade e a integridade da estrutura. Portanto, entender a dinâmica das rajadas e suas frequências associadas é essencial para a análise e o projeto de estruturas que estão sujeitas a carregamentos de vento.

Os estudos realizados por Chávez [56] e Dos Santos [57] compararam o MRE com o método discreto proposto pela NBR 6123 [3] para análise de cargas de vento em

estruturas. Ambos os métodos apresentaram resultados próximos em relação aos deslocamentos. No entanto, para as acelerações, a norma [3] resultou em valores significativamente maiores em comparação ao MRE. No estudo de Santos [57], os resultados indicaram que tanto os deslocamentos quanto as acelerações foram menores ao utilizar o método da norma [3].

Bastos [42-58] desenvolveu o Método da Representação Espectral Modificado (MRE-M), o qual incorpora os efeitos transversais do vento na modelagem dos carregamentos de vento não determinísticos. Para isso, as cargas na direção transversal do vento foram consideradas levando em conta somente a parte flutuante do vento, ponderada por um fator de segurança. As principais conclusões deste estudo, validadas por modelos em EF, revelaram que os resultados obtidos com o MRE-M foram de 25 a 30% superiores aos obtidos pelo método convencional do MRE. Essas descobertas ressaltam a importância de considerar os efeitos transversais do vento na análise dos carregamentos de vento em estruturas, a fim de obter resultados mais precisos.

Com base na evolução dos estudos de determinação dos carregamentos de vento, a compreensão atual aponta para a importância de representar o vento de forma aleatória, não determinística e variável no tempo para considerar adequadamente o seu efeito sobre as estruturas. As abordagens estáticas e determinísticas podem levar a respostas estruturais equivocadas. Portanto, é essencial considerar os efeitos aleatórios e não determinísticos do vento ao analisar estruturas de tanques de armazenamento, com o objetivo de obter uma resposta estrutural mais realista possível. Isso possibilitará análises mais seguros e confiáveis diante das incertezas e flutuações associadas ao carregamento de vento.

Ainda no que diz respeito às simplificações em relação aos estudos sobre tanques de armazenamento disponíveis na literatura, as imperfeições existentes na estrutura normalmente são tratadas de forma simplificada, muitas vezes baseadas em formulações analíticas considerando desvios em processos de fabricação por soldagem, por exemplo. Entretanto, devido à grande sensibilidade da resistência à flambagem desses tanques à presença de imperfeições, para a correta determinação da estabilidade estrutural é importante, nas análises estruturais, considerar as imperfeições dentro de um cenário mais próximo possível da realidade.

Neste contexto, as técnicas de inspeção dimensional de tanques são fundamentais para garantir o correto dimensionamento de imperfeições estruturais. A inspeção dimensional pode ser realizada por meio de diversas técnicas, desde medições manuais com a utilização de gabaritos até medições mais precisas, como aquelas obtidas por levantamento topográfico. Além disso, existem opções de medições de alta precisão e produtividade, como a técnica de escaneamento a laser 3D. Essas abordagens permitem uma análise detalhada da estrutura do tanque, proporcionando informações cruciais para garantir a sua integridade e segurança. A utilização da técnica de escaneamento a laser 3D tem se demonstrado como uma poderosa ferramenta na inspeção dimensional de tanques e outras estruturas.

Em trabalhos recentes, Lopes et al. [59,60] utilizaram a técnica de escaneamento a laser 3D para mapear as imperfeições de um tanque de armazenamento real, que apresentava deformações em sua estrutura. Os dados das imperfeições coletados no campo foram essenciais para reconstrução de superfície, utilizada como base para geração de malha de EF, com o objetivo de obter um modelo com a geometria mais próxima possível da realidade do tanque, considerando todas as imperfeições estruturais existentes. O modelo de EF obtido foi utilizado como base para análises de adequação ao uso, mediante critérios do código API 579 [61]. Os resultados com uso da técnica de escaneamento a laser se mostraram promissores no que diz respeito à precisão das análises.

Livingston e Brodzinski [62] usaram a técnica de escaneamento a laser para mapeamento de danos na superfície de uma tubulação, servindo essa etapa como base para o desenvolvimento de um modelo de EF, posteriormente utilizado para avaliação de adequação ao uso da tubulação. Adicionalmente, os resultados foram comparados com os obtidos pela medição simplificada, feita manualmente.

Arumugam et al. [63] empregaram um escâner portátil para realizar o mapeamento 3D da superfície de um duto terrestre na indústria de óleo e gás, com o objetivo de identificar danos existentes e aplicar critérios de adequação ao uso de dutos baseados em medidas de deformação. O estudo abordou vários aspectos, incluindo a precisão, resolução e aplicabilidade da tecnologia para a inspeção dimensional de dutos. O trabalho também apresentou a metodologia para o tratamento da nuvem de pontos obtida por meio da técnica de escaneamento a laser 3D, permitindo a extração do perfil de deformação. Os resultados obtidos foram altamente satisfatórios, confirmando a técnica como uma

poderosa ferramenta para a obtenção de informações precisas sobre a geometria e a deformação de dutos.

Samman e colaboradores. [64] utilizaram medições obtidas por escaneamento a laser 3D para mapeamento de danos internos em tambores de coque de refinarias. Os dados foram processados e utilizados posteriormente como base para análise de tensões e deformações, com objetivo de avaliar sua adequação ao uso.

Nelson et. Al [65] realizaram análises de adequação ao uso, utilizando as metodologias e critérios propostos pelo código API 579 [61], em vasos de pressão contendo danos por corrosão em sua superfície externa. Os danos por corrosão foram previamente mapeados pela técnica de escaneamento a laser, de modo a quantificar precisamente a área corroída para aplicação em análises de nível 1 e 2 do código API 579 [61]. Os resultados do escaneamento a laser permitiram um nível de detalhamento das análises e, além disso, uma possível aplicação da técnica para análises de nível 3 foi discutido.

Lopes e colaboradores [2] realizaram escaneamento a laser 3D de tanque real contendo deformações em sua estrutura. Os dados do escaneamento foram utilizados em metodologia desenvolvida para calibração de modelos de EF de tanques de armazenamento, contemplando métodos de amostragem da nuvem de pontos, uma vez que estas últimas possuem dimensões da ordem de milhões de pontos, enquanto um modelo de EF de tanques de armazenamento dificilmente tem essa mesma quantidade de nós, bem como método de obtenção da geometria calibrada. O modelo de EF calibrado pela metodologia apresentada foi utilizado para avaliação da flambagem induzida pelo vento. Resultados demonstraram perda de resistência estrutural do tanque, sendo necessária a instalação de enrijecedores.

Além da inspeção dimensional de tanques, outras aplicações da técnica de escaneamento a laser 3D foram exploradas para fins de mapeamento estrutural e desenvolvimento de modelos de EF. Siwiec, Lenda [66,67] e Marmol [67] realizaram integração da ferramenta de escaneamento a laser com outras técnicas de mapeamento para inspeção dimensional de estruturas de chaminés industriais [66] e torres [67], alcançando erros da ordem de 13mm na medição dessas estruturas, demonstrando a alta acurácia da técnica.

Srimontriphakdi e colaboradores [68] atestaram a utilização do escaneamento a laser 3D para mapeamento de cabos de sustentação de uma estrutura, com medição da geometria e posterior análise não-linear pelo MEF para verificação de tensões. Foi feita correlação experimental dos resultados obtidos, demonstrando grande concordância entre os resultados por simulação numérica.

Korumaz et Al [69] ajustaram um modelo numérico a dados de uma torre coletados por escaneamento a laser 3D, com objetivo de verificar a segurança da estrutura, através de análises por elemento finitos, com determinação das frequências naturais e análises de estabilidade estrutural. A alta precisão das medições por escaneamento a laser se apresentou como técnica promissora na elaboração de modelos de EF com base em nuvem de pontos.

Yang et Al [70] utilizaram método da superfície de resposta para calibrar modelos de EF de estruturas, considerando resultados de inspeção dimensional por escaneamento a laser 3D. Após calibração, obtiveram erros máximos da ordem de 3% para as respostas estruturais do modelo calibrado.

Cui e colaboradores [71] utilizaram dados de escaneamento a laser 3D para implementação direta de modelos de EF de estruturas, a partir de um algoritmo denominado “Extração baseada em simulação de relógios”, que cria nós com espaçamentos regulares a partir de dados de nuvem de pontos.

Apesar de recente, a aplicação da técnica de escaneamento a laser 3D vem se mostrando promissora na inspeção dimensional de estruturas, especialmente para a construção de modelos de EF, sendo os trabalhos aqui discutidos exemplos da adequação e acurácia dessa técnica na área de engenharia de estruturas.

Quanto à construção de modelos de EF, além da possibilidade de incluir as imperfeições mais próximas das reais da estrutura investigada para condução de análises de flambagem, a presença dessas imperfeições no modelo numérico permite analisar outros modos de falha, tal como a resistência mecânica ao colapso plástico (ou fratura dúctil). A determinação da carga de colapso plástico de estruturas também tem sido objetivo de estudos, como por exemplo nos trabalhos de Duarte e Silvestre [72] e Bock e Real [73] que utilizaram simulações numéricas para determinação de cargas de colapso plástico de estruturas.

Em sua pesquisa, Dos Santos et Al. [74] investigaram as cargas de colapso plástico de estruturas através de análises de MEF, propondo um critério de determinação das cargas a partir de análises gráficas e estabelecendo limites para a rigidez tangente da curva de carga vs. deslocamento. Outros métodos de determinação do colapso plástico de estruturas também têm sido propostos, como no trabalho de Junior e colaboradores [75], que determinaram um critério baseado em resultados negativos para deformações plásticas acumuladas em análises numéricas. Já Zheng et Al. [76] definiram fórmulas analíticas para tampos de vasos pressurizados internamente para determinação do colapso plástico. O colapso plástico de tanques foi investigado por Słowiński [77] e colaboradores através de métodos gráficos e comparação dos resultados por análises lineares e não-lineares pelo MEF.

Entretanto, nesses estudos as estruturas avaliadas consideraram configurações ideais de projeto, sem a presença de danos ou outras patologias. Neste sentido, a inclusão de deformações mapeadas por técnicas de inspeção dimensional, tal como a técnica de escaneamento a laser 3D, permite contabilizar danos em modelos numéricos para avaliação das cargas de colapso plástico de estruturas na presença desses danos.

Um ponto que se torna importante a ser discutido ao se tratar de estruturas com imperfeições estruturais é se a existência dessas imperfeições está associada a existência de tensões residuais. Considerando que imperfeições se originam de desvios da forma geométrica ideal de construção, deformações plásticas são necessárias para levar a estrutura de uma condição perfeita a uma condição geométrica contendo deformações. Nesse sentido, é possível a existência de um campo de tensões residuais associado às imperfeições existentes em tanques de armazenamento.

Tensões residuais existentes em estruturas podem ser determinadas a partir de medição ou modelagem [78]. Para estruturas robustas como de tanques de armazenamento, medição de tensões residuais limitam-se a pequenas áreas, sendo mais adequada uma abordagem de modelagem para estimativa de tensões residuais. A modelagem parte de uma primeira etapa de identificação dos mecanismos de geração do campo de tensões residuais. Processos de soldagem, por exemplo, requerem análise termomecânica através de simulação de processos de transferência de calor, sendo alvo de diversos estudos publicados, como nos trabalhos de Lee e Jiang [79], Liu et Al [80], Tang e colaboradores [81], Kollár [82] e Peng et Al [83]. Enquanto tensões residuais provenientes de processos nos quais há ocorrência de deformações plásticas por esforços

mecânicos, como por exemplo nos processos de conformação mecânica, demandam a simulação incluindo as condições do processo real. Em geral, são aplicados deslocamentos aos modelos analisados com objetivo de deformá-los ao formato final desejado, como em processos de laminação [84], dobramento [85,86], trefilação [87] e estampagem [88].

No caso de tensões residuais associadas às imperfeições geométricas em tanques de armazenamento, quantificando as imperfeições através de técnicas precisas de inspeção dimensional, pode ser viável simulação do campo de tensões residuais através de abordagem similar aos processos de conformação, sendo aplicados deslocamentos à estrutura até obtenção da geometria desejada. No caso de tanques de armazenamento, a literatura carece de abordagens da simulação numérica de tensões residuais provenientes de deformações plásticas.

1.3 Considerações finais

Neste capítulo foram abordados diversos trabalhos sobre tanques de armazenamento, com foco em temas relacionados à flambagem induzida por vento, comportamento dinâmico desses tanques e sua influência na resistência à flambagem, além da modelagem não-determinística do vento e técnicas de inspeção dimensional. Adicionalmente, alguns trabalhos relacionados à determinação de cargas de colapso plástico também foram discutidos, bem como sobre métodos de estimativa de tensões residuais.

A literatura demonstra uma grande maturidade na análise estática de tanques de armazenamento, especialmente em relação à verificação da flambagem dessas estruturas. Entretanto, quando se trata do comportamento dinâmico de tanques sujeitos a cargas de vento, há pontos em aberto, como a forma de consideração do carregamento dinâmico de vento. Muitos estudos lidaram com cargas determinísticas, baseadas em modelos simplificados, enquanto já existem metodologias disponíveis para gerar carregamentos não determinísticos que representem adequadamente a aleatoriedade desse fenômeno meteorológico. Essa consideração é fundamental, especialmente na análise da flambagem de tanques.

Outro ponto de destaque é a forma como as análises de flambagem consideraram as imperfeições nesses estudos. Muitos modelos empregaram formulações analíticas, considerando distorções geradas por processos de soldagem ou modos de flambagem obtidos por análise de autovalores como imperfeições iniciais. No entanto, há pouca

conexão desses modelos com a realidade de campo em tanques reais, especialmente tratando-se de estruturas com danos macroscópicos, tais como deformações ou imperfeições estruturais. Por isso, a utilização de técnicas de inspeção dimensional deve ser considerada para incluir imperfeições em modelos estruturais para análise de flambagem.

Nesse contexto, esta tese de doutorado busca contribuir nas lacunas encontradas na literatura, investigando o comportamento estrutural estático e dinâmico de tanques, levando em conta imperfeições e submetendo-os a cargas de vento não determinísticas obtidas por metodologia adequada e confiável. Além disso, busca-se avaliar a resistência mecânica de tanques através da determinação das cargas de colapso plástica da estrutura na presença de imperfeições, bem como apresenta metodologia para simulação do campo de tensões residuais a partir de dados de inspeção dimensional por escaneamento a laser. A pesquisa pretende preencher lacunas na literatura e fornecer resultados mais realistas e aplicáveis a casos práticos de tanques de armazenamento em condições reais, através do desenvolvimento de uma metodologia de análise de engenharia, exemplificado no fluxograma da Figura 8.

A metodologia divide-se em três blocos principais que serão abordados ao longo do texto, a saber:

- Etapa de construção do modelo numérico: compreende as atividades de testes experimentais de campo realizados sobre estrutura do tanque pela técnica de escaneamento a laser; processamento de resultados para contabilizar na modelagem numérica; modelagem numérica do tanque sem deformações pelo MEF e calibração da geometria.
- Etapa de análise estrutural do modelo do tanque deformado: compreende diversas análises estruturais estáticas, modais e dinâmicas para verificação dos critérios de colapso plástico, falha local e flambagem, bem como para estimativa do campo de tensões residuais.
- Etapa de geração de carregamentos de vento não-determinístico: compreende a geração de cargas de vento não-determinísticas através do MRE utilizados para as análises dinâmicas.

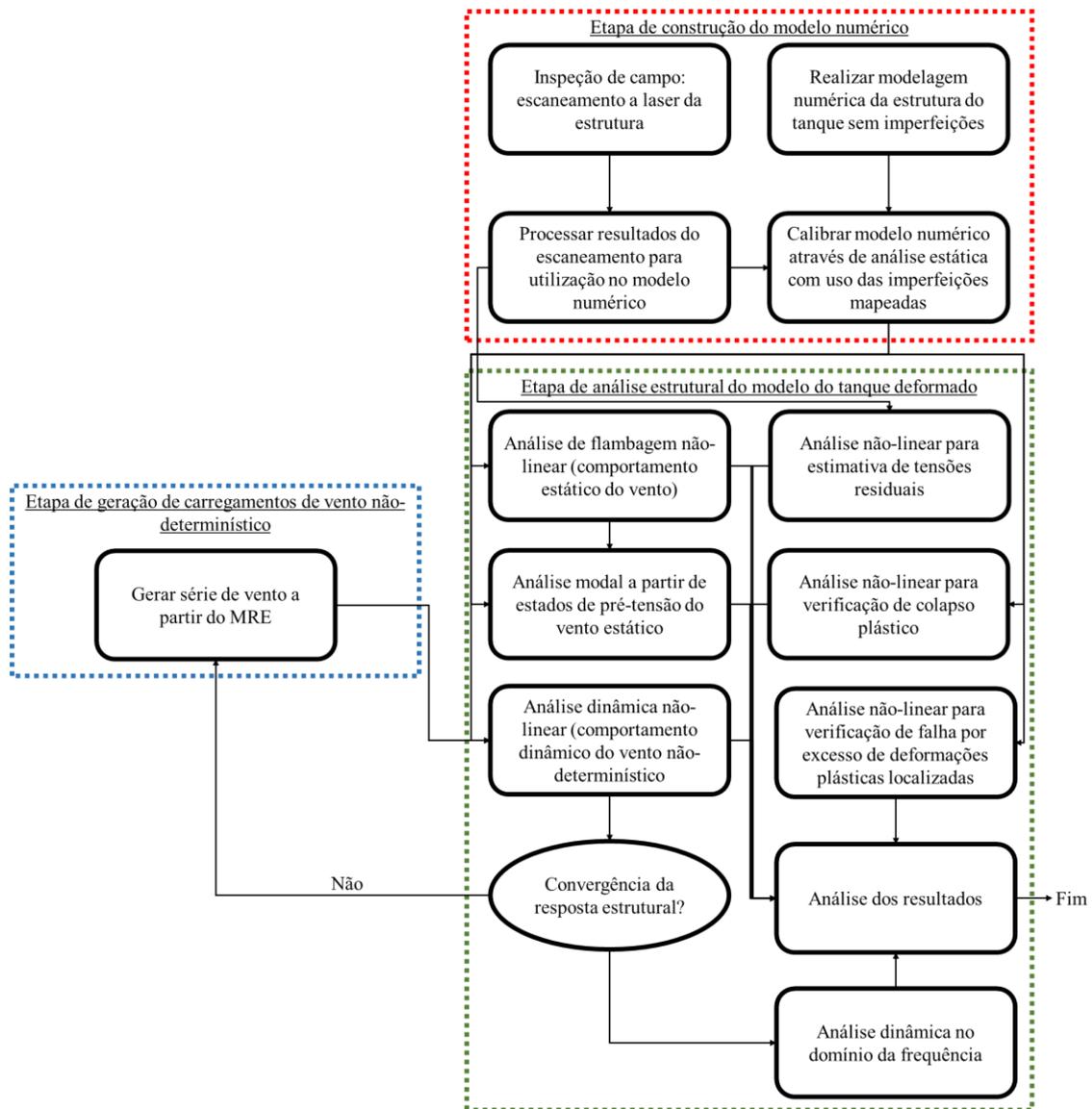


Figura 8 – Fluxograma da metodologia de análise proposta por esse trabalho

2. TANQUES DE ARMAZENAMENTO

2.1 Considerações iniciais

O presente capítulo destina-se a apresentar as principais características e componentes de tanques de armazenamento, códigos e normas de interesse, bem como familiarizar o leitor com a nomenclatura técnica adequada sobre o tema.

2.2 Principais tipos de tanques de armazenamento e seus componentes

O conceito de *Tanque de Armazenamento* é amplo e pode ser utilizado para descrever vários tipos de tanques e componentes. No entanto, neste contexto específico, são tratados os tanques projetados para o armazenamento de petróleo, seus derivados, biocombustíveis e outros produtos comuns na indústria de óleo e gás. Esses tanques de armazenamento, referidos a partir daqui simplesmente como *Tanques*, apresentam uma configuração cilíndrica vertical e são fabricados com chapas de aço conformadas e unidas através de soldagem, sendo posicionados diretamente sobre o solo, podendo ou não serem ancorados nesse último.

De forma simples, os tanques podem ser divididos em três partes distintas: o fundo, o costado e o teto (Figura 9). Esses termos são autoexplicativos, mas é importante fornecer uma explicação mais detalhada de cada um deles.

- **Fundo:** refere-se à parte inferior do tanque, que repousa diretamente sobre a base e sela o tanque na sua extremidade mais baixa.
- **Costado:** é a superfície cilíndrica lateral do tanque, composta por anéis de diferentes espessuras. Nas regiões próximas ao fundo, os anéis têm uma espessura maior, enquanto à medida que se movem para cima em direção ao topo do tanque, as espessuras dos anéis diminuem.
- **Teto:** é um componente que pode ou não estar presente no tanque, e é responsável por fechar sua parte superior.

Além das partes principais, como o teto, fundo e costado, o tanque em questão incorpora uma série de sistemas e acessórios essenciais, tais como sistemas de selagem; alívio; combate a incêndio; aquecimento/refrigeração; isolamento térmico; proteção contra descargas atmosféricas; proteção contra formação de borra; entre outros.

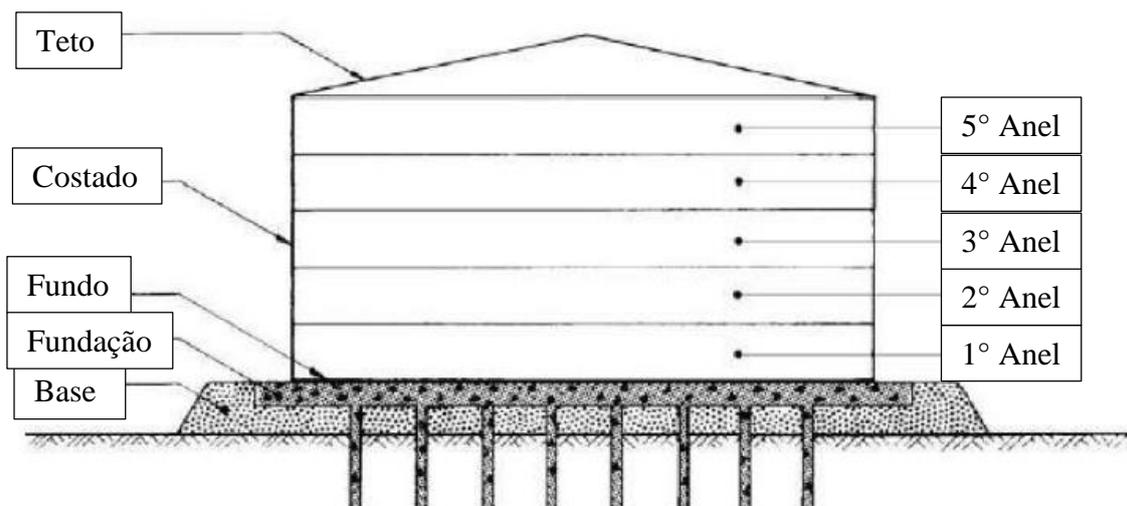


Figura 9 - Esquema de um Tanque de Armazenamento

Existem diversos tipos de tanques, com destaque para os tanques atmosféricos e os tanques de baixa pressão. A principal diferença entre esses últimos está na pressão máxima interna que podem suportar. Os tanques atmosféricos têm sua pressão máxima interna limitada pelo peso das chapas do teto e não podem exceder 362,97 Pa enquanto os tanques de baixa pressão têm uma limitação de 205,47 kPa. Conforme descrito por Zorzo [89], os tanques atmosféricos são aqueles onde o produto armazenado não produz gases que aumentem a pressão interna. Nesses tanques, a única pressão gerada é a resultante da coluna de líquido armazenado. Quando as pressões internas excedem os valores estipulados para os tanques de baixa pressão, é necessário projetá-lo como um vaso de pressão para garantir sua integridade e segurança.

A maioria dos produtos na indústria de óleo e gás é armazenada em tanques atmosféricos devido às suas características específicas. Existem várias normas amplamente reconhecidas para o projeto, construção e montagem desses tanques, incluindo:

- **API STD 650** [26]: Esta norma é amplamente reconhecida internacionalmente e estabelece os requisitos para tanques de armazenamento atmosféricos, abordando vários aspectos do projeto, fabricação e instalação.
- **BS EN 14015** [90]: Uma norma britânica que também define diretrizes para a concepção e construção de tanques atmosféricos, alinhando-se com padrões internacionais.

- **ABNT NBR 17505-2** [91]: No Brasil, a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) estabeleceu esta norma para orientar a fabricação de tanques de armazenamento atmosféricos, garantindo a conformidade com os padrões internacionais.

Os requisitos para tanques atmosféricos são geralmente menos rigorosos em comparação com os tanques de baixa pressão, devido ao menor nível de pressão interna. Essa diferença de pressão influencia diretamente os critérios de projeto e construção desses tanques.

A Norma Petrobras N-0270 [92] fornece recomendações específicas sobre o tipo de tanque a ser utilizado, com base no produto a ser armazenado. Isso ajuda a garantir a segurança e a adequação do tanque para o armazenamento de produtos específicos na indústria de óleo e gás.

2.3 Tanques de armazenamento atmosféricos

O código API STD 650 [26] fornece orientações detalhadas para o projeto, construção e montagem de tanques de armazenamento atmosféricos. Em sua maioria, esses tanques são construídos com chapas de aço ao carbono, conforme especificado pelo código. O aço ASTM A283 grau C [93] é um dos materiais comumente utilizados na fabricação desses tanques, sendo empregado para a conformação e soldagem das partes que compõem o tanque, incluindo o costado, o fundo e o teto. É importante destacar que, nos dias de hoje, é cada vez mais comum o uso de aços inoxidáveis austeníticos na fabricação dos tetos fixos dos tanques atmosféricos. Esses materiais apresentam excelentes propriedades de resistência à corrosão, o que é especialmente importante quando se armazenam produtos químicos ou substâncias corrosivas.

O projeto de um tanque de armazenamento, conforme definido pelo API STD 650 [26], é dividido em seus componentes básicos, que incluem o fundo, o costado e o teto. Cada uma dessas partes desempenha um papel fundamental na estrutura e funcionalidade do tanque, e a norma fornece diretrizes detalhadas para garantir que o projeto atenda a padrões rigorosos de segurança e desempenho.

O fundo é construído com chapas de aço e, para garantir um adequado escoamento e drenagem de líquidos, é prevista uma inclinação ou declividade. Essa inclinação é determinada com base no tipo de produto que será armazenado no tanque. Em geral, a maioria dos produtos é armazenada em tanques com uma inclinação que direciona o

líquido do centro para a periferia. Essa configuração é eficaz para evitar o acúmulo de água no interior do tanque e facilitar a drenagem.

No entanto, produtos de alta qualidade e pureza, como óleo diesel, querosene e gasolina de aviação, exigem uma abordagem diferente. Para esses produtos, é utilizada uma "declividade invertida", na qual o fundo do tanque é inclinado da periferia para o centro. Isso ajuda a minimizar a contaminação por água, garantindo que qualquer líquido indesejado seja direcionado para o centro do fundo, onde pode ser mais facilmente removido.

A Norma Petrobras N-0270 [92], no entanto, prevê a utilização de fundo plano (sem declividade) em determinadas situações, dependendo das especificações do projeto e das necessidades do produto armazenado. Essas decisões sobre a inclinação do fundo são críticas para garantir a integridade e a qualidade dos produtos armazenados nos tanques.

Conforme estabelecido na Norma Petrobras N-0270 [92], o contorno do fundo de um tanque pode ser configurado de duas maneiras diferentes:

- **Chapas Anulares:** Isso significa que o fundo do tanque é composto por chapas dispostas em formato de anéis concêntricos, conforme representado na Figura 10.
- **Chapas Recortadas:** Nesse caso, o fundo do tanque é formado por chapas recortadas, seguindo um padrão específico, como ilustrado na Figura 11.

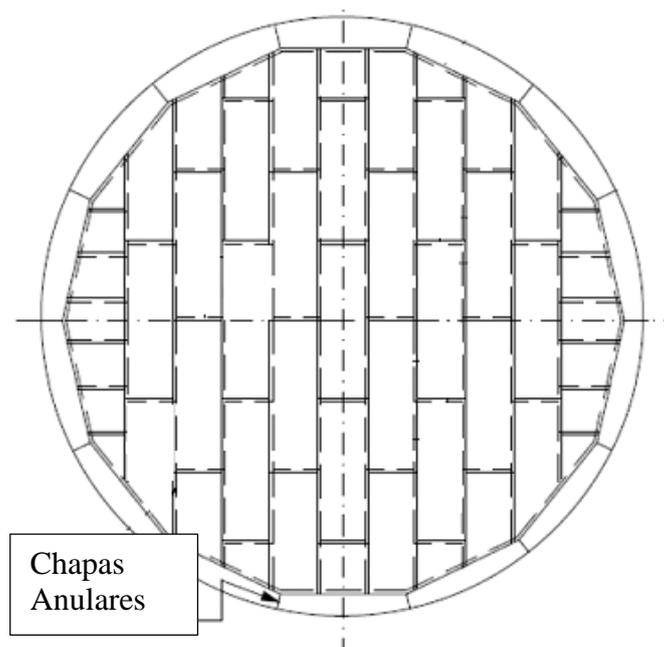


Figura 10 - Fundo com chapas anulares.

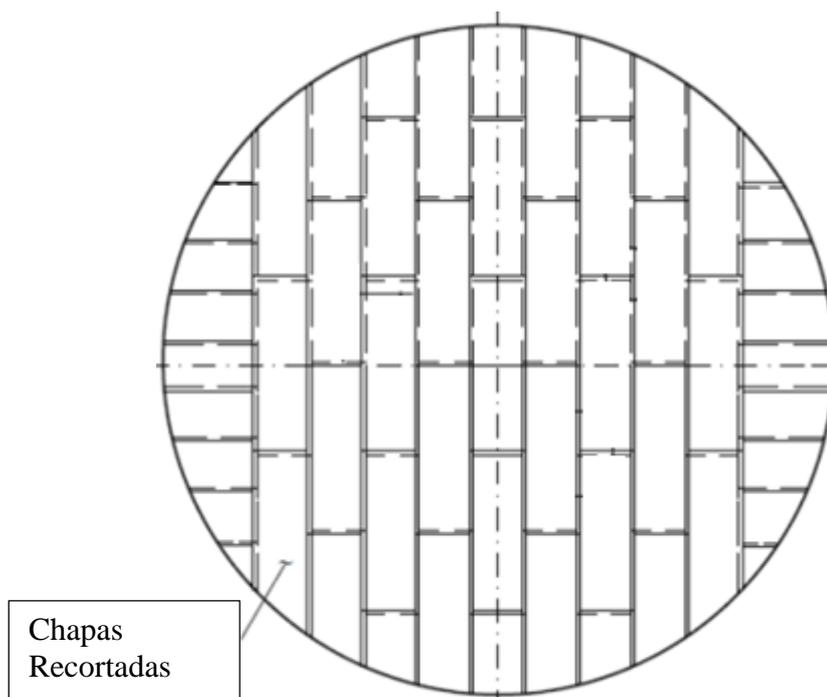


Figura 11 - Fundo com chapas recortadas.

Além disso, é importante observar que a espessura mínima das chapas que compõem o fundo do tanque deve atender a um valor mínimo de 6,30 milímetros. Esses critérios de projeto garantem a robustez e a integridade do fundo do tanque, de acordo com os padrões especificados na norma [26].

O projeto do costado de um tanque, em geral, envolve a determinação da espessura das chapas em cada um dos anéis que compõem o tanque. Para realizar esse cálculo, o API STD 650 [26] oferece várias metodologias, sendo duas delas destacadas:

- **Método do Ponto Fixo:** Este método envolve o cálculo da espessura mínima necessária em um ponto localizado a 0,3 metros acima da parte inferior de cada anel do costado. No entanto, é importante observar que o método do ponto fixo não é apropriado para tanques com diâmetros superiores a 61 metros. Ele é uma abordagem mais conservadora e geralmente resulta em espessuras maiores das chapas, o que pode aumentar o peso do tanque.

- **Método do Ponto Variável:** Este método oferece uma abordagem mais flexível, permitindo o dimensionamento das espessuras das chapas com valores reduzidos, o que conseqüentemente reduz o peso total do tanque. Em comparação com o método do ponto fixo, o método do ponto variável é mais adequado para tanques de maior diâmetro.

A Norma Petrobras N-0270 [92] estabelece que, se o cálculo da espessura pelo método do ponto fixo resultar em um valor maior do que 13mm, o método do ponto variável deve ser utilizado. Isso proporciona uma otimização no projeto do costado, garantindo que o tanque seja construído de forma eficiente, com base nas necessidades específicas do projeto e das condições operacionais.

O teto é um componente que pode ou não estar presente no tanque de armazenamento, dependendo das necessidades específicas e das propriedades do líquido que será armazenado.

- **Teto Fixo:** Quando um tanque possui um teto, este é chamado de "Teto Fixo". O Teto Fixo é um componente estático e permanece na posição superior do tanque, fechando o seu conteúdo.

- **Teto Flutuante:** Em contraste, quando um tanque não possui um teto permanente, é comum utilizar uma estrutura flutuante sobre o líquido armazenado, que é chamada de "Teto Flutuante". O Teto Flutuante se move para cima e para baixo com o nível do líquido armazenado, mantendo a superfície do líquido coberta. Isso é particularmente útil para minimizar a evaporação, reduzir a exposição ao ar e prevenir a contaminação.

- **Sem Teto:** Existem também tanques que não possuem teto permanente ou flutuante, e sua superfície livre do líquido armazenado permanece completamente aberta ao meio ambiente. Essa configuração é comum em tanques de armazenamento de fluidos que não apresentam risco de explosão, como água. Esses tanques são abertos na parte superior, sem a necessidade de cobertura.

A escolha entre essas configurações depende das características do produto armazenado, dos requisitos de segurança, das considerações ambientais e operacionais específicas do projeto. Cada configuração tem suas vantagens e desvantagens e é selecionada com base nas necessidades do aplicativo em questão.

Os tanques de teto fixo apresentam várias configurações de estrutura de teto, sendo as mais comuns os tetos cônicos e geodésico, conforme representados na Figura 12 e na Figura 13, respectivamente.

Os tetos cônicos são amplamente utilizados e representam a configuração mais comum entre os tetos fixos de tanques. De acordo com a norma N-270, é recomendado

que todo teto fixo seja cônico. Esses tetos cônicos devem apresentar uma declividade dentro dos limites de 1:16 a 1:6.

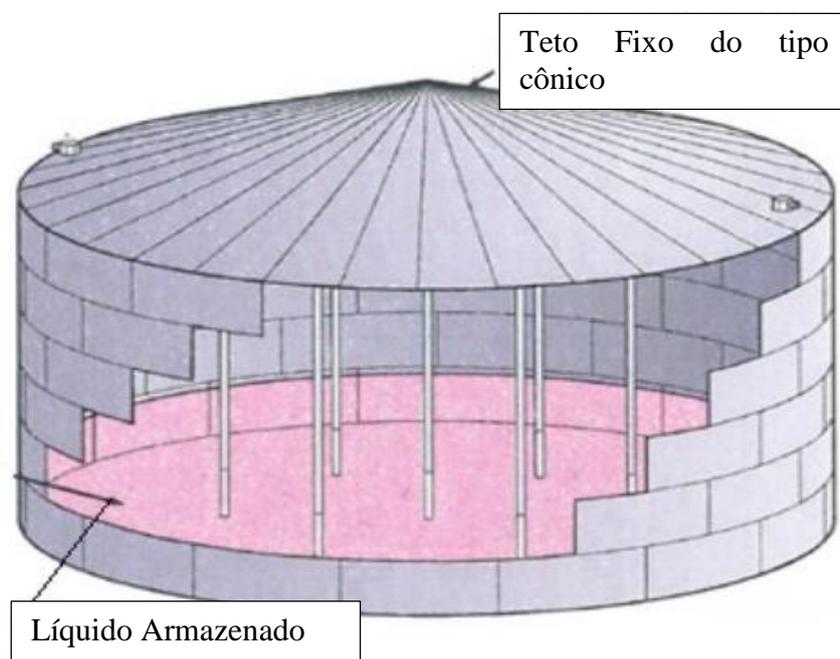


Figura 12 - Tanque de teto fixo cônico

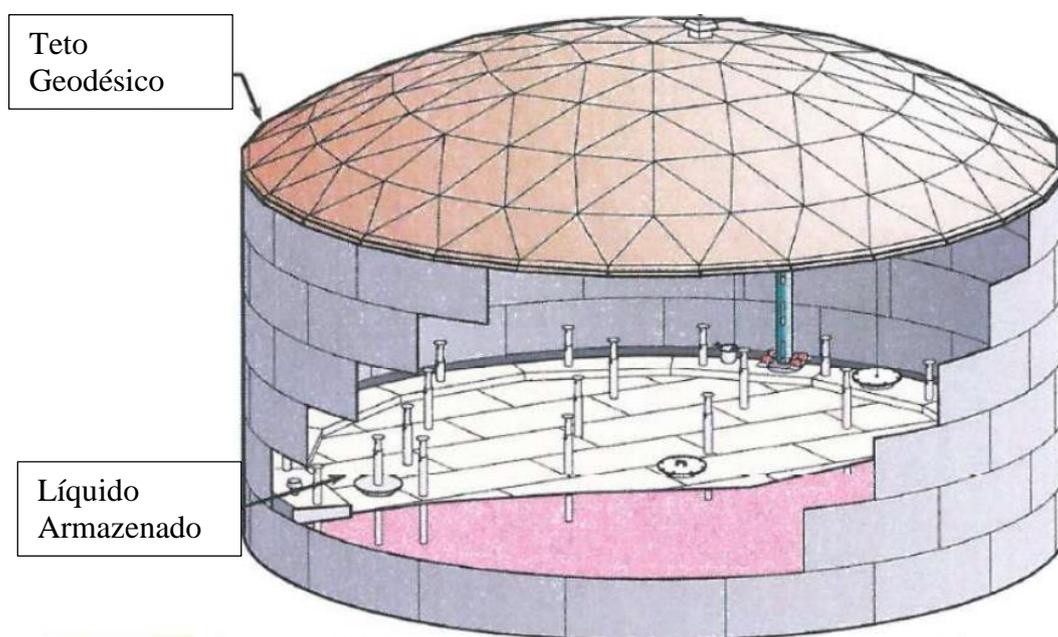


Figura 13 - Tanque de teto geodésico

Além disso, de acordo com a norma, os tetos fixos devem ser fabricados com aço ao carbono, como ASTM A1011 Gr. 33, A283 Gr. C ou A-36, e as chapas devem ter uma espessura mínima de 4,75 mm e uma largura mínima de 1500 mm. Em circunstâncias especiais e após análise técnico-econômica, é permitido o uso de chapas de aço inoxidável

com espessura mínima de 4 mm. Para espessuras de chapa de aço inoxidável de 3 mm, é necessário que seja instalado um sistema de proteção contra descargas atmosféricas (SPDA) projetado para as condições locais.

Essas especificações garantem a integridade e a segurança dos tetos fixos dos tanques de armazenamento, levando em consideração diversos fatores, como a resistência do material, a configuração do teto e as condições ambientais.

A presença de vapor formado à medida que o nível do líquido no interior dos tanques de armazenamento diminui é um desafio significativo. Esses vapores precisam ser expelidos para a atmosfera por meio do sistema de alívio dos tanques, mas com o tempo, as perdas de produto devido à vaporização podem se tornar consideráveis. Uma solução para reduzir essas perdas é a utilização da configuração de teto flutuante (Figura 14). Os tetos flutuantes podem assumir várias configurações, incluindo:

- **Tipo Pontão ("Pontoon"):** É uma configuração em que um flutuante externo se apoia sobre a superfície livre do líquido, evitando a formação de espaço de vapor (Figura 15).
- **Pontão com Flutuante Central:** Uma variação do tipo pontão com um flutuante central adicional (Figura 16).
- **Pontão Reforçado:** Um pontão com reforço estrutural (Figura 17).
- **Flutuante Duplo ("Double Deck"):** Consiste em dois níveis de flutuantes, criando uma barreira adicional contra a formação de espaço de vapor (Figura 18).
- **Tipo Bouyroof:** Um design que permite flutuar e cobrir a superfície do líquido (Figura 19).

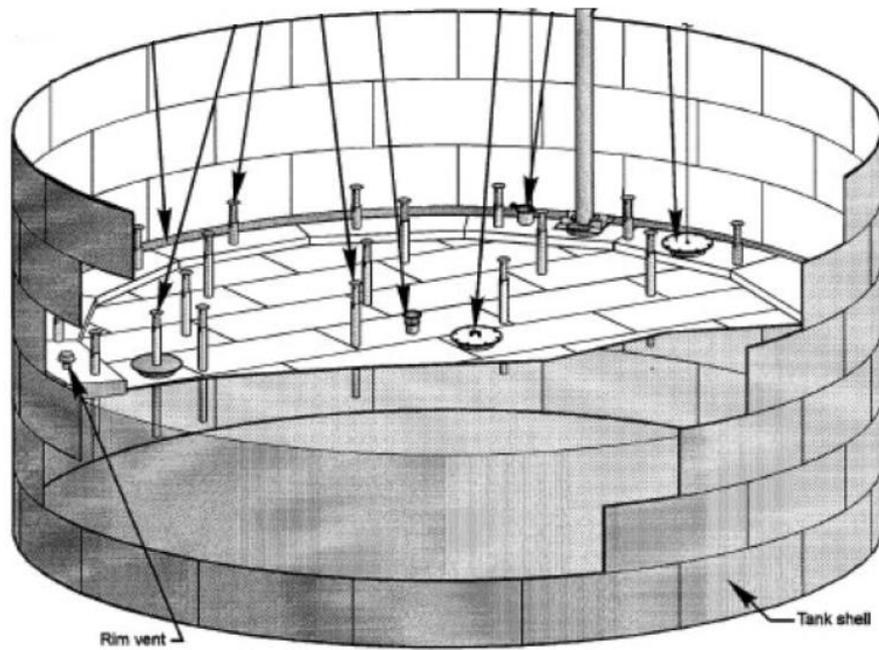


Figura 14 - Teto flutuante

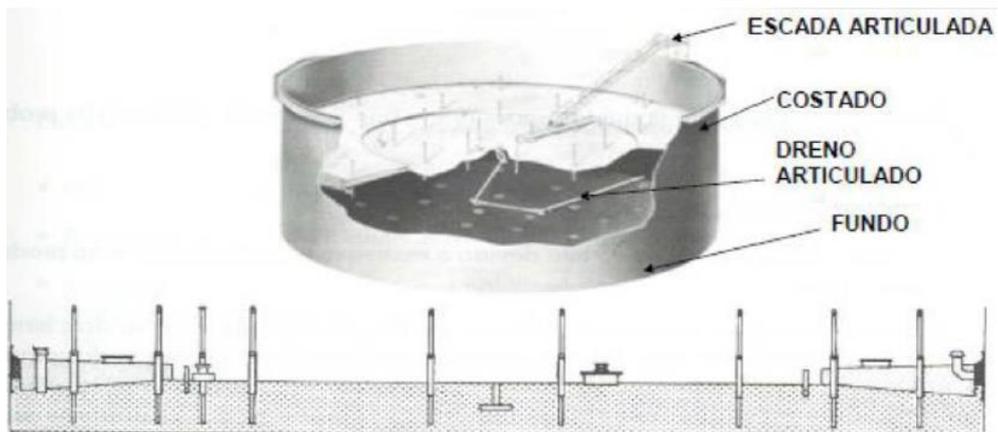


Figura 15 - Teto flutuante tipo pontão

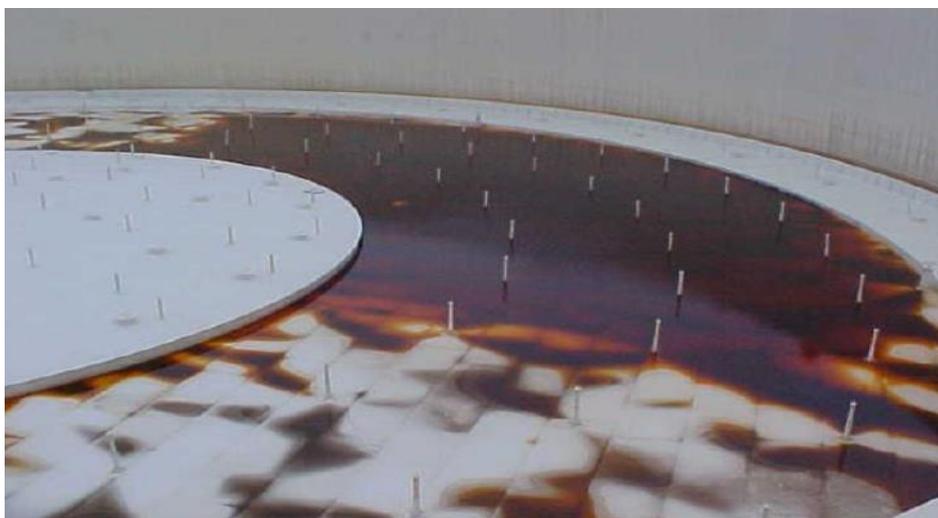


Figura 16 - Teto flutuante tipo pontão com flutuante central

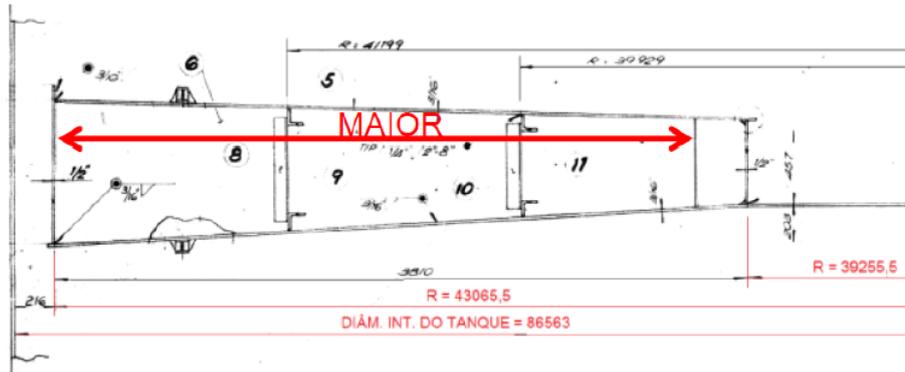


Figura 17 - Teto flutuante tipo pontão reforçado

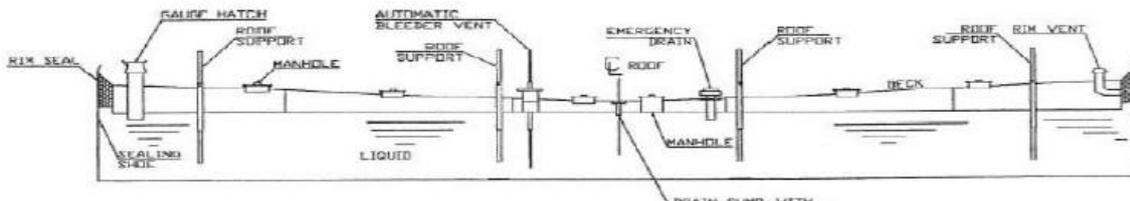
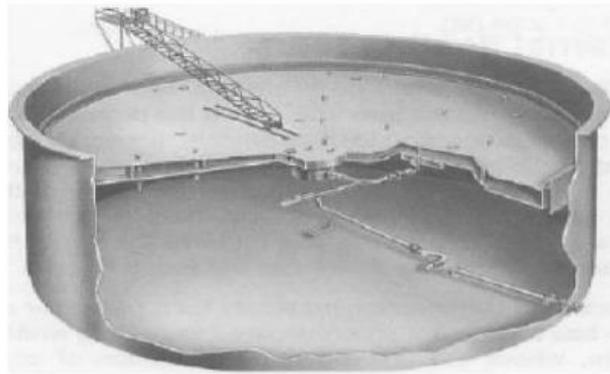


Figura 18 - Teto flutuante duplo ("double deck")

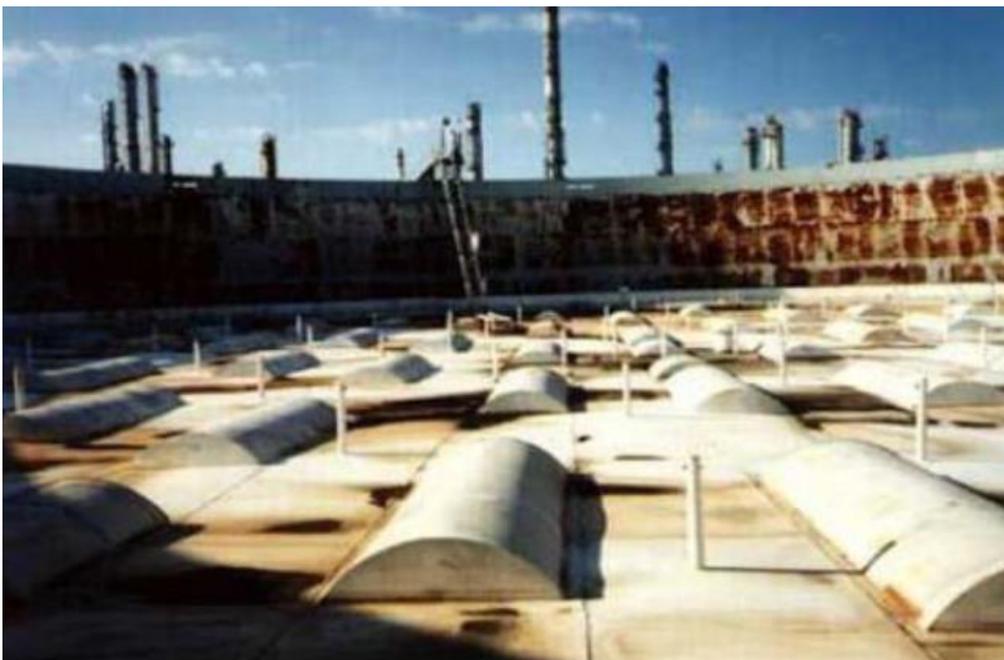


Figura 19 - Teto flutuante tipo *buoyroof*

A Norma Petrobras N-270 [92] recomenda que os tetos flutuantes sejam do tipo duplo ou pontão, com uma declividade mínima para o centro de 1:64, para garantir uma boa drenagem. Esses tetos flutuantes devem ser construídos com aço ao carbono, como ASTM A1011 Gr. 33, A283 Gr. C ou A-36, com chapas de espessura mínima de 4,75 mm e largura mínima de 1500 mm.

Outra configuração comumente empregada é o "teto fixo com flutuante interno" (Figura 20), onde um teto fixo é instalado no tanque, e um flutuante interno é posicionado sobre o líquido com o objetivo de reduzir o espaço de vapor. O flutuante interno pode ser construído em aço ao carbono, ligas de alumínio ou aço inoxidável.

Para permitir que o teto flutuante se mova conforme o nível do produto no tanque, é essencial que a interface entre o teto flutuante e as chapas do costado seja selada adequadamente. A norma recomenda o uso do selo PW, que é um selo desenvolvido e patentado pela Petrobras, conhecido por sua facilidade de instalação, menor desgaste na pintura interna do costado, manutenção mais fácil e custo reduzido em comparação com outros sistemas de selagem.

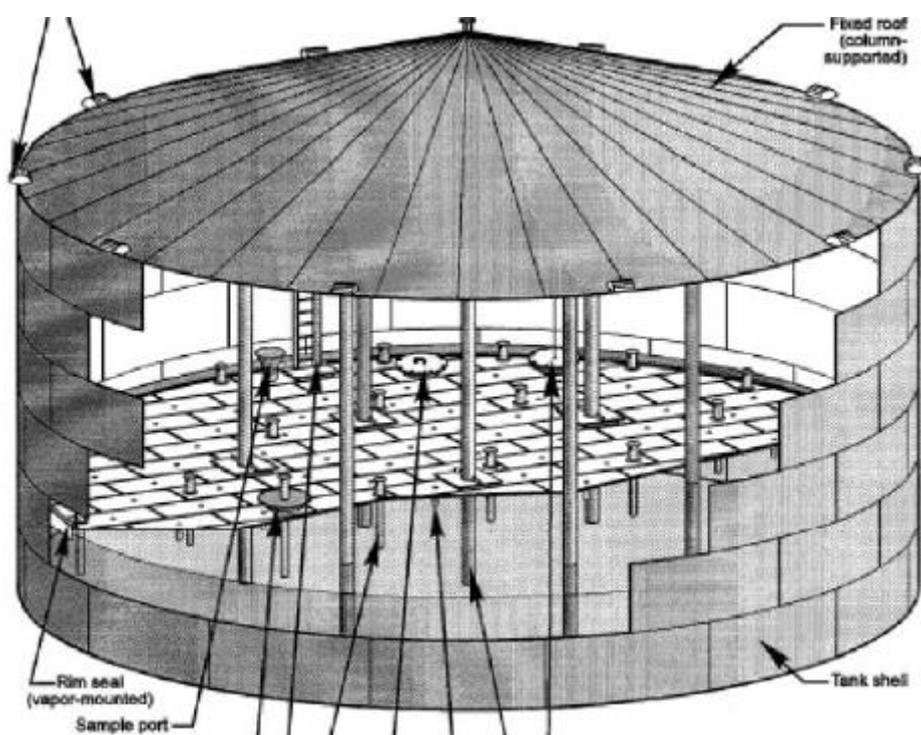


Figura 20 - Teto flutuante interno

Em relação às bases e fundações dos tanques de armazenamento, a Norma Petrobras N-270 [92] prevê três tipos de bases:

- **Base com Anel Periférico de Concreto:** Uma base que inclui um anel de concreto em torno do perímetro do tanque.
- **Laje Integral de Concreto Armado:** Uma laje de concreto que cobre toda a área sob o tanque.
- **Aterro Compactado:** Um aterro compacto onde o tanque é instalado.

O tipo de base e fundação deve ser projetado de modo a garantir que o recalque absoluto e diferencial atenda aos limites máximos aceitáveis para o tanque. Esses limites são definidos com base no diâmetro nominal do tanque e em sua declividade para o centro, levando em consideração fatores de segurança e estabilidade.

2.4 Integridade e mecanismos de dano em tanques de armazenamento

Durante o ciclo de vida de um tanque de armazenamento, vários mecanismos de dano podem afetar a integridade do tanque ao longo do tempo. Para gerenciar adequadamente o ativo e garantir sua operação segura, é essencial realizar atividades de inspeção periodicamente. O código API STD 653 [94] é amplamente reconhecido internacionalmente e estabelece requisitos detalhados para a inspeção e manutenção de tanques de armazenamento.

Conforme definido pelo API STD 653 [94], quando os resultados de uma inspeção indicam que houve alguma alteração em relação à condição física original do tanque, é necessária uma avaliação para determinar se sua operação ainda é segura e adequada. Essa avaliação leva em consideração vários requisitos e parâmetros relacionados ao teto, costado, fundo e fundação do tanque de armazenamento. Alguns dos fatores a serem considerados incluem: corrosão interna e externa; tensões atuantes e admissíveis; propriedades do produto armazenado; problemas de fundação; distorções existentes na estrutura; etc. A inspeção periódica e a avaliação desses fatores são fundamentais para garantir a segurança e a integridade de tanques ao longo de sua vida útil. Com base nas descobertas da inspeção, medidas adequadas de manutenção ou reparo podem ser implementadas para garantir que o tanque continue a operar de maneira segura e eficiente.

O costado deve ser avaliado para defeitos e danos existentes que possam afetar sua integridade estrutural, de forma a determinar se a operação do tanque nas condições atuais é adequada. A avaliação do costado deve considerar todas as cargas e suas combinações previstas no projeto, tais como pressão hidrostática, cargas de vento, sísmicas, recalques, peso próprio, etc.

Distorções ou outras imperfeições no costado incluem falta de circularidade e ovalizações, áreas flambadas, regiões planas, áreas com remoção de material, regiões de deformações embicadas e flexionadas em juntas soldadas, entre outras. Tais distorções podem ser causadas por diversas condições diferentes, tais como recalques na fundação, sobrepressão e subpressão, ventos, defeitos de fabricação ou reparo, etc. Tais distorções devem ser avaliadas individualmente para determinar se as condições específicas são aceitáveis para a continuidade operacional do tanque ou a extensão dos reparos a serem executados.

2.5 Considerações finais

O presente capítulo elencou os principais tipos de tanques de armazenamento, seus componentes característicos, sistemas e acessórios, bem como os principais códigos de projetos, construção e montagem. Além disso, foram discutidos aspectos sobre a integridade mecânica e as principais normas e práticas recomendadas para o gerenciamento da integridade desses ativos, com objetivo de familiarizar o leitor sobre o tema “tanques de armazenamento”, principalmente quanto à nomenclatura utilizada.

3. TANQUE DE ARMAZENAMENTO INVESTIGADO

3.1 Considerações iniciais

O presente capítulo destina-se a introduzir o tanque de armazenamento investigado por esse trabalho de pesquisa, apresentando detalhes construtivos, bem como discutindo sobre a presença das deformações em seu costado. Além disso, é apresentado um primeiro diagnóstico das deformações do costado frente a um levantamento topográfico que foi realizado de forma preliminar.

3.2 Apresentação do sistema estrutural

O tanque de armazenamento objeto de estudo deste trabalho é apresentado na Figura 21 e na Figura 22. Trata-se de um tanque construído em 1982, localizado em um terminal portuário na cidade de Santos/SP. O tanque é destinado ao armazenamento de óleo Diesel, porém seu projeto permite o armazenamento de outros derivados de petróleo, água, etc. Quanto às suas dimensões, a Tabela 1 reúne informações quanto ao diâmetro, altura e espessuras das chapas do costado (numeradas no sentido de baixo para cima) e um maior detalhamento dessas dimensões é apresentado na Figura 23, que apresenta uma planta baixa do costado do tanque, e na Figura 24, na qual uma vista lateral do tanque detalha as espessuras das chapas do costado.

Além disso, o tanque dispõe de um teto fixo apoiado sobre suas chapas de costado, com ligação através de uma solda frágil. Esse conceito de solda permite que o tanque tenha a pressão interna limitada ao valor da pressão atmosférica e, uma vez excedida, o teto suspende aliviando a pressão em caso de problemas no sistema de alívio.

Tabela 1 – Dimensões do tanque

Dimensão	Valor
Diâmetro (D)	43,428 m
Altura (h)	14,66 m
Espessura – 1° Anel (t_{h1})	20,51 mm
Espessura – 2° Anel (t_{h2})	15,88 mm
Espessura – 3° Anel (t_{h3})	15,88 mm
Espessura – 4° Anel (t_{h4})	9,52 mm
Espessura – 5° Anel (t_{h5})	7,93 mm
Espessura – 6° Anel (t_{h6})	7,28 mm

O costado do tanque possui chapas com espessuras variáveis, conforme a Tabela 1, e é unido às chapas do fundo por solda de topo de alta resistência. Por sua vez, o fundo do tanque apoia-se sobre uma laje de concreto estaqueada sem ancoragem das chapas à base. Toda a construção da estrutura do tanque é feita em chapas de aço ao carbono ASTM A283 Gr. C [93]. Importante destacar que não foram encontradas informações de projeto do tanque e as espessuras foram determinadas a partir de medição por técnica de ultrassom como parte do processo de gerenciamento de integridade do tanque, refletindo o desgaste ao longo dos anos de operação.



Figura 21 - Tanque investigado – vista frontal (Imagem do autor).



Figura 22 – Tanque investigado – vista traseira (Imagem do autor).

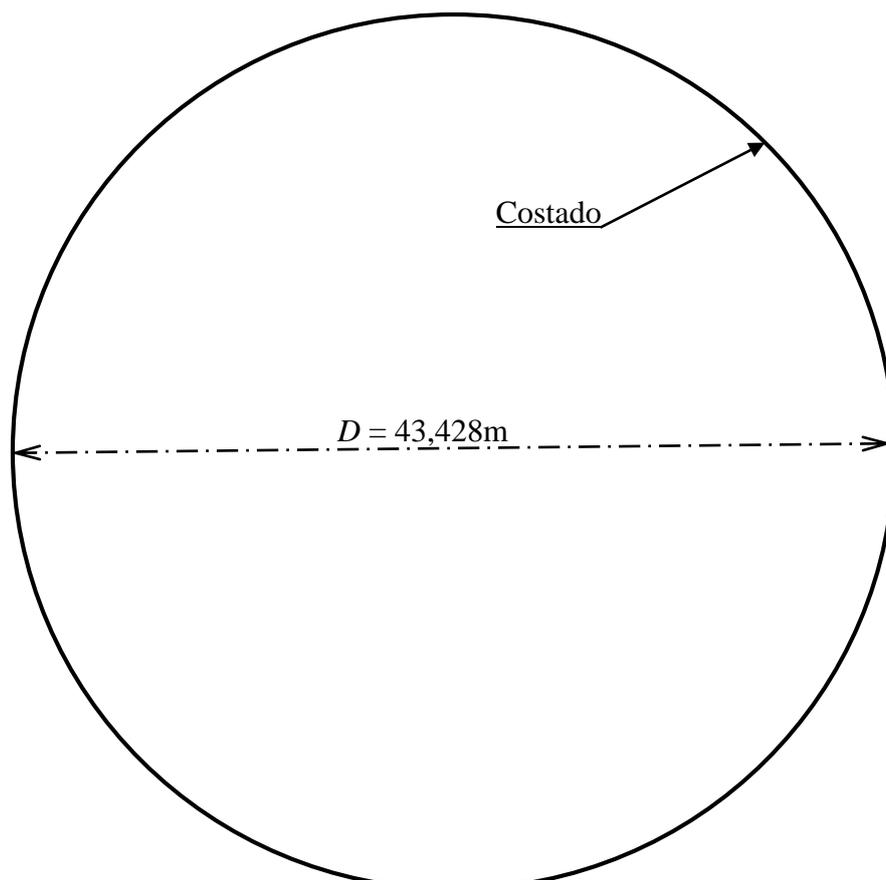


Figura 23 – Planta baixa do costado do tanque (Imagem do autor).

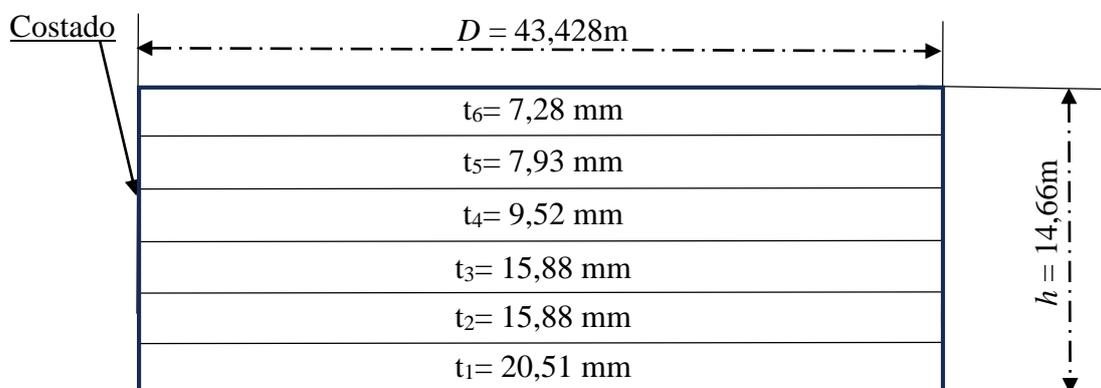


Figura 24 – Vista lateral do costado (Imagem do autor).

3.3 Deformações no costado

Durante inspeção de rotina, foi constatado que ao longo de seus quase 40 anos de operação, o tanque acumulou danos em sua estrutura, cuja origem são desconhecidas por falta de registro em documentação adequada. Não se sabe ao certo se os danos presentes na estrutura são oriundos de vícios construtivos ou devido à operação e/ou manutenção inadequadas ao longo dos anos. Entretanto, como os danos se apresentam como deformações do perfil cilíndrico do costado, a causa mais provável é que estes sejam

provenientes do uso do tanque, como resultado da ação do vento e deficiências no sistema de alívio em equalizar pressões negativas no interior (vácuo). As deformações existentes no costado são visíveis a olho nu, como por exemplo, detalhado na Figura 25. Outro exemplo é apresentado na Figura 27 e na Figura 26, onde é possível observar com mais detalhes o desvio do perfil cilíndrico das chapas de costado.



Figura 25 - Detalhe das deformações no costado (Imagem do autor).

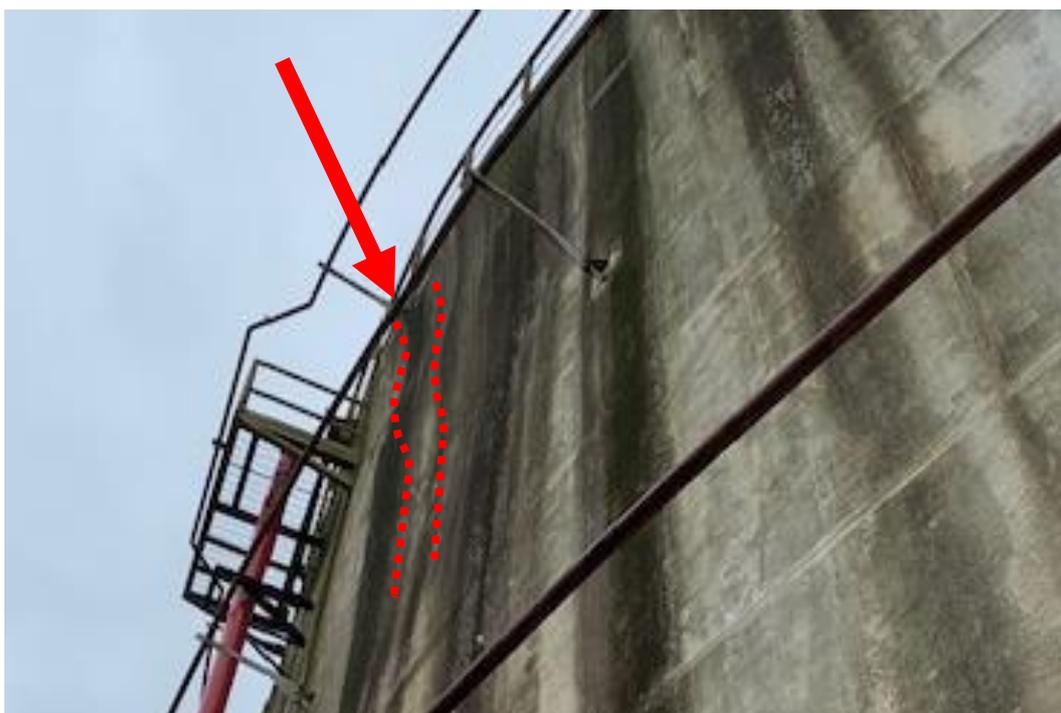


Figura 26- Detalhes das deformações no costado (Imagem do autor).

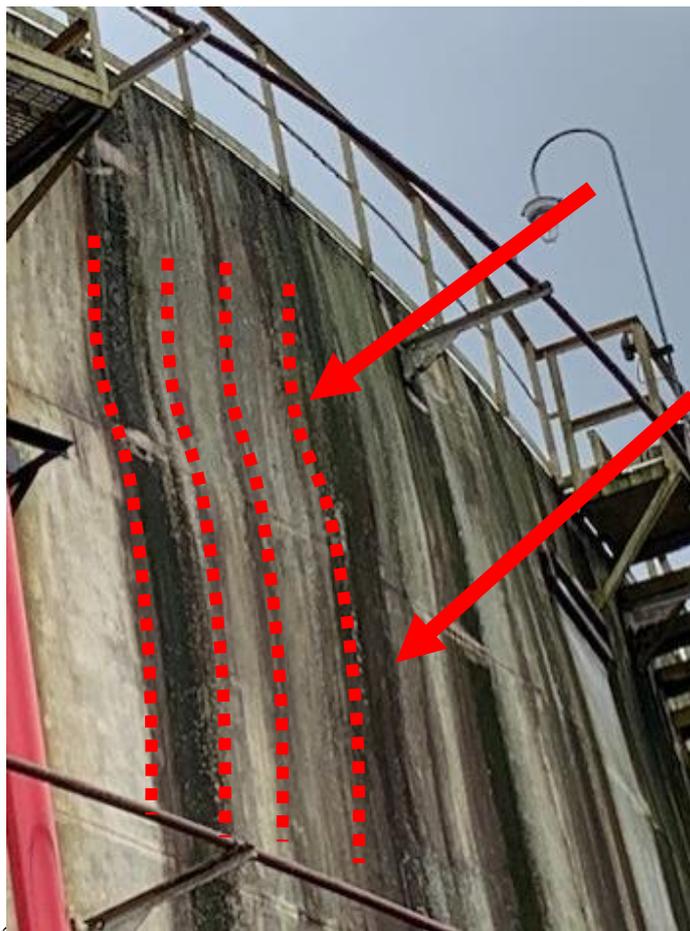


Figura 27 - Detalhes das deformações no costado (imagem do autor).

A presença de deformações em costados de tanques é prevista nos códigos de projeto. Entretanto, há uma limitação para essas deformações, conforme o código API STD 653 [94] em função das dimensões do tanque, cujos valores são apresentados na Tabela 2. Essa limitação é dada em função da distorção radial medida para o costado. A distorção radial é a diferença entre um raio medido e o raio de projeto, que no caso deste tanque tem valor de 21,714 m (diâmetro de 43,428 m). A Figura 28 ilustra de forma esquemática medições realizadas para avaliação das distorções radiais em tanques de armazenamento.

A medição das distorções pode ser realizada por diversas formas, tal como medições manuais, levantamento topográfico ou até mesmo por escaneamento a laser 3D. Uma prática comum na inspeção periódica de tanques é realizar levantamento topográfico a fim de detectar desvios de circularidade e avaliá-los à luz dos limites previstos na Tabela 2. Nesse sentido, após constatação visual das deformações, foi realizado levantamento topográfico do costado cujo resultado pode ser observado em maiores detalhes nos cortes dispostos da Figura A. 1 à Figura A. 10 no Apêndice A

Tabela 2 - Limite de tolerâncias radiais conforme API STD 653 [94]

Diâmetro do Tanque (m)	Tolerância Radial (mm)
< 12	±12,70
40 a 45	±19,05
45 a 76,2	±25,40
> 76,2	±31,75

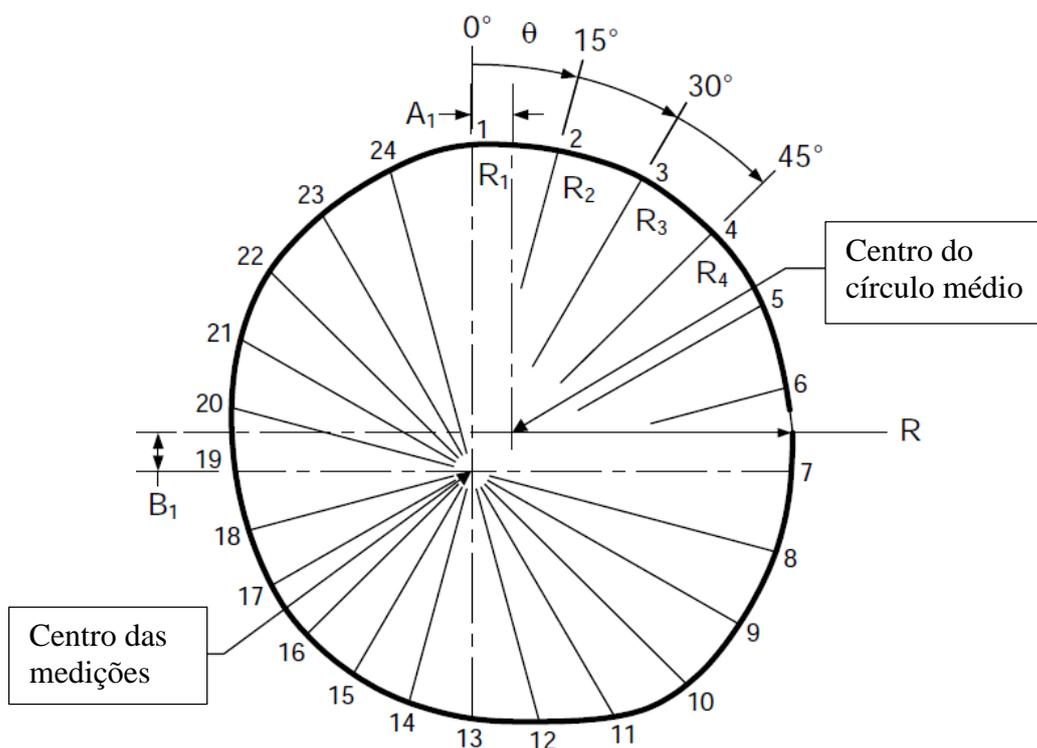


Figura 28 - Exemplo de distorções radiais [61]

Com base nos resultados do levantamento topográfico do costado, observa-se distorção radial máxima de cerca de -233mm, indicando uma depressão (deformação) para dentro do tanque. Evidentemente, tal deformação não atende ao limite máximo estabelecido pelo código API STD 653 [94]. Além dessa depressão, observa-se de forma generalizada outras deformações no costado que não atendem aos limites estabelecidos pela referida norma.

Em geral, tolerâncias dimensionais previstas em normas de projeto e construção são utilizadas como limite de validade para a formulação de cálculo utilizada no dimensionamento de estruturas previstos pelos códigos, uma vez que valores que excedem as tolerâncias podem ocasionar o aparecimento de efeitos de segunda ordem nas estruturas.

Dado o estado dos danos presentes e por se tratar de uma estrutura esbelta, o não atendimento aos critérios de tolerâncias dimensionais podem ocasionar a falhas da estrutura, sobretudo a instabilidade por flambagem. Nesse sentido, foi necessário avaliar os danos presentes e o seu efeito sobre a integridade estrutural do tanque. Para isso, foi necessário quantificar de forma mais acurada as deformações existentes no costado, empregando a técnica de escaneamento a laser 3D.

3.4 Considerações finais

O presente capítulo apresentou o sistema estrutural do tanque de armazenamento investigado, suas principais dimensões, bem como das deformações existentes em seu costado. Além disso, os valores das deformações foram previamente levantados por técnica de topografia, sendo identificado uma distorção radial máxima de 233 mm, no sentido para dentro do costado do tanque. Esse valor é superior ao limite de 19,05 mm estabelecido pelo código API STD 653 [94], o que requer uma avaliação de engenharia da estrutura do tanque para avaliar sua suscetibilidade a falhas, uma vez que sua configuração original de projeto não está sendo atendida.

4. MODELAGEM NUMÉRICA POR ELEMENTOS FINITOS

4.1 Considerações Iniciais

Com o objetivo de avaliar a estrutura do tanque na presença das deformações mapeadas pela etapa de escaneamento a laser 3D, foram elaborados modelos de EF. Toda modelagem foi realizada com emprego do software ANSYS v.18 [95] e os modelos foram utilizados como base para as análises estruturais estáticas e dinâmicas, contemplando não-linearidades geométricas, pela teoria dos grandes deslocamentos, e de material, englobando os efeitos de plasticidade. Assim, o presente capítulo destina-se a apresentar as premissas utilizadas para elaboração dos modelos estruturais, bem como toda a formulação matemática e hipóteses simplificadoras adotadas. A etapa da metodologia de análise proposta por esse trabalho na qual o conteúdo deste capítulo se insere é realçada na Figura 29.

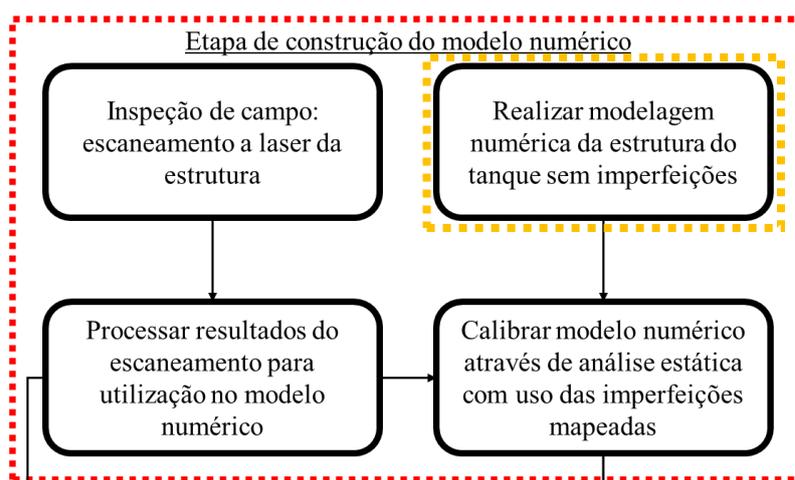


Figura 29 – Etapa da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.

4.2 Modelo estrutural

Tanques de armazenamento são estruturas de formato cilíndrico, construídos em chapas com espessuras muito menores que o seu diâmetro. Nesse aspecto, sua modelagem se baseia na teoria de cascas finas [96]. Dessa forma, para construção do modelo de EF representativo do tanque de armazenamento investigado, foram utilizados elementos de casca com funções de forma quadráticas, através do emprego de nós extras no centro de cada aresta do elemento. O elemento SHELL281, da biblioteca de elementos do ANSYS [95], foi selecionado para modelagem e a Figura 30 apresenta detalhe ilustrativo do elemento e a representação de seus nós (de I até P).

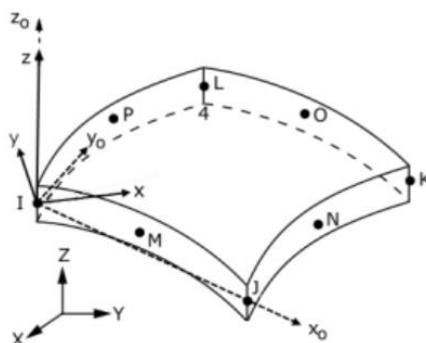


Figura 30 - Elemento de Casca Utilizado [95]

A malha de EF foi elaborada com base em técnicas de discretização espacial, para um grau de refinamento determinado a partir de análises de convergência de malha. A análise de convergência, cujo detalhamento está disponível na seção 4.2.1, indicou que um tamanho adequado de malha para o modelo é de elementos quadráticos de 300 mm de comprimento de aresta. O costado do tanque foi modelado com as espessuras das chapas em cada um dos anéis, representados na Figura 31 e disponíveis na Tabela 3.

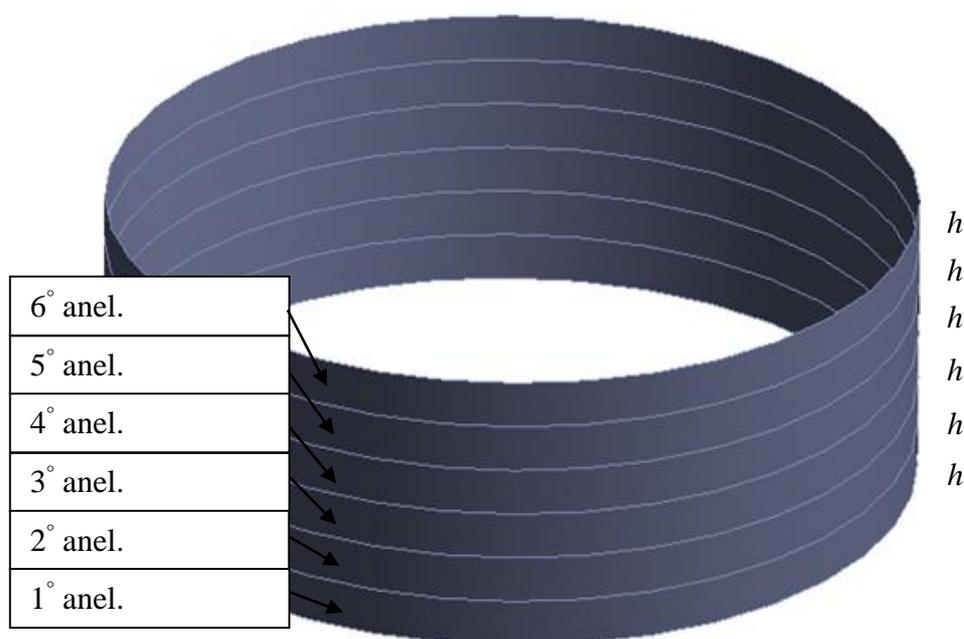


Figura 31 - Detalhamento dos Anéis de Costado

Tabela 3 - Espessuras de Anéis do Costado

Anel.	t_h (mm)
1°	20,51
2°	15,88
3°	15,88
4°	9,53
5°	7,94
6°	7,28

4.2.1 Convergência de malha

A fim de avaliar o grau de refinamento da malha, foi realizada uma análise de convergência da malha de EF do modelo do costado, utilizando um carregamento de pressão hidrostática e peso próprio para simular a condição de um tanque cheio de água, sendo verificados os valores máximos para a tensão Equivalente de Von Mises (σ_{eqv} em MPa), dada pela Equação (1), onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais em MPa.

$$\sigma_{eqv} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (1)$$

Os resultados da análise de convergência apontaram para a utilização de um tamanho de elemento de 300mm como adequado para as análises. A Figura 32 exibe a curva de convergência do modelo, mostrando como os resultados em termos das máximas tensões de Von Mises aproximam-se de valores estáveis à medida que o refinamento da malha progride, a partir do grau de refinamento 7. Consequentemente, o modelo de EF resultou em uma malha composta por 73217 nós e 45012 elementos, com 439302 graus de liberdade (Figura 33). Importante destacar que o grau de refinamento apresentado na Figura 32 está associado ao tamanho do elemento de forma com intervalos de 100mm. O grau 1 refere-se a um elemento de 900mm e o grau 9 refere-se a um elemento com 100mm.

