

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**Escola de Engenharia**  
**Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica**

Samuel Ferreira Viotti

**ANÁLISE FLUIDO-ESTRUTURAL APLICADA EM RASTREADORES SOLARES**

Belo Horizonte  
2026

Samuel Ferreira Viotti

## **ANÁLISE FLUIDO-ESTRUTURAL APLICADA EM RASTREADORES SOLARES**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Projeto e Sistemas

Orientador: Prof. Dr. Marco Túlio Corrêa de Faria

Coorientador: Prof. Dr. Alexandre da Silva Scari

Belo Horizonte  
2026

V799a Viotti, Samuel Ferreira.  
Análise fluido-estrutural aplicada em rastreadores solares  
[recurso eletrônico] / Samuel Ferreira Viotti. - 2026.  
1 recurso online (134 f.: il., color.): pdf.

Orientador: Marco Túlio Corrêa de Faria.  
Coorientador: Alexandre da Silva Scari.  
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais,  
Escola de Engenharia.

Inclui bibliografia.  
Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica – Teses. 2. Geração de energia fotovoltaica –  
Teses. 3. Reynolds, Número de – Teses. 4. Fluidodinâmica computacional  
– Teses. I. Faria, Marco Túlio Corrêa de. II. Scari, Alexandre da Silva. III.  
Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621 (043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

## FOLHA DE APROVAÇÃO

**"ANÁLISE FLUIDO-ESTRUTURAL APLICADA EM RASTREADORES SOLARES"**

**SAMUEL FERREIRA VIOTTI,**

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Marco Túlio Correa de Faria (Orientador-Departamento de Engenharia Mecânica-UFMG), Dr. Alexandre da Silva Scari (Coorientador-Departamento de Engenharia Mecânica-UFMG), Dr. Rudolf Huebner (Departamento de Engenharia Mecânica-UFMG) e a pesquisadora da Embraer Michelle Fernandino Westin, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Projeto e Sistemas**".

Dissertação aprovada no dia 26 de fevereiro de 2026.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Marco Tulio Correa de Faria, Professor do Magistério Superior**, em 04/03/2026, às 10:27, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Michelle Fernandino Westin, Usuária Externa**, em 05/03/2026, às 13:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre da Silva Scari, Professor do Magistério Superior**, em 05/03/2026, às 18:24, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rudolf Huebner, Professor do Magistério Superior**, em 08/03/2026, às 11:27, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://sei.ufmg.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **4996078** e o código CRC **ABBAB141**.

*À Cristo.*

*Sem Ele, as vitórias de nada valeriam.*

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço primeiramente a Deus, por me dar a oportunidade e me sustentar todos os dias para desenvolver esse estudo.

À minha esposa, Gabrielle Viotti, pelo incentivo constante e por estar ao meu lado durante toda essa trajetória.

À minha família, por torcer pelas minhas conquistas, celebrar comigo as vitórias e pelos conselhos durante tempo difíceis.

Ao Fernando Queiroz, pelo incentivo e por disponibilizar tempo de trabalho para desenvolver esse estudo.

Por fim, agradeço aos meus orientadores, Prof. Dr. Alexandre da Silva Scari e Prof. Dr. Marco Túlio Corrêa de Faria, pela orientação exemplar, apoio científico e colaboração indispensável ao desenvolvimento desta dissertação.

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

*“Ao que está assentado no trono e ao Cordeiro sejam o louvor, a honra, a glória e o poder, pelos séculos dos séculos”*

*Apocalipse 5:13*

## RESUMO

Este trabalho apresenta uma análise fluido-estrutural de rastreadores solares de eixo único do tipo 2P, com duas fileiras de painéis solares montadas sobre o tubo de torque, equipados com módulos fotovoltaicos de aproximadamente 700 W. Esses rastreadores de eixo único (SAT) são componentes essenciais em usinas fotovoltaicas modernas, permitindo um aumento de 20% a 30% na produção de energia, dependendo da latitude da usina. O crescimento da demanda por geração de energia fotovoltaica requer o aumento das dimensões dos painéis solares, tornando-os mais suscetíveis aos efeitos das cargas de vento. Grandes módulos possuem maior área de exposição ao vento e estão sujeitos aos efeitos mais intensos dos carregamentos aerodinâmicos e a condições com maior potencial de instabilidade aeroelástica. Embora haja diversos trabalhos na literatura técnica descrevendo estudos da aerodinâmica de rastreadores solares, há poucos estudos que apresentam uma análise da interação fluido-estrutural de rastreadores sob condições de instabilidade aeroelástica.

O procedimento de solução selecionado no pacote computacional *ANSYS Fluent*<sup>®</sup> adota as equações médias de Reynolds na formulação de Navier–Stokes (RANS) para a estimativa dos campos de pressão e a extração dos coeficientes aerodinâmicos estacionários do escoamento no modelo tridimensional do rastreador. Esses campos de pressão tridimensionais são utilizados para estimar os esforços atuantes na estrutura do rastreador. Para a análise dinâmica do desprendimento de vórtices e de regimes associados à instabilidade aeroelástica, o modelo bidimensional transiente do rastreador é baseado na solução das equações médias não estacionárias de Reynolds (URANS). A inclusão dos efeitos da turbulência na formulação RANS é realizada por meio do modelo  $k-\omega$  SST. As formulações adotadas para a análise dinâmica do escoamento são baseadas em procedimentos consagrados na literatura.

Um modelo de elementos finitos, baseado no pacote *ANSYS*<sup>®</sup>, é também implementado para estimar as frequências naturais e os modos de vibração do rastreador. A avaliação da resposta vibratória dos rastreadores solares indica que módulos de grande dimensão apresentam menores valores de frequência natural em razão do aumento da massa e dos momentos de inércia. Os resultados numéricos obtidos neste trabalho indicam frequências de desprendimento de vórtices na faixa de 0,7 a 0,9 Hz, em boa concordância com dados disponíveis na literatura.

A análise estrutural tridimensional, combinada com a análise dinâmica bidimensional do escoamento, permite identificar os valores de ângulo de inclinação dos painéis solares associados a projetos com maior potencial de instabilidade aeroelástica. Os resultados obtidos evidenciam a importância da integração entre o problema do escoamento e o problema estrutural no projeto de rastreadores solares empregados em usinas fotovoltaicas de grande porte.

**Palavras-chave:** rastreador solar; interação fluido-estrutural; integridade de painéis solares; instabilidade aeroelástica.

## ABSTRACT

This work presents a fluid–structural analysis of single-axis solar trackers of the 2P type, comprising two rows of photovoltaic panels mounted on a torque tube and equipped with modules of approximately 700 W. Single-axis trackers (SATs) are essential components of modern photovoltaic power plants, enabling an increase in energy production of approximately 20% to 30%, depending on the plant latitude. The growing demand for photovoltaic energy generation has driven the increase in panel dimensions, making these systems more susceptible to wind-induced loads. Large-format modules present greater exposed areas to the wind and are therefore subject to more intense aerodynamic loading and to conditions with higher potential for aeroelastic instability. Although numerous studies in the technical literature address the aerodynamics of solar trackers, relatively few investigations focus on the fluid–structure interaction of trackers operating under aeroelastic instability-related conditions.

The solution procedure adopted in the *ANSYS Fluent*<sup>®</sup> computational package is based on the Reynolds-Averaged Navier–Stokes (RANS) formulation for the estimation of pressure fields and the extraction of steady aerodynamic coefficients using a three-dimensional tracker model. These three-dimensional pressure fields are employed to estimate the loads acting on the tracker structure. For the dynamic analysis of vortex shedding and of regimes associated with aeroelastic instability, a two-dimensional transient model of the tracker is adopted based on the Unsteady Reynolds-Averaged Navier–Stokes (URANS) equations. Turbulence effects are incorporated into the RANS formulation using the  $k$ - $\omega$  SST model. The formulations adopted for the dynamic flow analysis follow procedures well established in the literature.

A finite element model implemented in the *ANSYS*<sup>®</sup> environment is also employed to estimate the natural frequencies and vibration modes of the tracker. The evaluation of the vibratory response of the solar trackers indicates that large-format modules exhibit lower natural frequency values due to the increase in mass and mass moments of inertia. The numerical results obtained in this study indicate vortex shedding frequencies in the range of 0.7 to 0.9 Hz, which are in good agreement with data reported in the literature.

The three-dimensional structural analysis combined with the two-dimensional dynamic flow analysis enables the identification of panel tilt angles associated with designs exhibiting higher potential for aeroelastic instability. The results highlight the importance of integrating flow-related and structural analyses in the design of solar trackers employed in large-scale photovoltaic power plants.

**Keywords:** solar tracker; fluid–structure interaction; structural integrity of solar panels; aeroelastic instability.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

2.1	Desenho esquemático das linhas de corrente em um painel solar inclinado com indicação das regiões de formação de vórtices. (YANG, 2019a).....	25
2.2	Configurações típicas de rastreadores solares ativos: (1) Rastreador de eixo único inclinado (TSAT), (2) Rastreador de eixo único horizontal (HSAT), (3) Rastreador de eixo único vertical (VSAT), (4) Rastreador de dois eixos com inclinação composta (TTDAT), (5) Rastreador de dois eixos horizontal (HDAT), (6) Rastreador de dois eixos azimute-altitude (AADAT). Adaptado de Ponniran, Hashim e Ali (2012). ....	26
2.3	Componentes estruturais essenciais de um rastreador solar de eixo único. Adaptado de Aly e Clarke (2022) .....	27
2.4	Diagrama de Collar representando a interação entre forças aerodinâmicas, forças elásticas e forças inerciais na definição dos fenômenos aeroelásticos. A região central corresponde à aeroelasticidade dinâmica, onde se insere o fenômeno de <i>flutter</i> . Adaptado de Bisplinghoff, Ashley e Halfman (1955)	28
2.5	Resultados numéricos associados ao fenômeno de <i>flutter</i> em ponte estaiada: (a) primeiro modo lateral de vibração; (b) primeiro modo vertical de vibração; (c) coeficiente de sustentação $C_l$ em função do tempo para vento lateral; (d) coeficiente de momento $C_m$ em função do tempo para vento lateral. Adaptado de Abdel-Aziz e Attia (2015). ....	29
2.6	Modos aeroelásticos associados ao efeito de <i>flutter</i> em asa de aeronave. Adaptado de Rozov et al. (2020). ....	30
2.7	Casos documentados de falhas catastróficas em rastreadores solares atribuídas à instabilidade aerodinâmica. Adaptado de (a) Valentín et al. (2022); (b) Aly e Clarke (2022) .....	33
2.8	Representação dos modos de vibração de um rastreador solar de eixo único: (a) primeiro modo de flexão; (b) segundo modo, associado à flexão ao longo do vão; (c) terceiro modo, com concentração de deformação próxima à região central. Figura adaptada de Bao et al. (2023). ....	39
3.1	Fluxograma metodológico do procedimento de avaliação fluido-estrutural do rastreador solar de eixo único. ....	41
3.2	Fluxograma metodológico do algoritmo empregado para a verificação normativa dos componentes estruturais do rastreador solar conforme a AISC 360 (AISC,2016).....	42
3.3	Esquemático de um rastreador solar de eixo único 2P desenvolvido para esse estudo. (Autor) .....	44
3.4	Linha do tempo metodológica do procedimento de avaliação do rastreador solar (Autor). ....	50
3.5	Convenção adotada para as direções de vento: <i>proa</i> (incidência na face frontal do painel) e <i>popa</i> (incidência na face posterior), em relação ao ângulo de inclinação. ....	51
3.6	Configuração geométrica do perfil cartola adotado para as longarinas, com indicação dos parâmetros característicos utilizados na definição do espaço paramétrico.(Autor) .....	53
3.7	Perfis estruturais analisados para o tubo de torque: (a) seção tubular circular (CHS); (b) seção tubular quadrada (SHS).(Autor) .....	54
3.8	Perfis estruturais analisados para as estacas: (a) seção tipo C formada a frio; (b) perfil tipo I ( <i>W-shape</i> ), com indicação dos parâmetros geométricos característicos.(Autor) .....	55
3.9	Esquema do modelo estrutural adotado para o rastreador solar, indicando o tubo de torque, as longarinas, as estacas de fundação, o sistema de coordenadas e as forças concentradas transmitidas ao tubo.....	56

3.10	Desenho esquemático do rastreador solar analisado, indicando o tubo de torque, as longarinas ( $L1-L32$ ), as estacas de suporte ( $P1-P9$ ) e o sistema de referência longitudinal adotado ao longo do eixo do tubo. ....	57
3.11	Representação esquemática da discretização estrutural do rastreador solar malha com tamanho característico de 0,10 m. ....	66
4.1	Correlação entre os coeficientes de pressão no painel e a resposta fletora/torcional máxima do tubo de torque sob condição de vento de proa. ....	73
4.2	Correlação entre os coeficientes de pressão no painel e a resposta torcional máxima do tubo de torque sob condição de vento de popa. ....	74
4.3	Distribuição do coeficiente de pressão ( $C_p$ ) ao longo do comprimento projetado da corda dos painéis para carregamento de vento de proa em (a) $20^\circ$ , (b) $40^\circ$ e (c) $60^\circ$ . ....	75
4.4	Correlação entre o coeficiente de sustentação (a) $C_L$ , o coeficiente de arrasto (b) $C_D$ e os momentos fletores estruturais $M_x$ e $M_y$ no tubo de torque sob condição de vento de popa. ....	77
4.5	Correlação entre o coeficiente de sustentação (a) $C_L$ , o coeficiente de arrasto (b) $C_D$ e os momentos fletores estruturais $M_x$ e $M_y$ no tubo de torque sob condição de vento de proa. ....	78
4.6	Figura dos diagramas de momento fletor ( $M_x$ , $M_y$ ) transmitidos pelas 32 longarinas ao tubo de torque para o cenário de $10^\circ$ proa, considerando a combinação 1,2PP + 0,5SC + W. Vista do pano lateral do rastreador solar, o eixo $x$ corresponde ao comprimento do tubo de torque. ....	83
4.7	Figura dos diagramas de força cortante ( $V_x$ , $V_y$ ) atuando no tubo de torque devido às cargas transferidas pelas 32 longarinas para o cenário de $10^\circ$ proa sob a combinação 1,2PP + 0,5SC + W. Vista do pano lateral do rastreador solar, o eixo $x$ corresponde ao comprimento do tubo de torque. ....	84
4.8	Distribuição tridimensional do momento fletor ao longo do tubo de torque para o Cenário 21 (vento de proa, inclinação de $10^\circ$ , 1,2PP + 0,5SC + W). ....	85
4.9	Distribuição tridimensional do esforço cortante para o Cenário 21 (vento de proa, inclinação de $10^\circ$ , 1,2PP + 0,5SC + W). O pico de cortante ocorre próximo as estacas de suporte. ....	85
4.10	Distribuição do momento torçor ao longo do tubo de torque, derivada da integração de pressões baseada em CFD, Cenário 21 (vento de proa, inclinação de $10^\circ$ , 1,2PP + 0,5SC + W). ....	86
4.11	Distribuição do momento fletor nas trinta e duas longarinas. ....	86
4.12	Índice de utilização ( $UR$ ) máximo para os perfis estruturais sob o cenário crítico em as combinações de carregamento: (a) longarinas em seção cartola; (b) perfis circulares (CHS) para o tubo de torque; (c) perfis quadrados (SHS) para o tubo de torque. Os pontos destacados indicam os perfis selecionados para consideração no projeto final. ....	88
4.13	Índice de utilização ( $UR$ ) para as seções das estacas de suporte sob o cenário crítico de carregamento de vento: (a) perfis em "C"; (b) perfis em "I". Os pontos destacados indicam os perfis selecionados para consideração no projeto final. ....	90
4.14	Primeiro modo de vibração da estrutura para diferentes ângulos de inclinação dos painéis: (a) $0^\circ$ de inclinação dos painéis; (b) $30^\circ$ de inclinação dos painéis; (c) $60^\circ$ de inclinação dos painéis. ....	98
4.15	Análise no domínio da frequência do coeficiente de sustentação $C_L(t)$ para dois ângulos críticos. Para $40^\circ$ , surge um pico sub-harmônico próximo de $2f_n$ , sugerindo possível início de flutter. ....	104
4.16	Espectro de fase dos coeficientes aerodinâmicos: (a) inclinação de $30^\circ$ , (b) inclinação de $40^\circ$ , (c) inclinação de $50^\circ$ e (d) inclinação de $60^\circ$ . ....	105
4.17	Campos de vorticidade do escoamento (componente $\omega_z$ ) para $U = 18$ m/s e ângulos de inclinação entre $20^\circ$ e $60^\circ$ , apresentando a dinâmica de formação e desprendimento de vórtices na esteira dos painéis. ....	106

4.18	Análise estatística dos coeficientes aerodinâmicos obtidos das simulações transientes em função do ângulo de ataque dos painéis. (a) coeficiente de sustentação $C_L$ , (b) coeficiente de arrasto $C_D$ e (c) coeficiente de momento $C_m$ , incluindo barras de variação associadas às flutuações não estacionárias do escoamento. ....	108
4.19	Coeficiente de Momento em função do tempo para inclinação de $50^\circ$ dos painéis .....	109
4.20	Diagrama $U-f$ : faixas de frequência natural da estrutura e linhas de excitação aerodinâmica para diferentes inclinações do rastreador. ....	112

## LISTA DE TABELAS

3.1	Impactos das mudanças geométricas e de massa dos módulos fotovoltaicos sobre o projeto de rastreadores solares. Adaptado de STI Norland. (STI NORLAND, 2020). . . . .	43
3.2	Dimensões do domínio computacional tridimensional adotado nas simulações CFD. . . . .	44
3.3	Parâmetros numéricos e físicos empregados no modelo aerodinâmico tridimensional. . . . .	48
3.4	Parâmetros numéricos e físicos empregados no modelo aeroelástico bidimensional não estacionário. . . . .	49
3.5	Especificações de hardware da estação de trabalho utilizada nas simulações numéricas. . . . .	49
3.6	Resumo dos 36 cenários de combinação de cargas empregados na análise do rastreador solar. . . . .	52
3.7	Parâmetros geométricos selecionados para os perfis cartola das longarinas. . . . .	53
3.8	Parâmetros geométricos selecionados para a biblioteca de perfis do tubo de torque. . . . .	54
3.9	Parâmetros geométricos selecionados para seções das estacas. . . . .	55
3.10	Coordenadas longitudinais das longarinas e estacas de suporte ao longo do tubo de torque. . . . .	56
3.11	Número de elementos por componente para diferentes tamanhos de malha uniformes ( $\Delta$ ). . . . .	66
4.1	Valores comparativos dos coeficientes aerodinâmicos obtidos neste estudo e em ensaios de túnel de vento da literatura. . . . .	76
4.2	Correlação entre a demanda estrutural do rastreador solar sob vento de popa e os coeficientes aerodinâmicos para diferentes ângulos de inclinação. . . . .	77
4.3	Correlação entre a demanda estrutural do rastreador solar sob vento de proa e os coeficientes aerodinâmicos para diferentes ângulos de inclinação. . . . .	77
4.4	Resumo dos carregamentos distribuídos máximos aplicados ao rastreador solar para os 36 cenários de vento considerados, conforme combinações da ASCE 7. . . . .	80
4.5	Resumo dos valores máximos, médios e mínimos dos esforços internos considerando os 36 cenários. . . . .	87
4.6	Três melhores perfis de tubo de torque de cada família de seções transversais, selecionados com base na menor diferença em relação ao índice de utilização alvo ( $UR = 0.80$ ). . . . .	89
4.7	Valores comparativos dos componentes de tensão para os perfis de longarina mais eficientes. . . . .	89
4.8	Estacas de seções C e I selecionadas com índices de utilização mais próximos de $UR = 0.80$ . . . . .	90
4.9	Seleção final dos perfis estruturais do rastreador solar. . . . .	91
4.10	Comparação entre resultados do modelo estrutural e MEF para o Cenário 21 ( $1,2PP + W + 0.5SC$ ). . . . .	92
4.11	Comparação de resultados estáticos de MEF entre o presente estudo e trabalhos de referência da literatura. . . . .	92
4.12	Frequências naturais (Hz) – 40 modos extraídos para $\theta = 0^\circ$ . . . . .	94
4.13	Frequências naturais (Hz) – 40 modos extraídos para $\theta = 30^\circ$ . . . . .	94
4.14	Frequências naturais (Hz) – 40 modos extraídos para $\theta = 60^\circ$ (duas casas decimais). . . . .	94
4.15	Modo dominante por grau de liberdade – comparação entre inclinações. . . . .	95
4.16	Classificação modal – $\theta = 0^\circ$ . . . . .	95
4.17	Classificação modal – $\theta = 30^\circ$ . . . . .	95
4.18	Classificação modal – $\theta = 60^\circ$ . . . . .	96
4.19	Convergência por massa efetiva acumulada – comparação entre inclinações. . . . .	97
4.20	Comparação das frequências naturais fundamentais entre o presente estudo (BAO et al., 2023). . . . .	100
4.21	Características estruturais consolidadas utilizadas na determinação da frequência natural. . . . .	101

4.22	Estudo de independência de malha para os ângulos de inclinação de 30° e 50° domínio bidimensional.	102
4.23	Frequências de desprendimento de vórtices e números de Strouhal para diferentes ângulos de inclinação. Velocidade de referência: 18 m/s; frequência natural: $f_n = 0,44$ Hz. ....	107
4.24	Coeficientes aerodinâmicos: comparação entre este estudo e Zhou e Kareem (2014a). ....	107
4.25	Forças aerodinâmicas e momento atuando no rastreador para diferentes ângulos de inclinação. ....	109
A.1	Principais resultados de tensões para perfis tubulares quadrados (SHS). ....	123
A.2	Principais resultados de tensões para perfis tubulares circulares (CHS). ....	123
A.3	Perfis paramétricos em seção cartola ( $h-w-t$ ) avaliados no projeto das longarinas. ....	124
A.4	Perfis SHS avaliados do tubo de torque – largura externa ( $b$ ), espessura de parede ( $t$ ) e largura interna ( $b_i$ ). ....	125
A.5	Perfis CHS avaliados do tubo de torque – diâmetro externo ( $D$ ), espessura da parede ( $t$ ) e diâmetro interno ( $D_i$ ). ....	126
A.6	Valores de carregamento distribuído na componente $Y$ (N/m) para os cenários de vento de popa — <b>Longarinas L1 a L16</b> . ....	127
A.7	Valores de carregamento distribuído na componente $Y$ (N/m) para os cenários de vento de popa — <b>Longarinas L17 a L32</b> . ....	128
A.8	Valores de carregamento distribuído na componente $Y$ (N/m) para os cenários de vento de proa — <b>Longarinas L1 a L16</b> . ....	129
A.9	Valores de carregamento distribuído na componente $Y$ (N/m) para os cenários de vento de proa — <b>Longarinas L17 a L32</b> . ....	130
A.10	Valores de carregamento distribuído na componente $X$ (N/m) para os cenários de vento de popa — <b>Longarinas L1 a L16</b> . ....	131
A.11	Valores de carregamento distribuído na componente $X$ (N/m) para os cenários de vento de popa — <b>Longarinas L17 a L32</b> . ....	132
A.12	Valores de carregamento distribuído na componente $X$ (N/m) para os cenários de vento de proa — <b>Longarinas L1 a L16</b> . ....	133
A.13	Valores de carregamento distribuído na componente $X$ (N/m) para os cenários de vento de proa — <b>Longarinas L17 a L32</b> . ....	134

## LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS

### Símbolos

$A$ : Área da seção transversal estrutural

$A_{ref}$ : Área de referência aerodinâmica (painel)

$A_i$ : Área da região tributária  $i$

$A_m$ : Área média delimitada pela linha média das paredes (torção)

$A_{pile}$ : Área da seção transversal da estaca

$A_{tube}$ : Área da seção transversal do tubo de torque

$A_w$ : Área efetiva de cisalhamento

$a_i$ : Posição longitudinal da aplicação da carga

$b$ : Largura externa da seção transversal

$c$ : Corda aerodinâmica do painel

$C_b$ : Fator de modificação de momento fletor (AISC)

$C_d$ : Coeficiente de arrasto

$C_l$ : Coeficiente de sustentação

$C_m$ : Coeficiente de momento aerodinâmico

$C_p$ : Coeficiente de pressão

$D$ : Diâmetro ou altura característica

$d_{panel}$ : Distância do centro de massa do painel ao eixo de rotação

$E$ : Módulo de elasticidade longitudinal (Young)

$e_g$ : Excentricidade geométrica

$F_D$ : Força de arrasto

$F_L$ : Força de sustentação

$F_{x,i}$ : Reação horizontal na longarina  $i$

$F_{y,i}$ : Reação vertical na longarina  $i$

$f_n$ : Frequência natural estrutural (Hz)

$f_s$ : Frequência de desprendimento de vórtices (Hz)

$g$ : Aceleração da gravidade

$G$ : Módulo de elasticidade transversal (cisalhamento)

$H$ : Altura característica (distância solo–eixo)

$H(z)$ : Função degrau de Heaviside

$H_{pile}$ : Altura livre da estaca

$I$ : Momento de inércia de massa global

$I_{eq}$ : Momento de inércia de massa equivalente

$I_{yy}$ : Momento de inércia de área em torno do eixo fraco

$J$ : Momento polar de inércia de área (constante de torção)

$[K]$ : Matriz de rigidez global

$k$ : Rigidez rotacional equivalente

$k_t$ : Rigidez torcional distribuída

$L$ : Comprimento geral

$L_b$ : Comprimento destravado (flambagem lateral)

$L_{bal}$ : Comprimento do balanço do tubo de torque

$L_{purlin}$ : Comprimento da longarina

$[M]$ : Matriz de massa global

$LTB$ : Flambagem lateral por torção

$M(t)$ : Momento aerodinâmico instantâneo

$M_{cr}$ : Momento crítico elástico (LTB)

$M_n$ : Momento resistente nominal

$M_x, M_y$ : Momentos fletores nos eixos locais

$m_{tot}$ : Massa total do sistema

$N$ : Força normal (axial)

$p$ : Pressão estática

$P_n$ : Resistência axial nominal

$P_{pile}$ : Força axial na estaca

$q$ : Carregamento distribuído genérico

$ROT X$ : Rotação em torno do eixo global  $X$ .

$ROT Y$ : Rotação em torno do eixo global  $Y$ .

$ROT Z$ : Rotação em torno do eixo global  $Z$ .

$R_{x,A}, R_{y,A}$ : Reações de apoio nas direções  $x$  e  $y$

$r_x, r_y, r_z$ : Raios de giração

$St$ : Número de Strouhal

$S_z$ : Módulo resistente elástico

$T$ : Torque (momento torsor)

$t$ : Tempo

$t_{\text{esp}}$ : Espessura da parede da seção

$U$ : Velocidade média do escoamento

$U_{\text{VIV}}$ : Velocidade crítica para VIV

$\bar{u}_i$ : Componente da velocidade média do fluido

$UR$ : Índice de utilização

$UX$ : Translação global na direção  $X$ .

$UY$ : Translação global na direção  $Y$ .

$UZ$ : Translação global na direção  $Z$ .

$V_n$ : Resistência ao cisalhamento nominal

$V_x, V_y$ : Forças cortantes

$w_{\text{purlin}}$ : Carga distribuída do peso próprio da longarina

$w_{\text{tube}}$ : Carga distribuída do peso próprio do tubo

$y^+$ : Altura da camada limite

#### Símbolos Gregos

- $\alpha$ : Ângulo de inclinação do painel
- $\gamma_{\text{steel}}$ : Peso específico do aço
- $\delta_{\text{max}}$ : Deformação máxima
- $\zeta$ : Taxa de amortecimento estrutural
- $\theta$ : Deslocamento angular (rotação)
- $\nu$ : Viscosidade cinemática do fluido
- $\rho$ : Massa específica (densidade) do ar
- $\sigma_{\text{axial}}$ : Tensão normal axial
- $\sigma_{\text{flex}}$ : Tensão normal de flexão
- $\sigma_{\text{VM}}$ : Tensão equivalente de von Mises
- $\sigma_y$ : Tensão de escoamento do aço
- $\tau$ : Tensão de cisalhamento
- $\phi_i$ : Vetor do modo de vibração  $i$
- $\phi_b, \phi_c, \phi_t, \phi_v$ : Fatores de resistência (AISC) para flexão, compressão, tração e cisalhamento
- $\omega$ : Frequência natural angular
- $\omega_z$ : Vorticidade na direção  $z$

## Siglas e Abreviações

- ABL: *Atmospheric Boundary Layer* (Camada Limite Atmosférica)
- AISC: *American Institute of Steel Construction*
- ANSYS: *Software de simulação ( Mechanical / Fluent)*
- APDL: *ANSYS Parametric Design Language*
- ASCE: *American Society of Civil Engineers*
- CFD: *Computational Fluid Dynamics*
- CHS: *Circular Hollow Section*
- FSI: *Fluid–Structure Interaction*
- LCOE: *Levelized Cost of Energy*
- LTB: *Lateral–Torsional Buckling*
- MEF: Método dos Elementos Finitos
- NREL: *National Renewable Energy Laboratory*
- PP: Massa Especifica (*Dead Load*)
- PV: Fotovoltaico
- RANS: *Reynolds-Averaged Navier–Stokes*
- SAT: *Single-Axis Tracker*
- SC: *Sobre Carga*
- SHS: *Square Hollow Section*
- SixDOF: *Six Degrees of Freedom*
- SST: *Shear Stress Transport*
- URANS: *Unsteady Reynolds-Averaged Navier–Stokes*
- VIV: *Vortex-Induced Vibration*

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>21</b>
1.1	Contextualização	21
1.2	Problema de engenharia	21
1.3	Justificativa	22
1.4	Objetivo geral	22
1.5	Objetivos específicos	22
<b>2</b>	<b>REVISÃO DA LITERATURA</b>	<b>24</b>
2.1	Características gerais de rastreadores solares	24
2.2	Topologia dos rastreadores solares	25
2.3	Fenômeno de <i>flutter</i> e vibrações induzidas por vórtices	27
2.4	<i>Flutter</i> em Rastreadores Solares	31
2.5	Análises Estruturais e Carregamentos de Vento sobre Rastreadores Solares	32
2.5.1	<i>Modos de Instabilidade e Falha Aeroelástica em Rastreadores Solares: Predominância Torcional</i>	33
2.6	Formulações para Conversão de Campos Aerodinâmicos em Esforços Estruturais	35
2.7	Coefficientes Aerodinâmicos	36
2.8	Cenários de Vento e Combinações ASCE 7	36
2.8.1	<i>Análise Estrutural de Rastreadores Solares Sob Ações de Vento: Contribuições e Desafios</i>	37
2.9	Frequências Naturais em Rastreadores Solares	38
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA</b>	<b>40</b>
3.1	Metodologia CFD	42
3.1.1	<i>Domínio Tridimensional</i>	43
3.1.2	<i>Domínio Bidimensional</i>	45
3.2	Modelagem do Rastreador Solar	46
3.3	Análise Estrutural	49
3.4	Conversão dos campos de pressão em carregamentos estruturais	51
3.4.1	<i>Definição Paramétrica dos Perfis Estruturais</i>	52
3.5	Modelo Estrutural e Análise Estática	55
3.5.1	<i>Modelo das Longarinas</i>	57
3.5.2	<i>Modelo do Tubo de Torque</i>	58
3.5.3	<i>Modelo das Estacas</i>	60
3.6	Verificação de Resistência – AISC 360	61
3.7	Extração de Rigidez e Massa Equivalentes	62
3.7.1	<i>Tubo de torque</i>	64
3.7.2	<i>Momento de inércia equivalente</i>	64

3.8	Modelagem pelo Método dos Elementos Finitos .....	65
3.8.1	<i>Representação estrutural e discretização</i> .....	66
3.8.2	<i>Aplicação dos carregamentos</i> .....	66
3.8.3	<i>Procedimento de solução</i> .....	67
3.8.4	<i>Determinação das Frequências Naturais do Rastreador Solar</i> .....	67
3.8.5	<i>Convergência da Base Modal e Caracterização dos Modos Dominantes</i> .....	68
3.9	Análise de Interação Fluido-Estrutural do Rastreador Solar .....	68
3.9.1	<i>Justificativa da Modelagem Aeroelástica com Grau de Liberdade Torcional</i> .....	71
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	<b>72</b>
4.1	Estimativa dos Campos de Pressão no Rastreador Solar .....	72
4.1.1	<i>Campos de pressão e distribuição de <math>C_p</math></i> .....	72
4.1.2	<i>Coeficientes aerodinâmicos globais (<math>C_D</math>, <math>C_L</math>, <math>C_m</math>)</i> .....	74
4.1.3	<i>Influência do ângulo de inclinação e direção do vento</i> .....	76
4.2	Resultados do Modelo Estrutural .....	76
4.2.1	<i>Combinações de carga – ASCE-7</i> .....	79
4.2.2	<i>Esforços Internos na Estrutura Metálica</i> .....	80
4.2.3	<i>Índices de utilização (AISC 360-16)</i> .....	87
4.2.4	<i>Configuração Estrutural Melhorada do Rastreador</i> .....	90
4.3	Comparação dos Resultados da Análise Estrutural com Métodos de Elementos Finitos .....	91
4.3.1	<i>Análise Estrutural em MEF da Estrutura Metálica do Rastreador Solar</i> .....	91
4.3.2	<i>Análise de convergência de malha no MEF</i> .....	91
4.3.3	<i>Verificação Numérica e Consistência Metodológica</i> .....	92
4.4	Análise de Frequências da Estrutura Tridimensional .....	93
4.4.1	<i>Frequências naturais da Estrutura</i> .....	93
4.4.2	<i>Identificação dos Modos Críticos para Flexão e Torção</i> .....	95
4.4.2.1	<i>Análise Comparativa e Implicações Dinâmicas</i> .....	96
4.4.3	<i>Análise entre frequências naturais da estrutura e influência da inclinação dos painéis</i> .....	98
4.4.4	<i>Comparação com literatura e implicações para estabilidade</i> .....	99
4.5	Resultados da Análise Aeroelástica Bidimensional .....	100
4.5.1	<i>Determinação das Características Estruturais do Rastreador</i> .....	101
4.5.2	<i>Geração da Malha e Tratamento de Paredes</i> .....	101
4.5.3	<i>Frequências Aerodinâmicas de Desprendimento de Vórtices</i> .....	102
4.5.4	<i>Coeficientes Aerodinâmicos e Comparação com Literatura</i> .....	104
4.5.5	<i>Momentos Aerodinâmicos e Resposta Rotacional</i> .....	109
4.6	Análise dos Resultados .....	109
4.6.1	<i>Relação Entre Aerodinâmica Estática (3D) e Dinâmica (2D)</i> .....	109
4.6.2	<i>Influência dos módulos de grande formato no comportamento aerodinâmico</i> .....	110
4.6.3	<i>Análise das frequências naturais com avaliação preliminar de suscetibilidade a flutter</i> .....	111
4.6.4	<i>Riscos Operacionais e Implicações para a Estratégia de (stow)</i> .....	113
4.6.5	<i>Implicações para o Dimensionamento Estrutural (AISC + CFD)</i> .....	114

4.6.6	<i>Comparação entre 2D e 3D: coerência Física e Limitações</i> .....	114
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES</b>	<b>116</b>
5.1	Conclusões gerais .....	116
5.2	Recomendações para Trabalhos Futuros .....	117
	<b>Referências</b>	<b>117</b>
	<b>Apêndice A — Resultados das simulações estruturais e geometrias avaliadas</b>	<b>123</b>

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Contextualização

A transição energética global tem impulsionado a expansão das fontes renováveis de geração elétrica. Em 2025, o sistema energético mundial atingiu um marco: pela primeira vez, a geração de eletricidade proveniente de fontes renováveis superou a geração de usinas a carvão. De acordo com o relatório *Fostering Effective Energy Transition 2025*, publicado pelo *World Economic Forum* (ASHRAF; BOCCA, 2025), esse avanço foi impulsionado por níveis de investimento em tecnologias de energia limpa, que ultrapassaram US\$ 2 trilhões ao longo da última década. Nesse contexto, a energia solar fotovoltaica consolidou-se como uma das tecnologias responsáveis pela expansão da geração renovável em escala global.

A disseminação da energia solar fotovoltaica está associada principalmente à redução dos custos de produção dos módulos solares, ao avanço das tecnologias de conversão fotovoltaica e ao aumento da eficiência dos sistemas de geração. O custo nivelado de energia (*Levelized Cost of Energy – LCOE*) da energia solar tem apresentado quedas nas últimas décadas, tornando essa tecnologia uma alternativa competitiva para geração de eletricidade em diversos mercados internacionais.

No Brasil, o crescimento do setor fotovoltaico tem sido expressivo. A capacidade instalada nacional ultrapassou 50 GW em 2025, impulsionada pela demanda por eletricidade, pela disponibilidade de recursos solares e por incentivos regulatórios voltados à diversificação da matriz energética. Atualmente, a energia solar representa mais de 22% da capacidade instalada da matriz elétrica brasileira, consolidando-se como uma das principais fontes renováveis do país.

No contexto das usinas fotovoltaicas de grande escala (*utility-scale*), o uso de rastreadores solares de eixo único (*Single-axis Trackers – SAT*) tornou-se predominante. Esses sistemas permitem o acompanhamento da trajetória aparente do sol ao longo do dia, aumentando a incidência de radiação solar sobre os módulos fotovoltaicos e, conseqüentemente, ampliando a produção de energia elétrica. Estudos experimentais (LEWANDOSKI et al., 2022) indicam que sistemas com rastreadores solares podem aumentar a geração de energia entre 28% e 36%, dependendo da latitude da usina e das condições de irradiação solar. Em usinas brasileiras, ganhos próximos de 30% têm sido observados quando comparados a sistemas fotovoltaicos fixos.

Apesar das vantagens operacionais e econômicas associadas ao uso de rastreadores solares, essas estruturas apresentam características geométricas que as tornam sensíveis às ações do vento. Os rastreadores solares são compostos por estruturas esbeltas, frequentemente instaladas em áreas abertas e sujeitas a condições atmosféricas. Nessas condições, fenômenos aerodinâmicos e aeroelásticos podem induzir vibrações estruturais, podendo resultar em instabilidades dinâmicas, fadiga estrutural ou falhas.

Eventos de colapso estrutural em usinas solares têm sido reportados na literatura técnica e em relatórios da indústria, frequentemente associados à interação entre o escoamento do vento e a resposta dinâmica das estruturas dos rastreadores. Esses eventos evidenciam a importância de compreender adequadamente os fenômenos aerodinâmicos responsáveis pela geração de cargas de vento e suas implicações na estrutura desses sistemas.