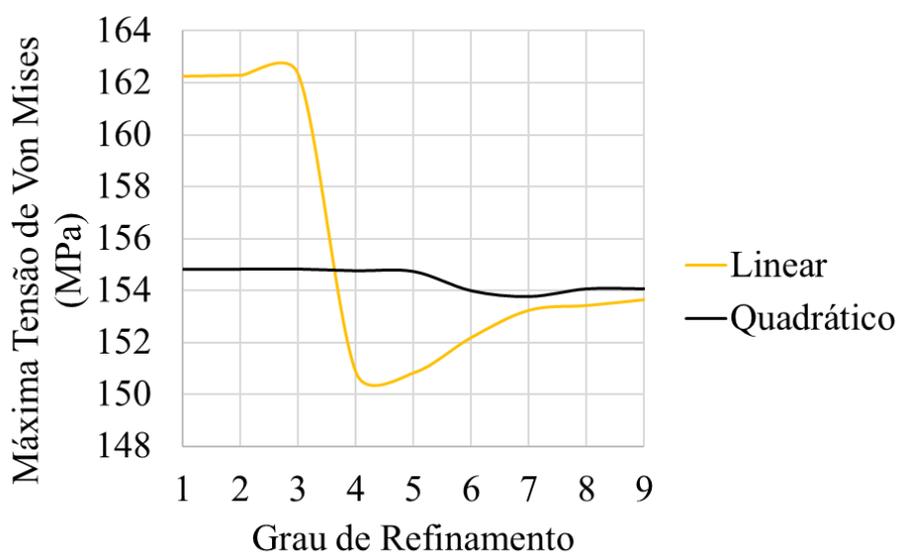


Figura 32 - Curva de Convergência de Malha

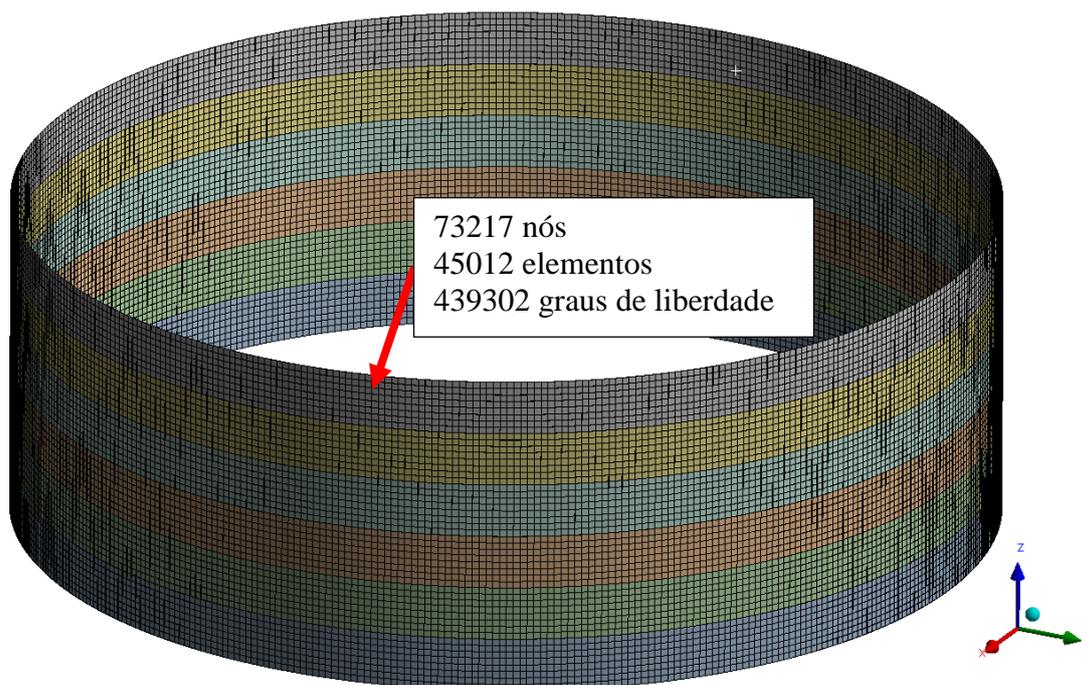


Figura 33 - Malha do modelo de EF

Para representar os elementos de casca, optou-se pelo uso de elementos quadráticos de 8 nós, cada um com seis graus de liberdade por nó (utilizando o elemento SHELL281 da biblioteca de elementos do ANSYS [95]), uma vez que pela análise de convergência este elemento indicou maiores valores de tensões de Von Mises para o grau de refinamento selecionado, em comparação com o elemento de formulação linear de 4 nós. Em adição à Figura 33, a Figura 34 apresenta um maior detalhamento da malha de EF.

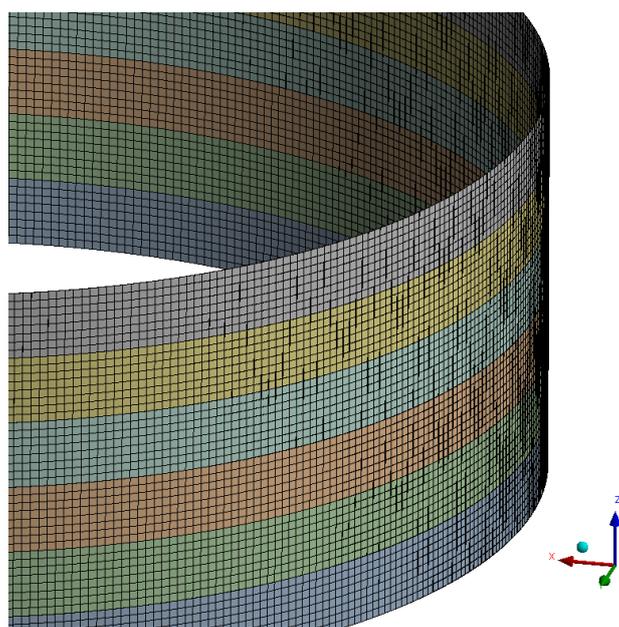


Figura 34 – Maior detalhamento da malha de EF

4.3 Não-linearidades: grandes deslocamentos

A formulação geral para análise estrutural pelo MEF é dada pela Equação (2), na qual são englobados os efeitos dinâmicos pela inclusão da matriz de massa $[M]$ e amortecimento $[C]$, bem como os vetores de acelerações $\{a\}$ e velocidades $\{v\}$. Quando se desconsideram os efeitos inerciais, a formulação é dada pela Equação (3), representativa de uma análise estática, em função da matriz de rigidez $[K]$, do vetor de deslocamentos $\{u\}$ e de forças externas $\{F\}$. Independente da consideração dos efeitos inerciais, é chamada de não-linearidade geométrica a dependência da matriz de rigidez $[K]$ com o vetor deslocamentos $\{u\}$, isto é, nesse caso $[K(\{u\})]$. As principais causas de não-linearidades geométricas são grandes deslocamentos, uma vez que estes alteram a geometria os elementos que, por sua vez, alteram a matriz de rigidez.

$$[M]\{a\} + [C]\{v\} + [K]\{u\} = \{F\} \quad (2)$$

$$[K]\{u\} = \{F\} \quad (3)$$

Como o vetor deslocamentos $\{u\}$ é inicialmente desconhecido, é necessário um método iterativo de solução não-linear para as Equações (2) e (3). Na grande maioria dos problemas estruturais envolvendo não-linearidades geométricas, o método de Newton-Rapshon permite a solução do problema sem maiores dificuldades, através da linearização do problema com pequenos incrementos de carga. No caso de se considerarem os efeitos dinâmicos, conforme Equação (2), é necessário, ainda, um método de integração numérica para cada intervalo de tempo Δt . O método de integração numérica de Newmark permite calcular para cada instante de tempo Δt os vetores de velocidades e deslocamentos conforme as Equações (4) e (5), onde δ e α são parâmetros de integração do método de Newmark. Assim, a Equação (2) é reescrita conforme as Equações (6) e (7).

$$\{v_{n+1}\} = \{v_n\} + [(1 - \delta)\{a_n\} + \delta\{a_{n+1}\}]\Delta t \quad (4)$$

$$\{u_{n+1}\} = \{u_n\} + \{v_n\}\Delta t + \left[\left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\{a_n\} + \alpha\{a_{n+1}\}\right]\Delta t^2 \quad (5)$$

$$[M]\{a_{n+1}\} + [C]\{v_{n+1}\} + \{F_{n+1}^i(\{u_{n+1}\})\} = \{F_{n+1}^a\} \quad (6)$$

$$\{F_{n+1}^i(\{u_{n+1}\})\} = [K(\{u_{n+1}\})]\{u_{n+1}\} \quad (7)$$

Neste caso, o produto da matriz de rigidez e o vetor de deslocamento representa as forças de restauração interna $\{F_{n+1}^i(\{u_{n+1}\})\}$ dentro dos elementos do modelo estrutural, cujo valor depende dos deslocamentos desconhecidos. Assim, um vetor residual $\{R_{n+1}(\{u_{n+1}\})\}$ é definido como uma função do vetor de deslocamento dado pela Equação (8). O método de Newton-Raphson é adotado para encontrar um vetor de deslocamento em cada passo de tempo no processo de integração numérica de Newmark, de modo que o vetor residual $\{R_{n+1}(\{u_{n+1}\})\}$ possa ser linearizado pelo método de Newton-Raphson de acordo com a Equação (9), levando finalmente à Equação (10), onde $K_{n+1}^T(\{u_{n+1}^k\})$ é a matriz de rigidez tangente como uma função dos deslocamentos $\{u_{n+1}^k\}$ na k-ésima iteração do método de Newton-Raphson.

$$\{R_{n+1}(\{u_{n+1}\})\} = \{F_{n+1}^a\} - \{F_{n+1}^i(\{u_{n+1}\})\} - [M]\{a_{n+1}\} - [C]\{v_{n+1}\} \quad (8)$$

$$\{R_{n+1}(\{u_{n+1}^k\})\} + \frac{\partial\{R_{n+1}(\{u_{n+1}^k\})\}}{\partial\{u_{n+1}^i\}}\{\Delta u_{n+1}^k\} = \{0\} \quad (9)$$

$$\{R_{n+1}(\{u_{n+1}^k\})\} = \left[\left(\frac{1}{\alpha\Delta t^2} [M] + \frac{\delta}{\alpha\Delta t} [C] \right) + K_{n+1}^T(\{u_{n+1}^k\}) \right] (\{u_{n+1}^k\}) \quad (10)$$

Quando são desconsiderados os efeitos, inerciais, isto é, tratando-se de uma análise estática, a Equação (8) resume-se à Equação (11) e o método de Newton-Raphson é aplicado conforme a Equação (9), em busca de um vetor deslocamento $\{u_{n+1}\}$ que resolva o problema não-linear. É importante destacar o processo de solução dessas equações é um processo incremental e iterativo e, devido a isso, é necessário utilizar um critério de convergência para a análise.

$$\{R_{n+1}(\{u_{n+1}\})\} = \{F_{n+1}^a\} - \{F_{n+1}^i(\{u_{n+1}\})\} \quad (11)$$

Neste trabalho adotou-se como critério de convergência de forças um valor de 0,005 (0,5%) para a norma do vetor de resíduos $\{R_{n+1}(\{u_{n+1}\})\}$ com relação ao vetor de forças aplicado $\{F_{n+1}^a\}$ e para um incremento de tempo de 0,1 s.

4.4 Não-linearidades: plasticidade

A plasticidade é caracterizada pela existência de deformações permanentes (deformações plásticas), mesmo com a retirada do carregamento que ocasiona tais deformações. Sua ocorrência está associada à presença de tensões superiores ao limite de escoamento do material e a consideração desses efeitos em análises estruturais requer o conhecimento das propriedades mecânicas dos materiais empregados, bem como o regime de carregamento aplicado. Os modelos constitutivos de plasticidade são definidos em função de três entidades: a função de escoamento; a regra de fluxo e a função de encruamento.

A função de escoamento é a regra que define se para um dado estado de tensão no material há ou não a presença de escoamento e, conseqüentemente, deformações plásticas. Matematicamente, é dada pela Equação (12) que representa uma superfície de escoamento no espaço das tensões quando ϕ é igual a zero, onde σ_y é a tensão limite de escoamento do material e S_{eqv} é uma tensão equivalente, por exemplo, a tensão equivalente de Von Mises, no caso de uma função de escoamento de Von Mises.

$$\phi = S_{eqv} - \sigma_y \quad (12)$$

Os estados de tensão dentro da superfície de escoamento resultam em deformações elásticas e no escoamento do material quando o estado de tensão atinge a superfície de escoamento, portanto, cargas adicionais induzem deformações plásticas. Além disso, tensões fora da superfície de escoamento não existem, e a deformação plástica e a forma da superfície de escoamento evoluem para manter as tensões dentro ou sobre a superfície de escoamento. A forma como essa evolução ocorre é determinada pela lei de endurecimento (ou função de encruamento).

Em geral, dois mecanismos de encruamento podem ser observados. O encruamento isotrópico e o encruamento cinemático (Figura 35). No caso do endurecimento isotrópico, a superfície de escoamento mantém seu centro fixo na posição anterior, ao mesmo tempo em que aumenta seu volume e, conseqüentemente, aumenta a resistência ao escoamento. Por outro lado, no caso do endurecimento cinemático, a superfície de escoamento desloca seu centro da posição anterior, enquanto mantém seu volume constante, aumentando a resistência ao escoamento do material apenas em uma

direção específica. Isso permite uma caracterização adequada do efeito Bauschinger (Figura 36), caso ocorra [97].

A regra de fluxo estabelece a relação entre um incremento de tensão ($\partial\sigma$), direcionada para fora da superfície de escoamento e a deformação plástica correspondente ($d\varepsilon^{pl}$), considerando um valor absoluto de incremento de deformação plástica (η). A regra de fluxo é dita associativa quando o potencial plástico é idêntico à função de escoamento (ϕ), sendo dada pela Equação (13). No caso do encruamento cinemático, a magnitude (κ) da alteração do centro da superfície de escoamento é dada pela Equação (14), onde E_p é o módulo tangente plástico (em MPa), definido pela curva tensão-deformação verdadeira do material;

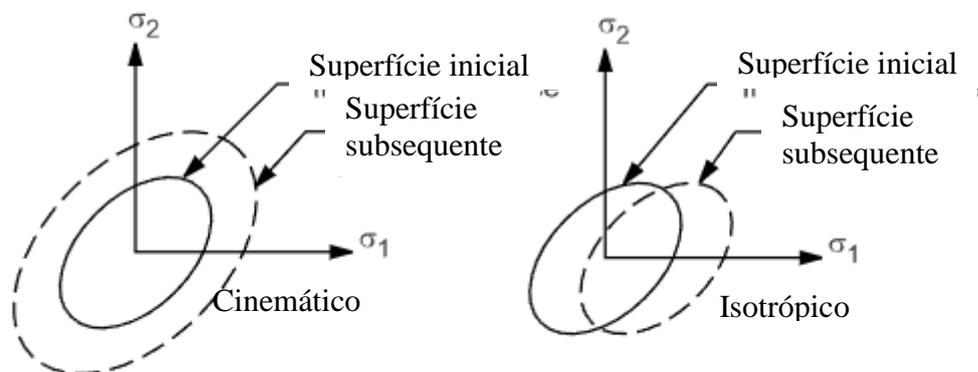


Figura 35 - Comportamento ilustrativo de mecanismos de encruamento

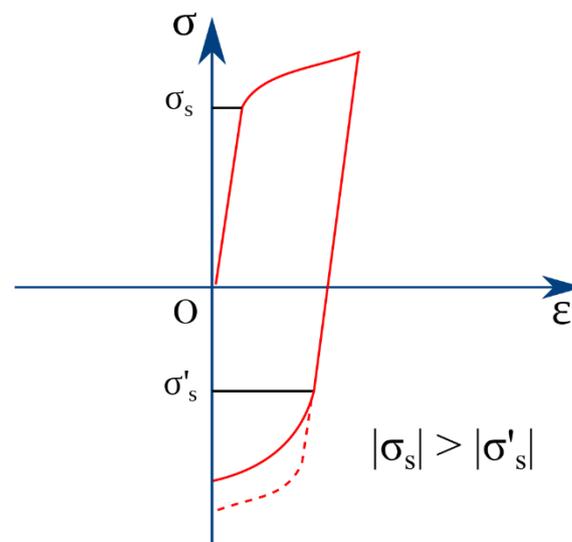


Figura 36 - Ilustração do Efeito Bauschinger

$$d\varepsilon^{pl} = \eta \frac{\partial \phi}{\partial \sigma} \quad (13)$$

$$\kappa = \frac{2}{3} E_p d\varepsilon^{pl} \quad (14)$$

Os modelos constitutivos plasticidade com endurecimento isotrópico são adequados para análises com carregamento monotônico, característicos de uma análise estática. Entretanto, quando são considerados os efeitos dinâmicos na análise estrutural, é necessário o emprego de modelos de plasticidade com endurecimento cinemático, uma vez que a presença de cargas cíclicas pode gerar a ocorrência do efeito Baushinger. Nesse sentido, as análises estáticas que consideraram efeitos de plasticidade se basearam no modelo de endurecimento isotrópico, enquanto as análises dinâmicas utilizaram como base o modelo de endurecimento cinemático.

Para ambos os modelos, a curva tensão-deformação verdadeira é necessária nas análises considerando plasticidade. Para levantamento da curva, podem ser empregados métodos analíticos baseados em formulações empíricas ou experimentais, como tratamento de resultados de ensaios de tração em corpos de prova dos materiais. Dentre os métodos analíticos, ressalta-se a metodologia *MPC Stress-Strain Curve Model* normatizada pelo código API 579 [61] e utilizada neste trabalho de pesquisa e representada pelas Equações (15) a (26), onde σ_t e ε_t são as tensões (MPa) e deformações verdadeiras, respectivamente; σ_u é tensão limite de resistência à tração do material em MPA; ε_y é a deformação de engenharia de 0,2% no escoamento; ε_p é um valor de deformação referente ao limite de proporcionalidade de tensões, convencionado neste trabalho como 0,2%; E é o módulo de elasticidade longitudinal em MPa, R_S é a razão de tensões; $\gamma_1, \gamma_2, \varepsilon_1, \varepsilon_2, A_1, A_2, m_1, m_2, H_{Prag}$ e K são demais parâmetros da metodologia que podem ser consultados no código API 579 [61]. A Figura 37 apresenta a curva tensão-deformação verdadeira obtida pela metodologia MPC utilizada para definição dos modelos constitutivos de plasticidade com endurecimento isotrópico e cinemático.

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma_t}{E} + \gamma_1 + \gamma_2 \quad (15)$$

$$\gamma_1 = \frac{\varepsilon_1}{2} (1 - \tanh[H_{Prag}]) \quad (16)$$

$$\gamma_2 = \frac{\varepsilon_2}{2} (1 + \tanh[H_{Prag}]) \quad (17)$$

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{\sigma_t}{A_1} \right)^{1/m_1} \quad (18)$$

$$A_1 = \frac{\sigma_y (1 + \varepsilon_y)}{(\ln[1 + \varepsilon_y])^{m_1}} \quad (19)$$

$$m_1 = \frac{\ln[R_S] + (\varepsilon_p - \varepsilon_y)}{\ln \left[\frac{\ln[1 + \varepsilon_p]}{\ln[1 + \varepsilon_y]} \right]} \quad (20)$$

$$\varepsilon_2 = \left(\frac{\sigma_t}{A_2} \right)^{1/m_2} \quad (21)$$

$$A_2 = \frac{\sigma_u \exp[m_2]}{m_2^{m_2}} \quad (22)$$

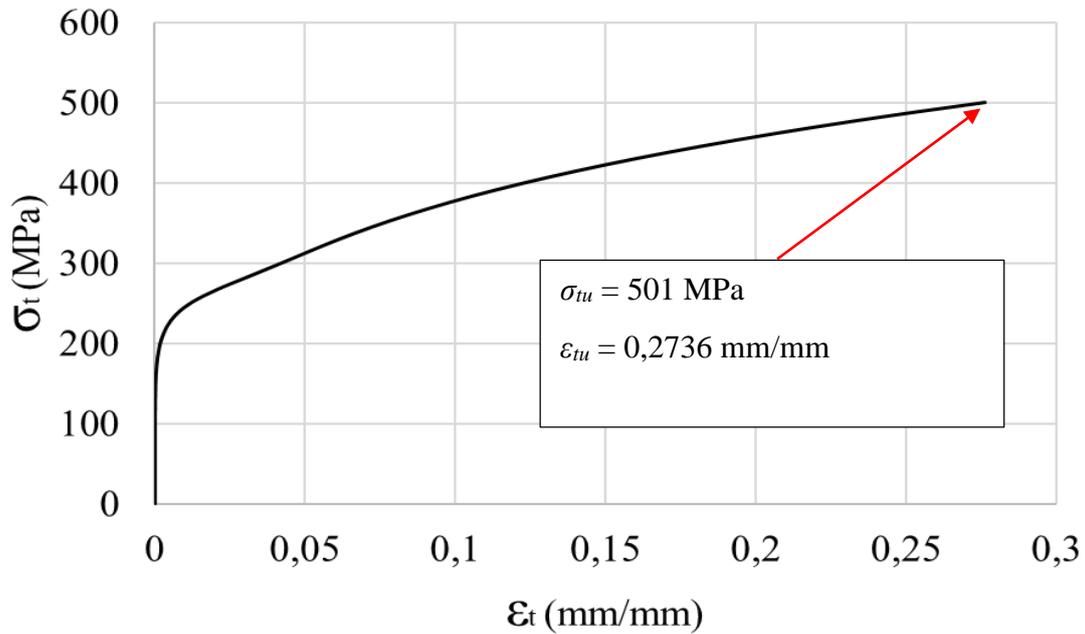
$$H_{Prag} = \frac{2[\sigma_t - (\sigma_y + K(\sigma_u - \sigma_y))]}{K(\sigma_u - \sigma_y)} \quad (23)$$

$$R_S = \frac{\sigma_y}{\sigma_u} \quad (24)$$

$$\varepsilon_y = 0,002 \quad (25)$$

$$K = 1,5R_S^{1,5} - 0,5R_S^{2,5} - R_S^{3,5} \quad (26)$$

$$m_2 = 0,6(1-R_S) \quad (27)$$



4.5 Carregamentos e condições de contorno

Tanques de armazenamento são destinados ao armazenamento de produtos líquidos. Dessa forma, atua sobre a região interna do costado a pressão hidrostática do fluido armazenado. A pressão hidrostática (P_{hid} em N/m^2) é obtida em função da massa específica do fluido (ρ_{liq} em kg/m^3), da aceleração da gravidade (g em m/s^2) e do nível de produto armazenado (h_{liq} em m), conforme Equação (28). A distribuição de pressão hidrostática (em MPa) é apresentada na Figura 38.

$$P_{hid} = \rho_{liq}gh_{liq} \quad (28)$$

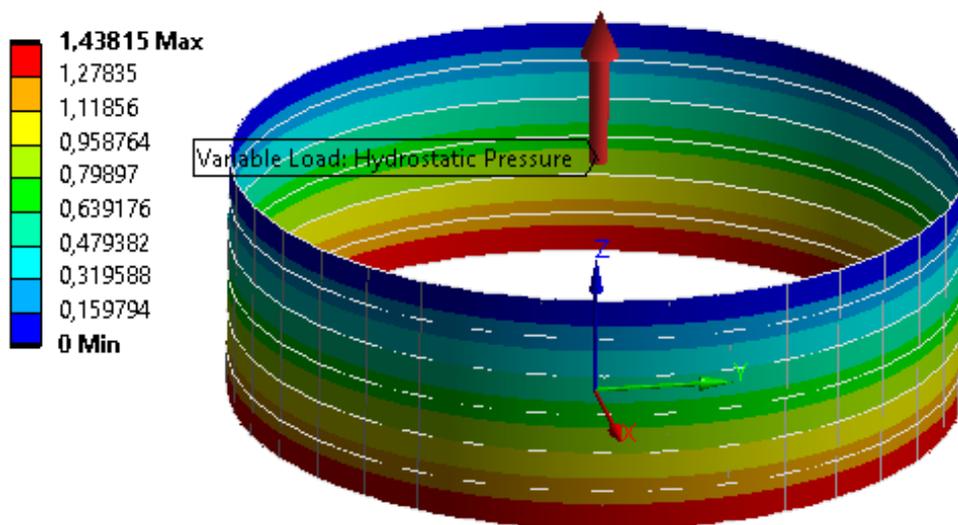


Figura 38 – Distribuição de pressão hidrostática em MPa para o tanque com água.

Além da pressão hidrostática, tanques de armazenamento tem que ser capazes de suportar seu peso próprio e de acessórios em sua estrutura. O peso próprio do tanque é contabilizado pela aceleração da gravidade (g) e pelo volume da estrutura, este último, sendo o somatório dos volumes de cada elemento finito do modelo estrutural.

O peso do teto fixo do tanque é simulado através de uma massa equivalente de 60 kN de peso (6116,21 kg), com ligação rígida à parte superior do último anel de costado, de modo a representar o comportamento das chapas do teto, que possuem rigidez no plano XY consideravelmente superior à das chapas do costado neste mesmo plano. O motivo de utilizar uma massa equivalente ao invés de uma força aplicada se deu pela necessidade de considerar os efeitos de inércia. Um detalhamento de como essa massa foi considerada está apresentado na Figura 39. Por sua vez, a ação do vento sobre o costado do tanque é modelada como uma pressão que atua na parte externa das chapas de costado, com modelagem detalhada e discutida no capítulo 8.

Como condições de contorno, além da ligação rígida do costado com as chapas do teto fixo, a parte inferior do primeiro anel do costado tem todos os deslocamentos e rotações nulos, representando um engaste, característico da soldagem das chapas de costado no fundo do tanque, também detalhado na Figura 39.

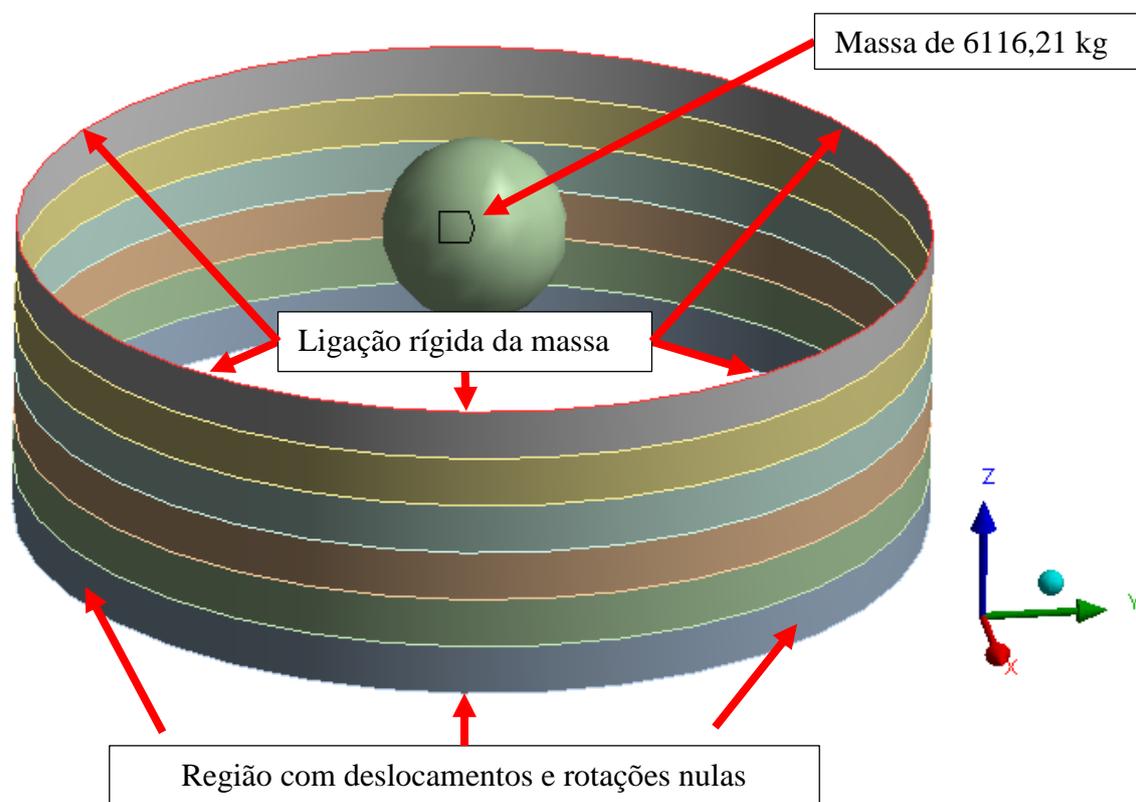


Figura 39 – Detalhe da ligação da massa do teto ao costado

4.6 Hipóteses simplificadoras

Para a condução das análises realizadas neste estudo foi necessário estabelecer algumas hipóteses simplificadoras, listadas a seguir:

- A interação solo-estrutura não foi contemplada nas análises, sendo considerado que a base de concreto sobre a qual o tanque reside tem rigidez consideravelmente superior ao das chapas do costado do tanque;
- As chapas do fundo não foram incluídas na modelagem pois sua inclusão demandaria a modelagem da interação solo-estrutura, com utilização de formulações de contato entre chapas e base através de simulações envolvendo atrito e pelo fato do foco deste trabalho ser o estudo do costado do tanque;
- As chapas do teto não foram modeladas pelo foco do trabalho ser exclusivo ao estudo da integridade do costado e devido ao fato da ligação de solda frágil entre teto e costado demandar uma análise local, enquanto este estudo destina-se a realizar uma análise global. Dessa forma, o peso das chapas do teto que se transmite ao costado foi devidamente computado através de uma massa equivalente;
- Os efeitos de VIV (Vibrações induzidas por vórtices) não foram considerados, uma vez que são mais proeminentes na direção cruzada do vento enquanto a flambagem induzida pelo vento é governada pelo comportamento de barlavento, conforme reportado por Portela e Godoy [11,12];
- As tensões residuais foram estimadas, porém não foram consideradas nas análises subsequentes devido às considerações sobre alívio [98] e contribuições ao colapso plástico, conforme detalhado no capítulo 5;
- A correlação entre tempo e espaço na distribuição de pressões de vento não foi considerada devido à baixa influência na resistência à flambagem induzida pelo vento, conforme indicado por Chiang e Guzey [39] e detalhado no capítulo 8;

5. TESTES EXPERIMENTAIS: ESCANEAMENTO A LASER 3D

5.1 Considerações iniciais

Este capítulo apresenta as tecnologias de escaneamento a laser 3D e suas aplicações, bem como detalha o procedimento de escaneamento realizado para mapeamento do costado do tanque de armazenamento investigado. Além disso, é apresentada a metodologia de processamento da nuvem de pontos resultante da etapa de escaneamento a laser para utilização na construção dos modelos numéricos utilizados nas simulações por MEF. A Figura 40 detalha as etapas da metodologia de análise proposta por este trabalho discutidas neste capítulo.

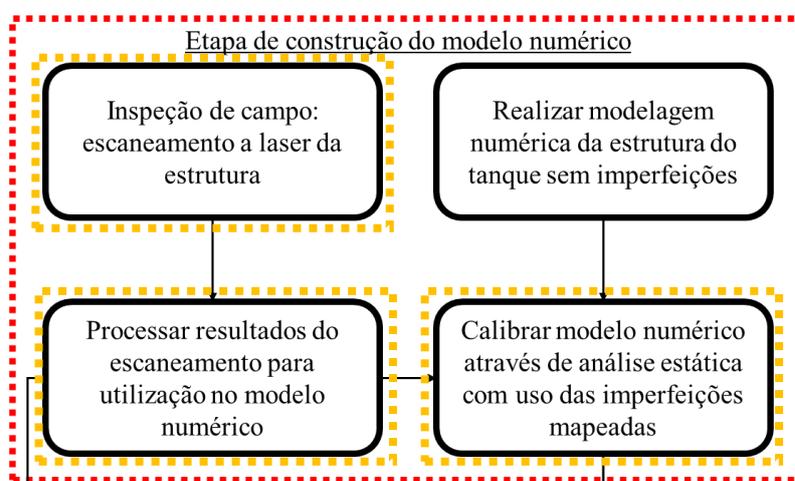


Figura 40 – Etapas da metodologia de análise as quais este capítulo se refere.

5.2 Tecnologias de escaneamento a laser 3D

Os escâneres a laser são oriundos de uma evolução dos teodolitos, tendo uma trajetória evolutiva que incorporou novas tecnologias através das décadas subsequentes, e chegando aos dias de hoje ao escâner a laser 3D. São equipamentos com capacidade para emitir uma sequência de raios lasers, orientados, sobre uma superfície de um objeto ou estrutura, com a finalidade de determinar a posição espacial dos pontos medidos pelo raio laser. A medição através desses equipamentos entrega uma coletânea de pontos com coordenadas (X,Y,Z) definidas a partir de um referencial escolhido e a essa coletânea é dado o nome de nuvem de pontos. Existem basicamente três tipos de equipamentos:

- Escâneres portáteis (ou “de mão”): também chamados de *micro scanning*, são utilizados para fins de mapeamento de pequenos objetos (.
- Escâneres industriais terrestres, também conhecidos por *mid-range*, utilizados para fins industriais, como mapeamento de estruturas, construções,

- Escâneres aéreos (*macro-scanners*), normalmente utilizados para fins de mapeamento de grandes terrenos.

A tecnologia empregada neste trabalho baseia-se em escâner terrestres (*mid-range*) e a partir deste momento, qualquer menção a escâneres a laser referem-se a esse tipo.

De acordo com Lenda e Marmol [67], a utilização dessas ferramentas tem sido objeto de pesquisas interdisciplinares ao longo dos anos a fim de determinar os fatores que afetam a sua precisão, constatando-se que essa última depende principalmente de: material, cor e brilho da estrutura; distância de varredura; ângulo de incidência do feixe e tamanho do ponto de laser; umidade da superfície; existência de poeira atmosférica; presença de neblina; elevados gradientes de temperatura ao longo do percurso do feixe laser; temperatura e incidência solar da superfície; ou até mesmo a penetração do feixe laser através de elementos parcialmente transparente [99-102].



Figura 41 - Escâner de mão (a) e terrestre (b)

Nesse sentido, convém planejar a etapa de escaneamento da estrutura a ser investigada considerando tanto os aspectos da geometria da estrutura bem como condições atmosféricas, de forma a reduzir significativamente o impacto de fatores externos. Como consequência, é possível obter precisões de milímetros no escaneamento de grandes estruturas, conforme demonstrado por diversos autores em seus estudos [103-107].

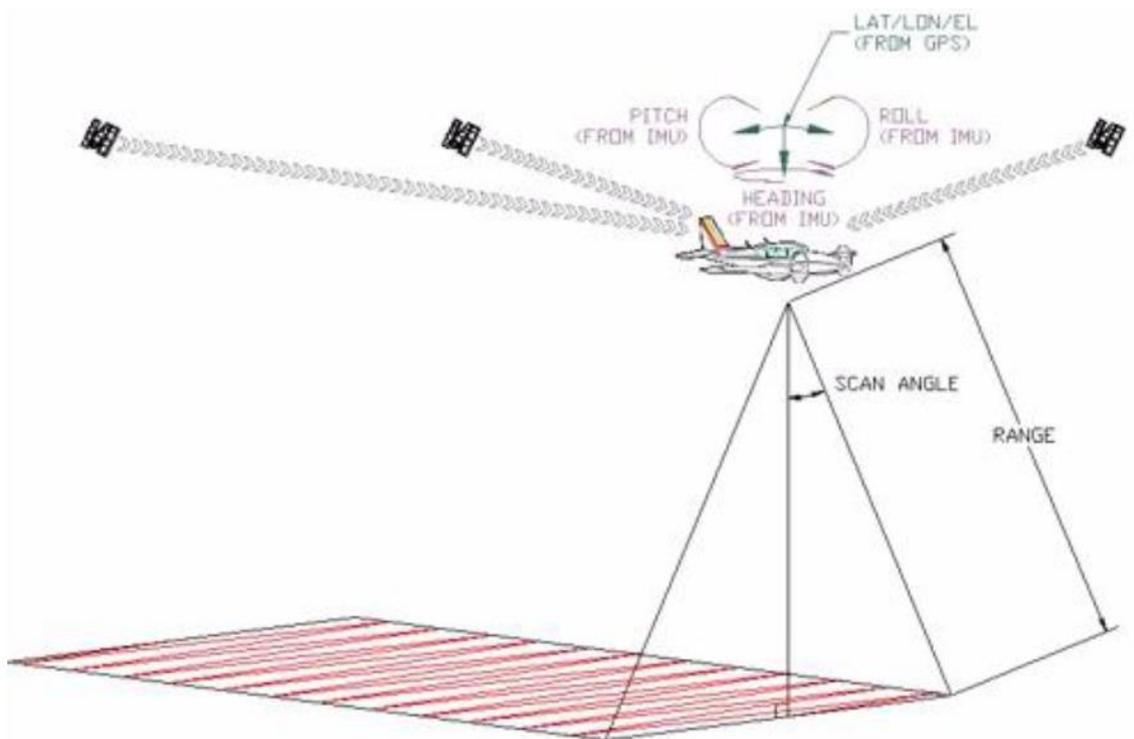


Figura 42 - Escâner aéreo

Os sistemas de medição a laser 3D são aplicáveis nos domínios do planejamento digital de instalações industriais, arquitetura, óleo & gás, infraestrutura, proteção dos monumentos históricos, mapeamento de imagens e muito mais. Com sua aplicação versátil é possível obter levantamento de construções e instalações, levantamentos topográficos, inspeção e análise, inventário de instalações e florestal, cálculos volumétricos, criação de documentações 3D com muito mais precisão e economia de longo prazo, conforme atestado por Guo e colaboradores [108].

Do ponto de vista de execução de uma inspeção dimensional através de escaneamento a laser 3D, pode ser necessário realizar diversos escaneamentos diferentes de uma mesma estrutura, ou diversas “cenas”. Guo e colaboradores [108] dividem o processo da seguinte forma (Figura 43):

- Planejamento: criação de um plano de escaneamento e definição dos pontos de controle;
- Inspeção de Campo: montagem do escâner nas posições definidas no plano e conduzir o escaneamento para cada posição (cada cena);
- Processamento dos dados: união das nuvens de pontos em uma única contendo todas as cenas, sendo “registro” o nome dado a esse processo, e exportação dos dados; e

- Análise dos dados: comparação dos resultados do escaneamento com dados de projeto da estrutura e medição e documentação dos desvios encontrados.

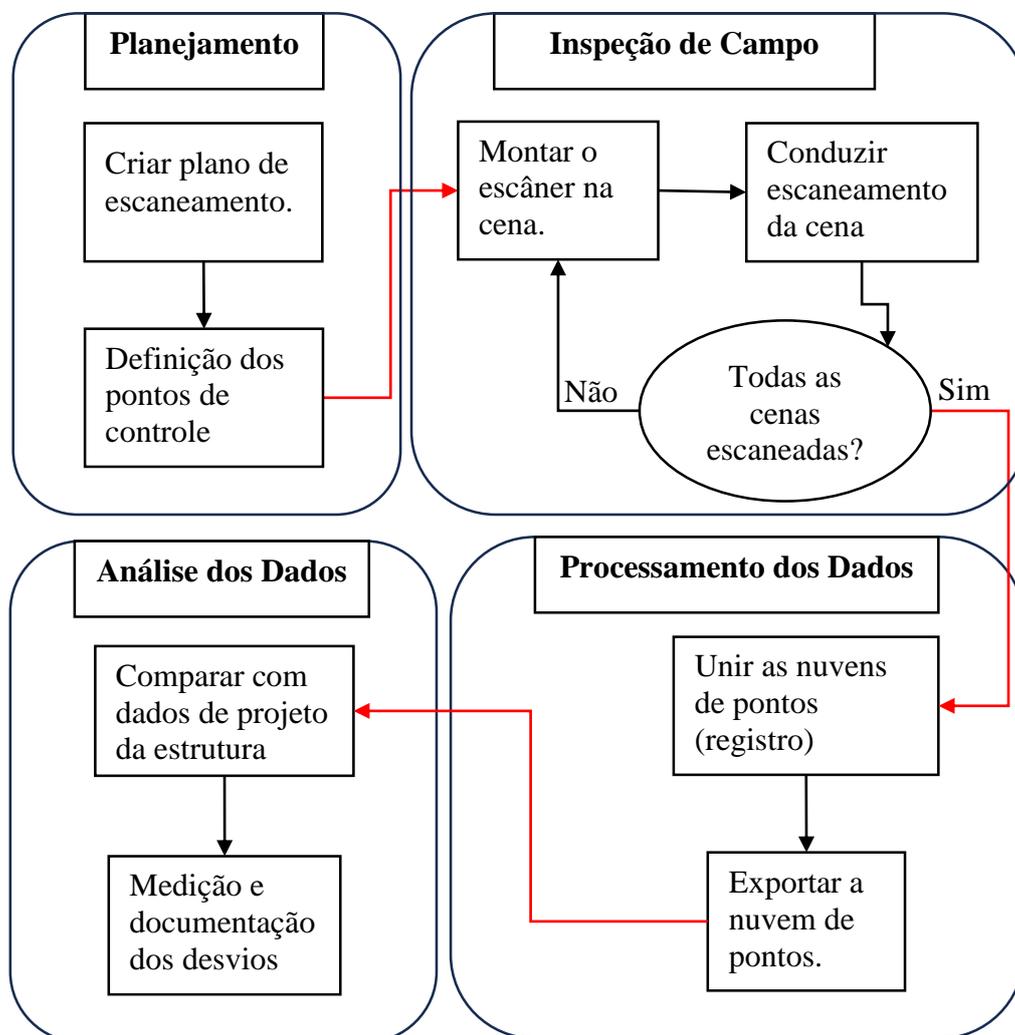


Figura 43 - Fluxograma de execução de um escaneamento a laser (adaptado de [108])

A etapa de registro, no processamento dos dados coletados, é a etapa que garante que as nuvens de pontos resultantes das diferentes cenas escaneadas sejam unidas mantendo uma coerência dimensional da estrutura investigada. É importante entender que a cada cena escaneada, o escâner tem sua posição alterada e que a sua nova posição não é conhecida pelos sistemas do equipamento.

Para contornar esse problema, a primeira cena escaneada tem a posição do escâner definida como a referência pelo operador, por exemplo, como ponto (X,Y,Z) igual a uma coordenada $(0,0,0)$. A partir dessa referência, o escâner pode calcular a distância de objetos escaneados e, conseqüentemente, as coordenadas (X,Y,Z) de cada ponto coletado.

Ao se utilizar pelo menos três pontos de controle (PC) que possam ser escaneados em novas cenas, o escâner pode recalcular sua posição em função da movimentação para escaneamentos dessas novas cenas. Durante o escaneamento das diversas cenas, pode ser necessário a inclusão de novos pontos de controle, em função das regiões de sombra, para que o escâner sempre tenha pelo menos três pontos de controle nas novas posições.

De forma a exemplificar com mais detalhes, a Figura 44 ilustra, de forma esquemática, um plano de cenas e pontos de controle para um escaneamento de uma estrutura qualquer. Os círculos coloridos indicam as posições do escâner em cada cena, com a numeração sequencial em que são executadas. Neste plano ilustrativo, são previstas quatro cenas. O círculo vermelho, por exemplo, indica a posição do escâner para mapeamento da primeira cena. É importante reparar que a estrutura escaneada (que pelo formato cilíndrico pode representar um tanque de armazenamento) gera uma região de sombra em cada cena. As linhas retas coloridas indicam o alcance dos feixes laser em cada cena, com setas no padrão de cores indicando as regiões de sombra.

As regiões de sombra devem ser consideradas no escaneamento, pela necessidade de inclusão dos pontos de controle. Os pontos de controle são indicados por losangos no seguinte padrão de cor: contorno na cor da cena em que os pontos são incluídos e suas coordenadas registradas e preenchimento na cor da cena em que serão utilizados como referência para cálculo da nova posição do escâner. No exemplo, os pontos de controle 1, 2 e 3 são incluídos com o escâner na posição da cena 1 (contorno vermelho), têm suas coordenadas determinadas pelo escâner nesta cena e são utilizados pelo escâner na cena 2 (preenchimento verde) para determinação da nova posição do escâner.

Importante destacar que os pontos de controle 1 e 2 não são visíveis pelo escâner da posição da cena 3, pois estão em área de sombra desta cena. Assim, é importante incluir mais pontos de controle antes da movimentação do escâner da posição da cena 2 para a 3. Logo, os pontos de controle 4 e 5 são incluídos com o escâner na posição da cena 2 (contorno verde), têm suas coordenadas determinadas pelo escâner nesta cena e são utilizados pelo escâner na cena 3 (preenchimento azul) juntamente com o ponto de controle 3 para determinação da nova posição do escâner. Para a movimentação do escâner na posição 4, não é necessário incluir novos pontos de controle, uma vez que o único ponto na região de sombra desta cena é o ponto de controle 3. Neste exemplo esquemático, quatro nuvens de pontos serão geradas e deverão ser unidas através do processo de registro das nuvens em softwares apropriados para o tratamento.

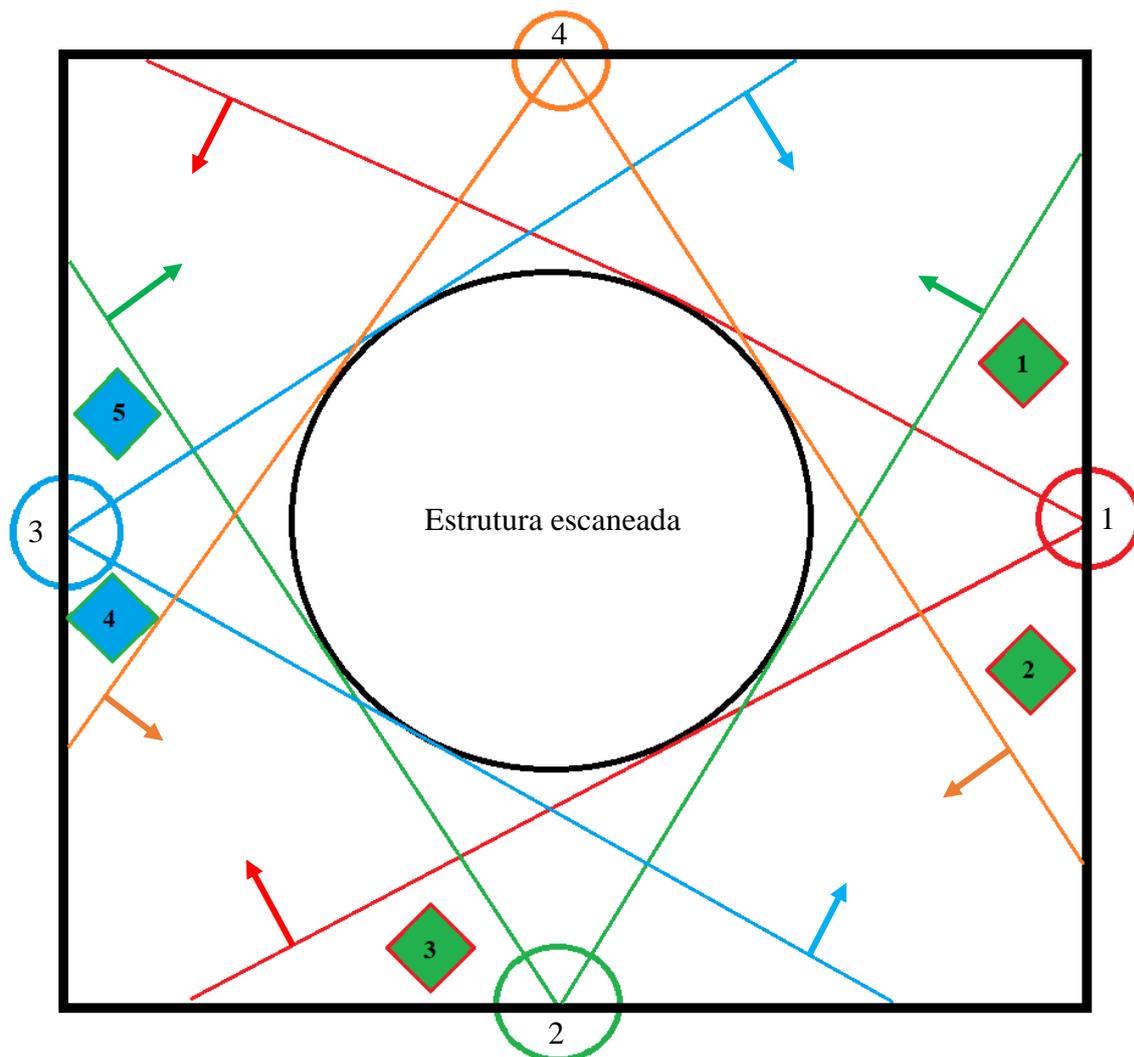


Figura 44 – Exemplo de plano de escaneamento ilustrativo

5.3 Inspeção de campo

A inspeção dimensional do costado do tanque foi realizada em setembro de 2019 e teve duração de três dias de trabalho, considerando o planejamento, transporte, montagem do equipamento em todas as cenas e execução do mapeamento propriamente dito. Para o escaneamento foi utilizado o escâner a laser 3D industrial terrestre modelo C10 da Leica Geosystems, apresentado na Figura 45 e na Figura 46 .

O scanner a laser modelo C10 pode realizar uma varredura de até 50.000 pontos por segundo. De acordo com Lopes et Al [2] a resolução da varredura depende da distância entre o scanner e a superfície escaneada, bem como do número de cenas de varredura realizadas. Em comparação com os métodos de medição tradicionais, como mapeamento topográfico e medições manuais, a técnica de varredura a laser é muito mais precisa, uma vez que o número de pontos de medição é significativamente maior. Considerando o tempo gasto nas medições, o mapeamento topográfico e a varredura a

laser são equivalentes. No entanto, devido à maior precisão da varredura a laser, essa técnica se torna mais eficiente. Em comparação com medições manuais, a técnica de varredura a laser é muito mais rápida. Por exemplo, quando é necessário medir os anéis da parte superior do costado, é necessário montar andaimes, o que consome muito tempo e recursos financeiros.



Figura 45 - Escâner industrial modelo C10 da Leica Geosystems

Após visita a campo para observar restrições ao processo de escaneamento, foi realizado o planejamento das cenas e posicionamento dos pontos de controle que resultou em um total de 12 cenas a serem executadas, em virtude de obstáculos existentes e áreas de sombra devido à objetos indesejados. O plano do escaneamento executado pode ser visualizado na Figura 47, de forma esquemática em vista superior. É importante relatar que o plano de escaneamento é elaborado em formato de *croquis*, sem cotas pré-estabelecidas, uma vez que a posição relativa do escâner ao ser alterada é novamente calculada a partir do escaneamento dos pontos de controle conhecidos e não são conhecidas essas medidas em campo. Assim, na elaboração do *croquis* do plano de escaneamento, a posição do escâner é representada de forma aproximada à posição real de escaneamento da cena.



Figura 46 – Escâner montado em tripé

A posição do escâner na cena 1 foi arbitrada em coordenadas (X,Y,Z) iguais a $(10,10,10)$, para definir um sistema de coordenadas inicial. Quanto aos pontos de controle, um total de cinco pontos foram necessários. Os pontos 1, 2 e 3 tiveram suas coordenadas definidas com o escâner na posição da cena 1 e foram utilizados para o cálculo da posição do escâner nas cenas 2, 3 e 4. Antes da movimentação do escâner da posição da cena 4 para a 5, foi necessário inserir o ponto de controle 4, cujas coordenadas foram definidas com o escâner na posição 4. Dessa forma, os pontos de controle 2, 3 e 4 foram utilizados para o cálculo da posição do escâner nas cenas 5, 6 e 7.

O ponto de controle 5 foi inserido e teve suas coordenadas definidas com o escâner na posição da cena 7. As posições do escâner nas cenas 8 e 9 foram determinadas a partir dos pontos de controle 3, 4 e 5 e as posições do escâner nas cenas 10, 11 e 12 a partir dos pontos de controle 1, 4 e 5. A Tabela 4 apresenta a visibilidade dos pontos de controle em cada cena de escaneamento.

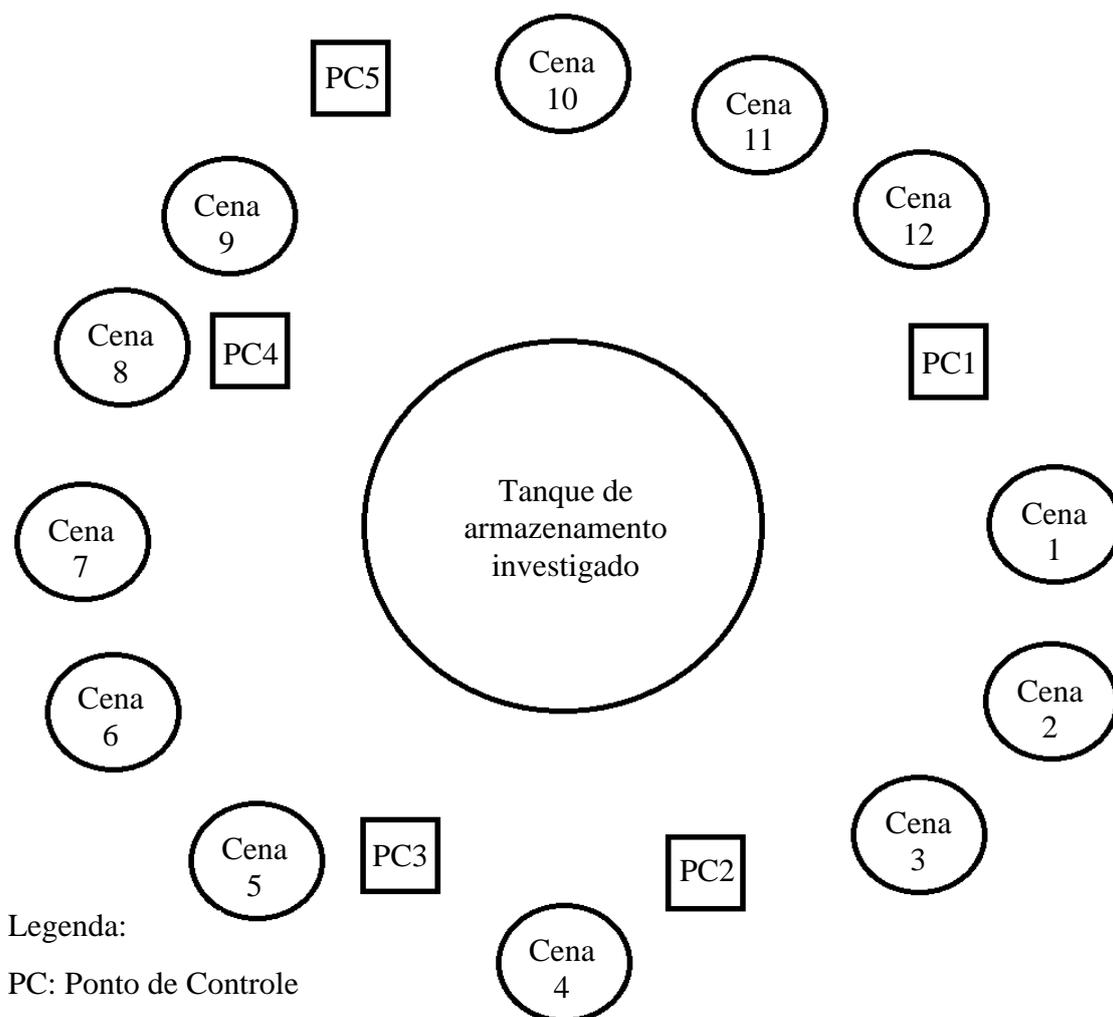


Figura 47 - Plano de escaneamento do tanque investigado

Tabela 4 - Tabela de visibilidade dos pontos de controle

	PC1	PC2	PC3	PC4	PC5
Cena 1	Visível	Visível	Visível	Não visível	Visível
Cena 2	Visível	Visível	Visível	Não visível	Não visível
Cena 3	Visível	Visível	Visível	Não visível	Não visível
Cena 4	Visível	Visível	Visível	Não visível	Não visível
Cena 5	Não visível	Visível	Visível	Visível	Visível
Cena 6	Não visível	Visível	Visível	Visível	Visível
Cena 7	Não visível	Visível	Visível	Visível	Visível
Cena 8	Não visível	Não visível	Visível	Visível	Visível
Cena 9	Visível	Não visível	Visível	Visível	Visível
Cena 10	Visível	Não visível	Não visível	Visível	Visível
Cena 11	Visível	Não visível	Não visível	Visível	Visível
Cena 12	Visível	Visível	Não visível	Visível	Visível

Para definição dos pontos de controle, foram utilizados alvos fixos, fabricados e certificados pelo fornecedor do escâner. Esses alvos são objetos capazes de serem fixados por tripés ou bases magnéticas e mantêm sua posição fixa durante todo o processo de

escaneamento, para servirem como pontos de controle. Da Figura 48 e à Figura 50 são apresentados em detalhes esses alvos utilizados para definição dos pontos de controle. Importante mencionar que estes alvos tem capacidade de rotacionarem em torno de um eixo fixo, porém ainda mantendo seu centro na mesma posição (centro branco), de forma a serem reconhecidos pelo escâner.



Figura 48 - Alvos utilizados para definição dos pontos de controle



Figura 49 - Alvo utilizado para definição de pontos de controle montado em tripé

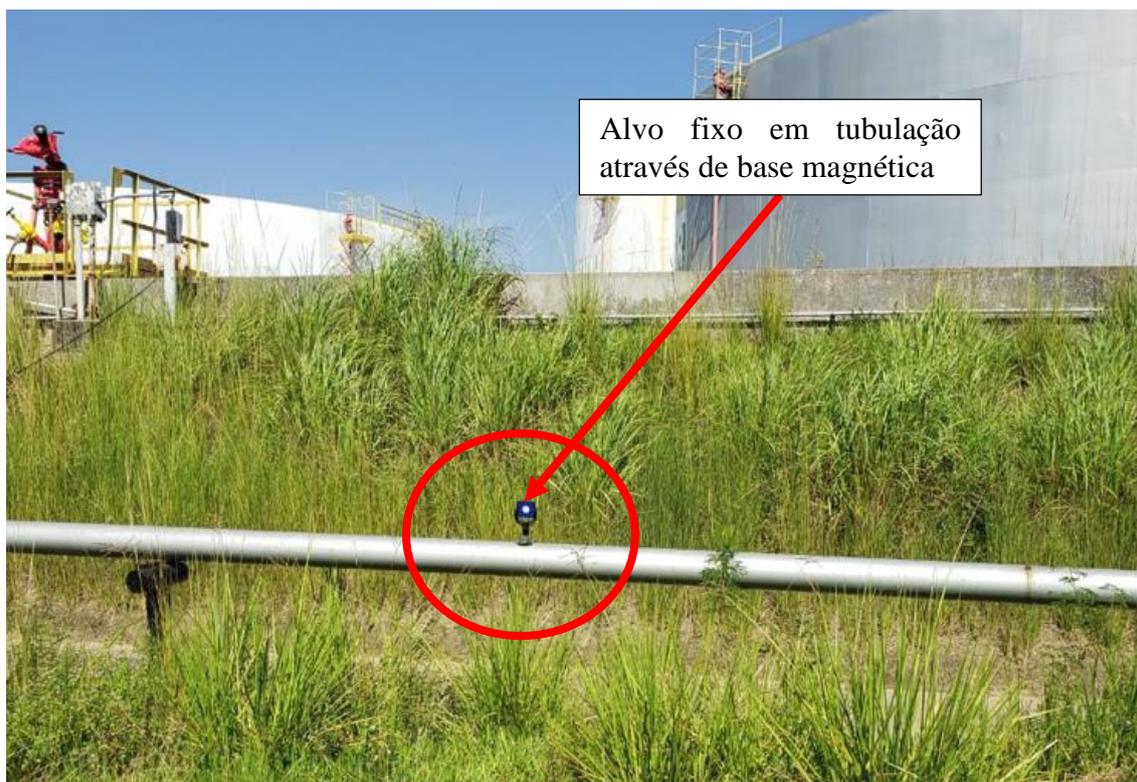


Figura 50 – Detalhamento de fixação de alvo em base magnética

5.4 Processamento dos resultados

Após toda a coleta de dados em campo, foi necessário realizar um processamento dos resultados. O software Cyclone 9.0 da Leica Geosystems foi utilizado para tratamento inicial da nuvem de pontos resultante da etapa de escaneamento. O software em questão já elabora o registro da nuvem de pontos de forma automática, uma vez utilizado o método dos pontos de controle que calculam a posição do escâner a cada nova cena.

Dessa forma, a primeira etapa de processamento dos resultados foi realizar uma limpeza de elementos escaneados de forma secundária e indesejada no processo, tais como tubulações, acessórios, andaimes, árvores, outros tanques na vizinhança, etc. A nuvem de pontos resultante do escaneamento e já registrada em seu estado bruto, isto é, contendo esses elementos secundários, pode ser vista na Figura 51. É possível identificar uma série de elementos que não são necessários para estudo do costado do tanque, tais como árvores, outros tanques na vizinhança, tubulações, andaimes, etc.

Após a etapa de limpeza foi obtida uma nuvem de pontos representando apenas o costado do tanque, que pode ser observada na Figura 52 e na Figura 53. Apesar do processo de limpeza reduzir a quantidade de pontos, a nuvem resultou em 11.048.525

pontos que pela dimensão do costado do tanque, representa uma resolução de, aproximadamente, 5546 pontos por metro quadrado.

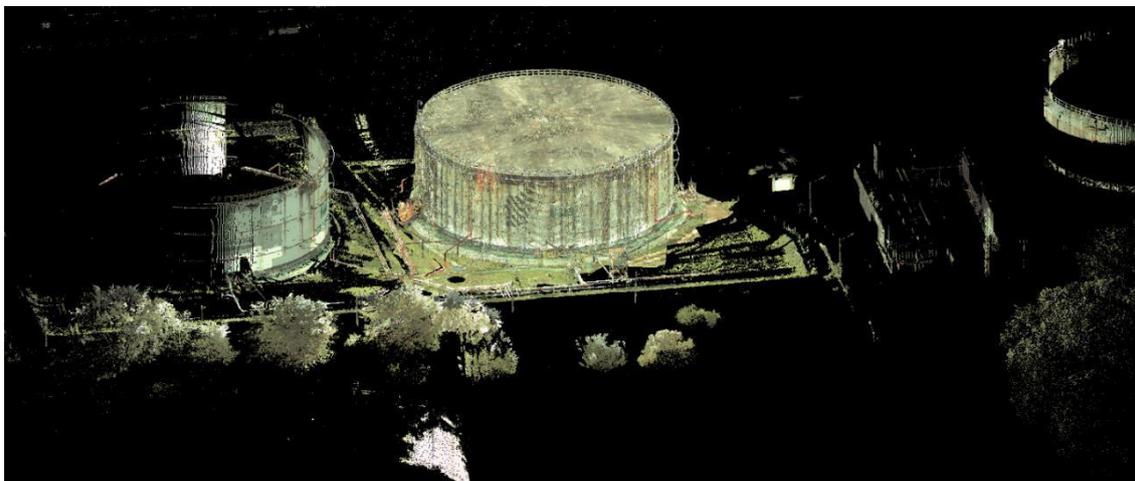


Figura 51 - Nuvem de pontos no estado bruto

Considerando o ainda elevado número de pontos, foi necessário amostrar a nuvem de pontos para reduzir os esforços computacionais no processamento desses pontos em modelos de EF. Para isso, foi utilizada a técnica de amostragem pelo método de discos de Poisson proposta por Corsini et al. [109], resultando em uma amostra da nuvem de pontos do costado do tanque com 100.866 pontos, com uma redução de, aproximadamente, 99,09% da quantidade total de pontos. Para tal fim, foi utilizado o software Meshlab [110]. A Figura 54 apresenta uma tela do software com a nuvem de pontos antes da amostragem e a Figura 55 com a nuvem após a amostragem. É possível perceber uma grande redução na densidade de pontos.

Apesar da grande redução da quantidade de pontos da nuvem após a amostragem, a quantidade de pontos na amostra ainda é elevada, com uma resolução de, aproximadamente, 50,64 pontos por metro quadrado, principalmente comparando a densidade de pontos com o levantamento topográfico, que obteve medidas em um total de 112 pontos da estrutura do costado, o que resulta em uma resolução de 0,06 pontos por metro quadrado. É importante destacar que, para processamento dos resultados do escaneamento junto a um modelo de EF, a quantidade de pontos da amostra não deve ser menor que o número de nós do modelo. Entretanto, não se deve utilizar uma quantidade de pontos consideravelmente superior ao número de nós da malha, pois assim utiliza-se recurso computacional de forma ineficiente. Assim, a quantidade de pontos resultantes da amostragem está adequada à malha de EF obtida pela modelagem numérica.

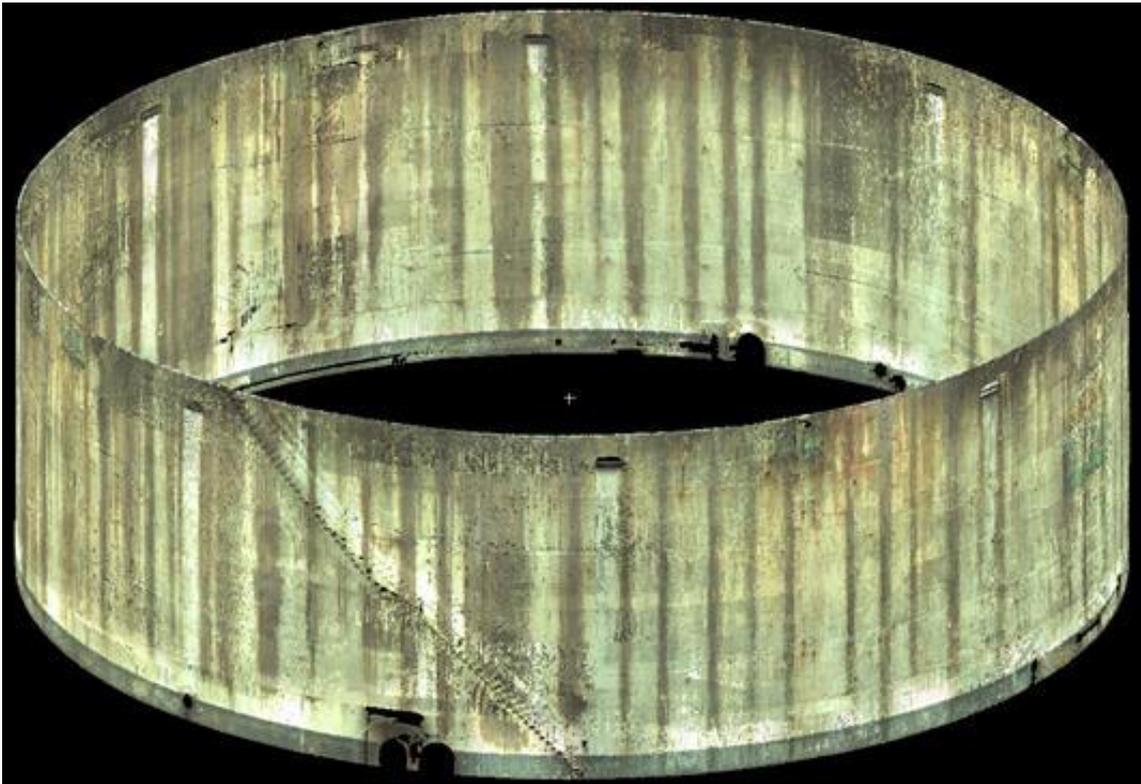


Figura 52 - Nuvem de pontos do costado após limpeza

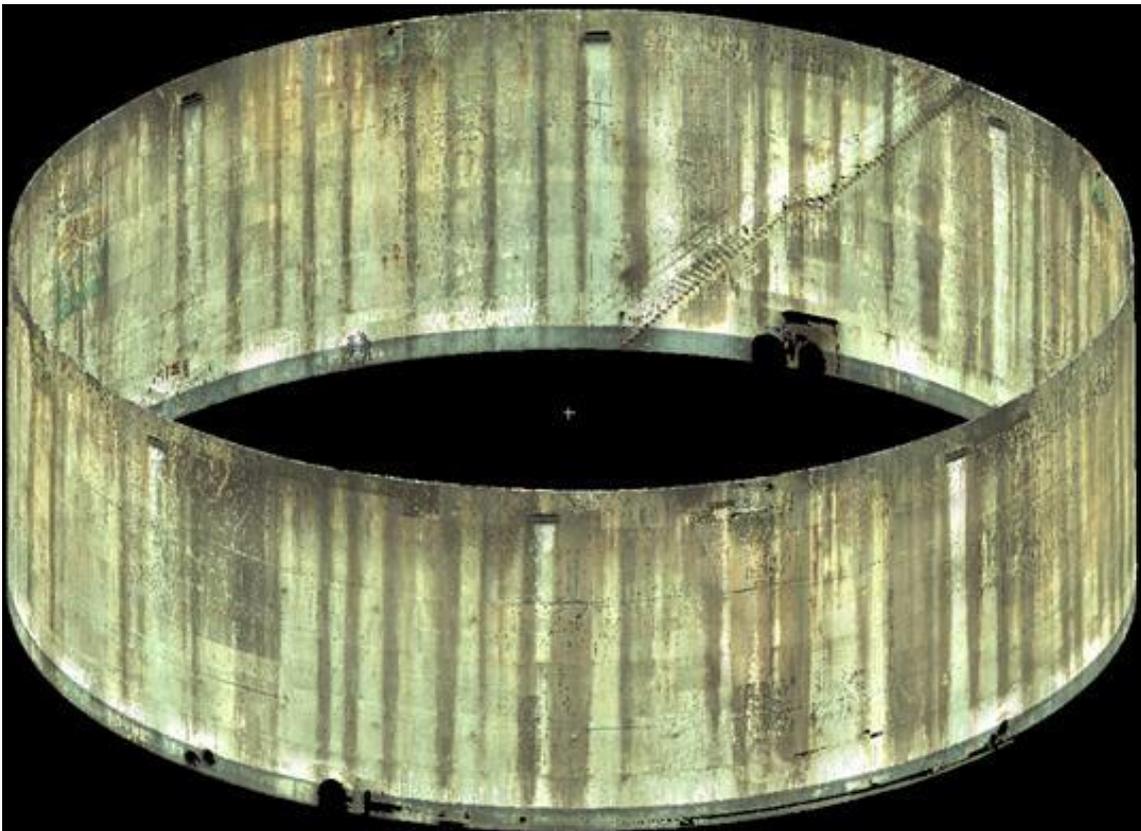
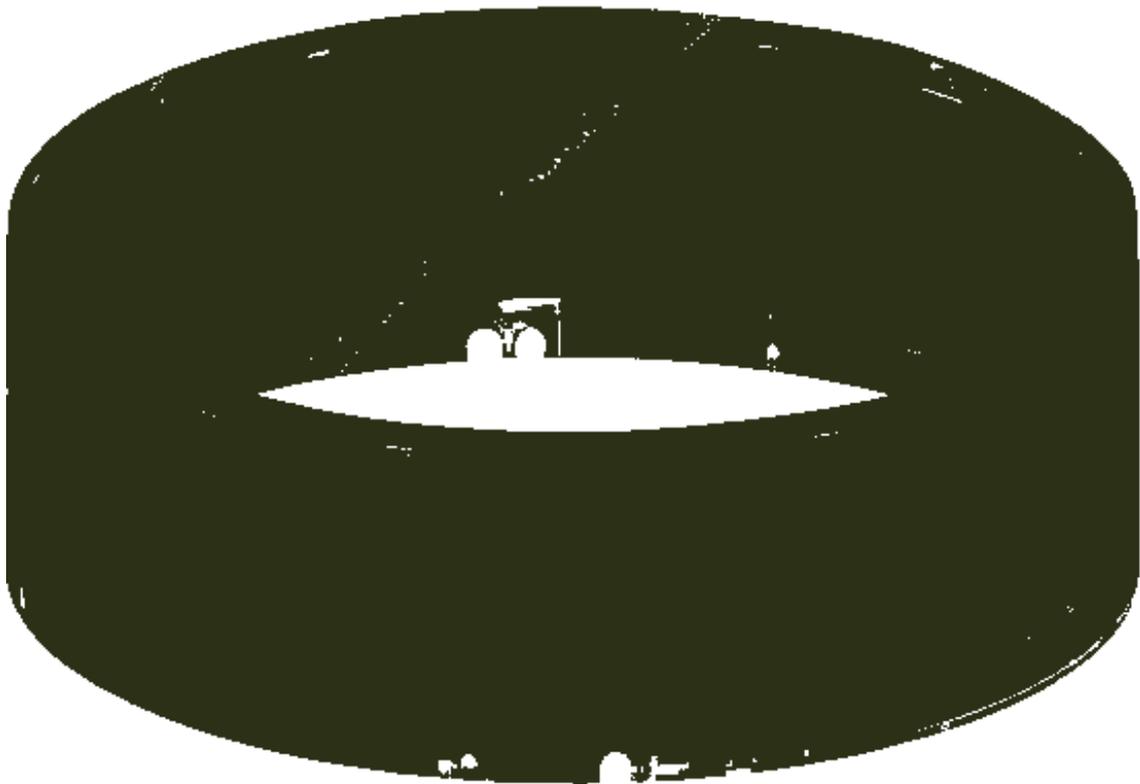
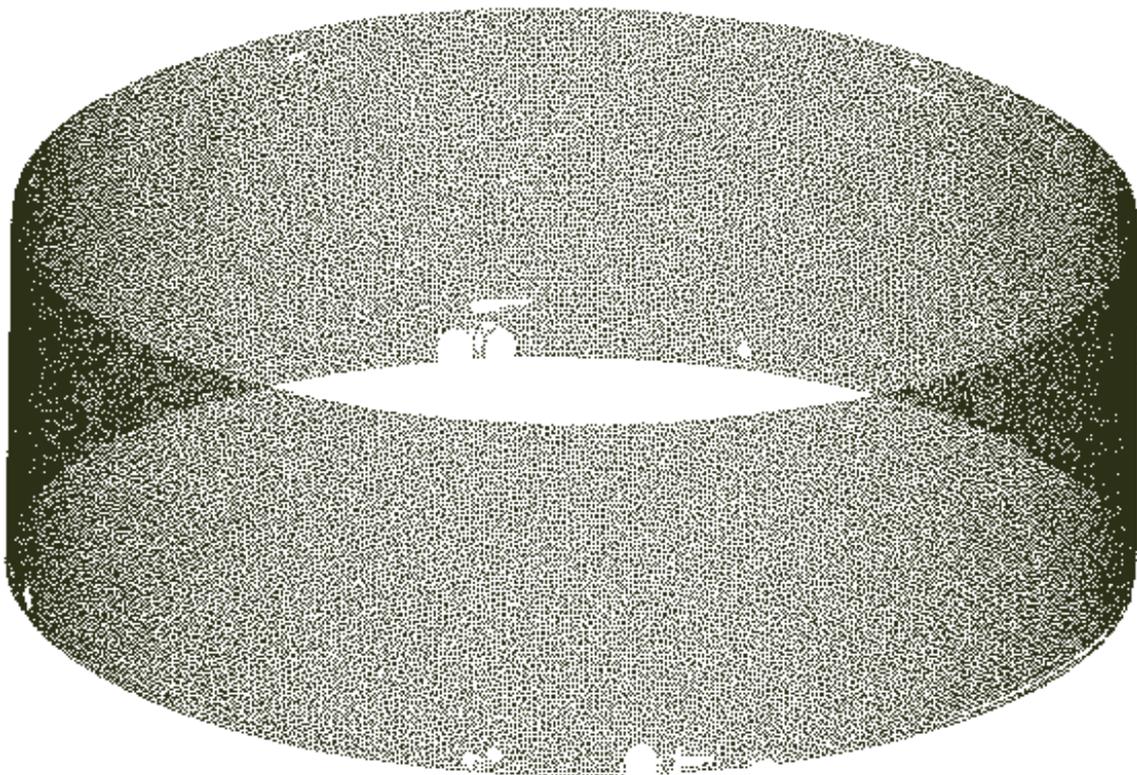


Figura 53 - Nuvem de pontos do costado após limpeza



Current Mesh: Nuvem_Costado_Completa.xyz
Vertices: 11,048,525 (11,048,525)

Figura 54 – Nuvem de pontos do costado antes da amostragem



Mesh: Nuvem_Costado_Reduzida.xyz
Vertices: 100,886

Figura 55 – Nuvem de pontos do costado após a amostragem

5.5 Calibração da geometria da malha com nuvem de pontos

O modelo de EF do tanque de armazenamento investigado baseou-se, inicialmente, em um cilindro perfeito. O tanque de armazenamento real contém imperfeições, medidas pela técnica de escaneamento a laser 3D, detalhada e discutida no capítulo 5. Com objetivo de construir um modelo de EF com a geometria mais próxima possível da real, os resultados da inspeção dimensional com escâner a laser foram utilizados para calibrar a geometria do modelo do tanque.

Para isso, após processamento da nuvem de pontos e da amostragem realizada conforme o método proposto por Corsini [109], a amostra da nuvem contendo 100866 pontos foi utilizada para cálculo das distorções radiais em cada uma das coordenadas dos pontos da amostra. Para cada ponto com coordenadas (X, Y, Z) , a distorção radial é definida a partir das Equações (29) a (31), onde ΔR_i é a distorção radial do ponto i , R_i é o raio do ponto i com base em um centro de referência e $R_{projeto}$ é o raio de projeto do tanque (metade do diâmetro D do tanque).

$$\Delta R_i = R_i - R_{projeto}, i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (29)$$

$$R_i = \sqrt{x_i^2 + y_i^2}, i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (30)$$

$$R_{projeto} = 21,714 \text{ m} \quad (31)$$

De forma a processar todos os pontos da amostra e utilizá-los para o cálculo das distorções radiais, foi necessário estabelecer um *script*, conforme o fluxograma apresentado na Figura 56, compilado através do software MATLAB R2015b [111]. Os valores das distorções radiais calculados para os pontos da amostra da nuvem obtida são apresentados de forma gráfica em um mapa de distorções (Figura 57) e em um modelo cilíndrico representando o costado do tanque (Figura 58), de forma a ilustrar as regiões do tanque com maiores distorções. Os valores em azul representam as máximas distorções no sentido para dentro do tanque (máximo de 221 mm para dentro) e os valores em vermelho as máximas distorções no sentido para fora do tanque (máximo de 135 mm para fora). É evidente um maior comportamento das distorções negativas (para dentro do tanque) nas chapas superiores do costado que possuem menores espessuras e, conseqüentemente, maior flexibilidade.

Um outro ponto importante é a correlação desses resultados com o levantamento topográfico, apresentado anteriormente no capítulo 2 e disponível no Apêndice A. Pelos resultados da topografia, observa-se uma distorção radial máxima de -233 mm. Os valores apresentados na Figura 57 e Figura 58 são condizentes com os valores obtidos pela topografia, indicando confiabilidade na técnica de inspeção dimensional por escaneamento a laser 3D. Além disso, verifica-se que os valores obtidos pelo escaneamento são consideravelmente superiores aos limites estabelecidos pelo código API STD 653 [94] apresentados na Tabela 2.