Diante desse cenário, é necessário investigar os fenômenos aerodinâmicos associados ao escoamento do vento sobre rastreadores solares, bem como compreender os processos de geração de cargas aerodinâmicas e sua influência na resposta estrutural dessas estruturas. Estudos baseados em simulações de dinâmica dos fluidos computacional (CFD) têm se mostrado ferramentas importantes para a análise dessas interações fluido-estrutura, permitindo a avaliação dos coeficientes aerodinâmicos, da distribuição de pressões e dos fenômenos responsáveis por vibrações induzidas por vórtices.

## 1.2 Problema de engenharia

Apesar dos benefícios energéticos atribuídos ao SAT, esse sistema apresenta um conjunto de vulnerabilidades estruturais e aerodinâmicas associadas às cargas de vento. A combinação entre geometrias esbeltas da estru-

tura metálica, baixa taxa de amortecimento e operação em múltiplos ângulos de inclinação dos painéis faz com que esses sistemas estejam sujeitos tanto a cargas estáticas intensificadas quanto a instabilidades aeroelásticas como o *flutter*. No contexto dos rastreadores solares de eixo único, o *flutter* corresponde a uma instabilidade aeroelástica autoexcitada que ocorre quando o amortecimento aerodinâmico se torna negativo, isto é, quando a energia transferida pelo escoamento supera o amortecimento estrutural do sistema, levando ao crescimento das oscilações. Diferentemente de um carregamento puramente estático, o *flutter* envolve interação acoplada entre o movimento estrutural e o campo de pressões não estacionário (ALY; BITSUAMLAK, 2019; BANKS; GOHARDANI; HAN-GAN, 2020; ROHR; BOURKE; BANKS, 2015; VALENTÍN et al., 2022). Dentre os fenômenos associados a esse comportamento destacam-se o *galloping torsional* e as vibrações induzidas por vórtices (*Vortex-Induced Vibrations – VIV*). O *galloping torsional* caracteriza-se por uma instabilidade de um grau de liberdade, na qual o momento aerodinâmico varia com o deslocamento angular de forma a produzir amortecimento aerodinâmico negativo, sendo dependente do ângulo de inclinação dos painéis e das derivadas aerodinâmicas associadas. Já a VIV não é autoexcitada, mas decorre da aproximação entre a frequência de desprendimento periódico de vórtices no escoamento e a frequência natural da estrutura, podendo ocorrer sincronização dinâmica (*lock-in*). Assim, enquanto o *galloping* está associado à variação quasi-estática dos coeficientes aerodinâmicos com o ângulo de ataque, a VIV está relacionada à excitação ressonante associada ao fenômeno de *vortex shedding*.

### 1.3 Justificativa

Considerando os desafios estruturais e aerodinâmicos identificados nos rastreadores solares, algumas motivações reforçam a necessidade desta pesquisa. Neste contexto, cabe destacar as limitações das normas atualmente utilizadas. Embora as normas ASCE 7-16 e AISC 360-16, publicadas pela American Society of Civil Engineers (2016) e pelo American Institute of Steel Construction (2016) sejam amplamente utilizadas no dimensionamento estrutural, estas foram desenvolvidas para estruturas convencionais e não contemplam o comportamento aerodinâmico específico dos rastreadores solares. Essa limitação se torna evidente diante dos eventos de falha relatados na literatura e observados em campo, como aqueles discutidos por diversos autores, envolvendo torção no eixo único dos rastreadores, falhas globais devido a cargas críticas de vento e instabilidades aeroelásticas locais (VALENTÍN et al., 2022; ROHR; BOURKE; BANKS, 2015). Embora existam avanços na literatura, ainda não há um estudo que integre a avaliação dos fenômenos de instabilidade aeroelástica e a determinação dos carregamentos estáticos de vento com uma verificação estrutural de rastreadores solares. Essa lacuna motiva o desenvolvimento de uma abordagem que unifique a análise aerodinâmica por meio da Dinâmica dos Fluidos Computacional, a conversão dos campos de pressão em esforços internos da estrutura e a verificação normativa dos componentes estruturais segundo os critérios estabelecidos pelas normas ASCE 7 (ASCE, 2016) e AISC 360 (AISC, 2016), incluindo a identificação das condições críticas associadas à resposta dinâmica induzida pelo vento. Nesse contexto, esta dissertação é relevante diante dos cenários de vento observados no território brasileiro, nos quais rastreadores solares com esbeltez estrutural têm apresentado comportamento sensível à ação do escoamento atmosférico.

### 1.4 Objetivo geral

Analisar a resposta fluido-estrutural de rastreadores solares de eixo único, com foco na identificação de instabilidades aeroelásticas e na avaliação das tensões mecânicas induzidas por cargas de vento.

### 1.5 Objetivos específicos

- Analisar os efeitos do ângulo de ataque dos painéis solares sobre o estado de tensões e deformações na estrutura do rastreador solar;
- Analisar a influência da velocidade do vento no comportamento estrutural e na estabilidade do rastreador

solar;

- Identificar os ângulos de ataque dos painéis mais propensos a efeitos aeroelásticos e os valores críticos de velocidade de vento associados a vibrações autoexcitatórias, como *flutter*.
- Verificar os resultados numéricos obtidos, por meio de comparação com dados experimentais disponíveis na literatura, garantindo a precisão na representação do comportamento dinâmico da estrutura.

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

Neste capítulo são descritas referências da literatura técnica que apresentam contribuições para o estudo da ação do vento em rastreadores solares e para a compreensão dos fenômenos de interação fluido–estrutural em diferentes aplicações. Por conveniência, o capítulo encontra-se organizado da seguinte forma: inicialmente, são apresentadas as características gerais dos rastreadores solares; em seguida, são discutidas as principais topologias de rastreadores solares empregadas na indústria fotovoltaica; posteriormente, são revisados os fenômenos aeroelásticos relevantes para esses sistemas, incluindo vibrações induzidas por vórtices e *flutter*, bem como estudos relacionados à determinação de coeficientes aerodinâmicos em domínios bidimensional e tridimensional. Na sequência, são abordados trabalhos que tratam da análise estrutural de rastreadores solares, da conversão de carregamentos aerodinâmicos em esforços estruturais e das combinações de vento prescritas por normas técnicas. Por fim, são apresentados estudos de análise estrutural pelo método de elementos finitos, na determinação dos modos de vibração da estrutura e cálculo de tensão e deformação devido as cargas de vento e na análise do acoplamento fluido–estrutura e dos critérios de instabilidade discutidos na literatura.

### 2.1 Características gerais de rastreadores solares

Os rastreadores solares de eixo único são componentes recorrentes em usinas fotovoltaicas, cuja resposta estrutural é influenciada pelas ações aerodinâmicas do vento. Isso ocorre porque tais sistemas combinam esbelteza, longos vãos, massas crescentes de módulos e exposição contínua às ações dinâmicas do vento ao longo de toda a vida útil da usina. Sua função é manter os módulos orientados ortogonalmente à radiação solar, aumentando a geração anual em 15–25% quando comparados a estruturas fixas (CHIN; BABU; MCBRIDE, 2018; PONNIRAN; HASHIM; ALI, 2012). Essa melhoria energética, entretanto, vem acompanhada de maior complexidade aerodinâmica e estrutural.

Do ponto de vista operacional, os rastreadores precisam suportar combinações de carregamentos não uniformes, dependentes do ângulo de inclinação, da direção do vento e do regime de escoamento. Revisões da literatura (CHIN; BABU; MCBRIDE, 2018) mostram que o avanço tecnológico dos módulos fotovoltaicos — especialmente a adoção de módulos de grande formato (500–700 W) — alterou o comportamento aerodinâmico e estrutural do sistema. A introdução desses módulos aumentou a massa total por unidade de comprimento, a área exposta ao escoamento e o momento torcional aplicado ao eixo do rastreador, tornando-o mais suscetível a instabilidades.

Estudos experimentais e numéricos (RÜDISÜHLI et al., 2020; YANG; CHOWDHURY; IRWIN, 2020) indicam que módulos maiores modificam a distribuição de pressão sobre a estrutura, aumentando a magnitude de sucção quando o escoamento incide pela face posterior do painel e intensificando gradientes aerodinâmicos em ângulos intermediários. Esses efeitos, combinados à flexibilidade dos longos tubos de torque, reduzem as frequências naturais e aproximam o sistema das frequências de desprendimento de vórtices, ampliando o risco de respostas dinâmicas como vibração induzida por vórtices e *flutter*.

Além dos aspectos aerodinâmicos, os rastreadores envolvem elementos eletromecânicos sensíveis. O atuador rotacional precisa superar o peso dos módulos, a inércia do tubo e as forças aerodinâmicas — que podem exceder limites de projeto, (MAHAMOOD; EKERE; IBHADODE, 2014). A transmissão mecânica entre o atuador e os frames adjacentes (por cardans ou juntas semi-rígidas) introduz folgas, atrito, histerese e não linearidades que influenciam a resposta dinâmica do conjunto.

Do ponto de vista da segurança operacional, a estratégia de *stow* — o ângulo para o qual o rastreador se desloca quando a velocidade do vento ultrapassa valores críticos — é discutida em diversos estudos (SERAFIN; DEJÀ, 2018; ZHU et al., 2022). Esses trabalhos mostram que parte das falhas documentadas ocorre entre 20° e 45° de inclinação em relação ao solo, onde a transição pressão–sucção gera torques elevados e carregamento desigual nas estacas.

Resultados de túnel de vento evidenciam que o carregamento aerodinâmico depende diretamente do

ângulo de ataque e apresenta comportamento não linear (PETERKA; DERICKSON, 1992; ELSHAER; ELSHARKAWY; BITSUAMLAK, 2017). A Figura 2.1, adaptada de trabalhos da literatura (ELSHAER; ELSHARKAWY; BITSUAMLAK, 2017; YANG, 2019a), ilustra padrões de separação de escoamento e formação de vórtices sobre placas planas inclinadas, fenômenos para compreender a resposta aerodinâmica dos rastreadores.

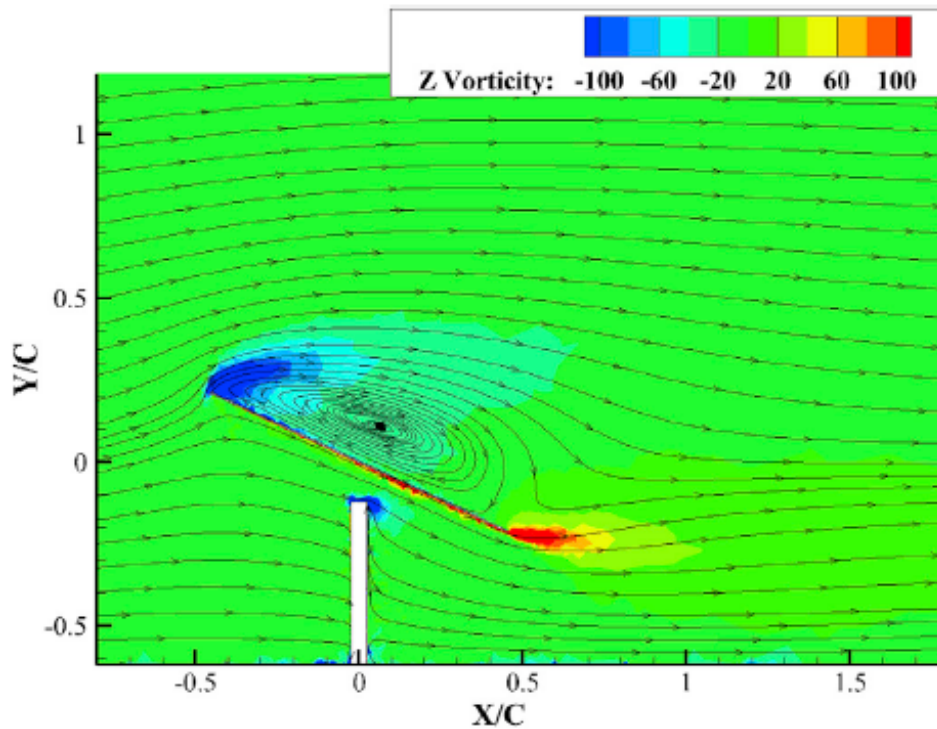


Figura 2.1: Desenho esquemático das linhas de corrente em um painel solar inclinado com indicação das regiões de formação de vórtices. (YANG, 2019a).

Balachandran e Chowdhury (2022) e García et al. (2022) demonstram que rastreadores solares não podem ser tratados como vigas prismáticas convencionais. Em vez disso, constituem sistemas aeroestruturais com forte interação fluido–estrutura, regime aerodinâmico dependente da inclinação dos painéis e baixa rigidez torcional. Essa compreensão estabelece os fundamentos para a seção seguinte, dedicada à topologia e às características geométricas dos sistemas de rastreamento solar.

## 2.2 Topologia dos rastreadores solares

A classificação topológica dos rastreadores solares é um elemento para compreender seu comportamento estrutural e aerodinâmico. Embora diversos arranjos tenham sido propostos na literatura ao longo das últimas décadas, o setor fotovoltaico convergiu para duas configurações: os rastreadores de eixo único com módulos em *one-in-portrait* (1P) e *two-in-portrait* (2P). Ponniran, Hashim e Ali (2012) mostram que a topologia funcional (HSAT, TSAT, VSAT, HDAT) define os graus de liberdade do sistema, enquanto a topologia estrutural define a transferência de cargas ao solo.

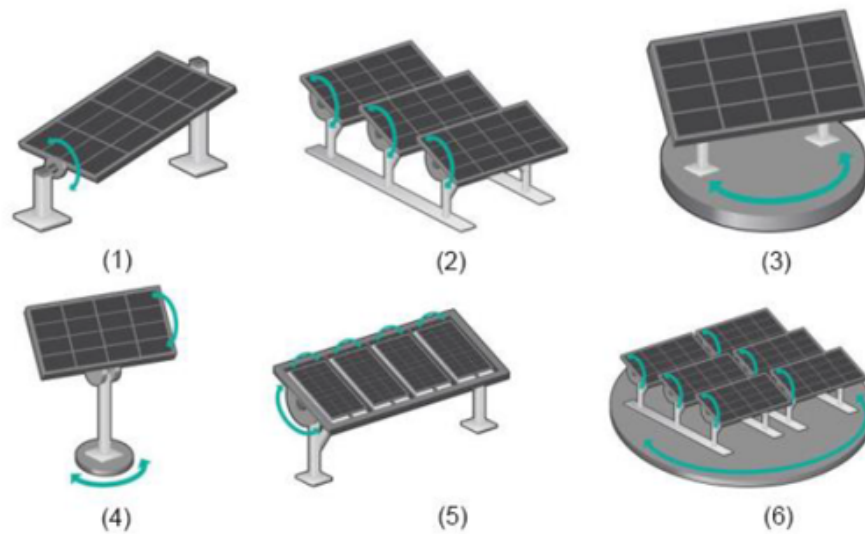


Figura 2.2: Configurações típicas de rastreadores solares ativos: (1) Rastreador de eixo único inclinado (TSAT), (2) Rastreador de eixo único horizontal (HSAT), (3) Rastreador de eixo único vertical (VSAT), (4) Rastreador de dois eixos com inclinação composta (TTDAT), (5) Rastreador de dois eixos horizontal (HDAT), (6) Rastreador de dois eixos azimute-altitude (AADAT). Adaptado de Ponniran, Hashim e Ali (2012).

Trabalhos voltados ao desenvolvimento de sistemas de rastreamento (ADELEKE, 2016) reforçam essa classificação e apresentam a evolução dos sistemas de atuação e suporte, consolidando a estrutura utilizada nos modelos atuais. No contexto de centrais fotovoltaicas de grande escala, a variação entre sistemas 1P e 2P está fortemente associada ao comprimento do tubo de torque, ao número de módulos por fileira e à forma como a rigidez torcional do conjunto é distribuída. Em sistemas classificados como 1P (*one-in-portrait*), os módulos são dispostos em uma única fileira vertical sobre o tubo de torque, formando uma única “altura” de painel por seção transversal. Já nos sistemas 2P (*two-in-portrait*), duas fileiras verticais de módulos são montadas sobre o mesmo tubo de torque, resultando em maior área exposta por seção transversal e, conseqüentemente, em alterações nas propriedades inerciais e aerodinâmicas do conjunto.

Independentemente da configuração 1P ou 2P, a arquitetura estrutural dos rastreadores contemporâneos apresenta elementos recorrentes: (i) um tubo de torque contínuo, responsável por transmitir o movimento rotacional ao longo de toda a fileira; (ii) longarinas que suportam os módulos fotovoltaicos; (iii) estacas metálicas que fornecem suporte vertical e restrições parciais de flexão e torção; (iv) mancais e suportes intermitentes; e (v) um atuador eletromecânico que fornece o deslocamento angular necessário para acompanhar a trajetória solar. A Figura 2.3, adaptada de Aly e Clarke (2022), sintetiza esses elementos estruturais.

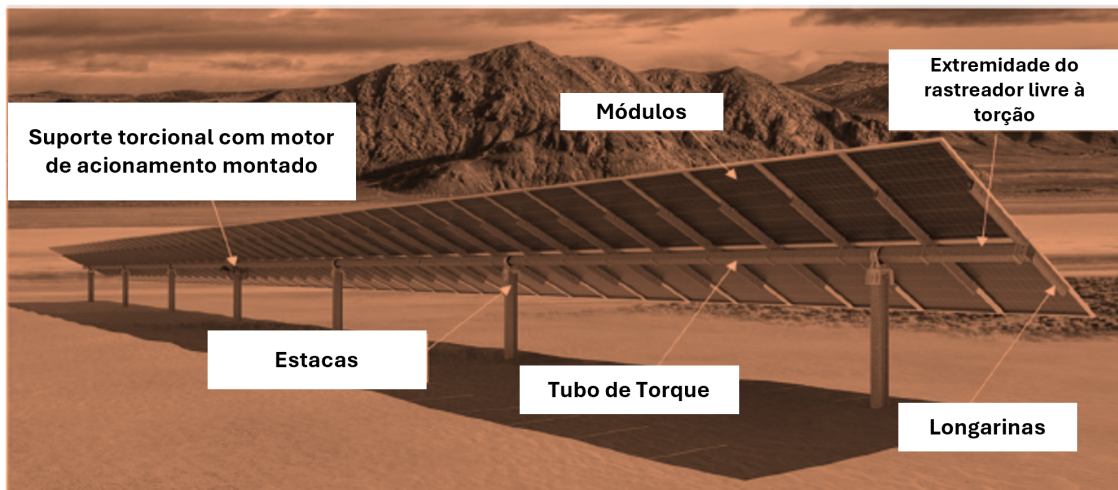


Figura 2.3: Componentes estruturais essenciais de um rastreador solar de eixo único. Adaptado de Aly e Clarke (2022)

O arranjo geométrico adotado — incluindo comprimento total da fileira, espaçamento entre estacas, número de longarinas e configuração dos módulos — determina características para o desempenho estrutural, como a rigidez torcional, a flecha vertical do tubo, a distribuição de massa e a sensibilidade a esforços assimétricos. Estudos recentes mostram que o aumento do comprimento das fileiras, aliado à adoção de módulos de grande formato, intensifica a flexibilidade do sistema e reduz suas frequências naturais de torção, aproximando-as das frequências típicas de desprendimento de vórtices (RÜDISÜHLI et al., 2020; YANG; CHOWDHURY; IRWIN, 2020). Isso torna a topologia estrutural um fator relacionado ao risco de fenômenos aeroelásticos.

Além da massa crescente dos módulos, que aumenta o momento de inércia e a demanda sobre o atuador, o padrão de distribuição de peso ao longo da fileira influencia a forma como o rastreador reage a rajadas, cargas excêntricas e transições de sucção para pressão. A literatura registra casos de falhas estruturais em ângulos intermediários de inclinação (SERAFIN; DEJÀ, 2018; ZHU et al., 2022) que reforçam o papel da geometria e da topologia na amplificação de torques e na sobrecarga das estacas.

Do ponto de vista aerodinâmico, a topologia também exerce influência direta sobre a formação de esteiras, zonas de recirculação e gradientes de pressão ao longo dos módulos. Ensaios de túnel de vento (PETERKA; DERICKSON, 1992; ELSHAER; ELSHARKAWY; BITSUAMLAK, 2017) revelam que pequenas variações no ângulo de ataque podem produzir mudanças nos coeficientes de sustentação e momento, especialmente em painéis com corda aerodinâmica maior.

Assim, a topologia dos rastreadores solares não é apenas um atributo geométrico, mas um elemento determinante do comportamento aeroestrutural do sistema. As escolhas de arranjo, rigidez e distribuição de massa estabelecem as condições que governam a interação fluido–estrutura, influenciando desde o carregamento estático até a suscetibilidade a vibrações induzidas por vórtices. A compreensão dessas características é necessária para os capítulos subsequentes, que examinam o comportamento aeroelástico e as instabilidades associadas aos rastreadores modernos.

### 2.3 Fenômeno de *flutter* e vibrações induzidas por vórtices

O *flutter* é um fenômeno aeroelástico dinâmico que decorre da interação simultânea entre forças aerodinâmicas, forças elásticas e forças inerciais, conforme formalizado no clássico Diagrama de Collar, apresentado na Fig. 2.4. Nesse enquadramento, a aeroelasticidade dinâmica situa-se na interseção desses três domínios físicos. O *flutter* caracteriza-se por um processo de realimentação energética no qual forças aerodinâmicas não estacionárias passam a transferir energia para a estrutura. A instabilidade ocorre quando o amortecimento aerodinâmico efetivo

se torna negativo, isto é, quando a energia fornecida pelo escoamento supera a energia dissipada pelos efeitos de amortecimento estrutural. Embora o caso mais frequente envolva o acoplamento entre dois modos de vibração — tipicamente flexão e torção — o fenômeno pode envolver múltiplos modos e, em situações menos comuns, ocorrer como instabilidade de um único grau de liberdade.

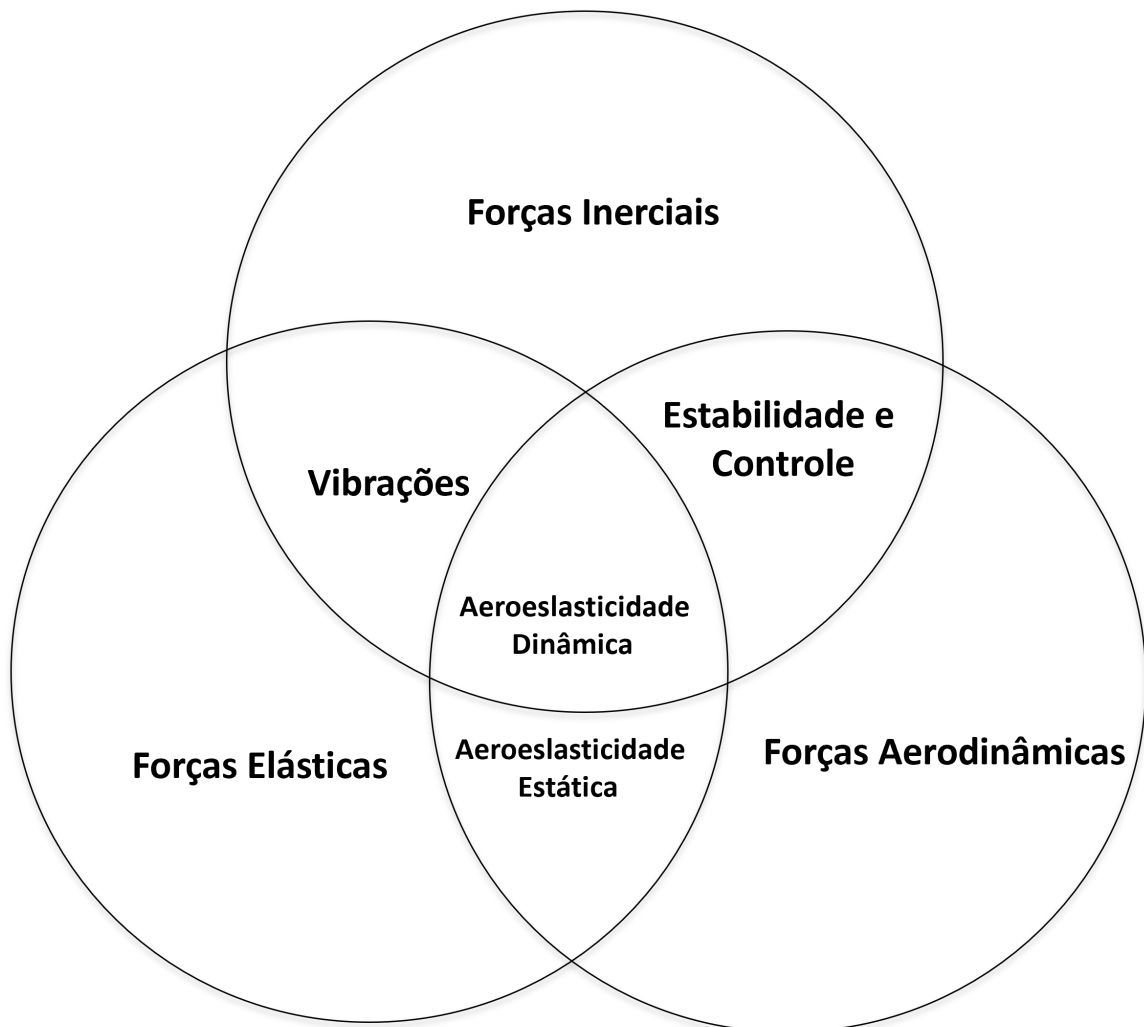


Figura 2.4: Diagrama de Collar representando a interação entre forças aerodinâmicas, forças elásticas e forças inerciais na definição dos fenômenos aeroelásticos. A região central corresponde à aeroelasticidade dinâmica, onde se insere o fenômeno de *flutter*. Adaptado de Bisplinghoff, Ashley e Halfman (1955)

Esse fenômeno não é exclusivo de sistemas esbeltos. Em princípio, qualquer sistema estrutural flexível imerso em escoamento possui uma velocidade crítica associada ao *flutter*. Contudo, a relevância prática dessa instabilidade depende do valor dessa velocidade crítica. Em estruturas de pequena dimensão ou elevada rigidez, a velocidade de *flutter* pode assumir valores superiores às velocidades de vento atingíveis, o que torna o fenômeno relevante em seu dimensionamento estrutural. Por exemplo, um painel fotovoltaico isolado de pequenas dimensões pode apresentar uma A velocidade crítica é superior às velocidades de projeto estabelecidas, de modo que o escoamento atmosférico não atinge a magnitude necessária para desencadear instabilidade aeroelástica. Em contraste, estruturas de maior comprimento e menor rigidez torcional, como rastreadores solares de eixo único, podem apresentar velocidades críticas dentro da faixa de vento extremo, o que torna o fenômeno tecnicamente relevante em seu dimensionamento aeroestrutural.

A literatura clássica apresenta exemplos da manifestação desse fenômeno. O caso mais conhecido é

o colapso da ponte *Tacoma Narrows* em 1940, frequentemente citado como ilustração dos efeitos da interação fluido–estrutura em pontes suspensas. Embora hoje se reconheça que o fenômeno envolveu tanto torção quanto interação com o desprendimento de vórtices, o episódio marcou a consolidação da aeroelasticidade como área independente da engenharia estrutural.

Estudos recentes, como o de Abdel-Aziz e Attia (2015), investigam numericamente o *flutter* em pontes estaiadas por meio de métodos de Dinâmica dos Fluidos Computacional e modelos de vórtices discretos. O autor demonstra como pequenas alterações no escoamento podem produzir inversões de fase entre esforços aerodinâmicos e deslocamentos estruturais, resultando em amplificação progressiva dos movimentos. A Figura 2.5 ilustra os primeiros modos lateral e vertical obtidos em suas simulações, evidenciando que o acoplamento entre eles é determinante para a instabilidade.

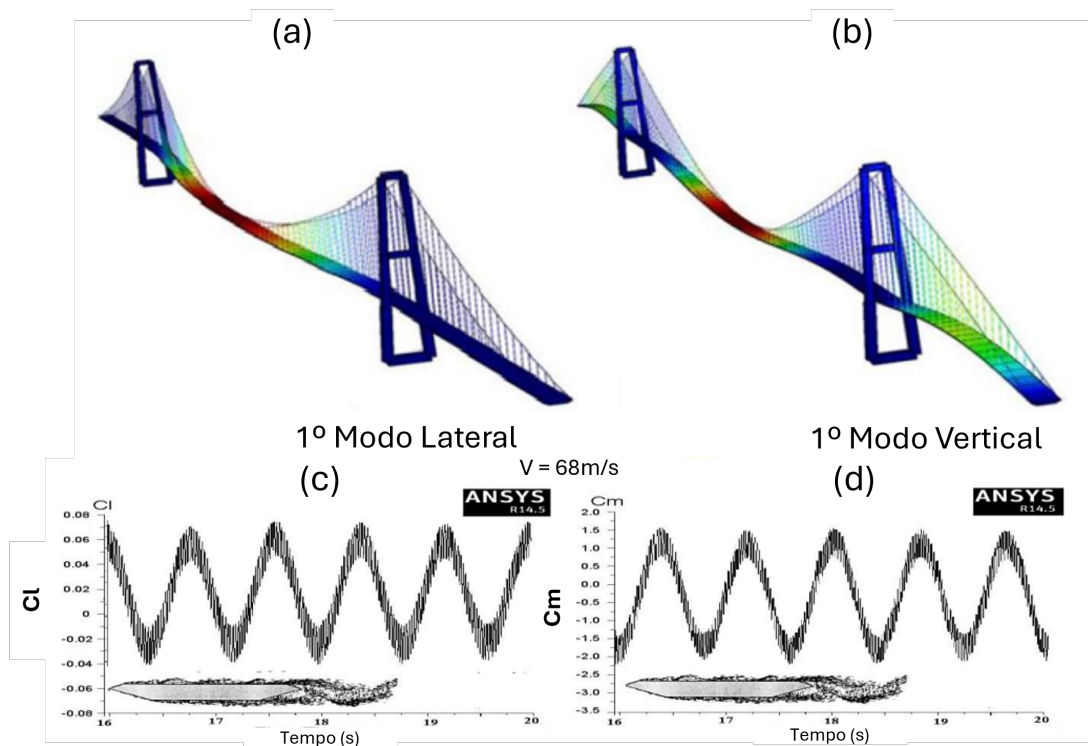


Figura 2.5: Resultados numéricos associados ao fenômeno de *flutter* em ponte estaiada: (a) primeiro modo lateral de vibração; (b) primeiro modo vertical de vibração; (c) coeficiente de sustentação  $C_l$  em função do tempo para vento lateral; (d) coeficiente de momento  $C_m$  em função do tempo para vento lateral. Adaptado de Abdel-Aziz e Attia (2015).

No campo aeronáutico, o *flutter* é reconhecido como um dos principais desafios de segurança estrutural. Em aeronaves modernas, o fenômeno envolve a interação simultânea entre flexão da asa, torção e, em alguns casos, efeitos de compressibilidade associados ao regime transônico e à formação de ondas de choque, além da influência direta do empuxo dos motores. O estudo de Rozov et al. (2020) apresenta um modelo de *flutter* acoplado ao comportamento aerodinâmico de motores turbofan, demonstrando que o jato e o campo de pressões ao redor da nacele alteram significativamente a estabilidade aeroelástica. A Figura 2.6 mostra dois comportamentos dominantes identificados pelo autor, evidenciando que a instabilidade pode surgir em múltiplas regiões da asa conforme o modo considerado.

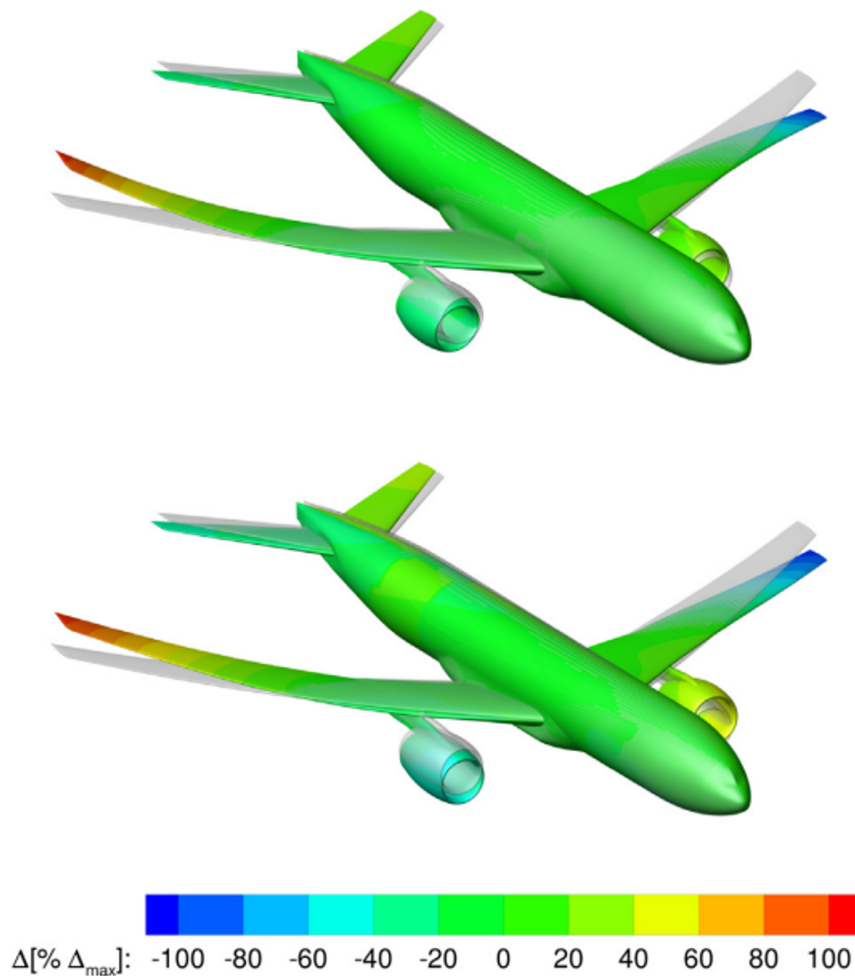


Figura 2.6: Modos aeroelásticos associados ao efeito de *flutter* em asa de aeronave. Adaptado de Rozov et al. (2020).

Outro efeito relevante é a Vibração Induzida por Vórtices (VIV), fenômeno decorrente do desprendimento periódico de vórtices alternados do tipo von Kármán. Em corpos alongados ou placas planas inclinadas, esse desprendimento ocorre com frequência quase constante, quantificada pelo número de *Strouhal*. Quando a frequência de desprendimento se aproxima da frequência natural da estrutura, ocorre sincronização (denominada *lock-in*), produzindo oscilações de grande amplitude. Estudos recentes da literatura (YANG, 2019a) mostram que placas planas rigidamente sustentadas apresentam pulsos alternados de sustentação que podem amplificar movimentos transversais.

Esses fundamentos são diretamente relevantes para rastreadores solares de eixo único. Embora rastreadores fotovoltaicos não possuam asas ou tabuleiros de ponte, apresentam características que os tornam suscetíveis a fenômenos semelhantes: geometria esbelta, baixa rigidez estrutural, grande área exposta ao vento e primeiros modos de vibração em baixas frequências. Além disso, o tubo de torque — elemento que conecta todos os módulos — atua como um eixo elástico contínuo ao longo de dezenas de metros, cria condições para o acoplamento entre flexão e torção.

A literatura recente tem relatado instabilidades aeroelásticas em rastreadores decorrentes de vórtices assimétricos sobre módulos grandes, ventos de popa e interação entre painéis adjacentes. Esses fenômenos serão discutidos na Seção 2.4, com os resultados observados em bancos de teste, túneis de vento e simulações CFD.

Assim, compreender os fenômenos gerais de *flutter* e VIV em estruturas clássicas — como pontes e asas — estabelece a base conceitual necessária para interpretar a instabilidade aeroelástica em rastreadores solares

modernos.

## 2.4 Flutter em Rastreadores Solares

O fenômeno de *flutter* em rastreadores solares de eixo único (SATs) emergiu como um tema de investigação na última década, em decorrência do aumento da frequência e da severidade de falhas estruturais observadas em campo. Embora a instabilidade aeroelástica seja amplamente documentada em estruturas como asas de aeronaves e pontes estaiadas, sua aplicação ao contexto dos sistemas fotovoltaicos móveis era até então inédita.

O trabalho de Rohr, Bourke e Banks (2015) é considerado pioneiro na formulação e análise de problemas de interação fluido–estrutura em rastreadores solares. Neste estudo, os autores conduziram uma análise envolvendo simulações numéricas via CFD e ensaios experimentais em túnel de vento, com modelos reduzidos representando seções de rastreadores.

A principal descoberta foi a caracterização da instabilidade como um caso de *galloping torsional* autoinduzido por desprendimento periódico de vórtices. O processo inicia-se com a formação de um vórtice na região superior do bordo de ataque do painel, que induz um torque significativo em torno do centro de rotação. À medida que o rastreador solar rotaciona em torno do próprio eixo, a zona de separação cresce e, ao ocorrer o desprendimento do vórtice, a força de sustentação colapsa de forma súbita, promovendo o movimento oposto. O ciclo se repete com a formação de um novo vórtice na face inferior, resultando em um regime oscilatório autoexcitado com amplitudes crescentes.

O estudo apresentado em Rohr, Bourke e Banks (2015) destaca que esse tipo de instabilidade excita o primeiro modo torcional da estrutura após poucas iterações e pode levar ao colapso, especialmente em rastreadores com baixa rigidez e vãos longos. O trabalho também indica que os fenômenos aeroelásticos envolvidos são, em essência, análogos aos observados em pontes estaiadas, com destaque para os efeitos tridimensionais associados à dinâmica dos vórtices.

A formulação analítica que permite prever o *flutter* em rastreadores solares deriva (SCANLAN; TOMKO, 1971), originalmente desenvolvido para pontes. Esse modelo descreve a força aerodinâmica autoexcitada como uma função das velocidades e deslocamentos da estrutura, utilizando coeficientes experimentais denominados derivadas de *flutter*.

As derivadas de *flutter* são coeficientes aerodinâmicos complexos que quantificam a relação entre o movimento estrutural harmônico e as forças aerodinâmicas induzidas por esse movimento. Em termos físicos, representam a sensibilidade do carregamento aerodinâmico às variações de deslocamento e velocidade da estrutura. Diferentemente dos coeficientes aerodinâmicos estáticos (como  $C_D$ ,  $C_L$  ou  $C_m$ ), que dependem apenas do escoamento incidente, as derivadas de *flutter* descrevem forças dependentes do movimento e, portanto, capturam o processo de realimentação energética responsável pela instabilidade aeroelástica.

No contexto de rastreadores solares de eixo único, cuja resposta estrutural é predominantemente torcional, a formulação pode ser reduzida para um modelo de um grau de liberdade, no qual o momento aerodinâmico autoexcitado é expresso em termos das derivadas torcionais. A condição de *flutter* é atingida quando a contribuição aerodinâmica reduz o amortecimento total do sistema a zero, caracterizando o início da instabilidade dinâmica.