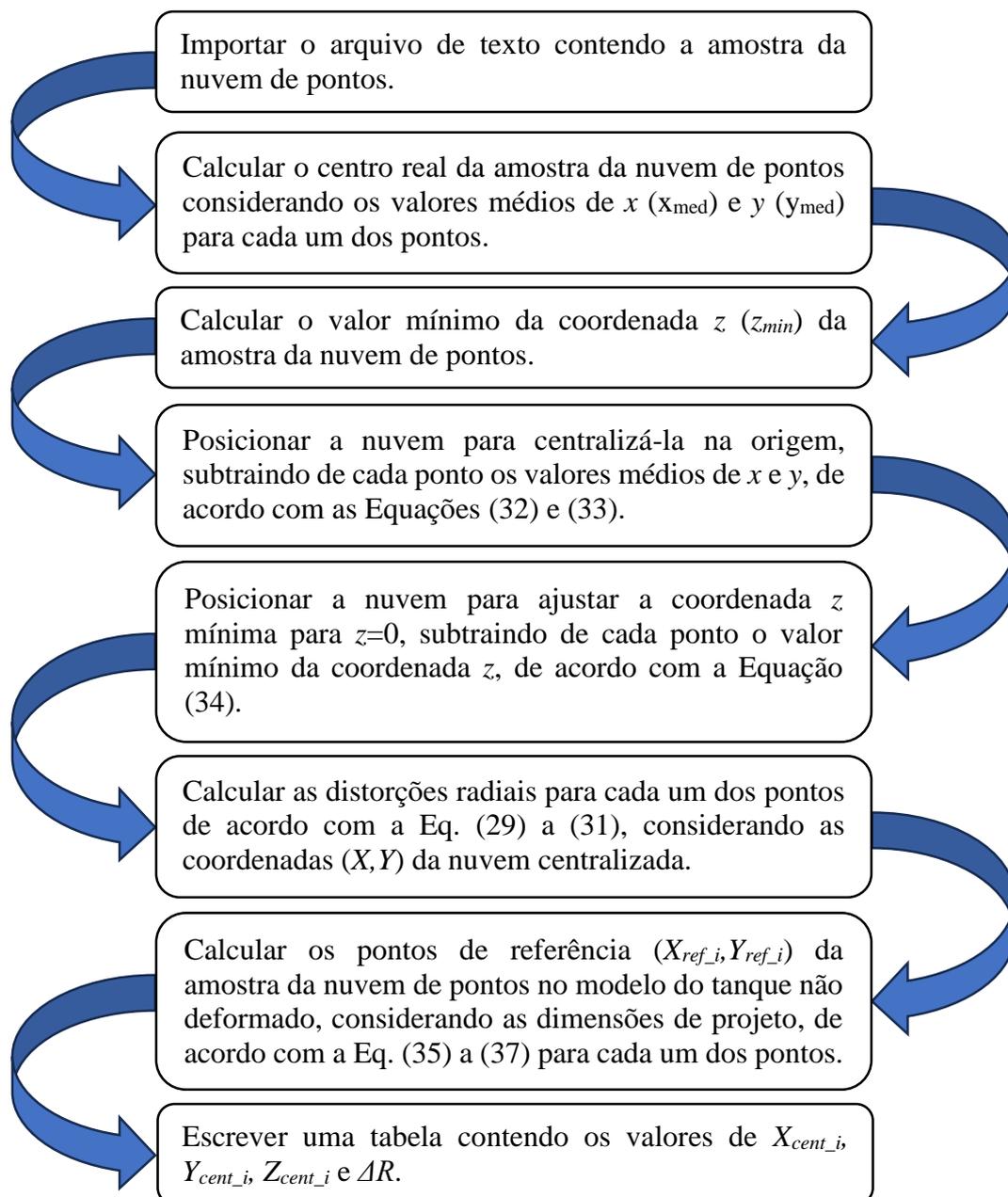


Figura 56 - Fluxograma de cálculo de distorções radiais

$$X_{cent_i} = X_i - X_{med}, i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (32)$$

$$Y_{cent_i} = Y_i - Y_{med}, i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (33)$$

$$Z_{cent_i} = Z_i - Z_{min}, i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (34)$$

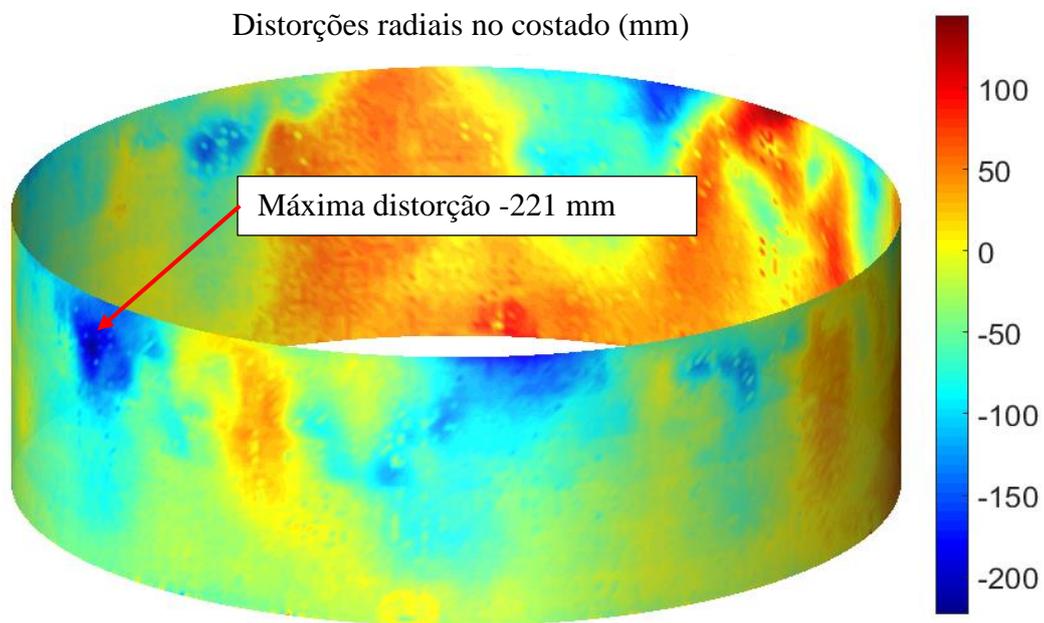
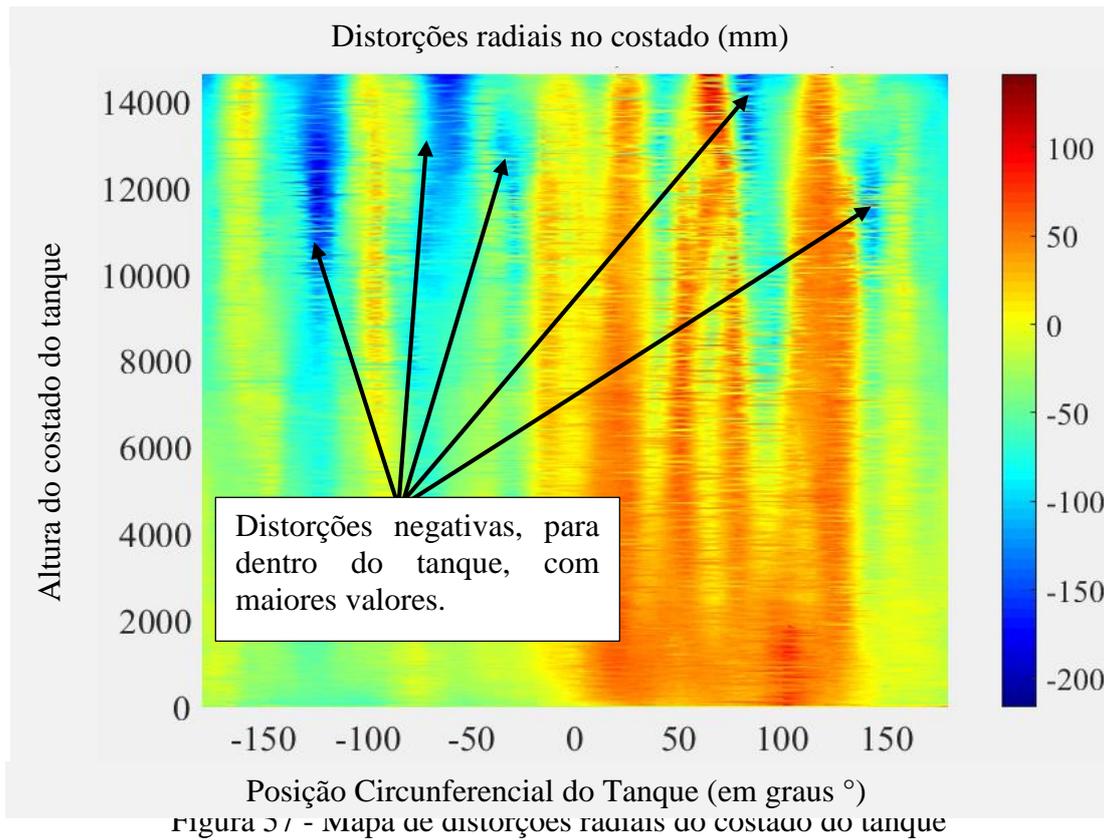
$$X_{ref_i} = R_{projeto} \cos(\theta_i), i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (35)$$

$$Y_{ref_i} = R_{projeto} \sin(\theta_i), i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (36)$$

$$\theta_i = \tan^{-1}(X_{cent_i}/Y_{cent_i}), i = 1, 2, \dots, 100866 \quad (37)$$

A tabela com distorções radiais obtida pela metodologia proposta nesse trabalho de pesquisa permite obter um modelo de EF calibrado com a geometria das imperfeições escaneadas, através da aplicação dessas distorções como deslocamentos prescritos na direção radial em uma análise estática linear elástica. A etapa de aplicação das distorções radiais como deslocamentos no modelo de EF é apresentada na Figura 59 e na Figura 60. A partir desses deslocamentos, uma análise elástica linear foi realizada com único objetivo de deformar o modelo do costado para que a malha deformada pudesse ser utilizada em outras análises com a geometria calibrada pelos resultados experimentais. Dessa forma, essa abordagem foi utilizada para obtenção de um modelo contendo as deformações medidas pelo escâner a laser 3D, cujo resultado pode ser observado na Figura 61. Os valores positivos indicam distorções radiais para fora do tanque, enquanto os valores negativos indicam distorções radiais para dentro. Através desses resultados, verifica-se uma grande concordância das deformações da malha do modelo de EF com os valores de distorções radiais apresentados.

De forma a verificar as deformações com maior detalhamento, diferentes vistas do modelo deformado são apresentadas da Figura 62 à Figura 65, sem ampliação de escala. É possível verificar diversas deformações no costado do tanque, demonstrando que a metodologia de calibração da geometria proposta e utilizada por este trabalho de pesquisa garante uma fiel representação das deformações mapeadas pela técnica de escaneamento a laser 3D.



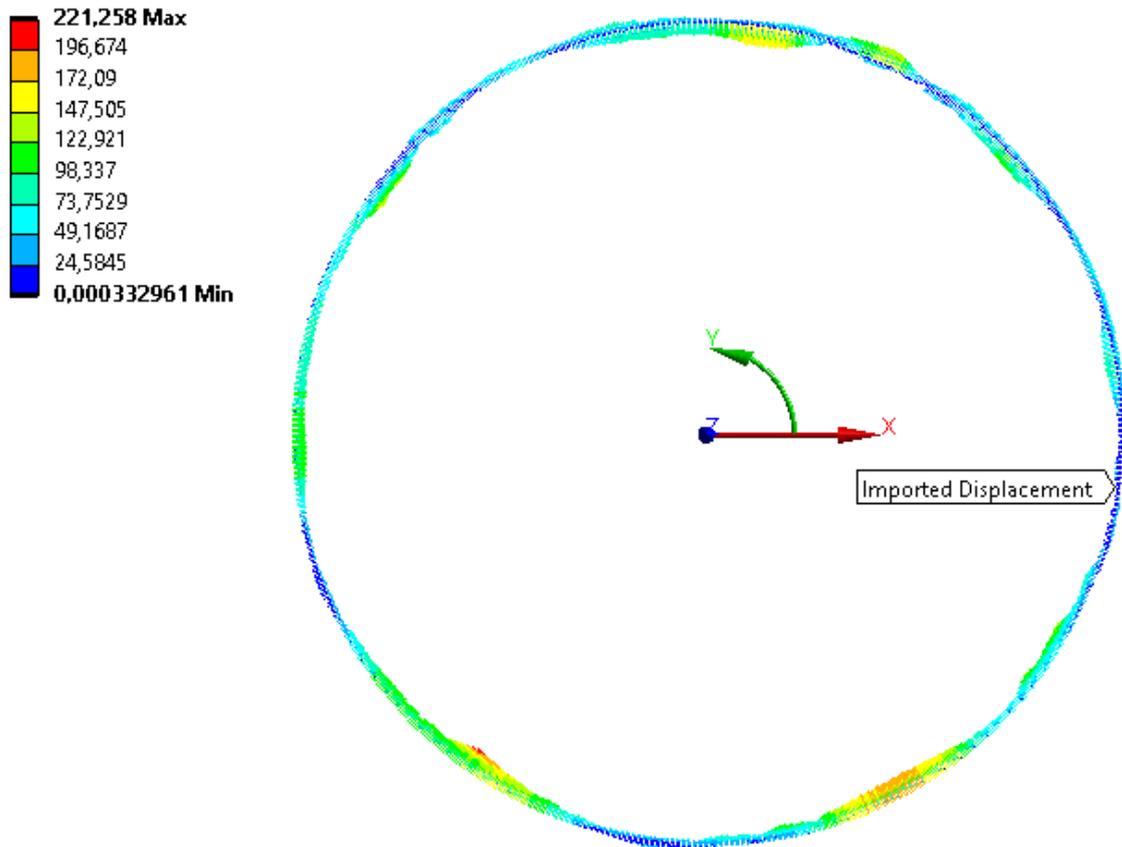


Figura 59 – Vista superior da aplicação de distorções radiais (escala em mm).

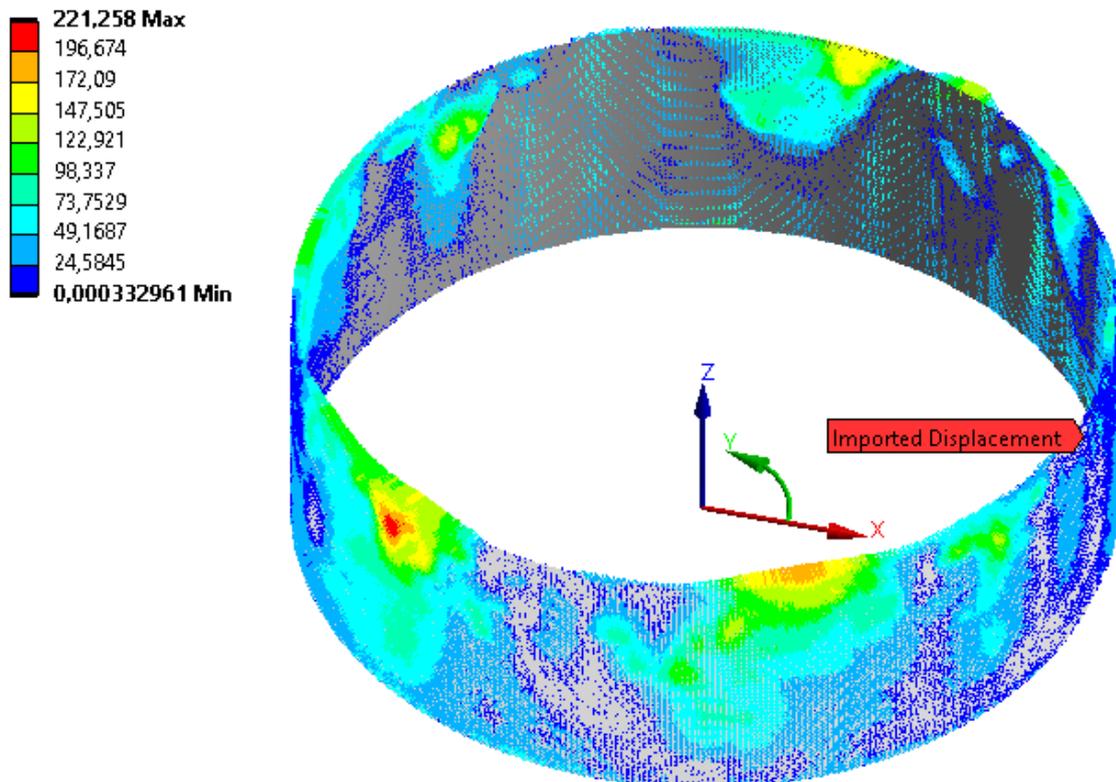


Figura 60 – Aplicação das distorções radiais (escala em mm).

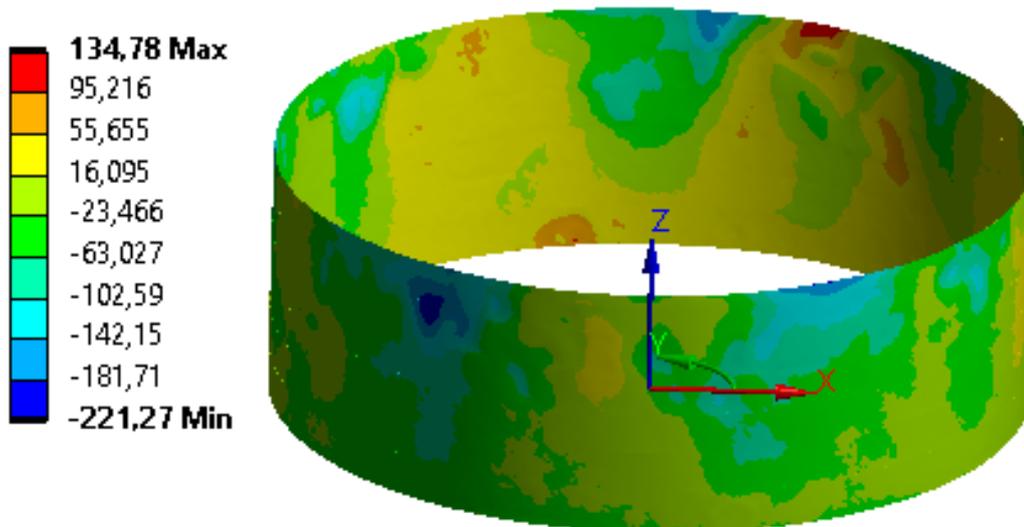


Figura 61 - Modelo de EF do costado deformado (escala em mm).

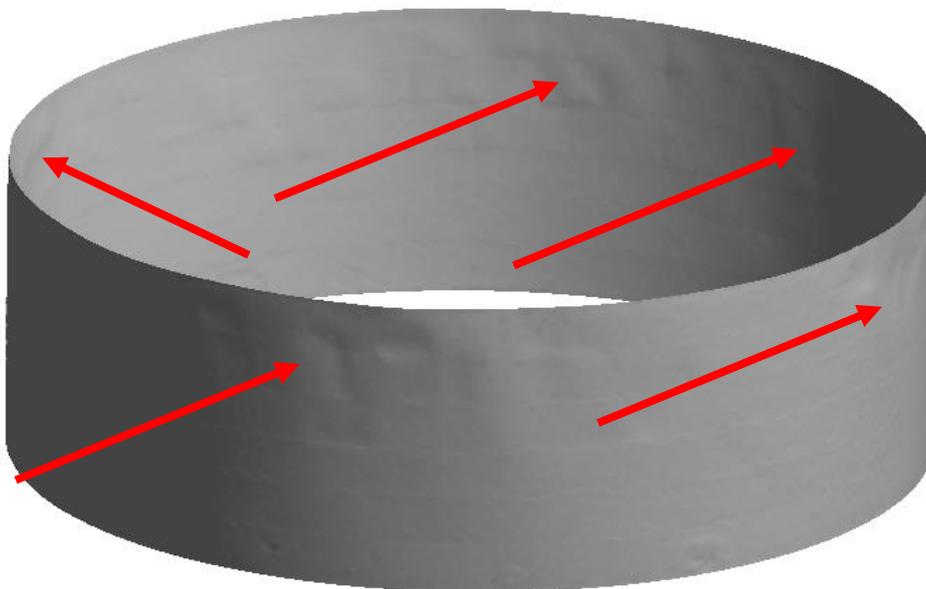


Figura 62 – Detalhamento do modelo deformado.

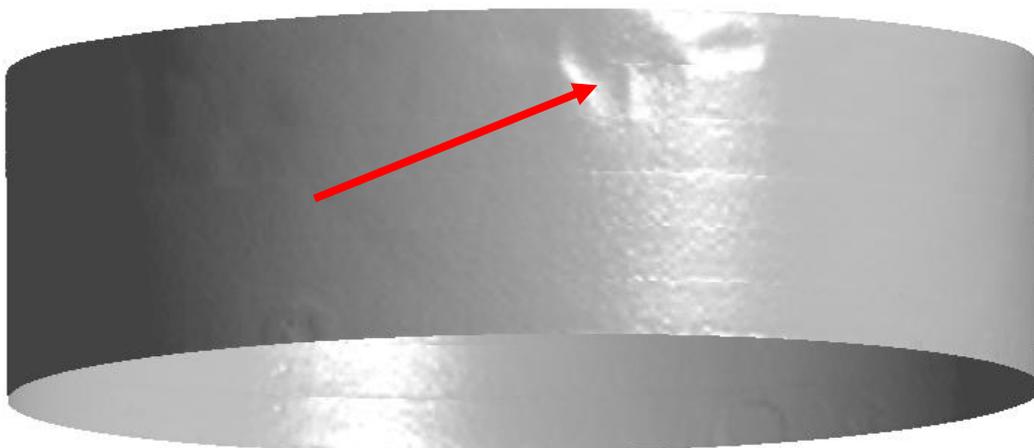


Figura 63 – Detalhamento do modelo deformado.

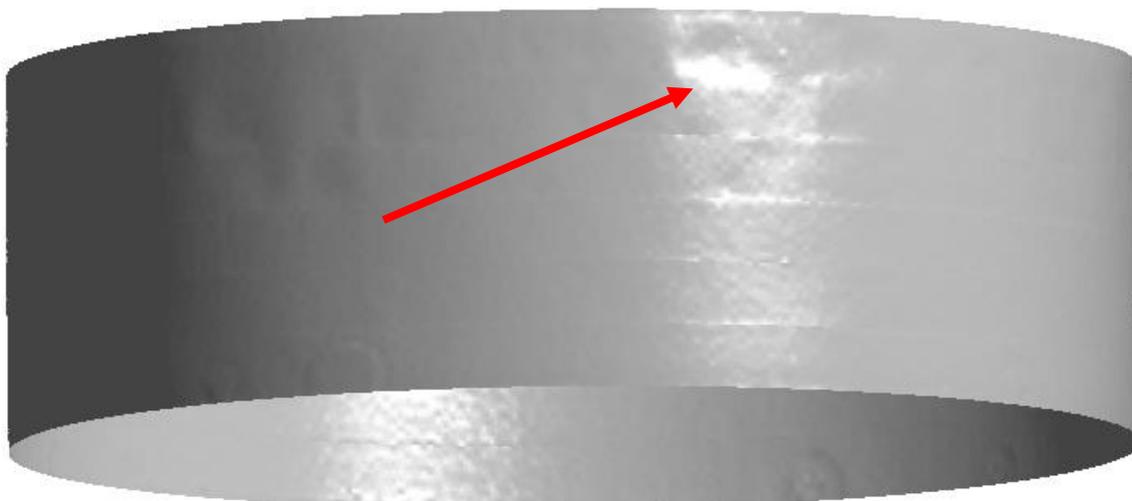


Figura 64 – Detalhamento do modelo deformado.

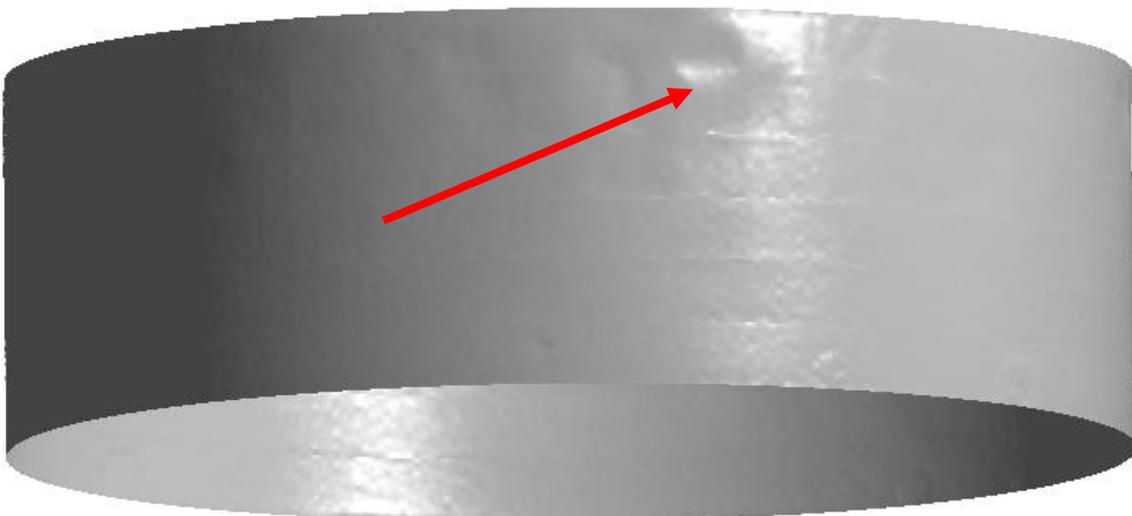


Figura 65 – Detalhamento do modelo deformado.

5.6 Considerações finais

Este capítulo apresentou a tecnologia de escaneamento a laser 3D e suas variações para aplicações na indústria. Além disso, foi discutida toda metodologia aplicável à coleta, registro e processamento das nuvens de pontos, detalhando e exemplificando como é feito o processo de escaneamento quando múltiplas cenas são necessárias. Por fim, foi apresentado o equipamento utilizado para escaneamento do costado do tanque investigado, bem como a etapa de inspeção dimensional do tanque, processamento e amostragem da nuvem de pontos e comparação dos resultados frente ao do levantamento topográfico. A nuvem de pontos resultante foi utilizada para calibração de um modelo de EF, possibilitando a fiel representação das imperfeições na modelagem numérica.

6. ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS

6.1 Considerações iniciais

A presença das distorções radiais no costado do tanque investigado é oriunda de processos de deformação das chapas metálicas que compõem a estrutura. A existência dessas deformações na estrutura induz ao questionamento sobre existência de tensões residuais. Apesar de serem desconhecidas as causas exatas dessas deformações, pela geometria da estrutura mapeada pela etapa de escaneamento a laser, é possível estimar um campo de tensões residuais a partir de simulações numéricas. Neste sentido, este capítulo dedica-se à discussão sobre tensões residuais, onde serão apresentadas as metodologias disponíveis para estimativa, bem como premissas de modelagem numérica, resultados e considerações sobre alívio de tensões. A Figura 66 detalha as etapas da metodologia de análise proposta por este trabalho discutidas neste capítulo.

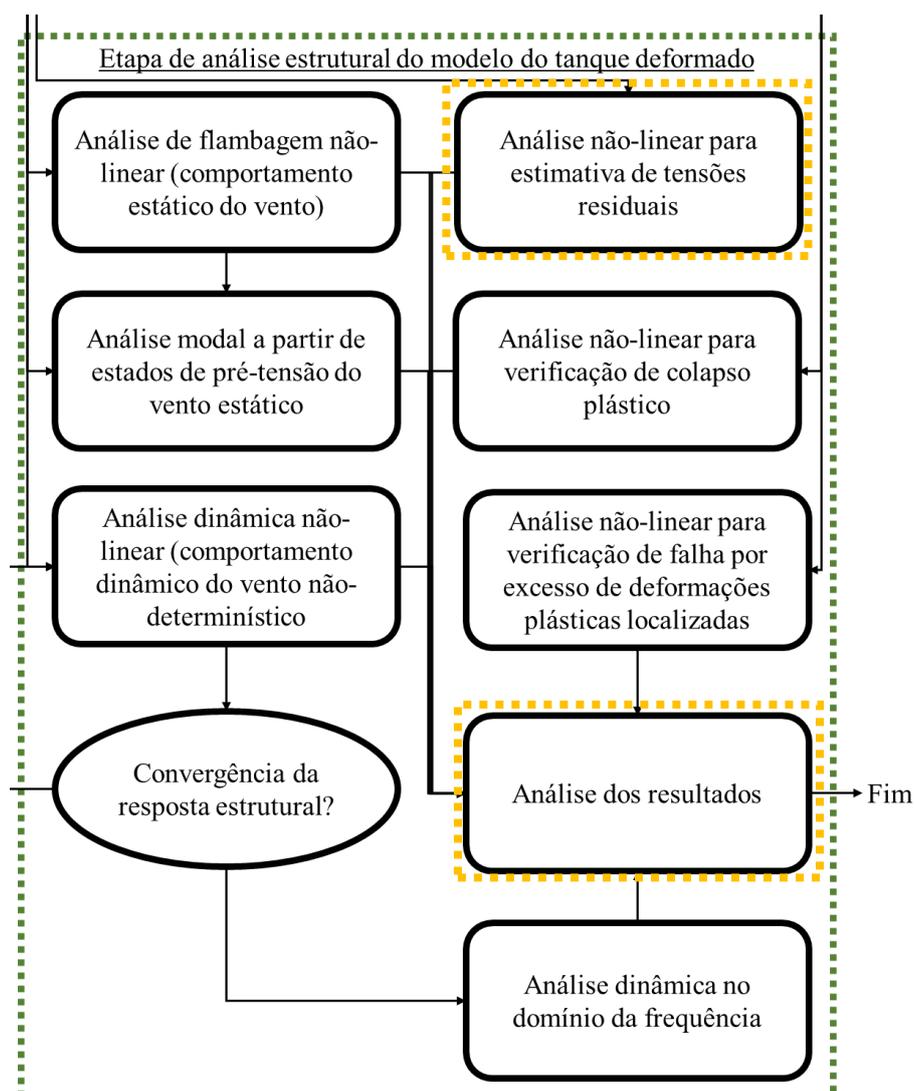


Figura 66 – Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.

6.2 Tensões residuais e metodologias para estimativa

Noyan e Cohen [112] afirmam que tensões residuais existem no contínuo do material na ausência de esforços externos ou gradientes de temperatura aplicados. Além disso, afirmam que tensões residuais são autoequilibrantes, de forma que qualquer perturbação externa, tais como carregamentos mecânicos e/ou térmicos alteram seu estado de equilíbrio ocasionando a redistribuição dessas tensões em busca de uma nova condição de equilíbrio.

De acordo com Paiva [98], as tensões residuais são geradas como resultado de uma resposta elástica a uma distribuição não uniforme de deformações não elásticas, que podem ser ocasionadas por diversos fatores, como plasticidade, transformações de fase metalúrgica, expansão térmica, remoção de material, entre outros. Elas se somam às tensões originadas pelas cargas em serviço e podem ter efeitos positivos ou negativos nas estruturas, dependendo de sua intensidade, orientação e distribuição ao longo da estrutura.

Rodrigues [113] as classifica em diferentes categorias: tensões residuais macroscópicas, microscópicas e submicroscópicas, sendo essa classificação relacionada à área de abrangência das tensões ao longo do grão do material e seu contorno. Tensões residuais macroscópicas abrangem diversos grãos dos materiais e são autoequilibrantes em relação à estrutura como um todo, sendo oriundas, normalmente, de processos que envolvem gradientes de deformações plásticas e/ou gradientes térmicos [114]. Já as microscópicas abrangem pequenas áreas como as dos grãos dos materiais e as submicroscópicas restringem-se às regiões interatômicas [115]. O nível de detalhamento das tensões residuais deste trabalho de pesquisa restringe-se às tensões macroscópicas.

Quanto aos métodos de estimativa das tensões residuais, Díaz e colaboradores [78] os classificam em métodos de medição de tensões residuais e métodos de modelagem. Os métodos de medição, por sua vez, são classificados em destrutivos, semi-destrutivos e não-destrutivos. Quanto aos métodos não-destrutivos, destaca-se o método por difração de raios-x, sendo principalmente aplicado para determinações precisas de tensões em pequenas regiões localizadas.

Quanto à determinação de tensões residuais em um costado de um tanque de armazenamento do porte do tanque alvo deste estudo, não é possível aplicação de métodos destrutivos ou semi-destrutivos para medição dessas tensões e as tecnologias não-destrutivas atuais limitam-se a determinação em pequenas regiões. Assim, a estratégia

viável para estudo das tensões residuais dado o estado de deformação no tanque investigado é a modelagem numérica através do MEF, com base nos dados obtidos pela etapa de escaneamento a laser.

A determinação de um campo de tensões residuais através do MEF é bastante explorada na literatura, porém sob a ótica dos processos de fabricação, tais como soldagem, conformação mecânica e usinagem. A soldagem induz gradientes térmicos transientes no material provocando deformações diferenciais que induzem tensões no material pós-resfriamento. Já os processos de conformação mecânica a frio e usinagem induzem tensões residuais proveniente de processos de deformação plástica por esforço mecânico. As deformações existentes no costado do tanque podem ser compreendidas como processos de conformação a frio, uma vez que deformações plásticas foram ocasionadas pela existência de esforços mecânicos.

Os principais processos de conformação abordados na literatura quanto à simulação por MEF são o dobramento de chapas e a laminação [78]. Quanto aos processos de dobramento de chapas, Quach e colaboradores [116] realizaram simulações utilizando elementos de estado plano de deformações e condições de simetria para determinar o campo de tensões residuais após conformação, considerando a matriz e a prensa como superfícies rígidas e impondo a estrutura a se deformar plasticamente com base em deslocamento prescrito e elementos de contato. Posteriormente (2018), Mutafi e colegas [117] incluíram os efeitos da direção longitudinal através de simulações em 3D.

No que diz respeito aos processos de laminação, a simulação numérica por MEF é mais complexa devido ao alto número de elementos de contatos requeridos e das não-linearidades do processo [78], porém a filosofia de simulação da conformação permanece a mesma, sendo o objetivo dar a forma final da peça a ser fabricada e avaliar o campo de tensões resultante, incluindo efeitos de não-linearidades, recuperação elástica, entre outros.

Neste sentido, uma vez conhecida a geometria inicial e a geometria final, é possível simular o campo de tensões residuais. Tal abordagem é possível de ser aplicada para a estimativa do campo de tensões residuais macroscópicas no costado do tanque investigado, uma vez que a estrutura foi mapeada e as deformações existentes no costado são conhecidas.

6.3 Modelagem numérica de tensões residuais

O mapeamento do costado do tanque através da técnica de escaneamento a laser possibilitou uma precisa medição das imperfeições existentes na estrutura. Dessa forma, para estimativa do campo de tensões residuais, a nuvem de pontos resultante foi utilizada através de simulações pelo MEF.

A filosofia de simulação utilizada neste trabalho se baseou em métodos encontrados na literatura relativos aos processos de conformação a frio. Na pesquisa de Quach e colaboradores [116], por exemplo, a simulação das tensões residuais de um processo de dobramento de chapas se baseou em aplicar um deslocamento e para forçar um modelo de uma chapa a se deformar plasticamente e depois removê-lo para recuperação elástica. A intensidade do deslocamento aplicado foi determinada por tentativa e erro até a obtenção da geometria final desejada, descontando a recuperação elástica. Diversas outras simulações de processos de conformação a frio se baseando na mesma filosofia de análise foram realizadas por demais pesquisadores, como relatado por Díaz e colaboradores [78].

Nesse sentido, para estimar o campo de tensões residuais existentes no costado do tanque de armazenamento investigado, as distorções radiais calculadas com base no procedimento descrito na seção 5.5 foram utilizadas como base para uma análise não-linear considerando efeitos de grandes deslocamentos e plasticidade com endurecimento isotrópico. A análise foi conduzida em duas etapas de carregamento. A primeira, com aplicação das distorções radiais através de deslocamentos prescritos e a segunda, com a retirada desses deslocamentos para recuperação elástica. Como os valores das distorções radiais obtidas pela etapa de escaneamento a laser representam a geometria final do costado do tanque, foi necessário inserir fatores majoração para as distorções radiais utilizadas como deslocamentos prescritos, para que, uma vez removidos os deslocamentos, a recuperação elástica leve a estrutura à geometria final desejada.

A Figura 67 ilustra esse processo em uma barra deformada axialmente, de forma esquemática. Em (a) consta a geometria final desejada com uma distância d da geometria inicial considerada em (b). Um deslocamento de valor d_m é, então, aplicado à geometria em (b) deformando-a até o estado representado em (c) que, uma vez removido, acarreta na recuperação elástica R_E levando à geometria final representada em (d), considerando um campo de tensões residuais σ_{res} .

No caso tanque investigado, foi considerada como geometria inicial um cilindro perfeito, nas dimensões do costado do tanque. Os deslocamentos foram aplicados em todos os nós do modelo em EF, com distorções radiais sendo majoradas por fatores obtidos por tentativa e erro, até a obtenção da geometria final após descarregamento, considerando as distorções radiais mapeadas pelo escaneamento a laser.

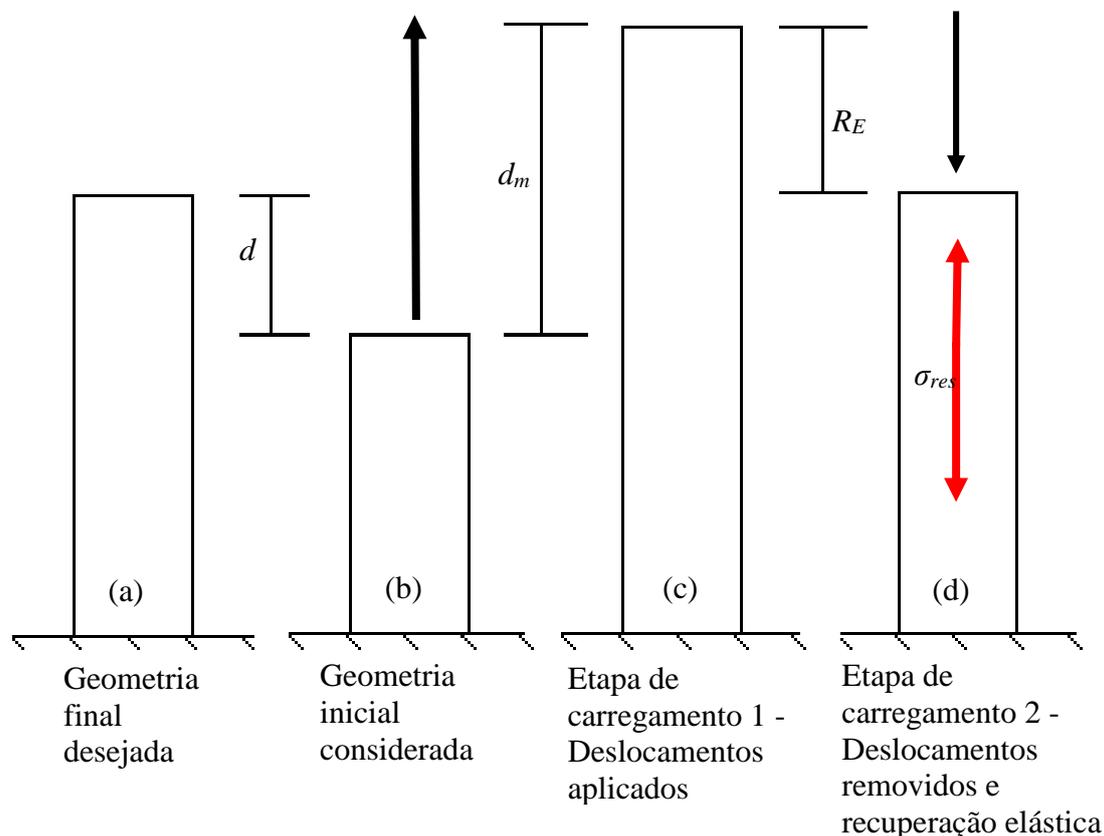


Figura 67 - Esquemático de etapas de carregamento

O campo de tensões residuais (σ_{res}) resultante da simulação pode ser visualizado na Figura 68, em termos das tensões equivalentes de Von Mises. Verifica-se valores máximos são ordem de 160 MPa, resultantes do processo de deformação plástica até a obtenção da geometria final. De fato, não é possível garantir que ao longo dos anos de operação a estrutura do tanque teve imperfeições geradas por processos mecânicos em apenas uma vez, conforme simulado. Entretanto, por falta de histórico operacional e de manutenção do tanque, esta abordagem é coerente por ser mais conservadora, uma vez que considera que toda a deformação plástica tenha ocorrido em uma única vez, sem etapas de alívio de tensões residuais intermediárias.

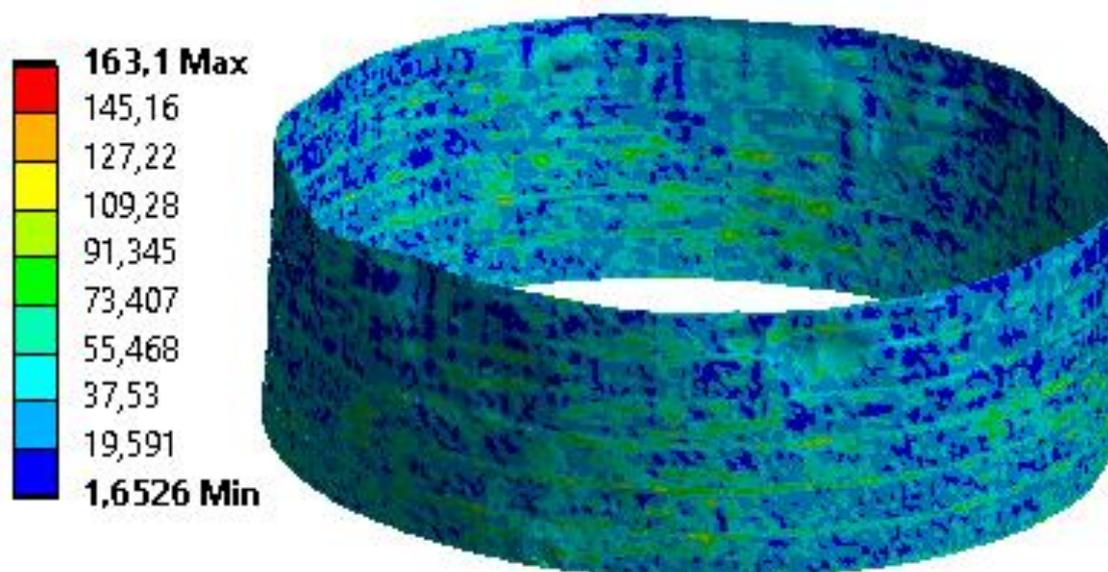


Figura 68 - Campo de tensões residuais

Do ponto de vista da solicitação da estrutura pelas tensões residuais, a tensão admissível (S_{adm}) do material de construção é de 138 MPa [26]. Entretanto, esse limite admissível não se aplica às tensões residuais, uma vez que estas são categorizadas como tensões secundárias, necessárias para garantir a compatibilidade de deslocamentos na estrutura.

Conforme o código ASME VIII-2 [118], tensões secundárias são geradas pela restrição de partes adjacentes ou pela autorrestrição de uma estrutura. A característica básica de uma tensão secundária é que ela se autolimita. Deformações locais e distorções menores podem satisfazer as condições que causam o surgimento da tensão, e não se espera que ocorra falha após uma única aplicação da tensão.

Ainda segundo o código ASME VIII-2 [118] os limites admissíveis para tensões de natureza secundárias (S_{PS}) são superiores, assumindo o maior valor entre três vezes a tensão admissível ou duas vezes a tensão limite de escoamento. No caso do aço ASTM A283 Gr. C o limite de escoamento mínimo especificado é de 205 MPa [93]. Dessa forma, o valor admissível para as tensões secundárias (S_{PS}) é bastante superior (414 MPa) ao valor das tensões residuais máximas (σ_{res}^{max}) existentes no costado do tanque, sendo a relação entre esses dois últimos ($\sigma_{res}^{max} S_{PS}$) de, aproximadamente, 39%.

Tendo em vista que o mínimo limite de resistência à tração especificado para o aço ASTM A283 Gr. C é de 380 MPa [93], o limite de 414 MPa para as tensões secundárias pode ser questionado como critério de análise. Entretanto, dois pontos devem

ser considerados. O primeiro, diz respeito ao limite de resistência à tração é obtido pelo ensaio de resistência à tração considerando as dimensões originais dos corpos de prova (limite de resistência à tração de engenharia), sendo o limite de resistência à tração verdadeiro de 501 MPa. Além disso, é importante mencionar que o limite admissível para as tensões secundárias (S_{PS}) adotado pelo código ASME VIII-2 2 [118] é aplicável a tensões obtidas por meio de análise elástica linear. Entretanto, como não é possível estimar tensões residuais sem inclusão de não-linearidades, sobretudo a plasticidade, este valor foi adotado como referência para análise das tensões.

Detalhes importantes a serem comentados dizem respeito à distribuição de tensões residuais apresentadas na Figura 68. É possível perceber pela escala de cores da imagem que apesar do valor máximo ocorrer em regiões bem localizadas, a grande maioria das tensões residuais (σ_{res}) está na faixa de 0 a 80 MPa, com um valor médio de tensões residuais (σ_{res}^{med}) de 38,26 MPa. Os valores se intensificam na região de junção entre as chapas de costado, devido à necessidade de compatibilidade de deslocamentos entre transições de espessura. A Figura 69 apresenta um histograma da distribuição das tensões residuais interpoladas para os nós do modelo estrutural. Verifica-se que cerca de 95% das regiões possuem tensões residuais de até 80 MPa.

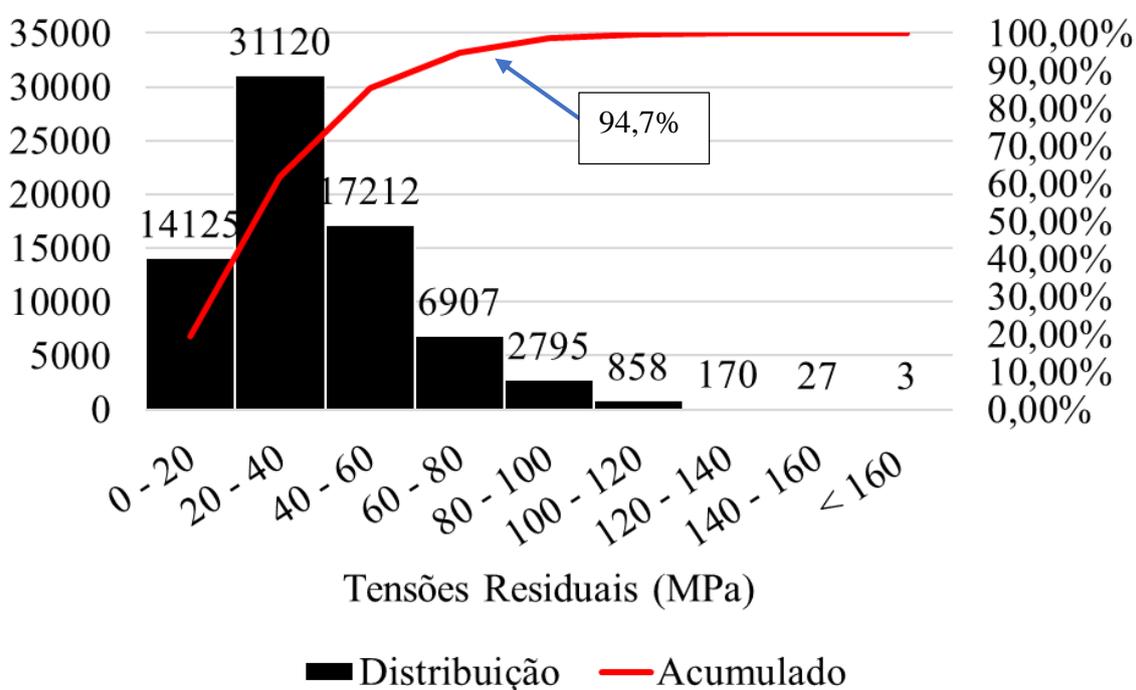


Figura 69 - Histograma de tensões residuais

6.4 Alívio de tensões residuais

Como tensões secundárias são autolimitantes, uma alteração no campo de tensões da estrutura pode ocasionar o alívio dessas tensões, provocando sua redistribuição e consequentemente, uma redução nos valores. De acordo com Paiva [98], os métodos de alívio podem ser térmicos ou mecânicos. Nos métodos térmicos, tratamentos térmicos são aplicados visando alterações metalúrgicas para redistribuição de tensões, sendo muito aplicáveis como etapas posteriores aos processos de fabricação por soldagem. Nos métodos mecânicos, para estruturas de grande porte, destacam-se os testes hidrostáticos, onde a estrutura é preenchida com água e levado a uma pressão de teste por um determinado período de tempo. No teste hidrostático (TH), além de outros resultados desejados, espera-se que o campo de tensões residuais seja aliviado através da redistribuição das tensões, conforme previsto nos códigos API 579 [61] e BS7910 [119].

Dessa forma, para compreender os efeitos de um TH performado no tanque investigado, uma simulação por MEF foi conduzida, considerando como estado inicial da análise a geometria e o campo de tensões residuais obtidos na simulação anterior. Para isso, foi conduzida uma análise considerando as mesmas não-linearidades consideradas para simulação das tensões residuais em uma análise com duas etapas de carregamento. A primeira etapa consistiu em simular o preenchimento do tanque com água, até seu nível máximo, através da inclusão de um campo de pressões hidrostáticas atuando no interior das chapas de costado. Na segunda etapa, a pressão hidrostática foi removida, simulando o esvaziamento do tanque de armazenamento.

Em termos de resultados, a Figura 70 apresenta as tensões equivalentes de Von Mises durante o TH e a Figura 71 após, com apresentação do campo de tensões residuais. É possível verificar uma expressiva redução das tensões residuais após o TH, com valor máximo (σ_{res}^{max}) de 16,63 MPa e média (σ_{res}^{med}) de 1,52 MPa. Tal resultado está em concordância com a pesquisa de Paiva [98] que concluiu em seu trabalho que para testes hidrostáticos que induzem tensões superiores a 60% da tensão limite de escoamento do material, a redução das tensões residuais em vasos de pressão é considerável. Além disso, é importante considerar que o código API 579 [61] indica que a influência de um TH na redução das tensões residuais em estruturas mais regulares, como as de tanques de armazenamento cilíndricos, é mais expressiva. Neste sentido, os resultados apresentados na Figura 71 estão em linha com as previsões normativas e encontradas na literatura, uma

vez que as tensões residuais pós TH limitam-se às regiões de maiores deformações e de transições de espessura, devido à compatibilidade de deslocamentos.

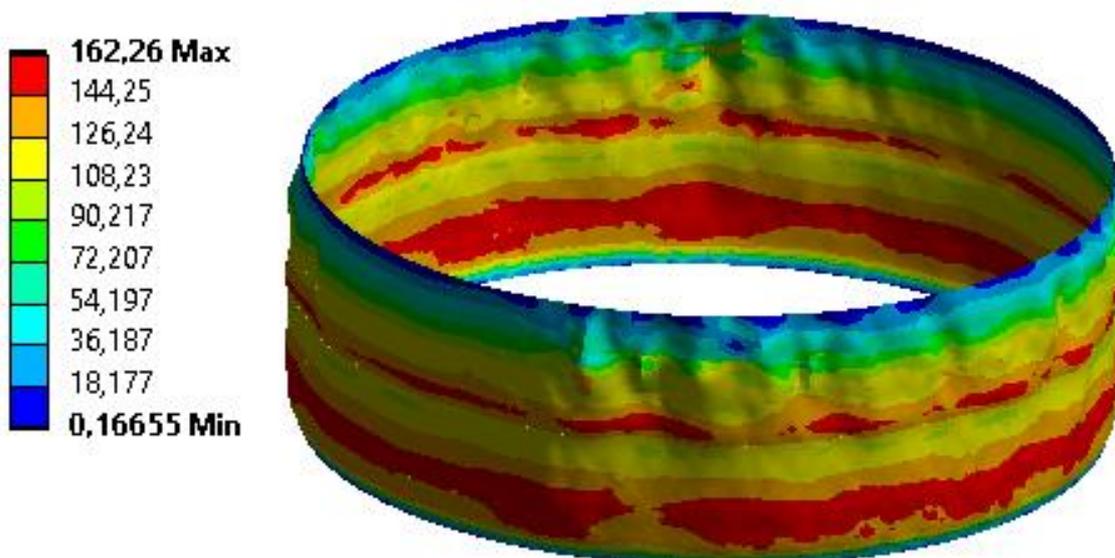


Figura 70 - Tensões equivalentes de Von Mises durante TH (em MPa)

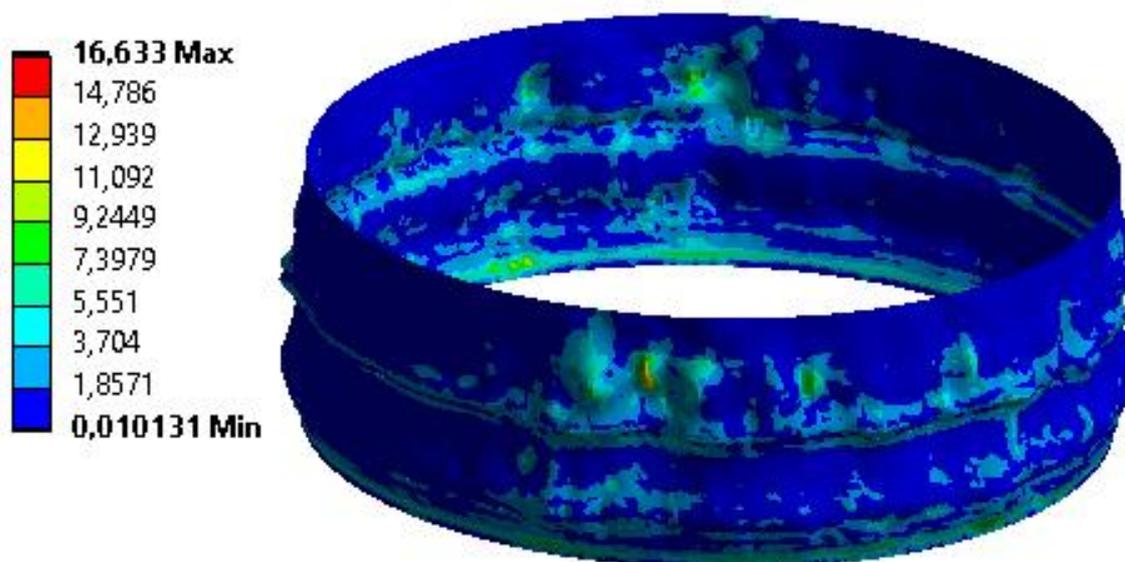


Figura 71 - Tensões residuais após TH (em MPa)

6.1 Considerações finais

O presente capítulo destinou-se a discutir e analisar a presença de tensões residuais no costado do tanque, resultantes do processo de deformação plástica experienciado ao longo dos anos. Inicialmente foi feita uma discussão teórica a respeito de tensões residuais, sua classificação, métodos de medição e modelagem. Em seguida, foram adotadas algumas hipóteses simplificadoras e conservadoras para modelagem das tensões residuais através do MEF, sendo feita uma discussão dos resultados com base em critérios

normativos. Por fim, foi analisada a possibilidade de alívio das tensões residuais a partir da execução de TH no tanque, sendo verificada uma expressiva redução, corroborando com resultados encontrados na literatura. A Tabela 5 apresenta os resultados de forma resumida para as reduções das tensões residuais pela condução de um TH. Observa-se uma expressiva redução, com valores de 96,03% para as tensões residuais médias (σ_{res}^{med}) e de 89,80% para as tensões residuais máximas (σ_{res}^{max}). É importante destacar que devido à grande redução das tensões residuais pela simulação de TH e ao fato de serem tensões auto-limitantes, não se torna necessário incluí-las nas análises estruturais para avaliação de colapso plástico, porém, estas podem ser críticas para soldas sob a ótica de mecânica da fratura.

Tabela 5 – Resumo de resultados da análise de tensões residuais

Valor de tensão	Antes de TH (MPa)	Após TH (MPa)	Diferença (%)
σ_{res}^{med}	38,26	1,52	96,03%
σ_{res}^{max}	163,1	16,63	89,80%

7. ANÁLISE ESTRUTURAL ESTÁTICA

7.1 Considerações iniciais

O presente capítulo destina-se à avaliação do comportamento estrutural estático da estrutura do tanque na presença das deformações mapeadas pela técnica de escaneamento a laser. Para tal fim, análises pelo MEF foram realizadas, contemplando não-linearidades geométricas e de material para estudar a segurança da estrutura quanto aos modos de falha por colapso plástico e por excesso de deformações plásticas localizadas. A Figura 66 demonstra as etapas da metodologia de análise proposta por este trabalho discutidas neste capítulo.

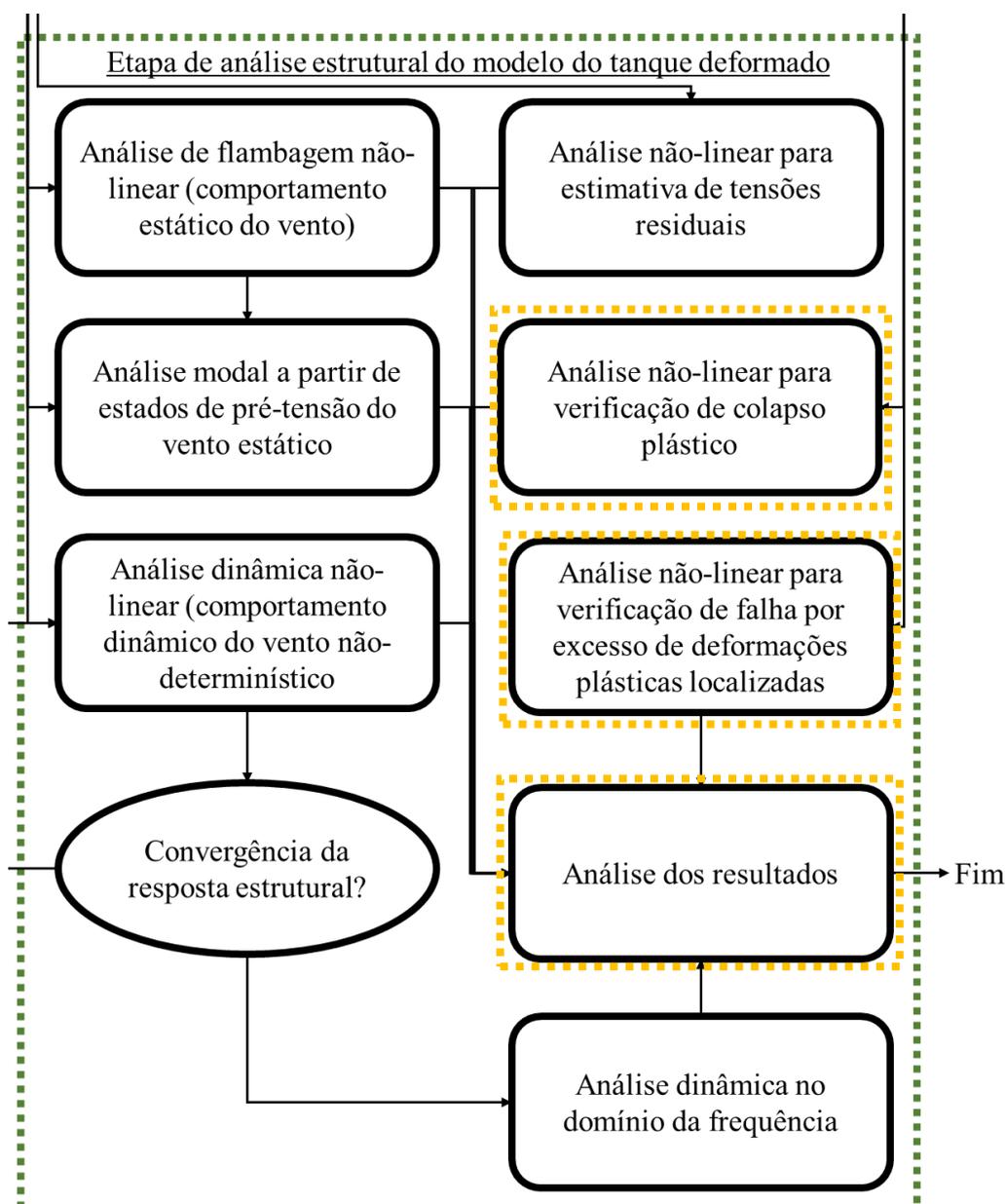


Figura 72 – Etapas da metodologia de análise as quais este capítulo se refere.

7.2 Avaliação de colapso plástico

Sherry [120] define o colapso plástico de uma estrutura como sua falha devido ao desenvolvimento de deformação plástica através de sua seção. Em outras palavras, é um modo de falha por fratura dúctil, sendo observado um certo nível de deformação plástica antes de sua ocorrência, no caso de materiais que apresentam um certo nível de ductilidade, tais como aços de baixo e médio carbono. Para tanques de armazenamento, a falha por colapso plástico pode ser catastrófica, uma vez que pode ocasionar a liberação de produtos perigosos, ocasionando incêndios, poluição ambiental, com danos às pessoas, ao meio ambiente e ao patrimônio. Neste sentido, a verificação estrutural de tanques quanto a este modo de falha é crucial.

Como colocado por Dos Santos [74], a investigação das cargas críticas de colapso plástico de estrutura tem sido objeto de estudo por alguns autores, como, por exemplo, os trabalhos de Duarte & Silvestre [72] e Bock & Real [73], que investigaram cargas críticas de colapso plástico através de simulações por MEF com base em não-linearidades de materiais pela teoria dos pequenos deslocamentos com modelos constitutivos de plasticidade perfeita, ou seja, sem encruamento. Nestes trabalhos, definição da carga crítica foi feita a partir da curva de carga vs. deslocamentos, no instante em que assume curvatura nula, ou seja, plana.

Apesar de conservadora, as análises incluindo os efeitos de plasticidade sem encruamento e pela teoria dos pequenos deslocamentos deixam de considerar uma grande parte da resistência estrutural devido ao endurecimento do material, ao passo que se deforma plasticamente, e à alteração de rigidez da estrutura em virtude de suas deformações que pode ser devidamente incluída pela teoria dos grandes deslocamentos, isto é, através de não-linearidades geométricas.

Um dos critérios de proteção ao modo de falha por colapso plástico do código API 579 [61] se baseia na convergência de uma análise estrutural contemplando não-linearidades geométrica e de material, contendo deformações, para combinações de carregamentos multiplicados por fatores de projeto. Tal critério, apesar de considerar os efeitos de endurecimento do material, ainda apresenta conservador, uma vez que inclui nas combinações de carregamento fatores de projeto que, em alguns casos, majoram os carregamentos em até 125%.

Neste sentido, foi avaliada a carga crítica de colapso plástico considerando a combinação de carregamento $\beta(P_{hid} + P_{prop})$, onde P_{hid} é a pressão hidrostática resultante do líquido armazenado, P_{prop} é o peso próprio do tanque e β é o fator de projeto, definido como $2,5 * RSF_a$ [61], no caso de tanques de armazenamento projetados conforme o código API STD 650 [26]. O parâmetro RSF_a é o fator de resistência remanescente admissível, com valor de 0,9, conforme recomendado pelo código API 579 [61]. Esse fator é oriundo do fator de resistência remanescente (RSF), definido pela Equação (38), onde L_{DC} é a carga colapso plástico da estrutura na presença de um dano e L_{UC} é a carga de colapso plástico da estrutura sem a presença de danos. Neste sentido, com valor recomendado de 0,9 para o RSF_a , admite-se uma perda de 10% da resistência original da estrutura pela presença de danos.

$$RSF = \frac{L_{DC}}{L_{UC}} \quad (38)$$

Foram utilizadas duas abordagens: a primeira, utilizando o critério direto do código API 579 [61] de aplicar a combinação de carregamento majorada e avaliar a convergência da análise não-linear e a segunda, calculando-se as cargas de colapso plástico L_{DC} e L_{UC} e avaliando se o valor de RSF atende ao limite admissível de 0,9. No cálculo das cargas de colapso plástico L_{DC} e L_{UC} o peso próprio do tanque foi considerado sem majoração e a pressão hidrostática foi majorada em fatores até o limite plástico da estrutura.

Para aplicação do critério direto foi avaliada a combinação de carregamento entre pressão hidrostática (P_{hid}) e peso próprio (P_{prop}) do tanque majorados em 125%, dada por $2,25(P+D)$, cujo resultado indicou convergência para a totalidade dos carregamentos. A estrutura deformada após aplicação da totalidade dos carregamentos combinados está disponível na Figura 73 e a Figura 74 apresenta as tensões de Von Mises.

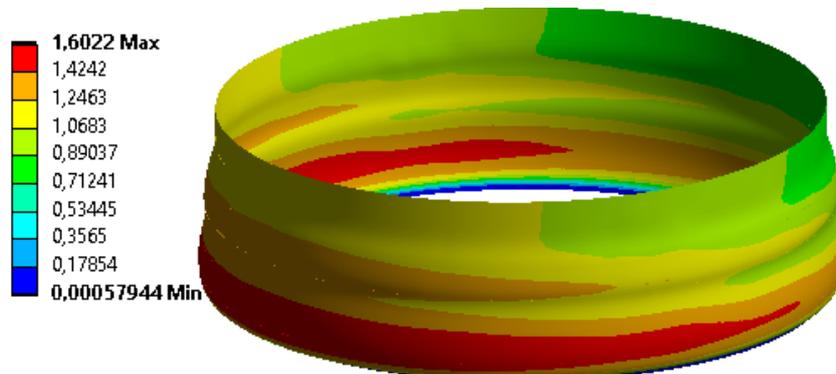


Figura 73 - Deformada para totalidade dos carregamentos (escala em metros)

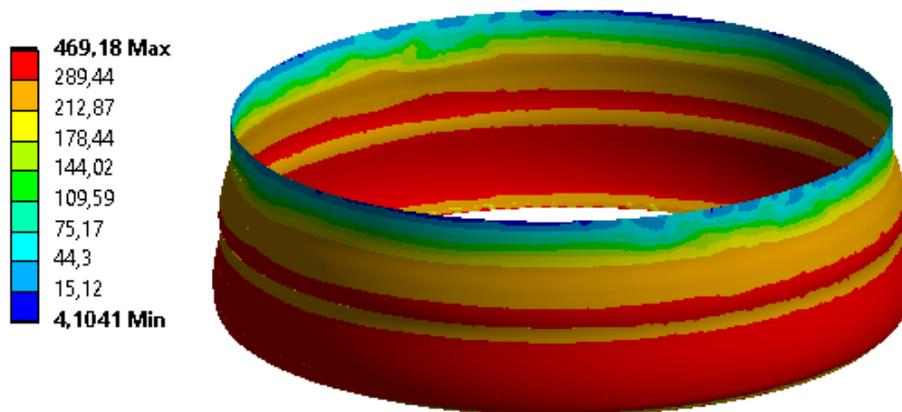


Figura 74 - Tensões equivalentes de Von Mises para totalidade dos carregamentos (escala em MPa)

É possível verificar que os maiores valores de deslocamentos e tensões se apresentam nas chapas inferiores do costado, onde ocorrem as maiores solicitações. As deformações existentes no costado do tanque aparentam ter pouca influência nos deslocamentos máximos e na distribuição de tensões, considerando que a estrutura se encontra em elevados níveis de tensões e apresenta comportamento plástico.

Pelo critério do API 579 [61], a convergência da análise não-linear é suficiente para indicar a proteção do modo de falha por colapso plástico. Entretanto, critérios baseados em convergência de análises podem não ser uma boa alternativa sem a devida avaliação do fenômeno físico por trás das análises, devendo ser realizada uma criteriosa avaliação de engenharia dos resultados obtidos.

Para a análise em questão, a Figura 75 apresenta a curva de carga por deslocamento (do ponto de máximo deslocamento), traduzida em termos do fator de projeto β aplicado à combinação de carregamento avaliada e do deslocamento máximo normalizado u^* ($u^* = u/u_{MAX}$, onde u é o deslocamento e u_{MAX} é o máximo deslocamento da análise). É possível verificar que para β de 2,25, o comportamento da curva é o de se aproximar da carga de colapso plástico, indicando que a estrutura está se aproximando da carga que pode levá-la a uma fratura dúctil, uma vez que a curvatura nula indica esse comportamento, como relatado por outros autores [72,73].

Neste sentido, é importante avaliar que para operação real do tanque, os carregamentos de peso próprio (P_{prop}) e pressão hidrostática (P_{hid}) são representados por um fator β igual a 1, situação na qual a estrutura encontra-se dentro do regime elástico e com grande capacidade de resistir aos carregamentos, mesmo na presença das deformações existentes no costado do tanque.

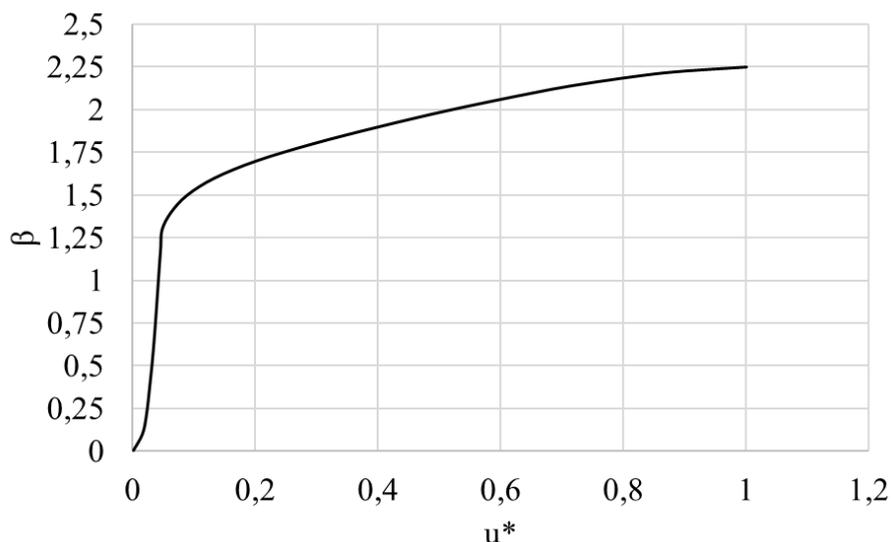


Figura 75 - Curva de carga por deslocamento para análise do critério direto do API 579

A análise das cargas de colapso plástico L_{DC} e L_{UC} foi realizada a partir de análise considerando não-linearidades geométrica pela teoria dos grandes deslocamentos e de material, através de modelo de plasticidade. O critério para definição das cargas de colapso plástico foi o mesmo adotado por outros autores [72,73], com base na curva de carga por deslocamento da estrutura, a partir do instante em que a curvatura se torna nula, indicando perda da rigidez da estrutura em suportar os carregamentos.

O gráfico da Figura 76 apresenta o comportamento dessas curvas para ambas as configurações (tanque perfeito e tanque com deformações). No eixo das abscissas estão os deslocamentos da estrutura nos pontos de maior amplitude (aproximadamente na meia altura do primeiro anel de costado). Já no eixo das ordenadas está representado um fator de carga adimensional, representando o carregamento hidrostático (f_{hid}). É possível verificar pouca diferença no comportamento inelástico da estrutura, enquanto a maior diferença está no regime elástico. Esse comportamento provavelmente é devido ao fato da região de maior solicitação ocorrer no primeiro anel de costado aliado à presença das maiores deformações nos anéis superiores. Entretanto, de fato, a carga de colapso da estrutura contendo deformações L_{DC} é menor do que a carga da estrutura perfeita L_{UC} , pois a presença das deformações ainda influencia na resistência da estrutura como um todo. Porém, essa diferença é pequena, cerca de 2% ($RSF = 0,98$), o que atende ao critério do RSF_a de 0,9 [61].

É importante comentar que no instante em que ocorre o colapso plástico as estruturas perfeita e deformada apresentam amplitude de deslocamentos de 1,77 m e 1,84 m, respectivamente, representando um aumento de 3,8% nos deslocamentos da estrutura

devido à presença das deformações. Além disso, é importante mencionar que para fatores de carga menores que um, isto é, sem majoração de carregamentos, o comportamento das estruturas é completamente elástico, com limites em aproximadamente 1,25.

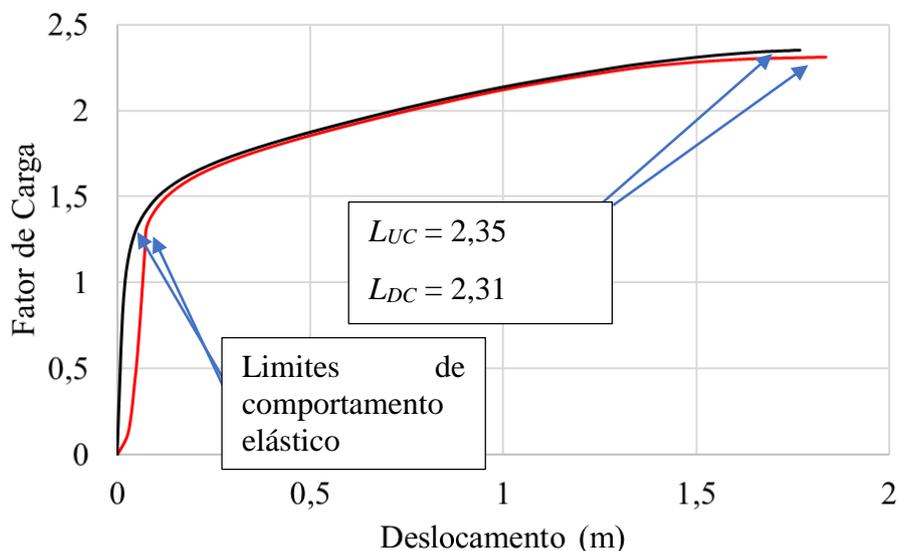


Figura 76 - Curva de carga por deslocamento para avaliar colapso plástico

Neste sentido, com base no resultado das análises, verifica-se que a estrutura possui resistência em resistir aos carregamentos, com cerca de 2% de perda em relação ao projeto original, em função da presença das deformações. É importante destacar que o critério direto do código API 579 [61], baseado na convergência da análise não-linear para as combinações de carregamento aplicáveis não é uma boa escolha para ser aplicado sem a devida avaliação do comportamento físico da estrutura. Uma alternativa é o estudo do comportamento estrutural através da curva de carga por deslocamento, na busca da carga de colapso plástico da estrutura.

Está disponível da Figura 77 à Figura 80 a variação deformada total da estrutura com a evolução dos fatores de carga (f_{hid}) ao longo das análises para o tanque deformado e para o tanque perfeito. É possível verificar que a presença das deformações se torna relevante para menores fatores de carga (f_{hid}), com o tanque ainda no regime elástico, porém com comportamento estrutural menos dependente da presença das deformações à medida em que o tanque é carregado. Para valores de f acima de 1,6, praticamente não se nota mais a presença das deformações na deformada total da estrutura. No caso do tanque perfeito, o comportamento ilustrado demonstra grande semelhança com o tanque deformado para valores de f mais altos, isto é, carregamentos maiores que induzem grandes deformações plásticas na estrutura do tanque.