Nesse contexto, O trabalho de Taylor e Browne (2020) representa um avanço na adaptação dessa teoria ao domínio dos SATs. Aplicando a aproximação *quasi-steady*, os autores derivaram as equações de movimento para um modelo de seção de rastreador solar e calcularam as derivadas aerodinâmicas com base em simulações estáticas inclinadas. Desta forma, permitiu-se estimar a velocidade crítica e explorar os efeitos da geometria, massa e rigidez do tubo de torque do sistema.

Desde então, diversos estudos têm expandido essa linha de pesquisa, utilizando abordagens híbridas que combinam CFD, modelagem aeroelástica e testes experimentais para caracterizar a sensibilidade dos SATs ao *flutter* em diferentes topologias e condições de operação. Tais investigações destacam a importância de considerar a interação fluido–estrutura desde a etapa de projeto, sob pena de subestimar riscos à integridade estrutural.

## 2.5 Análises Estruturais e Carregamentos de Vento sobre Rastreadores Solares

Diversos estudos demonstram que o comportamento estrutural dos rastreadores solares frente a carregamentos de vento depende fortemente da configuração geométrica, da rigidez do tubo de torque e das longarinas, do tipo de apoio e da existência de folgas mecânicas. A análise da rigidez torcional, especialmente em perfis complexos, encontra subsídio teórico em modelos de seções multicelulares (STERE, 2010), fundamentais para prever a resposta mecânica do eixo principal. Ensaios em túnel de vento reportados na literatura (YANG; CHOWDHURY; IRWIN, 2020) apontam para a sensibilidade dos painéis em determinadas inclinações, especialmente sob escoamentos transversais, que favorecem o desprendimento de vórtices e gradientes de pressão.

Simulações computacionais (LEE; YOU, 2013; YANG, 2019a) confirmam que rastreadores longos com módulos de grande formato sofrem amplificação dinâmica sob vento oblíquo e velocidades intermediárias, o que exige modelagens aeroelásticas mais precisas. Tais modelagens devem considerar não apenas os coeficientes estáticos, mas também os derivados de *flutter* baseados na teoria fundamental de *Scanlan* (SCANLAN; TOMKO, 1971) ou em aproximações quase-estacionárias para maior eficiência de cálculo (TAYLOR; BROWNE, 2020). O uso de algoritmos de acoplamento fluido-estrutura (FSI) dedicados (ZARACHO; HANGAN, 2020; YOUNG et al., 2020) tem se mostrado essencial para capturar fenômenos de instabilidade que modelos puramente numéricos de fluido (CFD) ou sólidos (FEA) isolados não conseguem descrever plenamente.

Além das análises preditivas, evidências empíricas reforçam os desafios atuais. O crescimento de usinas fotovoltaicas em regiões com climatologia severa tem exposto a limitação de modelos de projeto baseados em forças médias. Falhas catastróficas têm sido documentadas em campo com frequência crescente, correlacionando-se a fenômenos de instabilidade aeroelástica e fadiga estrutural (GARCÍA et al., 2022; AL-RASHIDI, 2020). Especialmente quando rastreadores operam em posições intermediárias e são expostos a rajadas, as oscilações de grande amplitude podem levar ao colapso da estrutura. A Figura 2.7 apresenta exemplos ilustrativos dessas ocorrências, com registros fotográficos de deformações e falhas documentadas em estudos recente (VALENTÍN et al., 2022; ALY; CLARKE, 2022).

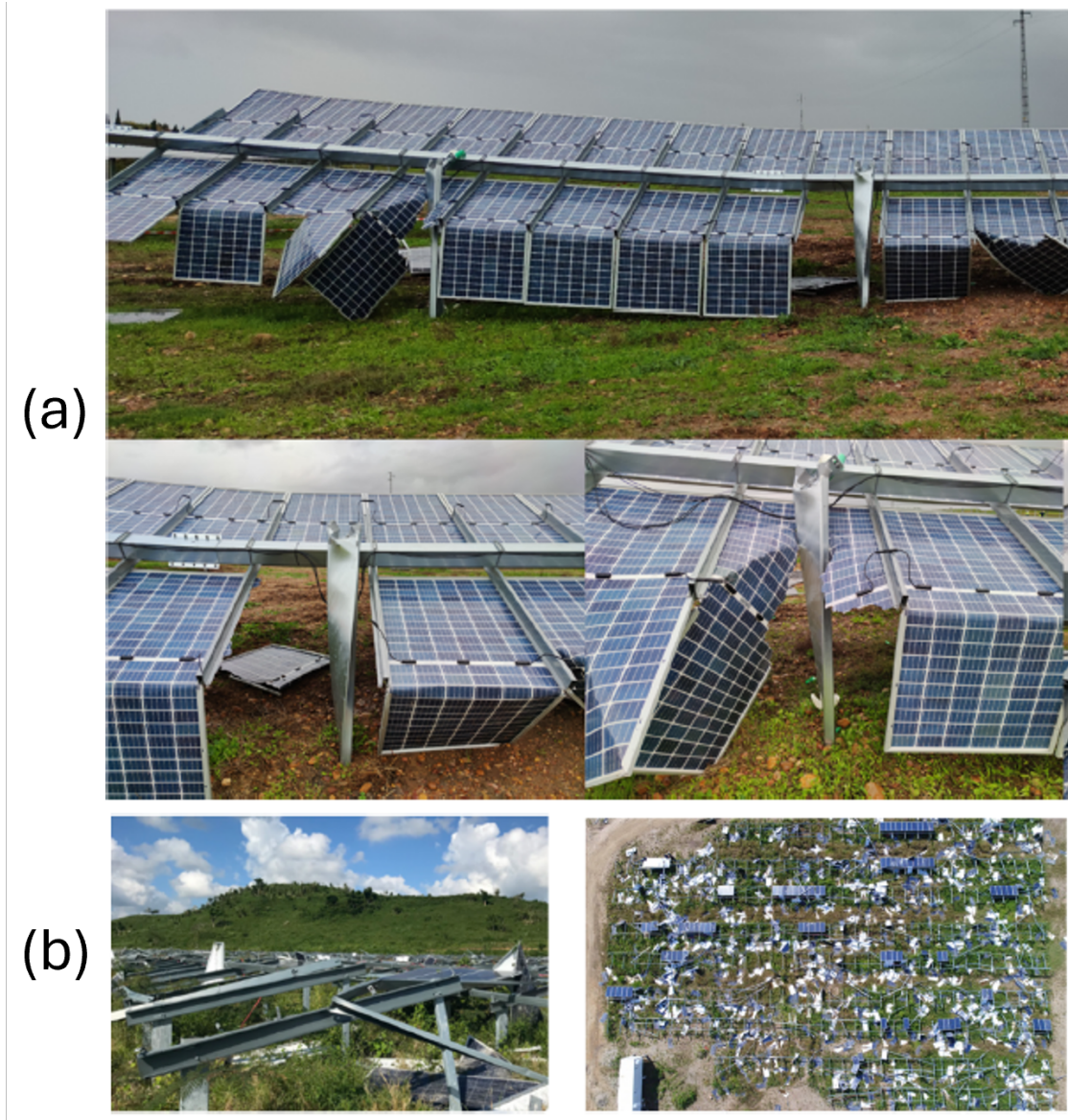


Figura 2.7: Casos documentados de falhas catastróficas em rastreadores solares atribuídas à instabilidade aerodinâmica. Adaptado de (a) Valentín et al. (2022); (b) Aly e Clarke (2022)

Esses casos extremos evidenciam a necessidade de métodos que representem com maior precisão o carregamento e o comportamento estrutural dos rastreadores solares frente à ação do vento. A evolução dos sistemas de rastreamento impõe novos desafios à previsão dos esforços mecânicos e das possíveis instabilidades aeroelásticas.

### 2.5.1 Modos de Instabilidade e Falha Aeroelástica em Rastreadores Solares: Predominância Torcional

A literatura recente sobre rastreadores solares de eixo único tem convergido para um diagnóstico consistente: eventos dinâmicos críticos sob vento moderado tendem a evoluir para instabilidades dominadas por torção, com destaque para o *torsional galloping*. Ensaios, modelagens aeroelásticas e investigações de campo demonstram que a resposta torcional apresenta características de instabilidade por realimentação, resultando em oscilações de amplitude crescente até o estabelecimento de ciclos limite, com danos predominantemente localizados no sistema de rotação, notadamente no tubo de torque, nas juntas e nos dispositivos de conexão dos módulos, ao passo que falhas governadas exclusivamente por flexão global são menos frequentemente reportadas (ROHR; BOURKE; BANKS, 2015; Martínez García et al., 2020; VALENTÍN et al., 2022). Em particular, estudos experimentais reportam múltiplos episódios de instabilidade aeroelástica em vento moderado atribuídos ao *flutter*, frequente-

mente culminando em falhas estruturais; os componentes associados à fadiga ou colapso incluem o eixo principal, suportes do acionamento e o motor de posicionamento.

Uma evidência dessa predominância torcional é apresentada por investigações de falha em condições reais de operação. Valentín et al. (2022) documentam um caso de falha de rastreador após um evento de vento, no qual a deformação foi associada a altos torques no eixo. A análise numérica do estudo identifica como regiões vulneráveis as juntas do eixo (*shaft joints*), os suportes dos módulos (longarinas) e os quadros dos módulos (*PV module frames*), além de mostrar que a deformação torcional e as tensões máximas obtidas coincidem com o primeiro modo de vibração da estrutura, caracterizando a ocorrência do fenômeno.

As vibrações induzidas por vórtices (*Vortex-Induced Vibrations – VIV*) constituem um fenômeno aerodinâmico caracterizado pela interação entre o desprendimento periódico de vórtices na esteira de um corpo imerso em escoamento e a resposta dinâmica da estrutura. Quando a frequência de desprendimento vortical, usualmente associada ao número de Strouhal, aproxima-se de uma das frequências naturais do sistema estrutural, pode ocorrer sincronização entre a excitação aerodinâmica e a resposta estrutural, resultando em amplificação das amplitudes de vibração. Esse fenômeno tem sido documentado em placas planas, painéis inclinados e estruturas esbeltas submetidas a escoamentos externos (LEE; KIM; KIM, 2013; ZHOU; KAREEM, 2014b; YANG, 2019b).

No contexto de rastreadores solares, a combinação de grandes áreas expostas ao vento e baixa rigidez torcional favorece a formação de esteiras e a transferência de energia do escoamento para a estrutura, podendo desencadear respostas oscilatórias mesmo em regimes de vento moderado (QUINTELA et al., 2020; GARCÍA et al., 2022; YOUNG et al., 2020). Dessa forma, a compreensão do fenômeno de VIV é necessária para a avaliação da estabilidade dinâmica e para o dimensionamento de rastreadores solares.

Do ponto de vista dos fenômenos físicos, Young et al. (2020) discutem que arranjos fotovoltaicos com rastreamento podem inicialmente apresentar acoplamento aeroelástico, cujo crescimento em amplitude pode evoluir para um modo instável mais severo, o *torsional galloping*, capaz de conduzir à falha de painéis ou à destruição do arranjo. As simulações relatadas no trabalho atribuem o gatilho do *torsional galloping* à combinação entre desprendimento cíclico de vórtices e as propriedades elásticas do *torque tube* que interliga os conjuntos de painéis. Importa notar que os autores caracterizam o *flutter* como um fenômeno composto por deformações associadas à flexão do painel ou do quadro e deslocamento rotacional devido à torção ao longo do eixo do tubo de torque, evidenciando que, embora a torção seja frequentemente dominante nos cenários críticos, há participação concomitante de flexão no regime aeroelástico.

Essa coexistência de efeitos é coerente com a distinção, recorrente na literatura, entre: (i) instabilidades aeroelásticas em que o acoplamento flexão–torção participa do *flutter* (podendo incluir também contribuições de forças axiais e efeitos tridimensionais), e (ii) instabilidades em que a evolução dinâmica e os danos mais severos são dominados pela torção, como no *torsional galloping*. Evidências experimentais e numéricas reforçam essa interpretação ao mostrar que o primeiro modo de vibração é tipicamente o mais suscetível à excitação em situações de *torsional galloping*, ao passo que modos de flexão tendem a ser menos numerosos nas faixas de baixa frequência investigadas em rastreadores esbeltos (VALENTÍN et al., 2022).

Sob a perspectiva mecânica, a própria arquitetura dos SATs favorece a sensibilidade torcional: o tubo de torque representa um elemento longitudinal contínuo de grande extensão (dezenas de metros), responsável por transmitir rotação e resistir a torção gerados por assimetrias de pressão ao longo da envergadura do arranjo. Rastreadores solares comerciais de grande porte já atingem comprimentos totais elevados; por exemplo, o modelo *SPACE*, desenvolvido pela empresa *Antaisolar*, admite configurações com até 240 m de comprimento total, distribuídas em múltiplas *strings* acopladas ao longo de um único tubo de torque, o que evidencia a esbelteza estrutural desses sistemas. Em contraste, a resposta por flexão é frequentemente condicionada por vãos efetivos menores entre apoios (estacas), tipicamente da ordem de poucos metros, o que tende a limitar deslocamentos quando comparado ao potencial de rotações acumuladas ao longo de eixos extensos. Assim, a literatura tem enfatizado estratégias de mitigação diretamente associadas ao aumento de rigidez torcional do sistema e à escolha de ângulos operacionais/posições de *stow* menos propensos à instabilidade (VALENTÍN et al., 2022; YOUNG et al., 2020).

Por fim, trabalhos experimentais recentes (ZARACHO, 2025) indicam que a suscetibilidade à instabilidade pode ser analisada em termos de derivados aerodinâmicos e amortecimento efetivo, mostrando que a ocorrência (ou não) de *flutter* depende criticamente da interação entre excitação aerodinâmica, amortecimento estrutural e rigidez torcional do sistema. Mesmo quando o fenômeno não é observado em uma faixa específica de ensaio, a análise permanece centrada em métricas torcionais (momentos, rigidez aerodinâmica e amortecimento), corroborando o papel estruturante da torção na avaliação de instabilidade aeroelástica em rastreadores de eixo único.

## 2.6 Formulações para Conversão de Campos Aerodinâmicos em Esforços Estruturais

A conversão de campos aerodinâmicos em carregamentos estruturais distribuídos constitui uma etapa fundamental no dimensionamento de rastreadores solares e de outras estruturas esbeltas submetidas a escoamentos externos. A literatura clássica em aerodinâmica de superfícies estabelece que as distribuições de pressão obtidas por meio de ensaios experimentais ou simulações numéricas podem ser transformadas em ações estruturais equivalentes por meio de procedimentos de integração espacial, abordagem consolidada na engenharia do vento.

Diversos estudos demonstram que os coeficientes de pressão adimensionais calculados ao longo das superfícies expostas ao escoamento podem ser convertidos em campos de pressão dimensional a partir de equações envolvendo propriedades do fluido e parâmetros característicos do escoamento. Esse procedimento é amplamente empregado em análises aerodinâmicas de painéis solares, superfícies sustentadoras e dispositivos (LAUNDER; SPALDING, 1974; VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007), constituindo a base para a estimativa das forças aerodinâmicas atuantes sobre essas estruturas (ZHOU; KAREEM, 2014b; QUINTELA et al., 2020; SCANLAN; TOMKO, 1971).

A partir do campo de pressão, a força aerodinâmica resultante sobre um painel ou módulo fotovoltaico é geralmente obtida por meio da integração da pressão ao longo de sua área superficial. Tal abordagem é recorrente em análises aeroestruturais de placas e elementos delgados submetidos a escoamentos com gradientes espaciais significativos, permitindo a avaliação das ações aerodinâmicas transmitidas à estrutura de suporte.

Para fins de modelagem estrutural no contexto de rastreadores solares, a força aerodinâmica resultante é convertida em um carregamento distribuído equivalente ao longo do elemento estrutural responsável por sua sustentação. Essa redução possibilita a aplicação direta das ações aerodinâmicas em modelos analíticos ou numéricos e é adotada em estudos que envolvem longarinas, estacas e outros componentes delgados submetidos a carregamentos não uniformes induzidos pelo vento (ALY; BITSUAMLAK, 2019).

No caso de rastreadores solares do tipo 2P, autores destacam que a geometria da estrutura — composta por longarinas de seção cartola — implica que cada painel transfere carga aerodinâmica a duas longarinas adjacentes. Dessa forma, o carregamento não deve ser tratado como força concentrada, mas como distribuição contínua resultante da contribuição de módulos vizinhos (AL-RASHIDI, 2020; STERE, 2010). Estudos também apontam a necessidade de técnicas de suavização e regressão para reduzir ruídos numéricos provenientes de campos de pressão discretizados (MENTER, 2009), garantindo consistência no mapeamento das cargas para o modelo estrutural (REINA; STEFANO, 2017a; KALE; SHIVPUJE, 2020; ZARACHO; HANGAN, 2020).

Em síntese, a literatura converge para um procedimento baseado em: (i) obtenção de coeficientes de pressão; (ii) conversão em pressões dimensionais; (iii) integração sobre as superfícies dos módulos para obtenção das forças aerodinâmicas; e (iv) transformação dessas forças em carregamentos distribuídos para aplicação em modelos estruturais. Representa um elo entre CFD, aerodinâmica experimental e engenharia estrutural normativa, constituindo a base teórica para a análise de carregamentos de vento em rastreadores solares modernos.

## 2.7 Coeficientes Aerodinâmicos

A determinação de coeficientes aerodinâmicos constitui um aspecto central na avaliação do comportamento de estruturas esbeltas submetidas à ação do vento, incluindo módulos fotovoltaicos e rastreadores solares de eixo único. Esses coeficientes permitem a representação adimensional das forças e momentos aerodinâmicos e são amplamente empregados na literatura para a comparação entre diferentes configurações geométricas, condições de escoamento e estratégias de modelagem numérica.

A maior parte dos estudos numéricos dedicados à estimativa de coeficientes aerodinâmicos em estruturas expostas a escoamentos externos baseia-se nas equações médias de Reynolds–Averaged Navier–Stokes (RANS), as quais se mostraram adequadas para a predição de campos médios de pressão utilizados no dimensionamento estrutural (LAUNDER; SPALDING, 1974; VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007). Essas formulações são particularmente indicadas para análises em regime estacionário, nas quais o interesse principal recai sobre valores médios de forças aerodinâmicas.

No que se refere ao fechamento turbulento, a literatura destaca o modelo  $k-\omega$  SST como uma abordagem para aplicações envolvendo separação da camada limite, gradientes adversos de pressão e superfícies inclinadas. Estudos comparativos demonstram que esse modelo combina o comportamento do modelo  $k-\omega$  próximo às paredes com o modelo  $k-\varepsilon$  no escoamento livre, resultando em previsões da distribuição de pressões e dos coeficientes aerodinâmicos em geometrias (MENTER, 2009).

A literatura também aponta que, para escoamentos externos em superfícies planas ou levemente curvadas, algoritmos de acoplamento pressão–velocidade, aliados a esquemas de discretização espacial de segunda ordem, apresentam bom compromisso entre custo computacional e precisão numérica. Critérios de convergência baseados na redução dos resíduos normalizados e na estabilização dos coeficientes médios de pressão são adotados em estudos de CFD aplicados a painéis solares e rastreadores (ZHOU; KAREEM, 2014b).

No contexto da modelagem geométrica, diversos autores empregam tanto domínios tridimensionais quanto bidimensionais para a análise aerodinâmica de rastreadores solares. Modelos tridimensionais são utilizados para a obtenção de campos completos de pressão e para a avaliação da resposta não estacionária ao longo de toda a estrutura, enquanto modelos bidimensionais são adotados para investigar fenômenos fundamentais do escoamento, como separação, formação de vórtices e variações dos coeficientes aerodinâmicos com o ângulo de inclinação do painel (JUBAYER; HANGAN, 2014b).

Estudos paramétricos indicam que os rastreadores solares operam em uma faixa angular entre  $0^\circ$  e  $60^\circ$ , região na qual ocorre variação dos coeficientes aerodinâmicos devido à transição entre escoamento aderente, separação e desprendimento periódico de vórtices. Essas variações influenciam os carregamentos estruturais e são utilizadas na identificação de cenários (HUANG; LI; XU, 2015).

Quanto às condições de contorno, embora perfis de Camada Limite Atmosférica (ABL) forneçam realismo físico, trabalhos indicam que sua aplicação em domínios bidimensionais pode introduzir gradientes incompatíveis com a hipótese de invariância transversal. Por essa razão, estudos sobre a aerodinâmica de rastreadores solares adotam perfis de velocidade uniformes em análises bidimensionais, permitindo isolar efeitos aerodinâmicos, como o *vortex shedding* e a variação do momento aerodinâmico (JUBAYER; HANGAN, 2014b; ZHOU; KAREEM, 2014a).

De modo geral, a literatura converge para a utilização de modelos bidimensionais e tridimensionais como estratégia complementar na avaliação dos coeficientes aerodinâmicos, fornecendo subsídios tanto para o dimensionamento estrutural quanto para estudos aeroelásticos.

## 2.8 Cenários de Vento e Combinações ASCE 7

A aplicação de carregamentos de vento em rastreadores solares tem sido guiada pelas prescrições da norma ASCE 7 (ASCE, 2016) que estabelece combinações normativas para estados-limite últimos e de serviço em estru-

turas metálicas. Embora essa norma tenha sido desenvolvida originalmente para edificações e estruturas convencionais, diversos estudos têm adaptado seus requisitos para sistemas solares de eixo horizontal, dada a ausência de normas específicas para rastreadores. Estudos da literatura (MOHAPATRA, 2012; ADELEKE, 2016; RONDÓN, 2018) destacam que a ASCE 7 (ASCE, 2016) continua sendo a principal referência para o dimensionamento estrutural desses sistemas, especialmente quando associada aos critérios de resistência estabelecidos pela norma AISC-360 (AISC, AISC360\_2016).

As combinações normativas de carga incluem o peso próprio, cargas operacionais ou de serviço (*service load*) e as cargas de vento determinadas a partir de coeficientes aerodinâmicos medidos ou simulados numericamente. A literatura observa que, embora os rastreadores fotovoltaicos sejam sistemas leves e esbeltos, o vento representa a ação predominante no dimensionamento de seus componentes estruturais, superando significativamente o peso próprio e as cargas acidentais em grande parte das configurações operacionais (RONDÓN, 2018).

Em relação às cargas de serviço, a INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION (2014) recomenda a inclusão de esforços associados às operações de manutenção e manobra do rastreador, embora não estabeleça valores numéricos específicos. Assim, estudos acadêmicos e manuais técnicos de fabricantes adotam tipicamente cargas distribuídas entre 80 e 150 N/m ao longo das longarinas (STI NORLAND, 2020; ADELEKE, 2016; MOHAPATRA, 2012). Tais valores representam o peso de cabos, conectores, ferramentas e a eventual presença de técnicos durante intervenções, refletindo a necessidade de garantir rigidez adequada em regime de serviço e conformidade com a ASCE 7 (ASCE, 2016).

A adaptação das combinações de carga da ASCE 7 para rastreadores solares permanece um tema recorrente na literatura, sobretudo em função da variabilidade geométrica desses sistemas, da mobilidade angular e da sensibilidade do carregamento às diferentes direções e ângulos de incidência do vento. Estudos recentes enfatizam que a consideração adequada do vento em configurações extremas — incluindo posições de *stow*, ângulos operacionais e condições dinâmicas — é determinante para estimar esforços internos de forma realista, orientar estratégias operacionais de mitigação e reduzir a incidência de falhas estruturais em campo (AL-RASHIDI, 2020).

### 2.8.1 Análise Estrutural de Rastreadores Solares Sob Ações de Vento: Contribuições e Desafios

A avaliação estrutural de rastreadores solares em usinas fotovoltaicas de grande porte é condicionada pela esbeltez do conjunto, pelo caminho de carga torcional ao longo do tubo de torque e pelas variações operacionais de inclinação ao longo do dia. Em campo, esses sistemas são expostos a ações de vento com alta variabilidade espacial e temporal, o que torna o dimensionamento e a verificação estrutural etapas críticas para assegurar confiabilidade, reduzir custos de O&M e mitigar falhas catastróficas. Nesse contexto, a literatura técnica tem convergido para abordagens que combinam estimativas de carregamento aerodinâmico (experimental ou numérico) com modelos estruturais, visando identificar regiões críticas de tensão, modos de falha e margens de segurança.

Eventos de vento podem induzir efeitos que transcendem a resposta quase-estática convencional. Um estudo de investigação de falha em rastreadores de eixo único reportou colapso por instabilidade aeroelástica, fenômeno que produz oscilações torcionais e deformações que excedem os limites de projeto, mesmo sob pressões dinâmicas inferiores às de dimensionamento estático. Os autores combinaram inspeção de campo com modelagem numérica para identificar frequências naturais e localizar máximos de tensão, evidenciando vulnerabilidades concentradas em juntas do eixo, suportes dos módulos e molduras, além de propor medidas mitigadoras centradas no aumento da rigidez torcional e em estratégias operacionais de mudança de inclinação sob vento intenso (VALENTIN; CHAYCHI; ALY, 2022). Essa evidência reforça que a robustez estrutural do rastreador não depende apenas da resistência última dos perfis, mas também do controle da rigidez e da integridade de conexões e interfaces.

Complementarmente, estudos com validação estrutural via método dos elementos finitos têm mostrado que as regiões mais suscetíveis a concentrações de tensões frequentemente se localizam em ligações e transições geométricas. Em uma avaliação numérica de um rastreador solar submetido a carregamentos aerodinâmicos, observou-se que os máximos níveis de tensão e deformação tendem a ocorrer em regiões de conexão entre ele-

mentos principais, indicando a necessidade de atenção específica a esses detalhes durante o projeto e a seleção de materiais (AL-RASHIDI, 2020) . O mesmo trabalho ressalta que, embora o sistema possa atender critérios de resistência, ações de vento extremo não devem ser negligenciadas e podem demandar medidas preventivas, incluindo posições operacionais defensivas para redução da área efetivamente exposta ao escoamento. Ainda que o estudo inclua também considerações de fadiga, sua principal contribuição, no escopo desta revisão, é explicitar o papel das conexões e do caminho de carga na governança das tensões máximas.

No que se refere à interface entre carregamento de vento e resposta estrutural, uma limitação recorrente em projetos é a representação inadequada do carregamento aerodinâmico por valores médios ou distribuições excessivamente simplificadas. Uma avaliação computacional de cargas de vento em painéis rastreadores discute que, para fins de projeto, a análise deve contemplar não apenas as componentes médias, mas também picos e efeitos associados a flexão e instabilidades torcionais que podem governar o dimensionamento (REINA; STEFANO, 2017b).

De forma geral, a literatura evidencia três desafios para a análise estrutural de rastreadores: (i) caracterizar o carregamento de vento para diferentes ângulos de incidência e condições operacionais; (ii) representar o caminho de carga e a distribuição de esforços internos entre longarinas, tubo de torque e estacas, com atenção às ligações; e (iii) considerar efeitos que extrapolam a hipótese estática, como instabilidades aeroelásticas e efeitos cíclicos que aceleram o dano. À luz dessas contribuições e lacunas, o Capítulo 3 apresenta a metodologia de cálculo e verificação estrutural adotada neste trabalho, baseada em combinações normativas de carregamento e em critérios de resistência aplicáveis a perfis metálicos, com o objetivo de determinar esforços internos, identificar cenários e suportar a seleção de seções para o rastreador estudado.

## **2.9 Frequências Naturais em Rastreadores Solares**

A determinação das frequências naturais constitui uma etapa na análise dinâmica de rastreadores solares de eixo único. Estudos indicam que o comportamento dinâmico desses sistemas é dominado por modos de vibração de baixa frequência, sendo os modos associados à rotação do tubo de torque os mais relevantes para a resposta aeroelástica.

Bao et al. (2023) realizaram uma investigação combinando medições de campo e análises por elementos finitos para um sistema de rastreamento fotovoltaico em escala real. Os autores identificaram que as frequências naturais do sistema concentram-se na faixa de 2,8 a 7,0 Hz, com os primeiros modos caracterizados por movimentos rotacionais associados à torção do tubo de torque, conforme a Figura 2.8. A comparação entre os resultados experimentais e numéricos apresentou concordância, com desvios inferiores a 4%, validando a aplicação de modelos computacionais para a estimativa das propriedades modais do rastreador.

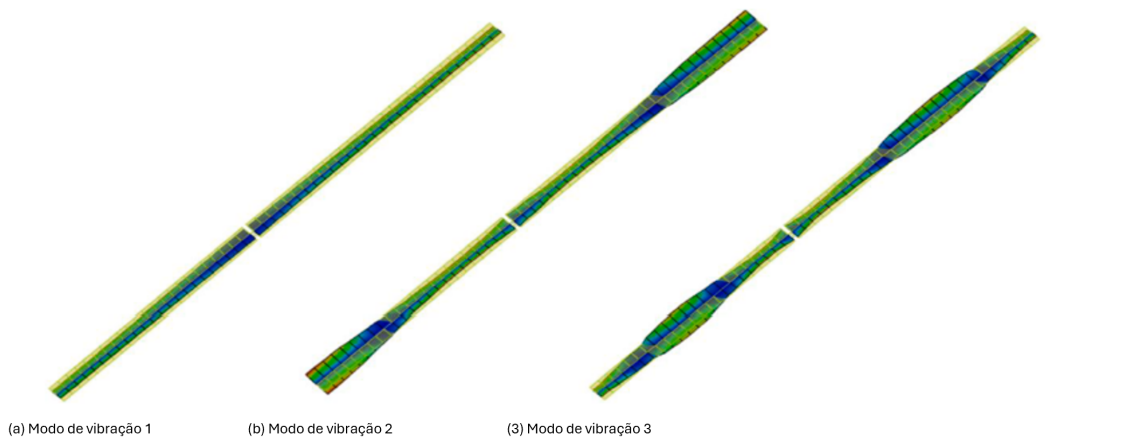


Figura 2.8: Representação dos modos de vibração de um rastreador solar de eixo único: (a) primeiro modo de flexão; (b) segundo modo, associado à flexão ao longo do vão; (c) terceiro modo, com concentração de deformação próxima à região central. Figura adaptada de Bao et al. (2023).

A influência da inclinação operacional sobre as frequências naturais também tem sido objeto de investigação. No estudo de Bao et al. (2023), análises modais foram realizadas para diferentes ângulos de inclinação, representativos das condições de operação do rastreador ao longo do dia. Os resultados indicaram que, embora a variação do ângulo altere a distribuição de massa e a rigidez geométrica do sistema, a variação das frequências naturais permanece limitada, com diferenças inferiores a aproximadamente 1,5%. Esse comportamento é atribuído ao fato de que a rigidez rotacional é governada pelas propriedades geométricas e materiais do tubo de torque, enquanto os módulos fotovoltaicos e as longarinas contribuem para a inércia do sistema.

Resultados semelhantes foram observados em estudos experimentais de *benchmark* (ZARACHO; HANGAN, 2020), nos quais ensaios em túnel de vento e modelos numéricos foram utilizados para caracterizar a resposta dinâmica de sistemas estruturais sujeitos a excitação aeroelástica. Os autores destacam que a determinação das frequências naturais é necessária para a identificação de regimes de interação fluido–estrutura, particularmente aqueles associados à vibração induzida por vórtices e ao acoplamento aeroelástico.

Modelos analíticos, baseados em sistemas de um grau de liberdade, têm sido empregados para estimativas das frequências naturais. Dessa forma, a literatura aponta o método dos elementos finitos como a abordagem para a avaliação das propriedades modais desses sistemas.

A relevância do cálculo das frequências naturais é reforçada por estudos de interação fluido–estrutura, nos quais se observa que a ocorrência de instabilidades aeroelásticas está relacionada à proximidade entre as frequências do escoamento e as frequências naturais da estrutura. Zaracho e Hangan (2020) demonstram que imprecisões na caracterização dos modos de vibração podem conduzir a erros na previsão das velocidades críticas de instabilidade, comprometendo a avaliação da segurança estrutural do sistema.

Em síntese, a literatura estabelece que a determinação computacional das frequências naturais por meio de modelos de elementos finitos constitui uma etapa na análise dinâmica de rastreadores solares. Essa caracterização fornece a base para estudos aeroelásticos, permitindo a identificação de regimes de operação e contribuindo para o desenvolvimento de projetos.

### 3 METODOLOGIA

O estudo do comportamento fluido–estrutural de rastreadores solares de eixo único desenvolvido nesta dissertação fundamenta-se em uma sequência integrada de análises computacionais e de engenharia estrutural, organizadas de modo a representar os principais efeitos aerodinâmicos, estruturais e dinâmicos atuantes no sistema. A metodologia adotada compreende as seguintes etapas principais:

(i) análise do escoamento ao longo dos módulos fotovoltaicos para a determinação dos campos médios e não estacionários de pressão associados às cargas de vento; (ii) conversão dos campos aerodinâmicos em carregamentos estruturais equivalentes e estimativa dos esforços internos nos componentes do rastreador; (iii) determinação dos modos de vibração e das frequências naturais do sistema estrutural; (iv) análise da interação fluido–estrutura considerando a estrutura como corpo rígido, com foco na resposta aeroelástica; e (v) avaliação da resposta dinâmica do sistema no domínio da frequência, com identificação de regimes críticos associados ao desprendimento de vórtices e à instabilidade aeroelástica.

Cada uma dessas etapas é descrita nas seções subsequentes deste capítulo, incluindo as formulações governantes, as hipóteses simplificadoras adotadas, os modelos numéricos empregados e os critérios utilizados para a interpretação dos resultados, de modo a permitir a completa reprodutibilidade dos procedimentos de análise.

A Figura 3.1 apresenta o fluxograma metodológico que resume todas as etapas adotadas neste trabalho.

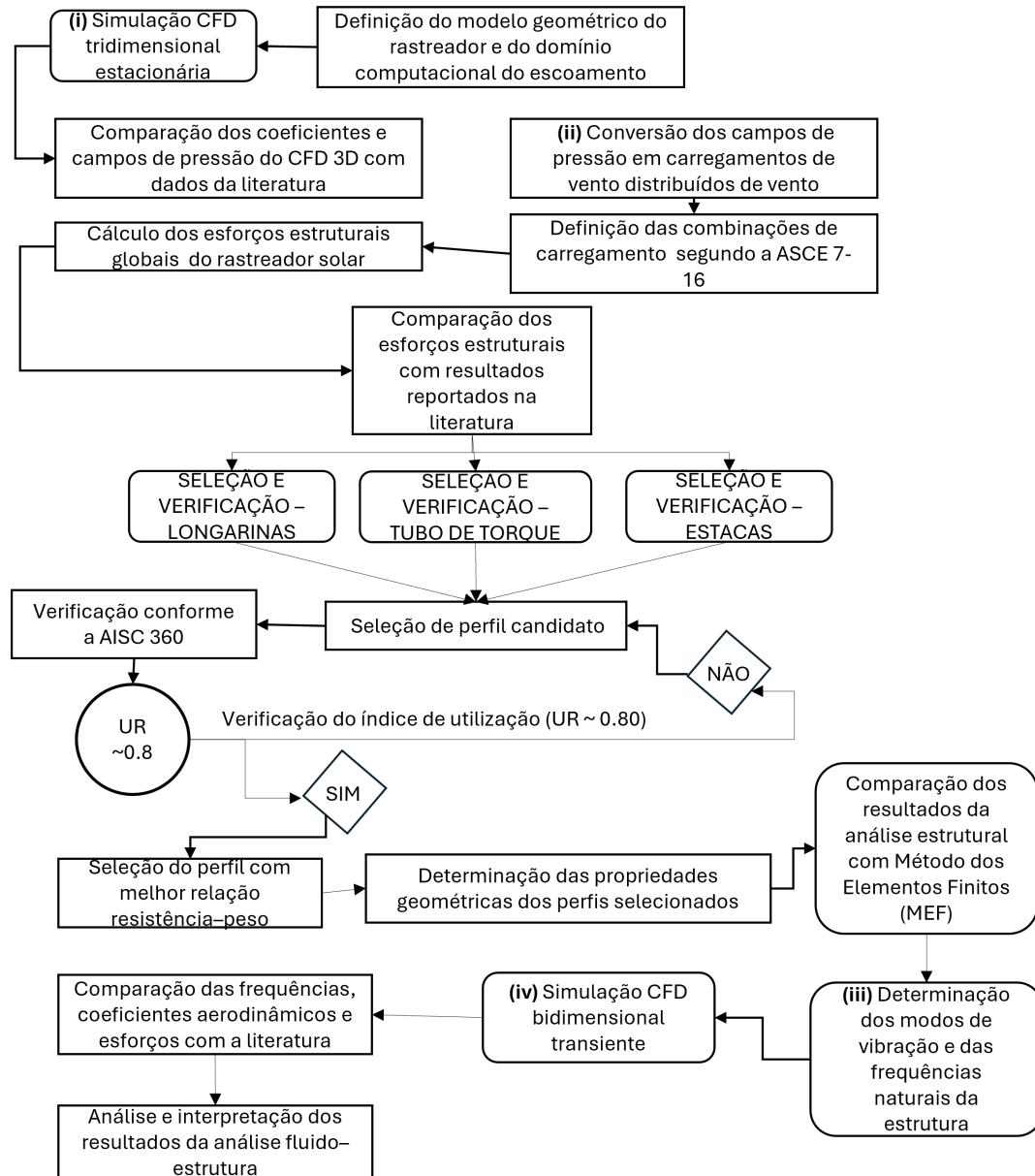


Figura 3.1: Fluxograma metodológico do procedimento de avaliação fluido-estrutural do rastreador solar de eixo único.

A Figura 3.2 apresenta o fluxograma conceitual do algoritmo empregado para a verificação normativa dos componentes estruturais do rastreador solar conforme os critérios da American Institute of Steel Construction (2016).

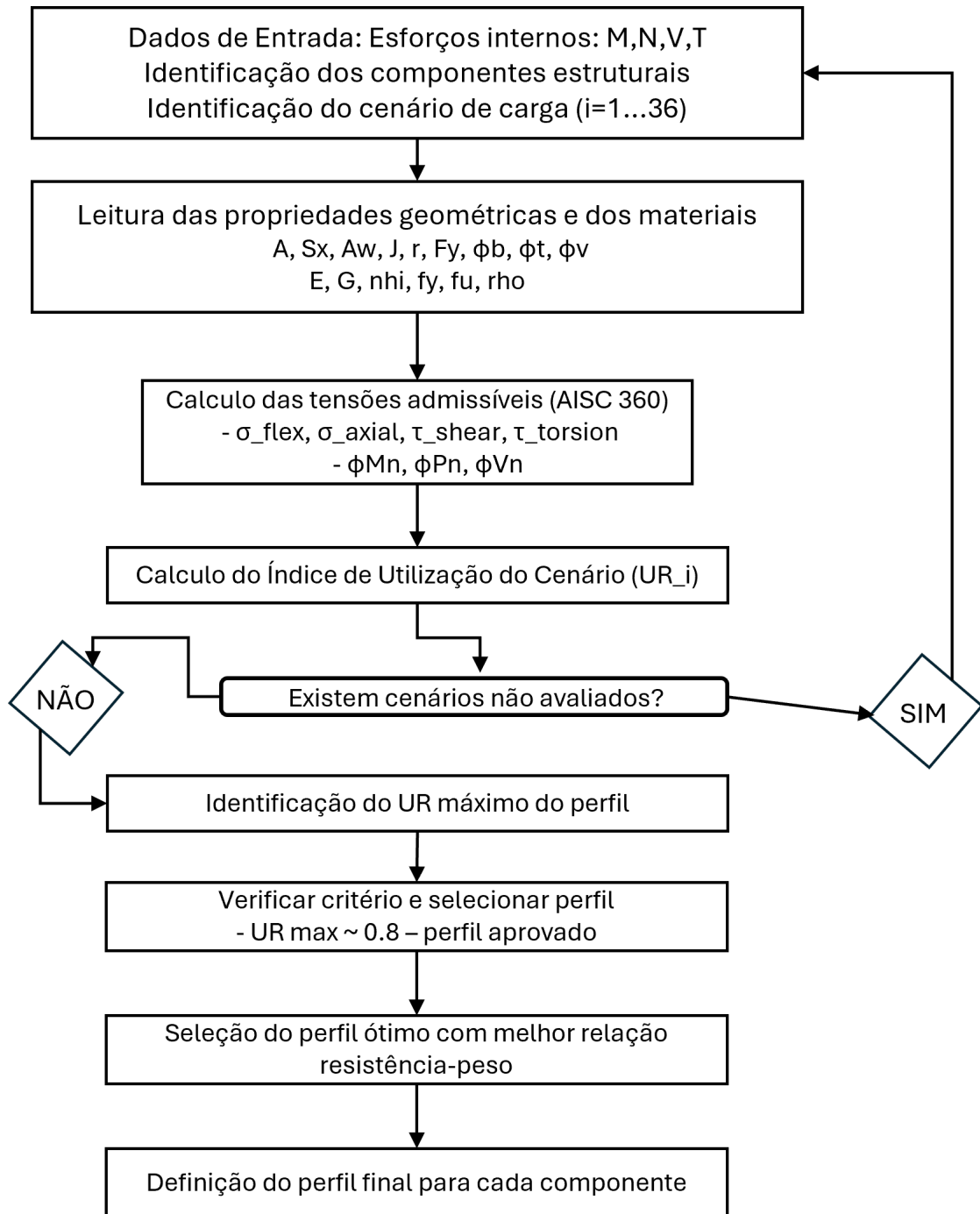


Figura 3.2: Fluxograma metodológico do algoritmo empregado para a verificação normativa dos componentes estruturais do rastreador solar conforme a AISC 360 (AISC,2016).

### 3.1 Metodologia CFD

A metodologia adotada nesta dissertação fundamenta-se na modelagem aerodinâmica, na caracterização dos carregamentos de vento e na avaliação estrutural e aeroelástica de rastreadores solares de eixo único. O processo foi estruturado para capturar, de maneira consistente e representativa, tanto os efeitos de carregamento estático obtidos por meio de simulações tridimensionais (3D) quanto os efeitos associados à instabilidade aeroelástica, avaliados a partir de uma formulação bidimensional (2D) transiente com acoplamento fluido-estrutura.

O ponto de partida desta metodologia é a definição da topologia do rastreador solar analisado. O sistema estudado corresponde a um rastreador do tipo *two-in-portrait* (2P), composto por duas fileiras de módulos foto-

voltáicos montadas acima de um tubo de torque de comprimento igual a 42 m. Cada fileira contém 32 módulos, resultando em uma corda aerodinâmica de aproximadamente 4,768 m. O conjunto é acionado por um motor elétrico central, acoplado a um sistema de transmissão que promove o movimento rotacional do rastreador, controlado por um controlador eletrônico integrado a uma estação meteorológica, responsável pela estratégia de rastreamento do sol e condições de *stow*. Essa configuração geométrica representa os rastreadores 2P utilizados em usinas fotovoltaicas no Brasil, especialmente aqueles desenvolvidos após a adoção de módulos de grande área (600–700 W).

A topologia estrutural adotada neste estudo corresponde a um rastreador solar de eixo único do tipo dois painéis por mesa (2P), conforme ilustrado na Figura 3.3. Essa configuração foi selecionada por representar uma tipologia empregada em usinas fotovoltaicas e por incorporar módulos fotovoltaicos de grande formato, cujas características geométricas e inerciais influenciam a resposta aerodinâmica e estrutural do sistema. A geometria 2P estabelece uma referência para todas as etapas da metodologia, definindo a corda aerodinâmica, a distribuição de massas e a posição do eixo de rotação, parâmetros para a análise CFD, para a conversão dos campos de pressão em carregamentos estruturais equivalentes e para a avaliação da resposta rotacional sob escoamento não estacionário. Os efeitos associados às mudanças geométricas e de massa dos módulos fotovoltaicos, conforme reportados na literatura, são sintetizados na Tabela 3.1, utilizada neste trabalho como referência para contextualizar a geometria analisada, conforme discutido por (BANKS; BOURKE; ENSHAEI, 2020; HUANG; LI; XU, 2015).

Tabela 3.1: Impactos das mudanças geométricas e de massa dos módulos fotovoltaicos sobre o projeto de rastreadores solares. Adaptado de STI Norland. (STI NORLAND, 2020).

<b>Mudança no módulo</b>	<b>Efeitos na rigidez</b>	<b>Impacto no projeto</b>
Aumento do comprimento	Maior sensibilidade aeroelástica; Redução da velocidade crítica de vento	Estruturas mais altas; Revisão da estratégia de <i>stow</i>
Aumento da largura	Fileiras mais longas; Redução da rigidez global	Redução da rigidez do sistema, crítico para <i>flutter</i>
Aumento da área	Maior carregamento de vento; Maior torque em sistemas de trava; Maiores reações na fundação	Longarinas mais rígidas; Tubos de torque reforçados; Estacas mais resistentes a momento
Aumento da massa	Redução da frequência natural; Alterações no amortecimento; Alteração na inércia	Sistema de acionamento aprimorado; Ajustes na estratégia de <i>stow</i>

Em síntese, o rastreador solar estudado é um sistema mecânico e aerodinâmico representativo de aplicações reais, cuja topologia — marcada por uma mesa de grande esbeltez (42 m), operação em eixo único, arranjo de duas fileiras de módulos suportadas por longarinas e atuação por motor central — produz condições de carregamento aerodinâmico. Para ângulos elevados de inclinação, o escoamento incidente apresenta comportamento de placa plana em alto ângulo de ataque, com separação da camada limite, formação de regiões recirculantes e gradientes de pressão. Esses fenômenos podem levar à amplificação aeroelástica e ao aumento dos momentos torcionais induzidos pelo vento. A Figura 3.3 apresenta a topologia do rastreador solar utilizada nesta dissertação.

### 3.1.1 Domínio Tridimensional

O rastreador solar modelado corresponde a uma configuração 2P, composto por 30 módulos por fileira, com comprimento total de 42 m na direção do eixo  $z$  e largura aerodinâmica de 4,768 m na direção do eixo  $x$ . A geometria inclui os módulos e as longarinas, garantindo fidelidade geométrica para cálculo das pressões médias.

O domínio 3D foi definido seguindo diretrizes da literatura (REINA; STEFANO, 2017b). Adotou-se como altura característica  $H = 1,5$  m a distância entre o solo e o centro geométrico do painel. As dimensões do domínio foram fixadas, assegurando razão de bloqueio inferior a 5% e recuperação da esteira aerodinâmica.

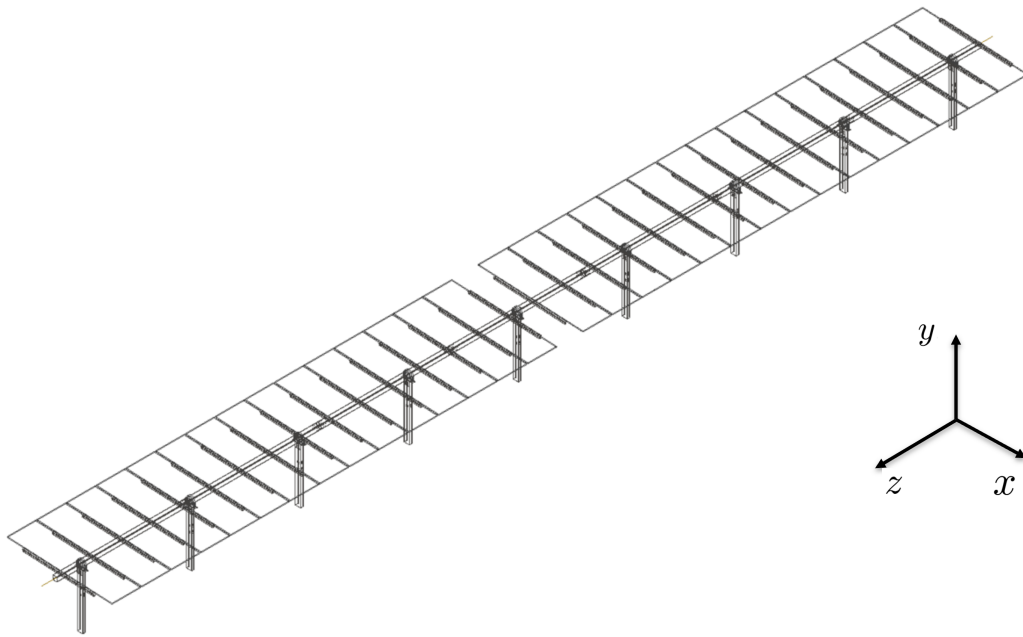


Figura 3.3: Esquemático de um rastreador solar de eixo único 2P desenvolvido para esse estudo. (Autor)

O domínio computacional tridimensional foi definido com base em diretrizes na literatura para a simulação de escoamentos externos ao redor de estruturas esbeltas (REINA; STEFANO, 2017b). Adotou-se como altura característica  $H = 1,5$  m na direção do eixo  $y$ , correspondente à distância entre o solo e a conexão da estaca com o tubo de torque conforme a Figura 3.3.

As dimensões do domínio foram estabelecidas como múltiplos da altura característica  $H$ , de modo a assegurar uma razão de bloqueio inferior a 5% e permitir o desenvolvimento e dissipação da esteira aerodinâmica a jusante do rastreador. Os comprimentos nas direções longitudinal, transversal e vertical foram definidos, respectivamente, como  $40H$ ,  $20H$  e  $68H$ .

A Tabela 3.2 resume as dimensões adotadas no modelo tridimensional, as quais foram selecionadas de forma a minimizar a influência das fronteiras computacionais sobre os campos de pressão e os coeficientes aerodinâmicos calculados. Essa configuração garante condições de entrada, saída e contorno lateral do escoamento, atendendo aos critérios empregados em análises CFD de carregamentos de vento em rastreadores solares.

Tabela 3.2: Dimensões do domínio computacional tridimensional adotado nas simulações CFD.

Dimensão	Expressão	Valor
Comprimento longitudinal ( $L_x^{3D}$ )	$40H$	60,0 m
Largura transversal ( $L_y^{3D}$ )	$20H$	30,0 m
Altura vertical ( $L_z^{3D}$ )	$68H$	102,0 m
Altura característica ( $H$ )	–	1,5 m

Para converter o mapa de pressão em cargas distribuídas, a superfície foi dividida em 30 regiões correspondentes às áreas dos módulos, a fim de discretizar a pressão resultante em cada painel. As longarinas apresentam seção transversal no formato cartola. Dessa forma, cada aba da longarina suporta um dos lados de um painel; portanto, a pressão atuante em cada painel é dividida entre duas longarinas adjacentes. A parcela de pressão incidente sobre cada aba da longarina é então convertida em carregamento distribuído ao longo do comprimento da respectiva longarina. Assim, o carregamento resultante em cada longarina decorre da metade da pressão do painel anterior e da metade da pressão do painel subsequente. A força resultante em cada longarina foi obtida por meio da

integração da pressão sobre a área correspondente, conforme Equação (3.6). Em seguida, essa força foi convertida em um carregamento distribuído ao longo do comprimento da longarina, conforme Equação (3.7).

Após a etapa de pós-processamento em CFD, os mapas de coeficientes de pressão de cada cenário foram exportados. Para facilitar o tratamento dos dados, desenvolveu-se um algoritmo em MATLAB® capaz de converter os coeficientes adimensionais em pressões estáticas atuantes sobre a superfície de cada uma das 30 fileiras de painéis do rastreador solar.

O campo de pressão estática dimensional foi calculado a partir dos coeficientes exportados do ANSYS Fluent®. Para cada nó da superfície, a pressão estática foi obtida utilizando a massa específica do ar ( $\rho = 1,225 \text{ kg/m}^3$ ) e a velocidade de referência ( $U = 40 \text{ m/s}$ ). Esse procedimento gerou um campo tridimensional de pressão para cada combinação de ângulo de inclinação e direção do vento, conforme a Equação (3.5).

A determinação dos coeficientes aerodinâmicos no presente trabalho foi realizada por meio de simulações computacionais do escoamento utilizando o pacote comercial ANSYS Fluent®. As análises foram conduzidas com base na solução das equações médias de *Reynolds–Averaged Navier–Stokes* (RANS), adotando hipóteses de escoamento incompressível e regime permanente para a obtenção dos campos médios de pressão.

A opção pela formulação RANS, em vez das equações de Euler ou de abordagens como *Large Eddy Simulation* (LES), decorre da natureza do problema e do objetivo da modelagem. A formulação de Euler negligencia os efeitos viscosos, não sendo capaz de representar a separação da camada limite, a formação de regiões recirculantes e os gradientes de cisalhamento próximos à superfície — fenômenos na determinação dos coeficientes aerodinâmicos de painéis solares. Por outro lado, embora a metodologia LES permita resolver estruturas turbulentas de grande escala e capturar flutuações temporais do escoamento, seu custo computacional é superior, especialmente para estudos paramétricos envolvendo múltiplos ângulos de inclinação. Como o presente trabalho tem como foco a obtenção dos campos médios de pressão e dos coeficientes aerodinâmicos, a abordagem RANS representa um compromisso entre fidelidade física e viabilidade computacional, sendo validada na literatura para análises aerodinâmicas de painéis fotovoltaicos e estruturas de engenharia civil expostas ao vento.

O fechamento das equações médias de Reynolds (RANS) foi realizado por meio de um modelo de turbulência de duas equações, especificamente o modelo  $k-\omega$  SST (*Shear Stress Transport*). Esse modelo fornece as relações constitutivas necessárias para modelar as tensões de Reynolds introduzidas pelo processo de média temporal, constituindo etapa na solução das equações RANS. A escolha do  $k-\omega$  SST baseou-se em sua capacidade de representar escoamentos externos com separação da camada limite e gradientes de pressão, características da interação entre o vento e painéis fotovoltaicos inclinados. Além disso, o modelo combina o comportamento do  $k-\omega$  na região próxima à parede com o  $k-\varepsilon$  no escoamento livre, proporcionando desempenho na previsão de regiões separadas.

A discretização espacial das equações governantes foi realizada com esquemas de segunda ordem, com o objetivo de reduzir a difusão numérica e aumentar a precisão na captura dos gradientes de pressão e das estruturas de escoamento para a determinação dos coeficientes aerodinâmicos.

Para as análises tridimensionais, o domínio computacional foi construído de modo a representar a geometria do rastreador solar, permitindo a obtenção dos campos de pressão sobre as superfícies dos módulos. Já as análises bidimensionais foram conduzidas em regime transiente com o objetivo de investigar a dinâmica do escoamento e os fenômenos associados ao desprendimento de vórtices e à variação temporal das forças aerodinâmicas.

### 3.1.2 Domínio Bidimensional

A análise transiente aeroelástica foi conduzida a partir de um modelo bidimensional que representa a seção transversal do conjunto módulo–longarina–tubo de torque do rastreador solar. A adoção de um domínio 2D, embora reduza a complexidade geométrica, é suficiente para a investigação de fenômenos de instabilidade, pois permite isolar os efeitos responsáveis pela interação fluido–estrutura, como o desprendimento periódico de vórtices, a excitação torcional induzida pela esteira e o acoplamento fluido–estrutura associado ao movimento

rotacional. Além disso, o modelo bidimensional viabiliza uma discretização do campo de escoamento e uma resolução temporal para capturar a dinâmica não estacionária, ao mesmo tempo em que mantém custo computacional reduzido. Os coeficientes aerodinâmicos empregados na avaliação da resposta dinâmica seguem as definições apresentadas nas Equações (3.1)–(3.3).

$$C_D = \frac{F_D}{0.5\rho U^2 A}, \quad (3.1)$$

$$C_L = \frac{F_L}{0.5\rho U^2 A}, \quad (3.2)$$

$$C_M = \frac{M}{0.5\rho U^2 AL} \quad (3.3)$$

O acoplamento fluido–estrutura foi implementado por meio do modelo de corpo rígido com um grau de liberdade do ANSYS Fluent, permitindo rotação dos painéis com amplitude de 60 graus em relação ao plano horizontal em torno do eixo do tubo de torque. Dessa forma, a estrutura responde aos momentos aerodinâmicos gerados pelo escoamento, possibilitando avaliar a existência de velocidades críticas de *flutter* sob diferentes condições operacionais.

O domínio computacional bidimensional foi construído em escala real. As dimensões do domínio adotadas foram:

$$L_{x2D} = 40 \text{ m}, \quad L_{y2D} = 10 \text{ m},$$

O rastreador foi posicionado a 5 m acima da fronteira inferior do domínio com o objetivo de eliminar a influência do efeito solo na análise bidimensional transiente. Diferentemente das simulações destinadas à obtenção de cargas estáticas médias, nesta etapa o propósito não foi reproduzir o escoamento atmosférico com desenvolvimento de camada limite logarítmica e efeitos de rugosidade superficial, mas sim isolar os fenômenos aeroelásticos associados à interação fluido–estrutura. A inclusão do solo exigiria a definição de parâmetros, como perfil de velocidade, comprimento de rugosidade equivalente e modelagem da camada limite atmosférica (ABL), introduzindo variáveis que poderiam modificar os fenômenos do sistema estrutural.

Assim, o modelo 2D foi concebido como um arranjo, no qual o rastreador é analisado em escoamento uniforme, permitindo avaliar os efeitos da inclinação dos painéis, da separação da camada limite e da interação entre momentos aerodinâmicos e resposta torcional. A elevação de 5 m em relação ao contorno inferior reduz a interferência da condição de parede e minimiza bloqueio geométrico, assegurando que as instabilidades observadas — como desprendimento periódico de vórtices e regimes de amplificação dinâmica — resultem do acoplamento fluido–estrutura, e não de efeitos impostos pelas fronteiras do domínio.

A geometria utilizada preserva as proporções do perfil estrutural e das superfícies dos módulos, permitindo que as forças aerodinâmicas e os momentos torcionais sejam representados. Essa construção metodológica garante que os resultados obtidos no modelo bidimensional possam ser interpretados no contexto tridimensional, especialmente no que diz respeito à identificação de fenômenos de instabilidade aeroelástica e à quantificação dos limites operacionais do rastreador solar.

### 3.2 Modelagem do Rastreador Solar

A obtenção do modelo geométrico do domínio do escoamento constitui uma etapa no desenvolvimento dos procedimentos de análise computacional da dinâmica dos fluidos, uma vez que define o espaço no qual os fenômenos aerodinâmicos de interesse são resolvidos numericamente. Neste trabalho, os procedimentos computacionais foram implementados no pacote comercial *ANSYS Fluent*<sup>®</sup>, adotando-se abordagens para a análise dos regimes estacionário e dinâmico do escoamento ao redor de rastreadores solares de eixo único.

Para a estimativa dos campos médios de pressão e a extração dos coeficientes aerodinâmicos estacionários,

foi empregado um modelo tridimensional baseado na formulação das equações médias de Reynolds na forma de Navier–Stokes (Reynolds-Averaged Navier–Stokes – RANS). A formulação governante do escoamento incompressível é expressa pela Equação (3.4), sendo utilizada em aplicações de engenharia para a avaliação de carregamentos aerodinâmicos médios em escoamentos externos.

Para a investigação dos efeitos dinâmicos associados ao desprendimento de vórtices, foi adotado um modelo bidimensional transiente do rastreador, baseado na solução das equações médias não estacionárias de Reynolds (Unsteady Reynolds-Averaged Navier–Stokes – URANS), acopladas ao modelo de corpo rígido do *software*. No presente estudo, o corpo rígido possui apenas um grau de liberdade, correspondente à rotação em torno do eixo  $x$ , conforme ilustrado na Figura 3.9. Essa abordagem permite capturar a interação entre as forças aerodinâmicas e o movimento rotacional do sistema.

A inclusão dos efeitos da turbulência na formulação RANS e URANS foi realizada por meio do modelo  $k-\omega$  SST, consolidado na literatura para escoamentos externos caracterizados por separação da camada limite, gradientes de pressão e desprendimento de vórtices. As formulações e procedimentos adotados para a análise estacionária e dinâmica do escoamento seguem metodologias em estudos prévios de aerodinâmica aplicada a rastreadores solares.

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j^2} - \frac{\partial \overline{u'_i u'_j}}{\partial x_j}, \quad (3.4)$$

Na Equação (3.4),  $\bar{u}_i$  representa a componente  $i$  da velocidade média do escoamento,  $\bar{p}$  é a pressão média,  $\rho$  denota a massa específica do fluido (ar), e  $\nu$  corresponde à viscosidade cinemática. As coordenadas espaciais são indicadas por  $x_i$  e o tempo por  $t$ . O termo  $\overline{u'_i u'_j}$  corresponde ao produto das flutuações turbulentas das componentes de velocidade em torno do valor médio. Quando multiplicado pela massa específica do fluido, esse termo dá origem ao *tensor de tensões de Reynolds*,  $\tau_{ij}^R = -\rho \overline{u'_i u'_j}$ , que representa o transporte de quantidade de movimento causado pela turbulência. A presença desse termo nas equações médias de Navier–Stokes torna o sistema não fechado, exigindo a adoção de um modelo de turbulência para sua representação constitutiva.

A análise transiente aeroelástica foi conduzida a partir de um modelo bidimensional que representa a seção transversal do conjunto módulo–longarina–tubo de torque do rastreador solar. A adoção de um domínio 2D, embora reduza a complexidade geométrica, permite representar os fenômenos de instabilidade, pois permite isolar os efeitos responsáveis pela interação fluido–estrutura, como o desprendimento periódico de vórtices, a excitação torcional induzida pela esteira e o acoplamento fluido–estrutura associado ao movimento rotacional. Além disso, o modelo bidimensional viabiliza uma discretização do campo de escoamento e uma resolução temporal para capturar a dinâmica não estacionária, ao mesmo tempo em que mantém custo computacional reduzido. Os coeficientes aerodinâmicos empregados na avaliação da resposta dinâmica seguem as definições apresentadas nas Equações (3.1) e (3.3).

Em ambas as abordagens, o escoamento foi considerado incompressível e turbulento, com ar modelado como fluido newtoniano a densidade constante (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007; LAUNDER; SPALDING, 1974). O modelo de turbulência adotado em todos os cenários foi o SST  $\kappa - \omega$ , proposto por Menter (MENTER, 2009), recomendado na literatura para simulações envolvendo separação de camada limite e escoamentos aerodinâmicos sobre placas inclinadas ou superfícies com bordas vivas, como é o caso de rastreadores solares (BANKS; GOHARDANI; HANGAN, 2020; REINA; STEFANO, 2017b; ZHOU; KAREEM, 2014b; YOUNG et al., 2020). A discretização espacial considerou esquemas de segunda ordem para garantir precisão no cálculo dos gradientes, enquanto a discretização temporal do modelo 2D seguiu uma formulação implícita de segunda ordem (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007; ZARACHO; HANGAN, 2020).

O modelo 3D foi resolvido em regime estacionário utilizando o método SIMPLEC para o acoplamento pressão–velocidade. Já o modelo 2D empregou um *software* de solução para regime transiente acoplado com o modelo de corpo rígido, permitindo ao painel rotacionar sob o efeito dos esforços aerodinâmicos. As condições de contorno, tratamento de parede e critérios de convergência foram mantidos coerentes entre ambos os modelos,

garantindo comparabilidade entre as análises estática e dinâmica.

A Tabela 3.3 sintetiza os parâmetros adotados para as simulações tridimensionais. Essa configuração foi utilizada para a obtenção dos coeficientes de pressão, posteriormente convertidos em pressão estática para o dimensionamento estrutural conforme a ASCE 7 (ASCE, 2016) e a AISC 360 (AISC, 2016). O teste da malha, a estratégia de inflação e o regime de escoamento foram definidos de forma a assegurar uma resolução das regiões de separação e recombinação do escoamento nas bordas dos painéis (JUBAYER; HANGAN, 2014a; ALY; BIT-SUAMLAK, 2019).

No modelo tridimensional, a representação da camada limite sobre os painéis é crítica, pois condiciona a precisão dos campos médios de pressão e, conseqüentemente, dos coeficientes aerodinâmicos (como  $C_p$ ,  $C_D$  e  $C_L$ ). Para tal, foram aplicadas quinze camadas prismáticas de *inflation* com taxa de crescimento igual a 1,2 e razão de transição de 0,25, assegurando gradientes resolvidos nas superfícies sólidas e evitando difusão numérica nas regiões de separação e recombinação do escoamento. A malha final apresentou entre  $1.2 \times 10^6$  e  $1.6 \times 10^6$  elementos, dependendo do ângulo de inclinação e da direção do vento. A qualidade da malha atendeu aos seguintes critérios: *Skewness*  $< 0.85$  e *Orthogonal Quality*  $> 0.25$ .

Tabela 3.3: Parâmetros numéricos e físicos empregados no modelo aerodinâmico tridimensional.

Parâmetro	Valor / Descrição
Regime do escoamento	Estacionário, incompressível, turbulento (RANS)
Modelo de turbulência	SST $k-\omega$ (MENTER, 1994)
Esquemas numéricos	Segundas ordens para todas as equações
Acoplamento pressão-velocidade	SIMPLEC
Densidade do ar	1,225 kg/m <sup>3</sup>
Velocidade de referência	40 m/s
Intensidade de turbulência no inlet	10%
Escala de comprimento turbulento	1.0 m
Condições de contorno	No-slip (painéis e solo); simetria (topo e laterais); pressão nula (saída)
Malha computacional	Tetraédrica + camadas prismáticas
Elementos totais	$1.2 \times 10^6 - 1.6 \times 10^6$
Camadas de inflação	15 camadas; crescimento 1.2; transição suave 0.25
Tratamento de parede	Funções de parede (log-law); $30 < y^+ < 200$
Qualidade da malha	<i>Skewness</i> $< 0.85$ ; <i>Orthogonal Quality</i> $> 0.25$
Critérios de convergência	Resíduos $< 10^{-5}$ ; variação de $C_p < 1\%$
Ângulos analisados	10°–60° (5° em 5°)
Direções de vento	Proa e popa
Variáveis de saída	$C_p(x, y, z)$ e pressão estática $p$

A Tabela 3.4 resume a configuração bidimensional não estacionária utilizada na investigação dos fenômenos aerodinâmicos. Esse modelo emprega escala real, dinâmica rotacional livre e resolução temporal para capturar desprendimentos periódicos de vórtices, excitação e regimes de *flutter*. O tempo total de simulação e o passo temporal foram definidos com base em trabalhos publicados (TANAKA; YAMAGUCHI; SHIMADA, 2012; VALENTIN; CHAYCHI; ALY, 2022), garantindo resolução das oscilações decorrentes do acoplamento fluido-estrutura. A velocidade de entrada uniforme de ( $U = 40, \text{m/s}$ ) foi imposta na direção ( $x$ ), com intensidade de turbulência igual a (10%) e comprimento integral de (1,m), representando condições de terreno aberto. Embora perfis de Camada Limite Atmosférica sejam comumente adotados em estudos de engenharia do vento, o uso de um perfil uniforme é suficiente para a extração de coeficientes aerodinâmicos médios em corpos de placa plana isolados sob carregamento estacionário, pois evita a complexidade associada à reprodução de perfis de cisalhamento e espectros de turbulência dependentes do tipo de terreno.

Para assegurar a integridade da malha durante as simulações não estacionárias, foi utilizado o módulo *Dynamic Mesh* do *ANSYS Fluent*<sup>®</sup>, com acoplamento fluido-estrutura implícito. Os painéis foram modelados como

corpo rígido, de modo que a deformação ocorre no domínio fluido, enquanto a geometria estrutural permanece inalterada. A malha bidimensional adotada é não estruturada, composta por elementos triangulares no domínio principal e 20 camadas prismáticas de inflação junto às superfícies sólidas, conforme apresentado na Tabela 3.2. A deformação da malha foi tratada por técnicas de *mesh smoothing* baseadas no método elástico (*spring-based smoothing*), com monitoramento de parâmetros de qualidade como *skewness*, ortogonalidade e razão de aspecto. Sempre que necessário, foi empregado remalhamento local automático para evitar colapso ou alongamento dos elementos durante a rotação dinâmica do painel.

Quanto à interação entre a esteira e a camada limite do solo, esta não foi considerada na modelagem transiente bidimensional. O modelo foi idealizado sem efeito do solo ou perfil atmosférico, com o objetivo de isolar os fenômenos aeroelásticos ao rastreador. A inclusão do solo implicaria a modelagem explícita da camada limite atmosférica, do perfil logarítmico de velocidade e dos parâmetros de rugosidade, introduzindo variáveis que poderiam interferir na identificação dos fenômenos de VIV e de amplificação aeroelástica.

Tabela 3.4: Parâmetros numéricos e físicos empregados no modelo aeroelástico bidimensional não estacionário.

Parâmetro	Valor
Dimensões do domínio ( $LH$ )	$40,000 \times 10,000$ mm
Comprimento do módulo ( $L$ )	4,768 mm
Altura característica ( $D$ )	1,300 mm
Tipo de malha	Triangular não estruturada + prismas
Camadas de inflação	20 camadas; primeira camada $1 \times 10^{-4}$ m
Elementos totais	$\sim 100,000$
Passo temporal ( $\Delta t$ )	0,002 s
Tempo total simulado	20 s
Modelo de turbulência	<i>SST k-<math>\omega</math></i>
Condições de contorno do domínio	Entrada (velocidade); saída (pressão); paredes não deslizantes
Solver	Transiente, pressure-based
Modelo dinâmico	SixDOF rotacional com FSI implícito
Amplitude angular	$-60^\circ$ a $+60^\circ$
Critério de convergência	Resíduos $10^{-5}$ a $10^{-6}$

Os estudos numéricos de dinâmica dos fluidos computacional e de análise estrutural por método dos elementos finitos foram conduzidos em uma estação de trabalho. As simulações foram realizadas utilizando os softwares *ANSYS Fluent*<sup>®</sup> para a modelagem do escoamento aerodinâmico e *ANSYS Mechanical*<sup>®</sup> para as análises estruturais. A Tabela 3.5 apresenta as especificações de hardware do sistema computacional utilizado no desenvolvimento das simulações numéricas e no pós-processamento dos resultados.

Tabela 3.5: Especificações de hardware da estação de trabalho utilizada nas simulações numéricas.

Componente	Especificação
Processador (CPU)	Intel <sup>®</sup> Core <sup>™</sup> i7-12700H (2.30 GHz)
Núcleos de processamento	14 cores físicos / 20 processadores lógicos
Memória RAM	32 GB DDR4 (3200 MT/s)
Placa gráfica (GPU)	GPU dedicada com 6 GB de memória
Armazenamento	SSD 954 GB
Sistema operacional	Sistema operacional 64-bit, arquitetura x64
Softwares utilizados	<i>ANSYS Fluent</i> <sup>®</sup> , <i>ANSYS Mechanical</i> <sup>®</sup>

### 3.3 Análise Estrutural

A metodologia estrutural desenvolvida neste estudo estabelece a conexão entre os resultados da análise CFD do domínio tridimensional e o dimensionamento estrutural do rastreador solar. A partir do mapa de pressão obtido pelo coeficiente de pressão para cada ângulo dos painéis solares, torna-se necessário determinar o carre-

gamento de vento distribuído sobre a estrutura metálica, capaz de representar as solicitações que atuam em cada longarina, tubo de torque e estacas.

O carregamento distribuído equivalente foi obtido por meio da integração das pressões sobre cada região tributária da superfície, conforme as Equações. (3.5), (3.6) e (3.7), definindo o processo de conversão do campo de pressões em forças resultantes e carregamentos lineares aplicados aos elementos estruturais.

Este item apresenta o procedimento de cálculo dos esforços internos na estrutura para cada cenário de combinação de carga conforme a norma ASCE-7 (ASCE, 2016) e o dimensionamento conforme a norma AISC-360 (AISC, 2016). A Figura 3.4 apresenta o fluxograma ilustrando a sequência CFD–modelo estrutural–FEM.

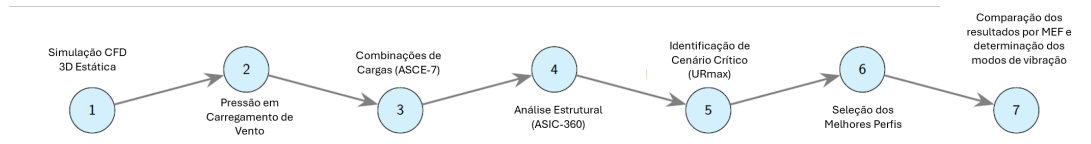


Figura 3.4: Linha do tempo metodológica do procedimento de avaliação do rastreador solar (Autor).

Após a obtenção dos carregamentos distribuídos de vento em cada aba das longarinas a partir da rotina de pós-processamento no *software MATLAB*<sup>®</sup>, determinou-se o carregamento de vento atuante em cada longarina do rastreador solar para todos os casos simulados. Esses carregamentos distribuídos são expressos em N/m com respeito ao sistema global de coordenadas do rastreador. Os vetores de carga foram posteriormente decompostos em suas componentes  $x$  (transversal) e  $y$  (vertical) para análise estrutural.

Em conformidade com as prescrições da ASCE 7 (ASCE, 2016), todas as combinações de carregamento foram geradas para fins de projeto e verificação estrutural dos componentes do rastreador, de acordo com a norma AISC 360 (AISC, 2016). Os carregamentos distribuídos derivados do CFD foram empregados para calcular os esforços internos no tubo de torque, longarinas e estacas, garantindo consistência entre os modelos aerodinâmico e estrutural.

#### Definição dos Carregamentos e Combinações Básicas

A análise estrutural considerou os seguintes tipos de carregamentos:

- **PP** – Peso próprio dos elementos estruturais;
- **SC** – Carga acidental ou operacional, representando cargas adicionais devido aos módulos, conexões, manutenções e eventual acúmulo de neve, com valor nominal adotado de 100 N/m;
- **W** – Carga de vento, aplicada como força distribuída ao longo dos componentes do rastreador de acordo com os coeficientes aerodinâmicos obtidos pela análise *CFD*.

A carga de serviço (SC) foi modelada como uma ação distribuída de 100 N/m ao longo das longarinas. Esse valor representa os esforços associados às atividades de manutenção, inspeção e operação do sistema, incluindo o peso de ferramentas, cabos, conectores e eventuais cargas acidentais aplicadas por técnicos durante intervenções. A INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION (2014) estabelece que cargas de operação e manutenção devem ser incluídas no dimensionamento estrutural, ainda que não forneça valores numéricos, recomendando que o projetista adote magnitudes compatíveis com a prática da indústria. Valores na faixa de 80–150 N/m são amplamente utilizados em manuais técnicos de fabricantes de rastreadores (STI NORLAND, 2020), além de serem empregados em estudos acadêmicos recentes (ADELEKE, 2016; MOHAPATRA, 2012; RONDÓN, 2018). Assim, o valor de 100 N/m constitui uma estimativa representativa e conservadora, atendendo às diretrizes da ASCE 7 para cargas de utilização e assegurando rigidez em regime de serviço (ASCE, 2016).

As seguintes combinações básicas de carregamento foram consideradas, em conformidade com os fatores definidos pela norma ASCE 7 (ASCE, 2016):

- 1.4 PP;
- 1.2 PP + 1.6 SC;
- 0.9 PP + W (sucção – *vento de popa*);
- 1.2 PP + W + 0.5 SC (pressão – *vento de proa*).

Essas combinações foram avaliadas para ambas as direções de vento (*proa* e *popa*) e para seis ângulos de inclinação dos painéis ( $10^\circ$ ,  $20^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $40^\circ$ ,  $50^\circ$  e  $60^\circ$ ), resultando em um total de 36 cenários distintos. Neste trabalho, define-se vento de proa como a condição em que o escoamento incidente atinge predominantemente a face frontal do painel, enquanto vento de popa corresponde à incidência pela face posterior do painel, conforme ilustrado na Fig. 3.5. Para cada caso, o carregamento distribuído atuante nas 32 longarinas ( $L1-L32$ ) foi calculado tanto na direção do eixo  $x$  quanto na direção do eixo  $y$ .

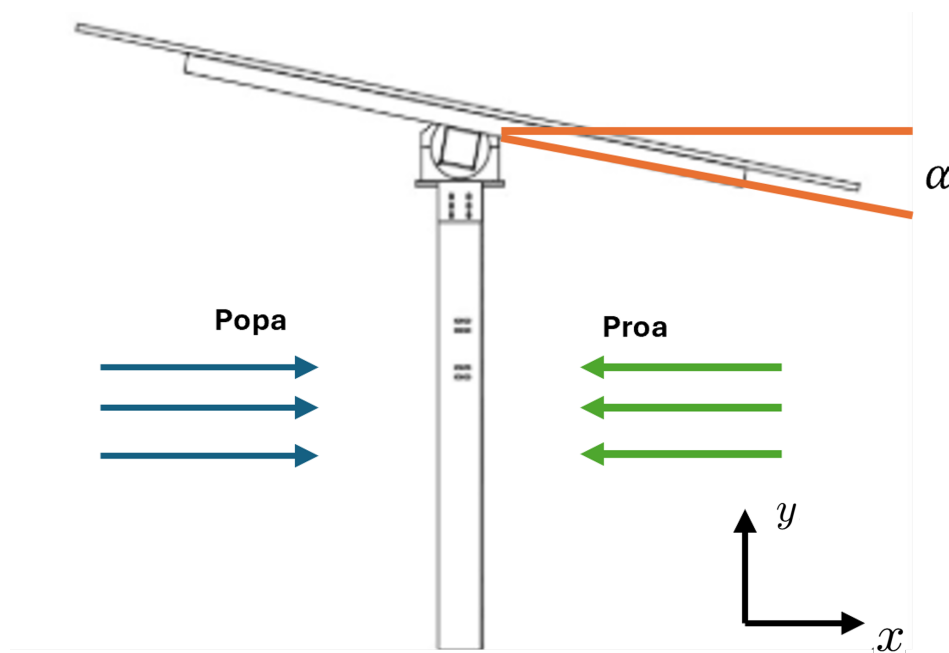


Figura 3.5: Convenção adotada para as direções de vento: *proa* (incidência na face frontal do painel) e *popa* (incidência na face posterior), em relação ao ângulo de inclinação.