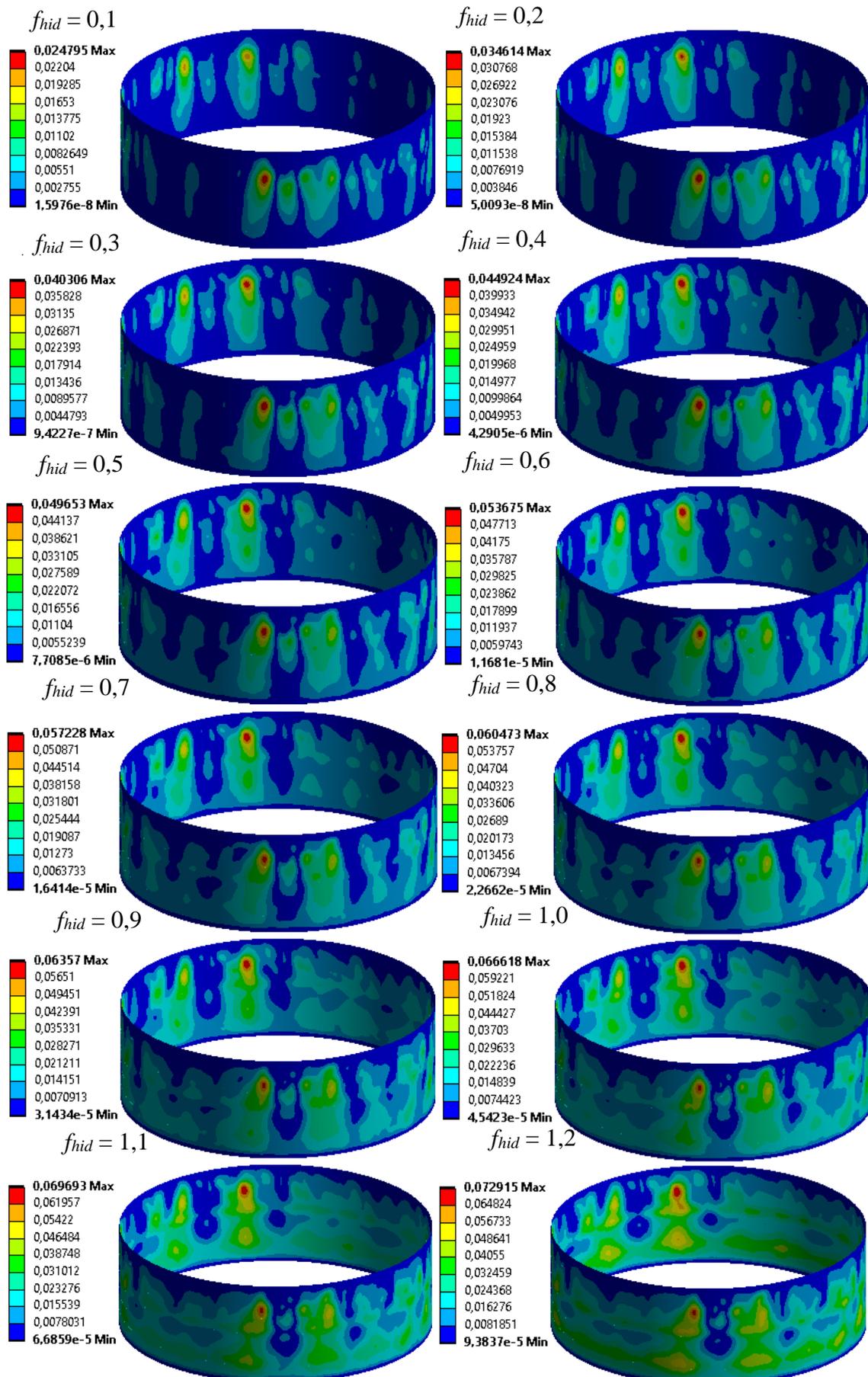


Figura 11 - Evolução dos fatores de carga para o tanque aeromado (parte 1)

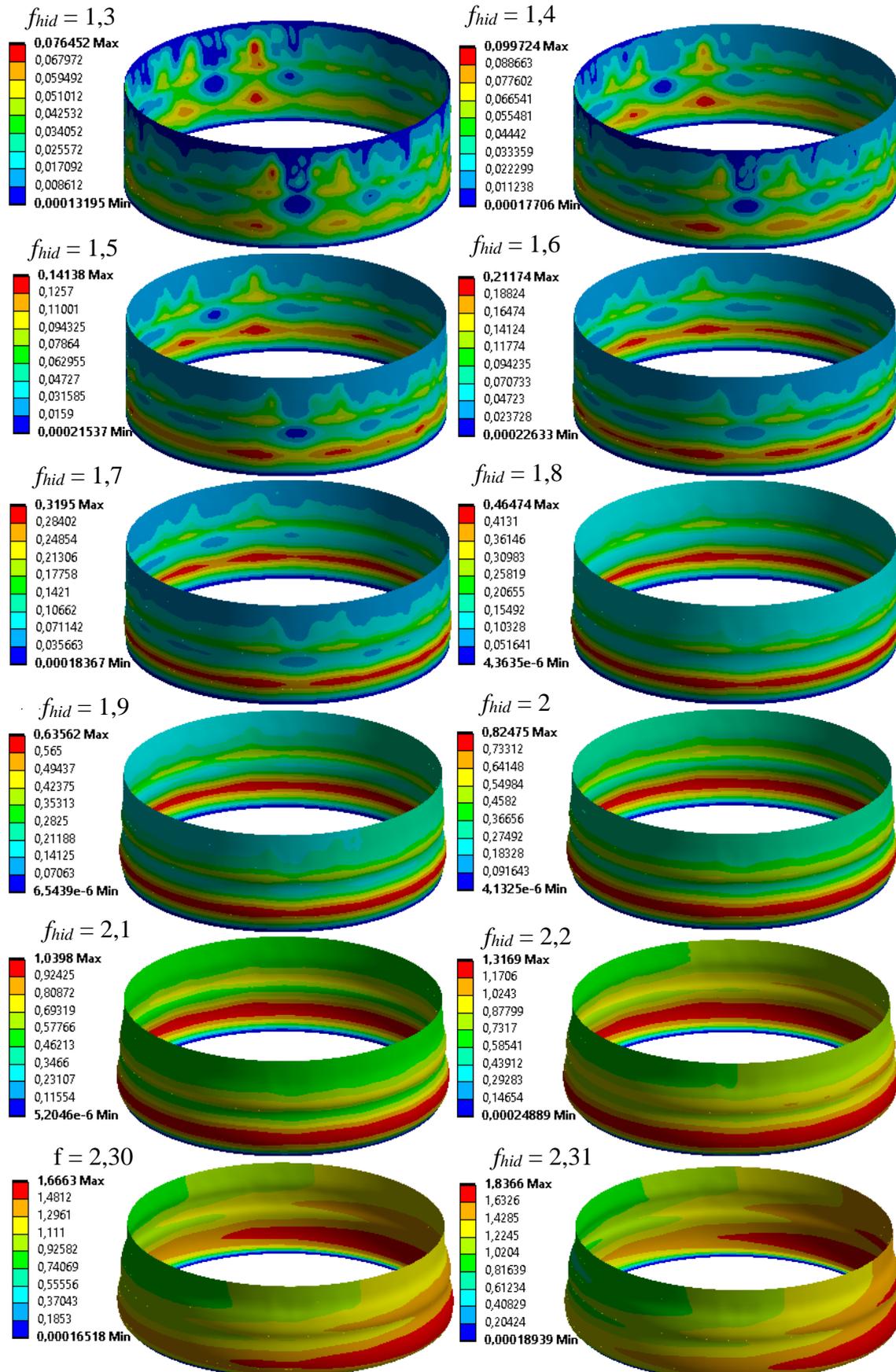


Figura /8 - Evolução dos fatores de carga para o tanque deformado (parte Δ)

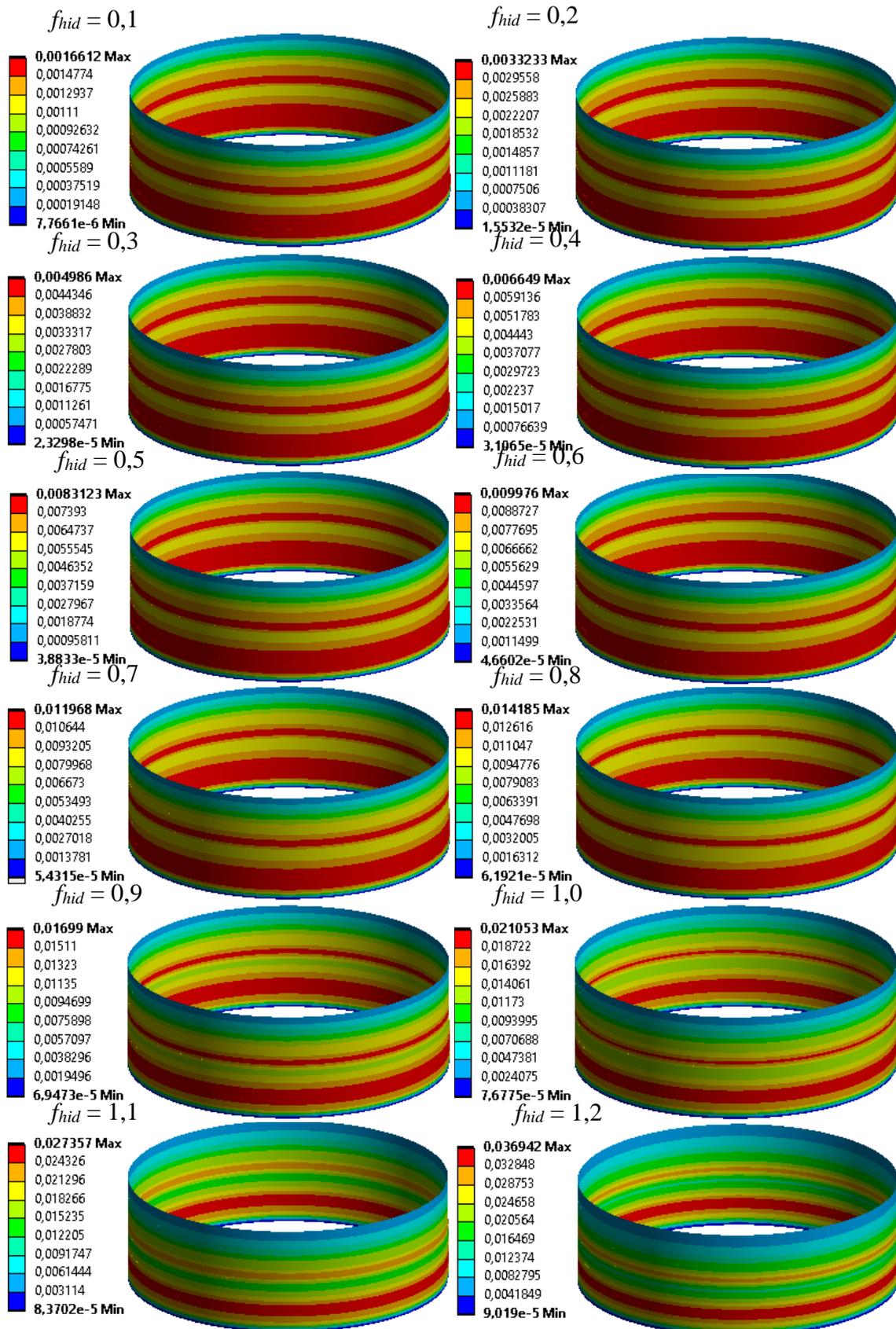


Figura 79 - Evolução dos fatores de carga para o tanque periteo (parte 1)

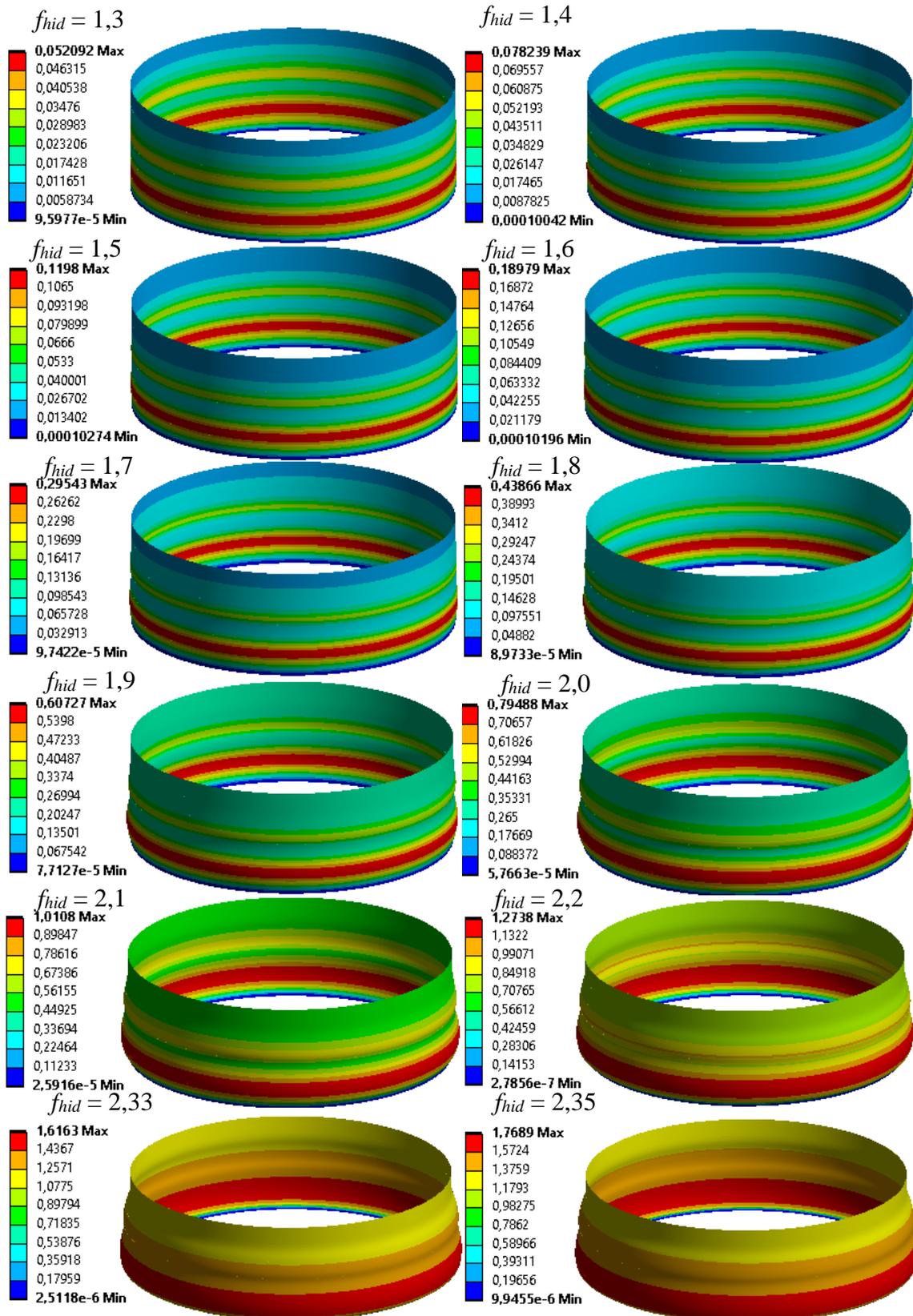


Figura 80 - Evolução dos fatores de carga para o tanque perfeito (parte 2)

7.3 Avaliação de excesso de deformações plásticas locais

Enquanto o modo de falha por colapso plástico avalia a estrutura de forma global, a falha local pode se manifestar através de excesso de deformações plásticas localizadas. Com objetivo de avaliar o critério de falha local, foi utilizado o limite (ε_L) estabelecido pelo API 579 [61], definido pela Equação (39), onde ε_{Lu} , α_{sl} e m_2 são propriedades de material adimensionais, σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais e σ_{eqv} é a tensão equivalente de Von Mises, ambas em MPa. As propriedades de material são especificadas pelo código ASME VIII-2 [118], conforme Tabela 6, sendo utilizados os valores referentes aos aços ferríticos. Os valores especificados para o aço ASTM A283 Gr. C para R_S e do alongamento longitudinal (E_{long}) utilizados para determinação das propriedades utilizadas são de, respectivamente, 0,714 e 0,22 [93]. Dessa forma, as propriedades resultantes são apresentadas na Tabela 7.

$$\varepsilon_L = \varepsilon_{Lu} \exp \left[- \left(\frac{\alpha_{sl}}{1+m_2} \right) \left(\left\{ \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{2\sigma_{eqv}} \right\} - \frac{1}{3} \right) \right] \quad (39)$$

Tabela 6 - Propriedades de material consideradas [118]

Material	m_2	ε_{Lu}	α_{sl}
Aços ferríticos	0,6(1-R)	$2\ln(1+ E_{long})$	2,2
Aços inoxidáveis e ligas de níquel	0,75(1-R)	$3\ln(1+ E_{long})$	0,6
Aços inoxidáveis duplex	0,70(0,95-R)	$2\ln(1+ E_{long})$	2,2
Ligas de níquel endurecíveis por precipitação	1,09(0,93-R)	$\ln(1+ E_{long})$	2,2
Ligas de alumínio	0,52(0,98-R)	$1,3\ln(1+ E_{long})$	2,2
Ligas de cobre	0,5(1-R)	$2\ln(1+ E_{long})$	2,2
Ligas de titânio e zircônio	0,5(0,98-R)	$1,3\ln(1+ E_{long})$	2,2

Tabela 7 - Propriedades de material para avaliação do limite de deformações plásticas

Propriedade	Valor
ε_{Lu}	0,3977
m_2	0,2763
α_{sl}	2,2

Para determinação das deformações plásticas a serem avaliadas à luz do limite (ε_L) definido pela Equação (39), é necessário contabilizar as deformações plásticas oriundas da conformação a frio (ε_{cf}) das chapas de costado durante o processo de construção do tanque e as deformações plásticas equivalentes (ε_{peq}) provenientes da análise estrutural para a combinação de carregamentos dada por $1,7(P + D)RFS_a$. É importante mencionar que o limite de deformações plásticas (ε_L) só tem sentido físico até

a deformação do limite de resistência à tração verdadeira do material, que neste caso é de 0,2736. Assim, a Equação (40) apresenta a formulação matemática do critério de falha local.

$$\frac{\varepsilon_{peq} + \varepsilon_{cf}}{\text{mínimo}(\varepsilon_L; 0,2736)} \leq 1.0. \quad (40)$$

As deformações plásticas da conformação a frio (ε_{cf}) são oriundas do processo de fabricação do tanque e para chapas de espessura t_h (em m) conformadas em perfil cilíndrico com diâmetro D (em m), o código ASME PCC-2 [121] disponibiliza formulação de cálculo, apresentada pela Equação (41).

$$\varepsilon_{cf} = \frac{t_h}{D} \quad (41)$$

Os códigos API 579 [61] e ASME VIII [118] fornecem orientações para análise estrutural considerando a falha por excesso de deformações plásticas localizadas, porém, não levando em consideração as deformações plásticas que porventura já existam em tanques em operação, com exceção às deformações plásticas da conformação à frio (ε_{cf}). No que diz respeito às tensões residuais, desconsiderar a presença destas em análises de adequação ao uso tem justificativa pela existência de métodos de alívio de tensões, como o TH, e pelo fato dessas tensões serem secundárias e autolimitantes, conforme abordado no capítulo 5. Entretanto, quando se tratam de deformações plásticas, uma parcela de ductilidade do material é consumida, de forma que essa deve ser contabilizada.

Neste aspecto, é importante considerar que as deformações existentes no costado do tanque também devem ser contabilizadas de alguma forma no equacionamento do critério de falha local. Dessa forma, foi feita uma modificação no equacionamento do critério de falha local do API 579 [61] incluindo uma parcela referente às deformações existentes no costado obtidas através da simulação das tensões residuais (ε_{dr}), discutida e apresentada no capítulo 6. Assim, a formulação do critério de falha local modificado, proposto por esse trabalho, é finalmente definida a partir da Equação (42)

$$\frac{\varepsilon_{peq} + \varepsilon_{cf} + \varepsilon_{dr}}{\text{mínimo}(\varepsilon_L; 0,2736)} \leq 1,0. \quad (42)$$

As deformações plásticas equivalentes (ε_{peq}) calculadas pela análise da combinação de carregamentos dada por $1,7(P + D)RFS_a$ são apresentadas na Figura 81. Verifica-se que o máximo valor de deformação plástica é de, aproximadamente 0,64%, localizada na região do primeiro anel de costado. No caso das deformações plásticas da conformação a frio (ε_{cf}), os resultados estão disponíveis na Figura 82, tendo as chapas de maior espessura, maiores deformações plásticas.

No caso das deformações plásticas residuais (ε_{dr}), a Figura 83 demonstra que existem deformações plásticas de até 3,8%, aproximadamente, localizadas no primeiro anel de costado, onde as espessuras são maiores. É importante comentar que, apesar das imperfeições de maiores amplitudes localizarem-se nos anéis superiores, as maiores deformações plásticas não ocorrem nessas regiões. Um motivo para explicar tal acontecimento é justamente a menor espessura das chapas superiores, que confere uma maior flexibilidade nessa região, em contraposição à maior rigidez das chapas inferiores, com maiores espessuras, que impactam em maiores deformações plásticas.

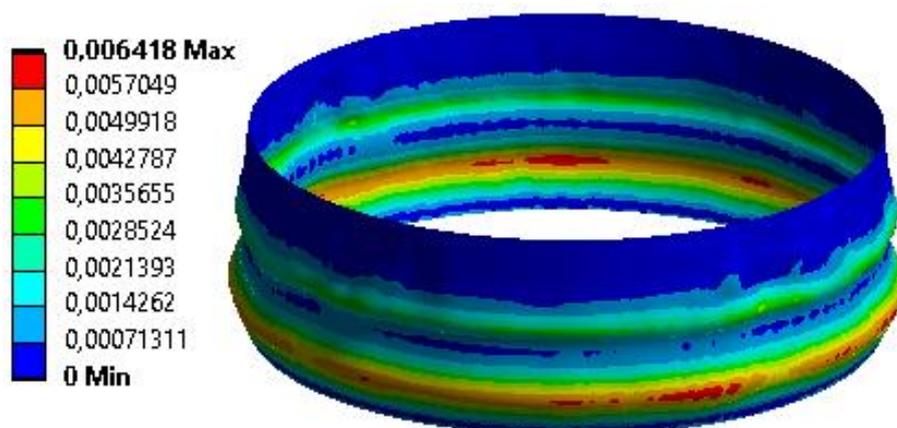


Figura 81 - Deformações plásticas equivalentes (ε_{peq})

Outro comentário importante a respeito das deformações plásticas residuais (ε_{dr}) é quanto à sua comparação às deformações plásticas equivalentes (ε_{peq}). Comparando-se os valores máximos apresentados, as deformações plásticas residuais (ε_{dr}) são cerca de seis vezes maiores (494% de diferença), justificando a utilização do critério modificado proposto pela Equação (42). Nesse sentido, com base nos resultados do critério do API

579 apresentado na Figura 85 e no critério modificado da Figura 86, verifica-se que, apesar de ambos critérios estarem sendo satisfeitos, o critério modificado atinge cerca de 15% do limite de deformações plásticas, enquanto o critério do API 579 [61] utiliza cerca de 4,4% do limite admissível.

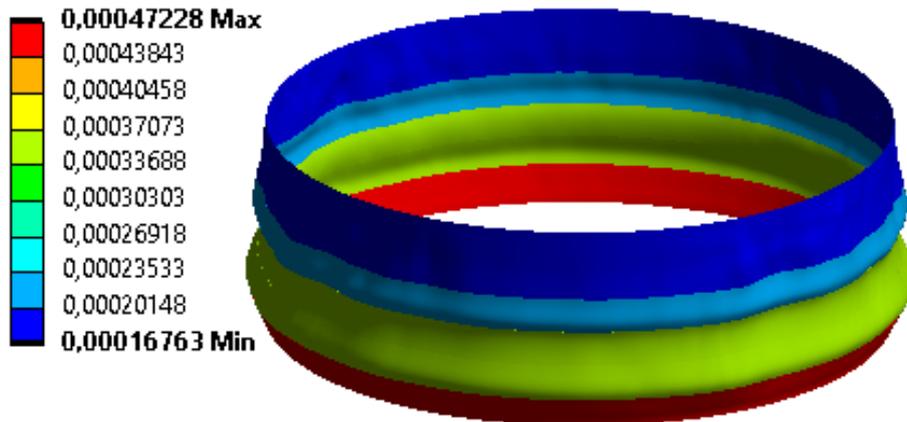


Figura 82 - Deformações plásticas da conformação a frio (ϵ_{cf})

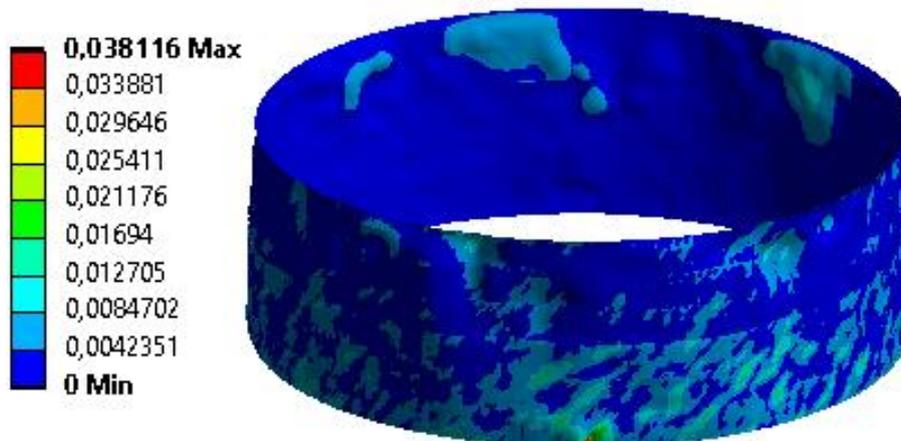


Figura 83 - Deformações plásticas residuais (ϵ_{dr})

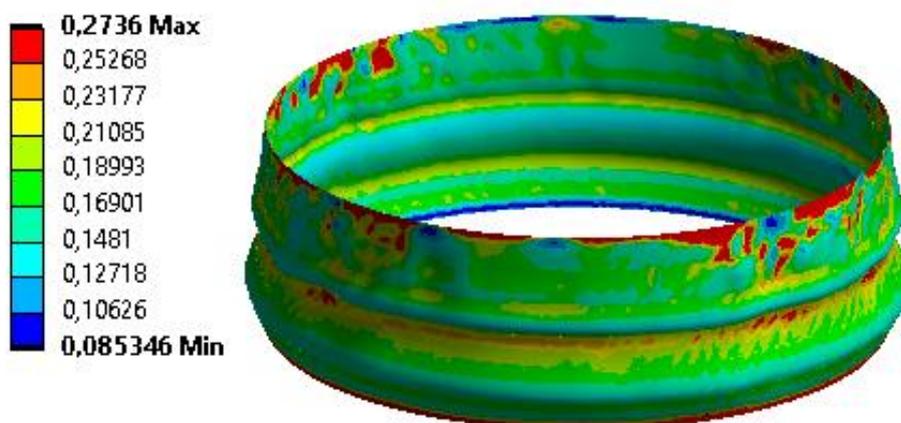


Figura 84 - Limite de deformações plásticas (ϵ_L)

Em geral, o critério de falha local não se apresenta como limitante, sendo o colapso plástico mais relevante à segurança da estrutura. Além disso, fatores de projeto são aplicados aos carregamentos combinados para contabilizar incertezas da análise. Dentre essas incertezas, pode-se entender o campo de deformações residuais como uma dessas, uma vez que sua contabilização pode ser complexa. Entretanto, verificou-se pelas análises que as deformações plásticas residuais (ε_{dr}) são consideravelmente maiores que as deformações plásticas equivalentes (ε_{peq}) e de conformação a frio (ε_{cf}), o que traz a relevância de sua contabilização na avaliação do critério de falha local. Importante destacar o papel da técnica de inspeção por escaneamento a laser da estrutura do costado, que possibilitou precisa representação das distorções radiais e a contabilização das deformações plásticas residuais (ε_{dr}).

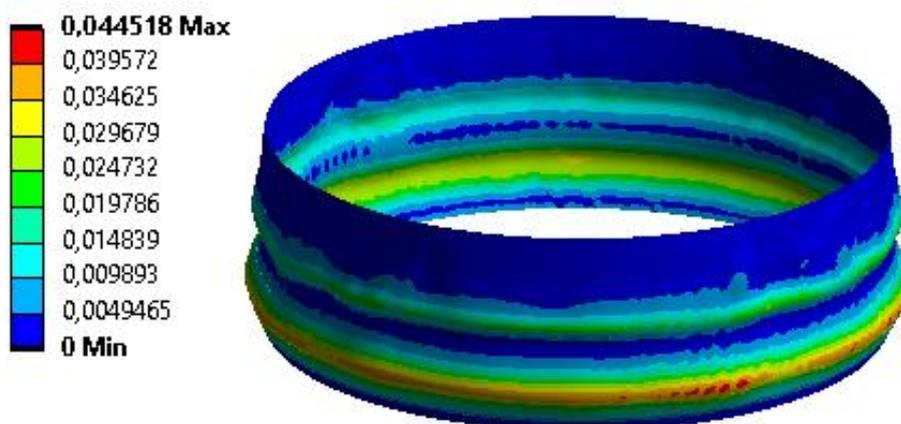


Figura 85 - Critério de falha local do API 579 [61]

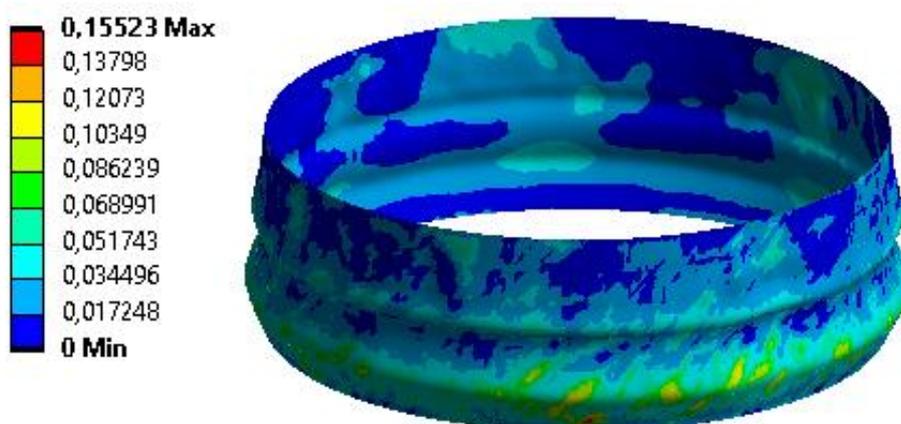


Figura 86 - Critério de falha local modificado

7.4 Considerações finais

Este capítulo analisou a resistência mecânica do costado do tanque investigado, através da avaliação do critério de colapso plástico e falha por excesso de deformações

plásticas localizadas, utilizando como base critérios normativos. Foi verificado que para ambos modos de falha, segundo os critérios avaliados, a estrutura do tanque contendo deformações encontra-se protegida. Entretanto, observou-se que a aplicação do critério direto de convergência da análise não-linear previsto pelo código API 579 [61] pode não ser uma boa alternativa sem o devido entendimento do fenômeno físico, representado pelo comportamento da curva de carga por deslocamento. Assim, para a análise de falha por colapso plástico, esse trabalho recomenda a utilização do RSF_a , através do cálculo das cargas de colapso plástico da estrutura L_{DC} e L_{UC} com base na análise das curvas de carga vs. deslocamentos. Na avaliação do tanque em questão, a presença das imperfeições provocou uma redução da carga de colapso plástico pouco expressiva, conforme resultados apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 – Resumo de resultados para avaliação de colapso plástico

L_{DC}	L_{UC}	Diferença (%)	RSF
2,31	2,35	1,7	0,983

Além disso, quanto ao critério de falha local, foi verificado que, apesar da estrutura encontrar-se protegida contra esse modo de falha para os carregamentos avaliados, a presença de deformações plásticas residuais (ϵ_{dr}) tem grande peso ao avaliar esse critério, sendo recomendável avaliá-la através do critério modificado dado pela Equação (42), sendo uma contribuição proposta por esse trabalho. Além disso, destaca-se o importante papel do correto dimensionamento das imperfeições do costado do tanque investigado através da etapa de escaneamento a laser, que possibilitou a precisa simulação das deformações plásticas residuais (ϵ_{dr}). A Tabela 9 resume os resultados para a avaliação da falha por excesso de deformações plásticas localizadas, sendo possível observar que a utilização do critério proposto por esse trabalho representa um aumento de 248,69% na utilização dos limites de deformação plástica, indicando que para efeitos de segurança das análises, é indicado contabilizar deformações plásticas residuais (ϵ_{dr}) na avaliação do critério de falha local.

Tabela 9 – Resumo de resultados para avaliação de falha local

Critério API 579	Critério Modificado	Diferença (%)
0,044518	0,15523	248,69

8. AÇÃO DO VENTO EM TANQUES

8.1 Considerações iniciais

O vento é um fenômeno de comportamento instável e aleatório. Nesse aspecto, sua representação como um carregamento atuando sobre as estruturas deve considerar tais comportamentos. Com essa finalidade, modelos de vento não-determinísticos são adequados para representar a ação do vento sobre as estruturas, tal como o MRE. Assim, o presente capítulo destina-se a discutir a metodologia de geração de cargas de vento dinâmicas não-determinísticas pelo MRE, bem como os aspectos previstos na NBR 6123 [3] com abordagem estática e determinística para a ação do vento sobre as estruturas.

8.2 Ação de vento sobre as estruturas

Da mecânica dos fluidos clássica, através da equação de Bernoulli, sabe-se que a pressão dinâmica (q - em N/m^2) exercida por um fluido em um ponto de estagnação é dada pela Equação (43), onde ρ_{ar} é a massa específica do ar (em kg/m^3) e V é a velocidade total da corrente livre do vento (em m/s). A velocidade total do vento, em um dado instante de tempo t e em uma dada altura de referência z (em m) em relação ao solo, pode ser decomposta em duas parcelas, conforme Equação (44), onde $V_m(z)$ é a parcela referente à velocidade média do vento e $V_f(z,t)$ a parcela referente à velocidade flutuante (ambas em m/s). O comportamento da velocidade total do vento pode ser visto, de forma ilustrativa, na Figura 87.

$$q = \frac{1}{2} \rho_{ar} V^2 \quad (43)$$

$$V(z,t) = V_m(z) + V_f(z,t) \quad (44)$$

Para velocidade média do vento ($V_m(z)$), normas técnicas sobre ação do vento em estruturas fornecem orientações sobre como considerá-la. A ABNT NBR 6123 [3] utiliza a velocidade básica do vento (V_0), obtida pelo quadro de isopletras na Figura 88 [3], ponderada através de três fatores adimensionais: S_1 , o fator topográfico; S_2 , o fator de perfil longitudinal do vento; e S_3 , o fator estatístico. A partir da Equação (45), então, é possível determinar a velocidade média do vento.

$$V_m(z) = S_1 S_2 S_3 V_0 \quad (45)$$

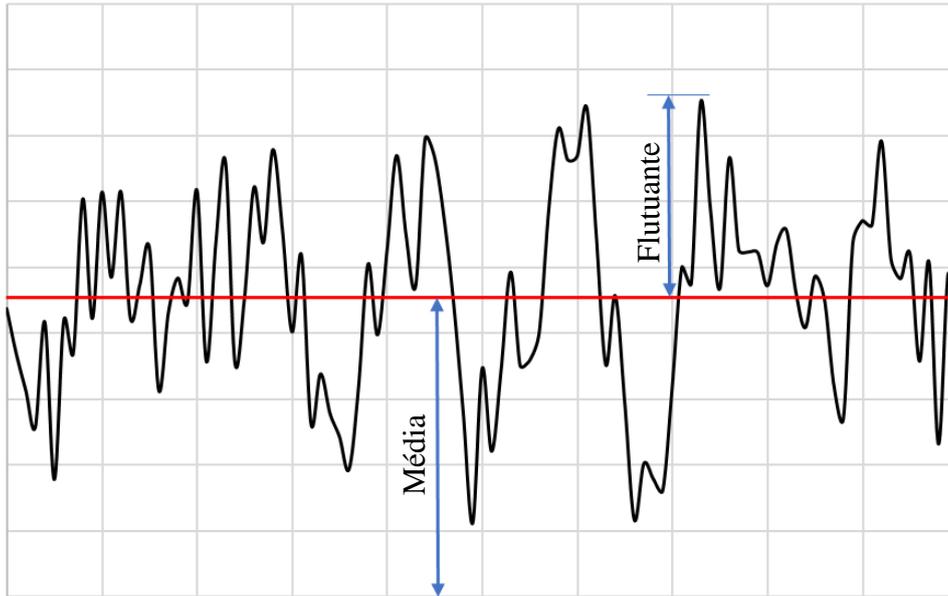


Figura 87 - Variação da velocidade do vento ao longo do tempo.

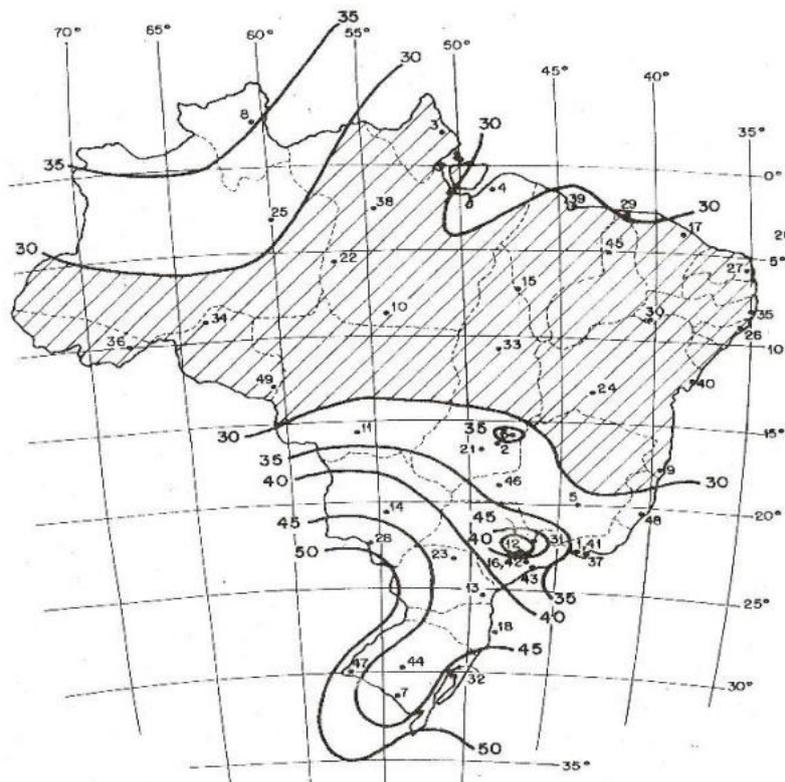


Figura 88 - Isopletas de velocidade de vento para conforme ABNT NBR 6123 [3]

O perfil longitudinal do vento, representado pelo fator S_2 , considera de forma combinada o efeito da rugosidade do terreno, da variação da velocidade do vento em relação à altura acima do solo e das dimensões da estrutura sobre a qual o vento age. A Equação (46) apresenta a definição do fator S_2 de acordo com a ABNT NBR 6123 [3]. Os parâmetros adimensionais b , p e F_r são tabelados e determinados pela categoria do terreno

e a classe da estrutura. A Figura 89 apresenta a variação do parâmetro S_2 em relação à altura z . Importante notar que nesta representação, os valores dos eixos estão normalizados em relação aos valores máximos das grandezas apresentadas ($S_2^* = S_2/S_2^{max}$ e $z^* = z/z^{max}$)

$$S_2(z) = bF_r(z/10)^p \quad (46)$$

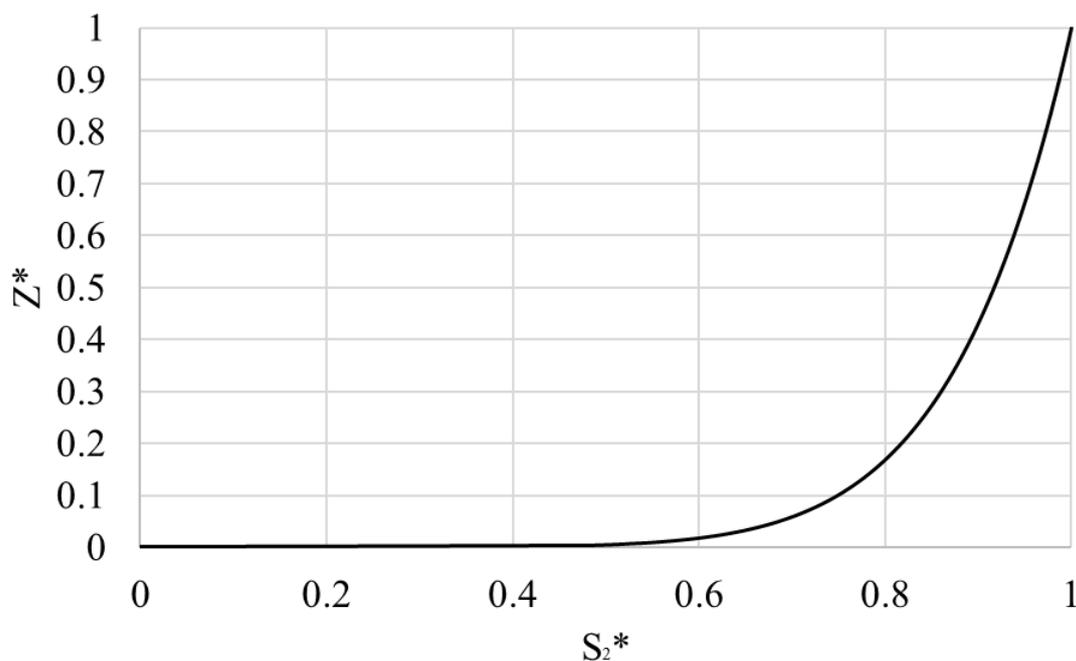


Figura 89 - Perfil longitudinal do parâmetro S_2 .

8.3 Velocidade flutuante do vento

A componente variável (parcela flutuante) da velocidade do vento exibe atributos de natureza não determinística. Portanto, para sua descrição, são empregados os parâmetros estatísticos, como a média, o desvio padrão e a função de densidade espectral. Nesse sentido, Shinozuka [43] afirma ser possível adquirir sinais com propriedades não-determinísticas por meio do MRE. O MRE se baseia na função de densidade espectral do sinal para estimar as amplitudes e frequências de cada componente harmônica [44].

Através da Série de Fourier, é possível representar um sinal de velocidade flutuante (V_f em m/s) no domínio do tempo definido por uma função $V_f(z, t)$, como a soma finita de componentes harmônicas, onde t é o tempo (em s) e z é a altura (em m). As amplitudes, frequências e ângulos de fase destas componentes harmônicas são ajustados de acordo com as particularidades do sinal, conforme indicado pela Equação (47).

$$V_f(z, t) = \sum_{i=1}^N \sqrt{2S(f_i, z)\Delta f} \cos(2\pi f_i t + \varphi_i) \quad (47)$$

As amplitudes dos harmônicos ($\sqrt{2S(f_i, z)\Delta f}$ – em m/s) podem ser estabelecidas utilizando a densidade espectral $S(f_i, z)$ (em m^2) e o incremento de frequência Δf (em Hertz). Esse incremento é empregado para subdividir a curva de densidade espectral em um total de N frequências. A natureza não-determinística do sinal é conferida pela introdução de ângulos de fase φ (em radianos), os quais são gerados de forma aleatória com uma distribuição uniforme para cada frequência f_i (em Hertz).

O espectro de turbulência, também conhecido como densidade espectral de potência, descreve como a energia está distribuída nas diferentes frequências que constituem a componente variável da velocidade do vento. A Figura 90 exemplifica um caso no qual a curva de densidade espectral da velocidade do vento real, obtida por meio de experimentos de medição, é ajustada. Diversos autores, destacados na Figura 91, desenvolveram fórmulas analíticas que oferecem um ajuste otimizado aos dados obtidos por experimentos. Essas fórmulas visam representar de maneira precisa o espectro de turbulência.

Neste estudo, é adotado o espectro de potência de Kaimal (conforme apresentado por Blessmann [55]), que leva em consideração o efeito da altura da estrutura na sua formulação. As Equações (48) e (49) definem o Espectro de Kaimal, onde f representa a frequência em Hertz, $S(f, z)$ é a densidade espectral (em m^2) da componente longitudinal da turbulência na frequência (f) em Hertz, X é a frequência adimensional, v^* é a velocidade de fricção em m/s, e $V_m(z)$ denota a velocidade média (em m/s) do vento na altura z (em m) em consideração.

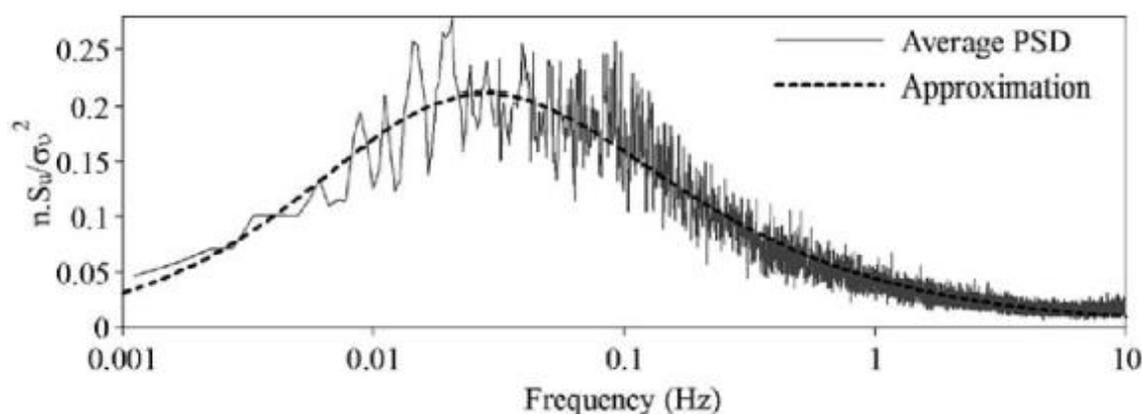


Figura 90 - Curva de densidade espectral ajustada [47]

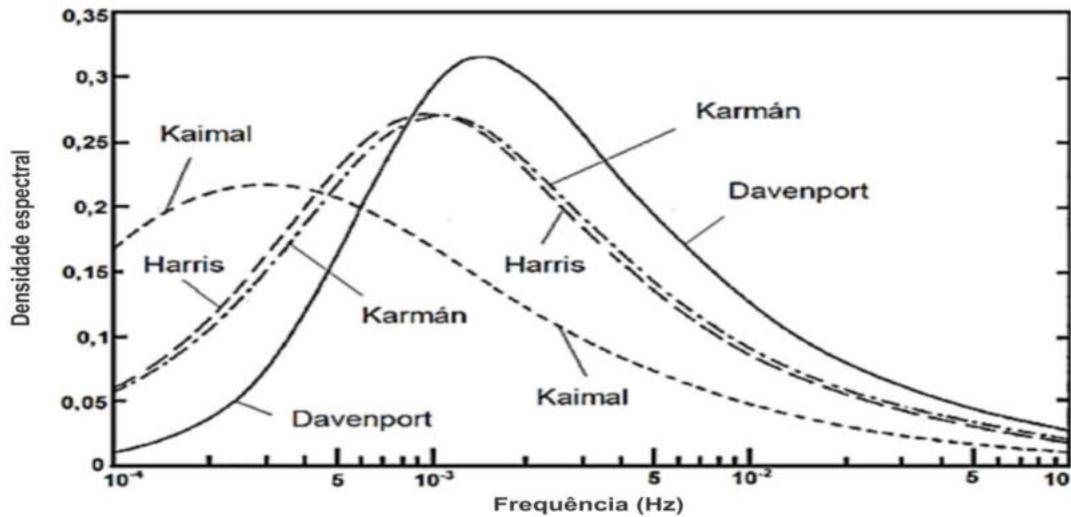


Figura 91 - Espectros de potência do vento [47]

$$\frac{fS(f, z)}{v^{*2}} = \frac{200X}{(1 + 50X)^{5/3}} \quad (48)$$

$$X(f, z) = \frac{fz}{V_m(z)} \quad (49)$$

A velocidade de fricção (u^*), que está relacionada com os espectros de potência e é expressa em metros por segundo, é calculada através da Equação (50). Nessa equação, o valor de k corresponde à constante de Kármán, que é igual a 0,4, e z_0 representa o comprimento de rugosidade.

$$v^* = \frac{kV_m(z)}{\ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad (50)$$

8.4 Distribuição das pressões de vento

A pressão de vento definida pela Equação (43) refere-se ao ponto de estagnação da corrente na direção da linha de corrente do fluxo de vento. Considerando um escoamento de ar uniforme, essa formulação de cálculo indica que a pressão de vento atuando sobre uma estrutura possui o mesmo valor em todos os pontos espaciais (X,Y,Z), com exceção à altura em relação ao solo, cuja variação é conferida pelo fator S_2 , já discutido previamente.

No que diz respeito às estruturas planas, com direção normal da superfície paralela às linhas de corrente do fluxo de vento, tal assunção é razoável. Entretanto, ao serem consideradas estruturas cuja normal da superfície varia em relação às linhas de corrente do fluxo de vento, tais como as de tanques cilíndricos, essa consideração torna-se

inapropriada, sendo necessário tratar a distribuição espacial das pressões de vento por um tratamento adequado.

De acordo com Maraveas et Al. [122], uma forma de tratamento da variação da pressão de vento ao longo da superfície cilíndrica de tanques é através do emprego de coeficientes de pressão externa, conforme Equação (51). O coeficiente C_e depende da posição circunferencial θ (em radianos) na superfície cilíndrica, em relação ao ponto de estagnação da corrente de vento que incide sobre a superfície, conforme ilustrado na Figura 92, e realiza um ajuste na pressão q_0 (em N/m²) que, por sua vez, é calculada conforme Equação (43).

$$q(\theta) = C_e(\theta)q_0 \quad (51)$$

O coeficiente C_e é determinado pela decomposição através de séries de Fourier, conforme Equação (52), na qual os coeficientes adimensionais a_i devem ser determinados para correta caracterização em um número finito N de harmônicos. A Tabela 10 apresenta os valores para os coeficientes a_i propostos por alguns pesquisadores e previstos em normas e códigos de projeto e a Figura 93 e Figura 94 apresentam a variação circunferencial do coeficiente C_e e uma distribuição típica das pressões de vento em costados cilíndricos de tanques, obtidas em estudos de túneis de vento [16], respectivamente.

$$C_e(\theta) = \sum_{i=0}^N a_i \cos(i\theta) \quad (52)$$

Tabela 10 - Coeficientes de Fourier para distribuição de pressões do vento.

Coeficientes Fourier	de	Greiner [123]	Rish [124]	ACI 334 [124]	EN 1993-4-1 [125]
a ₀		-0,65	-0,387	-0,2636	-0,54+0,16(D/H)
a ₁		0,37	0,338	0,3419	0,28+0,04(D/H)
a ₂		0,84	0,533	0,5418	1,04-0,20(D/H)
a ₃		0,54	0,471	0,3872	0,36-0,05(D/H)
a ₄		-0,03	0,166	0,0525	-0,14+0,05(D/H)
a ₅		-0,07	-0,066	-0,0771	
a ₆			-0,055	-0,0039	
a ₇				0,0341	

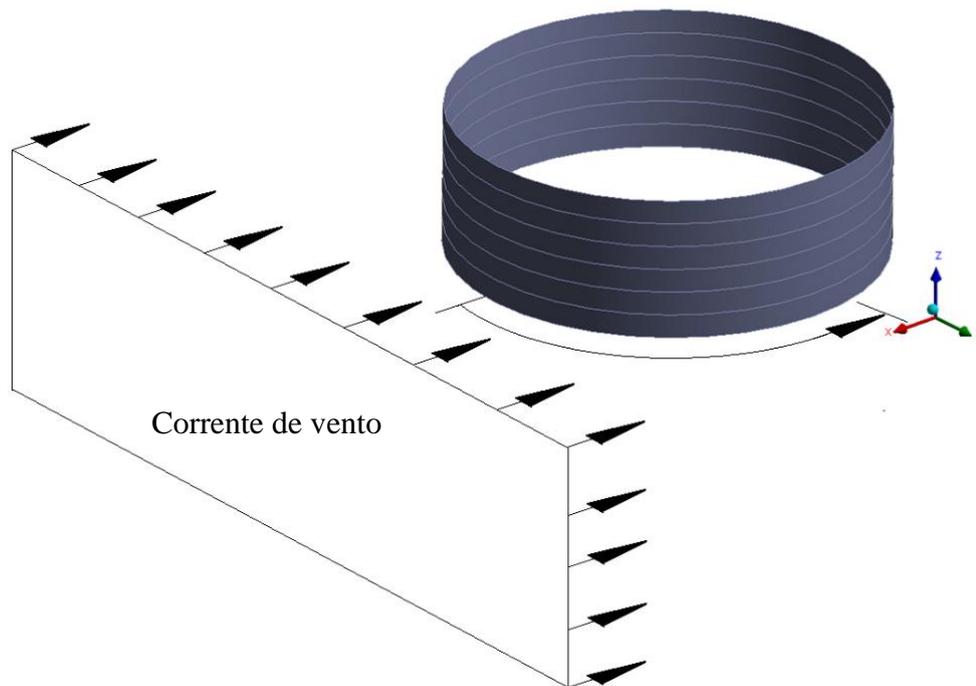


Figura 92 - Ação do vento sobre tanques cilíndricos

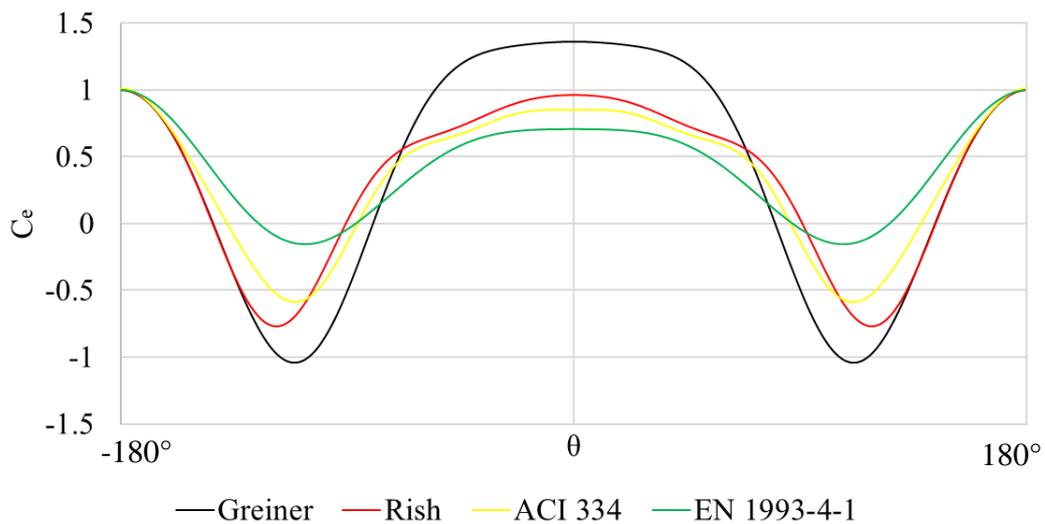


Figura 93 - Coeficientes de pressão externa do vento em tanques cilíndricos

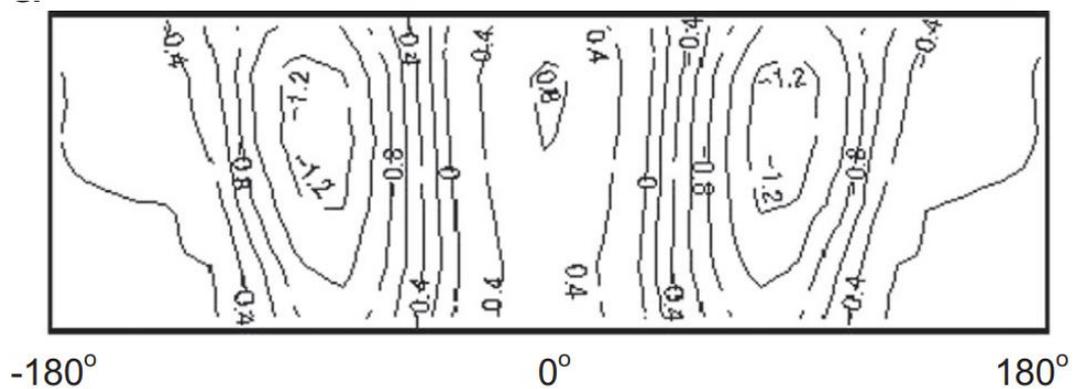


Figura 94 - Distribuição da pressão de vento no costado de tanques cilíndricos [16]

8.5 Considerações sobre correlação espacial

A correlação espacial possibilita o estudo da não uniformidade da ação do vento sobre as estruturas [55], determinando a interdependência da ação do vento em pontos diferentes submetidos à mesma rajada de vento. Em outras palavras, a correlação espacial é a determinação de um coeficiente de pressão externa do vento em função não apenas da posição circunferencial θ , mas também do tempo t .

Importante ressaltar que o modelo de vento não determinístico utilizado neste trabalho pressupõe que a distribuição de vento circunferencial não varia com o tempo, ou seja, o coeficiente C_e é independente do tempo. Assim, sem considerar a correlação tempo-espço, os resultados das análises estruturais poderiam ser questionados. No entanto, essa questão foi investigada por Chiang e Guzey [39], referenciando o estudo conduzido por Yasunaga e Uematsu [40].

Em seu estudo, Yasunaga e Uematsu [40] obtiveram a distribuição circunferencial das pressões do vento sobre tanques ao longo do tempo e utilizaram os valores medidos em análises dinâmicas de MEF, considerando assim a correlação tempo-espço da distribuição de pressão do vento. Os resultados dos estudos de Chiang e Guzey [39] e Yasunaga e Uematsu [40] foram comparados para validar o uso de cargas de vento sem correlação tempo-espço, demonstrando pouca diferença entre os resultados dos dois estudos, principalmente na resistência à flambagem de tanques. Portanto, uma vez que há embasamento na literatura a partir de estudos anteriores [39,40], este trabalho adota o modelo de carga de vento não-determinístico sem correlação tempo-espço para a distribuição circunferencial.

Neste sentido, o carregamento de vento atuante $F(\theta, z, t)$ considerando o MRE para determinação das velocidades flutuantes e a metodologia prevista pela NBR 6123 [3], segundo todo equacionamento apresentado neste capítulo, é dado pela Equação (53), onde A é a área de ação do vento em m^2 . De forma a ilustrar o processo para geração de séries de vento não-determinísticas, a Figura 95 detalha o processo em complemento ao equacionamento apresentado. Importante mencionar que todo o processo foi conduzido no software MATLAB R2015b [111].

$$F(\theta, z, t) = \frac{1}{2} \rho C_e A \left[S_1 S_3 b F_R \left(\frac{z}{10} \right)^p V_0 + \sum_{i=1}^N \sqrt{2S(f_i, z) \Delta f} \cos(2\pi f_i t + \varphi_i) \right]^2 \quad (53)$$

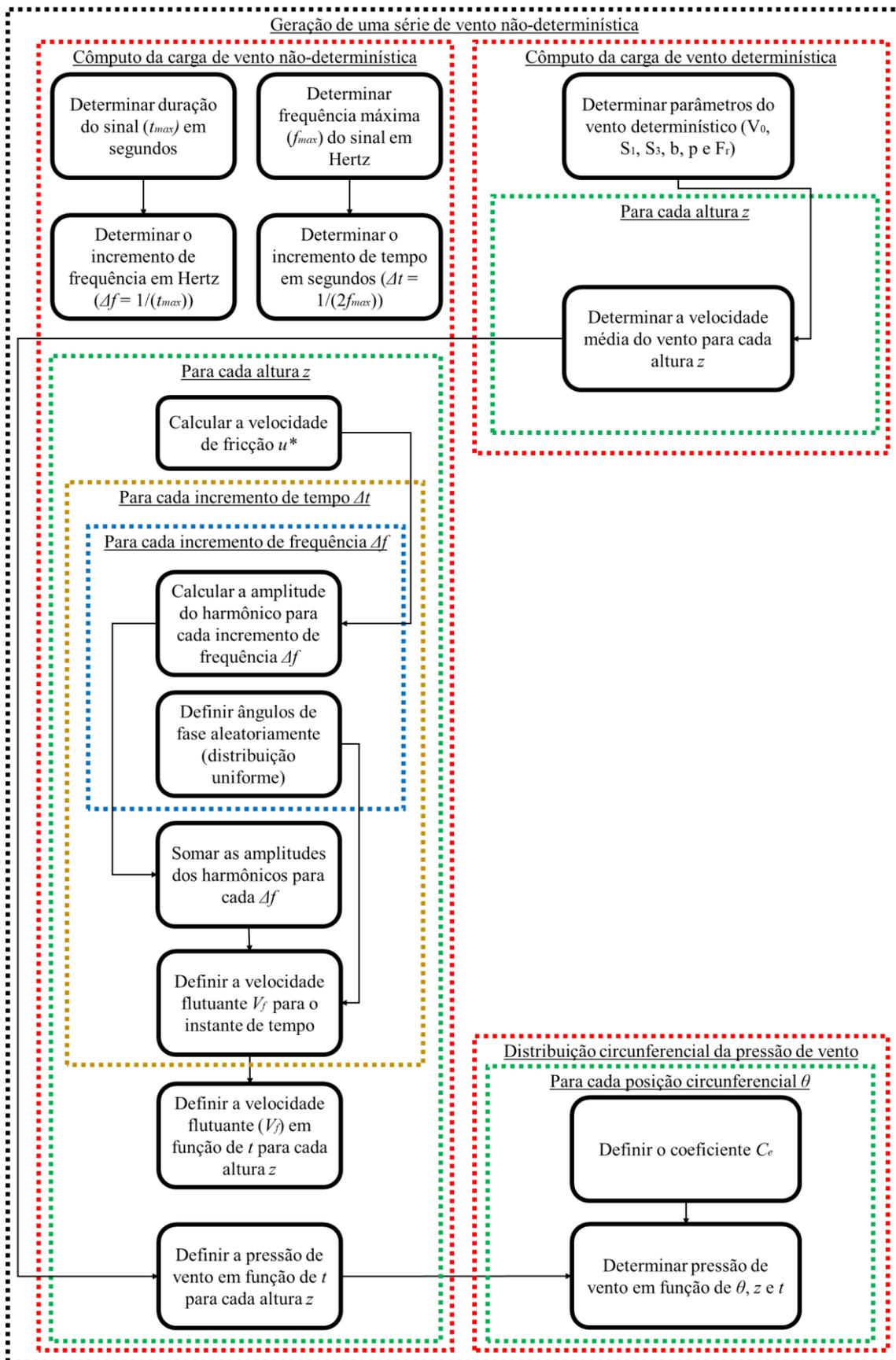


Figura 95 – Processo de geração de cargas de vento não-determinísticas

8.6 Validação experimental

Para validação do MRE, é utilizado como base o estudo feito por Bastos [42]. Em seu estudo, Bastos [42] realizou monitoramentos experimentais com uso de anemômetro ultrassônico 3D. As monitorações foram realizadas no terraço de um edifício comercial de 22 metros de altura, localizado na cidade do Rio de Janeiro, em região densamente construída, conforme Categoria IV da ABNT NBR 6123 [3]. Foram feitas oito coletas de dados, em dias e horários distintos, sendo os resultados compilados e apresentados na Tabela 11. Os resultados dos monitoramentos foram devidamente tratados, sendo observada grande similaridade entre as densidades espectrais dos sinais coletados, formulação analítica do espectro de Kaimal e o MRE (modelo numérico), como é possível observar na Figura 96. A Figura 97 traz uma comparação entre o sinal obtido pelo MRE e um coletado pelo anemômetro, indicando que o MRE representa com fidelidade as características do vento real.

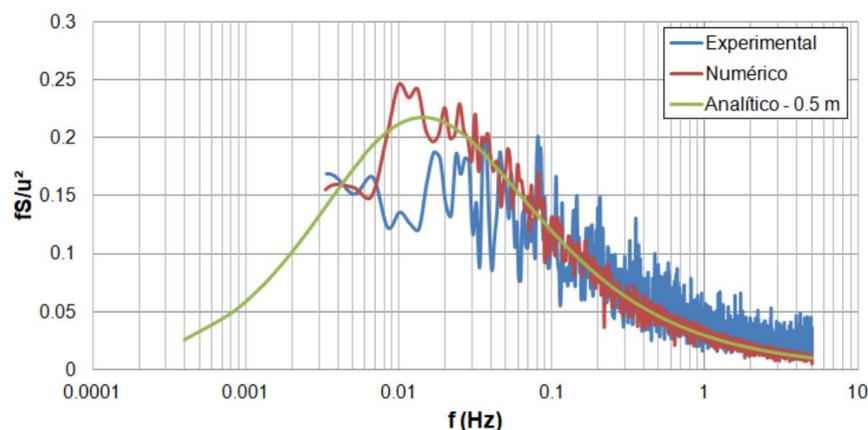


Figura 96 - Comparação entre densidades com eixo horizontal em escala log [42]

Tabela 11 - Sinais de vento coletados por anemômetro ultrassônico 3D [42].

Coleta n°	Sinais captados	Média (m/s)	Velocidade máxima (m/s)
1	42855	0,61	9,14
2	37201	0,45	9,13
3	33180	0,96	10,14
4	36858	0,41	6,2
5	34052	0,53	8,19
6	37470	0,24	5,95
7	33060	0,46	6,39
8	14230	3,07	9,47

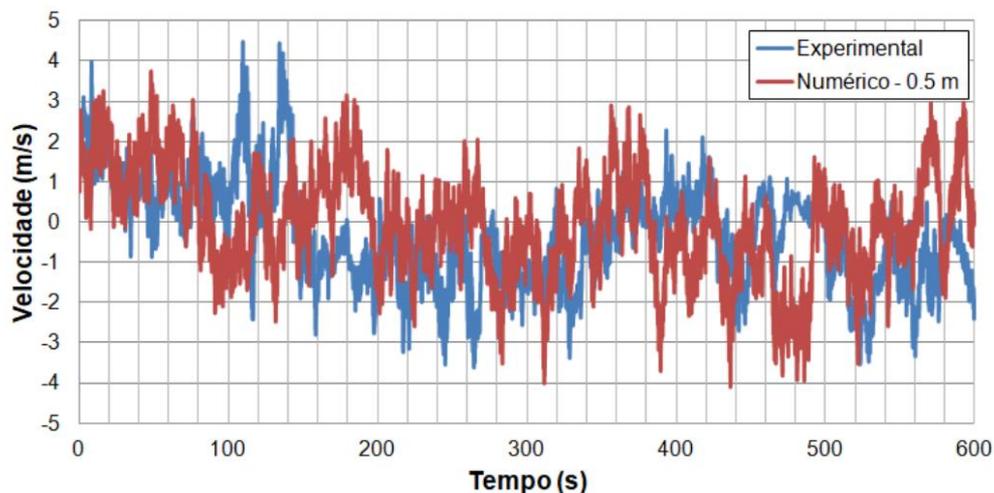


Figura 97 - Velocidade flutuante do vento monitorada e numérica (MRE) [42]

8.7 Considerações finais

Este capítulo discutiu a metodologia para geração de cargas de vento dinâmicas com ação não determinística, empregando o MRE, baseado em um número finito de harmônicos superpostos com ângulos de fase gerados de forma aleatória e uniformemente distribuída, adotando a hipótese simplificadora de ausência de correlação de tempo-espaço para as cargas de vento, conforme estudo apresentado por Chiang e Guzey [39].

Destaca-se que a formulação do MRE para geração das velocidades flutuantes não-determinísticas do vento foi devidamente validada através de monitoramento experimental realizado com medições por anemômetros ultrassônicos 3D e tratamento dos resultados em estudo desenvolvido por Bastos [42], atestando a fidelidade do método em representar o vento não-determinístico.

9. ANÁLISE DE FLAMBAGEM NÃO-LINEAR

9.1 Considerações iniciais

Estruturas de cascas finas como as de tanques de armazenamento possuem elevada esbelteza, o que as torna suscetíveis à falha por flambagem. Nesse aspecto, a pressão externa atuando nessas estruturas podem levar a falhas catastróficas, conforme apontado por Wang e colaboradores [126], principalmente na presença de imperfeições estruturais [2]. Em adição a esses fatores, a ação do vento nessas estruturas impõe um campo de pressões externas, sendo necessária a verificação da estabilidade estrutural desses tanques. Dessa forma, o presente capítulo destina-se a apresentar análises estáticas de flambagem realizadas para avaliar a suscetibilidade do tanque investigado a esse modo de falha na presença de imperfeições quando sujeitos a cargas de vento. A Figura 98 exemplifica as etapas da metodologia de análise proposta por este trabalho discutidas neste capítulo.

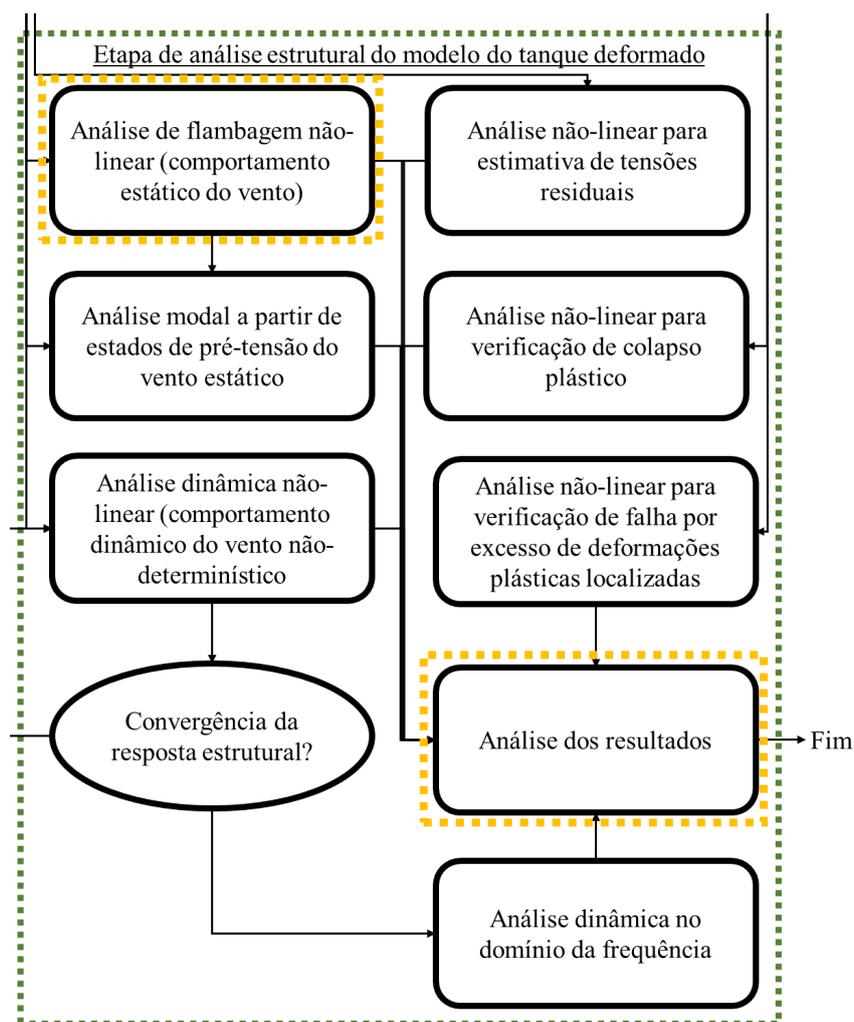


Figura 98 – Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.

9.2 Avaliação da flambagem de tanques

Jerath [127] afirma que a flambagem é um fenômeno de instabilidade estrutural que se manifesta a depender da geometria, tamanho e rigidez da estrutura, sem depender da resistência do material. Quando as estruturas estão sujeitas a cargas compressivas, a instabilidade pode ocorrer de três formas: bifurcação do equilíbrio; instabilidade de carga limite; e instabilidade por perturbação finita. A bifurcação do equilíbrio é representada pela Figura 99 no caso de um equilíbrio instável, onde a deflexão de uma estrutura sujeita a uma carga compressiva é representada através de uma trajetória primária de equilíbrio linear de cargas e, ao atingir a carga crítica de flambagem (P_{cr}), uma trajetória alternativa (secundária) pode ser seguida em busca de uma nova configuração de equilíbrio, caso exista uma pequena perturbação lateral [128]. Esse ponto é denominado ponto de bifurcação.

No caso da instabilidade da carga limite, a Figura 100 apresenta o comportamento da curva de carga vs. deslocamento. Nesse tipo de flambagem, a trajetória primária é não-linear e quando a carga atinge seu valor crítico (P_{cr}), há um salto para o ponto Q . Esse comportamento é denominado *snap-through* [127].

Por fim, o comportamento de instabilidade por perturbação finita se manifesta através da presença de imperfeições nas estruturas que reduzem as cargas críticas abaixo dos valores ideais. Esse comportamento é ilustrado pela Figura 101. É possível observar que a partir da carga crítica a estrutura perde rigidez devido à inclinação negativa da tangente à curva de deflexão, com os deslocamentos sendo aumentados sem incremento de carga devido à instabilidade da estrutura. Importante mencionar que para todas as formas de instabilidade da estrutura, que a carga crítica de flambagem (P_{cr}) separa os comportamentos de pré e pós-flambagem.

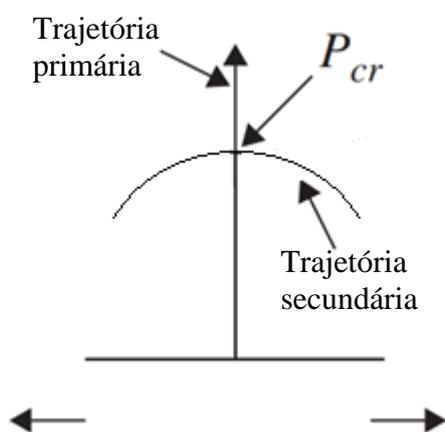


Figura 99 - Bifurcação do equilíbrio instável

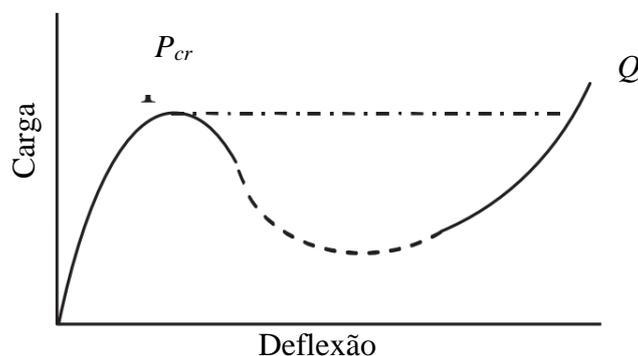


Figura 100 - Flambagem *Snap-through*

De acordo com Godoy [5], existem diferentes métodos para análise de flambagem de tanques, a saber: análise de bifurcação linear (LBA – Linear Bifurcation Analysis); análise elástica não-linear geométrica (GNA – Geometrically Nonlinear Elastic Analysis); análise com não-linearidade de material (MNA – Materially Nonlinear Analysis); análise não-linear geométrica e de material (GMNA - Geometrically Materially Nonlinear Analysis); análise elástica não-linear geométrica com imperfeições (GNIA – Geometrically Nonlinear Elastic Analysis with Imperfections); e análise não-linear geométrica e de material com imperfeições (GMNIA Geometrically Materially Nonlinear Analysis with Imperfections).

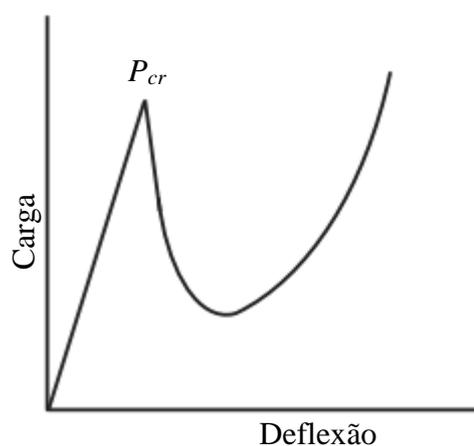


Figura 101 - Instabilidade com imperfeições

As análises LBA são as análises mais simples, baseadas nos autovalores de flambagem, sendo a mais baixa carga crítica de flambagem obtida por esse método um

limite superior para as cargas de flambagem, conforme apontado por Zhao e Lin [15]. Apesar de fornecer uma boa estimativa inicial do limite superior para a carga crítica de flambagem, o método LBA não indica o quão próximo da carga crítica real seus resultados estão [5]. Por outro lado, a inclusão de não-linearidades e imperfeições nas análises de flambagem permitem uma maior acurácia nos resultados das análises em termos de proximidade com as cargas críticas reais da estrutura. Neste sentido, as análises de flambagem estática foram realizadas considerando não-linearidades geométrica e de material, bem como deformações obtidas pela técnica de escaneamento a laser, apresentada no capítulo 5 que atuaram como imperfeições para as análises de flambagem.

Similar à avaliação do critério de colapso plástico, o código API 579 [61] estabelece que o critério de proteção quanto ao modo de falha por flambagem se baseia em convergência de uma análise GMNIA, considerando combinação de carregamentos ponderados por fatores de projeto. É importante mencionar que critérios baseados em convergência de análises não são recomendados sem a devida avaliação do efeito físico simulado. Neste sentido, para avaliação do critério de flambagem segundo o código API 579 [61] foram utilizadas as combinações de carregamento desse código, porém com devida análise dos fenômenos físicos através da interpretação das curvas de carga vs. deslocamento, buscando identificar os pontos de carga crítica (P_{cr}) que separam os comportamentos de pré e pós-flambagem.

A presença de líquido armazenado impõe um campo de tensões de tração no costado de tanques, enquanto que a flambagem se manifesta na presença de tensões compressivas, de forma que a presença de líquido tende a aumentar a resistência à flambagem induzida pelo vento. Conforme relatado por Lopes e colegas [2], a condição vazia de tanques é a mais crítica quanto à segurança dessas estruturas na ocasião de rajadas de vento. Dessa forma, para as análises de flambagem, foi considerada a condição vazia do tanque sujeito a ação do vento estática e determinística, referente à parcela da velocidade média do vento, conforme a norma NBR 6123 [3].

No que diz respeito às propriedades consideradas para o comportamento do vento, a Tabela 12 apresenta os valores considerados. Importante perceber que a velocidade básica do vento (V_0) considerada é significativamente superior ao valor de 40 m/s para a localidade do tanque, conforme as isopletras da NBR 6123 [3], apresentadas na Figura 88. Esse valor foi selecionado como um limite superior para o estudo do comportamento de pós-flambagem do tanque, uma vez que o objetivo é estudar o comportamento físico do

tanque para avaliar sua resistência à flambagem. Os demais parâmetros foram baseados na categoria de terreno IV classe B, conforme a NBR 6123 [3].

Tabela 12 - Propriedades do vento

Parâmetro	Valor
S ₁	1
S ₃	0,998
b	0,85
F _R	0,98
p	0,125
V ₀ (m/s)	85

Quanto à direção da ação do vento, foi considerada a ação do vento em quatro direções distintas, a saber: sentidos do eixo x positivo e negativo; e sentidos do eixo y positivo e negativo. Já para as distribuições de pressão, foi utilizada a formulação da Equação (52) em conjunto com os coeficientes de Fourier da Tabela 10, buscando avaliar em qual direções de vento o tanque tem maior suscetibilidade à falha por flambagem, bem como realizar uma comparação entre os valores propostos por diferentes referências.

A solução das equações não-lineares pelo método de Newton-Rapshon com controle de carga não permite capturar a trajetória de equilíbrio de cargas no comportamento de pós-flambagem, uma vez que por este método é apenas possível determinar a carga crítica de flambagem e, após esta, ocorre o fenômeno de *snap-through*. Neste sentido, foi utilizado o método de comprimento de arco (*arc-length method*) proposto por Crisfield [129]. Este método permite capturar os efeitos de perda de rigidez da estrutura que ocorrem no comportamento pós-flambagem, uma vez que ajustam o incremento de carga para convergência ao longo de um arco, até mesmo quando a inclinação da curva de carga vs. deslocamento se torna nula ou negativa.

O problema poderia, ainda, ser solucionado com controle de deslocamentos, caso os deslocamentos fossem conhecidos, o que não é o caso para o tanque objeto de estudo. A vantagem do controle de deslocamentos é a estabilidade da solução para cargas superiores à crítica de flambagem. Entretanto, foi adotado o método de controle de carga por comprimento de arcos devido à necessidade de realizar controle de cargas aplicadas.

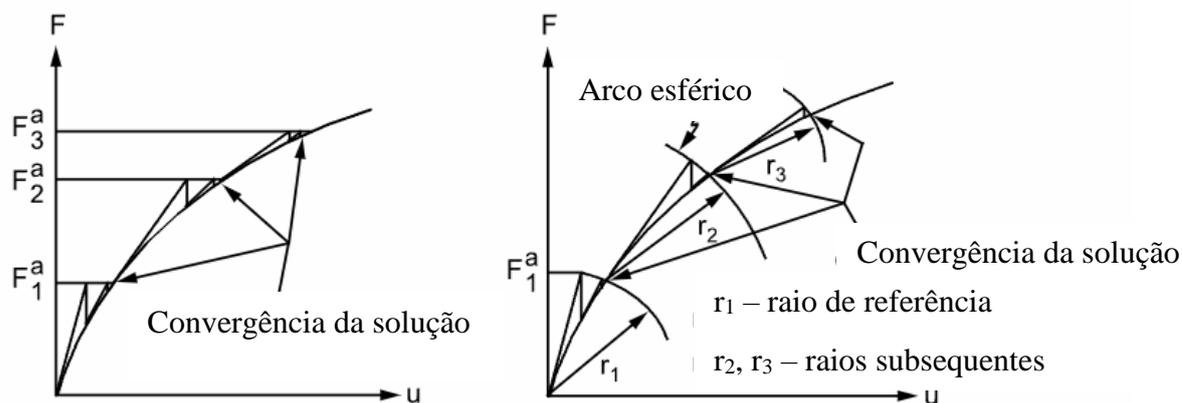


Figura 102 - Comparação do método de Newton-Raphson tradicional e *arc-length* [95].

9.3 Flambagem não-linear

As análises de flambagem para o tanque contendo as deformações mapeadas pela técnica de escaneamento a laser foram realizadas para uma velocidade básica de vento (V_0) de 85 m/s, conforme a Tabela 12. Essa velocidade corresponde à, aproximadamente, uma pressão de vento de 3000 N/m² em uma altura de 10 m na região central de incidência do vento. Nesse sentido, os resultados das análises são apresentados em função de um fator de carga (λ) correspondente a essa pressão de vento. De forma a exemplificar a distribuição da pressão no costado do tanque a ação do vento na direção do eixo x positivo para os coeficientes propostos por Greiner [123] são apresentadas na Figura 103.

Quanto à combinação de carregamentos, é importante mencionar que, para avaliação de flambagem, o código API 579 [61] utiliza a metodologia prevista pelo código ASME VIII-2 [118]. Entretanto, em revisão recente de 2023 do código ASME VIII-2 [130], o fator de projeto para a carga de vento utilizado nas combinações de carregamento foi reduzido de 1,6 para 1,19. Nesse sentido, os resultados das análises de flambagem são analisados por ambos fatores.

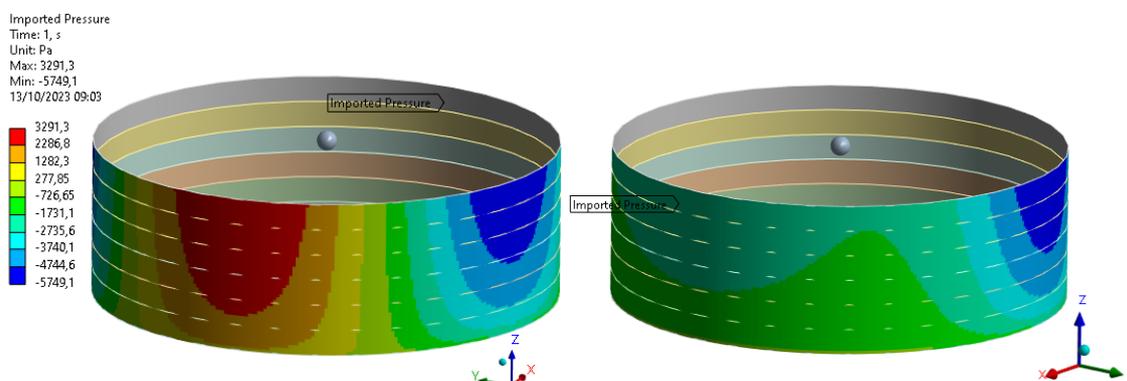


Figura 103 - Distribuição de pressão do vento no costado do tanque

A Tabela 13 apresenta os resultados das análises de flambagem em termos da carga crítica de flambagem (λ_{cr}); da carga limite (λ_{lim}); da velocidade básica de vento correspondente a carga crítica (V_{0cr}); da carga crítica de flambagem corrigida pelo fator de projeto (1,6) da revisão anterior do código ASME VIII-2 [118] ($\lambda_{corr1} = \lambda_{cr}/1,6$); da velocidade básica do vento correspondente à carga crítica corrigida (V_{corr1}); da carga crítica de flambagem corrigida pelo fator de projeto (1,19) da revisão recente do código ASME VIII-2 [130] ($\lambda_{corr2} = \lambda_{cr}/1,19$); e da velocidade básica do vento correspondente à essa carga crítica corrigida (V_{corr2}). Importante citar que o valor da carga crítica de flambagem é normalizado em relação à pressão de vento de 3000 N/m² ($\lambda_{cr} = P_{cr}/3000$) e a carga limite (λ_{lim}) é definida como a carga de colapso da estrutura normalizada, também, em relação à pressão de vento de 3000 N/m².