A Tabela 3.6 resume todos os cenários e as combinações utilizadas na análise estrutural do presente estudo.

Os resultados numéricos de cada combinação — incluindo os carregamentos distribuídos (N/m) atuando em cada longarina ( $L1-L32$ ) nas direções dos eixos  $x$  e  $y$ , conforme Figura 3.10 — são apresentados no Apêndice A. Esses valores constituem a base para a determinação subsequente dos momentos fletores, forças cortantes e esforços de torção no tubo de torque e nas estacas de suporte.

### 3.4 Conversão dos campos de pressão em carregamentos estruturais

No presente trabalho, os campos aerodinâmicos obtidos a partir das simulações computacionais foram convertidos em carregamentos estruturais equivalentes com o objetivo de avaliar os esforços atuantes nos componentes do rastreador solar. O procedimento adotado segue formulações utilizadas na engenharia do vento e em análises aeroestruturais de estruturas esbeltas.

Tabela 3.6: Resumo dos 36 cenários de combinação de cargas empregados na análise do rastreador solar.

Direção do Vento	Ângulo (°)	Combinação 1	Combinação 2	Combinação 3
Popa ( <i>Tail Wind</i> )	10	1,4PP	1,2PP+1,6SC	0,9PP+W
Popa ( <i>Tail Wind</i> )	20	1,4PP	1,2PP+1,6SC	0,9PP+W
Popa ( <i>Tail Wind</i> )	30	1,4PP	1,2PP+1,6SC	0,9PP+W
Popa ( <i>Tail Wind</i> )	40	1,4PP	1,2PP+1,6SC	0,9PP+W
Popa ( <i>Tail Wind</i> )	50	1,4PP	1,2PP+1,6SC	0,9PP+W
Popa ( <i>Tail Wind</i> )	60	1,4PP	1,2PP+1,6SC	0,9PP+W
Proa ( <i>Head Wind</i> )	10	1,4PP	1,2PP+1,6SC	1,2PP+W+0,5SC
Proa ( <i>Head Wind</i> )	20	1,4PP	1,2PP+1,6SC	1,2PP+W+0,5SC
Proa ( <i>Head Wind</i> )	30	1,4PP	1,2PP+1,6SC	1,2PP+W+0,5SC
Proa ( <i>Head Wind</i> )	40	1,4PP	1,2PP+1,6SC	1,2PP+W+0,5SC
Proa ( <i>Head Wind</i> )	50	1,4PP	1,2PP+1,6SC	1,2PP+W+0,5SC
Proa ( <i>Head Wind</i> )	60	1,4PP	1,2PP+1,6SC	1,2PP+W+0,5SC

O campo de pressão  $p(x, y, z)$  foi obtido a partir dos coeficientes de pressão adimensionais  $C_p(x, y, z)$ , considerando a massa específica do ar  $\rho$  e a velocidade do escoamento  $U$ , conforme a Equação 3.5:

$$p(x, y, z) = \frac{1}{2} \rho U^2 C_p(x, y, z). \quad (3.5)$$

A força aerodinâmica resultante,  $F_i$ , atuante sobre cada módulo fotovoltaico foi determinada pela integração espacial do campo de pressão sobre a área superficial  $A_i$  conforme a Equação 3.6:

$$F_i = \iint_{A_i} p(x, y, z) dA. \quad (3.6)$$

Para a aplicação no modelo estrutural, a força aerodinâmica resultante foi convertida em um carregamento distribuído,  $q_i$ , equivalente ao longo do elemento estrutural de suporte, admitindo-se que a carga seja uniformemente distribuída ao longo do comprimento  $L_i$  do elemento considerado. O carregamento distribuído equivalente  $q_i$  é, portanto, dado pela Equação 3.7:

$$q_i = \frac{F_i}{L_i}. \quad (3.7)$$

No caso específico do rastreador solar do tipo 2P analisado neste estudo, cada módulo fotovoltaico transfere suas ações aerodinâmicas para duas longarinas adjacentes. Assim, o carregamento distribuído aplicado a cada longarina resulta da contribuição parcial dos módulos vizinhos, conforme a geometria estrutural do sistema. Esse procedimento assegura uma representação mais realista da transferência de cargas aerodinâmicas para a estrutura metálica do rastreador.

Os carregamentos distribuídos obtidos por esse método foram posteriormente utilizados nas análises estruturais dos componentes do rastreador, incluindo longarinas, tubo de torque e estacas de suporte, conforme descrito nas seções subsequentes deste capítulo.

### 3.4.1 Definição Paramétrica dos Perfis Estruturais

Foi desenvolvida uma biblioteca paramétrica abrangente de seções transversais estruturais para modelar os três componentes principais do rastreador solar: longarinas, tubo de torque e estacas de suporte. Essa parametrização permite uma avaliação unificada e internamente consistente dos efeitos de flexão, cisalhamento, torção, esforços axiais para cada perfil candidato sob os 36 cenários de carregamento de vento derivados dos campos de pressão obtidos via CFD.

Para cada direção de ataque do vento, as componentes do carregamento foram rotacionadas para o sistema local das longarinas utilizando a Equação (3.8). Adicionalmente, o peso próprio das longarinas e do tubo de torque

foi computado conforme as Eqs. (3.9) e (3.13), respectivamente.

Todos os candidatos geométricos foram verificados de acordo com as disposições de resistência da norma norma AISC 360–16 (AISC,2016), incluindo os estados-limite de flexão, cisalhamento, força axial e flambagem lateral–torcional. A capacidade resistente de cada perfil foi avaliada com base nos fatores de resistência da Equação (3.35) e nas expressões de resistência nominal apresentadas na Equação (3.36).

As longarinas foram modeladas como perfis cartola dobrados a frio, avaliadas quanto aos esforços atuantes obtidos pelas Eqs. (3.10) e (3.12), bem como à suscetibilidade à flambagem lateral–torcional por meio da Equação (3.11). Os componentes de tensão correspondentes foram determinados pelas Eqs. (3.37) e (3.38).

As longarinas do rastreador solar foram modeladas a partir de perfis do tipo cartola formados a frio, amplamente empregados em sistemas de suporte de módulos fotovoltaicos devido à sua elevada eficiência estrutural associada a baixo peso próprio. A Figura 3.6 apresenta a configuração geométrica adotada, bem como os parâmetros característicos utilizados na definição do espaço paramétrico investigado.

Com base nos intervalos geométricos listados na Tabela 3.7, foi gerado um total de 90 configurações distintas de perfis cartola, cobrindo faixas realistas de esbeltez e rigidez compatíveis com rastreadores fotovoltaicos de grande porte. Para cada configuração, foram avaliadas as propriedades geométricas e realizadas as verificações estruturais conforme os critérios normativos aplicáveis, visando à seleção do perfil com melhor desempenho estrutural em termos de resistência e eficiência material.

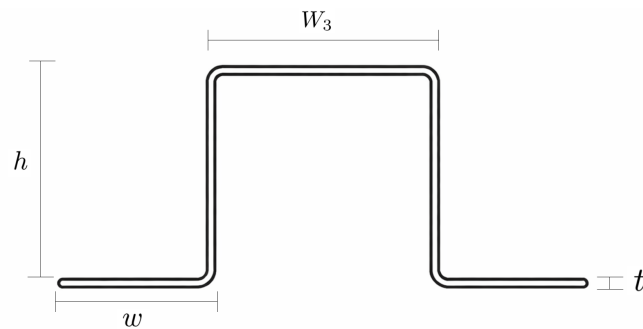


Figura 3.6: Configuração geométrica do perfil cartola adotado para as longarinas, com indicação dos parâmetros característicos utilizados na definição do espaço paramétrico.(Autor)

Tabela 3.7: Parâmetros geométricos selecionados para os perfis cartola das longarinas.

Parâmetro	Símbolo	Intervalo	Unidade
Altura da alma	$h$	{80, 100, 120}	mm
Largura da aba inferior	$w$	{35,0, 37,5, 40,0}	mm
Espessura	$t$	1,8–4,8 (10 incrementos)	mm
Largura da aba superior	$W_3$	54 (constante)	mm
Total de geometrias	–	90	–

Cada configuração, denotada como  $h-w-t$ , foi avaliada quanto às tensões de flexão, tensões axiais decorrentes do caminho de carga dos painéis, cisalhamento, demanda torcional e suscetibilidade à instabilidade por flambagem lateral–torcional (LTB). Essas tensões foram calculadas a partir das equações gerais de tensões normais e de cisalhamento apresentadas nas Eqs. (3.37) e (3.38).

O tubo de torque foi parametrizado utilizando perfis tubulares circulares (CHS) e tubulares quadrados (SHS). As ações aplicadas ao tubo foram avaliadas a partir do torque resultante da Equação (3.14) e dos momentos fletores completos das Equações (3.15) e (3.16), bem como os esforços cortantes definidos em (3.17). Nos trechos em balanço, foram utilizadas as Equações (3.18), (3.19), (3.20) e (3.21).

Para a definição do espaço paramétrico do tubo de torque, foram considerados perfis tubulares circulares (CHS) e perfis tubulares quadrados (SHS), amplamente empregados em estruturas de rastreadores solares devido

à sua elevada eficiência torcional e simplicidade construtiva. As seções transversais analisadas estão ilustradas na Figura 3.7, enquanto os intervalos geométricos adotados para cada tipologia são apresentados na Tabela 3.8.

Tabela 3.8: Parâmetros geométricos selecionados para a biblioteca de perfis do tubo de torque.

Parâmetro	Intervalo e especificações
Diâmetro externo (CHS)	80–250 mm (incrementos de 10–20 mm)
Espessura da parede (CHS)	2–10 mm
Largura externa (SHS)	100–200 mm
Espessura da parede (SHS)	4,5–16 mm

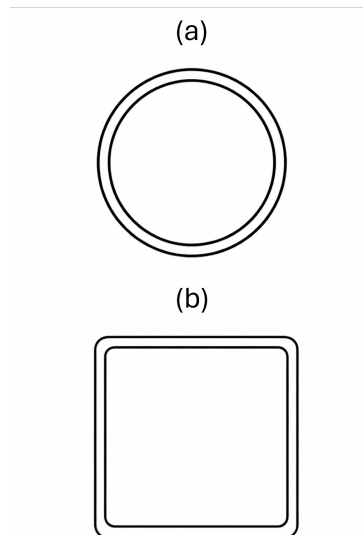


Figura 3.7: Perfis estruturais analisados para o tubo de torque: (a) seção tubular circular (CHS); (b) seção tubular quadrada (SHS). (Autor)

A parametrização unificada permite a comparação direta da capacidade resistente à flexão, rigidez torcional, suscetibilidade à flambagem local e tração e do índice de utilização máximo entre os perfis CHS e SHS.

O sistema de estacas foi parametrizado utilizando perfis C e W, avaliando a interação flexão–axial por meio do momento lateral obtido pela Equação (3.23), o esforço axial distribuído conforme a Equação (3.24) e a tensão devido à excentricidade segundo as Equações (3.25)–(3.27). O momento aplicado no topo da estaca foi computado pela Equação (3.28) e o momento externo resultante pela Equação (3.29). A variação do momento ao longo da profundidade foi modelada pela Equação (3.30), e a força cortante correspondente pela Equação (3.31). A contribuição torcional foi avaliada pela Equação (3.33) e a tensão de cisalhamento por torção pela Equação (3.34).

Para o dimensionamento das estacas de fundação, foram avaliadas seções estruturais do tipo canal (perfil C formado a frio) e perfis do tipo I, amplamente empregados em sistemas de suporte de rastreadores solares. A Figura 3.8 ilustra as configurações geométricas e os parâmetros característicos adotados para cada tipologia de seção.

Os intervalos geométricos investigados para cada perfil foram definidos com base em critérios de aplicabilidade estrutural, disponibilidade comercial e recomendações normativas, sendo resumidos na Tabela 3.9. Para cada configuração analisada, as verificações resistentes foram conduzidas conforme os critérios estabelecidos pela norma AISC 360 (AISC, 2016), considerando os esforços combinados de compressão, flexão e interação solo–estrutura.

Tabela 3.9: Parâmetros geométricos selecionados para seções das estacas.

Parâmetros	Símbolo	Intervalo	Unidade
Altura da seção tipo C	$h_c$	100–250	mm
Largura da aba da seção tipo C	$b_c$	45–110	mm
Espessura da seção tipo C	$t$	3,0–6,0	mm
Altura da seção tipo W	$h$	150–310	mm
Largura das mesas	$b_f$	100–150	mm
Espessura da alma/mesa	$t_w, t_f$	AISC W-shapes	mm

Ambas as famílias de seções foram avaliadas quanto à flexão nos eixos forte e fraco, interação flexão–axial, demanda torcional induzida pela rotação do rastreadores. O peso próprio da estaca foi computado segundo a Equação (3.22). A biblioteca paramétrica completa sustenta uma verificação multicritério dos componentes estruturais, considerando os carregamentos aerodinâmicos derivados das simulações CFD.

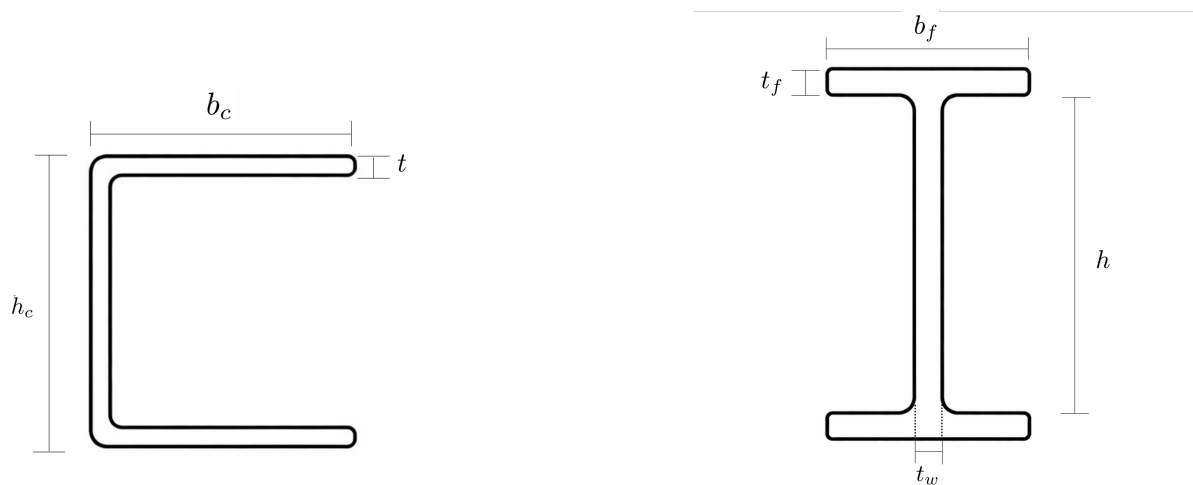


Figura 3.8: Perfis estruturais analisados para as estacas: (a) seção tipo C formada a frio; (b) perfil tipo I (*W-shape*), com indicação dos parâmetros geométricos característicos.(Autor)

### 3.5 Modelo Estrutural e Análise Estática

Com o objetivo de determinar os esforços internos atuantes na estrutura metálica do rastreador solar, foi desenvolvida uma metodologia de cálculo com base nos procedimentos apresentados por Hibbeler (2016) e Gere (2012). A metodologia de obtenção dos diagramas de momento fletor, força cortante e força normal segue diretamente das equações diferenciais de equilíbrio e do princípio da superposição, sendo compatibilizada com as combinações de carregamentos prescritas pela norma AISC-360, (AISC, 2016). Para rastreadores solares, adotou-se a abordagem recomendada na literatura (ZARACHO, 2025; MOHAPATRA, 2012), na qual os esforços provenientes dos mapas tridimensionais de pressão são convertidos em carregamentos equivalentes ao longo das longarinas e dos tubos de torque. Essa formulação permite a determinação dos esforços solicitantes utilizados posteriormente no dimensionamento segundo os critérios da norma AISC-16 (AISC, 2016). O modelo de cálculo estrutural foi dividido em três seções para cada componente principal da estrutura metálica do rastreador solar, conforme apresentado na Figura 3.9.

- **Longarinas** — elementos responsáveis pelo apoio direto dos módulos fotovoltaicos e pela transferência das cargas aerodinâmicas ao tubo de torque;
- **Tubo de torque** — componente central que promove o movimento rotacional do rastreador e distribui os esforços entre as longarinas e as estacas;

- **Estacas** — estruturas de fundação que transmitem ao solo todos os esforços provenientes do tubo de torque, incluindo cargas axiais, flexões e torções.

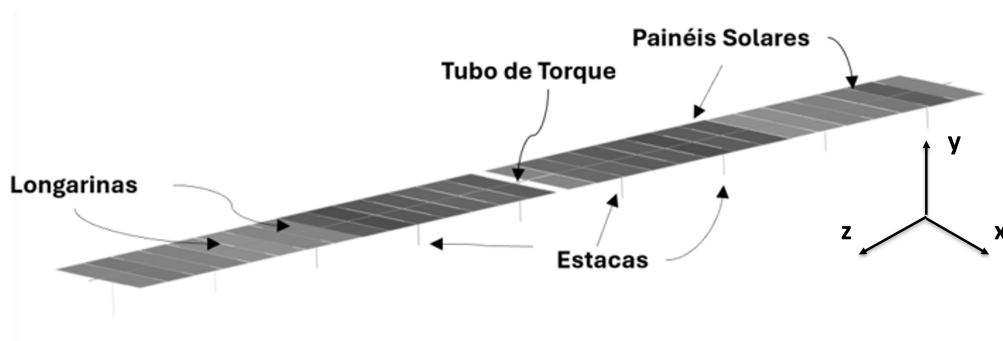


Figura 3.9: Esquema do modelo estrutural adotado para o rastreador solar, indicando o tubo de torque, as longarinas, as estacas de fundação, o sistema de coordenadas e as forças concentradas transmitidas ao tubo.

Para a determinação dos esforços internos, os componentes estruturais foram analisados individualmente, cada um idealizado como elemento de viga submetido aos respectivos carregamentos distribuídos. A metodologia de cálculo adotada para cada componente é apresentada a seguir, contemplando a obtenção dos esforços de flexão, cisalhamento, axial e torção, bem como a verificação de capacidade conforme os critérios das normas aplicáveis.

Para fins de cálculo, o tubo de torque é dividido em dez seções. As seções de extremidade comportam-se como balanços, enquanto as seções intermediárias formam oito vãos engastado–engastado. Cada estaca é modelada como um pilar vertical, totalmente engastado na fundação e rigidamente conectado ao tubo de torque. A análise estrutural considera as cargas induzidas pelo vento que são transferidas das longarinas para o tubo de torque e, subsequentemente, para as estacas de suporte.

A Figura 3.10 apresenta o desenho esquemático do rastreador solar utilizado na formulação analítica, destacando o tubo de torque, as longarinas ( $L1-L32$ ) e as estacas de suporte ( $P1-P9$ ), bem como o sistema de referência longitudinal adotado. O eixo  $z$  é definido ao longo do comprimento do tubo de torque, com origem em uma das extremidades do rastreador, coincidindo com a extremidade esquerda do sistema.

A Tabela 3.10 resume as coordenadas longitudinais das longarinas e dos apoios ao longo do eixo do tubo de torque. As posições correspondem ao sistema de referência do modelo utilizado para aplicação dos carregamentos e para a discretização em elementos finitos.

Tabela 3.10: Coordenadas longitudinais das longarinas e estacas de suporte ao longo do tubo de torque.

Elemento	Posição ao longo do tubo [m]
Longarinas ( $L1-L32$ )	0,17; 1,52; 2,87; 4,22; 5,57; 6,92; 8,27; 9,62; 10,97; 12,32; 13,67; 15,02; 16,37; 17,72; 19,07; 20,42; 21,58; 22,93; 24,28; 25,63; 26,98; 28,33; 29,68; 31,03; 32,38; 33,73; 35,08; 36,43; 37,78; 39,13; 40,48; 41,83
Estacas ( $P1-P9$ )	1,20; 6,15; 11,10; 16,05; 21,00; 25,95; 30,90; 35,85; 40,80

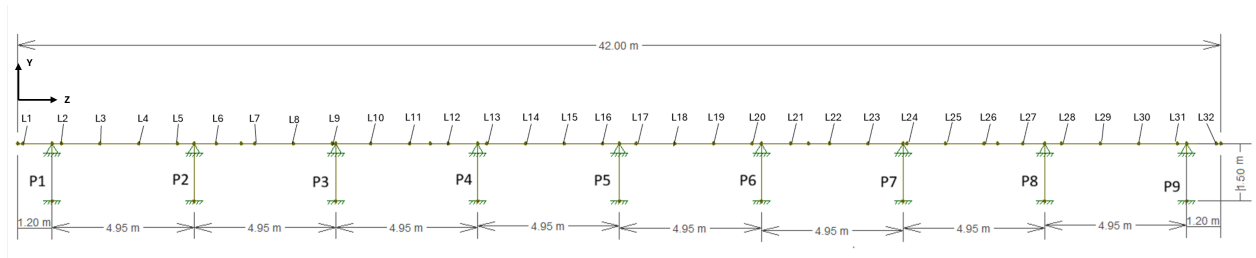


Figura 3.10: Desenho esquemático do rastreador solar analisado, indicando o tubo de torque, as longarinas (L1–L32), as estacas de suporte (P1–P9) e o sistema de referência longitudinal adotado ao longo do eixo do tubo.

A configuração estrutural resultante corresponde a uma viga contínua com múltiplos apoios e carregamentos distribuídos aplicados nos pontos de fixação das longarinas. As seções seguintes apresentam a formulação analítica e o modelo em elementos finitos utilizados para determinar os momentos fletores, esforços cortantes e tensões torcionais tanto no tubo de torque quanto nas estacas verticais.

### 3.5.1 Modelo das Longarinas

Cada longarina foi idealizada como uma viga bi-apoiada submetida ao carregamento aerodinâmico uniforme obtido a partir do campo de pressões do CFD, acrescido de seu peso próprio. As componentes globais de pressão ( $q_x, q_y$ ) foram projetadas para o sistema local de cada longarina por meio da rotação pelo ângulo de inclinação  $\alpha$ , conforme Equação (3.8). A contribuição do peso próprio foi representada por uma carga distribuída constante, calculada pela Equação (3.9). Assim, o carregamento vertical total atuante tornou-se ( $q'_y + w_{\text{purlin}}$ ), resultando nos esforços internos máximos de flexão, cisalhamento e força axial obtidos pela Equação (3.10).

O momento crítico elástico que governa o fenômeno de flambagem lateral com torção (LTB) foi determinado pela Equação (3.11), permitindo o cálculo do índice global de utilização das longarinas. Na formulação adotada,  $q_x$  e  $q_y$  representam as componentes globais do carregamento aerodinâmico distribuído por unidade de comprimento nas direções longitudinal e transversal do rastreador;  $q'_x$  e  $q'_y$  correspondem às componentes projetadas no sistema de referência local da longarina;  $\alpha$  é o ângulo de inclinação do painel solar em relação ao plano horizontal;  $w_{\text{purlin}}$  é a carga distribuída associada ao peso próprio da longarina;  $FPP$  é o fator de participação do peso próprio;  $\gamma_{\text{steel}}$  é o peso específico do aço;  $A_{\text{purlin}}$  é a área da seção transversal da longarina;  $g$  é a aceleração da gravidade;  $L$  é o comprimento da longarina;  $M_y$ ,  $V_y$  e  $N_x$  são, respectivamente, o momento fletor máximo, a força cortante máxima e a força normal axial atuantes na longarina. Além disso,  $M_{cr}$  denota o momento crítico elástico associado à flambagem lateral com torção;  $E$  e  $G$  são os módulos de elasticidade longitudinal e de cisalhamento do material;  $I_{yy}$  é o momento de inércia da seção em relação ao eixo fraco;  $J$  é a constante de torção da seção transversal;  $r_y$  e  $r_t$  são os raios de giração associados à flexão e à torção;  $L_b$  é o comprimento destravado à flambagem lateral; e  $C_b$  é o coeficiente de distribuição do momento fletor.

$$\begin{bmatrix} q'_x \\ q'_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha \\ -\sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q_x \\ q_y \end{bmatrix}, \quad (3.8)$$

$$w_{\text{purlin}} = FPP \gamma_{\text{steel}} A_{\text{purlin}} g, \quad (3.9)$$

$$M_y = \frac{(q'_y + w_{\text{purlin}}) L^2}{8}, \quad V_y = \frac{(q'_y + w_{\text{purlin}}) L}{2}, \quad N_x = q'_x L, \quad (3.10)$$

$$M_{cr} = \frac{C_b \pi^2 E I_{yy}}{(L_b/r_y)^2} \sqrt{1 + \frac{(L_b/r_t)^2 G J}{\pi^2 E I_{yy}}}, \quad (3.11)$$

### 3.5.2 Modelo do Tubo de Torque

A partir dos carregamentos distribuídos obtidos em cada cenário de vento, as forças concentradas transmitidas por cada longarina ao tubo de torque foram calculadas como o produto da carga linear aerodinâmica  $q$ , expressa em  $\text{N m}^{-1}$ , pelo comprimento da longarina  $L_{purlin}$ . As componentes  $q_x$  e  $q_y$  representam, respectivamente, as parcelas do carregamento aerodinâmico distribuído nas direções longitudinal ( $x$ ) e vertical ( $y$ ) do rastreador. As forças concentradas resultantes  $F_x$  e  $F_y$  correspondem às componentes horizontal e vertical das reações transmitidas por cada longarina ao tubo de torque. As componentes horizontal e vertical foram consideradas separadamente, conforme a Equação (3.12).

$$F_y = q_y L_{purlin}, \quad F_x = q_x L_{purlin}. \quad (3.12)$$

O tubo de torque foi modelado como uma viga contínua, composta por vãos internos engastados–engastados e segmentos em balanço nas extremidades, configuração usualmente adotada em análises estruturais de rastreadores solares de eixo único. As reações verticais  $F_{r,y,i}$  e os componentes horizontais de arrasto  $F_{r,x,i}$ , associados à  $i$ -ésima longarina, foram tratados como forças concentradas aplicadas em posições conhecidas  $a_i$  ao longo do eixo longitudinal  $z$  do tubo de torque. O peso próprio do tubo foi representado por um carregamento distribuído uniforme  $w_{\text{tube}}$ , calculado a partir do fator de participação do peso próprio  $FPP$ , do peso específico do aço  $\gamma_{\text{steel}}$ , da área da seção transversal do tubo  $A_{\text{tube}}$  e da aceleração da gravidade  $g$ , conforme 3.13:

$$w_{\text{tube}} = FPP \gamma_{\text{steel}} A_{\text{tube}} g \quad (3.13)$$

A excentricidade geométrica  $e_g$  entre a linha de ação das reações verticais das longarinas e o centroide da seção transversal do tubo de torque gera uma sollicitação torcional, caracterizada pelo torque resultante  $T$ . A resposta estrutural em flexão no plano vertical ( $yz$ ) é governada pela combinação das reações verticais das longarinas e do peso próprio do tubo, enquanto a flexão no plano longitudinal ( $xz$ ) é controlada pelas forças aerodinâmicas horizontais  $F_{r,x,i}$ , conforme descrito nas Eqs. (3.15) e (3.16).

A força cortante associada à flexão longitudinal do tubo de torque é obtida a partir da derivada espacial do momento fletor em relação à coordenada longitudinal  $z$ , conforme a Equação (3.16), sendo expressa explicitamente pela Equação (3.17). A formulação emprega a função de Heaviside para representar a contribuição descontínua das forças concentradas aplicadas ao longo do comprimento da estrutura.

O momento torsor total  $T$ , atuante em torno do eixo longitudinal do tubo de torque, é calculado pela soma dos momentos gerados pelas forças resultantes aerodinâmicas  $F_{r,y,i}$  aplicadas em cada ponto  $i$ , multiplicadas pela excentricidade geométrica  $e_g$  entre o ponto de aplicação da força e o eixo de rotação, conforme a Equação (3.14). Nessa expressão,  $n$  representa o número total de forças concentradas consideradas ao longo da estrutura.

O momento fletor em torno do eixo  $x$ , denotado por  $M_x(z)$ , é descrito pela Equação (3.15), na qual  $M_{xA}$  representa o momento fletor na seção de referência  $A$ ,  $R_{yA}$  é a reação vertical associada ao apoio nessa seção,  $w_{\text{tube}}$  corresponde à carga distribuída equivalente do tubo de torque, e  $z$  é a coordenada longitudinal medida a partir do apoio  $A$ . Os termos envolvendo  $F_{r,y,i}$  representam as contribuições das forças concentradas aplicadas nas posições  $a_i$ , sendo a expressão  $\frac{(z-a_i)+|z-a_i|}{2}$  utilizada para ativar a contribuição apenas para  $z \geq a_i$ .

De modo análogo, o momento fletor em torno do eixo  $y$ , indicado por  $M_y(z)$ , é dado pela Equação (3.16), em que  $M_{yA}$  é o momento fletor inicial na seção  $A$ ,  $R_{xA}$  é a reação horizontal correspondente, e  $F_{r,x,i}$  são as componentes horizontais das forças resultantes aerodinâmicas aplicadas ao longo do comprimento do tubo, localizadas nas posições  $a_i$ .

A força cortante  $V_x(z)$  associada à flexão em torno do eixo  $y$  é obtida pela derivada de  $M_y(z)$  em relação à coordenada  $z$ , conforme a Equação (3.17). Nessa equação,  $H(z - a_i)$  representa a função de Heaviside, a qual assume valor unitário para  $z \geq a_i$  e valor nulo caso contrário, permitindo a correta contabilização das forças concentradas  $F_{r,x,i}$  ao longo da estrutura.

Essa formulação assegura uma representação contínua e fisicamente consistente dos esforços internos ao longo do tubo de torque, incorporando simultaneamente os efeitos de carregamentos distribuídos, forças concentradas e excentricidades geométricas decorrentes da aplicação dos carregamentos aerodinâmicos.

$$T = \sum_{i=1}^n F_{r,y,i} e_g, \quad (3.14)$$

$$M_x(z) = M_{xA} + R_{yA} z - \frac{w_{\text{tube}} z^2}{2} - \sum_{i=1}^n F_{r,y,i} \frac{(z - a_i) + |z - a_i|}{2}, \quad (3.15)$$

$$M_y(z) = M_{yA} + R_{xA} z - \sum_{i=1}^n F_{r,x,i} \frac{(z - a_i) + |z - a_i|}{2}, \quad (3.16)$$

$$V_x(z) = \frac{dM_y(z)}{dz} = R_{xA} - \sum_{i=1}^n F_{r,x,i} H(z - a_i), \quad (3.17)$$

A função de Heaviside  $H(z - a_i)$  é empregada para ativar a contribuição das forças concentradas apenas para posições ao longo do tubo superiores ao ponto de aplicação  $a_i$ , garantindo a correta representação matemática da distribuição dos esforços internos. O comprimento total do tubo de torque é indicado por  $L$ , enquanto  $R_{xB}$  e  $R_{yB}$  representam as reações correspondentes no apoio final  $B$ . As condições de contorno são:

$$M_y(0) = M_{yA}, \quad M_y(L) = M_{yB}, \quad V_x(0) = R_{xA}, \quad V_x(L) = -R_{xB}.$$

Os diagramas de momento fletor ao longo do tubo de torque são expressos pelas funções  $M_x(z)$  e  $M_y(z)$ , correspondentes, respectivamente, aos momentos fletores nos planos vertical e longitudinal, em função da coordenada longitudinal  $z$ . Os termos  $M_{xA}$  e  $M_{yA}$  representam os momentos fletores nas seções de apoio iniciais, enquanto  $R_{yA}$  e  $R_{xA}$  denotam as reações verticais e horizontais no apoio inicial  $A$ . A força cortante associada à flexão longitudinal é representada por  $V_x(z)$ , obtida como a derivada do momento fletor  $M_y(z)$  em relação à coordenada  $z$ .

Nas duas extremidades do rastreador, o tubo de torque comporta-se como uma viga em balanço de comprimento  $L_{\text{bal}} = 1,2$  m, engastada em uma extremidade e livre na outra. Uma única força de reação horizontal  $F_{r,x}$  proveniente da longarina mais externa atua em uma posição  $a$  medida a partir da extremidade engastada.

Para um número arbitrário de cargas horizontais e verticais concentradas  $F_{r,x,i}$  e  $F_{r,y,i}$  atuando nas posições  $a_i$  ao longo de um balanço de comprimento  $L_{\text{bal}}$ , as expressões gerais para os momentos fletores internos e forças cortantes são dadas pelas Eqs. (3.18)–(3.21).

$$M_x(z) = -\frac{w_{\text{tube}} z^2}{2} - \sum_{i=1}^n F_{r,y,i} \frac{(z - a_i) + |z - a_i|}{2}, \quad (3.18)$$

$$M_y(z) = -\sum_{i=1}^n F_{r,x,i} \frac{(z - a_i) + |z - a_i|}{2}, \quad (3.19)$$

$$V_x(z) = -\frac{dM_y(z)}{dz} = -\sum_{i=1}^n F_{r,x,i} H(z - a_i), \quad (3.20)$$

$$V_y(z) = -w_{\text{tube}} z - \sum_{i=1}^n F_{r,y,i} H(z - a_i), \quad 0 \leq z \leq L_{\text{bal}}, \quad (3.21)$$

### 3.5.3 Modelo das Estacas

As estacas foram idealizadas como elementos em balanço engastados na base, submetidos à combinação de esforços axiais, fletores e torcionais. Na Equação (3.22),  $P_{\text{pile}}$  representa a força axial total atuante na estaca, associada ao peso próprio e às reações verticais transmitidas pelo tubo de torque;  $FPP$  é o fator de participação do peso próprio;  $\gamma_{\text{steel}}$  corresponde ao peso específico do aço;  $A_{\text{pile}}$  é a área da seção transversal da estaca;  $H_{\text{pile}}$  denota a altura livre da estaca acima do solo; e  $g$  é a aceleração da gravidade.

$$P_{\text{pile}} = FPP \gamma_{\text{steel}} A_{\text{pile}} H_{\text{pile}} g, \quad (3.22)$$

O momento fletor induzido pelo vento longitudinal ao longo do fuste da estaca é descrito pela Equação (3.23), na qual  $M_z(x)$  é o momento fletor em função da coordenada vertical  $x$ , medida a partir da base da estaca;  $q_x$  representa a carga aerodinâmica distribuída por unidade de comprimento na direção longitudinal do rastreador; e  $H_{\text{pile}}$  define a altura total exposta da estaca.

$$M_z(x) = q_x \frac{(H_{\text{pile}} - x)x}{2}, \quad (3.23)$$

A variação da força axial ao longo da estaca é expressa pela Equação (3.24), onde  $N_{\text{pile}}(y)$  é a força normal axial em função da coordenada  $y$ , também medida a partir da base;  $P_{\text{pile}}$  é a força axial total aplicada no topo da estaca; e o intervalo  $0 \leq y \leq H_{\text{pile}}$  delimita o domínio físico considerado ao longo do elemento estrutural.

$$N_{\text{pile}}(y) = \frac{P_{\text{pile}}}{H_{\text{pile}}} (y - H_{\text{pile}}), \quad 0 \leq y \leq H_{\text{pile}}. \quad (3.24)$$

A excentricidade entre o centroide das estacas e a linha de ação da carga resultante é representada por  $e_{xm}$  e  $e_{ym}$ , calculadas pelas Eqs. (3.25)–(3.27):

$$e_{xm} = x_{\text{mid}} - x_{\text{bar,pile}}, \quad (3.25)$$

$$e_{ym} = y_{\text{mid}} - y_{\text{bar,pile}}, \quad (3.26)$$

$$e_m = \sqrt{e_{xm}^2 + e_{ym}^2}. \quad (3.27)$$

O momento fletor devido a essa excentricidade é dado pela Equação (3.28):

$$M_{A,\text{pile}} = -\frac{P_{\text{pile}} e_{xm}}{2}, \quad (3.28)$$

Em cada apoio, o tubo de torque transmite os momentos fletores correspondentes aos vãos adjacentes (esquerdo e direito), denotados por  $M_{\text{ext}}^{(\text{torquetube } i)}$  e  $M_{\text{ext}}^{(\text{torquetube } i+1)}$ . O momento fletor resultante aplicado no topo da estaca é obtido pela Equação (3.29): onde, para estacas intermediárias ( $i = 2, \dots, 8$ ), ambos os vãos adjacentes contribuem, ao passo que para as estacas de extremidade ( $i = 1$  e  $i = 9$ ) existe contribuição apenas de um dos lados.

$$M_{\text{ext,pile},i} = M_{\text{ext}}^{(\text{torquetube } i)} - M_{\text{ext}}^{(\text{torquetube } i+1)}, \quad (3.29)$$

O momento fletor total em qualquer ponto  $y$  ao longo da estaca é obtido por interpolação linear entre o momento aplicado no topo e o momento nulo no topo da estaca. A Equação (3.30) fornece essa distribuição:

$$M_{x\text{pile},i}(y) = M_{A,\text{pile},i} + M_{\text{ext,pile},i} \left( \frac{H_{\text{pile}} - y}{H_{\text{pile}}} \right), \quad 0 \leq y \leq H_{\text{pile}}, \quad (3.30)$$

A força cortante ao longo do fuste é obtida pela derivada do momento, conforme a Equação (3.31):

$$V_{z_{\text{pile},i}}(y) = -\frac{dM_{x_{\text{pile},i}}(y)}{dy} = \frac{M_{\text{ext,pile},i}}{H_{\text{pile}}}, \quad (3.31)$$

Assim, a força cortante permanece constante ao longo do comprimento do pilar, conforme indicado pela Equação (3.31), correspondendo à reação transmitida pelo tubo de torque dividida pela altura da estaca. A reação horizontal,  $R_{H,\text{pile},i}$  equivalente na fundação é obtida pela Equação (3.32):

$$R_{H,\text{pile},i} = \frac{M_{\text{ext,pile},i}}{H_{\text{pile}}}, \quad (3.32)$$

O tubo de torque conectado ao pilar também transmite um momento torsor  $M_y$  em torno do eixo  $y$ , originando uma torção,  $T_y(x)$  distribuída ao longo do fuste do pilar. O momento varia linearmente da base (valor máximo) até o topo (valor nulo), como expresso na Equação (3.33):  $M_{y,\text{ext}}$  é o momento resultante transmitido pelo tubo de torque no topo do pilar (obtido a partir da análise da viga no plano  $xz$ ).

$$T_y(x) = M_{y,\text{ext}} \left(1 - \frac{x}{H_{\text{pile}}}\right), \quad 0 \leq x \leq H_{\text{pile}}, \quad (3.33)$$

A tensão máxima de cisalhamento decorrente da torção ao longo do fuste do pilar é calculada pela Equação (3.34): em que  $r$  representa o raio externo da estaca e  $J$  é o momento polar de inércia da seção transversal.

$$\tau_t(x) = \frac{T_y(x) r}{J}, \quad (3.34)$$

Com as expressões estabelecidas, todos os esforços internos foram avaliados para cada um dos 36 cenários prescritos pela ASCE-7 (ASCE, 2016), cobrindo direções de proa e popa e seis ângulos de inclinação dos painéis. Contudo, a integração entre o modelo das longarinas, do tubo de torque e das estacas garante a consistência física da transferência de cargas desde o painel até a fundação. Desta forma, os esforços máximos resultantes alimentam diretamente as verificações normativas conforme os critérios de resistência da AISC 360 (AISC, 2016).

### 3.6 Verificação de Resistência – AISC 360

A capacidade resistente dos elementos estruturais foi avaliada conforme os critérios de resistência estabelecidos pela norma AISC 360 (AISC, 2016) considerando explicitamente os efeitos de flexão, força axial (tração e compressão), cisalhamento e flambagem lateral por torção (LTB), quando aplicável. As verificações foram conduzidas no contexto dos estados limites últimos, utilizando fatores de resistência associados a cada modo resistente.

Os fatores de resistência adotados na análise foram  $\phi_b$  para flexão,  $\phi_t$  para força axial e  $\phi_v$  para cisalhamento, conforme indicado na Eq. (3.35).

$$\phi_b = 0,9, \quad \phi_t = 0,9, \quad \phi_v = 0,9. \quad (3.35)$$

As resistências nominais de projeto à flexão, à força axial e ao cisalhamento são expressas pela Equação (3.36), na qual  $F_y$  representa a tensão de escoamento do aço,  $S_x$  é o módulo resistente elástico da seção em relação ao eixo principal de flexão  $x$ ,  $A$  corresponde à área da seção transversal total e  $A_w$  é a área resistente ao cisalhamento. O momento resistente nominal à flexão é dado por  $M_n$ , a resistência axial por  $P_n$  e a resistência ao cisalhamento por  $V_n$ .

$$\phi M_n = \phi_b F_y S_x, \quad \phi P_n = \phi_t F_y A, \quad \phi V_n = \phi_v (0,6 F_y A_w), \quad (3.36)$$

Para cada elemento estrutural do rastreador, os componentes de tensão atuantes foram determinados a partir da combinação dos esforços internos máximos obtidos para cada cenário de carregamento. A tensão normal de flexão  $\sigma_{\text{flex}}$  foi calculada a partir do momento fletor  $M_x$  e do módulo resistente  $S_x$ , enquanto a tensão axial  $\sigma_{\text{axial}}$

foi determinada a partir da força normal  $N$  e da área da seção  $A$ , conforme a Eq. (3.37).

$$\sigma_{\text{flex}} = \frac{M_x}{S_x}, \quad \sigma_{\text{axial}} = \frac{N}{A}, \quad (3.37)$$

As tensões de cisalhamento foram calculadas considerando a contribuição da força cortante  $V$  e do torque  $T$ . A tensão média de cisalhamento  $\tau_{\text{shear}}$  foi obtida a partir da força cortante e da área resistente ao cisalhamento  $A_w$ , enquanto a tensão de cisalhamento por torção  $\tau_{\text{torsion}}$  foi calculada em função do torque atuante  $T$ , do raio médio  $r$  da seção e do momento polar de inércia  $J$ , conforme indicado na Eq. (3.38).

$$\tau_{\text{shear}} = \frac{V}{A_w}, \quad \tau_{\text{torsion}} = \frac{T r}{J}, \quad (3.38)$$

Na qual  $A$  é a área da seção transversal,  $S_x = I_x/(h/2)$  é o módulo resistente elástico,  $I_x$  o momento de inércia em relação ao eixo  $x$ ,  $h$  a altura total da seção,  $A_w$  a área resistente ao cisalhamento,  $J$  o momento polar de inércia da seção,  $r$  o raio médio para perfis tubulares,  $M_x$  o momento fletor máximo,  $N$  a força axial,  $V$  a força cortante e  $T$  o torque atuante.

O índice de utilização estrutural, denominado *Utilization Ratio* (UR), foi utilizado como métrica normativa para avaliação da adequação estrutural de cada perfil e cenário de carregamento. O UR é definido como o valor máximo entre as razões demanda–capacidade associadas aos diferentes modos resistentes, conforme a Eq. (3.39). Nessa expressão,  $\phi_c$  representa o fator de resistência associado à compressão axial, conforme definido pela AISC 360 (AISC, 2016).

$$UR = \max \left[ \frac{M_x}{\phi_b F_y S_x}, \frac{|N|}{\phi_t F_y A}, \frac{|N|}{\phi_c F_y A} + \frac{8}{9} \frac{M_x}{\phi_b F_y S_x}, \frac{V}{\phi_v (F_y/\sqrt{3}) A}, \frac{|T|}{\phi_v F_y J} \right] \quad (3.39)$$

Para cada seção transversal analisada, foi adotado o valor crítico do índice de utilização, definido como o máximo entre os valores obtidos para os 36 cenários de carregamento de vento considerados, conforme indicado na Eq. (3.40).

$$UR_{\text{max}} = \max(UR_i), \quad i = 1, \dots, 36 \quad (3.40)$$

Adicionalmente, foi calculada a tensão equivalente de von Mises  $\sigma_{\text{VM}}$ , obtida pela combinação das tensões normais,  $\sigma_{\text{axial}}$ , tensões de flexão,  $\sigma_{\text{flex}}$  de cisalhamento,  $\tau_{\text{shear}}$  e  $\tau_{\text{torsion}}$  conforme a Eq. (3.41). A partir desse valor, foi determinado o fator de segurança global  $SF$ , definido como a razão entre a tensão de escoamento do material  $F_y$  e a tensão equivalente  $\sigma_{\text{VM}}$ .

$$\sigma_{\text{VM}} = \sqrt{(\sigma_{\text{flex}} + \sigma_{\text{axial}})^2 + 3(\tau_{\text{shear}}^2 + \tau_{\text{torsion}}^2)}, \quad SF = \frac{F_y}{\sigma_{\text{VM}}} \quad (3.41)$$

Essa formulação assegura consistência entre o procedimento adotado, os requisitos normativos da AISC 360 (AISC, 2016) e as métricas necessárias para a comparação com os resultados obtidos por meio do método dos elementos finitos, conforme discutido nas seções subsequentes.

### 3.7 Extração de Rigidez e Massa Equivalentes

Nesta seção, apresentam-se as equações utilizadas para a determinação dos parâmetros estruturais do rastreador solar, a partir das propriedades geométricas e mecânicas dos perfis estruturais selecionados na análise estática. O objetivo desta etapa é obter grandezas efetivas de rigidez e inércia associadas a uma seção representativa do rastreador, as quais serão posteriormente utilizadas em modelos dinâmicos simplificados empregados na análise computacional do escoamento não estacionário.

Para fins de modelagem bidimensional, o rastreador solar é representado por uma seção equivalente composta pelo segmento do tubo de torque correspondente à largura projetada do painel (projeção 2D), pelas duas

longarinas associadas e pelos dois módulos fotovoltaicos. Essa idealização é amplamente adotada na literatura para a construção de modelos reduzidos, permitindo capturar de forma consistente os efeitos inerciais e de rigidez dominantes do sistema estrutural.

Para um elemento estrutural sujeito a um momento torsor  $T$ , a relação entre o ângulo de rotação  $\theta$  ao longo de um comprimento  $L$  é dada pela teoria clássica da torção, Equação 3.42: que  $G$  representa o módulo de cisalhamento do material e  $J$  é o momento polar de inércia da seção transversal. A partir dessa relação, define-se a rigidez torcional equivalente dada pela Equação 3.43. Em que  $J_{\text{eq}}$  representa o momento polar de inércia equivalente da seção composta.

$$\theta = \frac{TL}{GJ}, \quad (3.42)$$

$$k_t = \frac{T}{\theta} = \frac{GJ_{\text{eq}}}{L}, \quad (3.43)$$

A contribuição total do momento polar de inércia equivalente da seção bidimensional, denotado por  $J_{\text{eq}}$ , é obtida pela soma das contribuições individuais dos elementos que compõem a seção transversal do rastreador. Em particular,  $J_{\text{tube}}$  representa o momento polar de inércia do tubo de torque em relação ao eixo de rotação, enquanto  $J_{\text{longarinas}}$  corresponde à contribuição equivalente associada às longarinas, decorrente principalmente da excentricidade de suas massas em relação ao eixo do tubo. De forma análoga,  $J_{\text{painéis}}$  representa a contribuição inercial dos módulos fotovoltaicos, também calculada em função da distribuição de massa e da distância de seus centros de massa ao eixo de rotação. Dessa forma, o momento polar de inércia equivalente da seção bidimensional pode ser expresso por:

$$J_{\text{eq}} = J_{\text{tube}} + J_{\text{longarinas}} + J_{\text{painéis}}. \quad (3.44)$$

As longarinas e os módulos fotovoltaicos não contribuem diretamente por torção pura, mas introduzem rigidez adicional devido à sua excentricidade em relação ao eixo de rotação do tubo de torque, efeito análogo ao teorema dos eixos paralelos. Em modelos reduzidos, amplamente adotados na literatura para análises aeroelásticas simplificadas, essas contribuições secundárias são frequentemente agregadas por meio de um coeficiente adimensional de participação  $\alpha$ , tal que:

$$J_{\text{longarinas}} + J_{\text{painéis}} = \alpha J_{\text{tube}}. \quad (3.45)$$

Substituindo a Equação (3.45) na Equação (3.44), obtém-se uma expressão compacta para o momento polar de inércia equivalente da seção transversal composta: em que  $J_{\text{eq}}$  representa o momento polar de inércia equivalente da seção bidimensional composta,  $J_{\text{tube}}$  corresponde ao momento polar de inércia do tubo de torque, e  $\alpha$ , um coeficiente adimensional de participação que representa a contribuição secundária das longarinas e dos módulos fotovoltaicos para a rigidez torcional total da seção.

$$J_{\text{eq}} = (1 + \alpha) J_{\text{tube}}, \quad (3.46)$$

O parâmetro  $\alpha$  incorpora os efeitos da excentricidade geométrica e da conexão estrutural entre o tubo de torque, as longarinas e os módulos fotovoltaicos, assumindo que a contribuição desses elementos para a rigidez torcional global pode ser modelada como uma fração da rigidez do tubo de torque. Essa abordagem é adotada em análises aeroelásticas de rastreadores solares e estruturas esbeltas, nas quais o tubo de torque é o elemento resistente à torção.

No presente estudo, o valor de  $\alpha$  foi considerado no intervalo reportado na literatura técnica, compreendendo valores entre 0,1 e 0,3, dependendo da geometria das longarinas, da largura do painel, da rigidez das conexões e da distância desses componentes ao eixo de rotação. Para as análises realizadas, adotou-se um valor de

$\alpha = 0,2$ , o qual fornece uma estimativa da contribuição inercial e geométrica dos componentes, sem superestimar a rigidez torcional da seção composta.

Ressalta-se que essa parametrização não substitui uma avaliação estrutural por elementos finitos, mas fornece uma aproximação aceita para a determinação dos parâmetros utilizados na formulação do acoplamento fluido–estrutura.

### 3.7.1 *Tubo de torque*

Para tubos circulares vazados (CHS), o momento polar de inércia da área é representada pela Equação 3.47; em que  $R_o$  e  $R_i$  representam os raios externo e interno, respectivamente.

$$J_{\text{tube}}^{(\text{CHS})} = \frac{\pi}{2} (R_o^4 - R_i^4), \quad (3.47)$$

Quando o tubo de torque apresenta seção quadrada (SHS), utiliza-se a formulação clássica de Bredt–Batho para seções fechadas de paredes finas (STERE, 2010), amplamente descrita em textos clássicos de mecânica dos sólidos e teoria da torção de seções delgadas.

Nesse caso, o momento polar de inércia da área é obtido pela Equação 3.48: onde  $A_m$  representa a área média delimitada pelo centro das espessuras das paredes,  $l_i$  representa o comprimento de cada parede e  $t_i$  representa sua espessura.

$$J_{\text{tube}}^{(\text{SHS})} = \frac{4A_m^2}{\sum \frac{l_i}{t_i}}, \quad (3.48)$$

Para um tubo quadrado de paredes finas, com quatro lados de espessura uniforme, a área média  $A_m$  delimitada pela linha média das paredes é dada por 3.49: em que  $b$  representa o comprimento externo do lado da seção transversal quadrada e  $t$  representa a espessura uniforme das paredes do tubo.

$$A_m = (b - t)^2, \quad (3.49)$$

A soma dos quocientes entre o comprimento e a espessura de cada parede, necessária para a aplicação da formulação de Bredt–Batho para torção em seções fechadas de paredes finas (MEGSON, 2019) é expressa por 3.50: em que  $l_i$  corresponde ao comprimento da linha média de cada parede da seção transversal,  $t_i$  representa a espessura da parede associada e o índice  $i$  percorre as quatro paredes do tubo.

$$\sum \frac{l_i}{t_i} = \frac{4(b - t)}{t}, \quad (3.50)$$

Para o caso particular considerado, assume-se  $l_i = b - t$  e  $t_i = t$  para todas as paredes, em razão da simetria geométrica e da espessura constante, resultando na expressão compacta dada por 3.51.

$$J_{\text{tube}}^{(\text{SHS})} = \frac{t(b - t)^3}{b}. \quad (3.51)$$

A rigidez equivalente da seção é então obtida pela Equação 3.52.

$$k_t = \frac{G(1 + \alpha)J_{\text{tube}}}{L}. \quad (3.52)$$

### 3.7.2 *Momento de inércia equivalente*

Além da rigidez, é necessário determinar o momento de inércia de massa equivalente da seção em relação ao eixo de rotação, parâmetro fundamental para a modelagem dinâmica reduzida do sistema.

A contribuição do tubo de torque para o momento de inércia de massa do sistema é expressa pela Equação 3.53. Nessa expressão,  $\rho_{\text{tube}}$  representa a massa específica do material do tubo de torque,  $A_{\text{tube}}$  representa a área da seção transversal do tubo,  $L_{\text{sec}}$  corresponde ao comprimento equivalente da seção 2D considerada no modelo, e  $r_{\text{tube}}$  representa o raio médio da seção transversal no caso de tubos circulares (*Circular Hollow Section – CHS*) ou a distância equivalente entre o centroide da seção e a linha média das paredes no caso de seções tubulares quadradas (*Square Hollow Section – SHS*).

$$I_{\text{tube}} = \rho_{\text{tube}} A_{\text{tube}} L_{\text{sec}} r_{\text{tube}}^2, \quad (3.53)$$

As longarinas contribuem para o momento de inércia equivalente da seção por meio da Equação 3.54: em que  $I_{\text{long}}$  representa a contribuição total das longarinas para o momento de inércia em relação ao eixo de rotação do tubo de torque;  $\rho_{\text{purlin}}$  representa a densidade do material das longarinas;  $A_{\text{purlin}}$  representa a área da seção transversal de cada longarina;  $L_{\text{purlin}}$  corresponde ao comprimento efetivo considerado no modelo bidimensional; e  $d_{\text{purlin},j}$  representa a distância perpendicular entre o centroide da longarina  $j$  e o eixo de rotação do sistema. O somatório considera as duas longarinas associadas à seção transversal analisada.

$$I_{\text{long}} = \sum_{j=1}^2 \rho_{\text{purlin}} A_{\text{purlin}} L_{\text{purlin}} d_{\text{purlin},j}^2, \quad (3.54)$$

Os módulos fotovoltaicos são modelados como massas concentradas rigidamente conectadas às longarinas, de modo que sua contribuição inercial decorre exclusivamente da excentricidade em relação ao eixo de rotação. Essa contribuição é dada pela Equação 3.55: em que  $I_{\text{panel}}$  representa o momento de inércia associado aos módulos fotovoltaicos;  $m_{\text{panel}}$  representa a massa equivalente de cada módulo, obtida a partir da densidade superficial e da área do painel; e  $d_{\text{panel},k}$  representa a distância entre o centro de massa do painel  $k$  e o eixo de rotação do sistema. O somatório considera os dois módulos fotovoltaicos incluídos na seção bidimensional representativa do rastreador.

$$I_{\text{panel}} = \sum_{k=1}^2 m_{\text{panel}} d_{\text{panel},k}^2, \quad (3.55)$$

O momento de inércia total da seção é então obtido pela Equação 3.56.

$$I_{\text{eq}} = I_{\text{tube}} + I_{\text{long}} + I_{\text{panel}}. \quad (3.56)$$

Os valores numéricos de  $k_t$  e  $I_{\text{eq}}$  obtidos a partir dessa formulação são apresentados no Capítulo 4 e utilizados como parâmetros de entrada nos modelos discutidos posteriormente.

### 3.8 Modelagem pelo Método dos Elementos Finitos

A análise estrutural do rastreador solar foi realizada por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF), utilizando o ambiente computacional ANSYS®. A modelagem foi conduzida de forma híbrida, empregando rotinas em ANSYS APDL® para a definição dos elementos estruturais do tipo barra e o módulo ANSYS Mechanical® para a integração do modelo global e o pós-processamento dos resultados. Essa abordagem é amplamente adotada em estudos de estruturas de suporte fotovoltaico, por permitir elevada flexibilidade na definição de propriedades geométricas, condições de contorno e carregamentos (FERROUDJI; AISSANI; MAMMERI, 2014; QUINTELA et al., 2020; NAN et al., 2024).

Os componentes estruturais do rastreador — tubo de torque, longarinas e estacas — foram idealizados por meio de elementos de viga do tipo Timoshenko (1D), capazes de representar os efeitos de flexão, esforço axial, cisalhamento e torção em membros longos. No ANSYS Mechanical®, os elementos de viga empregados (como BEAM188/BEAM189) são formulados com base na teoria de vigas de Timoshenko, o que significa que a

deformação por cisalhamento é considerada junto com os efeitos de flexão e de carga axial, garantindo fidelidade na representação estrutural desses componentes. Os módulos fotovoltaicos foram representados por elementos bidimensionais do tipo casca, com o objetivo de capturar a distribuição das áreas tributárias responsáveis pela transferência das ações aerodinâmicas para as longarinas.

### 3.8.1 Representação estrutural e discretização

A discretização do modelo estrutural foi realizada a partir de uma malha uniforme ao longo do comprimento dos componentes, adotando-se diferentes tamanhos característicos de elemento ( $\Delta$ ) em metros com o objetivo de avaliar a representatividade do modelo e a convergência dos resultados. A Fig. 3.11 apresenta uma representação esquemática da malha estrutural do rastreador solar para três níveis de refinamento, evidenciando a discretização dos principais elementos resistentes sem a inclusão da numeração individual de nós ou elementos, de modo a preservar a clareza visual do esquema.

A quantidade de elementos finitos utilizada em cada componente estrutural, bem como o número total de elementos associado a cada nível de refinamento de malha, é apresentada de forma sistematizada na Tab. 3.11. Essa tabela permite uma avaliação objetiva da complexidade do modelo numérico e da distribuição dos graus de liberdade entre os diferentes componentes do sistema estrutural.

Tabela 3.11: Número de elementos por componente para diferentes tamanhos de malha uniformes ( $\Delta$ ).

Componente	Qtd.	Dimensão (m)	Tipo	$N_e$ por unidade			$N_e$ total		
				$\Delta = 0,10$	$\Delta = 0,01$	$\Delta = 0,005$	$\Delta = 0,10$	$\Delta = 0,01$	$\Delta = 0,005$
Painel FV	30	$L = 4,768; W = 1,35$	2D (shell)	672	64 395	257 580	20 160	1 931 850	7 727 400
Estaca	9	$L = 1,50$	1D (beam)	15	150	300	135	1 350	2 700
Longarina	32	$L = 3,24$	1D (beam)	33	324	648	1 056	10 368	20 736
Tubo de torque	1	$L = 42,0$	1D (beam)	420	4 200	8 400	420	4 200	8 400
<b>Total do modelo</b>	–	–	–	–	–	–	<b>21 771</b>	<b>1 947 768</b>	<b>7 759 236</b>

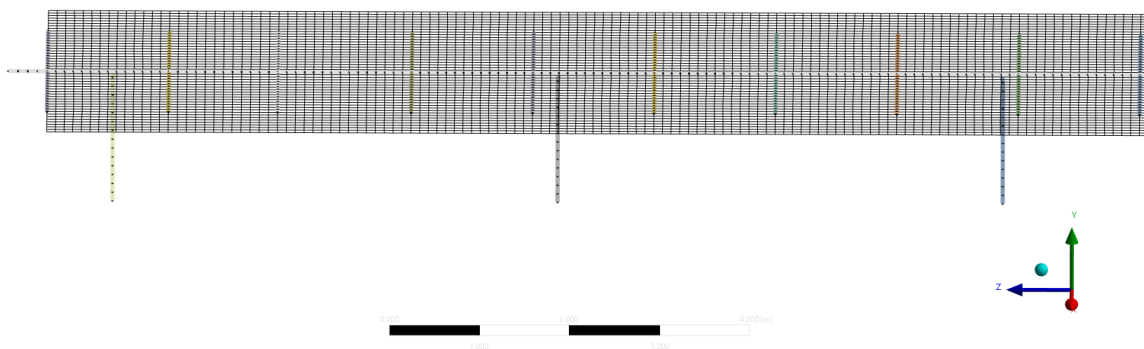


Figura 3.11: Representação esquemática da discretização estrutural do rastreador solar malha com tamanho característico de 0,10 m.

### 3.8.2 Aplicação dos carregamentos

Os carregamentos de vento foram obtidos a partir do pós-processamento das simulações CFD tridimensionais em regime estacionário, por meio dos coeficientes de pressão ( $C_p$ ) calculados sobre a superfície dos módulos fotovoltaicos. Esses coeficientes foram convertidos em carregamentos equivalentes distribuídos e aplicados ao

longo do comprimento longitudinal das longarinas, respeitando a área tributária associada a cada elemento estrutural.

Além das ações aerodinâmicas, foram considerados o peso próprio da estrutura, as cargas permanentes e as cargas de serviço associadas aos componentes do sistema. As combinações de carregamento foram definidas de acordo com as prescrições da norma ASCE 7 (ASCE, 2016), adotando-se os fatores de ponderação correspondentes a cada tipo de ação, conforme recomendado para estruturas de suporte de sistemas fotovoltaicos.

### 3.8.3 Procedimento de solução

O cenário com a combinação de carregamento mais crítico para a estrutura do rastreador solar foi resolvido inicialmente por meio da análise estrutural, conforme os procedimentos descritos na Seção 3.5. Em seguida, um modelo numérico por Método dos Elementos Finitos foi empregado como ferramenta independente de verificação, com o objetivo de validar os resultados obtidos analiticamente.

Os resultados provenientes do MEF — incluindo esforços internos, deslocamentos globais e campos de tensão — foram comparados diretamente com aqueles calculados pelo modelo estrutural, avaliando-se as diferenças relativas entre as respostas dos dois modelos. Essa comparação permitiu verificar a consistência do procedimento de dimensionamento adotado, bem como identificar eventuais sensibilidades associadas às hipóteses simplificadoras do modelo estrutural. A partir dessa validação, procedeu-se à verificação final dos componentes estruturais quanto aos critérios de resistência estabelecidos pela norma AISC 360 (AISC, 2016).

### 3.8.4 Determinação das Frequências Naturais do Rastreador Solar

Nesta etapa do trabalho, foram determinadas as frequências naturais e as formas modais associadas à estrutura do rastreador solar por meio de procedimentos de elementos finitos. Ressalta-se que não foi realizada uma análise modal clássica no sentido experimental ou dinâmico completo, tampouco uma avaliação direta da resposta vibratória temporal da estrutura. O objetivo desta análise é caracterizar as propriedades dinâmicas globais do sistema estrutural em diferentes configurações geométricas, fornecendo subsídios para a avaliação da suscetibilidade do rastreador à excitação devido ao escoamento do vento.

O procedimento adotado baseia-se na solução do problema de autovalor obtido a partir da equação de movimento do rastreador. As frequências naturais são determinadas a partir das matrizes globais de massa e rigidez do modelo estrutural, permitindo a caracterização dinâmica inicial de sistemas esbeltos, como rastreadores solares.

Inicialmente, a estrutura foi submetida a uma análise estática sob ação do peso próprio, considerando as contribuições de massa do tubo de torque, das longarinas, dos módulos fotovoltaicos e das estacas de suporte. Essa etapa permite determinar o estado de equilíbrio estático correspondente a cada configuração de inclinação, fornecendo uma referência geométrica realista para a extração das propriedades dinâmicas.

A partir dessa configuração de equilíbrio, foram determinadas as frequências naturais e as formas modais associadas à estrutura, sem considerar efeitos de amortecimento ou excitação externa. Esse procedimento foi repetido para diferentes ângulos de inclinação do rastreador, especificamente 0°, 30° e 60°, de modo a capturar a variação das propriedades dinâmicas ao longo do ciclo operacional diário. A alteração do ângulo de inclinação modifica simultaneamente a distribuição de massa, a rigidez global e os eixos principais de inércia do sistema, resultando em mudanças significativas nas frequências naturais e nas formas modais correspondentes.

Do ponto de vista matemático, o problema resolvido corresponde ao problema clássico de vibração livre não amortecida, expresso pela equação de autovalores: em que  $[\mathbf{K}]$  e  $[\mathbf{M}]$  representam, respectivamente, as matrizes globais de rigidez e de massa do modelo estrutural;  $\omega_i$  é a frequência natural associada ao modo  $i$ ; e  $\{\phi_i\}$  é o vetor próprio que descreve a forma modal correspondente.

$$[\mathbf{K}] \{\phi_i\} = \omega_i^2 [\mathbf{M}] \{\phi_i\}, \quad (3.57)$$

As formas modais obtidas incluem modos globais de flexão, modos predominantemente rotacionais e combinações flexo-rotacionais, cuja natureza e ordem variam conforme o ângulo de inclinação do rastreador. Essa variação reforça o caráter fortemente dependente da configuração geométrica das propriedades dinâmicas do sistema, aspecto fundamental para a interpretação dos resultados de acoplamento fluido-estrutura apresentados nas seções subsequentes.

Embora essa análise não constitua uma análise modal completa no sentido de previsão da resposta dinâmica sob carregamentos transitórios, os resultados obtidos fornecem uma estimativa consistente das escalas temporais estruturais dominantes do rastreador. Essas informações são empregadas neste trabalho como referência para a comparação com as frequências características do escoamento, permitindo identificar faixas operacionais potencialmente suscetíveis à excitação devido as cargas de vento.

Os resultados das frequências naturais e das formas modais para cada configuração de inclinação são apresentados e discutidos no Capítulo 4, onde sua relação com os fenômenos aerodinâmicos observados é analisada de forma integrada.

### 3.8.5 Convergência da Base Modal e Caracterização dos Modos Dominantes

A definição do número de modos extraídos na análise modal tridimensional não foi realizada de forma arbitrária. Adotou-se como critério principal a convergência da massa efetiva acumulada nos graus de liberdade globais da estrutura. A massa efetiva modal permite quantificar a contribuição de cada modo próprio para a resposta dinâmica em uma direção ou rotação específica. A soma acumulada dessas contribuições constitui um indicador objetivo da suficiência da base modal, pois expressa o quanto da inércia global do sistema está representada pelos modos considerados.

Como prática consolidada em análise dinâmica estrutural, considera-se que a base modal é representativa quando a fração acumulada de massa efetiva atinge valores superiores a 90–95% nas direções de interesse. Esse critério assegura que a maior parte da resposta dinâmica global esteja representada na base adotada. Entretanto, em sistemas estruturalmente extensos, como rastreadores solares de grande vão, e especialmente na presença de possível acoplamento flexão-torção, pode ocorrer redistribuição da participação modal entre diferentes graus de liberdade, incluindo componentes rotacionais. Nessas situações, a convergência pode demandar a inclusão de número mais elevado de modos, de modo a evitar sub-representação de contribuições inerciais relevantes.

Neste estudo, foram extraídos 40 modos próprios para cada configuração de inclinação analisada. Esse número foi definido com base em análises preliminares de convergência, nas quais se observou que bases reduzidas, contendo 10 ou 20 modos, não capturavam de forma precisa a participação acumulada de massa efetiva nos graus de liberdade rotacionais e laterais, particularmente no eixo  $z$  e  $y$ . A adoção de 40 modos assegura convergência da massa efetiva na direção do eixo  $z$ , associada à flexão fora do plano, além de representação consistente dos modos torcionais globais e inclusão de modos potencialmente relevantes para investigações aeroelásticas.

Adicionalmente, a ampliação da base modal contribui para a estabilidade na identificação de agrupamentos modais ao comparar diferentes ângulos de inclinação dos painéis. A extração ampliada reduz o risco de truncamento modal, fenômeno que pode comprometer a interpretação física da resposta dinâmica e mascarar possíveis instabilidades estruturais. Dessa forma, a base modal adotada representa um compromisso entre custo computacional e fidelidade dinâmica, fornecendo suporte consistente para as análises subsequentes.

## 3.9 Análise de Interação Fluido-Estrutural do Rastreador Solar

A interação entre o escoamento atmosférico e rastreadores solares de eixo único pode desencadear respostas dinâmicas relevantes em função da elevada esbeltez estrutural, da grande área exposta dos painéis solares e da dependência do carregamento aerodinâmico em relação ao ângulo de inclinação. Em particular, o desprendimento periódico de vórtices na esteira a jusante dos painéis constitui uma importante fonte de excitação não estacionária,

podendo gerar oscilações autoexcitadas quando ocorre proximidade entre as escalas características do escoamento e as propriedades dinâmicas globais da estrutura (ROHR; BOURKE; BANKS, 2015; VALENTÍN et al., 2022).

No presente trabalho, o acoplamento fluido-estrutura é avaliado exclusivamente por meio de modelagem computacional. Não é realizado qualquer tipo de ensaio experimental, protótipo físico ou validação empírica direta. As formulações adotadas para a análise do escoamento e da resposta dinâmica baseiam-se em procedimentos consagrados na literatura técnica, sem que seja efetuada uma investigação comparativa ou calibração específica de modelos de turbulência ou das equações de Navier-Stokes.

A análise aerodinâmica estacionária foi conduzida por meio da solução das equações médias de Reynolds (RANS), em um modelo tridimensional do rastreador, com o objetivo de estimar campos médios de pressão e extrair coeficientes aerodinâmicos estacionários. Para a avaliação dos efeitos dinâmicos associados ao desprendimento de vórtices e à resposta não estacionária do sistema, foi empregado um modelo bidimensional não estacionária baseado nas equações médias não estacionárias de Reynolds (URANS), acoplado ao modelo de corpo rígido, disponível no pacote *ANSYS Fluent*<sup>®</sup>. A formulação URANS permite capturar as flutuações temporais médias do escoamento associadas à formação periódica de vórtices, mantendo viabilidade computacional para estudos paramétricos. A implementação numérica seguiu as diretrizes descritas no manual técnico do software (ANSYS Inc., 2024), incluindo o tratamento do acoplamento fluido-estrutura por meio da malha dinâmica e da integração temporal implícita de segunda ordem. Em ambas as abordagens, a modelagem da turbulência foi realizada por meio do modelo  $k-\omega$  SST, amplamente utilizado em estudos envolvendo superfícies planas inclinadas (LEE; YOU, 2013; ZHOU; KAREEM, 2014a).

O modelo de corpo rígido é utilizado neste estudo exclusivamente como um recurso computacional para permitir o movimento rotacional de um corpo rígido em torno de um eixo, representativo do eixo do tubo de torque do rastreador. A resposta dinâmica resulta do equilíbrio instantâneo entre os momentos aerodinâmicos calculados pelo escoamento não estacionário e as propriedades inerciais prescritas ao corpo. Ressalta-se que essa abordagem não constitui uma modelagem estrutural completa, nem uma formulação não linear de aeroelástica, uma vez que não contempla o acoplamento explícito entre modos flexionais, torcionais e axiais, tampouco efeitos de empenamento estrutural. O modelo é empregado, portanto, como uma representação dinâmica reduzida para investigar a suscetibilidade do sistema à excitação de vibrações induzidas por vórtices sob ação do vento.

Durante as simulações transientes, o coeficiente de sustentação  $C_L(t)$  foi monitorado ao longo do tempo e analisado no domínio da frequência por meio da Transformada Rápida de Fourier (FFT), permitindo a identificação da frequência dominante de desprendimento de vórtices, representada por  $f_s$ . O número de *Strouhal* associado foi determinado pela Equação (3.58): em que  $c$  representa a corda característica do painel e  $U$  representa a velocidade do escoamento incidente. Para corpos planos, valores típicos de  $St$  situam-se no intervalo 0,10–0,15, (LEE; YOU, 2013; ZHOU; KAREEM, 2014a). Os valores obtidos neste estudo mostraram-se consistentes com essa faixa, com  $St \approx 0,12$ .

$$St = \frac{f_s c}{U}, \quad (3.58)$$

A partir da similaridade de *Strouhal*, uma velocidade característica associada à vibração induzida por vórtices pode ser estimada ao impor a coincidência entre a frequência de desprendimento de vórtices e uma frequência natural, e  $U_{VIV}$  representa a velocidade do vento corresponde a condição de *lock-in*  $f_n$ , do sistema, conforme a Equação (3.59):

$$U_{VIV} = \frac{f_n L}{St}. \quad (3.59)$$

Essa relação foi utilizada como critério auxiliar para a seleção da velocidade de referência de 18 m/s nas simulações não estacionárias, por corresponder a uma condição próxima ao regime de *lock-in*, no qual as escalas temporais do escoamento e da estrutura tornam-se comparáveis, favorecendo a amplificação dinâmica da resposta.

Do ponto de vista aeroelástico, a instabilidade clássica ocorre quando o amortecimento aerodinâmico,

$\zeta_{\text{aero}}$ , torna-se negativo e supera, em magnitude, o amortecimento estrutural,  $\zeta_{\text{estr}}$ , resultando em um amortecimento total nulo ou negativo. No presente trabalho, o amortecimento estrutural é representado de forma simplificada por um modelo de amortecimento proporcional, usualmente adotado em modelos dinâmicos reduzidos, enquanto o amortecimento aerodinâmico está implicitamente associado às forças não estacionárias provenientes do escoamento. Assim, o critério clássico de instabilidade aeroelástica pode ser expresso por:

$$\zeta_{\text{tot}} = \zeta_{\text{estr}} + \zeta_{\text{aero}} \leq 0. \quad (3.60)$$

No presente trabalho, o amortecimento aerodinâmico não é estimado explicitamente. Assim, não é realizada uma análise formal de estabilidade aeroelástica. A avaliação dinâmica baseia-se na proximidade entre as frequências de desprendimento de vórtices ( $f_s$ ) e da frequência natural da estrutura ( $f_n$ ), conforme o critério de *lock-in* dada pela Equação 3.61: em conjunto com a análise espectral das séries temporais de  $C_L(t)$ .

$$f_s \approx f_n, \quad (3.61)$$

No contexto do modelo computacional adotado no *ANSYS Fluent*<sup>®</sup>, o movimento do rastreador é inicialmente tratado como o movimento rotacional de um corpo rígido em torno de um eixo fixo, governado pelo balanço entre o momento aerodinâmico resultante e o momento de inércia em relação ao eixo de rotação, conforme a equação clássica da dinâmica rotacional de corpo rígido, dada pela Equação 3.62: em que  $\theta(t)$  representa o deslocamento angular do corpo rígido,  $I$  é o momento de inércia em relação ao eixo de rotação e  $M(t)$  é o momento aerodinâmico instantâneo calculado a partir das forças de pressão atuantes na superfície do painel.

$$I\ddot{\theta}(t) = M(t), \quad (3.62)$$

Para fins de interpretação dinâmica e comparação com modelos estruturais reduzidos, a resposta rotacional pode ser expressa pela equação diferencial linear de segunda ordem dada pela Equação 3.63: na qual  $\theta(t)$  é o deslocamento angular,  $I$  é o momento de inércia equivalente,  $k$  é uma rigidez rotacional equivalente,  $\zeta$  é o coeficiente de amortecimento estrutural e  $\omega_n$  é a frequência natural angular associada, Equação 3.64.

$$I\ddot{\theta}(t) + 2\zeta\omega_n I\dot{\theta}(t) + k\theta(t) = M(t), \quad (3.63)$$

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{I}}, \quad f_n = \frac{\omega_n}{2\pi}. \quad (3.64)$$

Ressalta-se que essa formulação linear, baseada no desacoplamento da camada limite do escoamento sobre a superfície do painel, não representa uma análise completa de estabilidade aeroelástica, a qual exigiria a consideração explícita de não linearidades geométricas, acoplamento entre modos flexionais e torcionais e efeitos de empenamento estrutural. No contexto deste trabalho, o movimento rotacional não é imposto externamente, mas resulta da resposta dinâmica do corpo rígido aos momentos aerodinâmicos gerados pelo escoamento não estacionário. Assim, a rotação observada decorre diretamente da interação fluido–estrutura, sendo consequência da torção induzida pelas flutuações de pressão associadas à esteira e ao desprendimento de estruturas vorticiais. A resposta rotacional é, portanto, empregada como um indicador dinâmico global para identificar regimes suscetíveis à excitação estrutural induzida pelo escoamento.

Casos de falhas em campo reforçam a relevância dessa abordagem. Valentín et al. (2022) relataram colapsos estruturais em rastreadores solares comerciais sob ventos moderados, atribuídos ao acoplamento entre o escoamento incidente e modos de vibração de menor frequência natural. Esses estudos demonstram que, mesmo na ausência de ventos extremos, a interação fluido–estrutura pode amplificar deslocamentos e esforços internos a níveis incompatíveis com a resistência estrutural, justificando a adoção de análises dinâmicas dedicadas, ainda que em regime computacional reduzido.

Dessa forma, o conjunto de equações (3.58)–(3.64), aliado às simulações URANS transientes com o modelo SixDOF, fornece uma base quantitativa consistente para avaliar a suscetibilidade dinâmica do rastreador solar à excitação aeroelástica, estabelecendo uma ligação clara entre a análise aerodinâmica não estacionária e a resposta rotacional global do sistema.