Tabela 13 - Resultados das análises de flambagem.

Coefficiente	Direção	λ_{cr}	λ_{lim}	V_{0cr} (m/s)	λ_{corr1}	V_{corr1} (m/s)	λ_{corr2}	V_{corr2} (m/s)
Greiner [123]	X-	0,32	0,86	47,45	0,20	37,52	0,27	43,50
Greiner [123]	X+	0,40	0,55	52,89	0,25	41,81	0,33	48,48
Greiner [123]	Y-	0,32	0,99	47,79	0,20	37,78	0,27	43,81
Greiner [123]	Y+	0,39	0,62	52,57	0,24	41,56	0,33	48,19
Rish [124]	X-	0,32	0,32	47,36	0,20	37,44	0,27	43,42
Rish [124]	X+	0,39	0,50	52,81	0,25	41,75	0,33	48,41
Rish [124]	Y-	0,32	1,00	47,73	0,20	37,73	0,27	43,75
Rish [124]	Y+	0,39	0,60	52,53	0,24	41,53	0,33	48,16
Eurocode [125]	X-	0,32	0,39	47,78	0,20	37,77	0,27	43,80
Eurocode [125]	X+	0,40	0,54	53,06	0,25	41,95	0,33	48,64
Eurocode [125]	Y-	0,33	0,88	48,16	0,20	38,07	0,28	44,15
Eurocode [125]	Y+	0,40	0,74	53,13	0,25	42,01	0,34	48,71
ACI 334 [131]	X-	0,31	0,86	47,15	0,20	37,28	0,26	43,23
ACI 334 [131]	X+	0,39	0,49	52,53	0,24	41,53	0,33	48,16
ACI 334 [131]	Y-	0,32	0,95	47,59	0,20	37,62	0,27	43,62
ACI 334 [131]	Y+	0,39	0,60	52,31	0,24	41,35	0,32	47,95
NBR 6123 [3]	X-	0,33	0,43	48,07	0,20	38,00	0,27	44,06
NBR 6123 [3]	X+	0,40	0,54	53,52	0,25	42,31	0,34	49,06
NBR 6123 [3]	Y-	0,32	0,98	47,79	0,20	37,78	0,27	43,81
NBR 6123 [3]	Y+	0,40	0,96	53,24	0,25	42,09	0,34	48,81

Observando os resultados, verifica-se que para o fator de projeto da revisão antiga (1,6) as velocidades de vento (V_{corr1}) nas quais a flambagem pode ocorrer são menores que o valor de velocidade básica do vento (V_0) da localização do tanque [3] para as

direções dos eixos x e y no sentido negativo. Tal resultado indica que pelo critério do código API 579 [61] em conjunto com a revisão antiga do ASME VIII-2 [118], o tanque encontra-se desprotegido contra o modo de falha por flambagem. Por outro lado, baseando-se na revisão atual do ASME VIII-2 [130], todas as velocidades de vento corrigidas (V_{corr2}) são maiores a velocidade básica do vento (V_0) da localização do tanque [3], indicando que o tanque se encontra protegido contra a flambagem induzida pelo vento.

No que diz respeito ao comportamento da trajetória de equilíbrio de cargas, as curvas de carga vs. deslocamento para as análises são apresentadas em função do fator de carga (λ) e do deslocamento normalizado ($u^* = \text{deslocamento}/\text{deslocamento máximo}$) para as quatro diferentes direções de atuação do vento da Figura 104 à Figura 107 e as deformadas da estrutura do tanque pós flambagem estão disponíveis da Figura 108 à Figura 112, para as quatro diferentes direções de ação do vento.

Analisando as trajetórias de equilíbrio de carga é possível perceber uma grande similaridade nos valores de λ_{cr} para as diferentes referências utilizadas como base para os coeficientes de Fourier, considerando as mesmas direções de atuação do vento. Entretanto, o comportamento da trajetória de equilíbrio é consideravelmente diferente a depender da referência utilizada. Verifica-se uma grande proximidade entre os resultados obtidos utilizando-se os coeficientes propostos por Greiner [123] e do ACI 334 [131], enquanto que o comportamento estrutural com base nos coeficientes do Eurocode [125] apresenta maior diferença entre as demais referências.

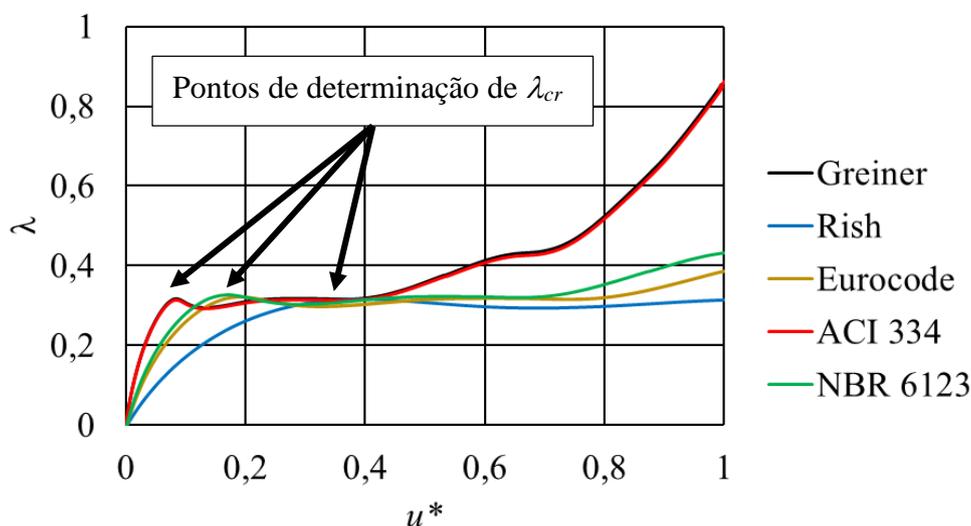


Figura 104 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo x negativo.

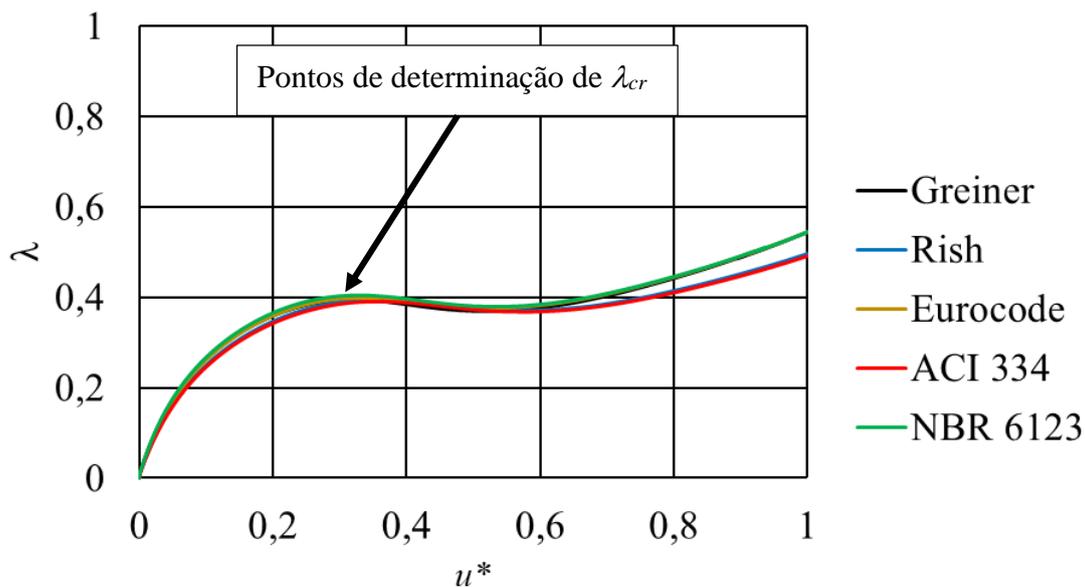


Figura 105 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo x positivo.

Em relação ao comportamento pós-crítico, verifica-se grande não-linearidade da estrutura para os resultados com base em todos os coeficientes utilizados. Entretanto, com exceção ao comportamento exibido pelos resultados utilizando-se os coeficientes de Rish [124] na direção do eixo x negativo, todas as análises indicaram que após a instabilidade da estrutura há um conseqüente aumento da rigidez, exibido pelo aumento da inclinação das tangentes às trajetórias de equilíbrio. No caso dos resultados para direção do eixo y negativo, há um novo decréscimo de rigidez, indicando que um colapso por uma nova flambagem pode vir a ocorrer.

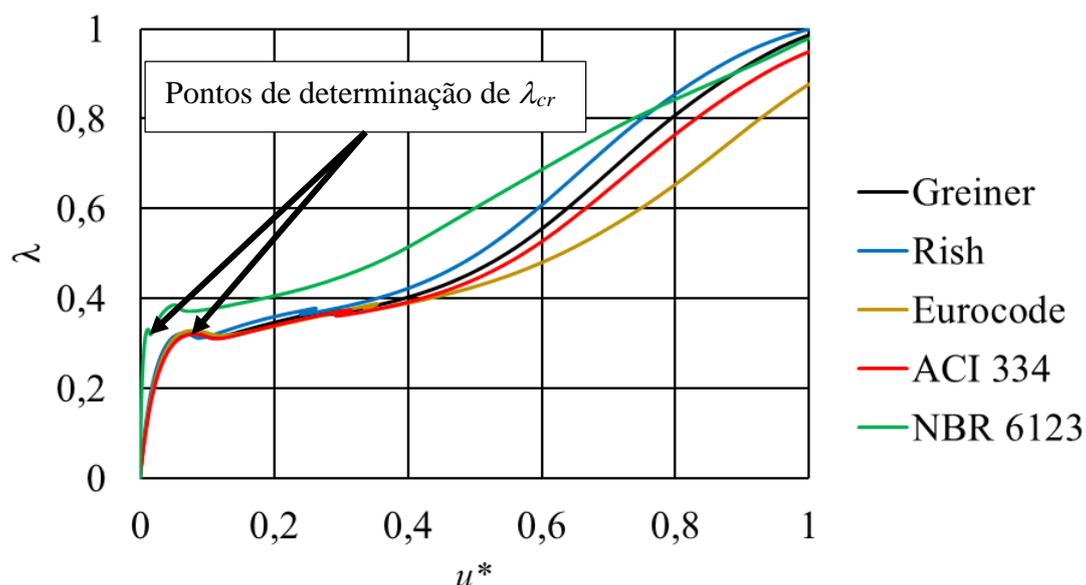


Figura 106 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo y negativo.

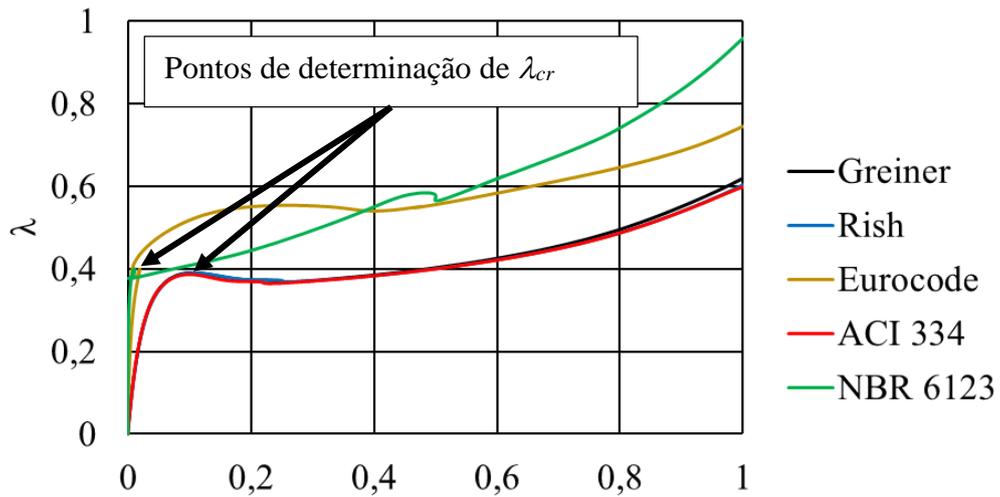


figura 107 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo y positivo.

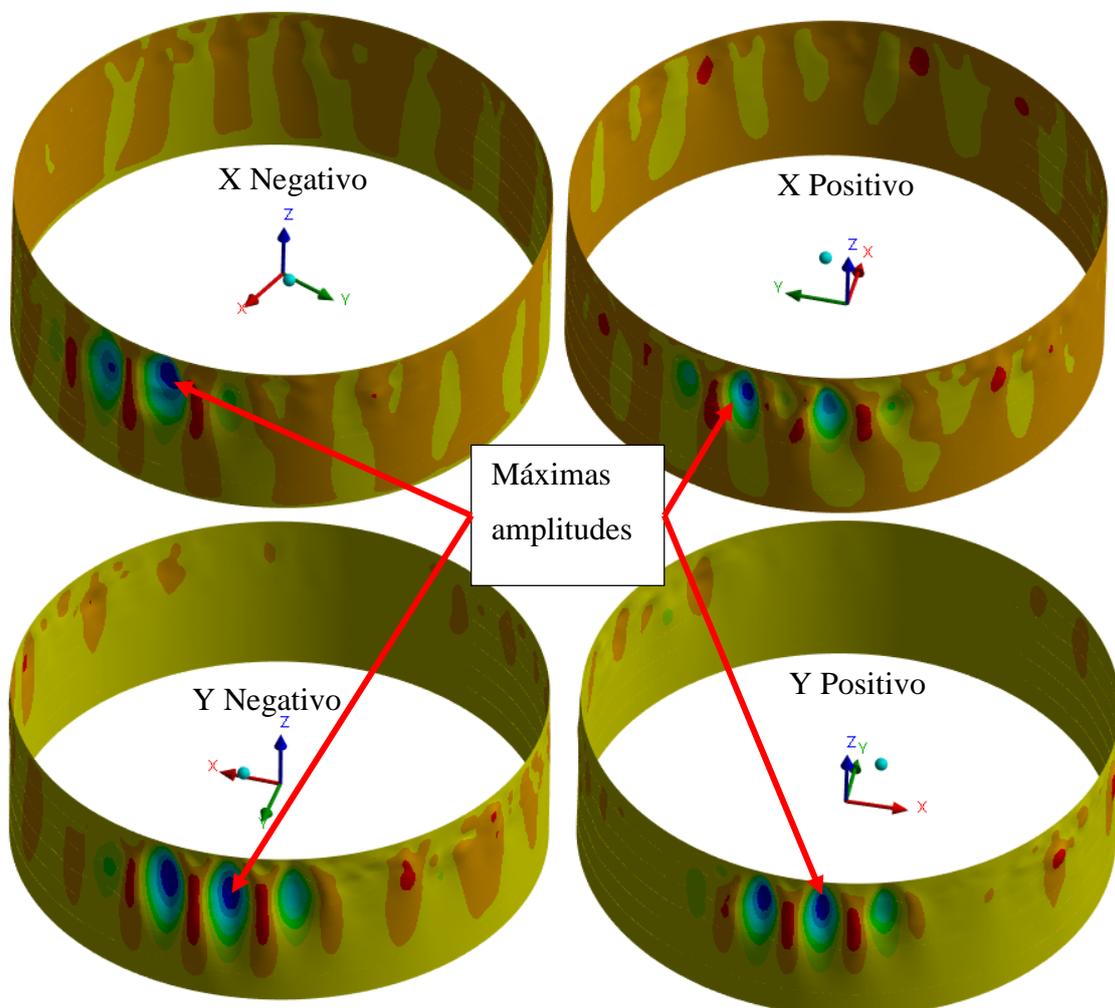


Figura 108 – Deformada do tanque: coeficientes de Greiner [123].

Quanto às deformadas da estrutura, é possível verificar que, para as mesmas direções, a flambagem ocorre no mesmo local, indicando que as diferenças entre os

coeficientes utilizados para o cômputo da distribuição circunferencial da pressão do vento têm pouca influência na deformada pós-flambagem. Entretanto, há de ser verificado que, a depender do coeficiente utilizado, as cargas críticas de flambagem e os valores dos deslocamentos podem ser bastante diferentes, como ilustrados nas trajetórias de equilíbrio apresentadas.

As deformadas da estrutura do costado como um todo ilustram, para todas as direções de vento e com base em todos os coeficientes considerados, que a flambagem ocorre na região de incidência do vento. Tal comportamento corrobora com os resultados encontrados por Portela e Godoy [11,12] e por Zhao e Lin [15], cujos estudos desenvolvidos por esses autores indicaram que o comportamento de flambagem de tanques, quando sujeitos a cargas de vento, é principalmente governado pela pressão positiva do vento na região exposta ao vento (barlavento). Além disso, é possível verificar que a pressão que atua em outras regiões do costado do tanque investigado tem pouca influência na flambagem do tanque, com algumas pequenas regiões onde os deslocamentos são mais proeminentes.

A ocorrência dessas pequenas regiões com deslocamentos distantes da região de pressão positiva do vento (barlavento) se justifica pela existência das deformações no costado do tanque, que foram incluídas nas simulações devido à etapa de escaneamento a laser 3D da estrutura, para calibração do modelo de EF. A existência dessas deformações no modelo do tanque demonstra que, apesar da flambagem ocorrer de forma localizada na região de barlavento, regiões com deformações podem ser importantes de serem consideradas na avaliação de tanques de armazenamento em operação, de maneira precisa, como a técnica de escaneamento a laser 3D possibilita. Além disso, a presença das deformações no costado do tanque acarreta em um comportamento da deformada pós-flambagem sem nenhum padrão de simetria, comportamento que seria esperado caso a casca cilíndrica fosse simétrica, considerando que a distribuição do vento possui eixo de simetria para a distribuição circunferencial.

No que diz respeito aos resultados obtidos pelos diferentes coeficientes considerados em termos de adequação à análise, verifica-se que a ordem de grandeza das cargas críticas de flambagem (λ_{cr}) são muito próximas para uma mesma direção de ação do vento. Tomando a direção do eixo x negativo como exemplo, os valores de λ_{cr} situam-se entre 0,31 e 0,33, sendo o menor valor obtido pela análise utilizando os coeficientes da

ACI 334 [131]. Nesse sentido, pode ser verificado que resultados mais conservadores foram obtidos ao serem utilizados esses coeficientes.

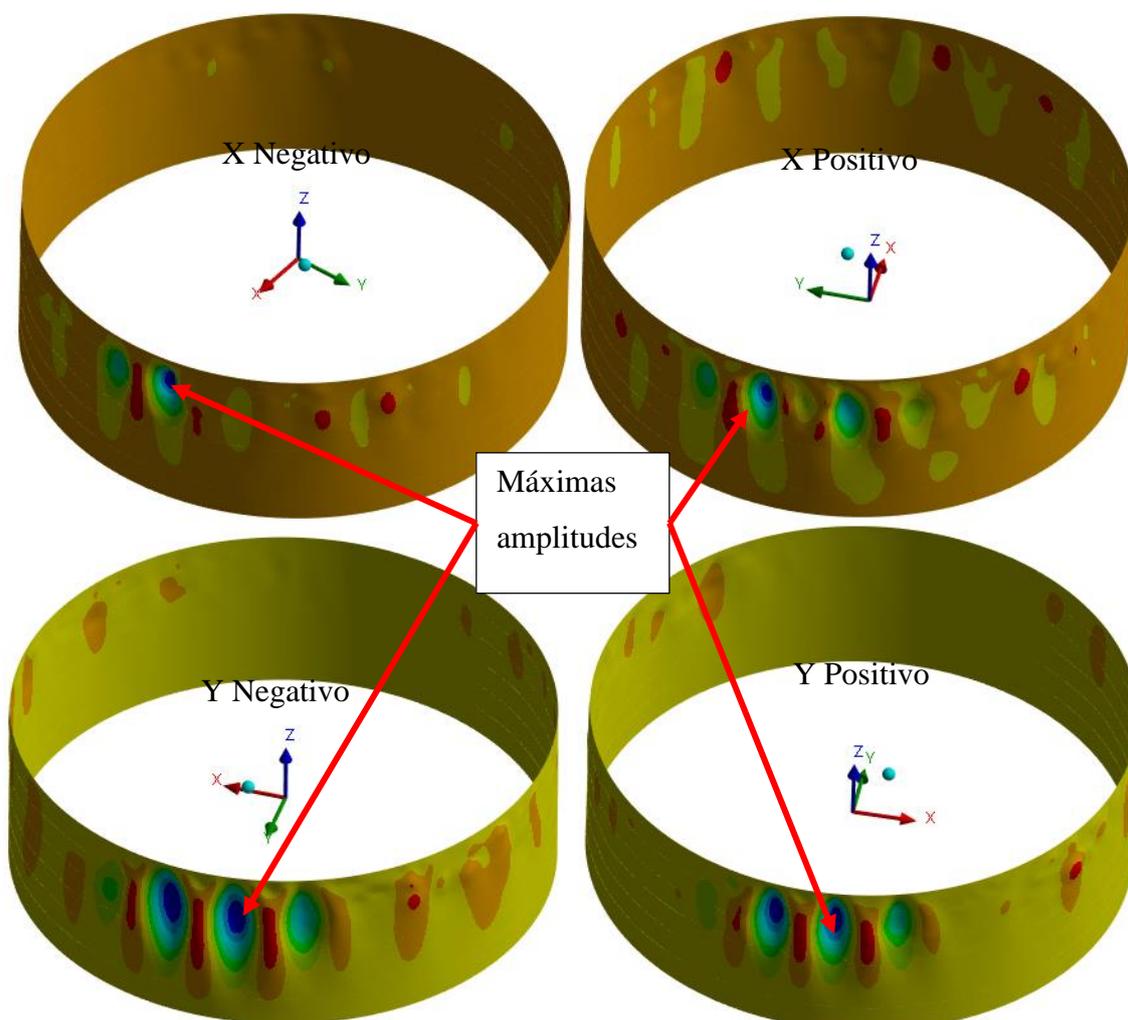


Figura 109 – Deformada do tanque: coeficientes de Rish [124]

A análise dos resultados indicou que, a depender da versão de norma considerada como critério de proteção contra flambagem, o tanque pode ou não estar suscetível a esse modo de falha. É importante considerar que fatores de projeto utilizados em combinações de carregamento têm o propósito de contemplar indiretamente diversas incertezas associadas às análises, tais como as próprias incertezas dos carregamentos, bem como outras associadas às propriedades dos materiais etc.

Sob a ótica das incertezas quanto aos carregamentos reside o fato de o vento ser um fenômeno dinâmico, aleatório e instável que nas análises de flambagem foi considerado como uma carga estática e determinística, tornando necessária a incorporação de fatores de projeto para redução de riscos associados às incertezas das análises. Uma das formas de redução dessas incertezas é analisar o fenômeno de

flambagem considerando o vento com caráter dinâmico e não-determinístico com o correto tratamento estatístico dos resultados para entender se de fato há risco de flambagem induzida pelo vento, uma vez que as normas balizadoras para avaliação de flambagem passaram por revisões recentes e os resultados das análises apresentam discordâncias em relação à proteção contra falha por flambagem.

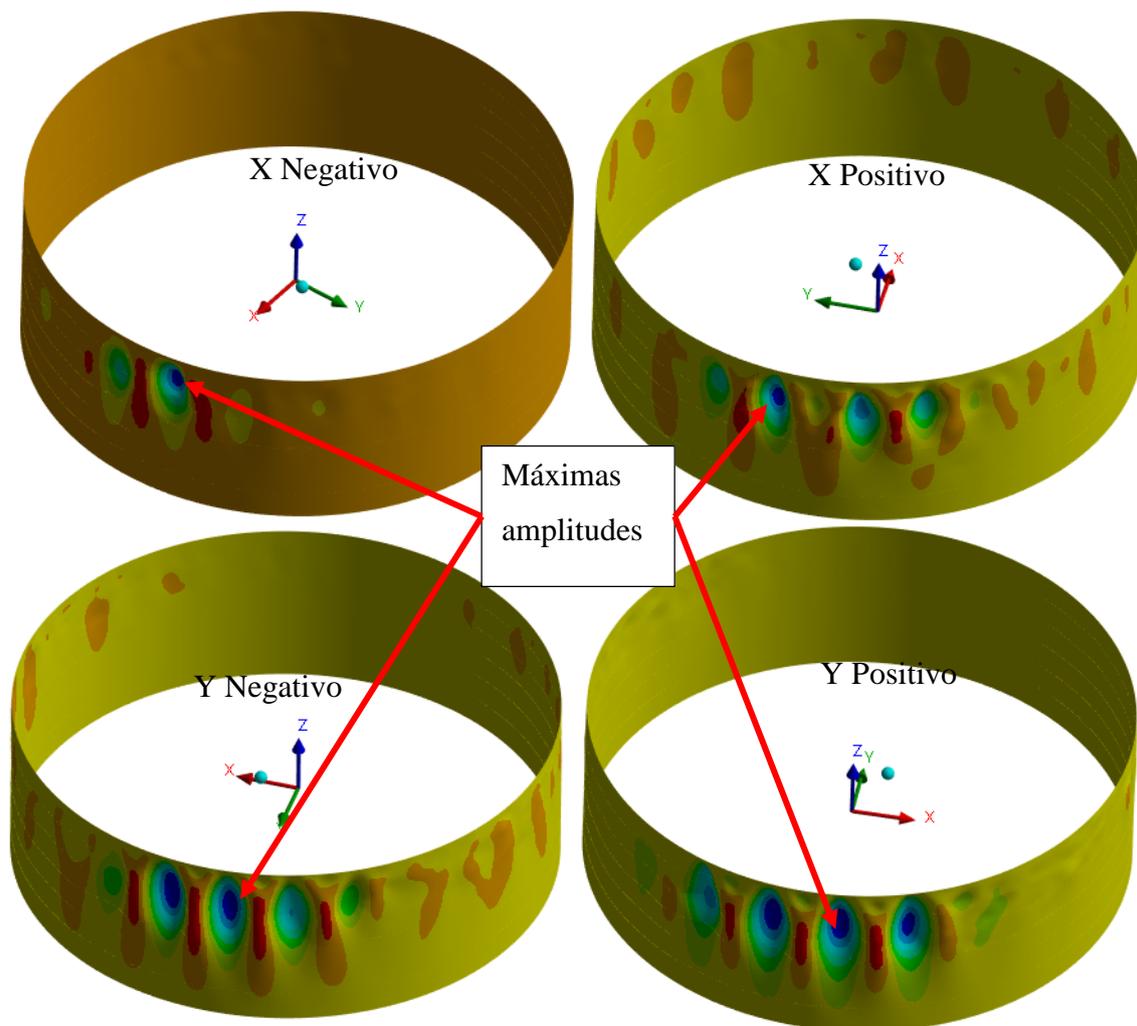


Figura 110 – Deformada do tanque: coeficientes Eurocode [125]

Os capítulos 10 e 11 apresentam as análises dinâmicas realizadas considerando o comportamento em vibração livre do tanque investigado e quando sujeito ao vento não determinístico, respectivamente, de modo a avaliar a suscetibilidade à flambagem induzida pelo vento, buscando aumentar o nível de refinamento da análise para redução das incertezas das análises estáticas baseadas em fatores de segurança. Entretanto, é conveniente analisar uma proposta de instalação de enrijecedores no costado do tanque para aumentar a rigidez e verificar seu aumento de resistência à flambagem.

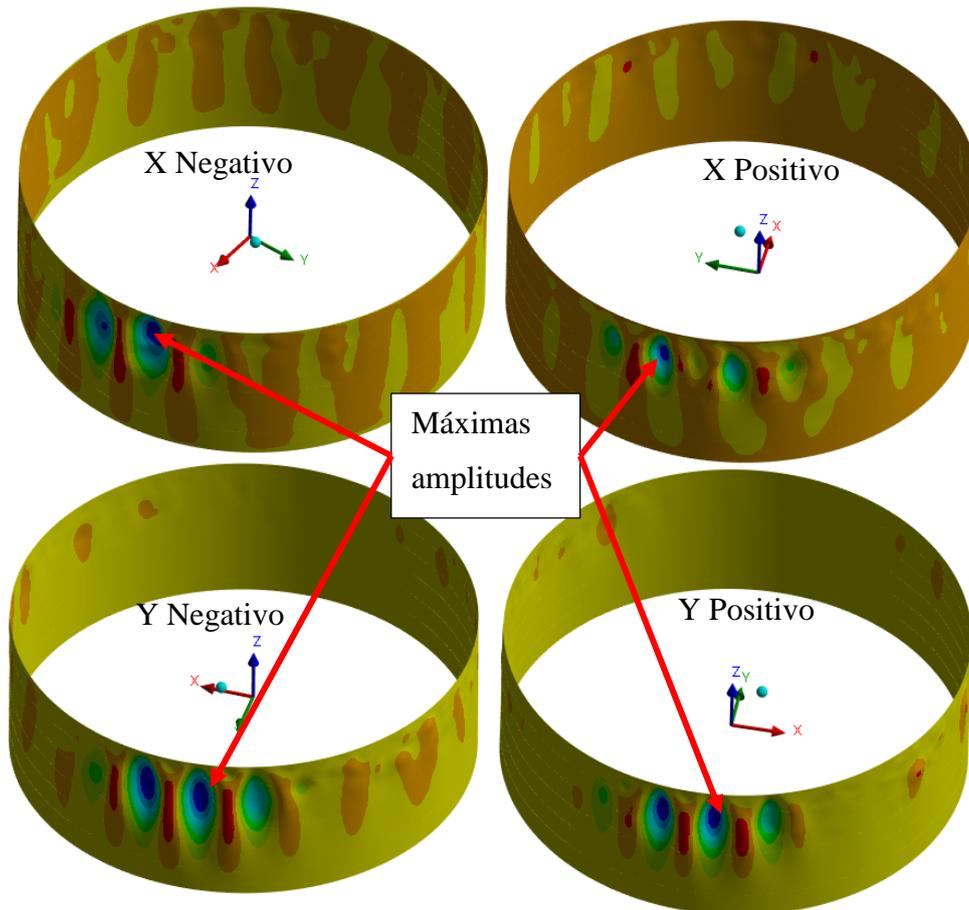


Figura 111 – Deformada do tanque: coeficientes do ACI 534 [151]

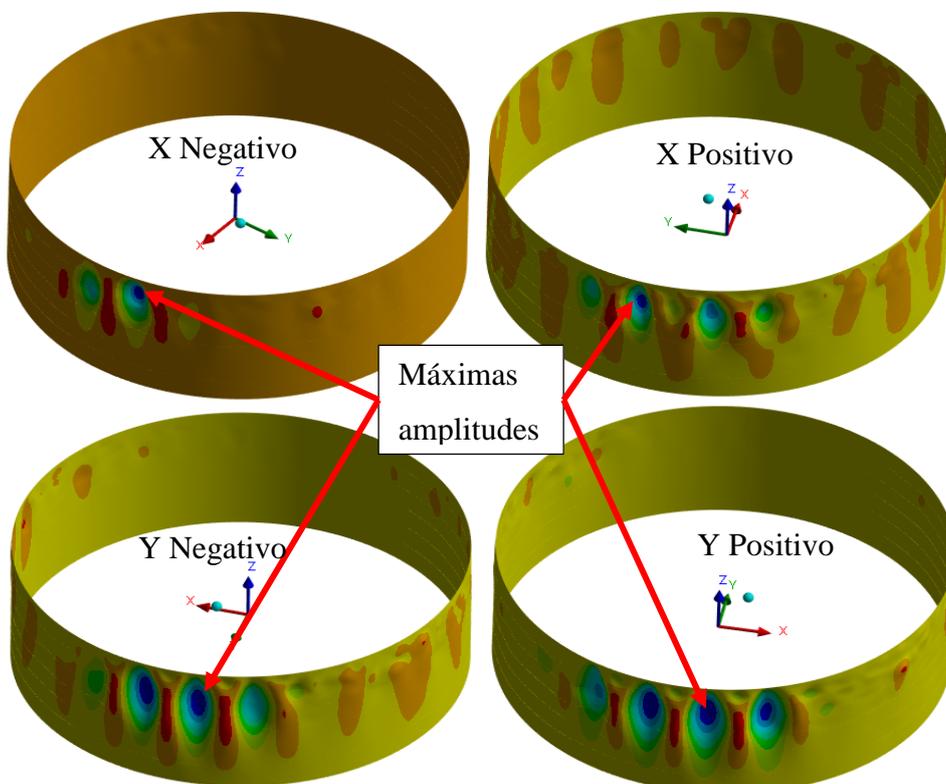


Figura 112 – Deformada do tanque: coeficientes ABNT NBR 6123 [3]

9.4 Avaliação de enrijecedores

A partir desse momento é conveniente estabelecer uma nomenclatura que será utilizada daqui em diante. “Tanque atual” refere-se ao tanque de armazenamento investigado, considerando a geometria calibrada com as deformações medidas pela técnica de escaneamento a laser 3D. Todas as análises realizadas e apresentadas até o momento foram para o tanque atual. “Tanque reforçado” refere-se ao modelo de EF do tanque atual, porém considerando enrijecedores soldados à meia altura das chapas dos 4º, 5º e 6º anéis do costado.

A seleção dos três últimos anéis superiores do costado para instalação dos enrijecedores se baseou no fato de que as maiores deformações do costado se encontram nesses anéis e também pelo fato de terem menores espessuras. O enrijecedor considera perfis de aço estrutural em L, padrão americano com dimensões de 4”x4”x1/2” e um esquemático da instalação desses dispositivos pode ser visualizado na Figura 113. No que diz respeito ao modelo de EF, detalhes da inclusão desses enrijecedores na modelo podem ser visualizados na Figura 114. De forma conservadora, foi desconsiderada a espessura da região soldada ao costado.

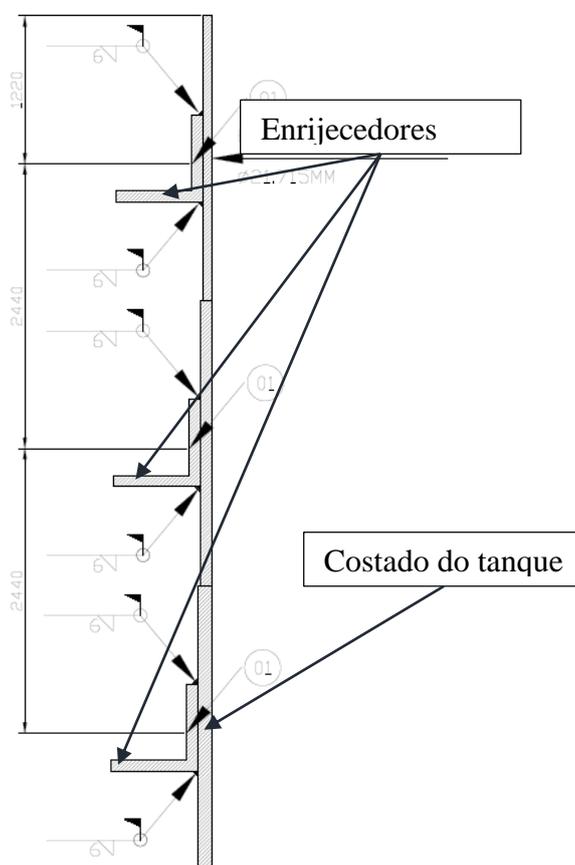


Figura 113 – Enrijecedores

As análises de flambagem para o tanque reforçado foram realizadas considerando as mesmas premissas utilizadas para o tanque atual, exceto pelo fato de que o foi selecionado como limite superior um fator de carga igual a 4λ (pressão de 12000 N/m^2 em uma altura de 10 m na região central de incidência do vento), o que corresponde a uma velocidade básica de vento de aproximadamente 170 m/s . Apesar de ser muito superior à velocidade básica do vento para a localidade, como apontado pela NBR 6123 [3], este limite superior busca investigar a resistência à flambagem do tanque em uma ampla faixa de velocidades básicas do vento.

A Tabela 14 apresenta os resultados das análises de flambagem em termos da carga crítica de flambagem ($\lambda_{cr} = P_{cr}/3000$); da carga limite (λ_{lim}); da velocidade básica de vento correspondente a carga crítica (V_{ocr}); da carga crítica de flambagem corrigida pelo fator de projeto (1,6) da revisão anterior do código ASME VIII-2 [118] ($\lambda_{corr1} = \lambda_{cr}/1,6$); da velocidade básica do vento correspondente à carga crítica corrigida (V_{corr1}); da carga crítica de flambagem corrigida pelo fator de projeto (1,19) da revisão recente do código ASME VIII-2 [130] ($\lambda_{corr2} = \lambda_{cr}/1,19$); e da velocidade básica do vento correspondente à essa carga crítica corrigida (V_{corr2}).

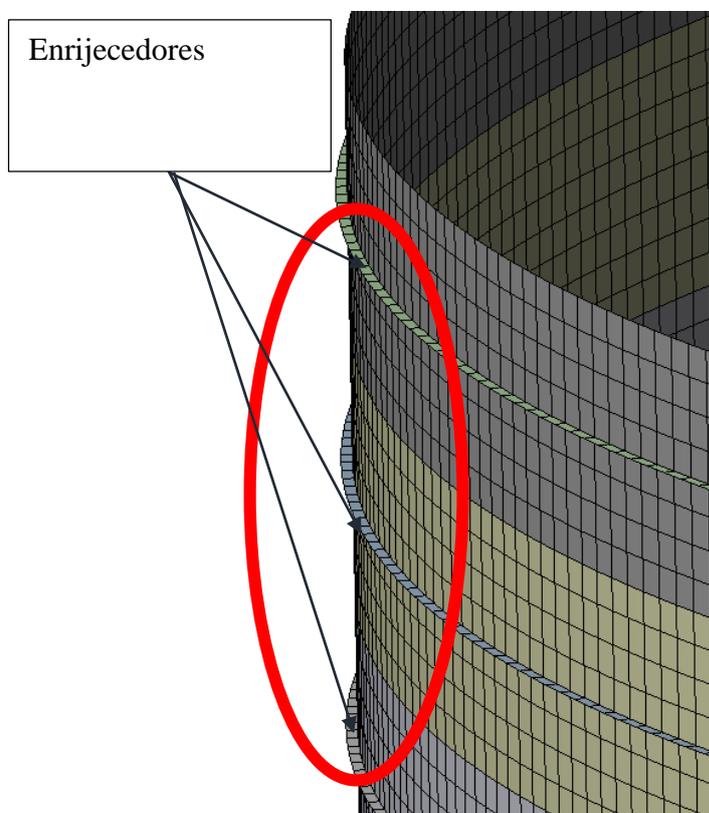


Figura 114 – Detalhe dos enrijecedores no modelo de EF

É possível verificar um grande aumento na resistência à flambagem do tanque pela instalação enrijecedores no seu costado para todas as direções de ação do vento e considerando as diferentes referências utilizadas para os coeficientes. Além disso, independentemente da versão de norma considerada como critério de proteção à falha por flambagem, o uso de enrijecedores permite elevar a resistência à flambagem do tanque para rajadas de vento acima de 90 m/s, considerando o critério da revisão anterior do código ASME VIII-2 [118], demonstrando que a possibilidade de flambagem para o tanque reforçado é ínfima, considerando a velocidade básica do vento para a localidade prevista pela NBR 6123 [3].

Tabela 14 - Resultados das análises de flambagem para o modelo do tanque reforçado.

Coefficiente	Direção	λ_{cr}	λ_{lim}	V_{0cr} (m/s)	λ_{corr1}	V_{corr1} (m/s)	λ_{corr2}	V_{corr2} (m/s)
Greiner [123]	X-	2,58	3,32	135,19	1,61	106,87	2,17	123,92
Greiner [123]	X+	3,01	3,51	145,94	1,88	115,37	2,53	133,78
Greiner [123]	Y-	3,05	3,05	147,00	1,54	104,40	2,07	121,06
Greiner [123]	Y+	2,08	2,10	121,35	1,30	95,94	1,75	111,24
Rish [124]	X-	2,58	3,29	135,04	1,61	106,76	2,16	123,79
Rish [124]	X+	2,99	3,43	145,57	1,87	115,08	2,51	133,44
Rish [124]	Y-	2,44	2,80	131,52	1,53	103,98	2,05	120,57
Rish [124]	Y+	2,08	2,39	121,47	1,30	96,03	1,75	111,35
Eurocode [125]	X-	2,63	3,29	136,49	1,64	107,90	2,21	125,12
Eurocode [125]	X+	3,30	4,00	152,82	2,06	120,81	2,77	140,09
Eurocode [125]	Y-	2,46	2,46	131,86	1,53	104,24	2,06	120,87
Eurocode [125]	Y+	2,15	2,37	123,28	1,34	97,47	1,80	113,02
ACI 334 [131]	X-	2,55	3,26	134,28	1,59	106,16	2,14	123,10
ACI 334 [131]	X+	2,95	3,37	144,46	1,84	114,21	2,48	132,43
ACI 334 [131]	Y-	2,42	2,77	130,94	1,51	103,52	2,03	120,03
ACI 334 [131]	Y+	2,06	2,34	120,84	1,29	95,53	1,73	110,77
NBR 6123 [3]	X-	2,62	3,33	136,27	1,64	107,73	2,20	124,92
NBR 6123 [3]	X+	2,92	3,58	143,71	1,82	113,61	2,45	131,74
NBR 6123 [3]	Y-	2,50	2,89	133,08	1,56	105,21	2,10	122,00
NBR 6123 [3]	Y+	2,19	2,56	124,55	1,37	98,47	1,84	114,18

Quanto à comparação entre as resistências à flambagem entre o tanque atual e reforçado, é possível verificar na Tabela 15 que apresenta a comparação entre as cargas críticas, bem como a diferença percentual. É possível verificar aumentos de até 846% na resistência à flambagem pela utilização de enrijecedores, com valores médios de 711%

para a direção do eixo x negativo; 666% para o eixo x positivo; 698% para o eixo y negativo; e 437% para o eixo y positivo. A razão para as diferenças entre os aumentos em relação às diferentes direções de ação do vento é justificada pelas deformações existentes no costado.

Quanto às trajetórias de equilíbrio de carga, as curvas de carga vs. deslocamento para as análises são apresentadas em função do fator de carga (λ) e do deslocamento normalizado ($u^* = \text{deslocamento}/\text{deslocamento máximo}$) para as quatro diferentes direções de atuação do vento da Figura 115 à Figura 118.

Tabela 15 – Comparação entre as resistências à flambagem do tanque atual e reforçado.

Coefficiente	Direção	$\lambda_{cr_reforçado}$	λ_{cr_atual}	$\lambda_{cr_diferença}$ (%)
Greiner [123]	X-	2,58	0,32	712%
Greiner [123]	X+	3,01	0,40	661%
Greiner [123]	Y-	3,05	0,32	846%
Greiner [123]	Y+	2,08	0,39	433%
Rish [124]	X-	2,58	0,32	713%
Rish [124]	X+	2,99	0,39	660%
Rish [124]	Y-	2,44	0,32	659%
Rish [124]	Y+	2,08	0,39	435%
Eurocode [125]	X-	2,63	0,32	716%
Eurocode [125]	X+	3,30	0,40	729%
Eurocode [125]	Y-	2,46	0,33	650%
Eurocode [125]	Y+	2,15	0,40	438%
ACI 334 [131]	X-	2,55	0,31	711%
ACI 334 [131]	X+	2,95	0,39	656%
ACI 334 [131]	Y-	2,42	0,32	657%
ACI 334 [131]	Y+	2,06	0,39	434%
NBR 6123 [3]	X-	2,62	0,33	704%
NBR 6123 [3]	X+	2,92	0,40	621%
NBR 6123 [3]	Y-	2,50	0,32	676%
NBR 6123 [3]	Y+	2,19	0,40	447%

É possível verificar uma grande similaridade para todas as trajetórias de equilíbrio na direção do eixo x negativo. Entretanto, quando consideradas outras direções, é possível perceber algumas diferenças, com destaque para a direção do eixo y negativo que apresenta uma carga crítica de flambagem consideravelmente superior para os coeficientes de Greiner [123], comparando com os outros autores. Além disso, é

verificada grande não linearidade no comportamento pós-flambagem, com direções apresentando aumento da rigidez (eixo x negativo) e algumas direções apresentando comportamento de maior instabilidade (eixo x positivo), com aumento e perda de rigidez ao longo das trajetórias de equilíbrio.

As deformadas da estrutura do costado pós-flambagem estão disponíveis da Figura 119 à Figura 123. No caso do vento atuando na direção do eixo x (sentidos positivo e negativo) o comportamento das deformadas para todos os coeficientes considerados exibe grande similaridade, com as máximas amplitudes de deslocamento ocorrendo na região abaixo da instalação dos enrijecedores e no sentido de barlavento.

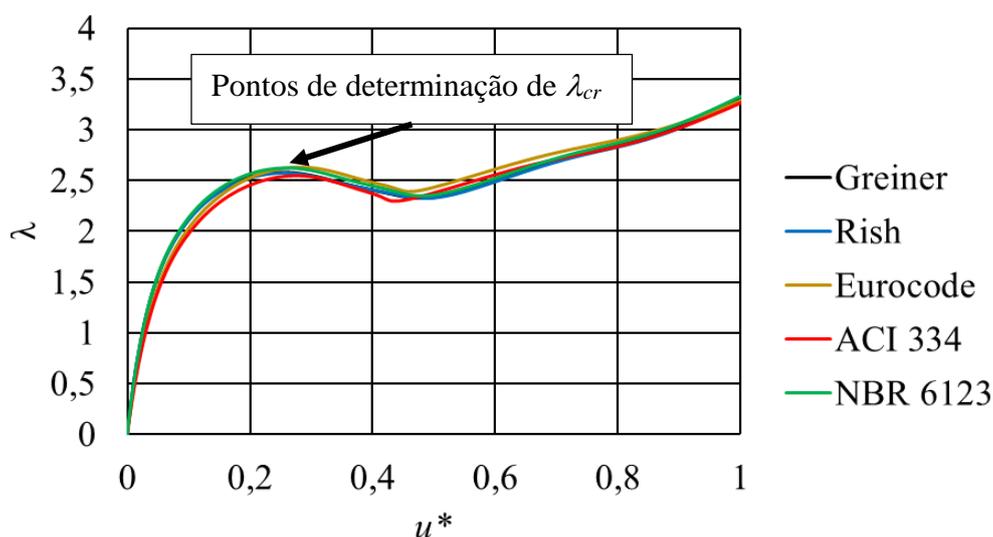


Figura 115 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo x negativo do tanque reforçado.

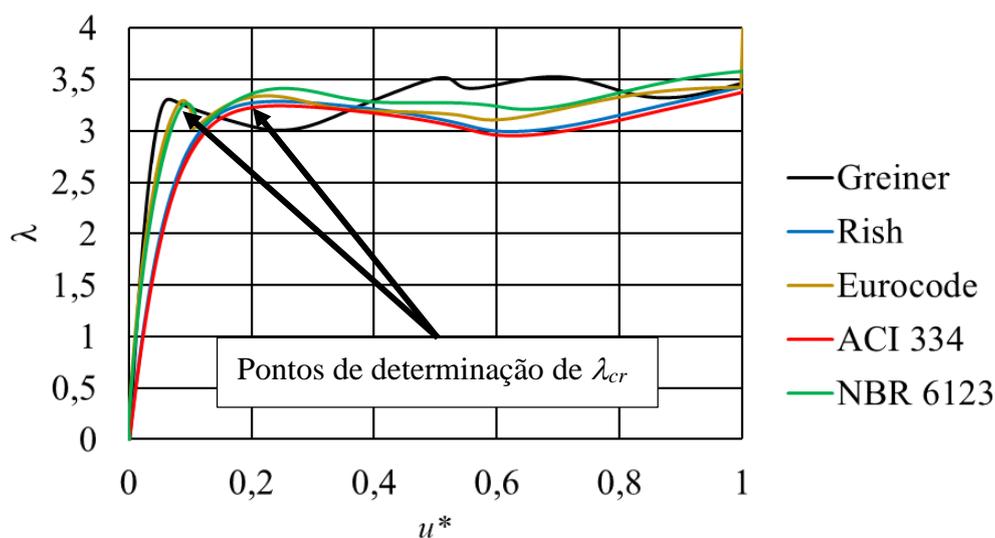


Figura 116 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo x positivo do tanque reforçado.

Por outro lado, para o vento atuando na direção do eixo y (sentidos positivo e negativo), há um comportamento mais localizado na região superior das chapas do costado, entre os dois enrijecedores da região mais superior, com exceção aos resultados obtidos pela utilização dos coeficientes de Greiner [123], que apresenta um padrão de flambagem similar ao que ocorre na direção do eixo x . A diferença entre o comportamento de uma flambagem mais localizada na região superior para a direção do eixo y e inferior para a direção do eixo x se justifica pela existência de deformações no costado do tanque, que altera a distribuição de tensões a depender da direção do vento.

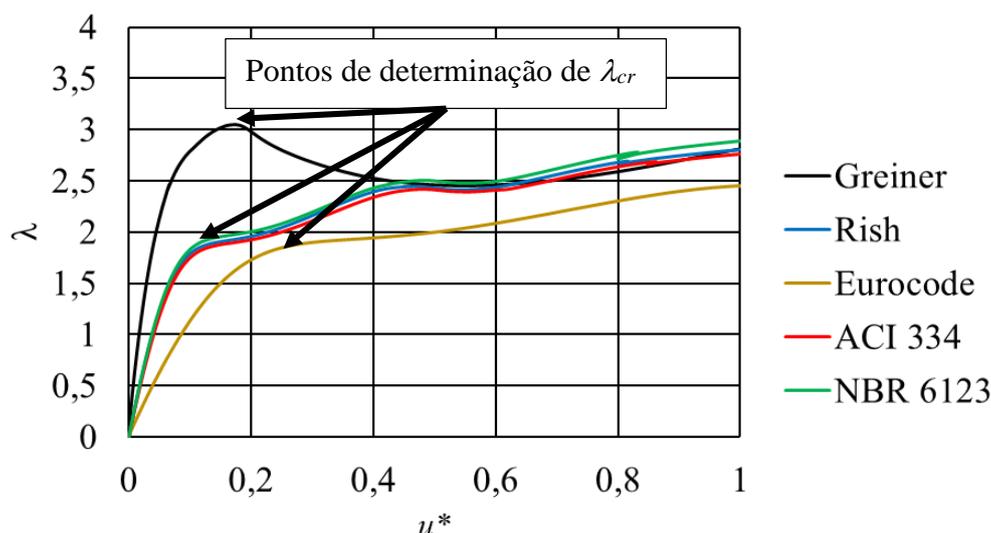


Figura 117 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo y negativo do tanque reforçado.

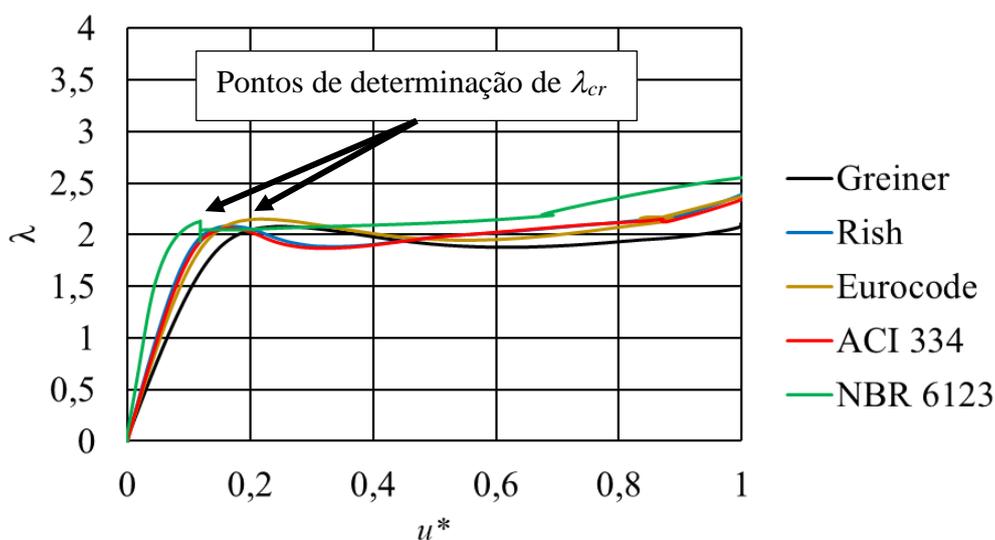


Figura 118 – Trajetórias de equilíbrio de carga: eixo y positivo do tanque reforçado.

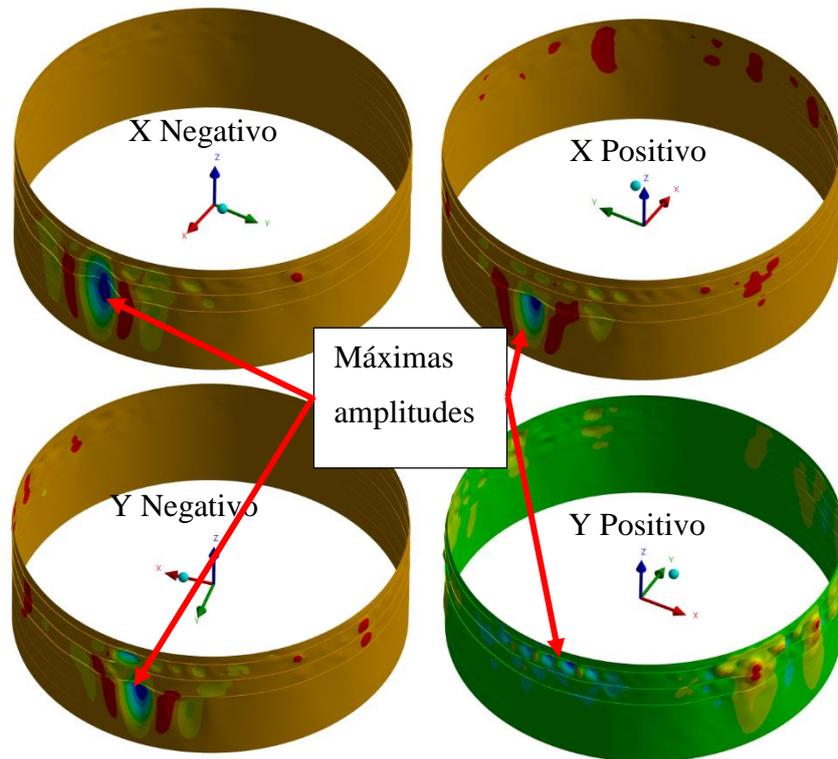


Figura 119 – Deformada do tanque reforçado: coeficientes de Greiner [123].

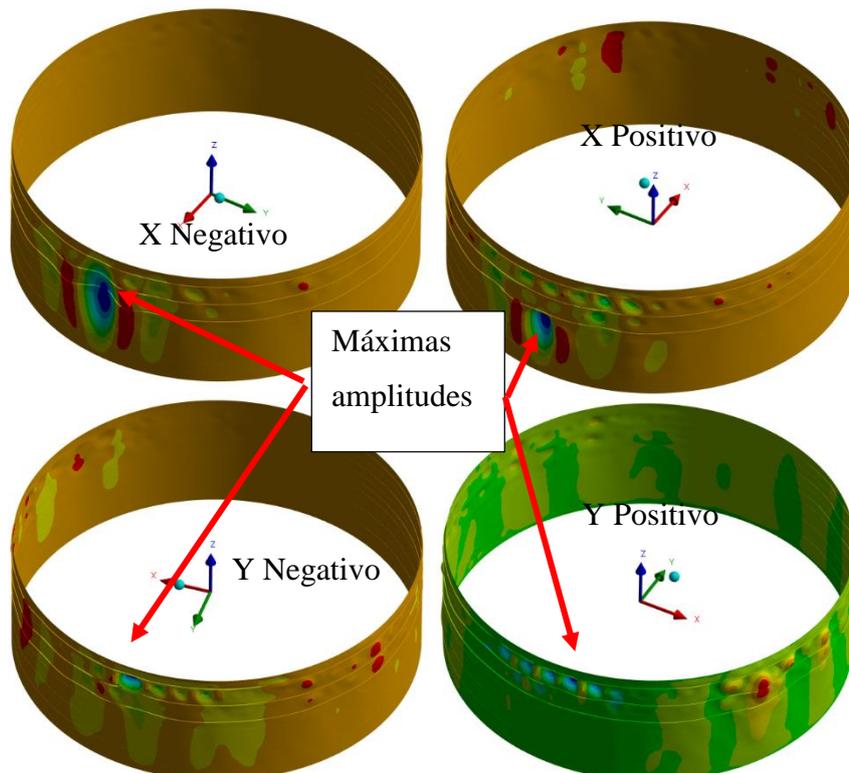


Figura 120 – Deformada da estrutura do tanque reforçado: coeficientes de Rish [124]

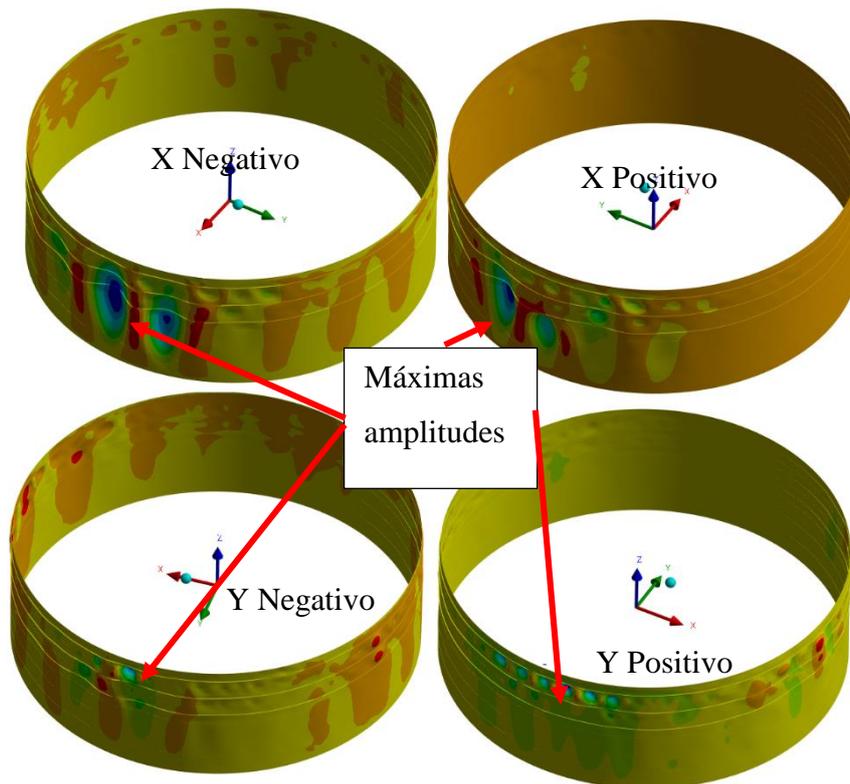


Figura 121 – Deformada da estrutura do tanque reforçado: coeficientes Eurocode [125]

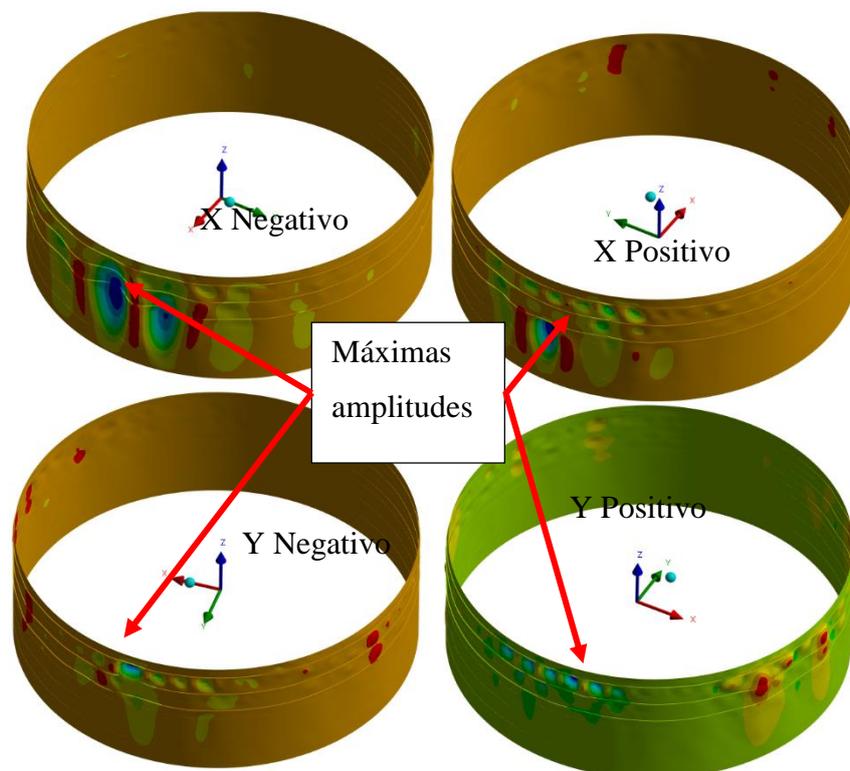


Figura 122 – Deformada da estrutura do tanque reforçado: coeficientes ACI 334 [131]

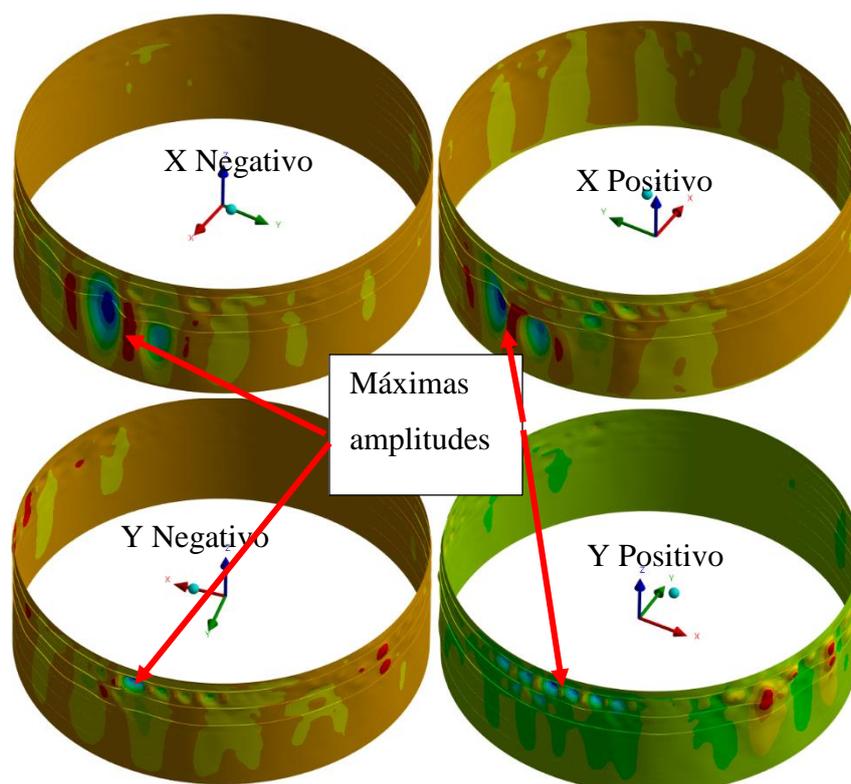


Figura 123 – Deformada da estrutura do tanque reforçado pós flambagem para análise realizada com coeficientes da NBR 6123 [3]

Importante comentar que o expressivo aumento de rigidez pelo uso de enrijecedores tornou a região superior do costado menos suscetível à flambagem para o vento atuando na direção do eixo x , uma vez que a flambagem ocorre nas chapas inferiores. Esse comportamento não é comum em tanques de armazenamento, devido às maiores espessuras nas chapas inferiores, uma vez que a flambagem normalmente concentra-se na região das chapas superiores que possuem menores espessuras. No caso da flambagem para o vento no eixo y , a região superior das chapas do costado apresenta maiores amplitudes para a flambagem em função da presença das maiores deformações no costado.

9.5 Considerações finais

O presente capítulo apresentou a formulação para análise de flambagem do tanque de armazenamento investigado, na presença das imperfeições (deformações) existentes no seu costado e discutiu os resultados para as análises realizadas. Foi feita uma intensa discussão sobre as direções de ação do vento, uma vez que a presença das imperfeições no costado elimina qualquer eixo de simetria, influenciando na sua resistência à flambagem. Além disso, foi verificado o emprego de diferentes coeficientes de pressão de vento propostos por diferentes referências e como a resistência à flambagem é

impactada sob essa ótica. Em complemento, foi feita uma análise com base em duas revisões distintas (e recentes) de códigos de verificação estrutural com foco na alteração dos fatores de projeto aplicados aos carregamentos para análise de flambagem. Por fim, foi verificado o impacto da instalação de enrijecedores na resistência à flambagem.

Os resultados demonstraram que a resistência à flambagem induzida pelo vento é diferente a depender da direção do vento considerada e que para uma dada direção do vento, as cargas críticas de flambagem tem pouca variação a depender da referência utilizada como base para os coeficientes de pressão do vento. Além disso, a alteração dos fatores de projeto aplicados aos carregamentos em função da revisão dos códigos de verificação estrutural fornece resultados distintos em termos de proteção quanto à falha por flambagem, sendo necessário investigar o comportamento não-determinístico do vento atuando sobre o costado para obter conclusões mais precisas acerca da flambagem. Por fim, a instalação de enrijecedores se demonstrou como uma possível solução de proteção contra flambagem, uma vez que promoveu aumentos na resistência à flambagem de até 711%, em média, quando comparados o tanque atual e reforçado. A Tabela 16 apresenta os resultados de forma resumida para avaliação da flambagem, em termos da média entre os diferentes coeficientes utilizados para uma mesma direção, sendo possível observar aumentos de resistência à flambagem entre 436 a 711%.

Além disso, é importante citar que, de uma maneira geral para as diferentes direções de ação do vento, o comportamento do tanque pós-flambagem apresentou um equilíbrio estável, indicando que não há indicativo de colapso por flambagem da estrutura.

Tabela 16 – Resumo de resultados para análises de flambagem

Direção	$\lambda_{cr_reforçado}$	λ_{cr_atual}	$\lambda_{cr_diferença}$ (%)
X-	2,592	0,320	711%
X+	3,034	0,396	666%
Y-	2,574	0,322	699%
Y+	2,112	0,394	436%

10. ANÁLISE MODAL

10.1 Considerações iniciais

Como ponto de partida para investigação estrutural dinâmica do costado do tanque, análises de vibração livre foram realizadas para determinar as frequências naturais e seus modos de vibração associados para o tanque atual e reforçado. Adicionalmente, foram contemplados efeitos de pré-tensão na estrutura, contabilizando a ação do vento e peso próprio da estrutura com objetivo de investigar o efeito sobre as características dinâmicas da estrutura. Além disso, foi discutida a alteração das frequências naturais em função das deformações presentes no costado do tanque em comparação com valores obtidos para um modelo de tanque sem deformações de forma analítica e numericamente. Dessa forma, este capítulo detalha a metodologia de análise utilizada e apresenta e discute os resultados. A Figura 124 retrata a etapa da metodologia discutida neste capítulo.

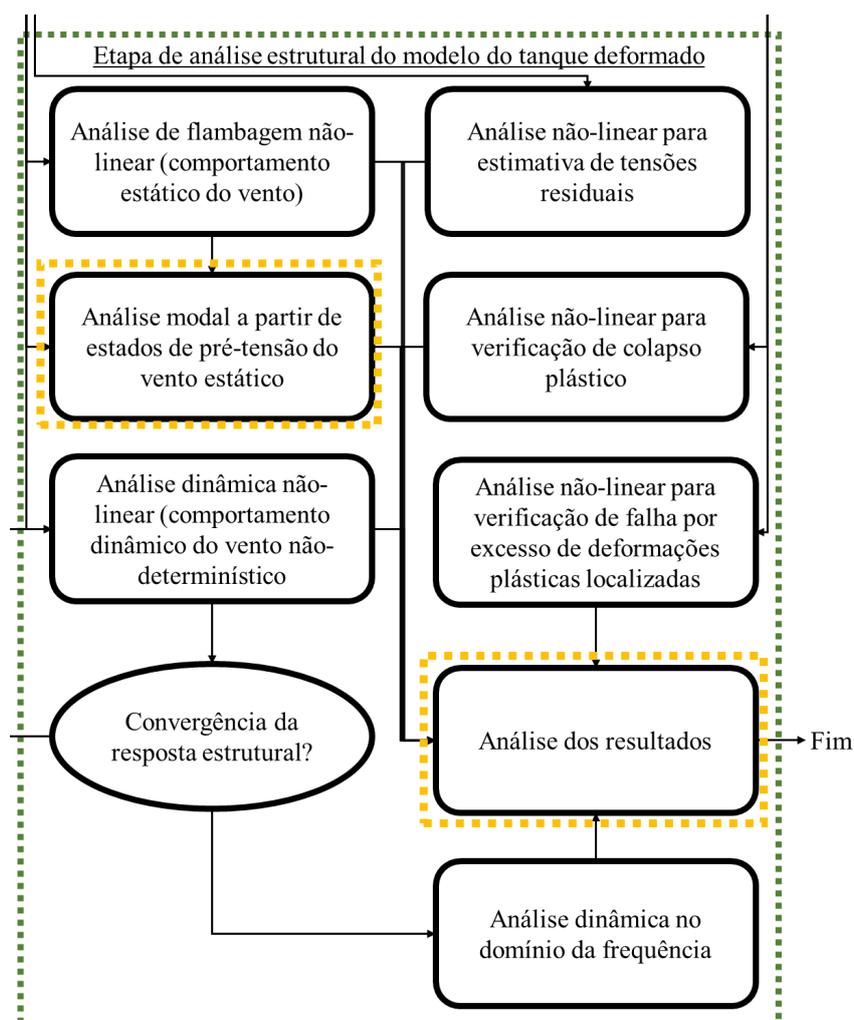


Figura 124 – Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.

10.2 Formulação matemática

A primeira etapa de qualquer análise dinâmica estrutural deve sempre ser uma análise de vibração livre. Tal análise, também conhecida como Análise Modal, permite o conhecimento dos modos de vibração das estruturas, isto é, o vetor de deslocamentos relativo entre os graus de liberdade da estrutura que representa uma configuração sobre a qual o sistema estrutural pode permanecer em vibração livre, com uma frequência de vibração associada, denominada frequência natural.

A obtenção dos modos de vibração e suas frequências naturais, parte da solução da Eq. (2) isto é, a equação de equilíbrio dinâmico em condição de vibração livre, sem excitação de qualquer natureza, ou seja, com vetor $\{F\}$ nulo, sendo a solução da Equação (54) o objetivo de uma análise modal. Para tal, adota-se que uma possível solução possui comportamento harmônico, com frequência (ω_{0i}) e ângulo de fase definidos (φ) , conforme a Equação (55). É importante mencionar que, na maioria dos casos, o termo referente ao amortecimento estrutural é desconsiderado na análise modal, entretanto, em algumas aplicações como na dinâmica de rotores é possível realizar operações para uma análise modal amortecida. Tal análise, não é escopo deste trabalho e não será considerada.

$$[M]\{\mathbf{a}\} + [C]\{\mathbf{v}\} + [K]\{\mathbf{u}\} = \{\mathbf{0}\} \quad (54)$$

$$u = \Phi_i \cos(\omega_{0i}t - \varphi) \quad (55)$$

De tal sorte, a Equação (54) é simplificada no formato da Eq. (56), onde estão contemplados os efeitos de inércia, através da matriz de massa $[M]$ (componentes em kg), e de rigidez, através da matriz de rigidez $[K]$ (com componentes em N/m). Realizando as operações algébricas adequadas, o problema resume-se à Equação (57) possuindo duas soluções. A primeira, trivial, ocorre quando Φ_i é nulo e nesse caso não há movimento. E a segunda, quando o determinante da Equação (58) é nulo. A segunda solução possibilita a obtenção dos N autovalores, isto é, o quadrado das frequências naturais (ω_{0i}^2) , associada a cada modo de vibração (Φ_i) . É importante mencionar que o número N de autovalores e autovetores está associado ao número N de graus de liberdade da estrutura.

$$[M]\{\mathbf{a}\} + [K]\{\mathbf{u}\} = \{\mathbf{0}\} \quad (56)$$

$$([M]^{-1}[K] - \omega_{0i}^2[I])\Phi_i = \{\mathbf{0}\} \quad (57)$$

$$|[M]^{-1}[K] - \omega_{0i}^2[I]| = 0 \quad (58)$$

Observando a Equação (58) pode-se constatar que as frequências naturais de um sistema estrutural são dependentes da sua massa e rigidez. A massa de uma estrutura pode variar ao longo do seu ciclo de vida, seja por adição de novos componentes à estrutura, seja por remoção de massa proveniente de mecanismos de dano, como corrosão, ou por outra remoção de massa de natureza qualquer. Dessa forma, é esperado que durante o ciclo de vida de um tanque, suas frequências naturais possam variar em relação às frequências calculadas em fase de projeto. Sob a ótica de perda de massa, no caso de tanques de armazenamento, a corrosão é o principal agente de redução de massa. Entretanto, esses efeitos são observáveis em longos períodos de tempo de vida do tanque, porém, como observado por Manshadi e Maheri [132], a corrosão tem efeito significativo sobre as propriedades dinâmicas de tanques de armazenamento.

De maneira similar, a rigidez de uma estrutura é dependente de suas propriedades de material e de suas características geométricas. No caso dos materiais metálicos (isotrópicos) a rigidez é definida a partir do seu módulo de Young, que é considerado constante para uma dada temperatura. Já do ponto de vista geométrico, a rigidez pode apresentar grandes variações, em função das dimensões da estrutura e da direção considerada. Dessa forma, a rigidez de uma estrutura é totalmente dependente do estado de carregamento sob o qual essa está submetida, uma vez que as deformações impostas à estrutura, alteram a sua geometria. No universo dos pequenos deslocamentos, a alteração de rigidez pode ser considerada desprezível, sem grandes alterações nas frequências naturais. Entretanto, quando os efeitos não-lineares geométricos são preponderantes, as frequências naturais podem apresentar variações significativas, uma vez que a matriz d

Além desses fatores, as imperfeições presentes no costado do tanque influenciam as características dinâmicas, uma vez que alteram a geometria da estrutura. Nesse sentido, alterações das características dinâmicas do tanque com relação à sua configuração de projeto são esperadas.

Segundo Blevins [133], as frequências naturais de uma casca cilíndrica fina, tal qual um costado de um tanque de armazenamento, podem ser determinadas de acordo com a formulação das Equações (59) à (68). Neste contexto, f_{ij} representa a frequência natural (em Hertz) associada ao número de ondas circunferenciais i e de semi-ondas longitudinais j ; t^* denota a espessura uniformemente distribuída da casca (em m); H designa o comprimento do cilindro (em m); R o raio do cilindro (em m); E o módulo de

elasticidade longitudinal (em N/m²) do material; ν o coeficiente de Poisson; e ρ é a massa específica (em kg/m³). Além disso, os parâmetros adimensionais τ_{ij} , a_{kl} , ζ , κ_j , k_c , α_1 e α_2 estão associados às condições de contorno. Para as condições de contorno adotadas no âmbito deste estudo, os valores de ζ , α_1 e α_2 , que possibilitam a definição dos outros parâmetros associados as condições de contorno, são, respectivamente, 3.927, 0.7467 e 0.7467 [39].

Outro tópico de considerável importância é a distribuição de espessura ao longo da casca, uma vez que as espessuras são escalonadas, e a formulação considera um valor constante. Com base nisso, o valor médio da espessura foi adotado, seguindo o entendimento de Han e Liu [134], que afirmam que a primeira frequência natural para um cilindro com espessura uniforme t^* ou um cilindro com espessuras variáveis de média t^* são semelhantes.

$$f_{ij} = \frac{\tau_{ij}}{2\pi R} \left[\frac{E}{\rho(1-\nu^2)} \right]^{1/2} \quad (59)$$

$$\tau_{ij} = \frac{(a_{11}a_{22}a_{33} + 2a_{12}a_{13}a_{23} - a_{11}a_{23}^2 - a_{22}a_{13}^2 - a_{33}a_{12}^2)i^4}{(a_{11}a_{22} - a_{12}^2)(\kappa_j^2\alpha_2 + i^4 + i^2)} \quad (60)$$

$$a_{11} = \kappa_j^2 + \frac{1}{2}(1+k_c)(1-\nu)i^2\alpha_2 \quad (61)$$

$$a_{12} = -\nu i \kappa_j \alpha_1 - \frac{1}{2}(1-\nu)i \kappa_j \alpha_2 \quad (62)$$

$$a_{13} = -\nu i \kappa_j \alpha_1 - k_c \kappa_j \left[-\kappa_j^2 + \frac{1}{2}(1-\nu)i^2\alpha_2 \right] \quad (63)$$

$$a_{22} = i^2 + \frac{1}{2}(1+3k_c)(1-\nu)\kappa_j^2\alpha_2 \quad (64)$$

$$a_{23} = i + k_c i \kappa_j^2 \left[\nu \alpha_1 + \frac{3}{2}(1-\nu)\alpha_2 \right] \quad (65)$$

$$a_{33} = 1 + k_c \left[\kappa_j^4 + (i^2 - 1)^2 + 2\nu i^2 \kappa_j^2 \alpha_2 \right] \quad (66)$$

$$\kappa_j = \frac{-j\zeta R}{H} \quad (67)$$

$$k_c = \frac{t^{*2}}{12R^2} \quad (68)$$

10.3 Frequências naturais do costado perfeito

A análise modal do costado perfeito do tanque foi realizada com objetivo de identificar a adequação da malha de EF para obtenção das propriedades dinâmicas do

modelo do costado do tanque, uma vez que formulação analítica para o cálculo das frequências naturais está disponível na literatura, conforme detalhado por Blevins [133] através das Equações (59) à (68). Dessa forma, os dois primeiros modos de vibração tiveram suas frequências naturais avaliadas e comparadas com a formulação analítica, cujos resultados podem ser visualizados na Tabela 17. A Figura 125 apresenta o primeiro e o segundo modos de vibração. Importante mencionar que os modos de vibração apresentados na Tabela 17 são apresentados em função do número de ondas circunferenciais i e de semi-ondas longitudinais j .

É possível verificar grande correlação entre os resultados obtidos pela formulação analítica e pela análise modal, com uma diferença mínima de 0,88% para a primeira frequência natural e uma diferença um pouco mais, porém ainda pequena, para a segunda frequência natural, confirmando as previsões de Han e Liu [134]. Neste sentido, verifica-se que o modelo de EF está adequado ao cálculo de propriedades dinâmicas.

Tabela 17 - Frequências Naturais do Costado Perfeito

Modo(i,j)	Frequências Naturais (Hz)		Diferença (%)
	Formulação Analítica	Análise Modal	
1 (1,21)	4,54	4,58	0,88
2 (1,22)	4,75	4,63	-2,53

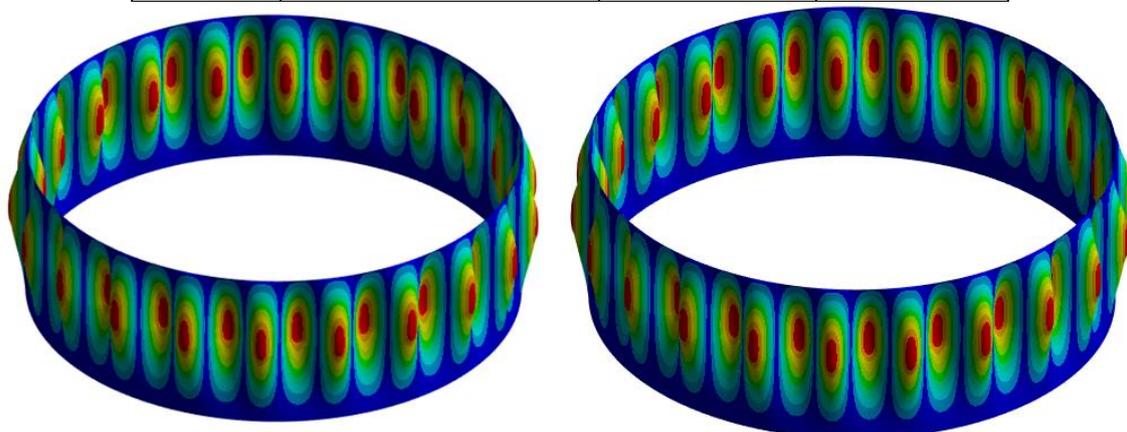


Figura 125 - Primeiro (esq.) e segundo (dir.) modos de vibração

10.4 Análise modal do costado do tanque atual

Conforme já mencionado, a presença de imperfeições no costado do tanque é outro fator de influência nas suas propriedades dinâmicas. Neste sentido, foi realizada análise modal considerando o modelo com a geometria calibrada de acordo com a seção 5.5. Com o objetivo de entender o comportamento das características dinâmicas do

costado do tanque em função da atuação do vento, foram considerados estados de pré-tensão na estrutura como ponto de partida para as análises modais.

Os estados de pré-tensão considerados foram referentes à ação da parcela relativa à velocidade média do vento, com incidência na direção de maior amplitude do primeiro modo de vibração. Além disso, foi considerada a condição vazia do tanque, uma vez que esta é a pior condição de estabilidade de tanques sujeitos à ação do vento, conforme relatado por Lopes e colaboradores [2]. Foi selecionada uma ampla faixa de velocidades do vento, desde valores nulos, isto é, total ausência de vento, até 85 m/s, com o mesmo propósito realizado para as análises de flambagem e as demais propriedades para a determinação da carga de vento determinística estão disponíveis na Tabela 12.

Os resultados das análises de flambagem realizadas e discutidas no capítulo 9 demonstraram que há pouca diferença para a carga crítica de flambagem calculada para uma mesma direção da ação do vento, quando diferentes referências são utilizadas para o cômputo da distribuição circunferencial do vento, com valores mais conservadores sendo obtidos pelos coeficientes propostos pela ACI 334 [131]. Neste sentido, os estados de pré-tensão consideraram a ação do vento calculada com coeficientes de pressão de vento definidos pela ACI 334 [131].

No que diz respeito às frequências naturais (f_n) do tanque na ausência de estados de pré-tensão, a Tabela 18 consolida os resultados para os dez primeiros modos de vibração cujos modos estão representados na Figura 126. É possível verificar que a primeira frequência natural (f_{01}) do costado do tanque atual é de 3,81 Hz que, em comparação com o modelo do costado perfeito do tanque ($f_{01} = 4,58$ Hz), representa uma redução de 16,81%. Nesse aspecto, é evidente que a presença das imperfeições existentes no costado do tanque tem influência relevante sobre as características dinâmicas do tanque. Pela Figura 126 é evidente um comportamento mais localizado, quando em comparação com o modelo do costado perfeito, uma vez que este último apresenta modos de vibração com elevada simetria. Neste sentido, verifica-se que a presença das deformações no costado altera significativamente as características dinâmicas do tanque, não apenas em termos das frequências naturais, mas também nos modos de vibração.

A redução das frequências naturais (f_n) do tanque em função das imperfeições existentes no seu costado pode vir a se tornar um fator de importância, sobretudo na exposição da estrutura à ação do vento. Com base nos espectros de potência do vento

apresentados na Figura 91, é possível verificar que a maior parcela da energia se concentra em frequências mais baixas, podendo ter um impacto na resposta estrutural de tanques deformados. Nesse sentido, faz-se importante a avaliação das características dinâmicas de tanques de armazenamento na presença de deformações de costado.

Tabela 18 – Frequências naturais para o tanque atual

Modo	f_n (Hz)
1	3,81
2	3,86
3	3,95
4	4,07
5	4,09
6	4,10
7	4,16
8	4,22
9	4,27
10	4,35

Quanto à participação dos modos de vibração na resposta em vibração livre da estrutura, um gráfico com os fatores de participação modal está disponível na Figura 128. Em geral, em problemas de dinâmica estrutural o primeiro modo de vibração tende a ter uma maior participação modal em relação aos demais. Entretanto, no caso do tanque investigado a maior participação modal encontra-se no modo de vibração de número 930 ($f_{930} = 32,04$ Hz). Tal comportamento, apesar de contraintuitivo, já foi relatado na pesquisa de Chiang e Guzey [39], que evidenciou essa característica para cinco tanques diferentes através de análises modais. A representação do modo de vibração 930 está disponível na Figura 127. É possível verificar um comportamento global de vibração da estrutura, porém sem nenhuma simetria devido à existência das deformações.

Quanto à participação dos modos de vibração na resposta em vibração livre da estrutura, um gráfico com os fatores de participação modal está disponível na Figura 128. Em geral, em problemas de dinâmica estrutural o primeiro modo de vibração tende a ter uma maior participação modal em relação aos demais. Entretanto, no caso do tanque investigado a maior participação modal encontra-se no modo de vibração de número 930 ($f_{930} = 32,04$ Hz). Tal comportamento, apesar de contraintuitivo, já foi relatado na pesquisa de Chiang e Guzey [39], que evidenciou essa característica para cinco tanques diferentes através de análises modais. A representação do modo de vibração 930 está

disponível na Figura 127. É possível verificar um comportamento global de vibração da estrutura, porém sem nenhuma simetria devido à existência das deformações.

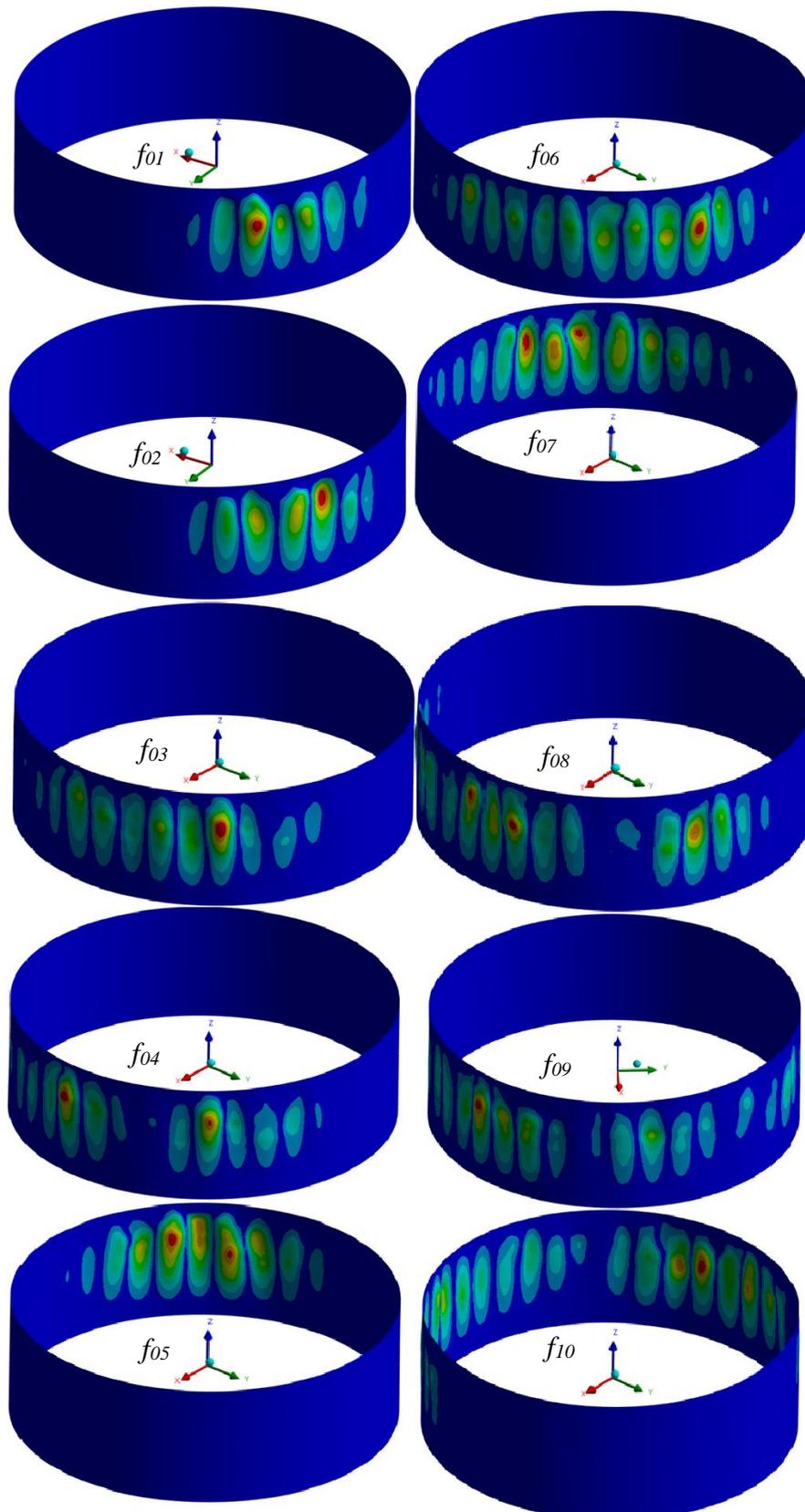


Figura 126 – Dez primeiros modos de vibração para o tanque atual.

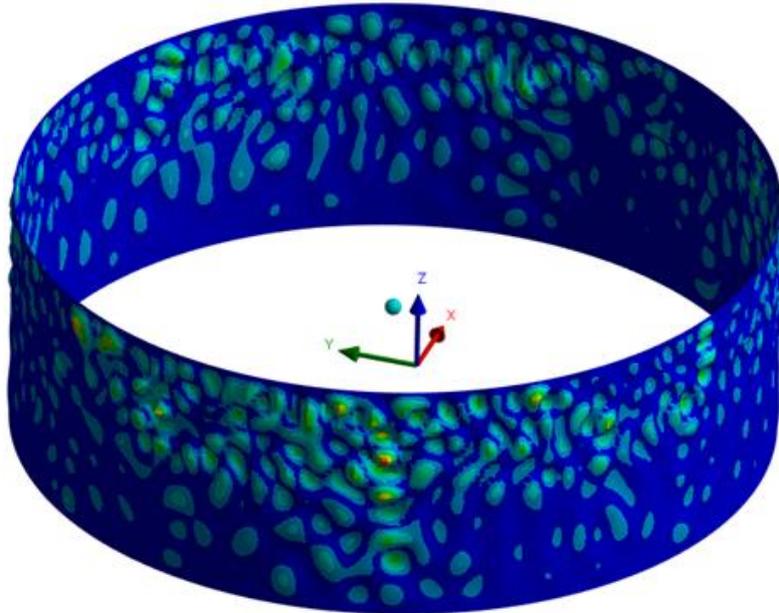
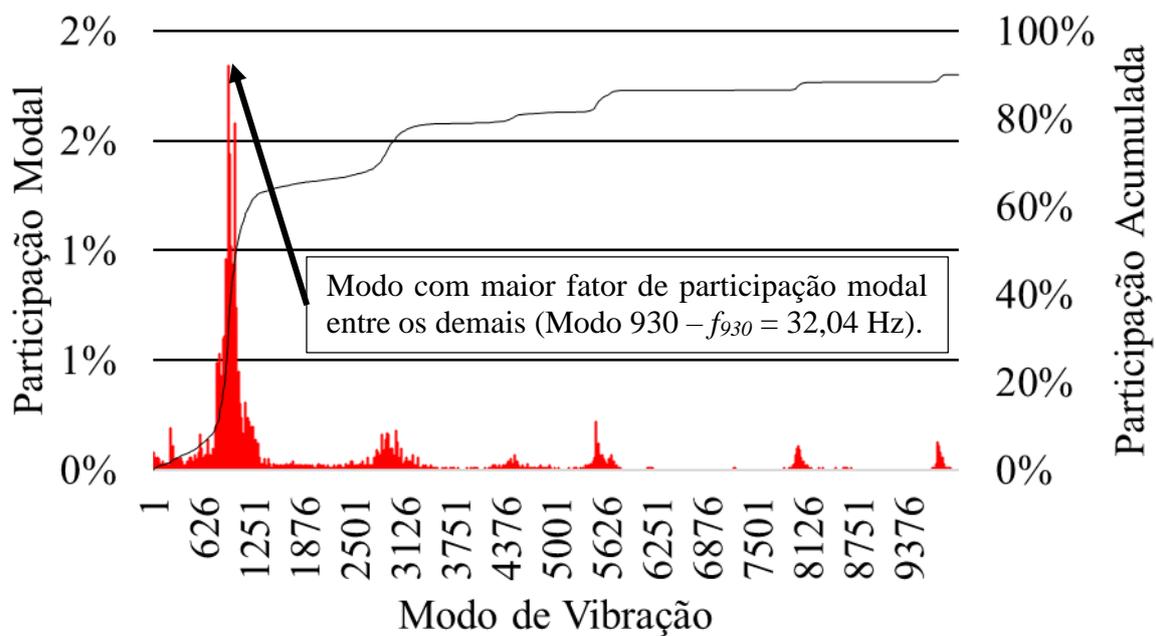


Figura 127 – Modo de vibração com maior fator de participação modal ($f_{930} = 32,04$ Hz)



■ Participação Modal — Participação Acumulada

Figura 128 – Fatores de participação modal para cada modo de vibração do tanque atual.

Pela consideração de efeitos de pré-tensão pela ação do vento sobre o costado do tanque, com direção de incidência na máxima amplitude de deslocamento do primeiro modo de vibração, há uma alteração das frequências naturais da estrutura, a depender da velocidade básica do vento. Os resultados das frequências naturais para diferentes velocidades básicas do vento consideradas para os efeitos de pré-tensão estão disponíveis

na Tabela 19. É possível verificar uma tendência de redução das frequências fundamentais (f_{0i}) conforme a velocidade do vento aumenta.

Essa tendência de redução apresenta duas velocidades básicas de vento (V_0) nas quais as frequências naturais (f_n) atingem valores nulos: 68,19 m/s e 84,15 m/s. Fisicamente, essas ocorrências significam que as não-linearidades da análise considerando grandes deslocamentos e plasticidade alteram a rigidez da estrutura para valores nulos, na qual as frequências naturais, conseqüentemente, também assumem valores nulos.

De forma a ilustrar os resultados da Tabela 19, um gráfico é apresentado na Figura 129. É possível verificar que o comportamento de redução das frequências naturais com aumento da velocidade básica do vento (V_0) é mais acentuado para os primeiros modos de vibração. No caso dos modos mais elevados, há menor sensibilidade nos valores das frequências naturais e percebe-se um aumento dessas conforme a velocidade básica do vento. Nesse aspecto, é importante comentar que a atuação do vento no costado do tanque não provoca apenas tensões compressivas, mas também tensões de tração em determinadas regiões, o que explica esse aumento das frequências naturais mais elevadas.

Tabela 19 – Frequências naturais (f_n) em função da velocidade básica do vento (V_0) para o tanque atual.

V_0 (m/s)	f_{01} (Hz)	f_{02} (Hz)	f_{03} (Hz)	f_{04} (Hz)	f_{05} (Hz)	f_{06} (Hz)	f_{07} (Hz)	f_{08} (Hz)	f_{09} (Hz)	f_{10} (Hz)
0,00	3,81	3,86	3,95	4,07	4,09	4,10	4,16	4,22	4,27	4,35
11,96	3,76	3,81	3,98	4,10	4,13	4,13	4,20	4,25	4,29	4,33
16,91	3,70	3,77	4,01	4,13	4,16	4,17	4,23	4,27	4,31	4,32
22,31	3,60	3,72	4,05	4,17	4,20	4,21	4,22	4,31	4,32	4,35
26,57	3,47	3,67	4,09	4,14	4,21	4,24	4,25	4,32	4,34	4,36
29,02	3,39	3,63	4,09	4,11	4,24	4,25	4,26	4,30	4,36	4,37
31,20	3,30	3,60	4,03	4,13	4,23	4,26	4,28	4,31	4,37	4,39
34,14	3,18	3,55	3,95	4,16	4,18	4,29	4,32	4,32	4,39	4,41
36,73	3,11	3,50	3,88	4,13	4,19	4,31	4,33	4,35	4,40	4,44
38,31	3,08	3,47	3,83	4,10	4,21	4,31	4,34	4,37	4,42	4,46
39,82	3,07	3,44	3,78	4,07	4,23	4,30	4,36	4,39	4,43	4,47
41,96	3,06	3,39	3,70	4,03	4,25	4,29	4,39	4,41	4,44	4,50
43,97	3,03	3,34	3,62	3,99	4,27	4,28	4,41	4,44	4,46	4,52
45,24	3,01	3,31	3,57	3,96	4,25	4,30	4,43	4,46	4,46	4,54
46,47	2,98	3,27	3,51	3,93	4,23	4,31	4,45	4,46	4,48	4,53
48,22	2,93	3,20	3,42	3,88	4,20	4,33	4,44	4,47	4,50	4,50

V_0 (m/s)	f_{01} (Hz)	f_{02} (Hz)	f_{03} (Hz)	f_{04} (Hz)	f_{05} (Hz)	f_{06} (Hz)	f_{07} (Hz)	f_{08} (Hz)	f_{09} (Hz)	f_{10} (Hz)
49,85	2,87	3,11	3,33	3,83	4,16	4,36	4,38	4,49	4,49	4,53
50,87	2,83	3,04	3,27	3,78	4,13	4,33	4,37	4,49	4,51	4,54
51,85	2,79	2,93	3,21	3,74	4,10	4,28	4,39	4,49	4,51	4,52
52,75	2,74	2,78	3,15	3,70	4,07	4,22	4,40	4,46	4,49	4,53
57,14	2,56	2,73	3,04	3,53	3,88	4,19	4,31	4,46	4,48	4,59
60,66	2,33	2,66	3,04	3,37	3,71	4,15	4,20	4,48	4,51	4,64
63,96	2,03	2,47	3,03	3,22	3,53	4,04	4,08	4,45	4,57	4,69
66,88	1,45	2,20	2,96	3,09	3,35	3,81	4,00	4,37	4,61	4,74
68,18	0,16	1,83	2,90	3,07	3,27	3,55	3,95	4,27	4,59	4,63
68,19	0,00	1,80	2,90	3,07	3,27	3,52	3,95	4,26	4,58	4,63
67,33	0,54	2,18	2,93	3,07	3,27	3,46	3,97	4,15	4,47	4,62
67,33	0,72	2,24	2,94	3,09	3,28	3,49	3,97	4,15	4,47	4,62
67,33	0,85	2,29	2,94	3,10	3,29	3,53	3,97	4,15	4,47	4,62
67,58	1,35	2,48	2,95	3,16	3,32	3,92	3,97	4,20	4,48	4,62
68,98	1,69	2,51	2,88	3,13	3,23	3,89	3,97	4,17	4,46	4,64
70,85	1,86	2,47	2,78	3,24	3,40	3,82	3,94	4,14	4,41	4,68
72,70	1,72	2,42	2,69	3,24	3,45	3,73	3,98	4,18	4,42	4,71
74,31	1,61	2,34	2,61	3,23	3,42	3,64	3,95	4,16	4,51	4,74
75,76	1,60	2,26	2,55	3,21	3,38	3,56	3,90	4,09	4,61	4,76
77,14	1,64	2,16	2,49	3,17	3,35	3,49	3,85	4,00	4,68	4,79
78,49	1,70	2,06	2,44	3,09	3,32	3,42	3,77	3,92	4,74	4,81
79,82	1,73	1,95	2,39	2,98	3,27	3,37	3,69	3,83	4,79	4,84
81,09	1,71	1,87	2,34	2,85	3,20	3,34	3,59	3,75	4,80	4,86
82,27	1,62	1,82	2,28	2,70	3,08	3,31	3,51	3,66	4,75	4,88
83,31	1,44	1,73	2,19	2,55	2,93	3,28	3,44	3,57	4,64	4,90
83,87	1,26	1,61	2,12	2,47	2,82	3,26	3,40	3,51	4,55	4,91
83,96	1,23	1,58	2,11	2,45	2,80	3,25	3,39	3,50	4,54	4,91
84,08	1,17	1,54	2,09	2,43	2,78	3,24	3,38	3,49	4,52	4,92
84,13	1,15	1,52	2,08	2,42	2,77	3,24	3,38	3,49	4,51	4,92
84,14	1,15	1,52	2,08	2,42	2,77	3,24	3,38	3,48	4,51	4,92
84,15	0,00	1,51	2,08	2,42	2,76	3,24	3,38	3,48	4,51	4,92

Como já mencionado, a distribuição da pressão do vento no costado do tanque cria um padrão de tensões caracterizado por tração em certas áreas e compressão em outras. No entanto, uma vez que a influência do vento no costado tende a ser predominantemente compressiva, a pressão do vento no costado do tanque contribui para a diminuição das frequências naturais dessas estruturas, especialmente as mais baixas. Nesse contexto, estabelecer uma correlação entre os resultados das análises modais e o comportamento de flambagem do tanque é crucial, uma vez que um campo de tensões

compressivas contribui, ao mesmo tempo, para redução das frequências naturais e da ocorrência de flambagem.

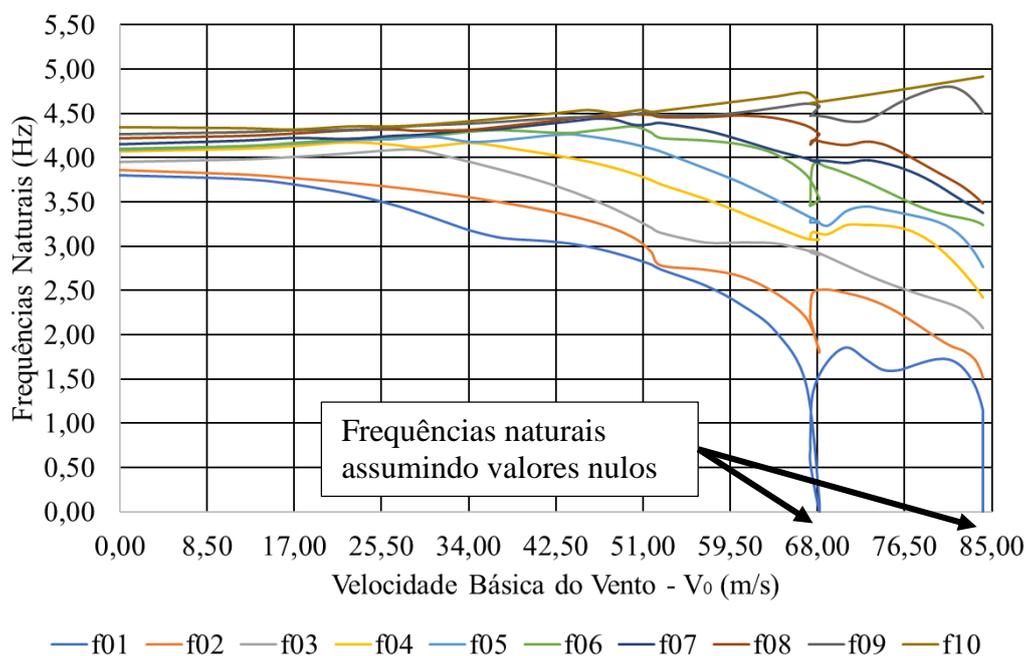


Figura 129 – Comportamento das frequências naturais do tanque atual com a velocidade básica do vento.

De acordo com as observações de Ferreira [135], quando a pré-carga considerada na estrutura resulta em uma frequência natural zero durante uma análise modal, essa carga é identificada como a carga crítica de flambagem, e o modo de vibração correspondente é o modo de flambagem. Essa conclusão é intuitiva, pois no caso de flambagem, a rigidez da estrutura tende a diminuir até zero, resultando em uma frequência natural nula associada a esse modo de vibração. Portanto, explorar as frequências naturais da estrutura do tanque pré-tensionada não apenas permite a investigação de suas características dinâmicas, mas também fornece uma compreensão inicial das cargas críticas de flambagem induzidas pelo vento.

É importante comentar que os resultados da Tabela 19 podem ser analisados para identificar a resistência à flambagem do tanque. Verifica-se que para o vento atuando na direção de máxima amplitude modal do primeiro modo de vibração a resistência à flambagem é consideravelmente maior do que para as outras direções de atuação do vento consideradas para a análise de flambagem estática. É evidente que, pela existência das imperfeições no costado do tanque, a resistência à flambagem é dependente da direção de

atuação do vento. Assim, a diferença entre as resistências à flambagem induzida pelo vento estático é justificada pelas imperfeições no costado do tanque.

Alinhado com a perspectiva de Ferreira [135], é viável estabelecer uma relação entre as frequências naturais de uma estrutura, seu estado de carregamento atual e sua carga crítica de flambagem por meio da Equação (69), onde a frequência natural (f_p) em um dado estado de carregamento (P) é função da frequência natural (f_n) da estrutura na ausência de carregamentos; da carga crítica de flambagem (P_{cr}); e de uma constante de ajuste (ψ). Adaptando essa formulação, é possível correlacionar as frequências naturais em função das velocidades básicas do vento (V_0) e da velocidade crítica de flambagem (V_{cr}) através da Equação (70), como uma contribuição proposta por essa tese.

$$f_p = f_n \left(1 - \frac{P}{P_{cr}}\right)^{\frac{1}{\psi}} \quad (69)$$

$$f_p = f_n \left(1 - \left(\frac{V_0}{V_{cr}}\right)^2\right)^{\frac{1}{\psi}} \quad (70)$$

Para a série de dados obtidas, é possível estabelecer uma relação para o primeiro modo de vibração conforme a Equação (70) com valor de $\psi = 2,76$, considerando $f_n = 3,81$ e $V_{cr} = 68,19$ m/s. A Figura 130 apresenta a curva com base na formulação analítica da Equação (70) ajustada a partir dos dados das análises modais. É possível verificar grande concordância entre os resultados.

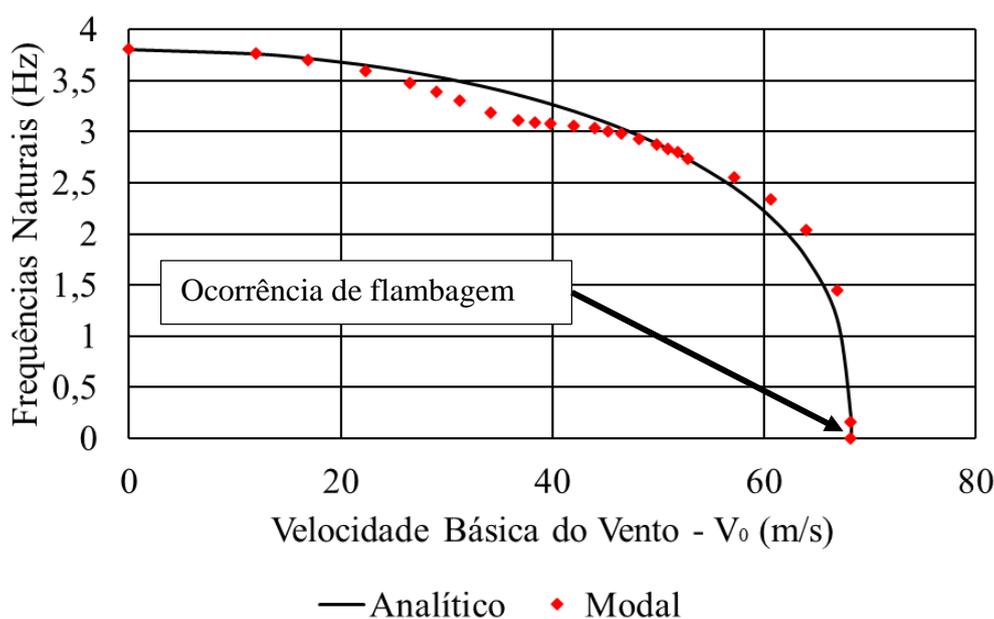


Figura 130 – Relação entre frequências naturais e velocidades básicas do vento.

O comportamento das frequências naturais é apresentado na Figura 131 em comparação com a trajetória de equilíbrio de carga durante o processo de flambagem para as dez primeiras frequências naturais. As deformações plásticas equivalentes (e^*) também são plotadas no mesmo gráfico, normalizadas em relação ao valor máximo de 0,18% ($e^* = \text{deformação plástica}/\text{máxima deformação plástica}$). As linhas vermelhas representam as frequências naturais, as pretas as trajetórias de equilíbrio de carga durante a flambagem e as verdes a deformação plástica máxima da estrutura.

Como já explorado anteriormente, a frequência fundamental (f_{01}) é a que apresenta a maior sensibilidade ao estado de pré-tensão em relação às demais, sendo a única que atinge valor nulo durante a ocorrência de flambagem. Pode-se verificar que a segunda frequência natural apresenta comportamento similar à fundamental, porém, sem atingir valores nulos durante a evolução da carga. É importante observar que nos últimos incrementos de carga um novo comportamento de flambagem começa a ser observado, tendo a curva da primeira frequência natural grande alteração de inclinação indicando uma nova redução para valores nulos. Esse comportamento também é observado para a segunda frequência, porém com menor intensidade. A terceira, a quarta e a quinta frequência natural exibem comportamentos similares, com decréscimo acentuado no início do carregamento, seguido de uma estabilização e moderada queda ao fim. Essa queda ao fim provavelmente está associada a uma nova ocorrência de flambagem, como observado para as primeiras duas frequências naturais. No caso da sexta frequência natural, o comportamento inicial é similar às demais, porém com aumento da frequência na ocorrência de flambagem do tanque, comportamento provavelmente associado a um aumento de tensões de tração na localização desse modo de vibração. A sétima, oitava e nona frequências apresentam pouca sensibilidade à variação de carga durante a flambagem, apresentando uma pequena indicação de decréscimo ao fim da carga, possivelmente associada à ocorrência de uma segunda flambagem, como ocorre para as frequências menores. No caso da décima frequência natural, seu comportamento aparenta ser independente da evolução de carga durante o processo de flambagem.

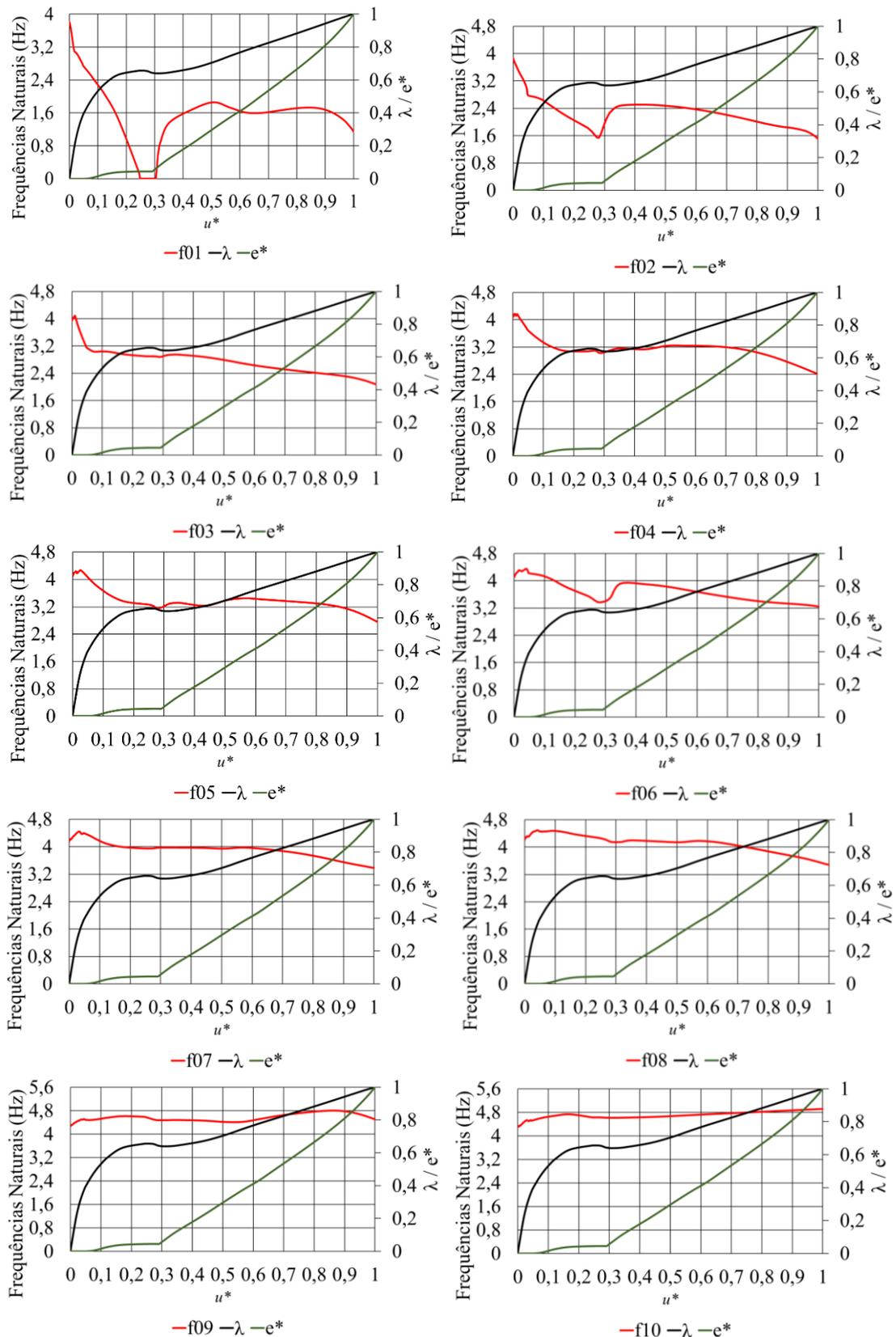


Figura 131 - Comportamento das frequências naturais durante a flambagem

10.5 Análise modal do costado do tanque reforçado

De modo a investigar as características dinâmicas do tanque reforçado as mesmas análises apresentadas na seção 10.4 para o tanque atual foram realizadas para o modelo contendo enrijecedores. Os estados de pré-tensão considerados se basearam nos mesmos princípios, entretanto, devido à maior resistência à flambagem do tanque reforçado, o limite superior de velocidade básica do vento considerado para os estados de pré-tensão foi de, aproximadamente, 170 m/s, com a direção de incidência do vento coincidindo com a direção de máxima amplitude modal de deslocamentos do primeiro modo de vibração do tanque na ausência de carregamentos.

As dez primeiras frequências naturais para o tanque reforçado são apresentadas na Tabela 20, em comparação às frequências do tanque atual. É possível verificar um considerável aumento, com cerca de 45% para a frequência fundamental (f_{01}). No caso do tanque reforçado, não existe formulação analítica para comparação dos resultados dessa análise modal com valores de referência, devido à presença de enrijecedores que afastam os resultados daqueles obtidos pelas formulações baseadas em teoria de cascas. Entretanto, considerando o aumento de rigidez observado pelas análises de flambagem realizadas e apresentadas no capítulo 9, os valores são coerentes, representando um aumento da frequência fundamental de 4,54 Hz para 5,52 Hz (21,59% de aumento), quando são comparados o modelo do tanque perfeito e do tanque reforçado, indicando que a instalação de enrijecedores torna o tanque deformado mais rígido que a sua configuração original de projeto, na ausência de danos. Quanto aos modos de vibração, os dez primeiros modos de vibração estão representados na Figura 132. De maneira similar ao tanque atual, é possível modos sem qualquer simetria, devido à existência de imperfeições na estrutura do costado.

Quanto aos fatores de participação modal, comportamento similar ao tanque atual é apresentado pelas análises modais do tanque deformado, conforme é possível verificar pelo gráfico da Figura 133. O maior fator de participação modal para o tanque reforçado corresponde ao modo de número 679, cuja frequência natural associada é $f_{679} = 31,46$ Hz. Neste ponto, uma observação interessante de ser feita é que enquanto o modo com maior participação modal para o modelo do tanque atual é o de número 930, a maior participação modal do modelo do tanque reforçado ocorre no modo 679. Entretanto, apesar dos modos serem relativamente distantes, suas frequências naturais associadas são muito próximas, sendo de 32,04 Hz para o tanque atual e 31,46 Hz para o tanque reforçado.

Tabela 20 – Frequências naturais para o tanque reforçado

Modo	f_n (Hz)		Diferença (%)
	Atual	Reforçado	
1	3,81	5,52	44,88
2	3,86	5,57	44,30
3	3,95	5,60	41,77
4	4,07	5,64	38,57
5	4,09	5,65	38,14
6	4,10	5,78	40,98
7	4,16	5,81	39,66
8	4,22	5,93	40,52
9	4,27	6,01	40,75
10	4,35	6,04	38,85

Quanto a consideração dos efeitos de pré-tensão na estrutura do tanque deformado, os resultados das dez primeiras frequências naturais em função da velocidade básica do vento estão consolidados na Tabela 21, sendo possível identificar dois valores de frequências fundamentais (f_{01}) nulos, com velocidades básica do vento correspondentes a 127,12 m/s e 128,92 m/s. O comportamento das frequências naturais em função da velocidade básica do vento (V_0) é ilustrado na Figura 134. O comportamento das frequências naturais em função da velocidade básica do vento é similar ao do tanque atual, com maior sensibilidade nos modos de vibração mais baixos.

Utilizando a formulação proposta pela Equação (70), é possível ajustar aos dados obtidos uma curva com $\psi = 4,34$, considerando $f_n = 5,52$ e $V_{cr} = 127,15$ m/s. A Figura 135 apresenta a curva com dados das análises modais do tanque reforçado ajustados à formulação da Equação (70), em conjunto com a curva e dados das análises modais do modelo do tanque atual. É possível verificar uma boa correlação entre os dados das análises modais do tanque reforçado e a formulação proposta. Além disso, importante verificar que a inclusão de enrijecedores no modelo desloca a curva do tanque atual no sentido de aumento das frequências naturais na ausência de estados de pré-tensão, bem como no sentido de aumento da resistência à flambagem induzida pelo vento, com frequências naturais nulas em maiores velocidades básicas do vento.

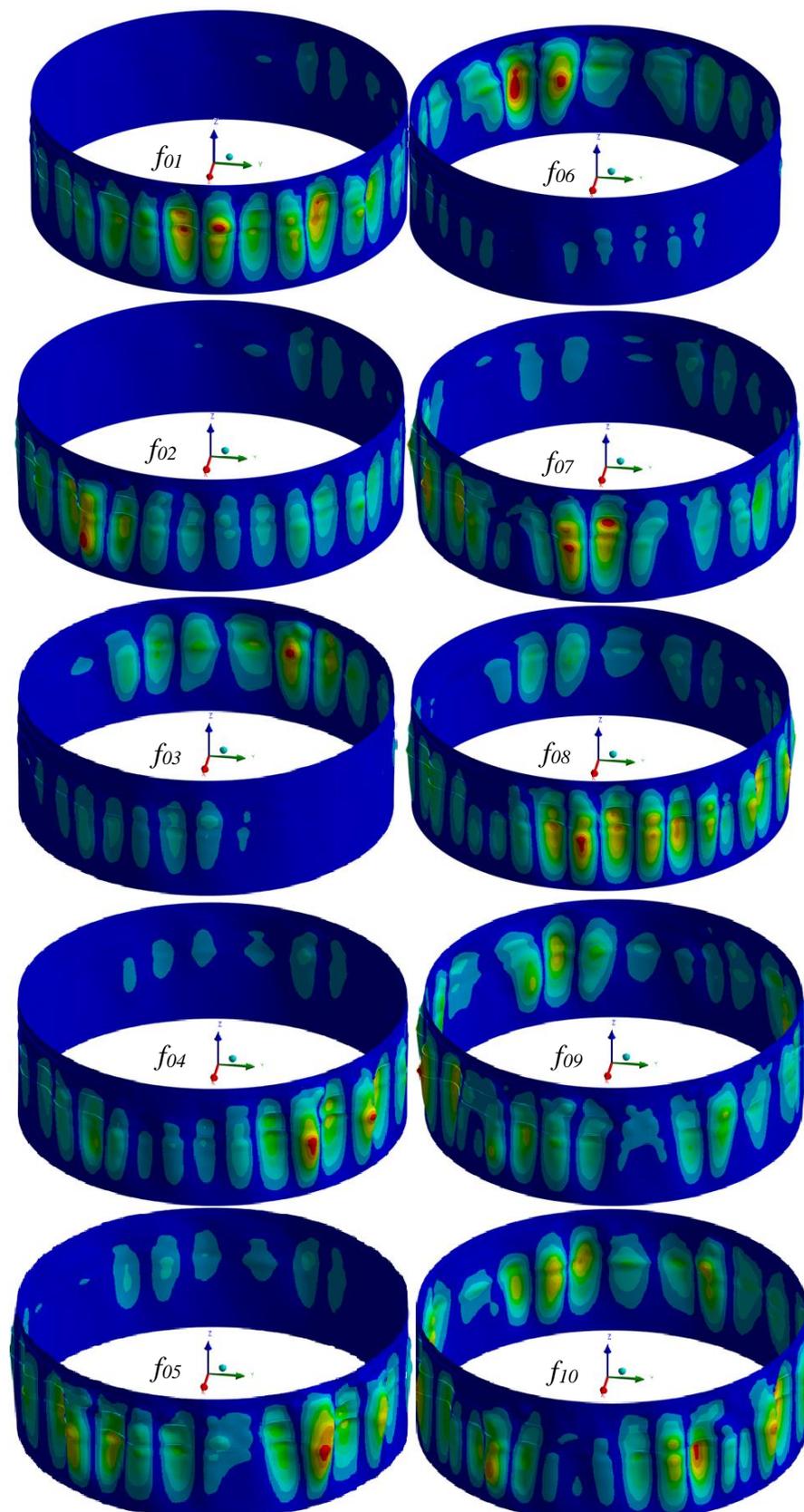
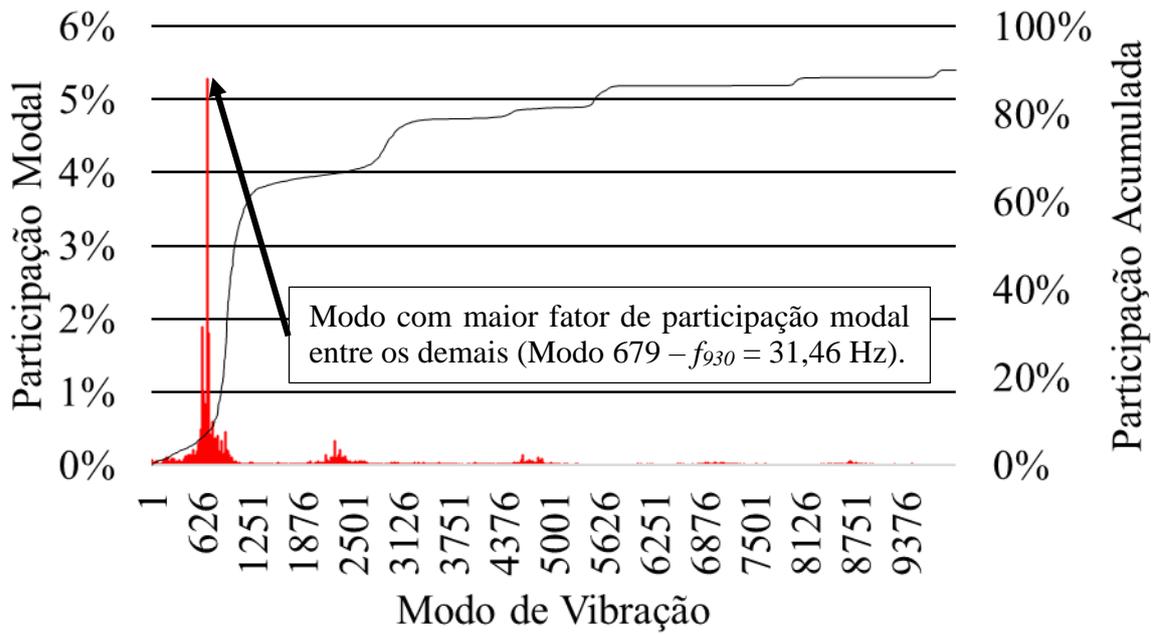


Figura 152 - Dez primeiros modos de vibração para o tanque reforçado



■ Participação Modal — Participação Acumulada

Figura 133 – fatores de participação modal para cada modo de vibração do tanque reforçado.

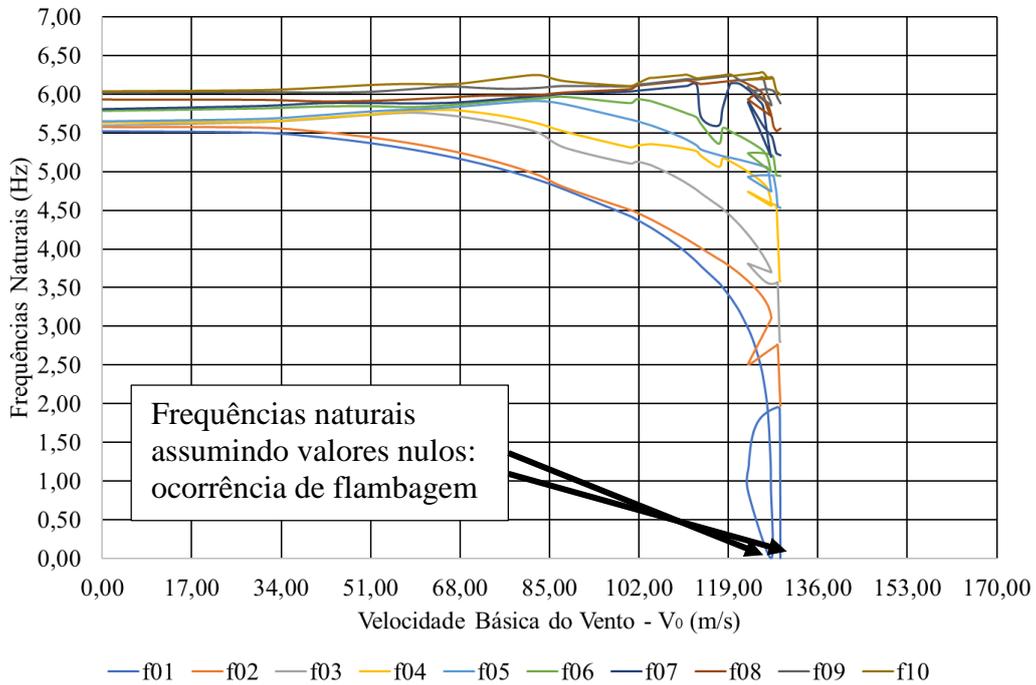


Figura 134 – Comportamento das frequências naturais do tanque reforçado com a velocidade básica do vento.

Tabela 21 – Frequências naturais (f_n) em função da velocidade básica do vento (V_0) para o tanque atual.

V_0 (m/s)	f_{01} (Hz)	f_{02} (Hz)	f_{03} (Hz)	f_{04} (Hz)	f_{05} (Hz)	f_{06} (Hz)	f_{07} (Hz)	f_{08} (Hz)	f_{09} (Hz)	f_{10} (Hz)
0,00	5,52	5,57	5,60	5,64	5,65	5,78	5,81	5,93	6,01	6,04
29,34	5,50	5,57	5,64	5,65	5,68	5,81	5,85	5,92	6,02	6,06
41,57	5,44	5,51	5,69	5,70	5,73	5,84	5,89	5,90	6,02	6,09
50,99	5,37	5,44	5,74	5,74	5,78	5,84	5,89	5,91	6,03	6,12
58,95	5,29	5,36	5,76	5,79	5,80	5,83	5,88	5,93	6,06	6,14
65,94	5,19	5,27	5,73	5,80	5,83	5,86	5,89	5,96	6,10	6,13
72,21	5,10	5,18	5,67	5,76	5,86	5,89	5,92	5,98	6,08	6,17
77,91	5,00	5,07	5,59	5,70	5,90	5,93	5,95	5,98	6,07	6,22
83,13	4,89	4,95	5,50	5,62	5,91	5,94	5,98	5,99	6,08	6,25
87,92	4,77	4,80	5,31	5,52	5,87	5,96	6,01	6,02	6,10	6,17
100,32	4,43	4,51	5,10	5,32	5,67	5,88	6,04	6,06	6,10	6,11
101,50	4,38	4,47	5,13	5,34	5,65	5,93	6,05	6,10	6,12	6,14
103,80	4,29	4,40	5,09	5,36	5,61	5,91	6,06	6,12	6,13	6,21
104,93	4,25	4,36	5,07	5,35	5,58	5,89	6,07	6,13	6,14	6,21
107,11	4,15	4,28	5,00	5,34	5,53	5,85	6,08	6,14	6,16	6,23
108,16	4,10	4,24	4,96	5,33	5,50	5,82	6,09	6,15	6,17	6,23
110,18	4,00	4,16	4,89	5,31	5,44	5,77	6,10	6,17	6,18	6,25
111,14	3,95	4,13	4,85	5,30	5,41	5,75	6,11	6,17	6,19	6,25
113,00	3,83	4,05	4,76	5,27	5,34	5,70	6,12	6,14	6,19	6,21
113,87	3,77	4,01	4,72	5,20	5,28	5,61	5,70	6,13	6,19	6,21
117,15	3,57	3,87	4,56	5,06	5,22	5,36	5,60	6,15	6,22	6,24
117,94	3,50	3,84	4,52	5,17	5,20	5,56	5,83	6,16	6,22	6,25
119,32	3,38	3,78	4,43	5,14	5,18	5,52	6,13	6,17	6,23	6,26
119,99	3,32	3,74	4,39	5,11	5,17	5,50	6,15	6,17	6,23	6,24
121,25	3,18	3,68	4,30	5,06	5,15	5,46	6,13	6,17	6,18	6,25
122,95	2,95	3,57	4,17	4,99	5,12	5,39	6,05	6,12	6,19	6,26
123,47	2,86	3,54	4,12	4,97	5,11	5,37	6,02	6,10	6,19	6,27
123,95	2,77	3,51	4,08	4,94	5,10	5,35	5,98	6,09	6,20	6,27
124,84	2,57	3,44	3,99	4,90	5,09	5,31	5,92	6,05	6,20	6,28
125,60	2,35	3,38	3,92	4,85	5,07	5,27	5,85	6,00	6,21	6,28
126,47	1,93	3,28	3,81	4,78	5,04	5,18	5,45	5,81	5,99	6,22
127,02	1,29	3,18	3,73	4,65	4,82	5,02	5,22	5,74	5,91	6,22
127,11	0,92	3,14	3,71	4,59	4,77	5,01	5,21	5,73	5,88	6,22
127,15	0,00	3,10	3,70	4,56	4,75	5,00	5,19	5,72	5,85	6,20
122,73	0,87	2,52	3,81	4,74	4,93	5,23	5,90	5,93	6,09	6,19
122,89	1,20	2,51	3,80	4,74	4,93	5,24	5,90	5,93	6,08	6,19
123,01	1,31	2,52	3,79	4,74	4,94	5,24	5,89	5,94	6,08	6,19
123,28	1,47	2,52	3,76	4,73	4,94	5,24	5,86	5,96	6,06	6,19
123,45	1,53	2,53	3,75	4,72	4,94	5,24	5,84	5,97	6,06	6,19

V_0 (m/s)	f_{01} (Hz)	f_{02} (Hz)	f_{03} (Hz)	f_{04} (Hz)	f_{05} (Hz)	f_{06} (Hz)	f_{07} (Hz)	f_{08} (Hz)	f_{09} (Hz)	f_{10} (Hz)
123,80	1,63	2,55	3,73	4,71	4,95	5,24	5,80	5,98	6,05	6,20
124,00	1,67	2,56	3,71	4,70	4,95	5,24	5,78	5,98	6,04	6,20
124,41	1,74	2,58	3,68	4,69	4,95	5,24	5,73	5,98	6,04	6,20
124,62	1,76	2,59	3,67	4,68	4,95	5,24	5,71	5,97	6,05	6,20
125,08	1,81	2,61	3,63	4,66	4,95	5,24	5,65	5,95	6,05	6,21
125,31	1,83	2,62	3,62	4,65	4,95	5,24	5,63	5,94	6,06	6,21
125,80	1,86	2,65	3,59	4,63	4,95	5,24	5,58	5,91	6,06	6,21
126,05	1,87	2,66	3,58	4,63	4,95	5,23	5,55	5,90	6,06	6,21
126,55	1,90	2,68	3,56	4,61	4,95	5,23	5,51	5,85	6,06	6,22
126,81	1,91	2,69	3,55	4,60	4,95	5,23	5,49	5,81	6,06	6,22
127,33	1,93	2,72	3,55	4,59	4,95	5,21	5,45	5,68	6,05	6,22
127,59	1,93	2,73	3,55	4,58	4,95	5,19	5,39	5,58	6,04	6,19
128,12	1,95	2,75	3,56	4,56	4,74	4,96	5,24	5,53	5,99	6,05
128,38	1,95	2,77	3,57	4,24	4,55	4,95	5,23	5,53	5,95	6,03
128,78	1,93	2,18	2,80	3,58	4,54	4,95	5,22	5,55	5,90	6,01
128,92	0,00	1,97	2,80	3,59	4,53	4,94	5,21	5,56	5,88	6,00

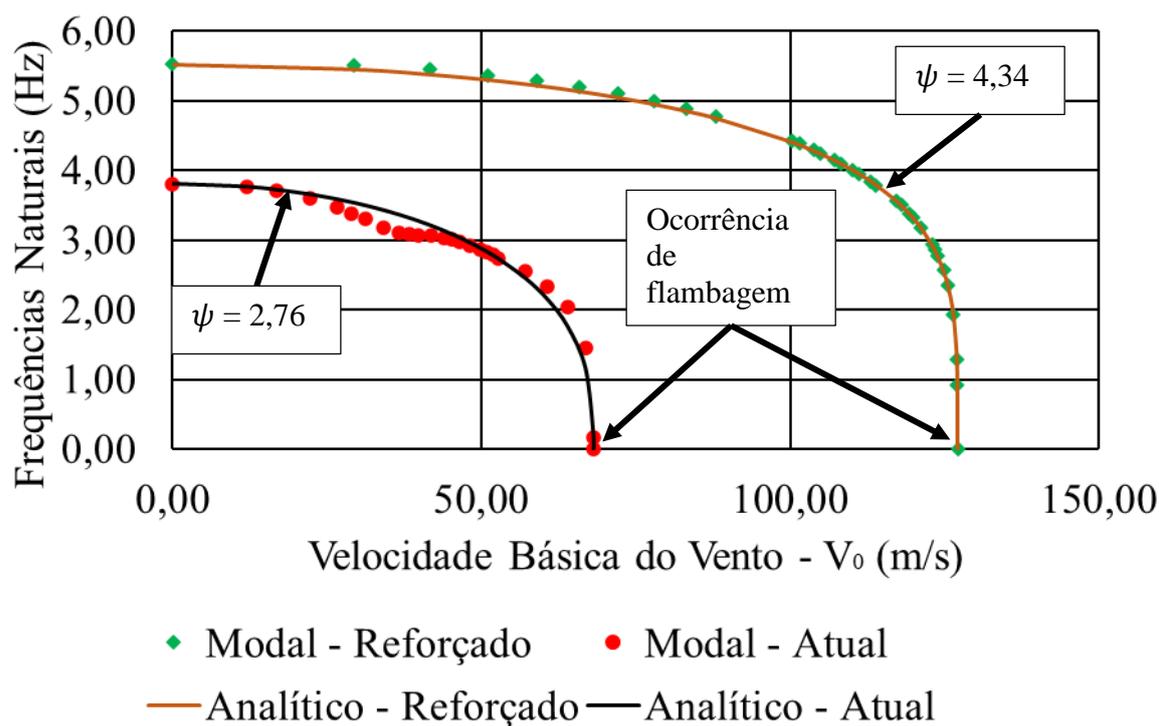


Figura 135 – Relação entre frequências naturais e velocidades básicas do vento para o tanque reforçado.

Similar à análise realizada para o modelo do tanque atual, o comportamento das frequências naturais em comparação com a trajetória de equilíbrio de carga durante o processo de flambagem para as dez primeiras frequências naturais do tanque deformado

é apresentado na Figura 136, em conjunto com deformações plásticas equivalentes (e^*), também normalizadas em relação ao valor máximo de 0,01% ($e^* =$ deformação plástica/máxima deformação plástica).

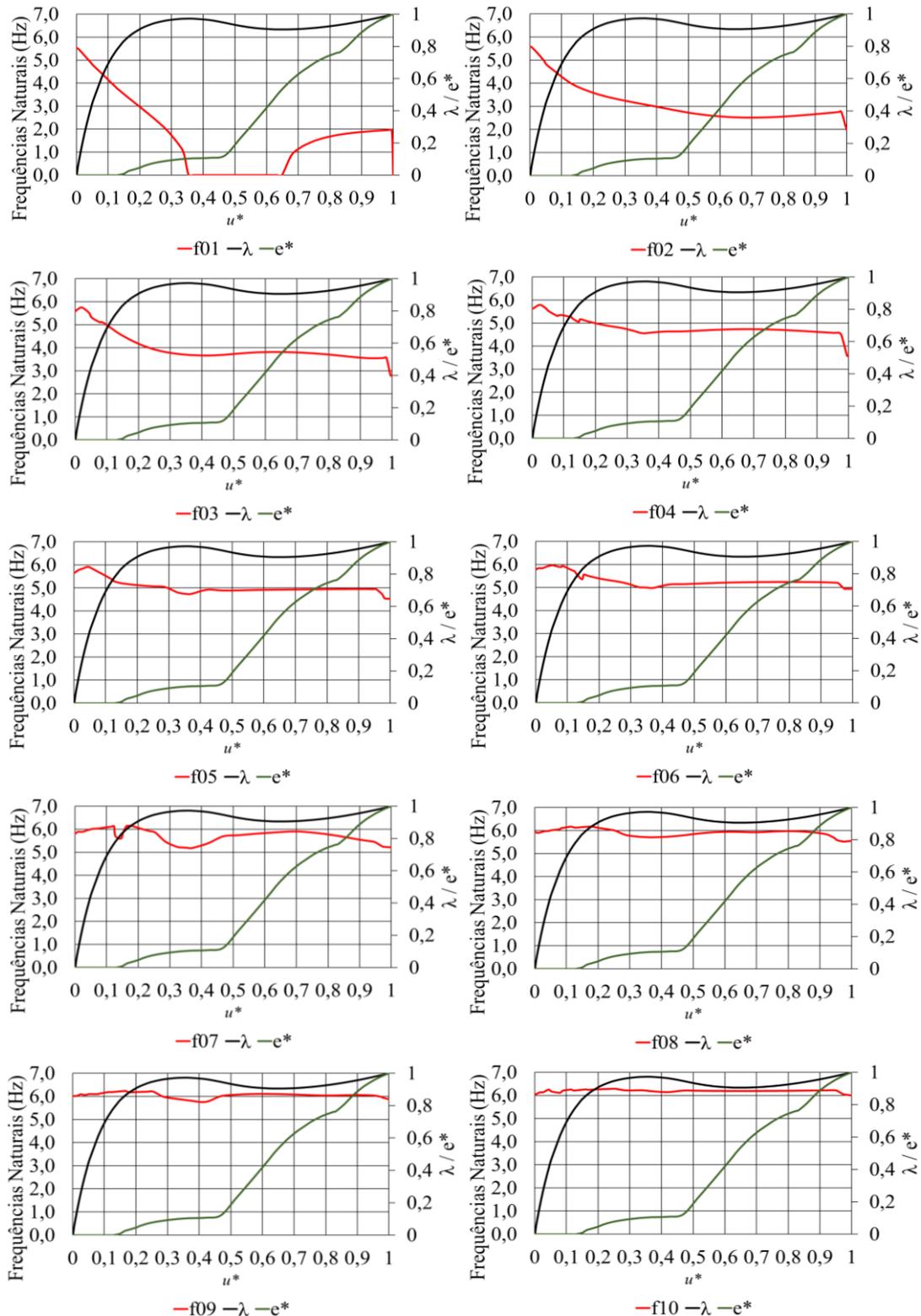


Figura 136 – Comportamento das frequências naturais durante a flambagem do tanque reforçado.

O comportamento das frequências naturais ao longo da flambagem da estrutura é similar ao comportamento observado para o tanque atual, tendo os primeiros modos de vibração maior sensibilidade ao estado de pré-tensão. Para o caso dos modos mais elevados, como o oitavo, nono e décimo modos de vibração, o comportamento das frequências naturais aparenta ser independente do estado de pré-tensão considerado. De forma mais específica, para o decimo modo a frequência natural permanece praticamente constante ao longo de todo o carregamento da estrutura. Nesse sentido, é esperado que os modos mais inferiores estejam associados à ocorrência de flambagem, no caso de se considerar o comportamento dinâmico do vento através de análises no domínio do tempo.

10.6 Considerações finais

Este capítulo estudou as características dinâmicas do tanque de armazenamento investigado na sua versão atual e reforçada, através de análises modais considerando estados de pré-tensão associadas ao comportamento estático do vento, representado através da sua velocidade básica do vento (V_0). Além disso, foi analisado o fenômeno de interação entre modos de vibração e flambagem, pela identificação de estados de pré-tensão que provocam frequências naturais nulas, indicando perda de rigidez da estrutura. Com base nos estudos, foram utilizados os resultados das análises modais para ajustar curvas que correlacionam velocidades críticas de vento com as frequências naturais da estrutura. Foi observado que a instalação dos enrijecedores desloca as curvas no sentido do aumento da frequência fundamental e da velocidade crítica de vento. Quanto aos resultados em termos de frequências naturais, a Tabela 22 apresenta um resumo de comparação entre o modelo do tanque perfeito, o tanque atual e o tanque reforçado para as duas primeiras frequências naturais. É possível observar uma redução de cerca de 16% devido às deformações, cerca de 44% de aumento pela instalação de enrijecedores, o que representa um aumento de 20% quando comparadas com as frequências do modelo do tanque perfeito.

Tabela 22 – Resumo de resultados das análises modais

f_n	Perfeito	Atual	Reforçado	Diferença Atual vs Perfeito	Diferença Reforçado vs Atual	Diferença Perfeito vs Reforçado
1	4,58	3,81	5,52	-16,81%	44,88%	20,52%
2	4,63	3,86	5,57	-16,63%	44,30%	20,30%

Em adição, foi realizada uma análise da influência dos estados de pré-tensão nas frequências naturais, sendo identificado que os modos de vibração mais elevados parecem

ter pouca, ou quase nenhuma, sensibilidade aos efeitos de pré-tensão induzidos pelo vento no costado do tanque, tanto na versão atual, quanto na reforçada. Estes resultados são importantes quando é visto que, no caso de tanques cilíndricos, o modo de vibração com maior participação modal não é, necessariamente, o modo fundamental. No caso do tanque investigado, mais especificamente, o modo com maior fator de participação modal é o de número 930 para o tanque atual e 679 para o reforçado, porém, ambos com frequências naturais na faixa dos 32 Hz. Assim, é esperado que pela ação do vento não determinístico obtido através do MRE baseado no espectro de Kaimal (Figura 91), que possui maior transferência de energia em frequências entre 0 e 1 Hz, caso ocorra flambagem, essa seja governada pelos modos de vibração mais baixos, mesmo que com menores fatores de participação modal.

11. ANÁLISE DINÂMICA NÃO-DETERMINÍSTICA

11.1 Considerações iniciais

As análises de flambagem induzida pelo vento estático indicaram que o critério de proteção do tanque investigado contra esse modo de falha pode ou não ser atendido, a depender da revisão considerada para as normas API 579 [61] e ASME VIII-2 [118] [130]. Neste sentido, a investigação da resposta estrutural dinâmica do tanque quando sujeito a cargas de vento variáveis no tempo ajuda a compreender melhor a possibilidade de flambagem do tanque.

O presente capítulo destina-se a apresentar as análises dinâmicas realizadas no domínio do tempo e da frequência para o tanque investigado, na sua versão atual e reforçada. As análises consideraram carregamentos de vento variáveis no tempo, com caráter não determinístico, a partir de diferentes séries de vento obtidas através do MRE, apresentado no capítulo 8. Com base nos resultados das análises modais, foi verificado que as frequências naturais do tanque são consideravelmente reduzidas na ocorrência de flambagem. Dessa forma, busca-se avaliar a ocorrência de flambagem de tanques através dos resultados das análises no domínio do tempo e da frequência. A Figura 137 destaca quais etapas da metodologia de análise este capítulo discute.

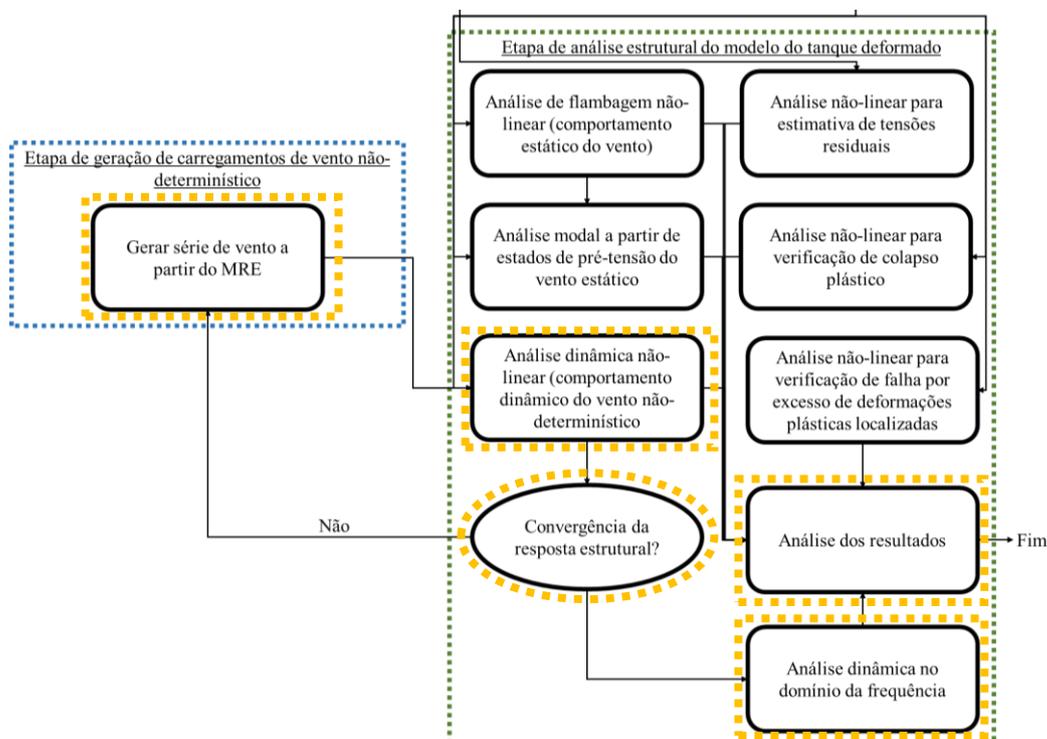


Figura 137 Etapas da metodologia de análise a qual este capítulo se refere.

11.2 Cargas de vento não-determinísticas

O capítulo 8 apresentou a formulação utilizada para geração de cargas de vento no domínio do tempo, baseadas no MRE. Com base na formulação apresentada, foram geradas 20 séries de carregamento vento com duração de 600s cada. Os parâmetros referentes ao comportamento determinístico da parcela de velocidade média do vento governado pela Equação (43) estão disponíveis na Tabela 12, exceto pela velocidade básica do vento (V_0) que, neste caso, foi considerada como a velocidade das isopletas de vento recomendada pela ABNT NBR 6123 [3]. No caso do tanque localizado no litoral paulista, a velocidade básica (V_0) sugerida pelas isopletas é de, aproximadamente, 40 m/s, conforme é possível observar na Figura 88.

A partir das 20 diferentes séries de vento geradas, foram gerados os carregamentos contabilizando os efeitos de distribuição da pressão conforme as Equações (50) e (51). Além disso, é importante mencionar que, como observado pelas análises de flambagem não linear apresentadas no capítulo 9, os coeficientes da distribuição de pressão do vento da ACI 334 [131] resultam em resultados mais conservadores. Neste sentido, tais coeficientes foram utilizados para a condução das análises dinâmicas.

Quanto às propriedades do sinal de todas as séries de vento, a Tabela 23 contempla uma consolidação para os valores de pressão máxima do vento ao longo do tempo (referente à velocidade total do vento) e de pressão média do vento (referente à parcela de velocidade média do vento). Com base nesses resultados, fica evidente que a pressão média é a mesma para todas as séries de vento, pois é determinada conforme a metodologia determinística da ABNT NBR 6123 [3], enquanto a diferença entre as séries de vento reside na pressão referente à parcela flutuante da velocidade, obtida com base no MRE. Importante destacar que os resultados estão apresentados em termos do mesmo fator de carga (λ) previamente definido no capítulo 9.

De forma a ilustrar o comportamento do sinal no tempo, a Figura 138 apresenta uma das séries de vento geradas pela metodologia utilizada neste trabalho (série 4). O eixo das ordenadas apresenta a pressão total do vento, em termos do mesmo fator de carga (λ), em conjunto com a parcela de pressão referente à velocidade média do vento, em uma altura de referência de 10m de altura no costado do tanque com incidência em $\theta = 0$. É possível verificar um padrão aleatório do sinal ao longo do tempo, o que é esperado, uma

vez que a metodologia contempla os efeitos não-determinísticos do vento. Além disso, observa-se que a pressão total pode ultrapassar consideravelmente a pressão média.

Tabela 23 – Pressões máximas e médias do vento não determinístico para cada série de vento

Série	Pressão Máxima ($\lambda_{\text{Máx}}$)	Pressão Média ($\lambda_{\text{Média}}$)
1	1,26	0,22
2	1,21	0,22
3	1,26	0,22
4	1,49	0,22
5	1,58	0,22
6	1,48	0,22
7	1,46	0,22
8	1,26	0,22
9	1,28	0,22
10	1,51	0,22
11	1,32	0,22
12	1,49	0,22
13	1,42	0,22
14	1,13	0,22
15	1,45	0,22
16	1,37	0,22
17	1,53	0,22
18	1,53	0,22
19	1,37	0,22
20	1,42	0,22

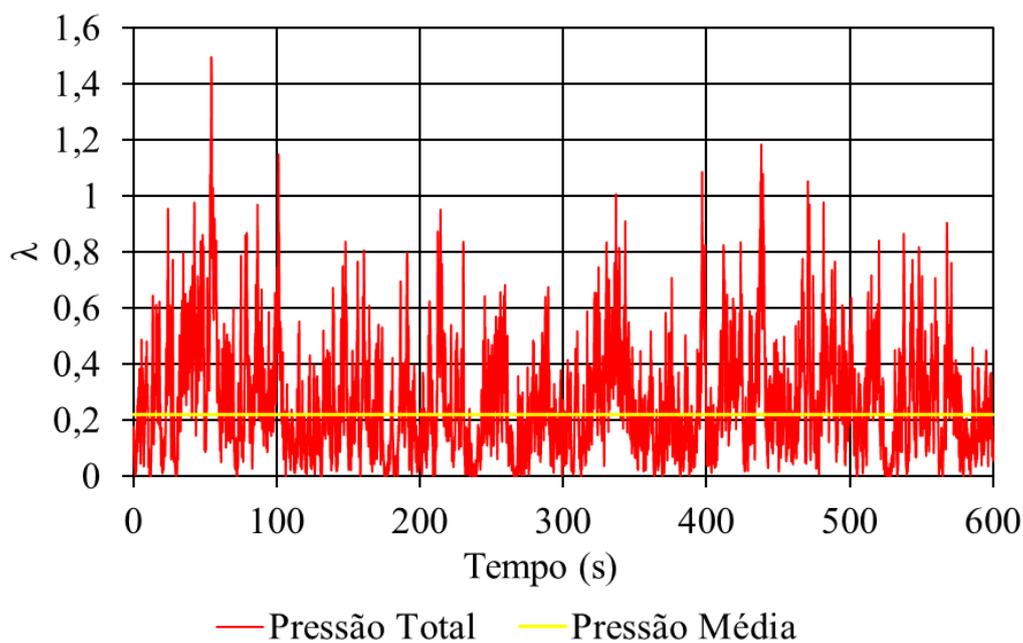


Figura 138 – Comportamento da pressão de vento em função do tempo (série 4)

11.2.1 Análise de convergência da resposta estrutural

As análises dinâmicas no domínio do tempo foram realizadas considerando a formulação não-linear apresentada no capítulo 4. Entretanto, análises dinâmicas lineares foram previamente executadas com objetivo de determinar a quantidade de séries de vento necessárias a serem utilizadas. Devido ao caráter não determinístico conferido pelos ângulos de fases (φ) gerados aleatória e uniformemente distribuídos, cada carregamento de vento implica em diferentes respostas estruturais, que não devem ser analisadas de maneira individual. Para isso, é necessário um adequado tratamento estatístico das respostas dinâmicas obtidas em cada uma das análises dinâmicas realizadas. Assim, foi realizada uma análise de convergência da resposta estrutural máxima ao longo do tempo, através da média de deslocamentos e tensões equivalentes de Von Mises, utilizando como critério a estabilização da média entre as respostas estruturais máximas com base em análises dinâmicas lineares.

As análises de convergência foram realizadas para ambos os modelos do tanque: atual e reforçado, sendo utilizados como referência os deslocamentos e tensões equivalentes de Von Mises em uma altura de referência de $z = 10$ m e em $\theta = 0$. Da Tabela 24 à Tabela 27 são apresentados os resultados para a tensões equivalentes de Von Mises e deslocamentos no sentido da ação do vento para o tanque atual e reforçado, em termos de parâmetros estatísticos do sinal ao longo do tempo, a saber: média (μ), pico (valor máximo – M), média dos dez maiores picos (μ_{10M}), e valor quadrático médio (RMS).

Tabela 24 – Resultados das tensões equivalentes de Von Mises para o tanque atual

Série	μ (MPa)	M (MPa)	μ_{10M} (MPa)	RMS (MPa)	Série	μ (MPa)	M (MPa)	μ_{10M} (MPa)	RMS (MPa)
1	7,20	41,49	34,21	9,13	11	7,19	41,54	34,46	9,18
2	7,19	34,79	32,05	9,22	12	7,18	43,60	37,42	9,18
3	7,18	38,41	36,56	9,16	13	7,19	38,72	36,48	9,24
4	7,18	47,86	37,72	9,20	14	7,20	34,65	31,68	9,08
5	7,19	46,32	40,46	9,24	15	7,19	41,58	36,72	9,23
6	7,18	48,78	40,25	9,29	16	7,18	41,21	35,26	9,13
7	7,19	41,56	35,57	9,13	17	7,18	44,47	40,58	9,39
8	7,18	36,41	33,76	9,25	18	7,18	44,49	37,10	9,27
9	7,18	38,04	35,05	9,18	19	7,19	37,28	36,20	9,28
10	7,18	43,22	37,14	9,23	20	7,20	39,56	34,51	9,15

Tabela 25 – Resultados dos deslocamentos para o tanque atual

Série	μ (mm)	M (mm)	μ_{10M} (mm)	RMS (mm)	Série	μ (mm)	M (mm)	μ_{10M} (mm)	RMS (mm)
1	3,94	26,65	23,70	5,66	11	3,94	28,24	22,75	5,66
2	3,94	25,01	21,53	5,69	12	3,94	28,44	23,36	5,67
3	3,94	29,51	23,34	5,66	13	3,94	30,38	23,91	5,67
4	3,94	25,87	23,48	5,67	14	3,94	23,05	20,94	5,63
5	3,94	34,23	24,53	5,72	15	3,94	29,13	22,63	5,67
6	3,94	34,60	24,39	5,70	16	3,94	28,83	22,32	5,62
7	3,94	23,90	20,73	5,67	17	3,94	26,59	24,74	5,78
8	3,94	23,66	22,20	5,70	18	3,94	26,22	22,28	5,70
9	3,94	25,94	23,44	5,68	19	3,94	25,44	23,32	5,72
10	3,94	26,46	23,92	5,70	20	3,94	25,67	23,26	5,67

Tabela 26 – Resultados das tensões equivalentes de Von Mises para o tanque reforçado

Série	μ (MPa)	M (MPa)	μ_{10M} (MPa)	RMS (MPa)	Série	μ (MPa)	M (MPa)	μ_{10M} (MPa)	RMS (MPa)
1	2,58	8,73	8,30	2,79	11	2,58	9,07	8,60	2,80
2	2,58	8,35	7,96	2,80	12	2,58	10,15	9,64	2,80
3	2,58	8,62	8,37	2,79	13	2,58	9,53	9,01	2,81
4	2,58	10,25	9,89	2,80	14	2,58	7,74	7,51	2,78
5	2,58	10,67	9,55	2,81	15	2,58	9,71	9,28	2,78
6	2,58	9,84	9,42	2,81	16	2,58	9,29	8,92	2,79
7	2,58	10,02	9,17	2,79	17	2,58	10,32	9,61	2,83
8	2,58	8,95	8,51	2,81	18	2,58	10,57	9,59	2,81
9	2,58	8,70	8,31	2,80	19	2,58	9,20	8,82	2,81
10	2,58	10,16	9,56	2,80	20	2,58	9,60	8,79	2,79

Tabela 27 – Resultados dos deslocamentos para o tanque reforçado

Série	μ (mm)	M (mm)	μ_{10M} (mm)	RMS (mm)	Série	μ (mm)	M (mm)	μ_{10M} (mm)	RMS (mm)
1	0,41	2,66	2,53	0,59	11	0,41	2,70	2,57	0,59
2	0,41	2,63	2,39	0,60	12	0,41	3,03	2,89	0,59
3	0,41	2,72	2,61	0,59	13	0,41	2,92	2,78	0,60
4	0,41	3,30	3,08	0,59	14	0,41	2,29	2,21	0,58
5	0,41	3,18	2,89	0,60	15	0,41	3,11	2,85	0,60
6	0,41	3,19	2,97	0,60	16	0,41	2,98	2,72	0,59
7	0,41	3,11	2,82	0,59	17	0,41	3,05	2,91	0,61
8	0,41	2,79	2,58	0,60	18	0,41	3,37	2,97	0,60
9	0,41	2,63	2,52	0,59	19	0,41	2,99	2,72	0,60
10	0,41	3,27	2,95	0,60	20	0,41	2,86	2,64	0,59

A Figura 139 apresenta uma curva de convergência para cada uma das respostas estruturais avaliadas (tensões equivalentes de Von Mises e deslocamentos), normalizadas

em relação ao valor máximo entre todas as séries pelo fator ζ . Verifica-se que para um número de séries de vento menor do que 10, a resposta estrutural ainda apresenta grandes variações. Porém, a partir de 15 séries de vento, a média das respostas estruturais máximas se estabilizam, indicando que esse é um número adequado de séries de vento a serem consideradas nas análises.

De forma a ilustrar o sinal em resposta no tempo, a Figura 140 apresenta sinal de deslocamento normalizado (u^*) ao longo do tempo para a série de vento de número 4, sendo os valores apresentados normalizados em relação ao deslocamento máximo. É possível verificar um comportamento aleatório da resposta em deslocamentos ao longo do tempo, com alguns picos relacionados aos valores mais altos do carregamento de vento. Como a análise não contempla não-linearidades, não é possível capturar efeitos de instabilidade estrutural, sendo apresentado o comportamento com intuito de apenas demonstrar o comportamento de vibração não-determinística do tanque. Importante citar que esta análise linear foi realizada inicialmente apenas para efeitos de análise da convergência para a quantidade de séries de vento.

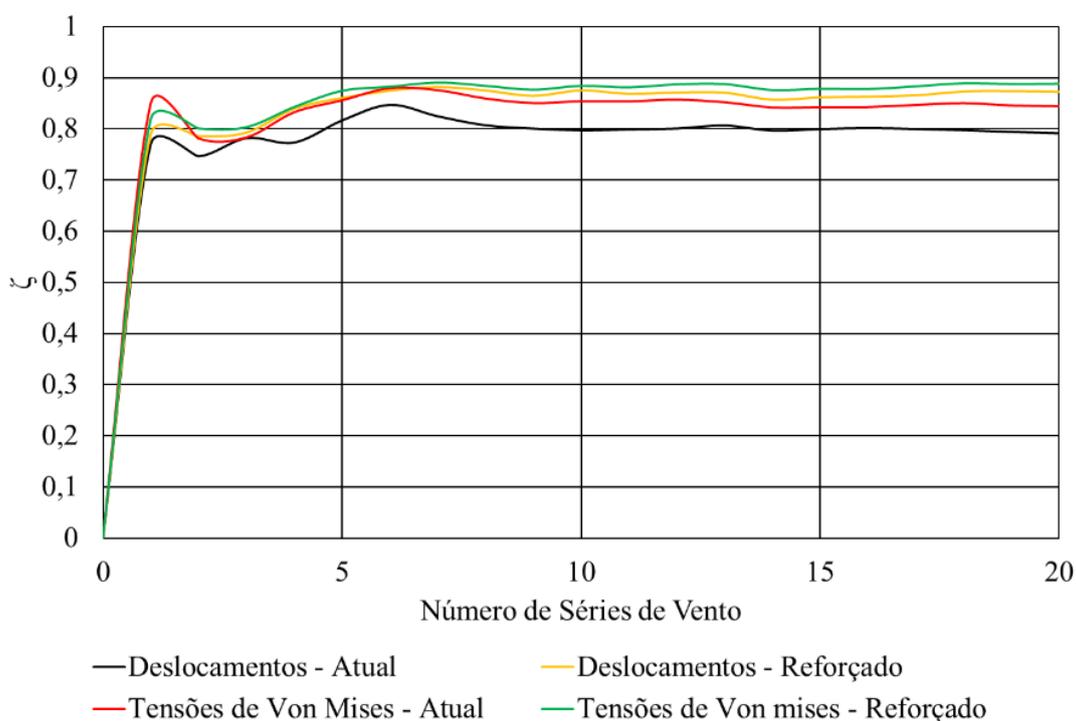


Figura 139 – Convergência das respostas estruturais para o número de séries de vento.