### 3.9.1 *Justificativa da Modelagem Aeroelástica com Grau de Liberdade Torcional*

A interação fluido–estrutura em rastreadores solares de eixo único pode envolver, do ponto de vista físico, o acoplamento entre modos flexionais, torcionais e, em menor grau, forças axiais. No entanto, evidências experimentais, numéricas e investigações de falha em campo indicam que os cenários de maior criticidade estrutural estão, em geral, associados a respostas dominadas pela torção, especialmente na forma de *torsional galloping* ou *flutter* (ROHR; BOURKE; BANKS, 2015; Martínez García et al., 2020; VALENTÍN et al., 2022; YOUNG et al., 2020). Com base nessas observações, neste estudo a análise da interação fluido–estrutura foi conduzida priorizando a resposta torcional do sistema.

Essa escolha é coerente com a arquitetura estrutural típica dos rastreadores solares. O tubo de torque constitui um elemento longitudinal contínuo e esbelto, com comprimentos totais da ordem de dezenas de metros, responsável por transmitir o movimento de rastreamento e resistir aos momentos torcionais induzidos por distribuições assimétricas de pressão ao longo do arranjo. Em contraste, a resposta por flexão global é condicionada por vãos efetivos menores entre apoios, definidos pela disposição das estacas, o que tende a limitar deslocamentos verticais quando comparados às rotações acumuladas ao longo de eixos extensos.

Dessa forma, para a metodologia de interação fluido–estrutura adotada neste trabalho, a resposta dinâmica do rastreador foi representada por um modelo reduzido com um único grau de liberdade associado à rotação em torno do eixo do tubo de torque. Tal formulação permite investigar, de maneira consistente, a interação entre o desprendimento não estacionário de vórtices, os momentos aerodinâmicos resultantes e a rigidez torcional global do sistema, bem como identificar condições favoráveis ao fenômeno de *lock-in*.

Ressalta-se que essa representação não tem como objetivo descrever de forma completa todos os efeitos aeroelásticos possíveis, uma vez que não contempla explicitamente o acoplamento flexão–torção, efeitos tridimensionais ou não linearidades geométricas. O modelo com um grau de liberdade torcional deve, portanto, ser interpretado como uma descrição dinâmica reduzida, adotada de forma deliberada para avaliar a suscetibilidade do sistema à excitação aeroelástica induzida pelo escoamento não estacionário, em consonância com os modos de falha mais recorrentes reportados na literatura.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Este capítulo apresenta e discute, de forma organizada e sequencial, os resultados obtidos a partir das diferentes etapas computacionais desenvolvidas neste trabalho, abrangendo a análise aerodinâmica, a resposta estrutural estática, a caracterização dinâmica da estrutura e a investigação da resposta a vibrações induzidas por vórtices do rastreador solar de eixo único.

Inicialmente, são apresentados os resultados do modelo aerodinâmico tridimensional, com ênfase nos campos de pressão atuantes sobre o rastreador e na distribuição espacial dos coeficientes de pressão. A partir desses campos, são discutidos os coeficientes aerodinâmicos globais, incluindo arrasto, sustentação e momento, bem como a influência do ângulo de inclinação e da direção do vento sobre o carregamento aerodinâmico.

Na sequência, os resultados do modelo estrutural são apresentados, contemplando as combinações de carga estabelecidas conforme a ASCE 7 (ASCE,2016) e a estimativa dos esforços internos atuantes nos principais componentes metálicos do rastreador. Com base nesses esforços, são avaliados os índices de utilização estrutural de acordo com os critérios da norma AISC 360 (AISC,2016), permitindo a seleção dos perfis mais adequados para cada componente estrutural. Essa etapa resulta na definição de uma configuração estrutural fundamentada em critérios normativos de resistência e eficiência estrutural.

Em seguida, são apresentados os resultados associados à modelagem estrutural por meio do método dos elementos finitos, utilizados para verificar a coerência da resposta estrutural obtida de forma analítica. São discutidos os aspectos da modelagem numérica, incluindo a discretização do domínio estrutural, a análise de convergência de malha e a comparação entre os esforços e deslocamentos obtidos pelos diferentes modelos, caracterizando uma verificação de consistência numérica, e não uma validação experimental.

Posteriormente, são discutidos os resultados da análise do problema de autovalor da estrutura, com a identificação dos principais modos de vibração e das frequências naturais do rastreador para diferentes ângulos de inclinação. Essa análise evidencia a influência da configuração geométrica operacional nas propriedades dinâmicas do sistema e fornece subsídios para a interpretação da resposta dinâmica induzida pelo escoamento.

Por fim, são apresentados os resultados da análise aeroelástica bidimensional, conduzida por meio de simulações CFD não estacionárias e análise espectral no domínio da frequência. Nessa etapa, são discutidas as frequências características associadas ao desprendimento de vórtices, os coeficientes aerodinâmicos dinâmicos e os momentos aerodinâmicos atuantes, bem como a resposta rotacional do sistema resultante do acoplamento entre o escoamento não estacionário e as propriedades inerciais prescritas. Ressalta-se que essa análise não corresponde a uma avaliação de estabilidade estrutural no sentido clássico, mas sim à investigação da suscetibilidade do rastreador à ocorrência de vibração induzida pelo escoamento e amplificação aeroelástica.

Ao longo do capítulo, os resultados são apresentados de forma progressiva, seguindo a sequência metodológica adotada, e discutidos com base em sua coerência física e em comparações com tendências reportadas na literatura técnica, fornecendo uma interpretação do desempenho aerodinâmico, estrutural e dinâmico do rastreador solar analisado.

### 4.1 Estimativa dos Campos de Pressão no Rastreador Solar

#### 4.1.1 Campos de pressão e distribuição de $C_p$

A resposta aerodinâmica do rastreador solar de dois painéis foi analisada a partir dos campos de pressão superficial obtidos nas simulações CFD. A partir desses campos, foram extraídas as distribuições do coeficiente de pressão  $C_p$  ao longo do comprimento projetado da corda dos painéis, para seis ângulos de inclinação distintos, considerando as condições de vento de proa e de popa. As coordenadas espaciais adotadas para a extração e representação dos resultados seguem o sistema de referência definido na Figura 3.9.

As distribuições de  $C_p$  constituem a base física para a estimativa dos esforços internos atuantes na estrutura do rastreador, uma vez que governam diretamente a magnitude e a distribuição das forças aerodinâmicas

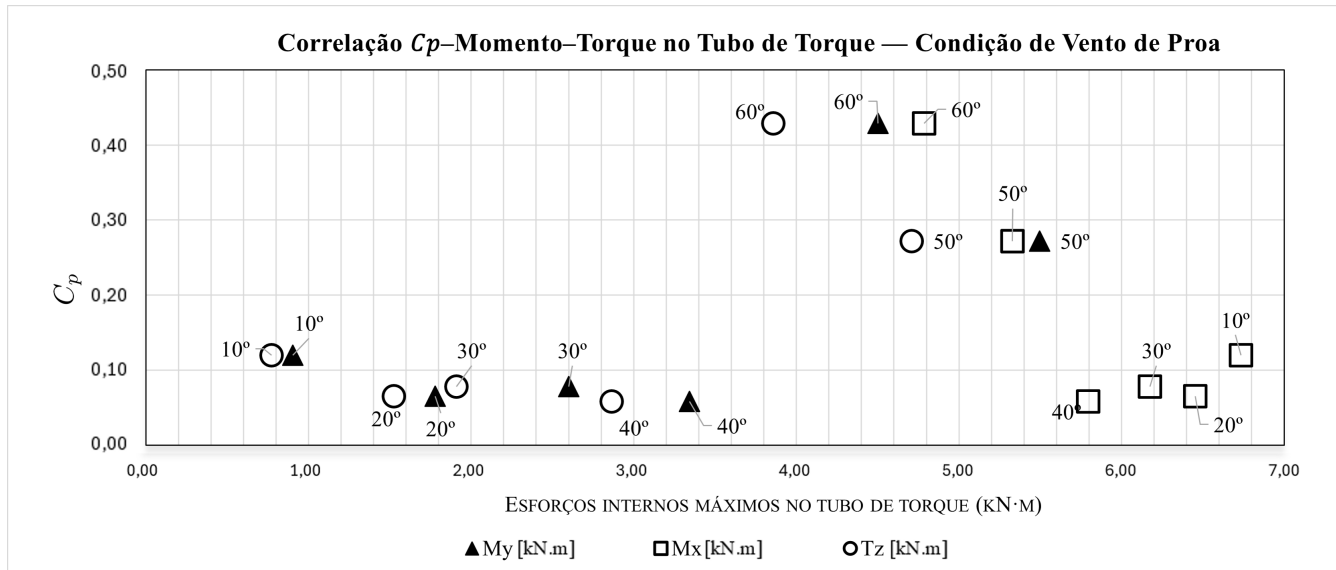


Figura 4.1: Correlação entre os coeficientes de pressão no painel e a resposta fletora/torcional máxima do tubo de torque sob condição de vento de proa.

aplicadas ao longo dos painéis e, por consequência, aos componentes estruturais associados. A integração espacial desses campos de pressão resulta nos esforços internos máximos desenvolvidos no tubo de torque, em particular os momentos fletores em torno dos eixos  $x$  e  $y$  ( $M_x^{\max}$  e  $M_y^{\max}$ ) e o momento torçor em torno do eixo longitudinal ( $M_z^{\max}$ ).

As Figuras 4.1 e 4.2 apresentam a correlação entre os coeficientes de pressão característicos de cada condição de escoamento e os esforços internos máximos resultantes no tubo de torque, expressos em termos de momentos fletores e torcionais. No eixo horizontal, são representados os valores máximos de  $M_x$ ,  $M_y$  e  $M_z$ , enquanto o eixo vertical indica os valores correspondentes de  $C_p$  para cada ângulo de inclinação analisado.

Observa-se que o aumento do ângulo de inclinação dos painéis conduz a uma intensificação dos gradientes de pressão ao longo da superfície, refletindo-se em incrementos nos esforços internos máximos no tubo de torque. Em condição de vento de proa, a predominância de regiões de pressão positiva na face exposta do painel resulta em maiores valores de momento fletor, enquanto, sob vento de popa, a presença de extensas regiões de sucção está associada ao aumento do momento torçor máximo. Essa distinção evidencia a sensibilidade da resposta estrutural não apenas ao ângulo de inclinação, mas também à direção do escoamento incidente.

A Figura 4.3 apresenta a distribuição do coeficiente de pressão ( $C_p$ ) ao longo da corda projetada dos painéis para diferentes ângulos de inclinação. Observa-se a presença de picos de pressão ou sucção nas proximidades do bordo de ataque, associados à aceleração inicial do escoamento, seguidos por uma redistribuição da pressão ao longo da superfície do painel. À medida que o ângulo de inclinação aumenta, a interação entre o escoamento incidente e a geometria do painel modifica o campo de pressão, intensificando regiões de sucção e promovendo a separação do escoamento e a formação da esteira na região posterior. Essa variação do campo de pressão ao longo da corda explica a mudança na distribuição dos carregamentos aerodinâmicos e, conseqüentemente, nos esforços internos máximos observados nas Figuras 4.1 e 4.2. Como resultado, alterações locais no coeficiente de pressão modificam o braço de alavanca das forças aerodinâmicas em relação ao eixo de rotação do tubo de torque, influenciando diretamente os momentos aerodinâmicos resultantes aplicados à estrutura.

Ressalta-se que os valores de esforços internos apresentados nas Figuras 4.1 e 4.2 correspondem aos valores máximos obtidos a partir da análise de 36 cenários distintos de carregamento, definidos pelas combinações de ações de vento estabelecidas segundo a norma ASCE 7 (ASCE, 2016). Para cada ângulo de inclinação do painel analisado, os momentos fletores máximos  $M_x^{\max}$ ,  $M_y^{\max}$  e o momento torçor máximo  $M_z^{\max}$  representam os maiores valores observados entre todas as combinações de carregamento consideradas.

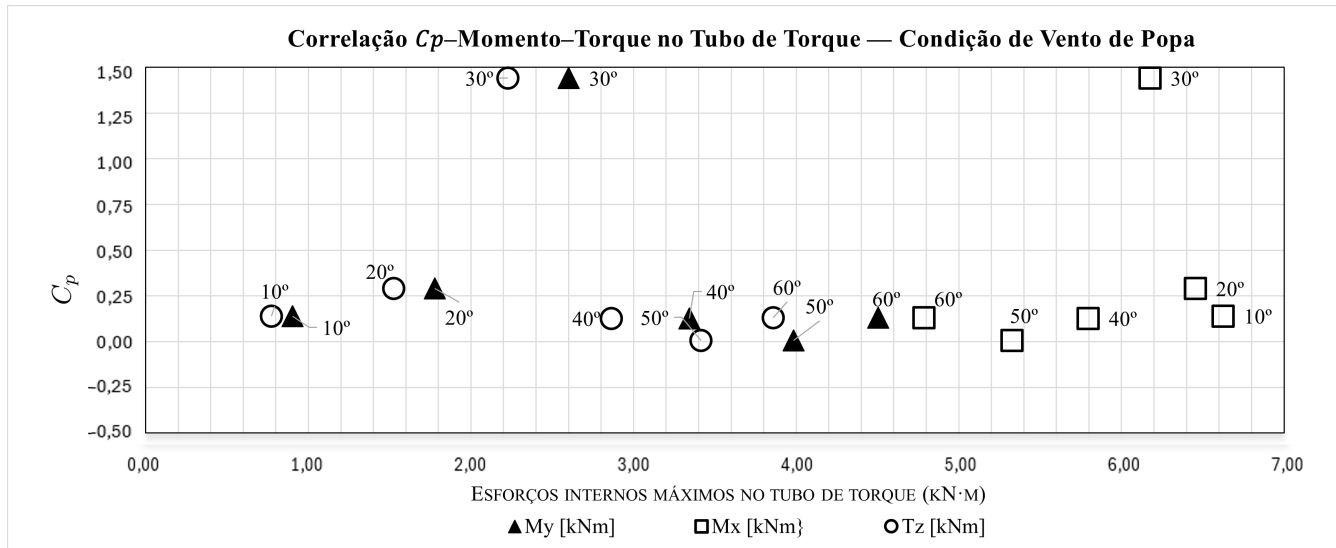


Figura 4.2: Correlação entre os coeficientes de pressão no painel e a resposta torcional máxima do tubo de torque sob condição de vento de popa.

Dessa forma, cada ponto apresentado nos gráficos não corresponde a um caso isolado de escoamento, mas sim ao valor estrutural crítico associado àquele ângulo de inclinação, incorporando simultaneamente os efeitos das diferentes direções do vento, condições de proa e de popa, e fatores de combinação normativos. Essa abordagem assegura que os esforços internos representados sejam estruturalmente representativos e consistentes com os critérios de projeto adotados.

#### 4.1.2 Coeficientes aerodinâmicos globais ( $C_D$ , $C_L$ , $C_m$ )

Para verificar precisão dos coeficientes de arrasto, sustentação e momento obtidos foram comparados com faixas de referência reportadas em ensaios de túnel de vento (JUBAYER; HANGAN, 2014a; ROHR; HANGAN; JUBAYER, 2015; LEE; KIM; KIM, 2013) e pela síntese mais recente de Enshaei et al. (2023). Como apresentado na Tabela 4.1, os resultados de CFD deste estudo situam-se dentro de valores experimentais medidos para ambas as direções de vento, demonstrando forte concordância com o comportamento aerodinâmico consolidado de módulos fotovoltaicos inclinados e apoiados em eixo rotacional.

As equações incompressíveis de *Reynolds-Averaged Navier-Stokes* (RANS) foram resolvidas em formulação estacionária, adequada para a determinação das cargas aerodinâmicas médias necessárias ao dimensionamento estrutural. O fechamento turbulento foi realizado por meio do modelo  $k-\omega$  SST, que apresenta precisão superior em escoamentos com separação da camada limite e em regiões com gradientes adversos de pressão, características típicas de superfícies fotovoltaicas inclinadas. O procedimento de solução empregou o algoritmo SIMPLEC para o acoplamento pressão-velocidade e discretização espacial de segunda ordem para todas as equações de transporte. A convergência foi assegurada quando os resíduos normalizados ficaram abaixo de  $10^{-5}$  e quando os coeficientes de pressão superficiais médios  $C_p$  variaram menos de 1% ao longo de 500 iterações.

A Tabela 4.1 apresenta a comparação entre os coeficientes aerodinâmicos obtidos neste estudo e aqueles reportados na literatura por meio de simulações numéricas e ensaios experimentais em túnel de vento. De modo geral, observa-se uma boa concordância entre os resultados, especialmente para os coeficientes de sustentação  $C_L$  e momento  $C_m$ , cujas magnitudes permanecem dentro das faixas reportadas por estudos anteriores. Entretanto, diferenças mais pronunciadas são observadas para o coeficiente de arrasto  $C_D$ , particularmente na condição de vento de proa quando comparado aos valores reportados por (JUBAYER; HANGAN, 2014b). De forma consistente, os valores de  $C_D$  obtidos neste estudo tendem a ser inferiores aos apresentados na literatura. Essa divergência pode ser atribuída principalmente às simplificações adotadas no modelo numérico, no qual a contribuição do atrito

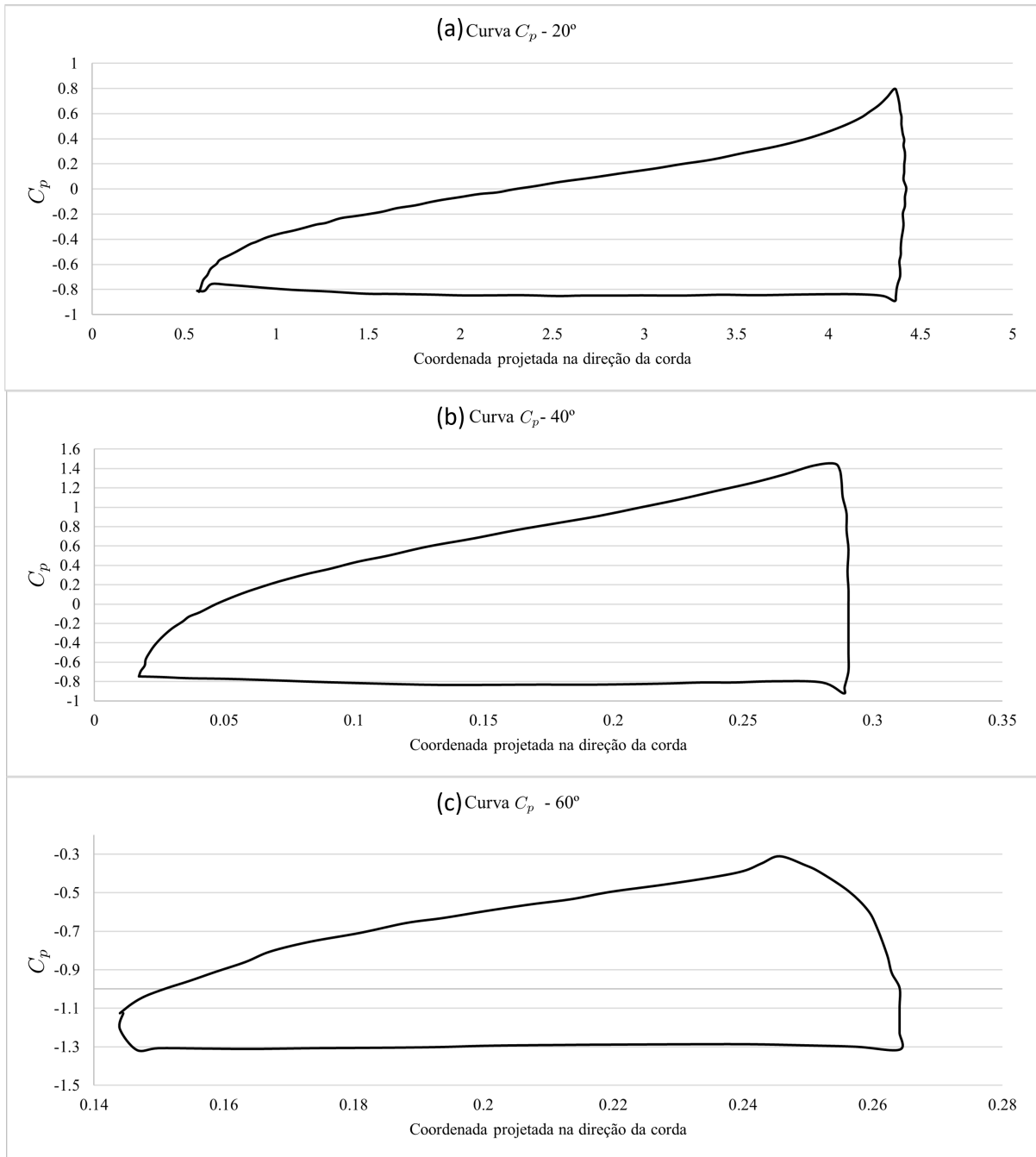


Figura 4.3: Distribuição do coeficiente de pressão ( $C_p$ ) ao longo do comprimento projetado da corda dos painéis para carregamento de vento de proa em (a) 20°, (b) 40° e (c) 60°.

viscoso do escoamento sobre a superfície dos painéis não foi considerada de forma explícita. Na condição de vento de proa, o escoamento incide diretamente sobre a face frontal do painel, gerando regiões de alta pressão seguidas por separação do escoamento e desenvolvimento da esteira aerodinâmica. Nessas condições, os efeitos viscosos associados à camada limite e ao cisalhamento na superfície do painel contribuem para o aumento do arrasto total. Como esses efeitos não foram totalmente capturados no presente modelo, os valores estimados de  $C_D$  resultaram ligeiramente inferiores aos observados no estudo de (JUBAYER; HANGAN, 2014b) e (ROHR; HANGAN; JUBAYER, 2015).

Tabela 4.1: Valores comparativos dos coeficientes aerodinâmicos obtidos neste estudo e em ensaios de túnel de vento da literatura.

Inclinação	Este estudo			Jubayer & Hangan			Rohr et al.		
	$C_D$	$C_L$	$C_m$	$C_D$	$C_L$	$C_m$	$C_D$	$C_L$	$C_m$
<b>Vento de proa</b>									
10°	0,62	0,35	0,27	0,40–0,70	0,20–0,40	0,05–0,15	0,40–0,60	0,25–0,35	0,10–0,20
20°	0,16	0,45	0,30	0,50–0,60	0,40–0,55	0,10–0,20	0,45–0,60	0,30–0,50	0,10–0,20
30°	0,38	0,65	0,21	0,60–0,80	0,55–0,75	0,20–0,30	0,55–0,75	0,60–0,80	0,20–0,30
40°	0,45	0,53	0,19	0,80–1,00	0,45–0,65	0,15–0,25	0,75–1,00	0,50–0,70	0,15–0,25
50°	0,64	0,53	0,06	0,90–1,20	0,45–0,65	0,05–0,10	0,90–1,20	0,55–0,75	0,05–0,15
60°	0,88	0,51	0,15	1,00–1,30	0,50–0,70	0,15–0,30	1,00–1,30	0,60–0,80	0,15–0,35
<b>Vento de popa</b>									
10°	0,07	0,39	0,22	0,05–0,15	0,30–0,45	0,10–0,20	0,05–0,12	0,30–0,45	0,10–0,20
20°	0,10	0,39	0,17	0,10–0,20	0,35–0,55	0,10–0,20	0,10–0,20	0,30–0,50	0,10–0,20
30°	0,44	0,76	0,25	0,40–0,70	0,70–1,00	0,20–0,30	0,40–0,70	0,70–1,00	0,20–0,30
40°	0,72	0,86	0,14	0,60–0,90	0,70–1,00	0,10–0,20	0,70–1,00	0,80–1,00	0,10–0,20
50°	1,00	0,84	0,05	0,90–1,20	0,80–1,00	0,05–0,10	0,90–1,20	0,80–1,00	0,05–0,10
60°	1,26	0,73	0,31	1,20–1,40	0,70–0,90	0,25–0,35	1,20–1,40	0,70–0,90	0,20–0,35

#### 4.1.3 Influência do ângulo de inclinação e direção do vento

Para complementar as análises aerodinâmicas e estruturais apresentadas nas seções anteriores, a Figura 4.4 e Figura 4.5 introduzem um conjunto de gráficos de correlação que relacionam os coeficientes aerodinâmicos obtidos via CFD ( $C_D$ ,  $C_L$ ) com as demandas internas de flexão e torção ( $M_x$ ,  $M_y$ ,  $T_z$ ) calculadas no tubo de torque para diferentes ângulos de inclinação e direções de vento (YANG, 2019a).

As Tabelas 4.2 e 4.3 consolidam quantitativamente a correlação entre os coeficientes aerodinâmicos obtidos no modelo estacionário e a demanda estrutural resultante no tubo de torque. Observa-se que o aumento do coeficiente de arrasto ( $C_D$ ) e do coeficiente de momento ( $C_m$ ) com o crescimento do ângulo de inclinação está diretamente associado à elevação do momento fletor ( $M_y$ ) e do torque torcional ( $T_z$ ) na estrutura. Em particular, para ângulos superiores a 40°, verifica-se intensificação significativa do torque torcional, refletindo a maior assimetria na distribuição de pressão ao longo da corda do painel e o conseqüente deslocamento do centro de pressão. Esses resultados evidenciam que a resposta estrutural do tubo de torque é fortemente governada pelos gradientes aerodinâmicos capturados no modelo estacionário, reforçando a importância da caracterização dos coeficientes aerodinâmicos para a previsão da demanda mecânica do sistema.

## 4.2 Resultados do Modelo Estrutural

Esta seção apresenta uma avaliação integrada da resposta aerodinâmica, da distribuição de esforços internos e do desempenho estrutural do rastreador solar selecionado para esse estudo. As pressões induzidas pelo vento, obtidas por meio das simulações CFD pelo modelo tridimensional, são inicialmente analisadas através dos coeficientes de pressão e validadas com estudos de referência realizados em túnel de vento. Em seguida, essas pressões são convertidas em solicitações de flexão, cisalhamento, torção e tração para os trinta e seis cenários de combinação de cargas avaliados.

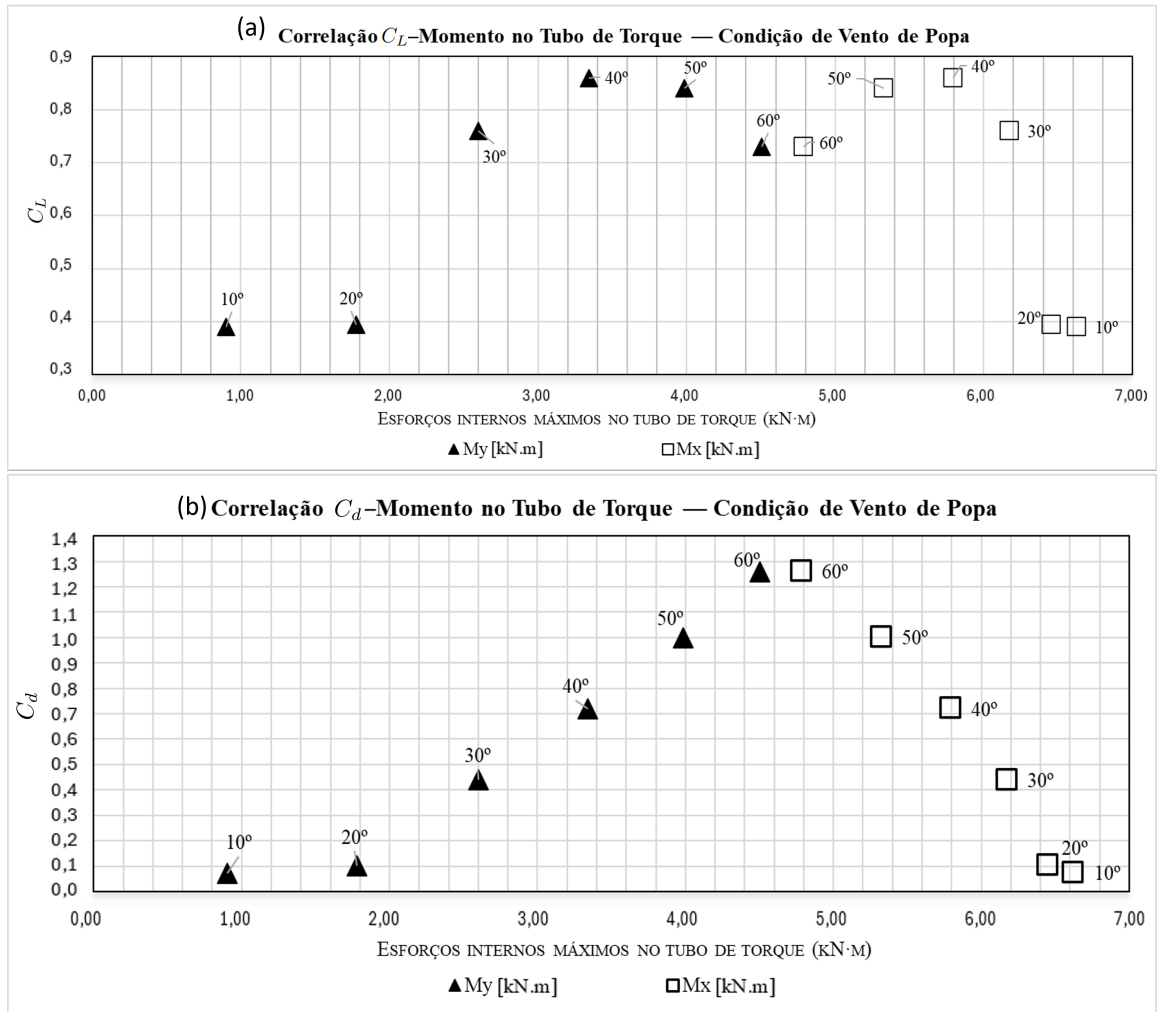


Figura 4.4: Correlação entre o coeficiente de sustentação (a)  $C_L$ , o coeficiente de arrasto (b)  $C_D$  e os momentos fletores estruturais  $M_x$  e  $M_y$  no tubo de torque sob condição de vento de popa.

Tabela 4.2: Correlação entre a demanda estrutural do rastreador solar sob vento de popa e os coeficientes aerodinâmicos para diferentes ângulos de inclinação.

Ângulo [deg]	$M_y$ [kNm]	$M_x$ [kNm]	$V_y$ [kN]	$V_x$ [kN]	$T_z$ [kNm]	$C_p$ [-]	$C_D$ [-]	$C_L$ [-]	$C_m$ [-]
10	0,90	6,63	6,66	0,55	0,77	0,14	0,073	0,39	0,22
20	1,78	6,45	6,54	1,08	1,52	0,29	0,103	0,40	0,17
30	2,60	6,17	6,34	1,58	2,23	1,44	0,44	0,76	0,24
40	3,34	5,80	6,06	2,03	2,86	0,13	0,72	0,86	0,14
50	3,98	5,33	5,73	2,42	3,41	0,01	1,00	0,84	0,05
60	4,50	4,79	5,34	2,74	3,86	0,13	1,26	0,73	0,31

Tabela 4.3: Correlação entre a demanda estrutural do rastreador solar sob vento de proa e os coeficientes aerodinâmicos para diferentes ângulos de inclinação.

Ângulo [deg]	$M_y$ [kNm]	$M_x$ [kNm]	$V_y$ [kN]	$V_x$ [kN]	$T_z$ [kNm]	$C_p$ [-]	$C_D$ [-]	$C_L$ [-]	$C_m$ [-]
10	0,90	6,73	6,77	0,55	0,77	0,12	0,62	0,35	0,27
20	1,78	6,45	6,54	1,08	1,52	0,07	0,16	0,45	0,34
30	2,60	6,17	6,34	1,58	1,91	0,08	0,38	0,65	0,21
40	3,34	5,80	6,06	2,03	2,86	0,06	0,45	0,53	0,19
50	5,50	5,33	5,73	3,34	4,71	0,27	0,64	0,53	0,06
60	4,50	4,79	5,34	2,74	3,86	0,43	0,88	0,51	0,15

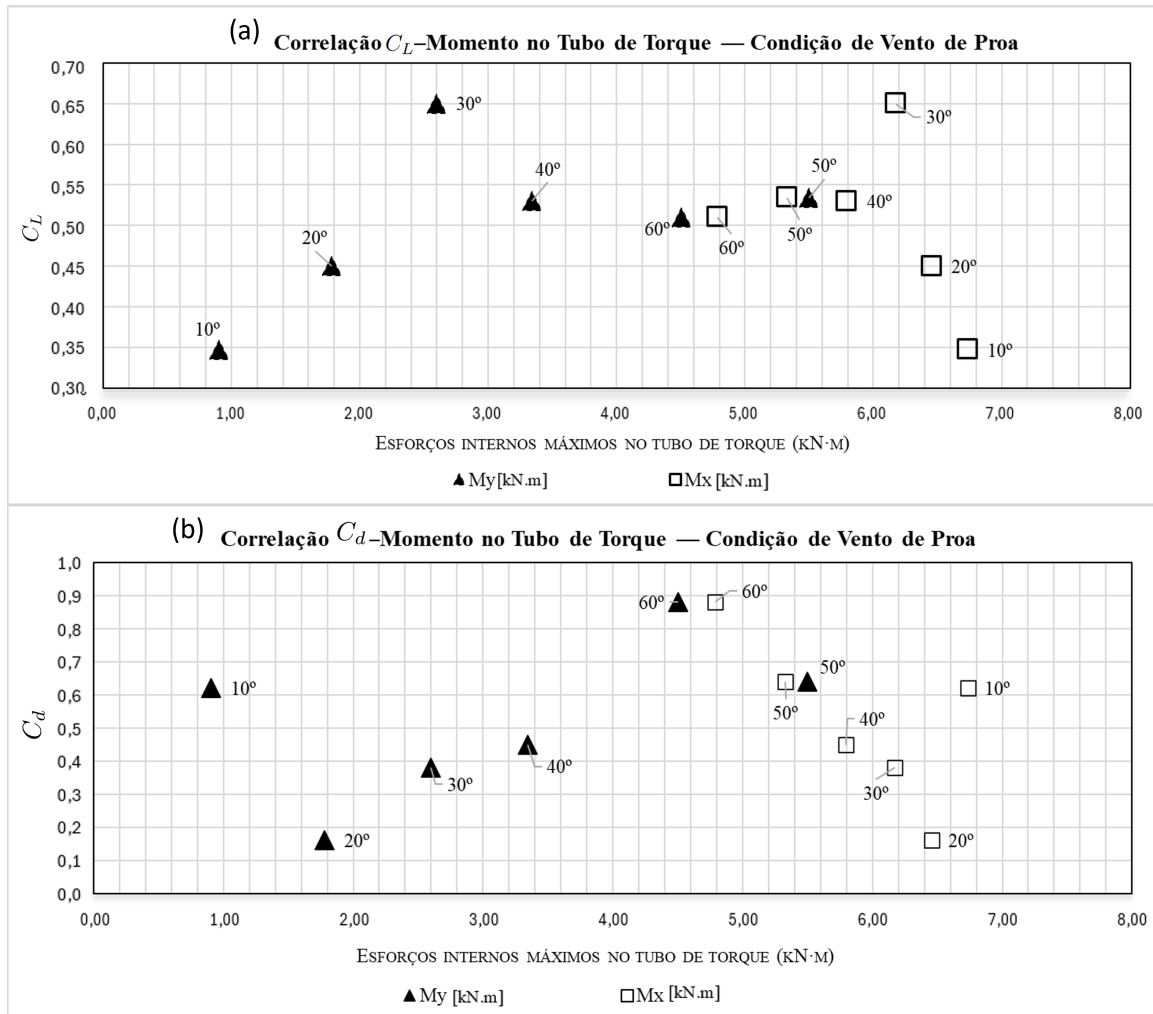


Figura 4.5: Correlação entre o coeficiente de sustentação (a)  $C_L$ , o coeficiente de arrasto (b)  $C_D$  e os momentos fletores estruturais  $M_x$  e  $M_y$  no tubo de torque sob condição de vento de proa.

Posteriormente, a resposta estrutural do rastreador é examinada utilizando bibliotecas paramétricas de perfis para as longarinas, o tubo de torque e as estacas de suporte, permitindo uma comparação sistemática dos índices de utilização e modos de falha de acordo com os critérios normativos da AISC 360 (AISC, 2016). A seção é encerrada com a seleção dos perfis mais adequados, definidos a partir do equilíbrio entre eficiência estrutural, níveis de segurança normativos e viabilidade técnica, garantindo desempenho consistente sob as condições de carregamento analisadas.

De forma geral, os resultados estabelecem uma relação direta entre os efeitos de carregamento aerodinâmico e as exigências estruturais, fornecendo uma base coerente para a configuração final de projeto do rastreador solar.

#### 4.2.1 *Combinações de carga – ASCE-7*

A presente seção apresenta os carregamentos resultantes das combinações prescritas pela norma ASCE-7 (ASCE,2016). A Tabela A.6, Tabela A.7, Tabela A.8 e Tabela A.9 apresentam os carregamentos resultantes considerando os carregamentos de vento obtidos para cada cenário nas análises tridimensionais, a carga de serviço e o peso próprio da estrutura para componente  $y$  e a Tabela A.10, Tabela A.11, Tabela A.12 e Tabela A.13 para a componente  $x$ , todos multiplicados pelos fatores parciais especificados pela norma para cada longarina da estrutura. O objetivo é consolidar os esforços atuantes que servirão de base para as etapas subsequentes de dimensionamento e verificação estrutural em sua totalidade. A Tabela4.4 apresenta o resumo com as combinações de carregamento máximas para cada cenário.

Tabela 4.4: Resumo dos carregamentos distribuídos máximos aplicados ao rastreador solar para os 36 cenários de vento considerados, conforme combinações da ASCE 7.