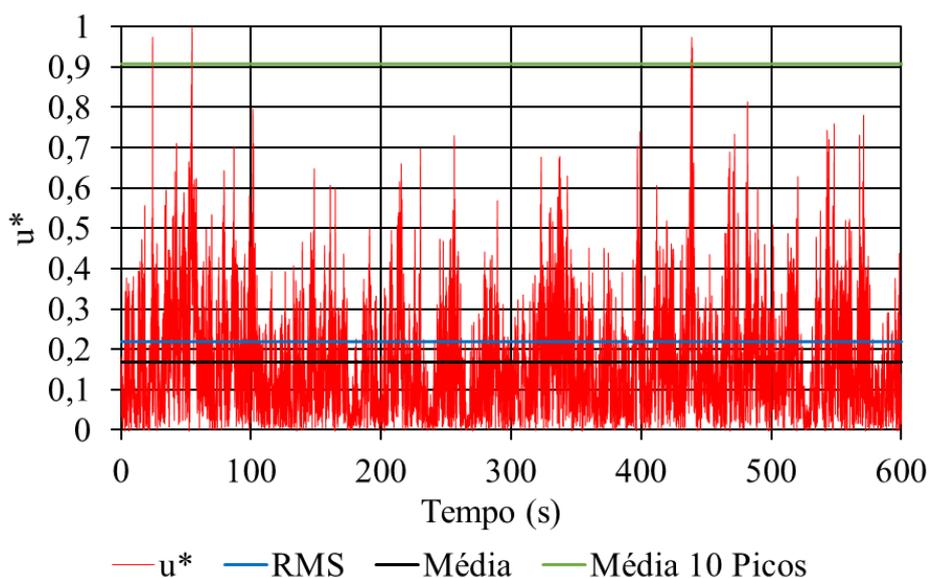


Figura 140 – Sinal de resposta dos deslocamentos ao longo do tempo (série 4).

11.3 Análise dinâmica do costado do tanque atual

As análises dinâmicas lineares considerando o comportamento não determinístico do vento possibilitaram definir um número adequado de séries de vento a serem consideradas, de forma a obter uma resposta estrutural estável. Entretanto, as análises foram realizadas apenas com objetivo de estudar a convergência da resposta estrutural em função das características não-determinísticas da modelagem do vento. Nesse aspecto, essas análises não contemplaram efeitos não-lineares, necessários para capturar efeitos de instabilidade estrutural. Assim, para estudo do comportamento de flambagem do tanque quando sujeito ao vento não-determinístico, foram realizadas análises dinâmicas considerando não-linearidade completa, conforme equacionamento apresentado no capítulo 4.

A definição de ocorrência de flambagem requer interpretação dos resultados em função dos deslocamentos e do carregamento aplicado ao longo do tempo. Neste sentido, são utilizadas três variáveis: carga, deslocamento e tempo. Como critério de definição da ocorrência de flambagem, foi utilizado o critério de Budiansky e Roth [136]. O critério foi utilizado em estudos relevantes sobre a flambagem de tanques, tal como nos trabalhos de Sosa & Godoy [38]; Chiang & Guzey [39]; e Yasunaga e Uematsu [40].

O critério da flambagem utilizado baseia-se na definição da carga que provoca um incremento consideravelmente superior de deslocamento para um pequeno incremento na carga [136]. O critério é qualitativo e envolve a análise do sinal da resposta estrutura no domínio do tempo. Apesar de qualitativo, Sosa e Godoy [38] afirmam que o incremento

de deslocamento deve ser pelo menos uma ordem de grandeza superior ao incremento de carga, Chiang & Guzey [39] demonstraram a ocorrência de flambagem com um crescimento em dez vezes dos deslocamentos para um incremento de apenas 2% de carga, enquanto Yasunaga e Uematsu [40] apenas definiram de forma qualitativa a ocorrência de flambagem por um grande incremento nos deslocamentos.

Com base nessas observações, buscou-se através das análises dinâmicas não-lineares capturar tais efeitos de amplificação dos deslocamentos e identificar se há uma amplificação da resposta estrutural no domínio da frequência em frequências mais baixas, indicando a possibilidade de instabilidade estrutural, como apresentado no capítulo 10, pela associação da flambagem em frequências naturais nulas na ocorrência de flambagem.

Um outro aspecto importante da análise não-determinística é que a resposta estrutural do tanque não pode ser definida para um determinado instante de tempo de maneira exata, de forma que é necessário considerar uma resposta estrutural representativa dos resultados. Neste ponto, é importante reforçar que cada uma das séries de vento considerada possui resposta exata para as análises realizadas, mas devido ao caráter não-determinístico não é possível definir uma única resposta. Assim, assumindo que a resposta estrutural dinâmica do tanque investigado pode ser representada por uma distribuição normal, é possível determinar uma resposta estrutural para um intervalo de confiança de 95% com base na média (μ) e desvio padrão (σ) dos resultados, seguindo a Equação (71) proposta por Walpole et. Al. [137] Assim, a resposta para uma determinada resposta estrutural X_{95} indica que 95% dos resultados não ultrapassarão este valor. A Tabela 28 consolida os resultados para as 20 séries de vento analisadas em termos de parâmetros estatísticos do sinal ao longo do tempo, a saber: média (μ), pico (valor máximo - M), média dos dez maiores picos (μ_{10M}) e RMS .

$$X_{95} = 1.96\sigma + \mu \quad (71)$$

É possível verificar que, para cada série de vento, o pico de deslocamentos é mais do que dez vezes maior que a média, indicando que é possível que esteja ocorrendo instabilidades no comportamento estrutural. Entretanto, é necessário analisar o sinal ao longo do tempo do carregamento e dos deslocamentos para poder concluir sobre a ocorrência de flambagem. A Figura 141 apresenta o comportamento do sinal ao longo do tempo e da Figura 142 à Figura 151 é apresentado um maior detalhamento desse sinal

para intervalos de 60s, os resultados são referentes à série 4. Importante destacar que o sinal é apresentado para um deslocamento normalizado (u^*) em relação ao deslocamento máximo do sinal ao longo do tempo, que no caso da série 4 é de 180,74 mm, conforme Tabela 28. Além disso, o sinal correspondente à análise dinâmica linear previamente realizada para avaliação da convergência das séries de vento também é apresentado sobreposto ao sinal da análise não-linear, também normalizado em relação ao deslocamento máximo da análise dinâmica não linear.

Tabela 28 – Resultados dos deslocamentos para o tanque atual: não-linear

Série	μ (mm)	M (mm)	μ_{10M} (mm)	RMS (mm)
1	11,82	192,22	166,38	19,96
2	10,09	133,36	120,42	14,96
3	11,22	152,26	146,15	19,52
4	13,28	180,74	153,82	23,71
5	14,94	207,65	173,50	20,96
6	9,95	141,24	129,89	19,08
7	14,90	157,32	148,07	17,69
8	13,36	148,98	138,18	19,37
9	11,48	163,17	142,97	20,64
10	12,60	168,48	135,60	19,87
11	13,70	171,34	139,78	17,93
12	10,05	146,76	144,29	15,71
13	11,75	155,55	148,18	20,92
14	9,98	126,71	117,18	14,46
15	11,11	170,10	149,13	18,74
16	10,01	163,07	140,35	14,96
17	13,09	156,80	147,22	23,90
18	11,75	177,87	149,83	21,16
19	12,21	163,87	160,08	15,63
20	8,74	162,75	140,38	17,61
μ	11,80	162,01	144,57	18,84
σ	1,64	18,11	12,82	2,61
X_{95}	15,01	197,50	169,70	23,95

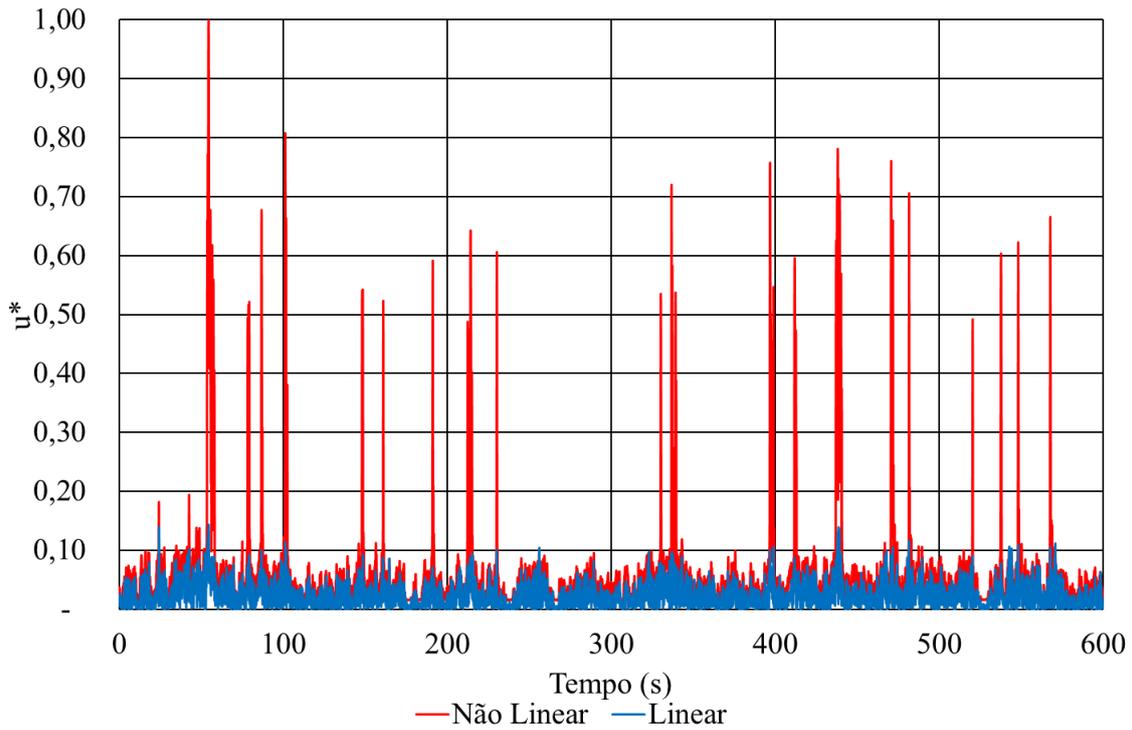


Figura 141 – Sinal de resposta em deslocamentos do tanque atual (série 4).

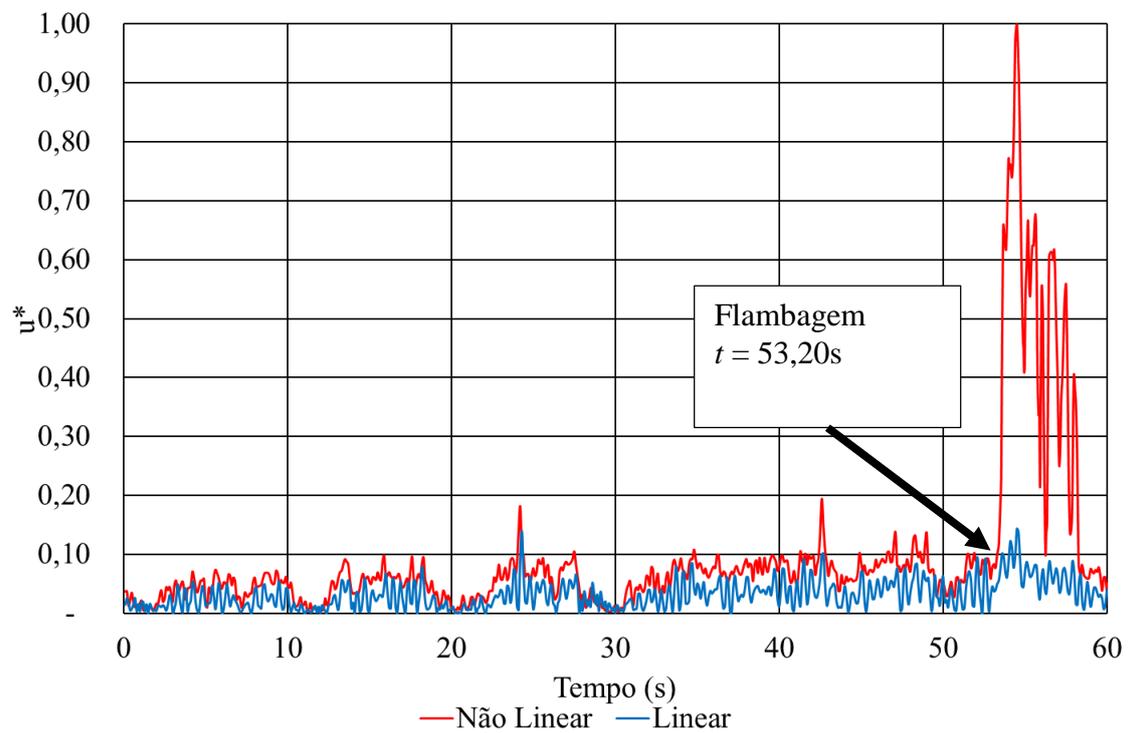


Figura 142 – Sinal ($0s < t < 60s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

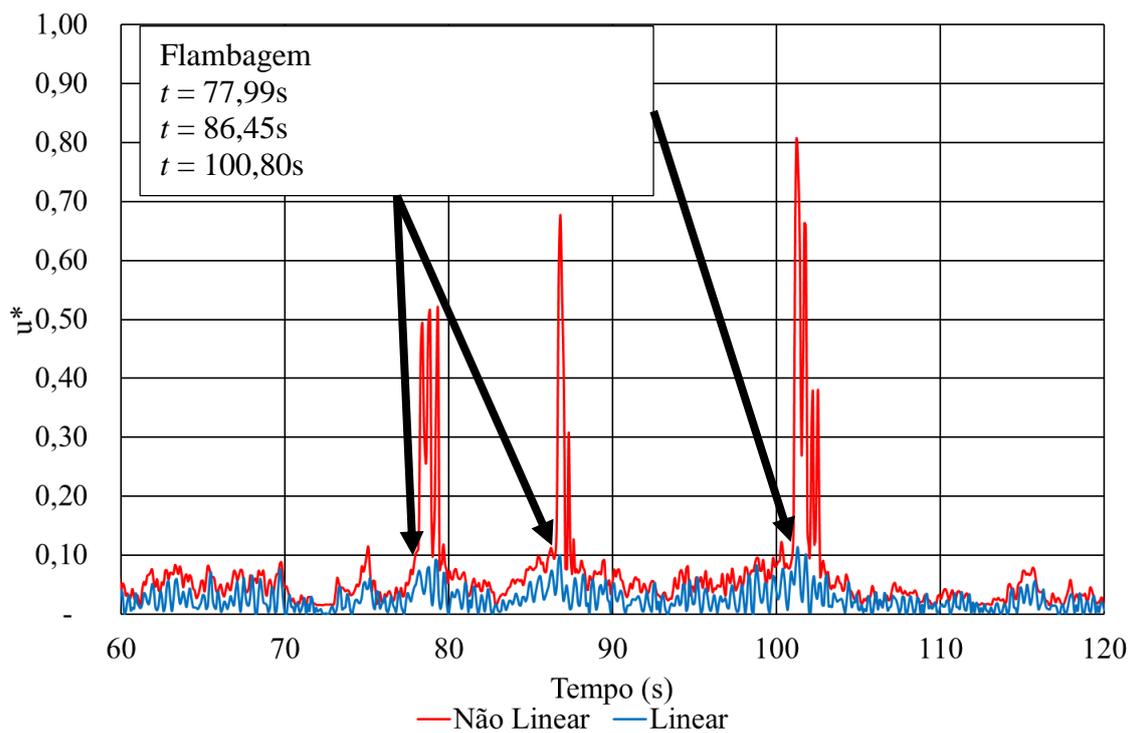


Figura 143 – Sinal ($60s < t < 120s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

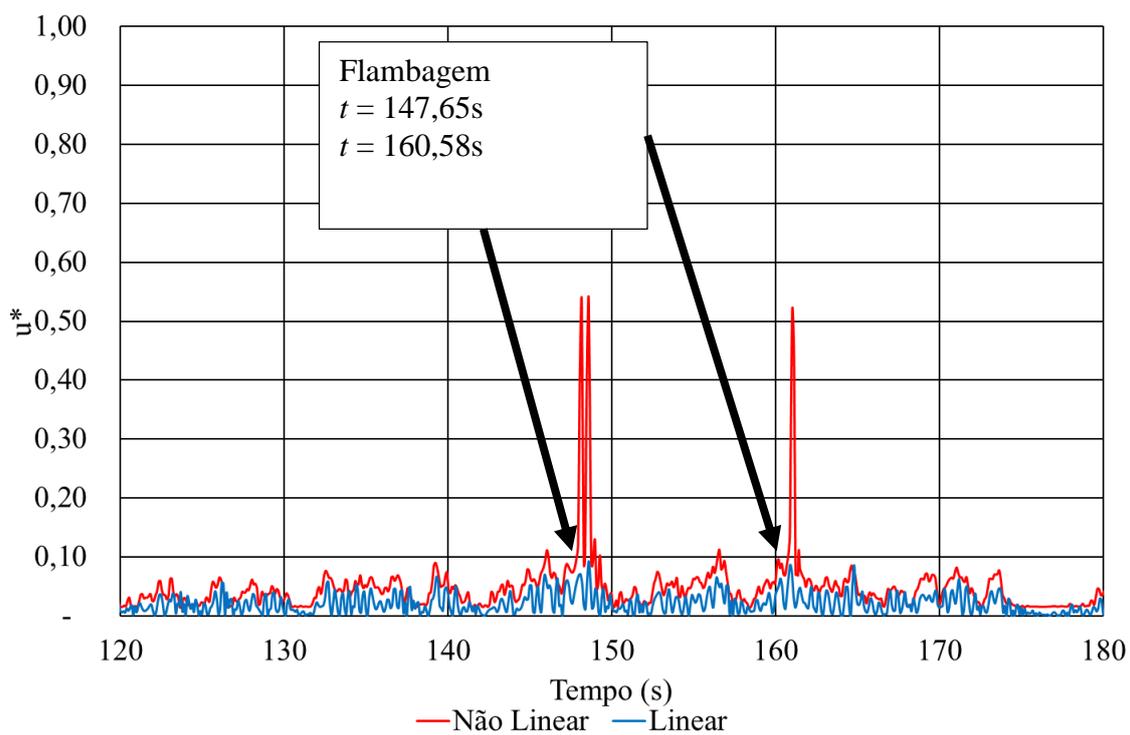


Figura 144 – Sinal ($120s < t < 180s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

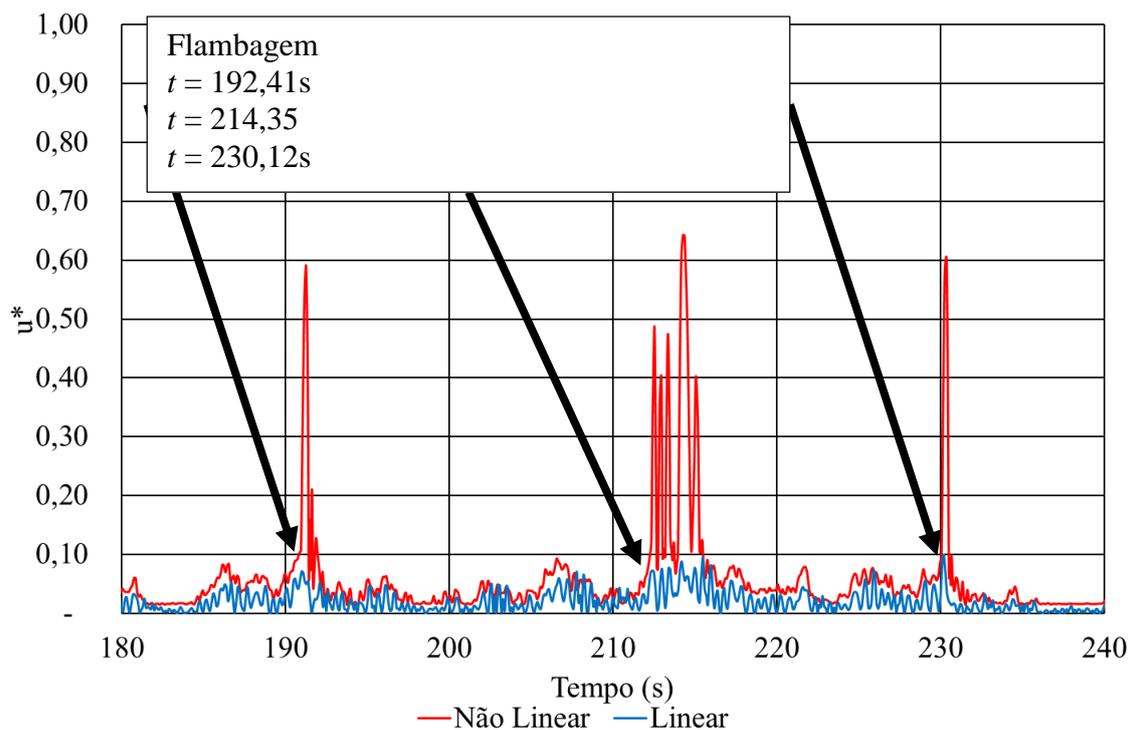


Figura 145 – Sinal ($180s < t < 240s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

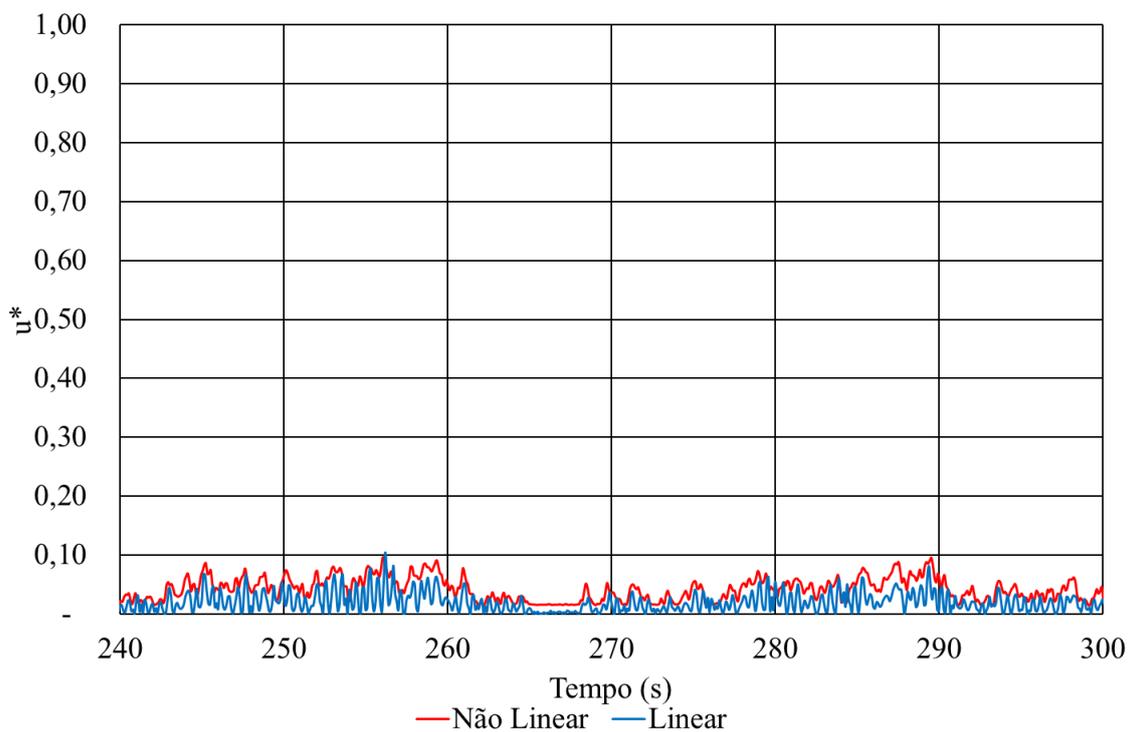


Figura 146 – Sinal ($240s < t < 300s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

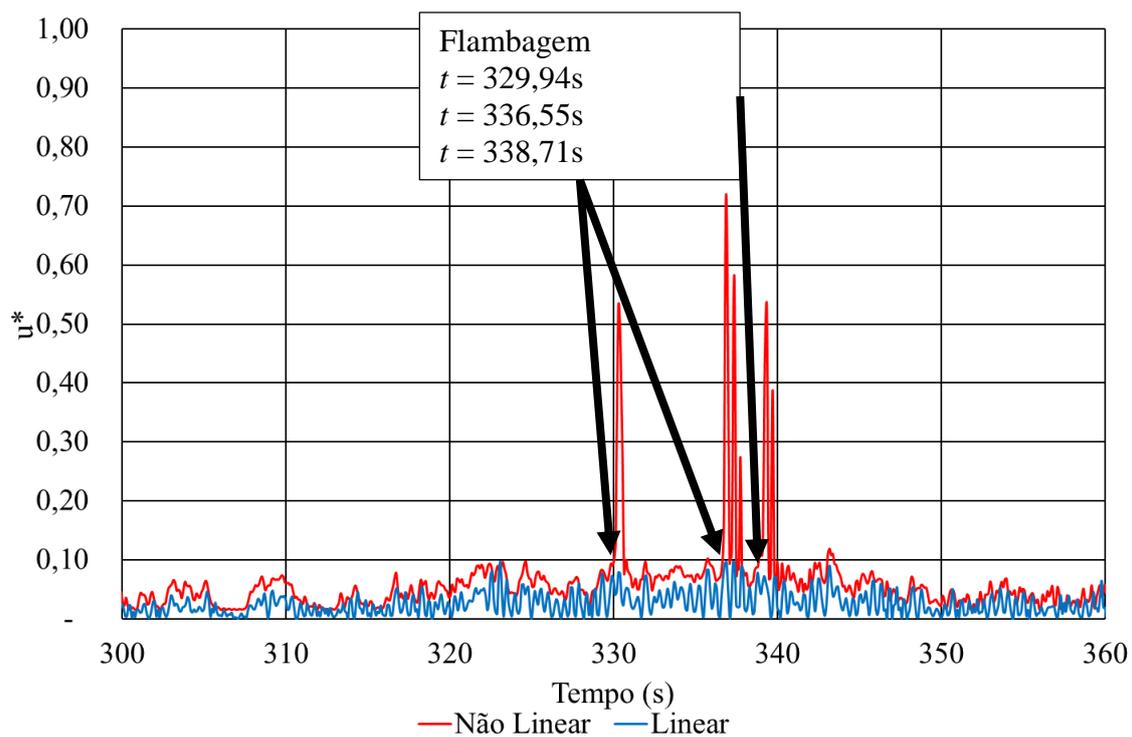


Figura 147 – Sinal ($300s < t < 360s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

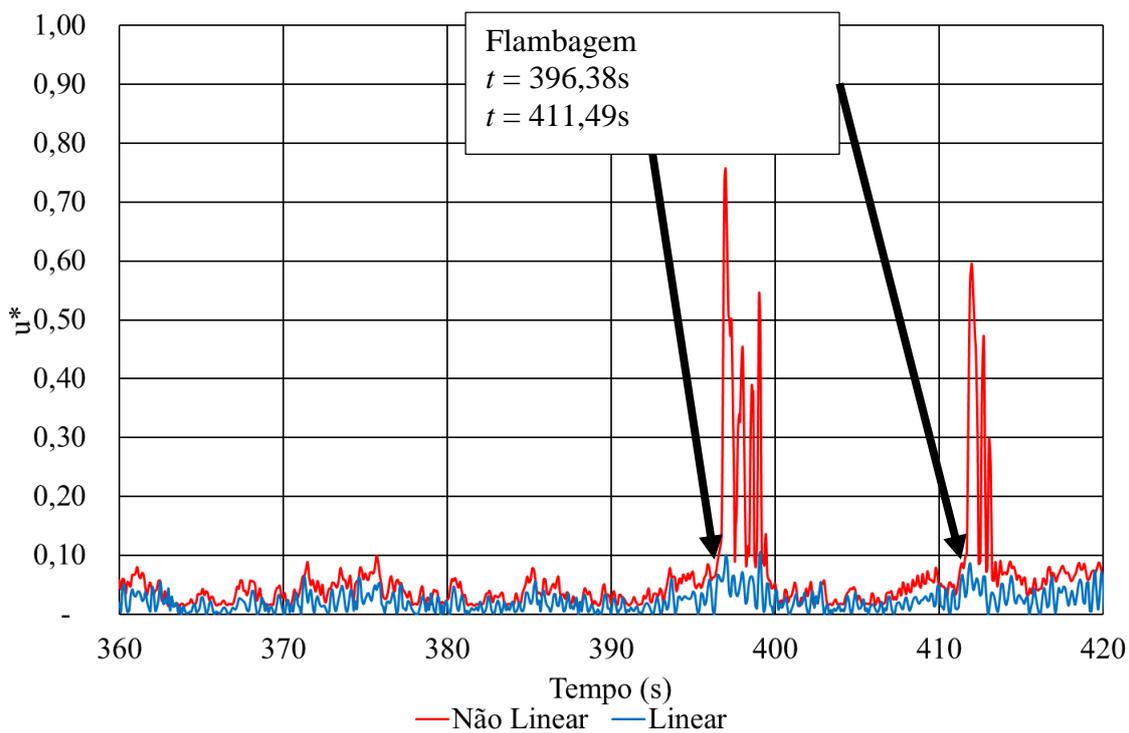


Figura 148 – Sinal ($360s < t < 420s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

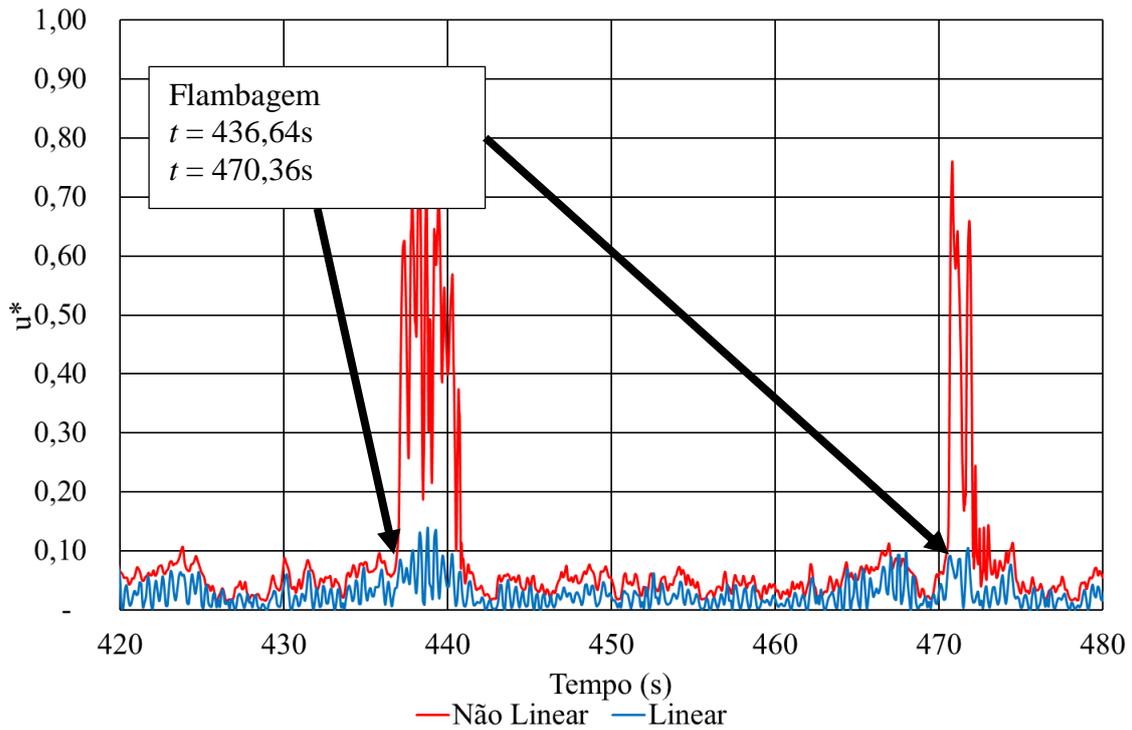


Figura 149 – Sinal ($420s < t < 480s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

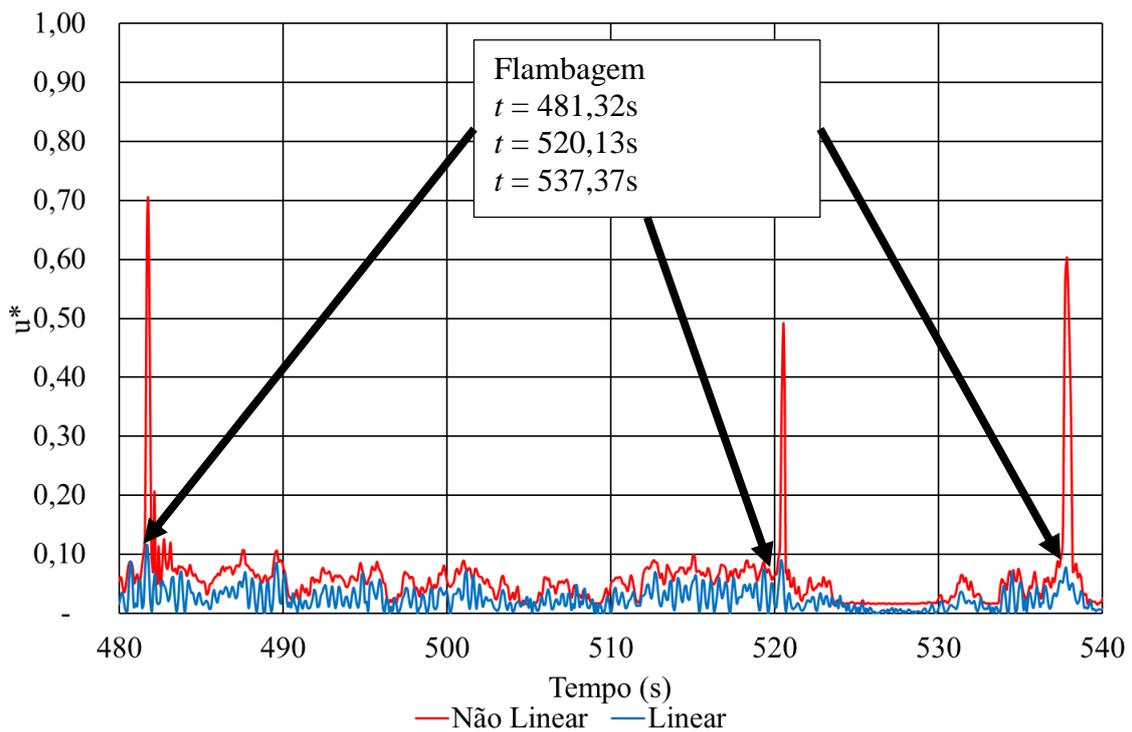


Figura 150 – Sinal ($480s < t < 540s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

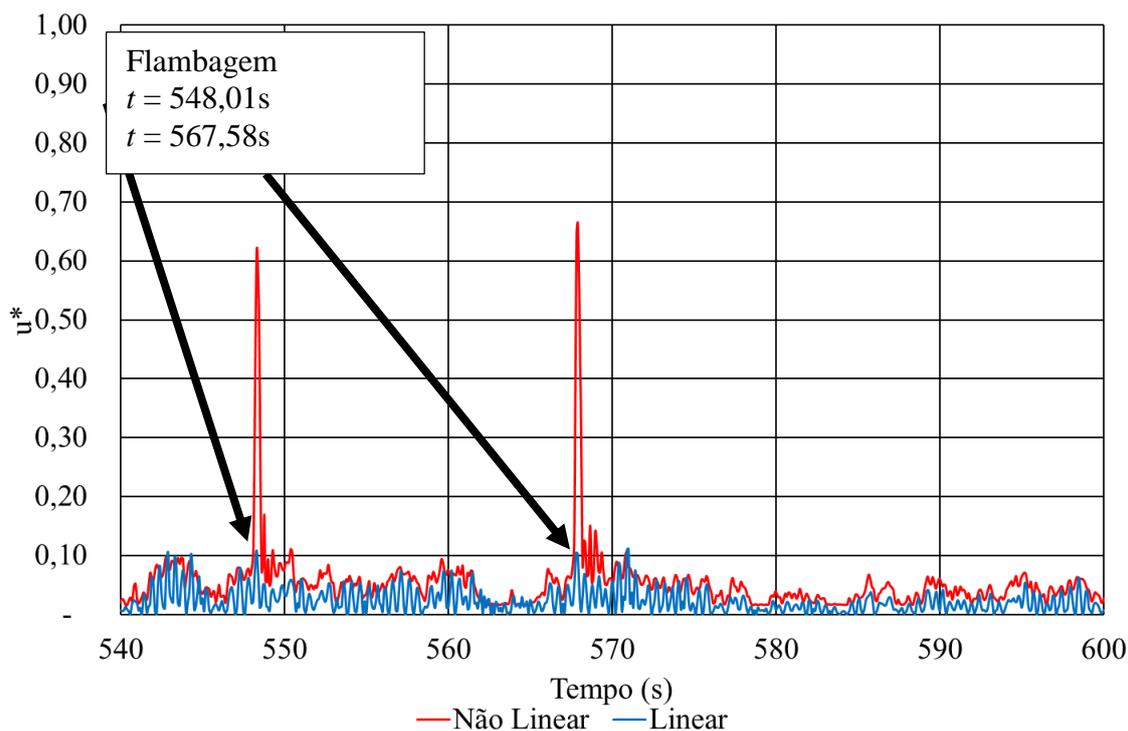


Figura 151 – Sinal ($540s < t < 600s$) em deslocamentos do tanque atual (série 4)

Considerando os resultados apresentados na Tabela 28 e o sinal de resposta no domínio do tempo em deslocamentos para a série 4 disponível na Figura 141, verifica-se fortes indícios de ocorrência de flambagem, devido ao aparecimento de 21 picos de deslocamentos com amplitudes consideravelmente maiores que os deslocamentos observados na maior parte da série temporal. Além disso, a resposta da análise dinâmica linear apresentada juntamente com a resposta não-linear evidencia ainda mais a possibilidade de ocorrência da flambagem, pois é possível perceber uma grande similaridade entre ambos os sinais, exceto no aparecimento dos picos de deslocamentos, o que é explicado pela presença das não-linearidades que alteram as características dinâmicas da estrutura pela sua alteração de rigidez a depender do estado de carregamento em cada instante de tempo;

De fato, a resposta estrutural obtida pela análise não-linear possui amplitude de deslocamentos superior à da análise linear, devido à alteração das características dinâmicas da estrutura. No que diz respeito ao carregamento, a Figura 138 demonstra que existem diversos picos de pressão que poderiam ser justificativas para a amplitude elevadas dos deslocamentos da análise não-linear. Contudo, como esse comportamento não é evidenciado na análise linear, é possível concluir que tais deslocamentos ocorrem devido aos efeitos de amplificação dinâmica pela alteração das características dinâmicas

do tanque de armazenamento quando sujeito ao comportamento não-determinístico do vento.

De forma a verificar a resposta estrutural no domínio da frequência, foi aplicada uma transformada rápida de Fourier (FFT) ao sinal no domínio do tempo, com emprego do software MATLAB [111] cujo resultado por ser visualizado graficamente na Figura 152, para a amplitude de deslocamentos. É possível verificar que há excitação em diversas faixas de frequência, uma vez que as séries de vento são obtidas para um elevado número de harmônicos para caracterizar o comportamento não-determinístico do vento. Apesar do aparecimento de diversas frequências de excitação, o que era esperado devido ao carregamento, há picos de elevadas de amplitude de deslocamentos, evidenciando um comportamento de amplificação dinâmica por haver coincidência de frequências de excitação com as frequências naturais da estrutura. É possível verificar que os maiores picos se encontram na faixa entre 0 e 1 Hz, porém com outros entre 3 e 4 Hz. Conforme visto no capítulo 10, as frequências naturais do tanque na ausência de estados de pré-tensão estão na faixa de 3 a 4 Hz ($f_{01} = 3,81$ Hz), enquanto para estados nos quais a pré-tensão está no limiar da ocorrência de flambagem as frequências naturais são reduzidas, o que explica o aparecimento de maiores amplitudes de deslocamentos na faixa entre 0 e 1 Hz, as quais indicam a maior transferência de energia ($f = 0,63$ Hz). Assim, pode-se concluir que de fato há ocorrência de flambagem pela análise dos resultados.

O maior detalhamento da flambagem apresentado da Figura 142 à Figura 151, permite verificar que, após a instabilidade da estrutura do tanque, há um retorno ao comportamento vibratório em menores amplitudes antes da ocorrência de uma nova flambagem. Apesar desse comportamento indicar que, mesmo na ocorrência de flambagem, não há um indício de colapso da estrutura, tal situação é indesejada para uma operação segura de tanques, devido à natureza perigosa dos produtos que são armazenados em tanques de armazenamento. Nesse sentido, podem vir a surgir problemas secundários, tais como fadiga, degradação do revestimento anticorrosivo, danos no sistema de selagem, etc.

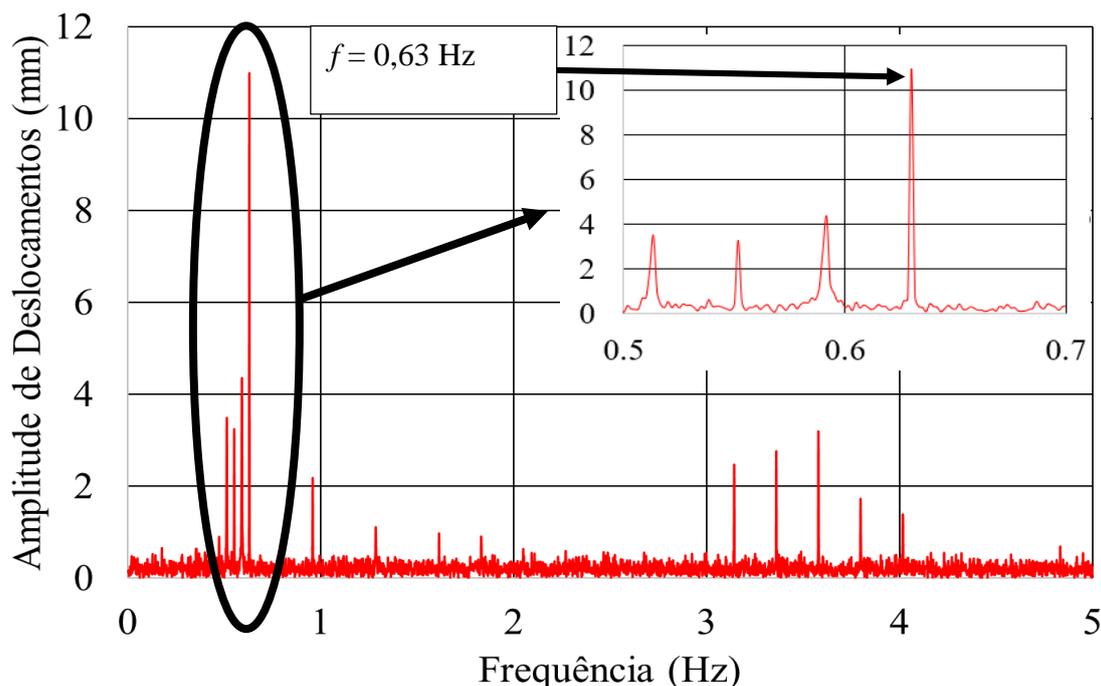


Figura 152 – Resposta em frequência para os deslocamentos do tanque atual (série 4).

No que diz respeito ao colapso plástico da estrutura, apenas uma pequena deformação plástica da estrutura foi identificada na ocorrência da primeira flambagem, com valor de 0,0003, não sendo evidenciada maiores deformações plásticas ao longo da série temporal, indicando que para o vento não-determinístico a possibilidade de flambagem é o modo de falha que governará a segurança estrutural do tanque atual. A Figura 153 apresenta o comportamento da deformação plástica máxima encontrada durante a análise, onde os valores apresentados (e^*) são normalizados em relação à máxima deformação plástica. É possível verificar que há a ocorrência de uma deformação plástica que se mantém constante ao longo da série temporal.

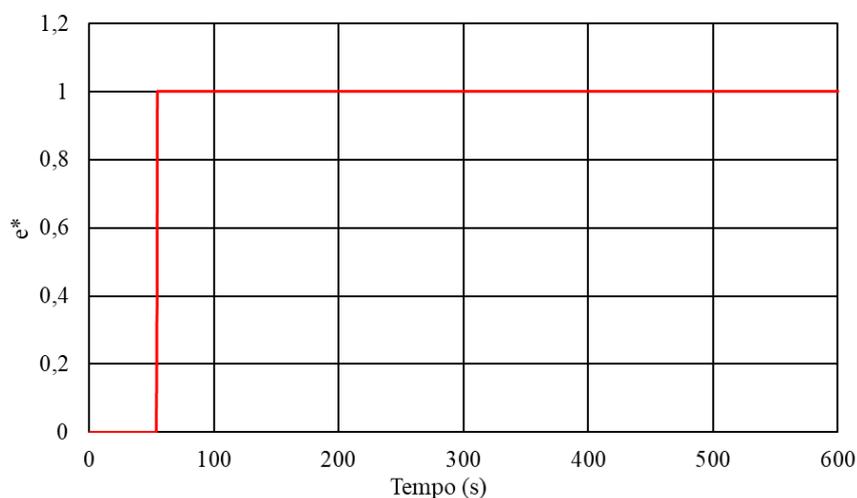


Figura 153 – Deformações plásticas equivalentes ao longo da análise

11.4 Análise dinâmica do costado do tanque reforçado

Considerando o comportamento de flambagem induzida pelo vento não-determinístico apresentado para o modelo do tanque atual, é conveniente investigar se a proposta de reparo estrutural tem efeito em recompor a resistência à flambagem do tanque frente aos mecanismos de instabilidade dinâmica. Neste sentido, análises dinâmicas não-lineares foram conduzidas no domínio do tempo para avaliar a suscetibilidade do tanque reforçado à flambagem. A Tabela 29 reúne os resultados para as 20 séries de vento analisadas em termos de parâmetros estatísticos do sinal ao longo do tempo, a saber: média (μ), pico (valor máximo - M), média dos dez maiores picos (μ_{10M}) e RMS.

Diferente do comportamento observado para os valores apresentados na Tabela 28, referentes aos resultados das análises dinâmicas do tanque atual, é possível verificar que os deslocamentos de pico para todas as séries de vento apresentados na Tabela 29, apesar de consideravelmente superiores aos deslocamentos médios, não apresentam a mesma magnitude de amplificação do que os resultados para o tanque atual. Além disso, a magnitude dos valores de deslocamentos são muito inferiores aos resultados para o tanque atual, indicando que é pouco provável um comportamento de instabilidade dinâmica da estrutura do tanque na presença dos enrijeecedores.

De modo a confirmar esse entendimento, é necessário aplicar o mesmo critério utilizado para definição da instabilidade dinâmica do tanque atual, ou seja, conduzir a avaliação do sinal de resposta em deslocamentos ao longo do tempo, buscando por grandes amplificações dos deslocamentos que podem indicar flambagem da estrutura. Na ausência de tais indícios, em conjunto com os resultados da Tabela 29, descarta-se a possibilidade de ocorrência de flambagem e atesta-se a eficácia dos enrijeecedores em recompor a resistência à flambagem do tanque, mesmo na consideração dos efeitos dinâmicos não-determinísticos do vento, em adição aos resultados da análise de flambagem não-linear estática apresentados no capítulo 9. Dessa forma, a Figura 154 apresenta o comportamento do sinal ao longo do tempo e da Figura 155 à Figura 164 é apresentado um maior detalhamento desse sinal para intervalos de 60s, os resultados são referentes à série 4. Importante destacar que o sinal é apresentado para um deslocamento normalizado (u^*) em relação ao deslocamento máximo do sinal ao longo do tempo, que no caso da série 4 é de 5,95 mm, conforme Tabela 29. Em adição, o sinal de resposta da análise dinâmica linear também é apresentado em conjunto.

Tabela 29 – Resultados dos deslocamentos para o tanque reforçado: não-linear

Série	μ (mm)	M (mm)	μ_{10M} (mm)	RMS (mm)
1	0,73	5,16	4,68	0,98
2	0,73	4,74	3,68	1,00
3	0,73	4,91	4,02	0,98
4	0,73	5,95	4,74	0,98
5	0,73	5,73	4,45	1,00
6	0,73	5,75	4,57	1,00
7	0,73	5,61	4,34	0,98
8	0,73	5,03	3,97	1,00
9	0,73	4,74	3,88	0,98
10	0,73	5,90	4,54	1,00
11	0,73	4,87	3,96	0,98
12	0,73	5,46	4,45	0,98
13	0,73	5,27	4,28	1,00
14	0,73	4,13	3,40	0,96
15	0,73	5,61	4,39	1,00
16	0,73	5,37	4,19	0,98
17	0,73	5,50	4,48	1,01
18	0,73	6,08	4,57	1,00
19	0,73	5,39	4,19	1,00
20	0,73	5,16	4,06	0,98
μ	0,73	5,32	4,24	0,99
σ	0,01	0,49	0,35	0,01
X_{95}	0,75	6,27	4,93	1,01

O sinal de resposta no tempo apresentado na Figura 154 demonstra uma grande similaridade entre os resultados da análise linear e não-linear, com uma maior amplificação dos deslocamentos quando as não-linearidades são consideradas. Entretanto, não são evidenciados picos de deslocamentos no sinal da análise não-linear que possam ser associados à instabilidade da estrutura devido ao comportamento dinâmico, uma vez que os picos existentes no sinal são associados a um comportamento extremo de carregamento e não a uma instabilidade na estrutura. É possível evidenciar esse comportamento devido ao sinal da análise linear, que também apresenta picos de deslocamentos em função do aumento de carga de vento ao longo do tempo. Um maior detalhamento do sinal apresentado da Figura 155 à Figura 164 possibilita comparar os sinais e confirmar esse entendimento pela grande concordância entre os sinais, apesar da maior amplitude quando as não-linearidades são consideradas.

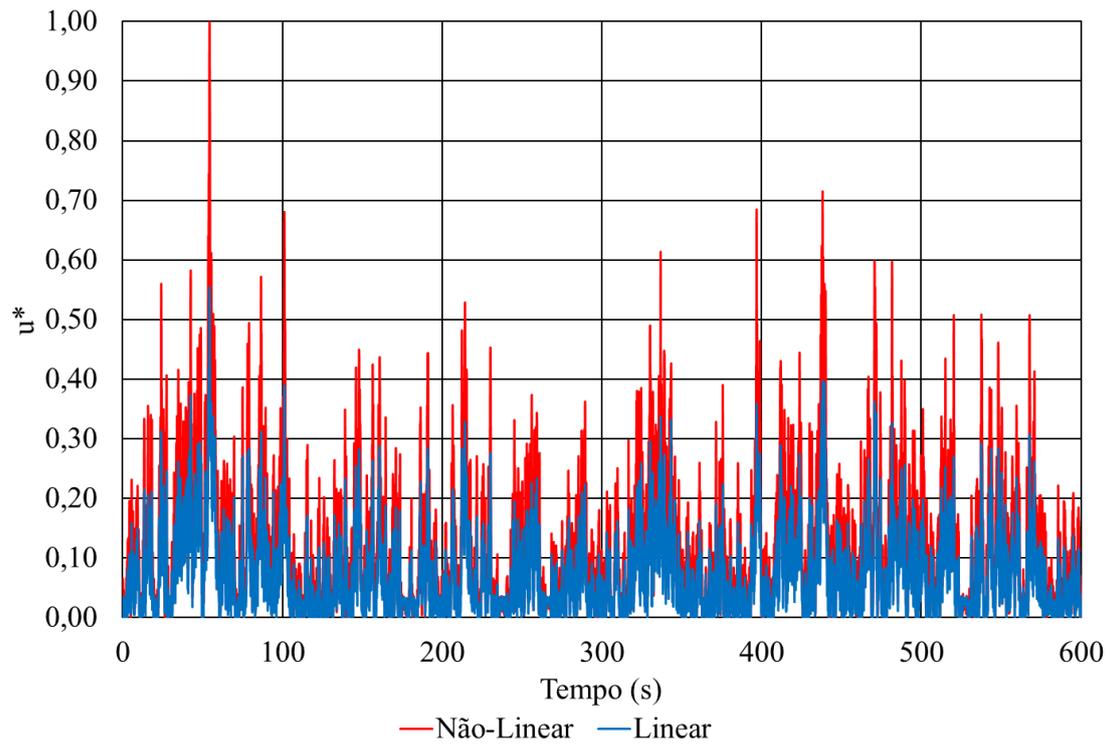


Figura 154 – Sinal de resposta em deslocamentos do tanque reforçado (série 4).

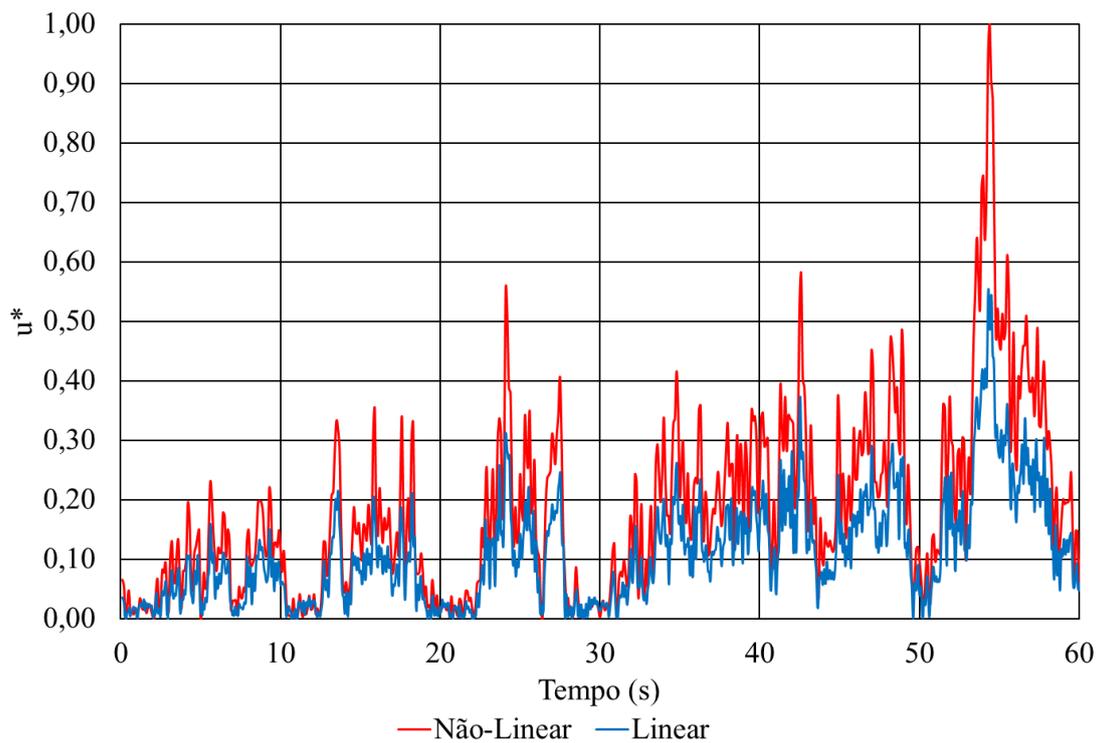
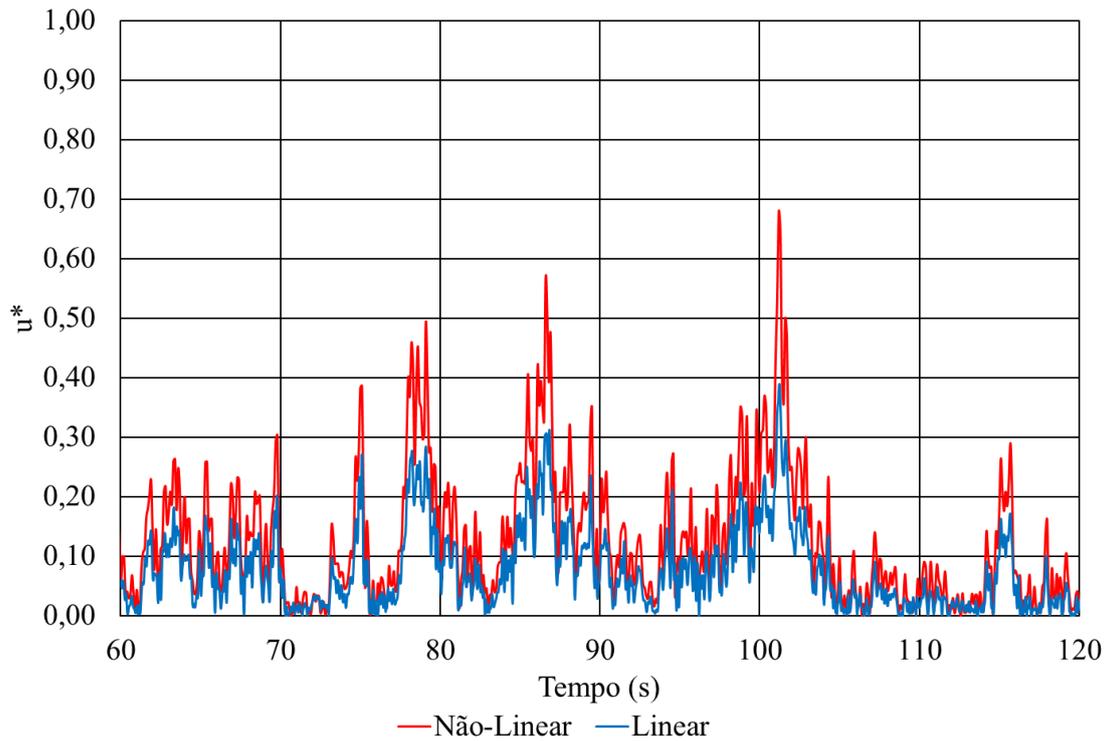
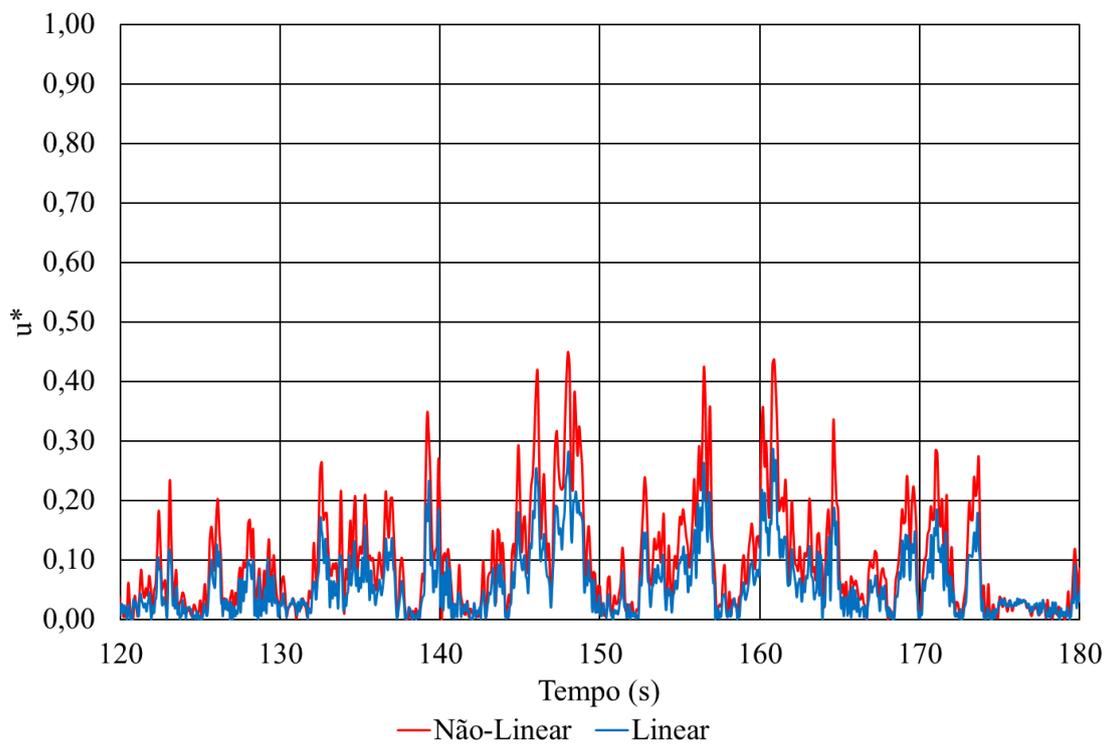
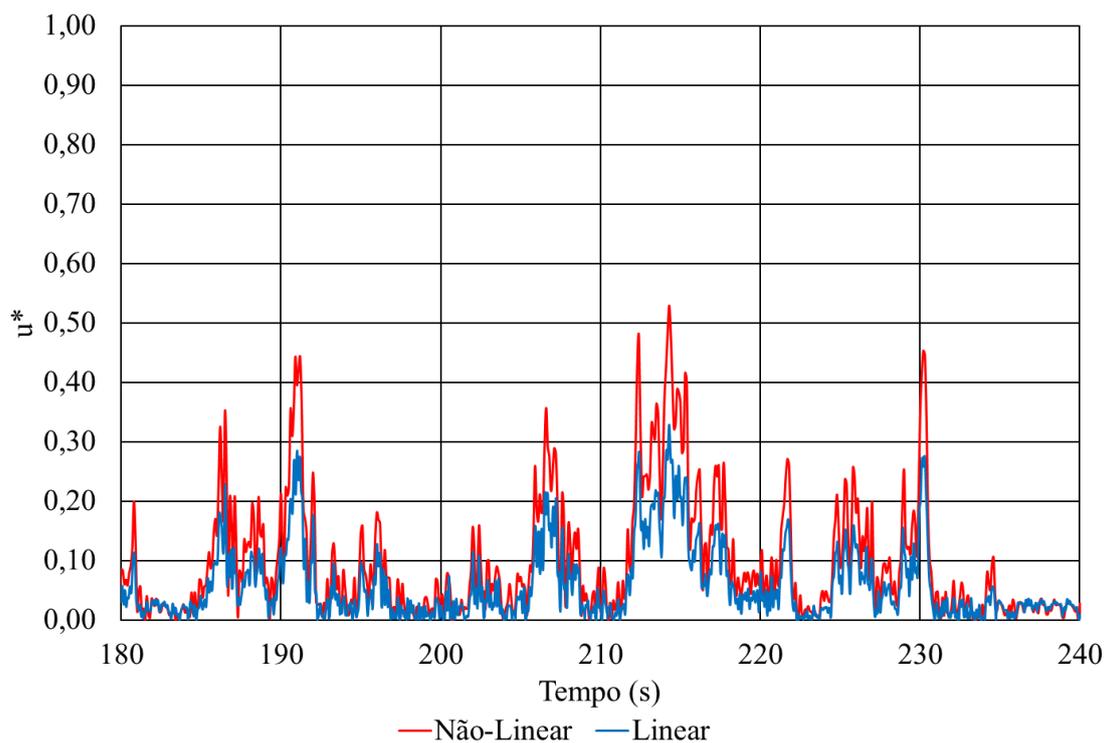
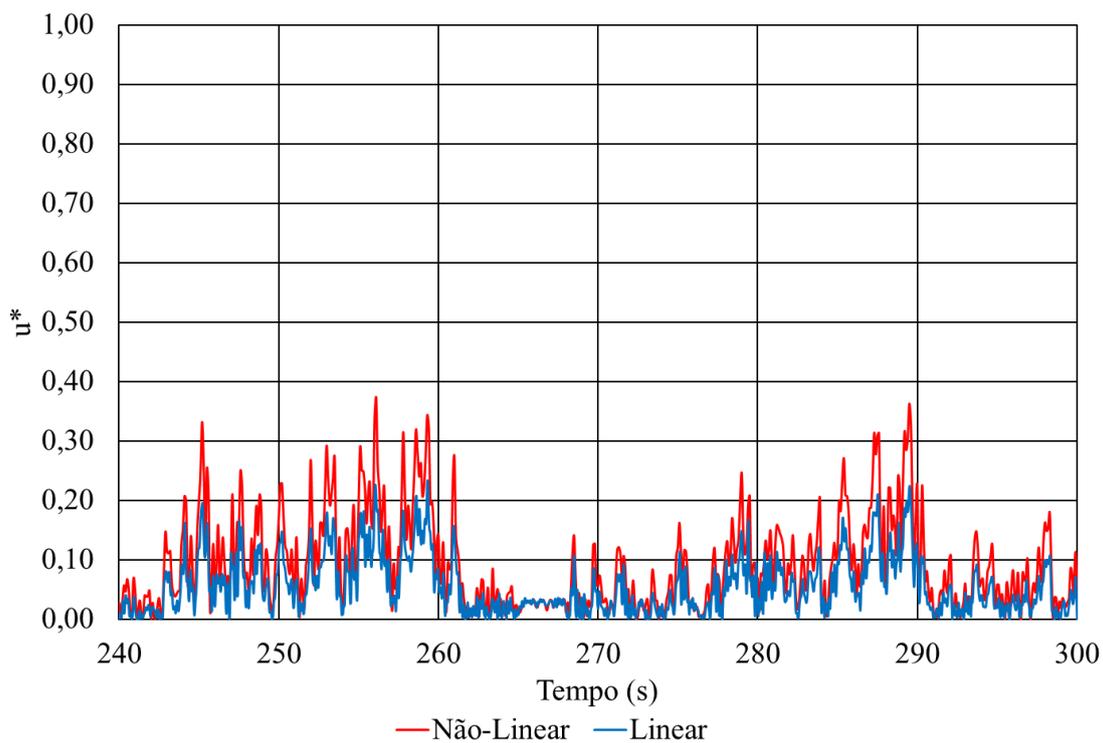
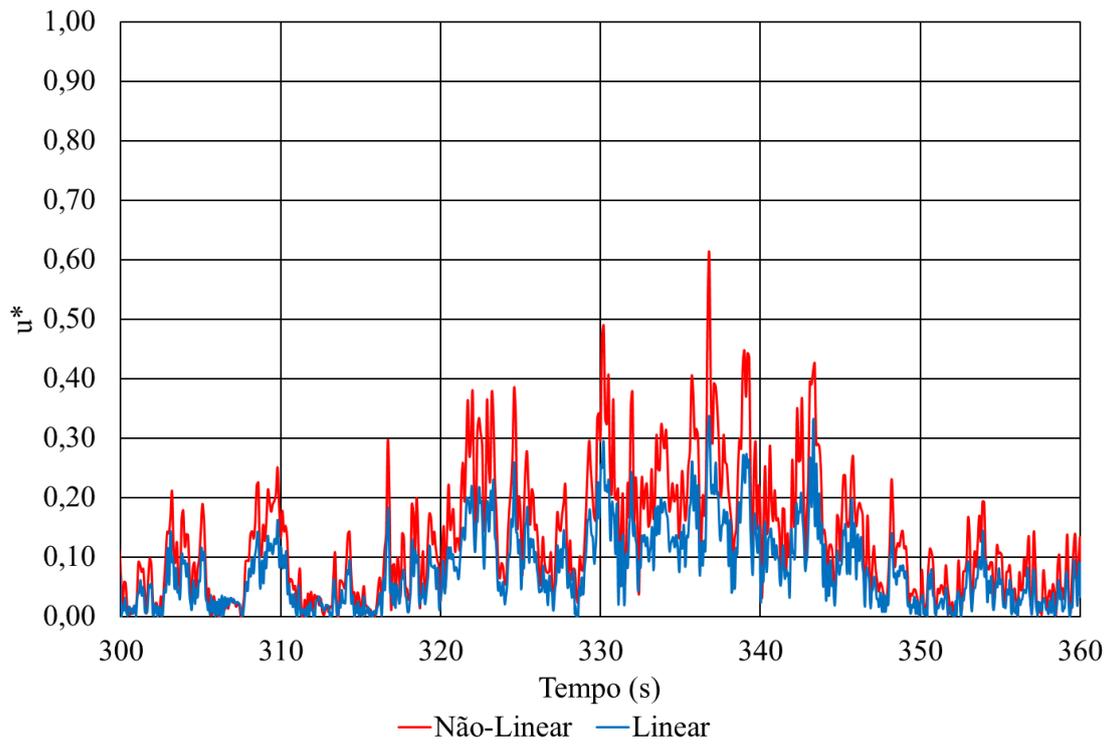
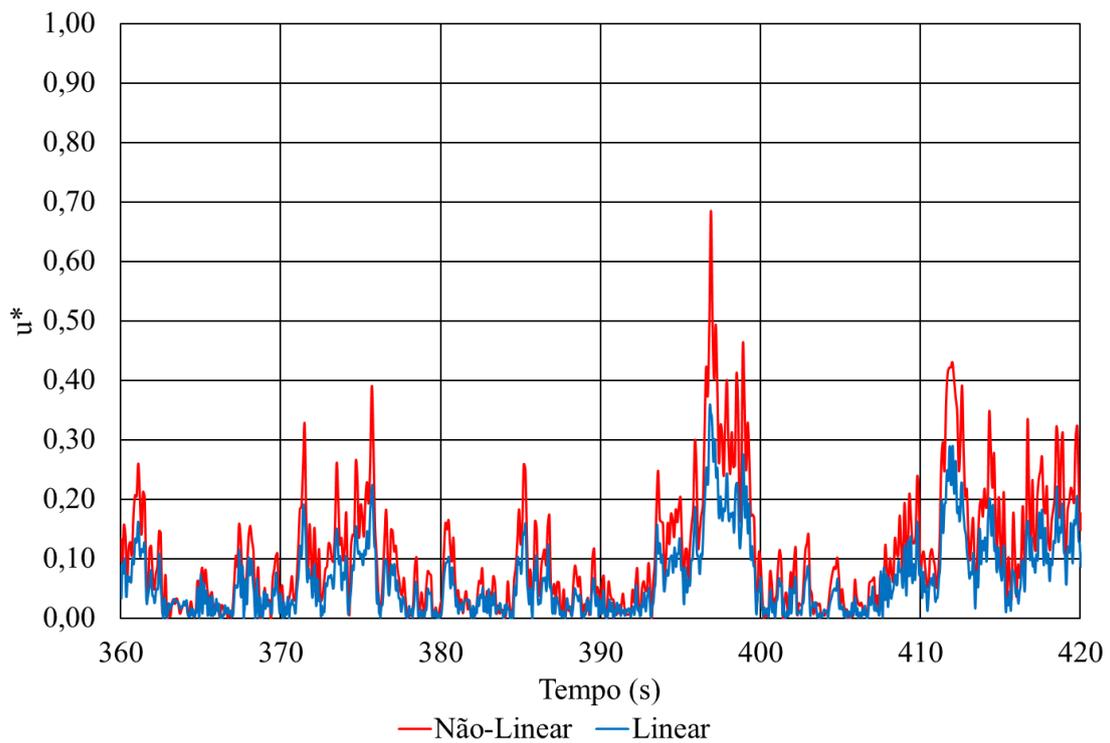


Figura 155 – Sinal ($0s < t < 60s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)

Figura 156 – Sinal ($60s < t < 120s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)Figura 157 – Sinal ($120s < t < 180s$) em deslocamentos do tanque (série 4)

Figura 158 – Sinal ($180s < t < 240s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)Figura 159 – Sinal ($240s < t < 300s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)

Figura 160 – Sinal ($300s < t < 360s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)Figura 161 – Sinal ($360s < t < 420s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)

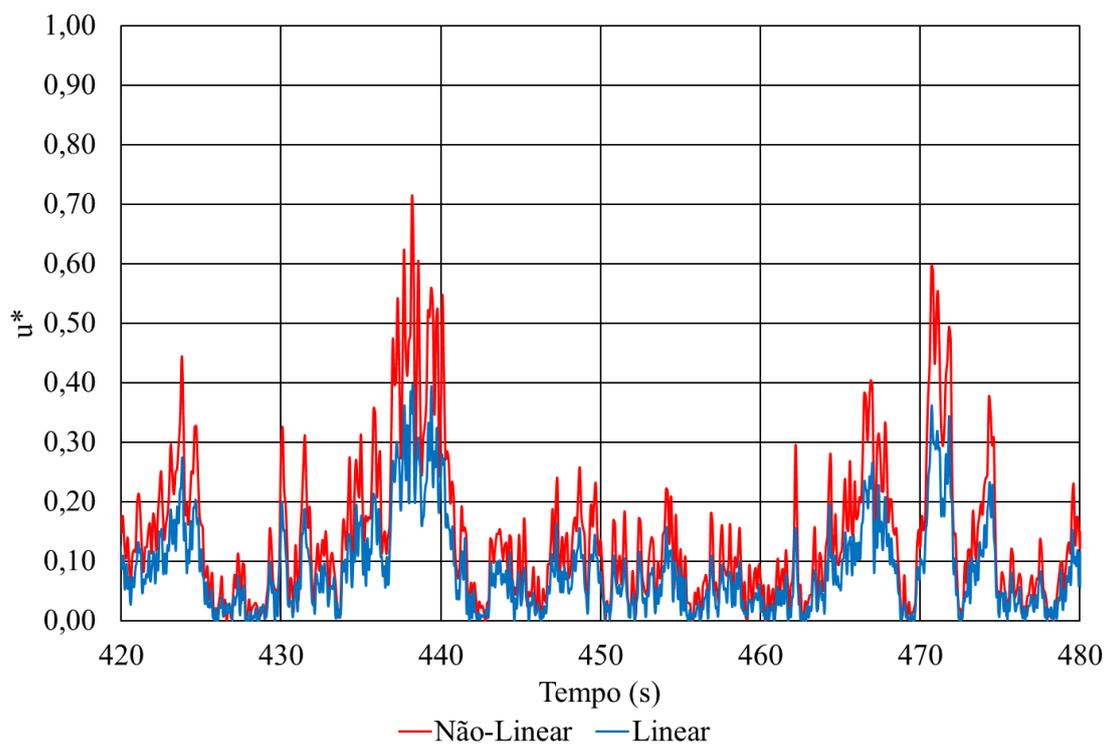


Figura 162 – Sinal ($420s < t < 480s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)

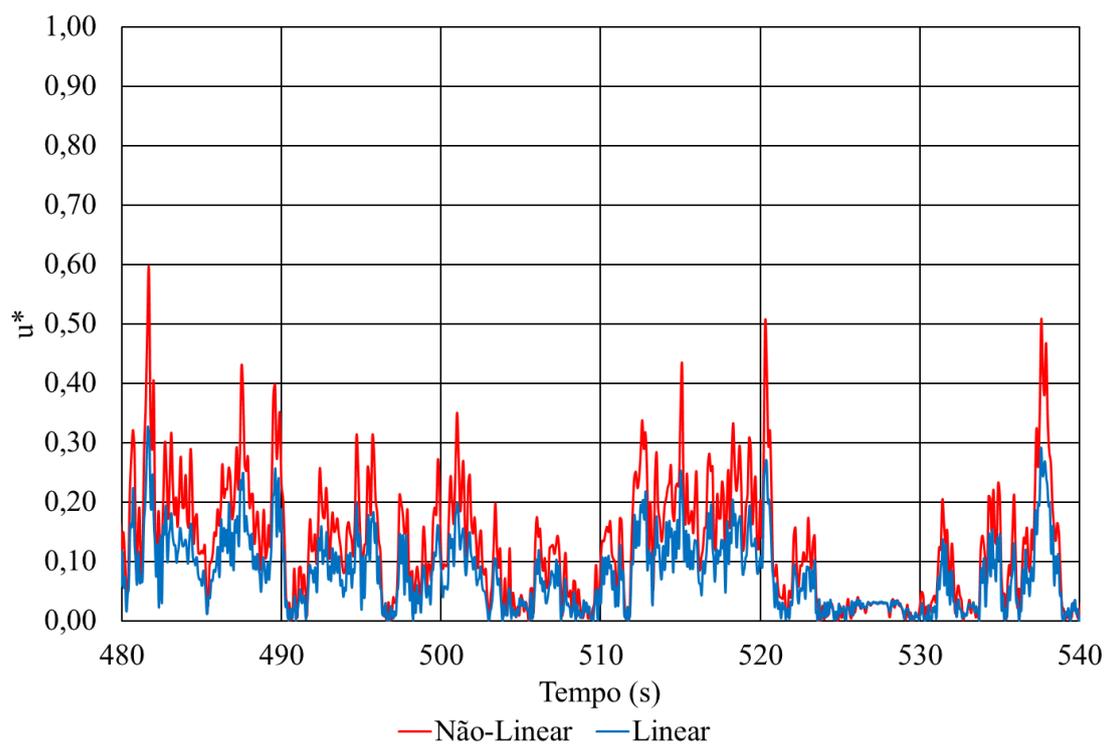


Figura 163 – Sinal ($480s < t < 540s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)

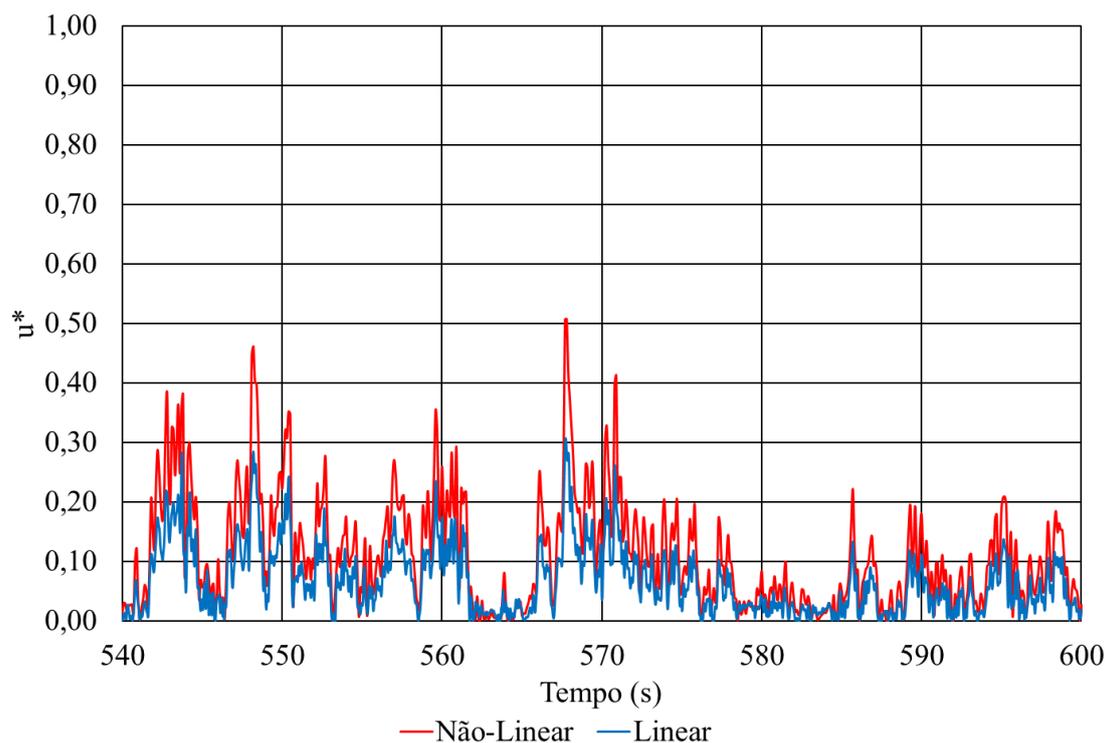


Figura 164 – Sinal ($540s < t < 600s$) em deslocamentos do tanque reforçado (série 4)

Neste sentido, pelos resultados apresentados, descarta-se a possibilidade de ocorrência de flambagem do tanque na presença dos enrijecedores, que se demonstram eficazes em recompor a resistência à flambagem do costado do tanque considerando tanto o comportamento estático quanto dinâmico e não-determinístico do vento.

É importante comentar que não foram identificadas deformações plásticas para o tanque reforçado, descartando possibilidade de colapso plástico para o comportamento do vento não-determinístico devido à incremento de deformações plásticas ao longo do tempo.

11.5 Considerações finais

O presente capítulo dedicou-se a analisar a possibilidade de flambagem do tanque de armazenamento investigado através de análises dinâmicas não-lineares. Para tal, o comportamento do vento não-determinístico foi contemplado nas análises através da geração de séries de vento conforme MRE, apresentado no capítulo 8. Uma análise de convergência foi realizada para avaliar a quantidade de séries de vento necessárias a serem consideradas para uma resposta estrutural independente da quantidade de séries, sendo verificado que a partir de 15 séries de vento, a resposta estrutural se estabiliza. Além disso, foi aplicado um tratamento estatístico aos resultados das séries de vento de forma a apresentá-los em termos da média, pico (valor máximo), média dos dez maiores

picos e RMS. Os parâmetros estatísticos foram, ainda, utilizados para estimar os valores característicos para um intervalo de confiança de 95%, representando valores para os quais 95% das amostras atendem aos limites calculados.

Quanto à flambagem, as análises indicaram que, quando o comportamento não-determinístico do vento é considerado, ocorre instabilidade dinâmica da estrutura do tanque devido às alterações de rigidez em função das não-linearidades consideradas nas análises. Essas alterações de rigidez, por sua vez, alteram as características dinâmicas do tanque atual levando-o à flambagem. A análise no domínio da frequência para o tanque atual possibilitou confirmar as amplificações dos deslocamentos em frequências na faixa de 0 a 1 Hz corroborando com os resultados das análises modais, que indicaram que, na ocorrência de flambagem, as frequências naturais são reduzidas consideravelmente.

Os resultados aqui apresentados são especialmente importantes frente à atualização dos fatores de segurança previstos nos códigos API 579 [61] e ASME VIII-2 [118,130] para avaliação de flambagem, uma vez que, com base na revisão corrente [130], o tanque é aprovado quanto a este modo de falha baseado em uma análise estática e na última revisão [118] é apontada a necessidade de enrijecedores para recomposição da resistência à flambagem. Neste sentido, a utilização da modelagem do vento não-determinístico na análise de flambagem apresenta resultados em concordância com a última revisão das normas [118], indicando que há a necessidade de enrijecedores para segurança da estrutura quanto à flambagem. Além disso, com base nos resultados da análise dinâmica para o tanque reforçado, foi possível verificar que o aumento de rigidez conferido pelos enrijecedores foi suficiente para evitar a ocorrência de flambagem pela ação do vento não determinística. A Tabela 30 compara os resultados de deslocamentos em termos dos parâmetros estatísticos. É possível verificar que a presença enrijecedores implica em uma grande redução nos deslocamentos da estrutura, da ordem 97% para a X_{95} do pico de deslocamentos.

Tabela 30 – Comparação de resultados entre tanque atual e reforçado.

Parâmetro	Atual (mm)			Reforçado (mm)			Diferença (Atual-Reforçado)/Atual		
	μ	σ	X_{95}	μ	σ	X_{95}	μ	σ	X_{95}
μ (mm)	11,80	1,64	15,01	0,73	0,01	0,75	94%	99%	95%
M (mm)	162,01	18,11	197,50	5,32	0,49	6,27	97%	97%	97%
μ_{10M} (mm)	144,57	12,82	169,70	4,24	0,35	4,93	97%	97%	97%
RMS (mm)	18,84	2,61	23,95	0,99	0,01	1,01	95%	99%	96%

12. CONSIDERAÇÕES FINAIS

12.1 Aspectos Gerais

Este trabalho de pesquisa dedicou-se a investigar a integridade estrutural de tanques de armazenamento na presença de deformações que atuam como imperfeições estruturais sob a ótica dos modos de falha por colapso plástico, excesso de deformações plásticas localizadas e flambagem. Para tal, foi realizado um estudo de caso de um tanque real, contendo deformações em seu costado que foram devidamente quantificadas pela técnica de inspeção dimensional por escaneamento a laser 3D. Uma série de simulações por MEF foi conduzida para avaliação dos modos de falha, considerando não-linearidades de material (elastoplasticidade) e de grandes deslocamentos.

A calibração do modelo de EF com base nos dados de inspeção por escaneamento a laser 3D foi realizada por meio de metodologia desenvolvida e apresentada neste trabalho, considerando aspectos como amostragem da nuvem de pontos; processamento dos dados para compilação por softwares de MEF e metodologia de geração de malhas deformadas.

Além de utilizado para calibração do modelo de EF, o resultado da inspeção dimensional por escaneamento a laser 3D possibilitou estimar o campo de tensões residuais macroscópicas através de simulações numéricas considerando elastoplasticidade e recuperação elástica. Nas análises, foi realizada uma consideração sobre alívio de tensões pela execução de TH com base em outros trabalhos realizados sobre este tema.

No que diz respeito aos modos de falha por colapso plástico e por excesso de deformações plásticas localizadas, foram realizadas análises por MEF considerando a geometria calibrada para a mais próxima possível da real do tanque investigado. Apesar das análises indicarem que o tanque se encontra protegido contra esses dois modos de falha mesmo na presença das imperfeições, foi conduzido um estudo dos critérios de avaliação estrutural que se baseiam em convergência de análises não-lineares para proteção do colapso plástico, além da consideração de deformações residuais provenientes de imperfeições já existentes no critério de falha local.

A estabilidade estrutural do tanque foi avaliada quanto à ação do vento determinístico através de análises estáticas não-lineares contendo as deformações

mapeadas pelo escaneamento a laser 3D, sendo feita uma discussão a respeito dos coeficientes de pressão do vento propostos por diferentes autores e sua influência nos cálculos da resistência à flambagem de tanques. Além disso, foi verificada uma proposta de instalação de enrijecedores para aumento da resistência à flambagem do tanque investigado. Em complemento, foi realizada uma análise dos critérios de proteção contra flambagem previstos em revisões recentes de códigos de verificação estrutural que alteraram os fatores de segurança para tais análises.

O efeito das deformações nas características dinâmicas do tanque também foi investigado, com base em análises de vibração livre para um modelo do tanque perfeitamente cilíndrico e outro considerando o seu estado atual com imperfeições. A proposta de enrijecedores no tanque também teve suas características dinâmicas avaliadas. Para ambos modelos: do tanque atual contendo as deformações e do tanque considerando enrijecedores, foi obtida uma correlação entre as cargas críticas de flambagem induzida pelo comportamento estático do vento determinístico e suas frequências naturais.

Por fim, foram realizadas análises dinâmicas não-lineares no domínio do tempo para identificação da possível ocorrência de instabilidades na resposta estrutural do tanque, em complemento às avaliações estáticas de flambagem, a fim de aumentar a compreensão sobre a flambagem induzida pelo vento quando é considerado o seu comportamento não-determinístico. As análises foram performadas para o modelo do tanque atual e sua versão considerando a instalação de enrijecedores. Os resultados também foram analisados no domínio da frequência com objetivo de verificar possíveis amplificações dinâmicas associadas à flambagem do tanque investigado.

12.2 Conclusões

12.2.1 Utilização de escaneamento a laser 3D para calibração de modelos numéricos

A utilização da técnica de escaneamento a laser 3D se demonstrou como uma potente ferramenta para mapeamento geométrico de estruturas. Os resultados foram comparados com levantamento topográfico previamente realizado para o costado do tanque, sendo demonstrada uma boa concordância entre os resultados. Devido à sua precisão da ordem de milímetros, de sua alta produtividade e sua praticidade para uso em campo, a técnica se mostrou bastante adequada para mapeamento de estruturas contendo deformações.

No que diz respeito à integração da nuvem de pontos, resultante da inspeção de campo, com modelos utilizados para fins de simulação numérica, foi possível estabelecer um roteiro simples, porém robusto, para geração de malhas deformadas, cuja geometria se demonstrou ser a mais próxima possível da realidade da estrutura inspecionada. Um dos aspectos importantes a ser considerado é a necessidade de tratamento adequado para redução do número de pontos, uma vez que, pela alta resolução da técnica, a quantidade de pontos escaneados é da ordem de milhões. Neste sentido, é recomendável utilização de técnicas de amostragem de nuvem de pontos, sendo a metodologia de amostragem pelo método de discos de Poisson, apresentada por Corsini et Al [109], uma boa alternativa para amostragem de uma quantidade de pontos de mesma ordem de grandeza que o número de nós da malha do modelo numérico.

Pode-se dizer que a metodologia para geração de modelos contemplando dados de nuvem de pontos proposta por este trabalho de pesquisa classifica-se como um método indireto, uma vez que parte de um modelo perfeito, com nós e elementos já definidos, utiliza os resultados do escaneamento para deformar esse modelo através de uma análise elástica linear e a malha deformada é utilizada para análises posteriores. Outros autores apresentaram métodos de elaboração de modelos com base em nuvem de pontos, porém, classificados como métodos diretos, uma vez que utilizam os dados da nuvem de pontos para criação de nós do modelo estrutural, tal como apresentado por Cui e colaboradores [71].

Os modelos numéricos com a geometria calibrada pela metodologia aqui apresentada possibilitaram realização de análises de integridade estrutural com uma fiel representação dos fenômenos físicos avaliados, considerando não-linearidade completa através de uma análise de engenharia de alto grau de precisão. Assim, pelos resultados apresentados acerca das vantagens de se utilizar a técnica de escaneamento a laser 3D, é amplamente recomendável que tal técnica seja empregada em programas de gerenciamento de integridade de tanques de armazenamento, especialmente na identificação de deformações.

12.2.2 Estimativa de tensões residuais macroscópicas

Tendo em vista que o tanque investigado possui imperfeições em sua estrutura, é possível concluir que o tanque experienciou processos de deformação plástica ao longo dos anos em operação. Tais deformações são acompanhadas de tensões internas que podem ou não serem aliviadas durante sua vida operacional. Neste sentido, a partir das

análises realizadas para avaliação das tensões residuais, foi possível estimar que cerca de 95% das regiões do costado possuem tensões residuais de até 80 MPa, apesar de existirem regiões localizadas apresentando valores de até 163 MPa.

Com base em estudos realizados acerca dos métodos de alívio de tensões em adição à simulação numérica realizada para simular os efeitos de um TH sobre o campo de tensões residuais no costado do tanque, foi verificado que há uma expressiva redução nas tensões residuais, corroborando com os resultados apresentados por Paiva [98]. Assim, uma vez que os valores de tensões residuais máximas pós TH encontradas nas análises foram de cerca de 16 MPa, não foi necessário considerá-las nas análises posteriores para verificação de colapso plástico, falha local e flambagem, sobretudo quando é considerado que pela sua natureza de serem tensões secundárias, estas se reequilibram ao atingir o escoamento. Além disso, é importante mencionar que para a estimativa do campo de tensões residuais, a utilização da técnica de inspeção por escaneamento a laser 3D foi indispensável, pois forneceu o insumo necessário para o cálculo desse campo de tensões. No que diz respeito aos valores obtidos pelas análises, a Tabela 31 sumariza os resultados das tensões residuais antes e após o TH, sendo observadas reduções entre de até 96%, aproximadamente, pelo alívio das tensões.

Tabela 31 – Sumário de resultados da análise de tensões residuais

Valor de tensão	Antes de TH (MPa)	Após TH (MPa)	Diferença (%)
σ_{res}^{med}	38,26	1,52	96,03%
σ_{res}^{max}	163,1	16,63	89,80%

12.2.3 Análise estrutural estática de tanques

As análises realizadas para avaliar a resistência mecânica do costado do tanque investigado indicaram proteção contra os modos de falha por colapso plástico e por excesso de deformações plásticas localizadas. Contudo, ao aplicar o critério direto do código API 579 [61] para avaliação de proteção ao colapso plástico, engenheiros responsáveis pelas análises de integridade estrutural não devem realizar tal feito sem a devida avaliação do fenômeno físico simulado. O critério direto do API 579 [61] baseia-se em analisar a convergência de análise não-linear elastoplástica para combinações de carregamento majoradas por fatores de projeto. Tal critério torna-se dependente do algoritmo de solução utilizado, uma vez que a convergência numérica depende em grande parte dos métodos de solução. Neste sentido, conclui-se pelas análises que uma boa

alternativa de avaliação do colapso plástico é o estudo da curva de carga por deslocamento, para determinar as cargas de colapso plástico da estrutura do tanque na presença de deformações (L_{DC}) e em sua configuração original de projeto (L_{UC}), possibilitando determinar o fator de resistência remanescente (RSF) para um dado estado de carregamento. A aplicação desse critério proposto por esse trabalho resultou nos valores sumarizados na Tabela 32, sendo observada uma pequena redução da carga de colapso plástico pela presença das deformações (1,7%), o que resultou em um RSF de 0,983, atendendo ao critério de proteção do código API 579 [61]

Tabela 32 – Sumário de resultados para avaliação de colapso plástico

L_{DC}	L_{UC}	Diferença (%)	RSF
2,31	2,35	1,7	0,983

Quanto à falha local, o método do API 579 [61] recomenda avaliar as deformações plásticas provenientes do processo de conformação em adição às ocasionadas por carregamentos mecânicos frente a um limite que varia em função do estado de tensão no ponto avaliado e das propriedades do material. Com base nas simulações do campo de tensões residuais, foi possível incluir na formulação de avaliação da falha local uma proposta de critério modificado que leva em consideração as deformações plásticas residuais (ϵ_{dr}), uma vez que estas demonstraram ter grande peso ao ser avaliado o critério de falha local, tendo se apresentado em valores até 494% maiores que as deformações plásticas equivalentes (ϵ_{pq}) no estudo de caso conduzido por este trabalho de pesquisa. A utilização do critério proposto por esse trabalho representa um aumento de cerca de 248% na utilização do critério, conforme sumário de resultados apresentado na Tabela 33.

Tabela 33 – Sumário de resultados para avaliação de falha local

Critério API 579	Critério Modificado	Diferença (%)
0,044518	0,15523	248,69

12.2.4 Análise de flambagem não-linear de tanques

No que diz respeito às análises de flambagem não-linear estática, é importante destacar que foi possível realizar uma precisa avaliação da resistência da flambagem induzida pelo vento determinístico conforme a formulação da ABNT NBR 6123 [3], uma vez que o modelo calibrado do tanque investigado possibilitou considerar as imperfeições reais existentes no costado. Foi verificado que dentre os coeficientes de distribuição de pressão do vento avaliados, os valores recomendados pela ACI 334 [131] fornecem resultados mais conservadores, sendo indicados de serem utilizados na avaliação de

tanques na presença de danos, apesar de haver pouca diferença entre os resultados obtidos a depender do coeficiente considerado. Além disso, para tanques contendo deformações, a resistência à flambagem é dependente da direção do vento considerada, o que torna a análise de engenharia dessas estruturas mais complexa, uma vez que a presença das imperfeições elimina a existência de qualquer eixo de simetria. Um aspecto importante das imperfeições, é que estas se demonstraram mais influentes na falha por flambagem do que no colapso plástico e falha local.

Quanto aos critérios de avaliação de falha por flambagem previstos nos códigos API 579 [61] e ASME VIII-2 [118,130], foi verificada uma redução dos fatores de segurança em revisões recentes que, ao serem utilizados ambos critérios na análise do tanque investigado, diferentes resultados foram encontrados em termos de aprovação do tanque quanto à falha por flambagem. Neste sentido, adotou-se o critério mais conservador, sendo indicada, com base nas análises estáticas de flambagem não-linear, a instalação de enrijecedores no costado do tanque que, a partir de análises de flambagem realizadas para este modelo de tanque reforçado, aumentaram a resistência à flambagem em cerca de até 711%, em média, conforme sumário de resultados apresentado na Tabela 34.

Tabela 34 – Sumário de resultados para análises de flambagem

Direção	$\lambda_{cr_reforçado}$	λ_{cr_atual}	$\lambda_{cr_diferença\ (%)}$
X-	2,592	0,320	711%
X+	3,034	0,396	666%
Y-	2,574	0,322	699%
Y+	2,112	0,394	436%

Considerando a revisão dos fatores de segurança pelos códigos de verificação estrutural utilizados como base para as análises, evidenciou-se a necessidade de considerar o comportamento do vento reduzindo as incertezas associadas através de modelagem não determinística do comportamento dinâmico do vento para identificação da possibilidade de flambagem.

12.2.5 Análise modal de tanques

A análise de vibrações livres do tanque possibilitou concluir que a presença de imperfeições no costado pode ter impacto significativo nas frequências naturais de tanques, uma vez que para o tanque investigado as deformações reduziram a frequência fundamental em 16,81%. A redução da frequência fundamental em função de danos

existentes na estrutura é especialmente preocupante, tendo em vista que o vento é um fenômeno que possui máxima transferência de energia em frequências mais baixas, entre 0 e 1 Hz. Neste sentido, foi verificado que a presença dos enrijecedores eleva as frequências naturais para valores superiores aos da versão do tanque sem imperfeições, o que se demonstrou ser uma boa alternativa para recomposição de integridade de tanques com deformações na estrutura. Um sumário de resultados é apresentado na Tabela 35, demonstrando a redução das frequências naturais pela presença de deformações e o aumento destas em cerca de 44% pela inclusão de enrijecedores, o que implica em um aumento de 20% quando comparadas à condição do tanque perfeito.

Tabela 35 – Sumário de resultados das análises modais

f_n	Perfeito	Atual	Reforçado	Diferença Atual vs Perfeito	Diferença Reforçado vs Atual	Diferença Perfeito vs Reforçado
1	4,58	3,81	5,52	-16,81%	44,88%	20,52%
2	4,63	3,86	5,57	-16,63%	44,30%	20,30%

A investigação dos efeitos de pré-tensão provocados pela parcela da velocidade média do vento indicou que, conforme o campo de pressões de vento atuando sobre o costado é intensificado, pelo aumento da velocidade do vento, as frequências naturais vão sendo reduzidas e, no limiar das velocidades críticas de flambagem, tornam-se nulas. Com base em formulação proposta por Ferreira [135], foi possível adaptar e ajustar aos dados de velocidades de vento e frequências naturais expressões correlacionando tais resultados, tanto para o tanque atual, quanto para o tanque reforçado, sendo verificado que a presença dos enrijecedores expande a área da curva pelo aumento das frequências naturais e da resistência à flambagem.

Uma das conclusões que é importante de ser destacar diz respeito aos fatores de participação modal. Foi observado que, no caso de tanques cilíndricos, o primeiro modo de vibração não é necessariamente o modo com maior participação modal, como normalmente ocorre com outras estruturas. Estes resultados estão em linha com análises realizadas por Chiang e Guzey [39], que já relataram tal comportamento para tanques. No caso específico do tanque investigado, o modo com maior participação modal é o de número 930 para o tanque atual e o modo de número 679 para o tanque reforçado, ambos com frequências naturais próxima de 32 Hz. Assim, como a ação do vento não-determinístico ocorre em frequências menores, não é esperado que o comportamento vibratório induzido pelo vento seja governado pelos modos de maior participação.

12.2.6 Estudo da flambagem induzida pelo vento dinâmico e não-determinístico

As análises dinâmicas realizadas possibilitaram concluir que, para a metodologia considerando o comportamento não-determinístico do vento, a resposta estrutural é dependente do número de séries de vento consideradas. Assim, com base em estudo de convergência realizado, é indicado utilizar um número mínimo de 15 séries de vento para investigação do comportamento estrutural dinâmico de tanques sujeitos ao vento não determinístico.

As análises de convergência realizadas se basearam em análises dinâmicas lineares, de forma que a ausência de não-linearidades na formulação não possibilita estudar efeitos de instabilidade dinâmica, uma vez que as características de rigidez permanecem constante durante as análises. Neste sentido, as análises para investigação de flambagem devem contemplar não-linearidade completa, a fim de investigar se as alterações de rigidez ao longo da ação do vento não-determinístico provocam mudança na resposta estrutural.

Pelas análises dinâmicas não-lineares realizadas e pela comparação de seus resultados com os da análise linear, foi verificado que a presença das não-linearidades na análise amplifica os deslocamentos, porém em alguns instantes a estrutura do tanque atual se instabiliza e esses deslocamentos são consideravelmente superiores aos da análise linear, indicando ocorrência de uma flambagem. Correlacionando esses resultados com a resposta no domínio da frequência, foi possível verificar que estas amplificações ocorrem em frequências na faixa de 0 a 1 Hz, justamente na faixa na qual há a máxima transferência do vento à estrutura, possibilitando concluir que de fato há ocorrência da flambagem pelas frequências reduzidas. Estas observações só foram possíveis de serem feitas uma vez que as análises consideram não-linearidades.

No caso do tanque reforçado, tal comportamento não foi evidenciado, demonstrando que a solução de utilizar enrijecedores é adequada para ganho de resistência à flambagem (até 97% de redução dos deslocamentos máximos), corroborando com os resultados da análise estática utilizando os fatores de segurança das revisões anteriores das normas API 579 [61] e ASME VIII-2 [118], que são mais conservadores. Assim, é possível concluir que, com base em análise de flambagem estática para o tanque investigado, o fator de segurança das revisões atuais do código ASME VIII-2 [130] para verificação de flambagem podem acarretar em resultados não conservadores,

comprometendo a segurança estrutural de tanques de armazenamento contendo deformações na ocorrência de rajadas de vento intensas.

Além disso, foi verificado que as deformações plásticas se manifestaram com pequena intensidade para as análises do tanque atual e se mantiveram constantes após sua ocorrência, indicando que mesmo que ocorra uma plastificação, esta não progride e não contribui para colapso plástico. Isto sugere que para o tanque atual o modo de falha por flambagem é governante no caso da ação do vento. Já para o tanque reforçado, não foram verificadas deformações plásticas.

Um sumário de resultados é apresentado na Tabela 36, sendo comparados os resultados obtidos pelas análises dinâmicas. É possível verificar que a presença dos enrijecedores provoca uma grande diminuição da resposta estrutural do tanque, indicando grande eficácia desses dispositivos em aumento da resistência à flambagem, corroborando com os resultados da análise estática.

Tabela 36 – Sumário de resultados das análises dinâmicas

Parâmetro	Atual (mm)			Reforçado (mm)			Diferença (Atual-Reforçado)/Atual		
	μ	σ	X_{95}	μ	σ	X_{95}	μ	σ	X_{95}
μ (mm)	11,80	1,64	15,01	0,73	0,01	0,75	94%	99%	95%
M (mm)	162,01	18,11	197,50	5,32	0,49	6,27	97%	97%	97%
μ_{10M} (mm)	144,57	12,82	169,70	4,24	0,35	4,93	97%	97%	97%
RMS (mm)	18,84	2,61	23,95	0,99	0,01	1,01	95%	99%	96%

12.3 Recomendações gerais

Os resultados desse trabalho de pesquisa possibilitaram listar as seguintes recomendações para verificação estrutural de tanques de armazenamento em operação:

- Contemplar nas análises de integridade estrutural modelo de imperfeições baseados em técnicas de inspeção dimensional através de calibração dos modelos conforme metodologia apresentada;
- Avaliar o colapso plástico conforme critério do código API 579 [61] investigando o fenômeno físico envolvido para uma dada combinação de carregamentos, através da análise da curva de carga por deslocamento;
- Contemplar na formulação do critério de falha local do código API 579 [61] as deformações plásticas residuais através de sua estimativa pelos dados da inspeção dimensional;

- Investigar a alteração das frequências naturais em função dos danos provenientes das imperfeições mapeadas por técnicas de inspeção dimensional buscando avaliar se há reduções significativas;
- Analisar a flambagem induzida pelo vento dinâmico e não-determinístico tanto em fase de projeto, quanto para tanques em operação, buscando identificar se há a necessidade de aumento de rigidez para proteção quanto a este modo de falha; e
- Considerar efeitos dinâmicos do vento não-determinístico através de análises com não-linearidade completa frente à redução dos fatores de segurança à flambagem em revisões recentes dos códigos de verificação estrutural.

12.4 Principais contribuições deste trabalho

Este trabalho buscou preencher algumas lacunas existentes na literatura acerca do comportamento estrutural de tanques de armazenamento, sendo elencadas como as principais contribuições as seguintes:

- Desenvolvimento de metodologia calibração de modelos de EF com base em dados de inspeção dimensional por técnica de alta precisão baseada em escaneamento a laser 3D;
- Uso de resultados de inspeção dimensional por técnica de escaneamento a laser para estimativa de campo de tensões residuais macroscópicas através de simulações numéricas;
- Sugestão de roteiro para investigação da integridade estrutural de tanques de armazenamento considerando a presença de imperfeições nos modelos estruturais calibrados com dados de inspeção dimensional, buscando uma fiel representação dos danos macroscópicos e a sua influência nos modos de falha por colapso plástico e falha por excesso de deformações plásticas localizadas e propondo recomendações quanto aos critérios do código API 579 [61] buscando aumento da segurança dessas estruturas;
- Proposta de metodologia para investigação de flambagem de tanques de armazenamento considerando o comportamento do vento não-determinístico, contemplando a formulação adequada para geração de séries de vento, recomendações quanto ao número de séries a serem consideradas; quanto aos efeitos que devem ser incluídos nas análises para

investigação de instabilidades e quanto aos critérios a serem utilizados para interpretação dos resultados.

12.5 Sugestões para trabalhos futuros

Este trabalho de pesquisa, apesar de contribuir com o preenchimento de algumas lacunas acerca da análise estrutural de tanques de armazenamento, possui algumas hipóteses simplificadoras que podem ser endereçadas como sugestões para pesquisas futuras, das quais listam-se:

- Ampliação deste estudo para outros tanques reais contendo deformações mapeadas pela técnica de escaneamento a laser 3D, aplicando a metodologia aqui desenvolvida e proposta e performando ensaios experimentais com modelos em escalas reduzidas do tanque investigado em túneis de vento de modo a investigar a flambagem e calibrar a metodologia, caso necessário. É importante destacar que a ferramenta de escaneamento a laser 3D possibilita confecção de modelos a partir de técnicas de manufatura aditiva, que pode ser utilizada para construção de modelos de escala reduzida para os ensaios experimentais;
- Estudo da interação fluido-estrutura através de análises por CFD (*Computational Fluid Dynamics*) de tanques reais cujas imperfeições foram mapeadas por escaneamento a laser 3D e utilizadas para calibração de modelos conforme metodologia proposta por este trabalho, endereçando fenômenos tais como o VIV;
- Performar análise de risco contemplando os efeitos probabilísticos do vento frente às consequências de falha por flambagem induzida pelo vento através do cálculo da probabilidade de falha por métodos de confiabilidade estrutural;
- Em adição aos estudos aqui performados; investigar o efeito da interação solo-estrutura através da modelagem de diferentes tipos de fundação de tanques reais, bem como na presença de outros danos e patologias, tais como recalques.
- Analisar se o comportamento dinâmico não-determinístico do vento tem efeito significativo na vida à fadiga dos tanques contendo deformações mapeadas por escaneamento a laser 3D;

- Realizar análise de vida residual da estrutura contemplando a perda de espessura ao longo dos anos pela corrosão em adição à metodologia aqui desenvolvida; e
- Investigar o efeito da interação solo-estrutura em adição à metodologia de análise aqui desenvolvida e apresentada;
- Realizar análises locais em adição às análises globais realizadas, incluindo a modelagem das regiões de solda na estrutura e verificação destas sob a ótica de mecânica da fratura, bem como a inclusão do teto fixo na modelagem.

REFERÊNCIAS

- [1] R. C. Jaca e L. A. Godoy, “Wind buckling of metal tanks during their construction,” *Thin-Walled Structures*, pp. 453-459, 2010.
- [2] M. Lopes, F. Soeiro e J. Silva, “Nonlinear buckling behavior and stress and strain analyses of atmospheric storage tank aided by laser scan dimensional inspection technique,” *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, pp. (44):443-458, 2022.
- [3] Associação Brasileira de Normas Técnicas, “NBR 6123: Forças devidas ao vento em edificações, ERRATA 2:2013” *Rio de Janeiro*, 2013.
- [4] A. Zingoni, “Liquid-containment shells of revolution: A review of recent studies on strength, stability and dynamics,” *Thin-Walled Structures*, pp. 87:102-114, 2015.
- [5] L. Godoy, “Buckling of vertical oil storage steel tanks: Review of static buckling studies,” *Thin-Walled Structures*, pp. 103:1-21, 2016.
- [6] S. Kim e C. Kim, “Buckling strength of the cylindrical shell and tank subjected to axially compressive loads,” *Thin-Walled Structures*, pp. 40:329-353, 2020.
- [7] H. Winterstetter e T. Schmidt, “Stability of circular cylindrical steel shells under combined loading.,” *Thin-Walled Structure*, pp. 40:893-909, 2002.
- [8] EN1993-1-6, “Design of steel structures: general rules: strength and stability of shell structures,” *European Committee for Standardization*, Brussels; 2007.
- [9] L. Chen, J. Rotter e C. Doerich, “Buckling of cylindrical shells with stepwise variable wall thickness under uniform external pressure,” *Engineering Structures*, pp. 33:3570-3578, 2011.

- [10] W. Guggenberger, R. Greiner e J. Rotter, “The behaviour of locally-supported cylindrical shells: unstiffened shells,” *Journal of Constructional Steel Research*, pp. 56:175-197, 2000.
- [11] G. Portela e L. Godoy, “Wind pressures and buckling of cylindrical steel tanks with a conical roof,” *Journal of Constructional Steel Research*, pp. 61:786-807, 2005.
- [12] G. Portela e L. Godoy, “Wind pressures and buckling of cylindrical steel tanks with a dome roof,” *Journal of Constructional Steel Research*, p. 61:808–824, 2005.
- [13] R. Jaca, L. Godoy, F. Flores e J. Croll, “A reduced stiffness approach for the buckling of open cylindrical tanks under wind loads.,” *Thin-Walled Structures*, pp. 45:727-736, 2007.
- [14] E. Sosa e L. Godoy, “Challenges in the computation of lower-bound buckling loads for tanks under wind pressures,” *Thin-Walled Structures*, pp. 48:935-945, 2010.
- [15] Y. Zhao e Y. Lin, “Buckling of cylindrical open-topped steel tanks under wind load.,” *Thin-Walled Structures*, pp. 79:83-94, 2014.
- [16] Y. Uematsu, C. Koob e J. Yasunaga, “Design wind force coefficients for open-topped oil storage tanks focusing on the wind-induced buckling.,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, pp. 130:16-29, 2014.
- [17] C. Burgos, R. Jaca, J. Lassig e L. Godoy, “Wind buckling of tanks with conical roof considering shielding by another tank,” *Thin-Walled Structures*, pp. 84:226-240, 2014.
- [18] Y. Zhao, Y. Lin e Y. Shen, “Wind loads on large cylindrical open-toppper tanks in group,” *Thin-Walled Structures*, pp. 78:108-120, 2014.

- [19] L. Godoy e J. Batista-Abreu, “Buckling of fixed-rood aboveground oil storage tanks under heat induced by an external fire,” *Thin-Walled Structures*, pp. 52:90-101, 2012.
- [20] M. Pircher e R. Bridge, “The influence of circumferential weld-induced imperfections on the buckling of silos and tanks.,” *Journal of Constructional Steel Research*, pp. 57:569-580, 2001.
- [21] M. Pircher, P. Berry, X. Ding e R. Bridge, “The shape of circumferential weld-induced imperfections in thin-walled steel silos and tanks.,” *Thin-Walled Structures*, pp. 39:999-1014, 2001.
- [22] U. Hornung e H. Saal, “Buckling loads of tank shells with imperfections,” *International Journal of Non-Linear Mechanics*, pp. 37:605-621, 2002.
- [23] A. Hubner, J. Teng e H. Saal, “Buckling behaviour of large steel cylinders with patterned welds.,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, pp. 83:13-26, 2006.
- [24] J. Teng e X. Lin, “Fabrication of small models of large cylinders with extensive welding for buckling experiments.,” *Thin-Walled Structures*, pp. 43:1091-1114, 2005.
- [25] J. Rotter e H. Schmidt, editors, “Buckling of steel shells: European design recommendations. 5th ed.,” *Brussels: European Convention for Constructional*, 2013.
- [26] API STD 650, “Welded Tanks for Oil Storage,” *American Petroleum Institute. 13th ed*, 2021.
- [27] W. Wunderlich e C. Seiler, “Nonlinear treatment of liquid-filled storage tanks under earthquake excitation by a quasistatic approach.,” *Computers & Structures*, pp. 78:385-395, 2000.
- [28] I. Nachtigall, N. Gebbeken e J. Urrutia-Galici, “On the analysis of vertical circular cylindrical tanks under earthquake excitation at its base.,” *Engineering Structures*, pp. 25:201-13, 2003.

- [29] J. Virella, L. Godoy e L. Suarez, “Fundamental modes of tank-liquid systems under horizontal motions.,” *Engineering Structures*, pp. 28:1450-1461, 2006.
- [30] J. Virella, L. Godoy e L. Suarez, “Dynamic buckling of anchored steel tanks subjected to horizontal earthquake excitation,” *Journal of Constructional Steel Research*, pp. 62:521-531, 2006.
- [31] T. Taniguchi, “Rocking behavior of unanchored flat-bottom cylindrical shell tanks under action of horizontal base excitation.,” *Engineering Structures*, pp. 26:415-26, 2004.
- [32] M. Ahari, S. Eshghi e M. Ashtiany, “The tapered beam model for bottom plate uplift analysis of unanchored cylindrical steel storage tanks.,” *Engineering Structures*, pp. 31:623-32, 2009.
- [33] W. Jing, J. Wang e X. Cheng, “Dynamic responses of oil storage tank considering wind interference effect,” *Engineering Failure Analysis*, pp. 104:1053-1063, 2019.
- [34] E. Lai, J. Zhao, X. Li, K. Hu e G. Chen, “Dynamic responses and damage of storage tanks under the coupling effect of blast wave and fragment impact,” *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, p. 73:104617, 2021.
- [35] L. Godoy e M. Ameijeiras, “Plastic buckling of oil storage tanks under blast loads,” *Structures*, pp. 53:361-372, 2023.
- [36] F. Flores e L. Godoy, “Buckling of short tanks due to hurricanes,” *Engineering Structures*, pp. 20:752-760, 1998.
- [37] F. Flores e L. Godoy, “Forced vibration of silos loading to buckling,” *Journal of Sound and Vibration*, pp. 224:431-454, 1999.
- [38] E. Sosa e L. Godoy, “Nonlinear dynamics of above-ground thin-walled tanks under,” *Journal of Sound and Vibration*, pp. 283:201-215, 2005.

- [39] Y. Chiang e S. Guzey, “ Dynamic analysis of aboveground open-top steel tanks subjected to wind loading,” *Engineering Structures*, p. 198:109496, 2019.
- [40] J. Yasunaga e Y. Uematsu, “. Dynamic buckling of cylindrical storage tanks under fluctuating wind loading,” *Thin-Walled Structures*, p. 150:106677, 2020.
- [41] A. Davenport, “Buffeting of Structures by Gusts,” *Wind Effects on Buildings and Structures. Symposium N.16*, pp. 09:357-391, 1963.
- [42] L. Bastos, “Avaliação do comportamento estrutural dinâmico não determinístico de edifícios altos considerando-se o efeito da ação transversal do vento e a modelagem da interação solo-estrutura,” Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2020.
- [43] M. Shinozuka, “Monte Carlo Solution of Structural Dynamics,” *Computers & Structures*, pp. 2:855-784, 1972.
- [44] M. Shinozuka e C. Jan, “Digital simulation of random process and its applications,” *Journal of Sound and Vibration*, pp. 25:111-118, 1972.
- [45] M. Shinozuka, “Stochastic Fields and Their Digital Simulation,” *Mechanics: Dynamical Systems*, p. 102:142, 1987.
- [46] M. Shinozuka, C. Yun e H. Seya, “Stochastics Methods in Wind Engineering,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, pp. (36):829-843, 1990.
- [47] J. Blessman, “Wind excitation of neighboring tall buildings,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, pp. (36):91-103, 1985.
- [48] M. Franco, “Direct along-wind dynamics analysis of tall structures.,” Boletim Técnico da Escola Politécnica. Universidade de São Paulo, São Paulo, 1993.

- [49] A. Davenport, "How can we simplify and generalize wind loads?," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, pp. (54-55):657-669, 1995.
- [50] X. Chen, "Analysis of alongwind tall building response to transient nonstationary winds," *Journal of Structural Engineering*, pp. (134):782-791, 2008.
- [51] S. Obata, "Vento sintético e a simulação de Monte Carlo - uma forma de considerar a característica aleatória e instável do carregamento dos ventos em estruturas," *Exacta*, pp. 7(1):77-85, 2009.
- [52] M. Franco e S. Medeiros, "O método do "vento sintético" - Novas considerações," *TQS News*, pp. (33):38-46, 2011.
- [53] R. Soltys, M. Tomko e S. Kmet, "Study of Local Turbulent Wind Characteristics And Wind Velocity Simulations," *Building Research Journal*, pp. (60):31-50, 2012.
- [54] R. Brasil e M. Silva, *Introdução à dinâmica das estruturas para engenharia civil*, São Paulo: 1ª edição. Editora Blucher, 2013.
- [55] J. Blessmann, *Acidentes causados pelo vento*, Porto Alegre: Editora da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2013.
- [56] E. Chávez, "Análise Estrutural De Edifício Alto Submetido Às Pressões Flutuantes Induzidas Pela Ação Do Vento," *Dissertação de Mestrado*. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2006.
- [57] V. Santos, "Comparação Do Método Discreto Da NBR 6123 E Do Método Do Vento Sintético Para Edificações Em Concreto Armado De Múltiplos Pavimentos," *Dissertação de Mestrado*. Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2018.
- [58] L. Bastos e J. Silva, "Human comfort analysis of reinforced concrete buildings when subjected to wind loadings," *Proceedings of the 6th European Conference on Computational Mechanics: Solids, Structures*

and Coupled Problems, ECCM 2018 and 7th European Conference on Computational Fluid Dynamics, ECFD 2018, p. 3791–3802, 2020.

- [59] M. Lopes, J. Silva e F. Soeiro, “Structural Integrity Assessment of Storage Tanks Based on Damaged Surface Reconstruction and Finite Element Modelling,” em *XLI Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering (CILAMCE 2020 - Online)*, Belo Horizonte/MG, 2020.
- [60] M. Lopes, F. Soeiro e J. Silva, “Buckling Analysis of Storage Tanks Based on the Use of Geometric Imperfections Measured by Laser Scan Dimensional Inspection Techniques,” em *XLII Ibero-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering (CILAMCE 2021 - Online)*, Belo Horizonte/MG, 2021.
- [61] API 579-1/ASME FFS-1, “Fitness-for-service,” *American Petroleum Institute, The American Society of Mechanical Engineers*, 2016.
- [62] H. Livingston e R. Brodzinski, “Assessment of a Damaged Piping System Utilizing Laser Surface Scanning and Finite Element Analysis,” *Proceedings of the ASME/JSME 2004 Pressure Vessels and Piping Conference*, pp. 63-66, ASME. California, USA, 2004.
- [63] U. Arumugam, S. Tandon, M. Gao, R. Krishnamurthy, B. Hanson, H. Rehman e M. Fingerhut, “Portable Laserscan for In-Ditch Dent Profiling and Strain Analysis: Methodology and Application Development,” *8th International Pipeline Conference*, pp. (1):519-527, Alberta, Canada. 2010.
- [64] M. Samman, E. Tinoco e F. Marangone, “Comparison of Stress and Strain Analysis Techniques for Assessment of Bulges in Coke Drums,” *Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels and Piping Conference. . Volume 3: Design and Analysis*, p. V003T03A070, California, USA. 2014.
- [65] G. Nelson, I. Bradley, M. Fingerhut e D. Yu, “Application of Laser Profilometry for Fitness-for-Service Assessment on Pressure Vessel

External Corrosion,” *Proceedings of the 9th International Pipeline Conference*, pp. (1):359-363, Alberta, Canada. 2012..

- [66] J. Siwiec e G. Lenda, “Integration of terrestrial laser scanning and structure from motion for the assessment of industrial chimney geometry,” *Measurement*, n° 199:111404, 2022.
- [67] G. Lenda e U. Marmol, “Integration of high-precision UAV laser scanning and terrestrial scanning measurements for determining the shape of a water tower,” *Measurement*, n° 218:113178, 2023.
- [68] T. Srimontriphakdi, P. Mahasuwanchai, C. Athisakul, S. Leelataviwat, K. Klaycham, N. Poovarodom, N. Magteppong e S. Chucheepsakul, “A Non-contact approach for cable tension evaluation based on 3D laser scanning data and nonlinear finite element analysis,” *Measurement*, n° 212:112680, 2023.
- [69] M. Korumaz, M. Betti, A. Conti, G. Tucci, B. Bartoli, V. Bonora, A. Korumaz e L. Fiorini, “An integrated Terrestrial Laser Scanner (TLS), Deviation Analysis (DA) and Finite Element (FE) approach for health assessment of historical structures. A minaret case study,” *Engineering Structures*, n° 153:224-238, 2017.
- [70] H. Yang, X. Xu e I. Neumann, “Optimal finite element model with response surface methodology for concrete structures based on Terrestrial Laser Scanning technology,” *Composite Structures*, pp. 183:2-6, 2018.
- [71] L. Cui, L. Zhou, Q. Xie, J. Liu, B. Han, T. Zhang e H. Luo, “Direct generation of finite element mesh using 3D laser point cloud,” *Structures*, n° 47:1579-1594, 2023.
- [72] A. Duarte e N. Silvestre, “A new slenderness-based approach for the web crippling design of plain channel steel beams,” *International Journal of Steel Structures*, pp. 3:421-434, 2013.

- [73] M. Bock e E. Real, “Strength curves for web crippling design of cold-formed stainless steel hat sections,” *Thin-Walled Structures*, p. 85:93–105, 2014.
- [74] G. Dos Santos, L. Gardner e M. Kucukler, “A method for the numerical derivation of plastic collapse loads,” *Thin-Walled Structures*, pp. 124:258-277, 2018.
- [75] R. Junior, M. Junior, V. Souza, J. Reis e H. Mattos, “Plastic collapse of thin-walled elasto-plastic pipes under internal pressure and superposed axial loading,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, p. 180:104043, 2020.
- [76] J. Zheng, Z. Zhang, K. Li, Y. Yu e C. Gu, “A simple formula for prediction of plastic collapse pressure of steel ellipsoidal heads under internal pressure,” *Thin-Walled Structures*, p. 156:106994, 2020.
- [77] K. Słowinski, M. Piekarczyk e P. Dybel, “Effect of simplified wind girder modelling on MNA-LBA analysis of open steel tanks,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, p. 203:104941, 2023.
- [78] A. Díaz, I. Cuesta, J. Alegre, A. De Jesus e J. Manso, “Residual Stresses in Cold-Formed Steel Members: Review of Measurement Methods and Numerical Modelling,” *Thin-Walled Structures*, p. 159:107335, 2021.
- [79] C. Lee e C. Jiang, “Residual stress study of welded high strength steel thin-walled plate-to-plate joints part 2: Numerical modeling,” *Thin-Walled Structures*, pp. 59:102-131, 2021.
- [80] S. Liu, A. Kouadri-Henni e A. Gavrus, “Numerical simulation and experimental investigation on the residual stresses in a laser beam welded dual phase DP600 steel plate: thermo-mechanical material plasticity model,” *International Journal of Mechanical Sciences*, pp. 235-243, 2017.
- [81] L. Tang, A. Ince e J. Zheng, “Numerical modeling of residual stresses and fatigue damage assessment of ultrasonic impact treated 304L stainless steel welded joints,” *Engineering Failure Analysis*, p. 108:104277, 2019.

- [82] D. Kollár, “Numerical modelling on the influence of repair welding during manufacturing on residual stresses and distortions of T-joints,” *Results in Engineering*, p. 20:101535, 2023.
- [83] X. Peng, D. Yao, F. Ye, J. Gong e L. Zhang, “Numerical simulation of welding residual stress in Incoloy 825/L360QS bimetal clad tube,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, p. 206:105080, 2023.
- [84] M. Moneke e P. Groche, “Control of residual stresses in roll forming through targeted adaptation of the roll gap,” *Journal of Materials Processing Technologies*, p. 294:117129, 2021.
- [85] A. Mutafı, N. Yidris, J. Loughlan, R. Zahari e M. Ishak, “Investigation into the distribution of residual stresses in pressed-braked thin-walled steel lipped channel sections using the 3D-FEM technique,” *Thin-Walled Structures*, pp. 135:437-445, 2019.
- [86] R. Cruise e L. Gardner, “Strength enhancements induced during cold forming of stainless steel sections,” *Journal of Construction Steel Research*, pp. 64:1310-1316, 2008.
- [87] D. Dmitriy, “Analysis of residual stress in circular cross-section wires after drawing process,” *9th International Conference on Physical and Numerical Simulation of Materials processing (ICPNS 2019)*, pp. 37:335-340, 2019.
- [88] M. Sherbiny, H. Zein, M. Abd-Rabou e M. El shazly, “Thinning and residual stresses of sheet metal in the deep drawing process,” *Materials and Design*, pp. 55:869-879, 2014.
- [89] F. Zorzo, “Otimização da Estrutura do Teto Cônico de um Tanque Atmosférico,” *Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)*, Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, 2012.

- [90] British Standards Institute (BSI), “BS 14015 Specification for the design and manufacture of site built, vertical, cylindrical, flat-bottomed, above ground, welded, steel tanks for the storage of liquids at ambient temperature and above,” *Londres, Inglaterra*, 2004.
- [91] Associação Brasileira de Normas Técnicas, “NBR 17505-2: Armazenamento de líquidos inflamáveis e combustíveis Parte 2: Armazenamento em tanques, em vasos e em recipientes portáteis com capacidade superior a 3000L,” *Rio de Janeiro*, 2015.
- [92] Petróleo Brasileiro S.A, “Normas Petrobras N-0270: Projeto de Tanque de Armazenamento Atmosférico”.*Revisão F. 2014*.
- [93] American Society for Testing and Materials, “A283/A283M-18: Standard Specification for Low and Intermediate Tensile Strength Carbon Steel Plates,” 2018.
- [94] American Petroleum Institute, “API Standard 653: Tank Inspection, Repairs, Alteration, and Reconstruction,” *Fifth Edition, Washington D.C.*, 2014.
- [95] ANSYS, “Swanson Analysis Systems, Inc.,” *P.O. Box 65, Johnson Road, Houston, PA, 15342-0065, version 18.0, Basic analysis procedures, Second edition*, , 2017.
- [96] L. Donnell, *Beams, Plates, and Shells*, Nova York: McGraw-Hill, 1976.
- [97] R. Neves, “Implementação e validação de modelos constitutivos para plasticidade cíclica,” *Dissertação de Mestrado. Universidade de Brasília. Brasília/DF.*, p. 110, 2015.
- [98] V. Paiva, “Simulação de Tensões Residuais de Soldagem e seu Alívio por Teste Hidrostático,” (*Dissertação de Mestrado*). *Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro - PUC-RIO*, p. 275, 2016.

- [99] W. Boehler e A. Marbs, “Investigating laser Scanner Accuracy,” *ISPRS-International Archives of the Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences*, pp. 34:696-701, 2003.
- [100] G. Cang e J. Yue, “Effect of Distance and Incidence Angle on Laser Intensity Data of Building Materials,” *Applied Mechanics and Materials*, pp. 638:2137-2140, 2014.
- [101] D. Constantino e M. Angelini, “Qualitative and quantitative evaluation of the luminance of laser scanner radiation for the classification of materials,” *ISPRS- International Archives of the Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences*, pp. 1:201-212, 2013.
- [102] K. Tan e X. Cheng, “Correction of incidence angle and distance effects on TLS intensity data based on reference targets,” *Remote Sensing*, p. 8:251, 2016.
- [103] M. Olsen, F. Kuester, B. Chang e T. Hutchinson, “Terrestrial laser scanning-based structural damage assessment,” *Journal of Computing in Civil Engineering*, pp. 24:264-272, 2010.
- [104] H. Xu, H. Li, Z. Yang, S. Qi e J. Zhou, “Integration of Terrestrial Laser Scanning and NURBS Modeling for the Deformation Monitoring of an Earth-Rock Dam,” *Sensors*, p. 19:22, 2019.
- [105] H. Yang, M. Omidalizarandi, X. XU e I. Neumann, “Terrestrial laser scanning technology for deformation monitoring and surface modeling of arch structures,” *Composite Structures*, pp. 169:173-179, 2017.
- [106] H. Zogg e H. Ingensand, “Terrestrial Laser Scanning for Deformation Monitoring- Load Tests on the Felsenau Viaduct (CH),” *ISPRS-International Archives of the Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences*, pp. 37:555-562, 2008.
- [107] M. Rashidi, M. Mohammadi, S. Sadeghlou Kivi, M. Abdolvand, L. Truong-Hong e B. Samali, “Decade of Modern Bridge Monitoring Using

- Terrestrial Laser Scanning: Review and Future Directions,” *Remote Sensing*, p. 12:3796, 2020.
- [108] J. Guo, L. Yuan e Q. Qand, “Time and cost analysis of geometric quality assessment of structural columns based on 3D terrestrial laser scanning,” *Automation in Construction*, p. 110:103014, 2020.
- [109] M. Corsini, P. Cignoni e R. Scopigno, “Efficient and Flexible Sampling with Blue Noise Properties of Triangular Meshes,” *IEEE Transactions on Visualization and Computer Graphics*, pp. 12:914-924, 2012.
- [110] P. Cignoni, M. Callieri, M. Corsini, M. Dellepiani, F. Ganovelli e G. Ranzuglia, “Meshlab: an Open-Source Mesh Processing Tool,” *Sixth Eurographics Italian Chapter Conference*, pp. 129-136, 2008.
- [111] MATLAB (2015), “8.6.0.267246 (R2015b) Natick, Massachusetts: The MathWorks Inc.”.
- [112] I. Noyan e J. Cohen, “Residual Stress: Measurement by Diffraction and Interpretation,” *Ed. Springer*, 1987.
- [113] L. Rodrigues, “Medição de Tensões Residuais em Tubos Visando a Determinação de Esforços em Dutos Enterrados,” (*Dissertação de Mestrado*). *Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro - PUC-RIO*, 2007.
- [114] E. Macherauch, “Introduction to Residual Stress,” *Advances in Surface Treatments*, 2014.
- [115] E. Macherauch e K. Kloos, “Origin, Measurement and Evaluation os Residual Stresses,” *Residual Stresses in Science and Technology*, pp. 3-26, 1986.
- [116] W. Quach, J. Teng e K. Chung, “Finite Element Predictions of Residual Stresses in Press-Braked Thin-Walled Steel Sections,” *Engineering Structures*, pp. 1609-1619, 2006.

- [117] A. Mutafi, N. Yidris, M. Ishak e R. Zahari, “An Investigation on Longitudinal Residual Strains Distribution of Thin-Walled Press-Braked Cold Formed Steel Sections Using 3D FEM Technique,” *Heliyon* 4, p. e00937, 2018.
- [118] The American Society of Mechanical Engineers, “ASME Section VIII Division 2: Alternative Rules,” *ASME Boiler and Pressure Vessel Code: An International Code*, Nova Iorque. EUA. 2019.
- [119] British Standard, “B. S. 7910 - Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures,” *BSI Standard Publication*, 2019.
- [120] A. Sherry, “Shreir's Corrosion: Assessment of Fitness for Service,” *Materials Science and Materials Engineering*, pp. 4:3102-3116, 2010.
- [121] The American Society of Mechanical Engineers, “ASME PCC-2: Repair of Pressure Equipment and Piping,” 2022.
- [122] C. Maraveas, G. Balokas e K. Tsavdaridis, “Numerical evaluation on shell buckling of empty thin-walled steel tanks under wind load according to current American and European design codes,” *Thin-Walled Structures*, pp. 95:152-160, 2015.
- [123] R. Greiner e P. Derler, “Effect of imperfections on wind-loaded cylindrical shells,” *Thin-Walled Structures*, pp. 23:271-281, 1995.
- [124] R. Rish, “Forces in cylindrical chimneys due to wind,” *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, pp. 36:791-803, 1967.
- [125] EN 1993-4-1, “Design of Steel Structures: silos,” *European Committee for Standardization*, Brussels; 2007.
- [126] B. Wang, S. Zhu, P. Hao, X. Bi , K. Du, B. Chen, X. Ma e Y. Chao, “Buckling of quasi-perfect cylindrical shell under axial compression: A combined experimental and numerical investigation,” *International Journal of Solids and Structures*, pp. 232-247, 2018.

- [127] S. Jerath, “Structural Stability Theory and Practice: Buckling of Columns, Beams, Plates, and Shell,” *John Wiley & Sons*, 2021.
- [128] W. Chen e E. Lui, “Structural Stability: Theory and Implementation,” *Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall*, 1987.
- [129] M. Crisfield, “An arc-length method including line searches and accelerations.,” *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, pp. (19):1269-1289, 1983.
- [130] The American Society of Mechanical Engineers, “ASME Section VIII Division 2: Alternative Rules,” *ASME Boiler and Pressure Vessel Code: An International Code*, Nova Iorque. EUA. 2023.
- [131] ACI-ASCE Committee 334. ACI 334-2R, “Reinforced concrete cooling tower shells practice and commentary,” *American Concrete Institution*, 1991.
- [132] S. Dehghan Manshadi e M. R. Maheri, “The effects of long-term corrosion on the dynamic characteristics of ground based cylindrical liquid storage tanks,” *Thin-Walled Structures*, pp. 48:888-896, 2010.
- [133] R. Blevins, “Formulas for natural frequency and mode shape,” Nova Iorque, EUA. Van Nostrand Reinhold Inc. 1979.
- [134] R. Han e J. Liu, “Free vibration analysis of a fluid-loaded variable thickness cylindrical tank,” *Journal of Sound and Vibration*, pp. 176(2):235-53, 1994.
- [135] W. Ferreira, “Uso Da Análise Modal E De Flambagem Como Método De Análise Não Linear Geométrica Em Estruturas,” *Dissertação de Mestrado. Programa de pós-graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal da Integração Latino-Americana. Foz do Iguaçu*, 2020.

- [136] B. Budiansky e R. Roth, "Axisymmetric dynamic buckling of clamped shallow spherical shells in Collected papers on instability of shell structures," *NASA TN D-1510*, pp. 597-606, 1962.
- [137] R. Walpole, R. Myers, S. Myers e K. Ye, "Probability & statistics for engineers & scientists," *Pearson Prentice Hall*, 2009.

APENDICE A – LEVANTAMENTO TOPOGRÁFICO DO COSTADO DO TANQUE

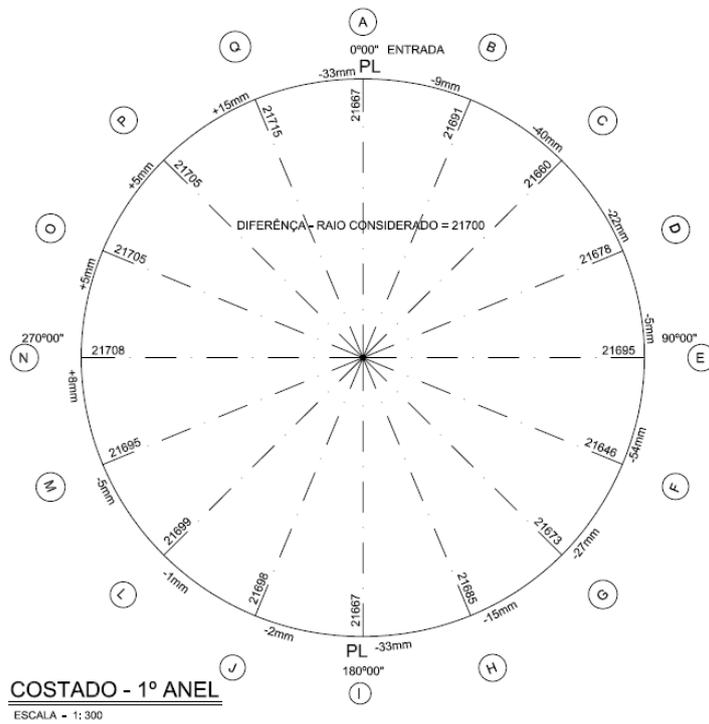


Figura A. 1 - Levantamento topográfico - Costado 1º Anel

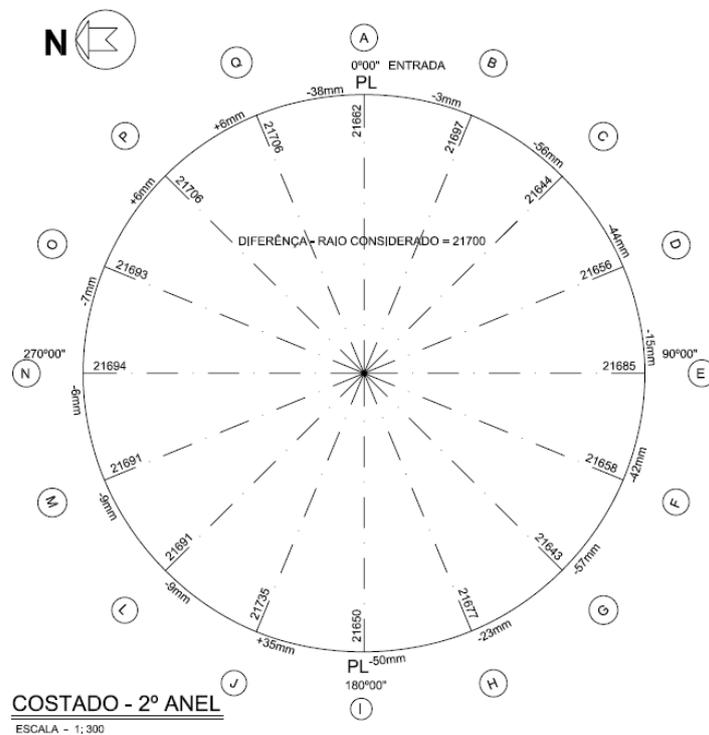


Figura A. 2 - Levantamento topográfico - Costado 2º Anel

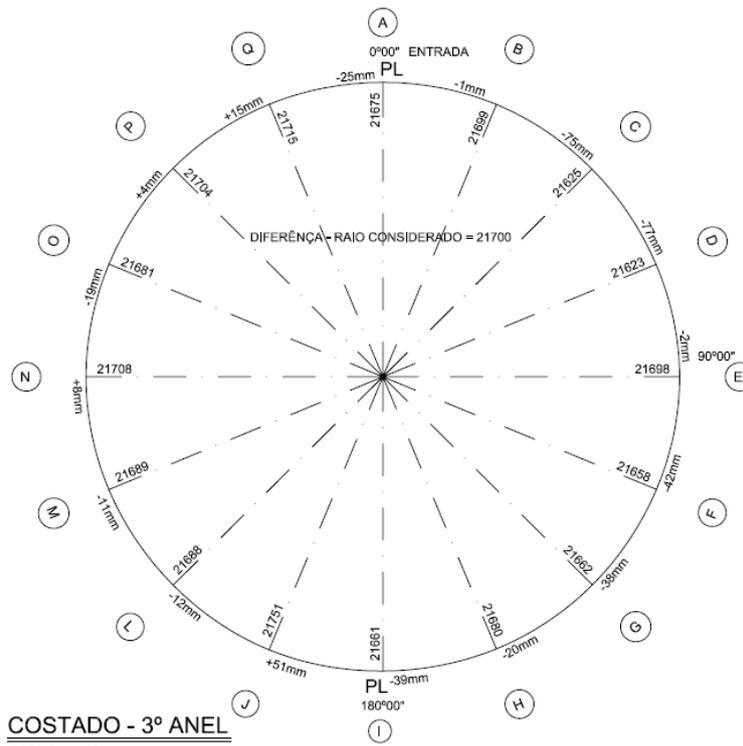


Figura A. 3 - Levantamento topográfico - Costado 3º Anel

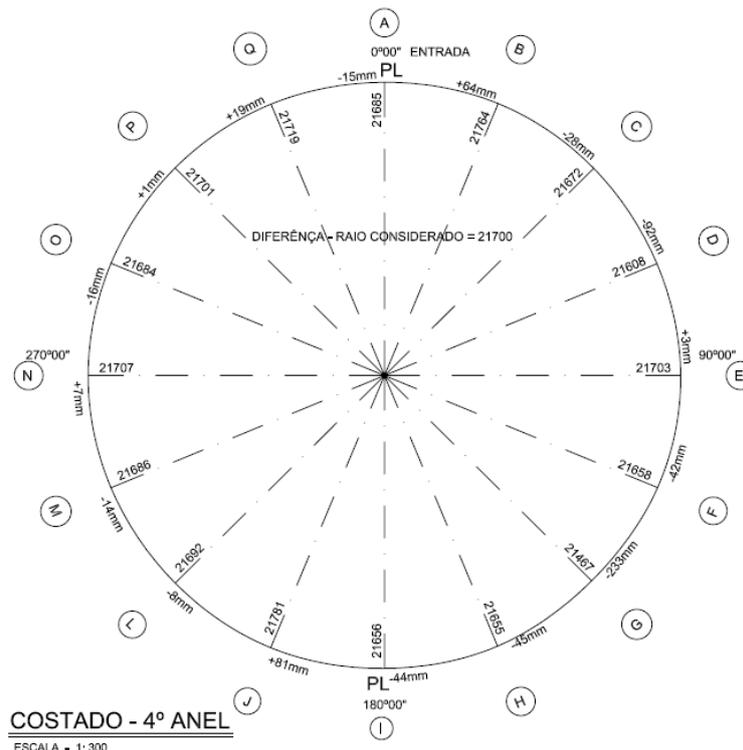


Figura A. 4 - Levantamento topográfico - Costado 4º Anel

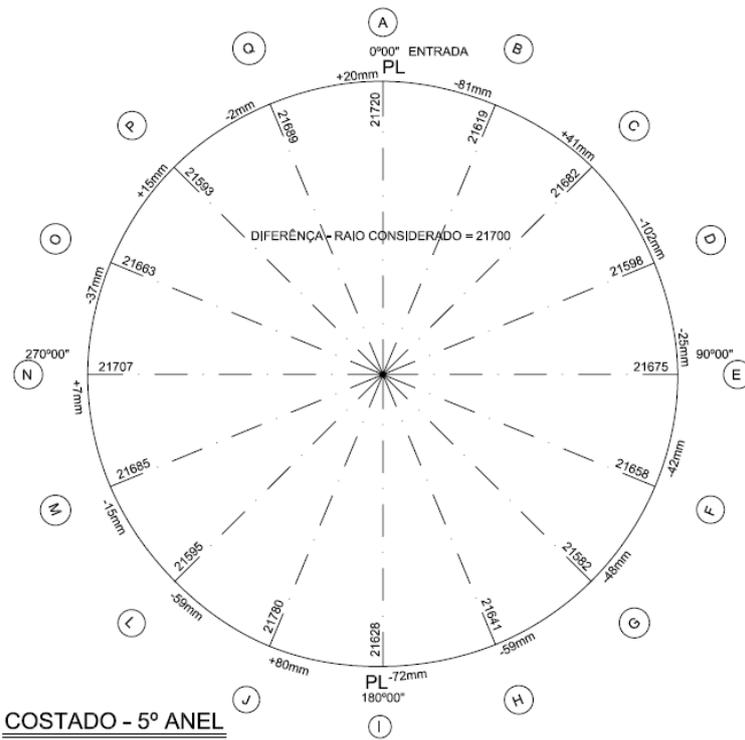


Figura A. 5 - Levantamento topográfico - Costado 5º Anel

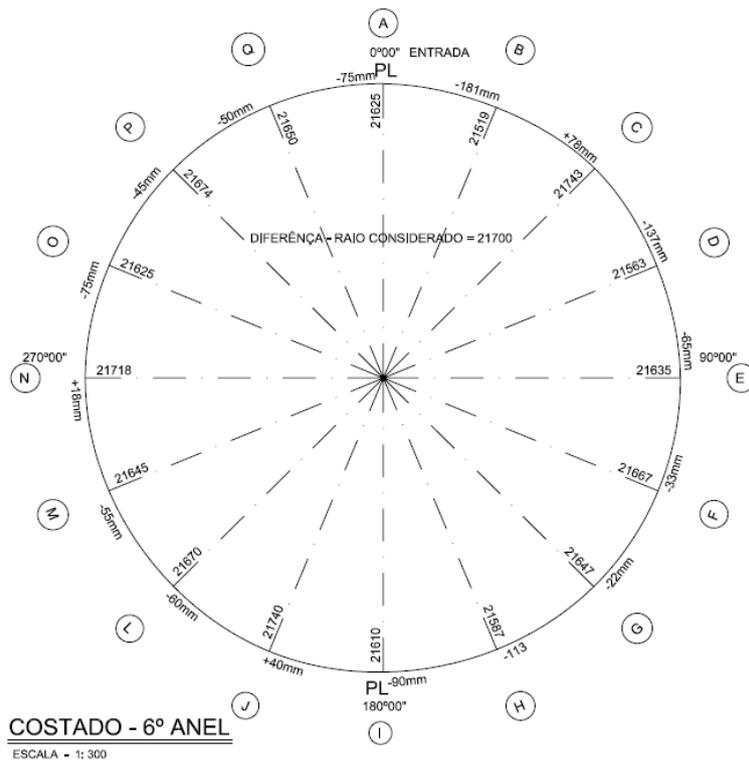


Figura A. 6 - Levantamento topográfico - Costado 6º Anel

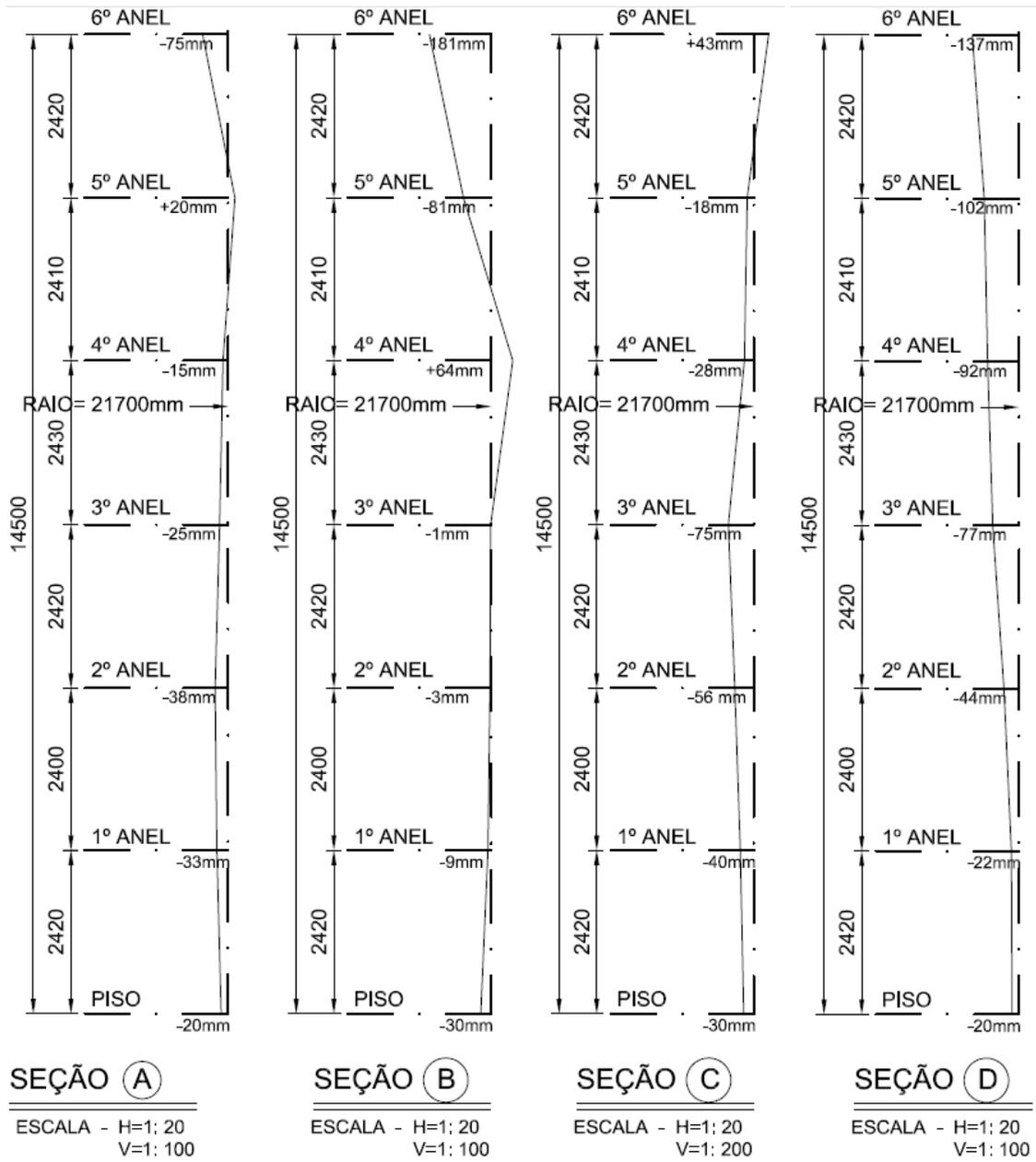


Figura A. 7 - Levantamento topográfico - Seções A à D

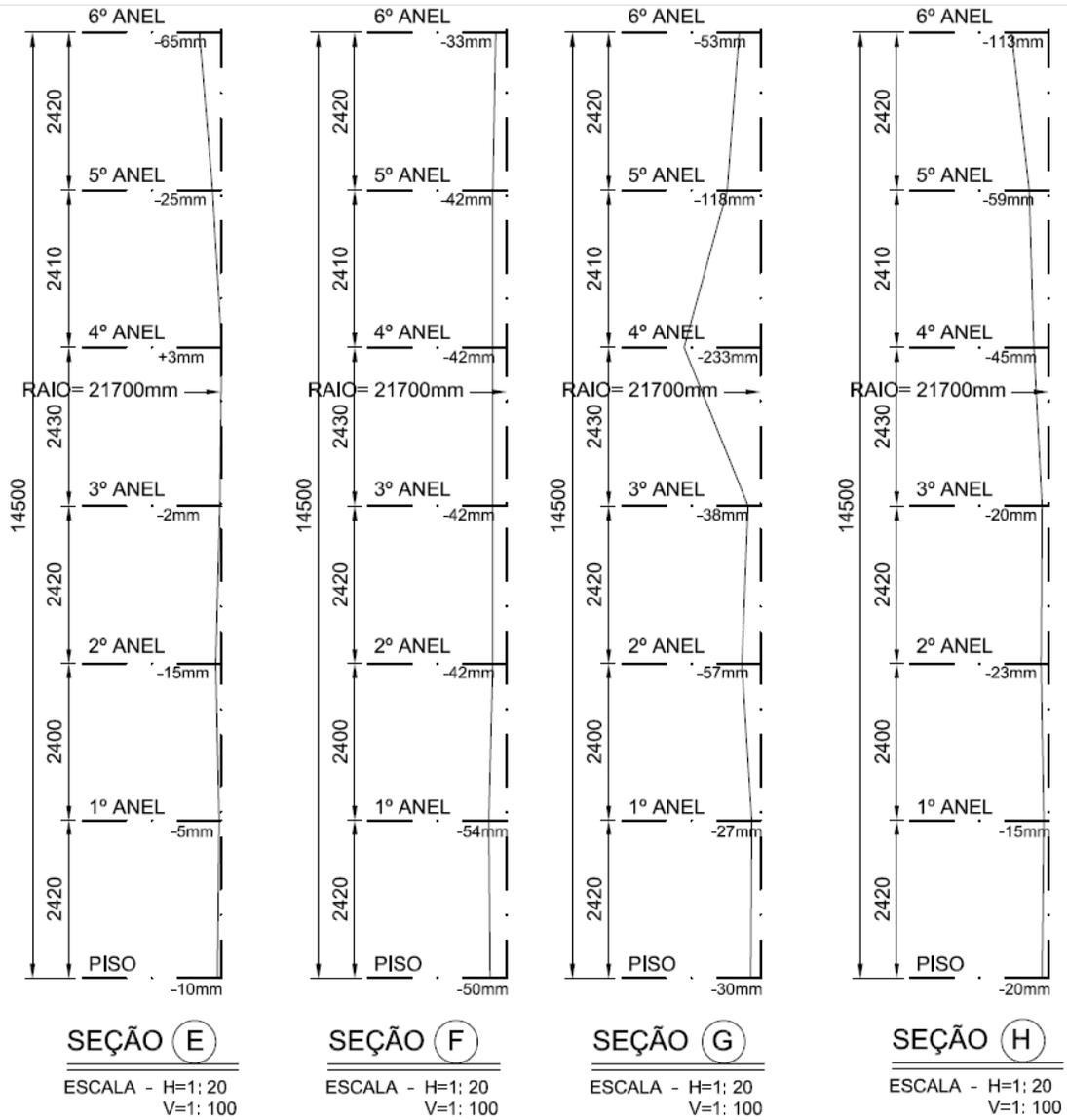


Figura A. 8 - Levantamento topográfico - Seções E à H

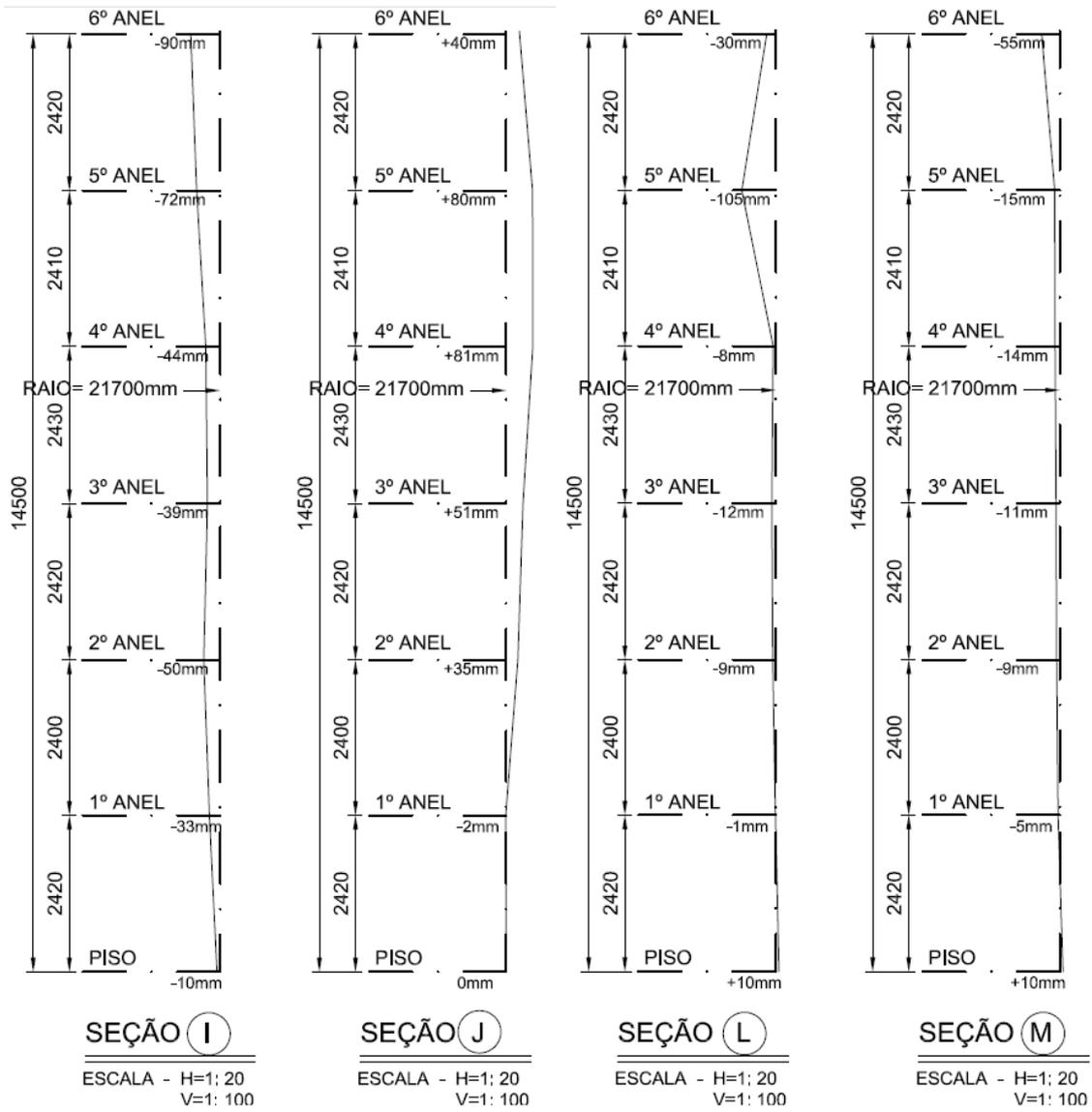


Figura A. 9 - Levantamento topográfico - Seções I à M

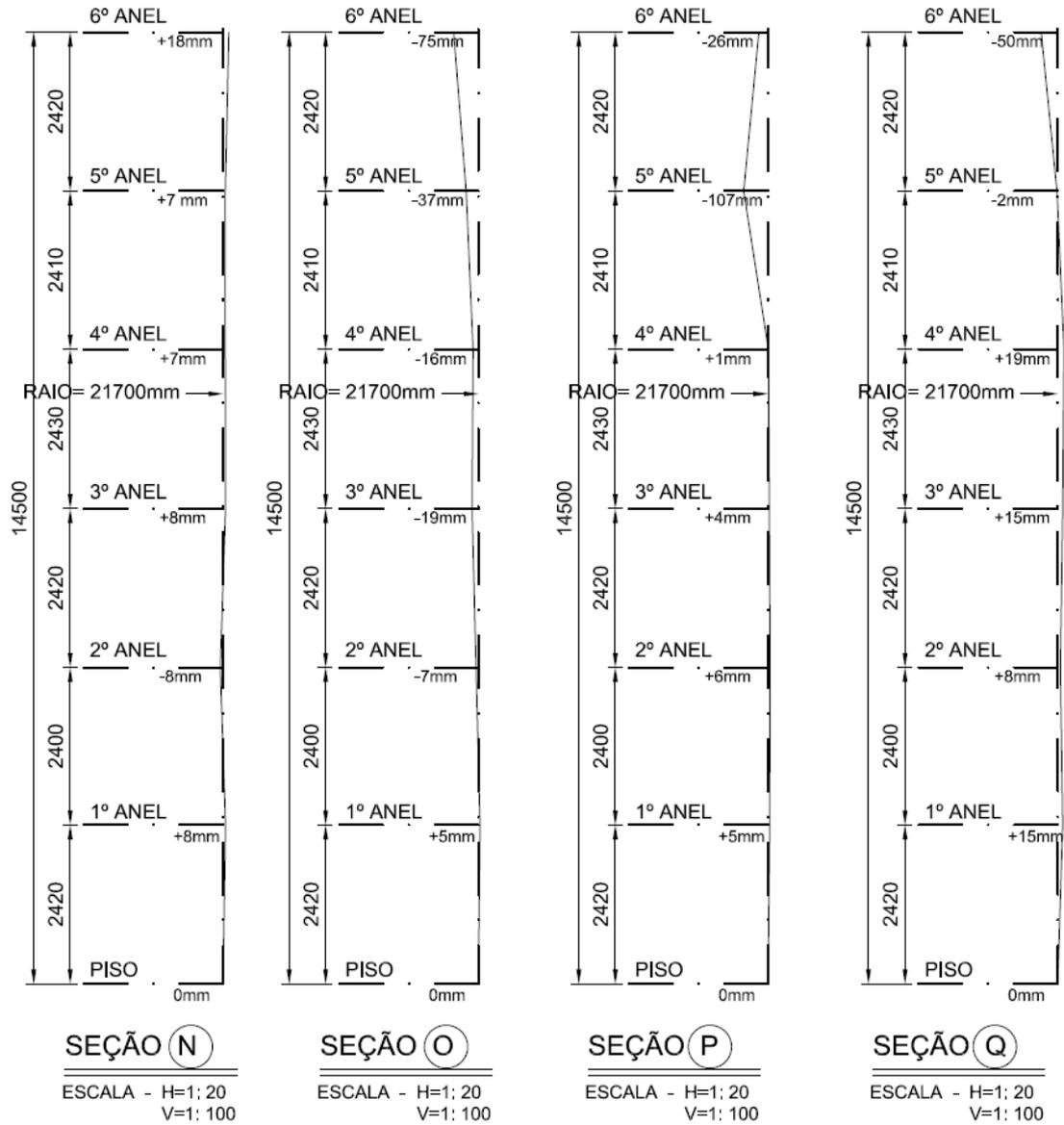


Figura A. 10 - Levantamento topográfico - Seções N à Q