Ângulo	Vento	Combinação	$q_{Ymax}$ (N/m)	$q_{Xmax}$ (N/m)
10°	Popa	1,4PP	393,7	81,9
		1,2PP + 1,6SC	497,4	59,5
		0,9PP + W	191,8	44,6
20°	Popa	1,4PP	375,6	136,7
		1,2PP + 1,6SC	482,0	117,2
		0,9PP + W	230,0	87,9
30°	Popa	1,4PP	346,2	199,9
		1,2PP + 1,6SC	456,7	171,3
		0,9PP + W	199,3	128,5
40°	Popa	1,4PP	306,2	256,9
		1,2PP + 1,6SC	422,5	220,2
		0,9PP + W	159,8	165,2
50°	Popa	1,4PP	380,2	306,2
		1,2PP + 1,6SC	380,2	262,5
		0,9PP + W	145,9	196,8
60°	Popa	1,4PP	199,9	346,2
		1,2PP + 1,6SC	331,3	296,7
		0,9PP + W	124,3	222,5
10°	Proa	1,4PP	393,7	69,4
		1,2PP + 1,6SC	497,4	59,5
		1,2PP + 0,5SC + W	537,7	59,5
20°	Proa	1,4PP	375,6	136,7
		1,2PP + 1,6SC	482,0	117,2
		1,2PP + 0,5SC + W	457,6	117,2
30°	Proa	1,4PP	346,2	199,9
		1,2PP + 1,6SC	456,7	171,3
		1,2PP + 0,5SC + W	419,9	171,3
40°	Proa	1,4PP	306,2	256,9
		1,2PP + 1,6SC	422,5	220,2
		1,2PP + 0,5SC + W	411,0	220,2
50°	Proa	1,4PP	256,9	306,2
		1,2PP + 1,6SC	380,2	422,5
		1,2PP + 0,5SC + W	364,4	422,5
60°	Proa	1,4PP	199,9	346,2
		1,2PP + 1,6SC	331,3	296,7
		1,2PP + 0,5SC + W	298,1	296,7

#### 4.2.2 Esforços Internos na Estrutura Metálica

A avaliação dos esforços internos obtidos a partir do carregamento distribuído derivado dos coeficientes aerodinâmicos representa a etapa central da metodologia estrutural adotada neste estudo. A conversão do campo tridimensional de pressões em ações equivalentes ao longo das longarinas, do tubo de torque e das estacas permitiu estabelecer, com elevado grau de precisão, o comportamento resistente da estrutura sob as 36 combinações normativas de carregamento da ASCE 7 (ASCE, 2016). Os resultados obtidos são apresentados nesta seção de modo a evidenciar os padrões estruturais dominantes e os cenários críticos de operação.

Os resultados globais são ilustrados na Figura 4.1 e na Figura 4.2, que apresenta a variação dos momentos fletores ( $M_x$  e  $M_y$ ) e do momento torçor ( $T_z$ ) no tubo de torque em função do ângulo de inclinação do rastreador. Observa-se que o aumento do ângulo, tanto para vento de proa quanto de popa, provoca intensificação das demandas estruturais, refletindo diretamente o comportamento dos coeficientes aerodinâmicos e o aumento da pressão resultante nas superfícies dos módulos. Em particular, para vento de popa, o momento  $M_y$  e o torque  $T_z$  apresentam crescimento acentuado a partir de 30°, indicando uma inversão da dominância aerodinâmica típica de

placas inclinadas. Para vento de proa, por outro lado, o momento  $M_x$  assume papel predominante, com valores máximos entre  $40^\circ$  e  $60^\circ$ , intervalo crítico para o dimensionamento do tubo de torque.

Para compreender a distribuição espacial dos esforços, as Figs. 4.8–4.10 apresentam, em três dimensões, os campos de momento fletor, esforço cortante e momento torçor ao longo do tubo de torque para o Cenário: 1,2PP + 0,5SC + W, refere-se ao vento de  $10^\circ$  proa sob a combinação prescrita pela ASCE 7 (ASCE, 2016) — a combinação identificada como crítica para diversas grandezas estruturais. As regiões de maior demanda ocorrem nos trechos intermediários entre as estacas e nas transições geométricas do tubo, onde a variação abrupta do carregamento distribuído produz gradientes significativos de cisalhamento e torção. Esses resultados tridimensionais ilustram de forma clara a coerência entre o carregamento aerodinâmico heterogêneo e a resposta estrutural obtida pelo modelo estrutural.

Em complemento, a Figura 4.11 sintetiza, na forma de um mapa de calor, a distribuição dos momentos fletores nas 32 longarinas do rastreador. O padrão observado confirma que os maiores esforços ocorrem nas longarinas centrais, alinhados com as regiões de maior incidência de pressão nos módulos, ao passo que as longarinas extremas apresentam valores significativamente menores. Esse comportamento gradiente, esperado para estruturas submetidas a ventos inclinados, reforça a adequação do método de mapeamento de cargas implementado e valida a consistência entre os modelos CFD e estrutural.

Por fim, a Tabela 4.5 apresenta os valores máximos, médios e mínimos dos esforços internos ao longo dos 36 cenários de carregamento. Desta forma, permite identificar, os parâmetros estruturais mais sensíveis à variação das condições aerodinâmicas e os cenários normativos mais severos. Observa-se que o Cenário 21 expressa os valores máximos de  $M_x$ ,  $V_x$ ,  $V_y$  e  $N$  no tubo de torque, enquanto o Cenário 32 - 1,2PP+1,6SC, inclinação do painel de 50 graus e direção do vento de proa, se destaca como crítico para  $M_y$  e  $T_z$ . Nas estacas, por sua vez, o cenário crítico alterna entre as direções de vento, evidenciando a assimetria intrínseca do carregamento e sua influência na estabilidade global da estrutura.

A combinação entre figuras paramétricas, visualizações tridimensionais e sínteses tabulares demonstra a robustez da metodologia analítica empregada e fornece subsídios claros para o dimensionamento conforme os critérios da AISC 360 (AISC, 2016). Esses resultados estruturam a base para as verificações de resistência apresentadas nos capítulos subsequentes.

As Figuras 4.6 e 4.7 apresentam, respectivamente, os quadros dos diagramas de momento fletor e força cortante obtidos a partir da análise estática dos carregamentos aerodinâmicos aplicados aos painéis fotovoltaicos. Os valores representados correspondem às forças internas transmitidas pelas 42 longarinas ao tubo de torque, exatamente no ponto de conexão entre esses elementos estruturais.

O diagrama de momentos Figura 4.6 evidencia a alternância de máximos e mínimos ao longo do rastreador, refletindo a distribuição espacial dos coeficientes de pressão obtidos no CFD e a transferência de carga de cada painel para duas longarinas adjacentes. A componente  $M_x$  apresenta as maiores amplitudes, indicando predominância da ação transversal do vento sobre a rotação principal da estrutura, enquanto  $M_y$  apresenta magnitudes menores, compatíveis com o caráter secundário da componente vertical do escoamento nesse ângulo de ataque.

A simetria observada na Figura 4.6 decorre diretamente da configuração estrutural do rastreador solar, cuja geometria e condições de carregamento são aproximadamente simétricas em relação ao eixo central do tubo de torque. Nota-se, entretanto, que a região compreendida entre as duas estacas centrais apresenta valores mais elevados de momento fletor. Isso se deve ao fato de que, nesse trecho específico, há maior concentração de longarinas conectadas ao tubo de torque, resultando em maior transferência de esforços para essa seção. Enquanto os demais trechos distribuem os carregamentos provenientes de quatro longarinas por intervalo típico entre apoios, essa seção concentra cinco longarinas contribuindo simultaneamente para o carregamento, aumentando a resultante de momento transmitida ao tubo. Consequentemente, a superposição das forças distribuídas provenientes dessas longarinas eleva os valores de momento fletor local, justificando os picos observados nos diagramas.

No diagrama de forças cortantes Figura 4.7, observam-se variações abruptas entre longarinas vizinhas, comportamento característico de sistemas em que cargas concentradas (provenientes das longarinas) são transferi-

das para um elemento contínuo (o tubo de torque). A componente  $V_y$  apresenta valores mais elevados, resultado da influência dos gradientes verticais associados ao desprendimento de vórtices no extradorso dos módulos.

Os resultados confirmam a consistência física da propagação dos carregamentos obtidos via CFD e demonstram que os diagramas internos preservam os gradientes aerodinâmicos impostos pelo escoamento. Esses quadros constituem a base para o dimensionamento subsequente e para as análises via método dos elementos finitos (FEM), garantindo a verificação estrutural do rastreador solar conforme as normas vigentes.

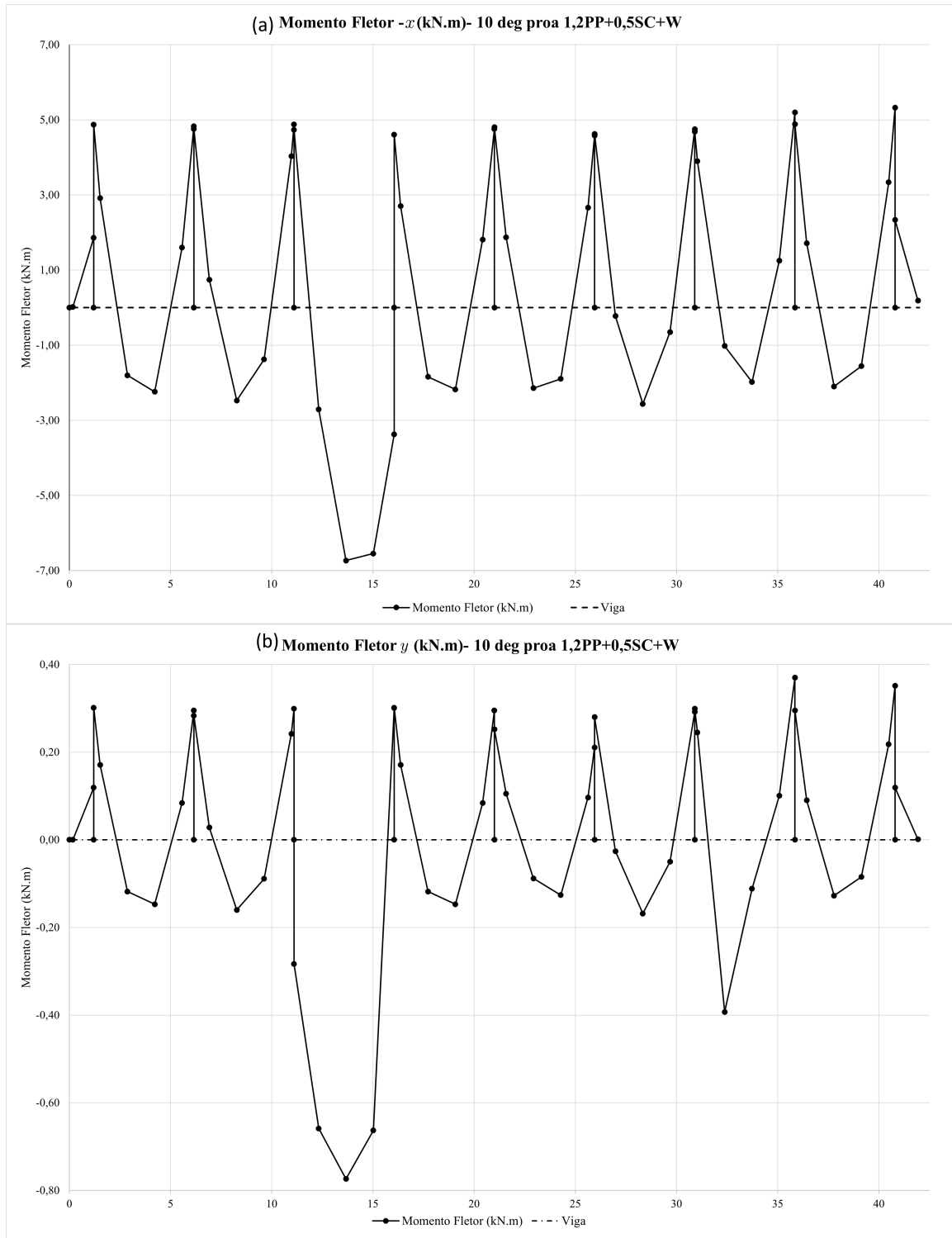


Figura 4.6: Figura dos diagramas de momento fletor ( $M_x$ ,  $M_y$ ) transmitidos pelas 32 longarinas ao tubo de torque para o cenário de  $10^\circ$  proa, considerando a combinação 1,2PP + 0,5SC + W. Vista do pano lateral do rastreador solar, o eixo  $x$  corresponde ao comprimento do tubo de torque.

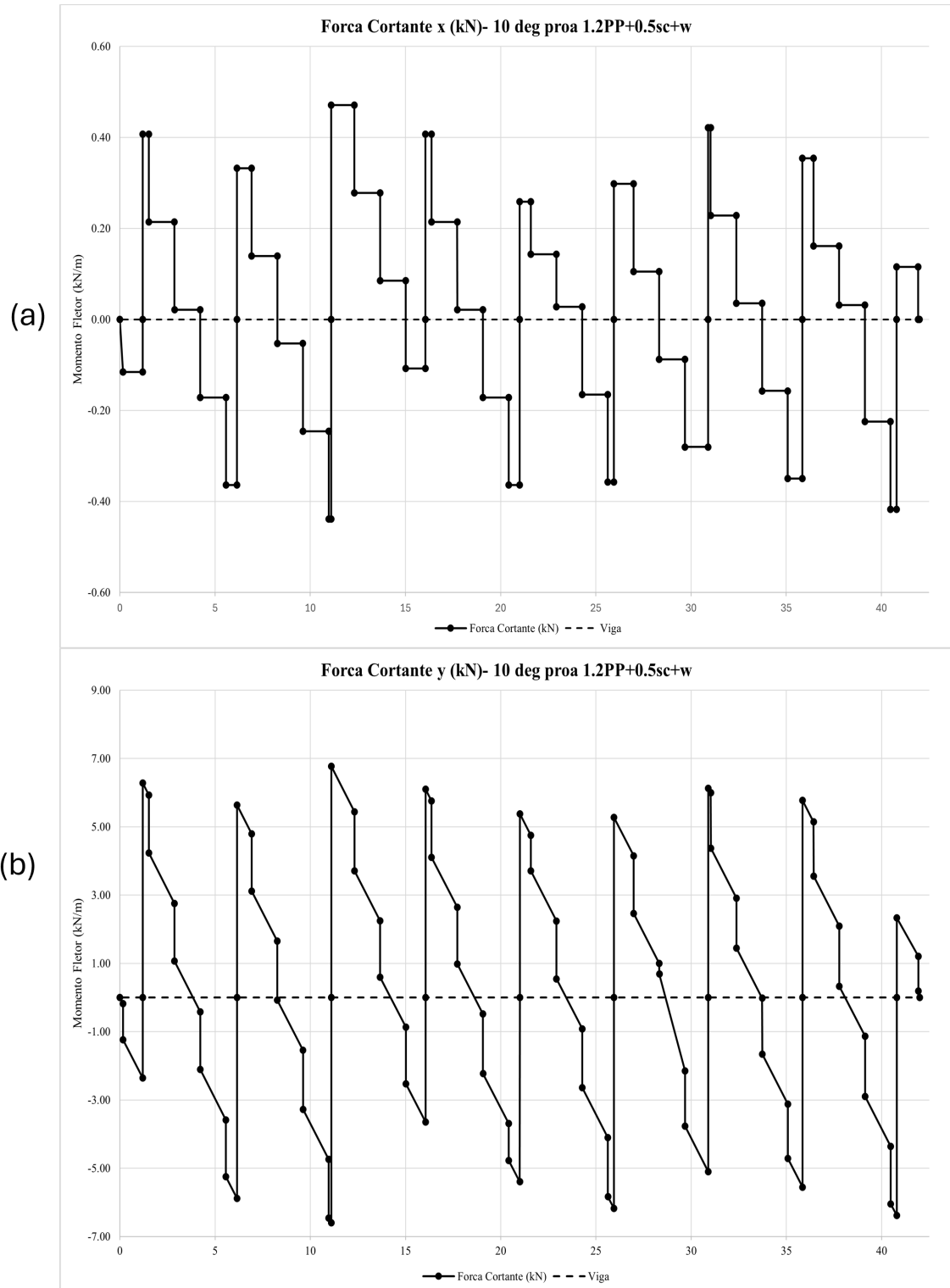


Figura 4.7: Figura dos diagramas de força cortante ( $V_x$ ,  $V_y$ ) atuando no tubo de torque devido às cargas transferidas pelas 32 longarinas para o cenário de  $10^\circ$  proa sob a combinação 1,2PP + 0,5SC + W. Vista do plano lateral do rastreador solar, o eixo  $x$  corresponde ao comprimento do tubo de torque.

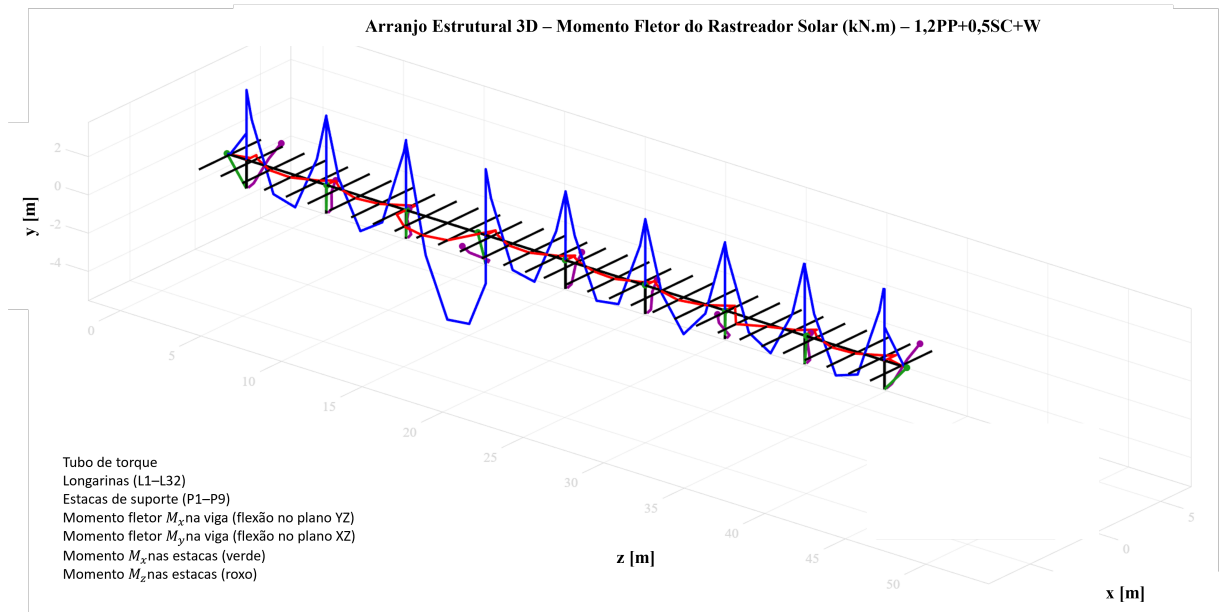


Figura 4.8: Distribuição tridimensional do momento fletor ao longo do tubo de torque para o Cenário 21 (vento de proa, inclinação de  $10^\circ$ , 1,2PP + 0,5SC + W).

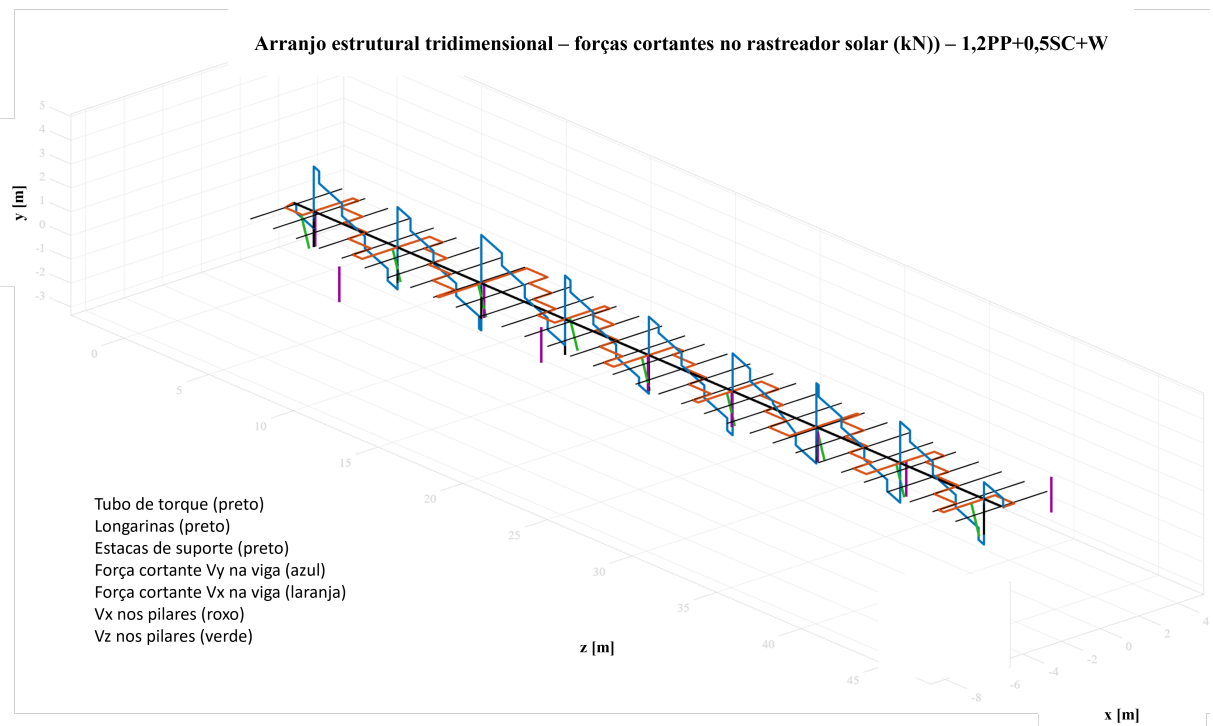


Figura 4.9: Distribuição tridimensional do esforço cortante para o Cenário 21 (vento de proa, inclinação de  $10^\circ$ , 1,2PP + 0,5SC + W). O pico de cortante ocorre próximo as estacas de suporte.

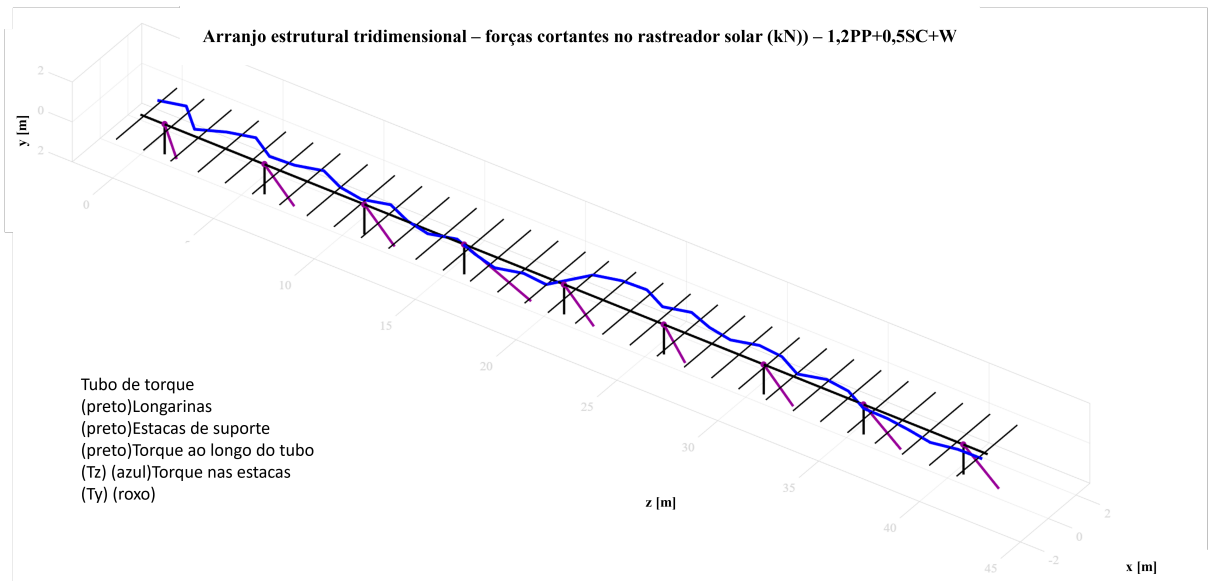


Figura 4.10: Distribuição do momento torçor ao longo do tubo de torque, derivada da integração de pressões baseada em CFD, Cenário 21 (vento de proa, inclinação de 10°, 1,2PP + 0,5SC + W).

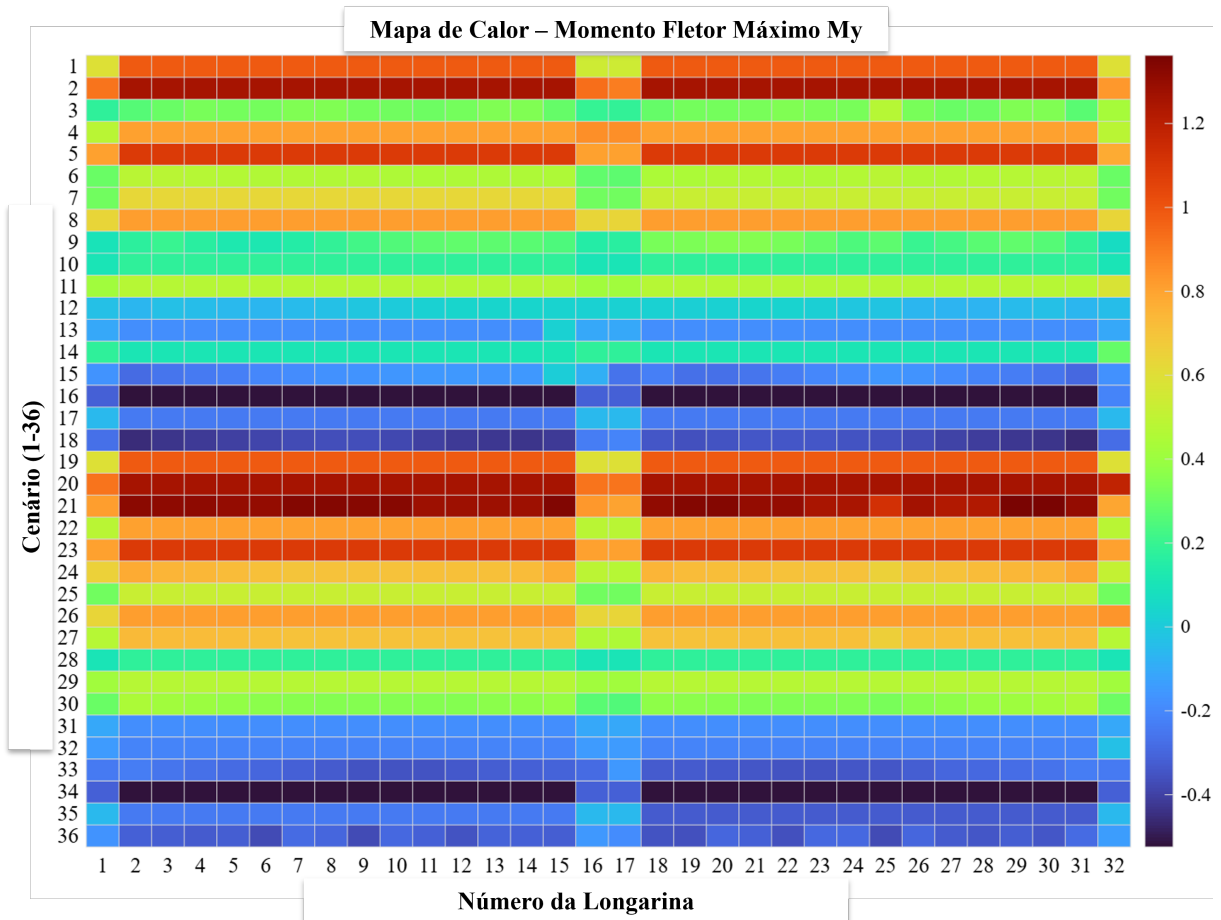


Figura 4.11: Distribuição do momento fletor nas trinta e duas longarinas.

Tabela 4.5: Resumo dos valores máximos, médios e mínimos dos esforços internos considerando os 36 cenários.

<b>Parâmetro</b>	<b>Mín</b>	<b>Médio</b>	<b>Máx</b>	<b>Cenário crítico</b>
<b>Tubo de torque (beam)</b>				
$M_x$ (kN·m)	2,31	4,99	6,74	21
$M_y$ (kN·m)	0,58	2,49	5,50	32
$V_x$ (kN)	0,35	0,92	3,34	21
$V_y$ (kN)	3,10	5,83	6,66	21
$T_z$ (kN·m)	0,50	2,22	4,71	32
$N$ (kN)	0,36	1,08	2,19	21
<b>Estacas de suporte</b>				
$M_y$ (kN·m)	0,36	1,51	3,00	32
$M_z$ (kN·m)	1,95	3,06	3,92	21
$V_x$ (kN)	0,36	1,22	2,20	32
$V_z$ (kN)	1,30	2,01	2,65	8
$T_y$ (kN·m)	0,50	2,41	4,71	32
$N$ (kN)	0,58	0,82	0,91	16

#### 4.2.3 Índices de utilização (AISC 360-16)

As longarinas são responsáveis por transferir as pressões distribuídas induzidas pelo vento, provenientes dos módulos fotovoltaicos, para o tubo de torque, ao mesmo tempo em que garantem o alinhamento dos painéis e limitam as deformações locais. Seu desempenho é governado principalmente pelos efeitos de flambagem local, interação flexão–cisalhamento e empenamento torcional — comportamentos característicos de elementos formados a frio. Para avaliar a sensibilidade do comportamento das longarinas às variações geométricas, noventa configurações de perfis tipo cartola foram analisadas conforme os critérios da AISC 360 (AISC, 2016), seguindo metodologia semelhante à reportada na literatura (FERROUDJI; AISSANI; MAMMERI, 2014; ENSHAEI; KARREEM, 2023).

O espaço geométrico analisado é apresentado na Tabela 3.7, que resume as combinações paramétricas de altura da alma, largura da aba inferior e espessura. Essas noventa variantes representam um intervalo realista de esbeltez e rigidez tipicamente encontrado em rastreadores solares comerciais.

A Tabela 4.6 complementa a análise apresentada na Figura 4.12, a qual mostra o valor máximo do índice de utilização ( $UR_{max}$ ) para todos os perfis avaliados — longarinas, perfis circulares (CHS) e perfis quadrados (SHS) — sob o cenário de carregamento de vento crítico. Para aprofundar essa avaliação comparativa, a tabela a seguir destaca os três melhores perfis de tubo de torque de cada família de seções transversais, selecionados com base na menor diferença em relação ao índice de utilização alvo.

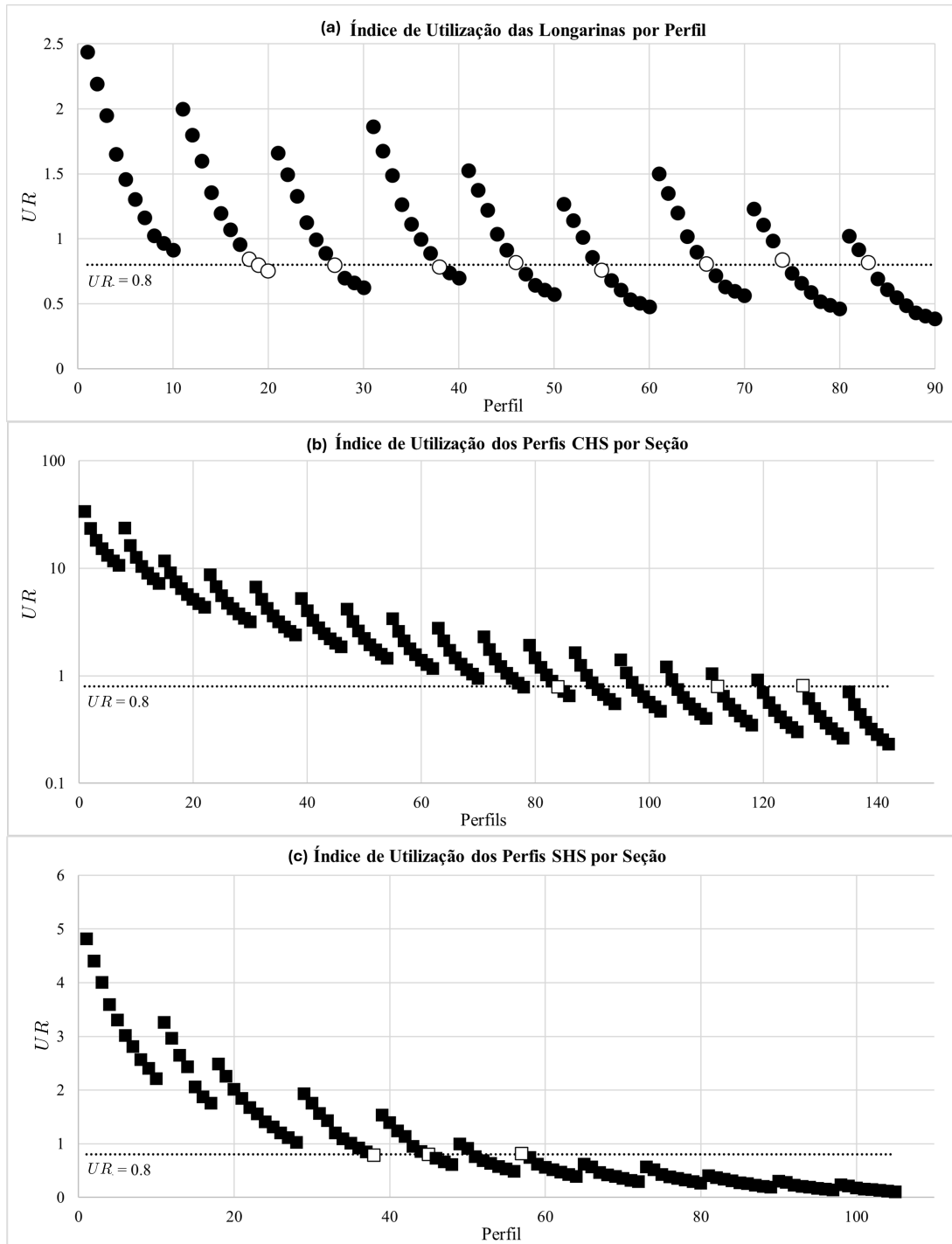


Figura 4.12: Índice de utilização ( $UR$ ) máximo para os perfis estruturais sob o cenário crítico em as combinações de carregamento: (a) longarinas em seção cartola; (b) perfis circulares (CHS) para o tubo de torque; (c) perfis quadrados (SHS) para o tubo de torque. Os pontos destacados indicam os perfis selecionados para consideração no projeto final.

Tabela 4.6: Três melhores perfis de tubo de torque de cada família de seções transversais, selecionados com base na menor diferença em relação ao índice de utilização alvo ( $UR = 0.80$ ).

Tipo	Seção (mm)	$UR_{max}$	$\sigma_{flex}$ [MPa]	$\tau_{cisal}$ [MPa]	$\tau_{torção}$ [MPa]	$\sigma_{axial}$ [MPa]	$\sigma_{VM}$ [MPa]	SF
SHS	130×16	0,78	26,72	0,80	49,89	0,06	90,49	3,81
SHS	150×8,8	0,76	29,97	1,26	321,92	0,09	558,40	0,62
SHS	150×10	0,69	27,02	1,11	217,52	0,08	377,73	0,91
CHS	Ø240×3,0	0,80	50,69	2,94	1,17	0,20	51,18	6,74
CHS	Ø240×6,4	0,80	51,14	2,94	1,17	0,20	51,18	6,75
CHS	Ø210×5,0	0,75	41,10	2,02	0,94	0,14	41,42	8,33

A configuração estrutural mais eficiente identificada para as longarinas é o perfil  $h100-w37.5-t3.4$ , que apresentou  $UR_{max} \approx 0.79$  no cenário crítico. A Tabela 4.7 resume os componentes de tensão correspondentes — flexão, cisalhamento, esforço axial e flambagem torcional — demonstrando uma utilização equilibrada da seção sem ocorrência de instabilidades locais prematuras. Esse resultado está em consonância com as tendências reportadas em (ENSHA EI; KAREEM, 2023), que observaram que perfis *hat-section* com razões de aspecto moderadas apresentam desempenho superior em termos de resistência específica para aplicações em rastreadores solares.

Tabela 4.7: Valores comparativos dos componentes de tensão para os perfis de longarina mais eficientes.

Perfil	$UR_{max}$	Dir. vento	Cenário crítico	Modo de falha	$\sigma_{flex}$ (MPa)	$\sigma_{axial}$ (MPa)	$\tau_{shear}$ (MPa)	$\tau_{torsion}$ (MPa)	$\sigma_{VM}$ (MPa)
$h80-w37.5-t4.8$	0.75	Vento de proa	Cen. 21	LTB	10.41	0.18	2.21	0.91	11.37
$h80-w37.5-t4.5$	0.79	Vento de proa	Cen. 21	LTB	10.99	0.19	2.34	0.96	12.00
$h80-w40.0-t3.8$	0.79	Vento de proa	Cen. 21	LTB	13.00	0.22	2.80	1.10	14.21
$h100-w37.5-t3.4$	0.82	Vento de proa	Cen. 21	LTB	11.37	0.22	2.51	1.01	12.51
$h100-w35.0-t4.2$	0.78	Vento de proa	Cen. 21	LTB	9.09	0.18	1.98	0.83	9.99
$h100-w40.0-t3.0$	0.76	Vento de proa	Cen. 21	LTB	12.52	0.25	2.80	1.08	13.79
$h120-w35.0-t3.4$	0.80	Vento de proa	Cen. 21	LTB	9.26	0.20	2.09	0.87	10.24
$h120-w37.5-t2.6$	0.83	Vento de proa	Cen. 21	LTB	11.55	0.25	2.64	1.05	12.79
$h120-w40.0-t2.3$	0.82	Vento de proa	Cen. 21	LTB	13.42	0.29	3.12	1.18	14.88

O desempenho estrutural das estacas de suporte foi avaliado sob a ação combinada de esforços de flexão, cisalhamento, torção e carga axial, derivados dos cenários de carregamento de vento obtidos via CFD. A verificação foi conduzida utilizando as equações de interação prescritas pela AISC 360 (AISC, 2016), apoiada por formulações analíticas para modelagem da rigidez solo-estrutura (DETTMER; PERIC, 2006), além dos critérios de rigidez de fundação estabelecidos nas diretrizes de confiabilidade de rastreadores solares.

Considerando que os elementos de fundação estão sujeitos predominantemente à interação flexão-axial, e não a um comportamento governado por torção, analisaram-se apenas perfis em “C” e perfis “I”. Esses perfis abertos oferecem rigidez à flexão adequada, boa eficiência de material e são compatíveis com as práticas usuais de fundação aplicadas em rastreadores solares.

A Figura 4.13 apresenta o índice de utilização ( $UR$ ) para todos os perfis de estacas avaliados. Os perfis em “C” exibem uma faixa mais ampla de valores de  $UR$ , com diversas configurações ultrapassando o limite de projeto devido à resistência limitada à torção e aos efeitos de esbeltez. Em contraste, os perfis “I” apresentam desempenho mais uniforme, concentrando-se próximos ao valor-alvo de  $UR \approx 0,80$ , o que indica margens equilibradas de rigidez e ductilidade.

A Tabela 4.8 resume as seções candidatas com índices de utilização mais próximos ao valor de projeto. Entre elas, destaca-se o perfil C 300×110×4,75 mm, que apresenta o melhor equilíbrio entre rigidez à flexão em torno do eixo forte, massa moderada e resposta estável em todos os cenários de carregamento. Essa configuração está alinhada às geometrias adotadas em instalações de rastreadores em escala real recentemente documentadas pela National Renewable Energy Laboratory (2016).

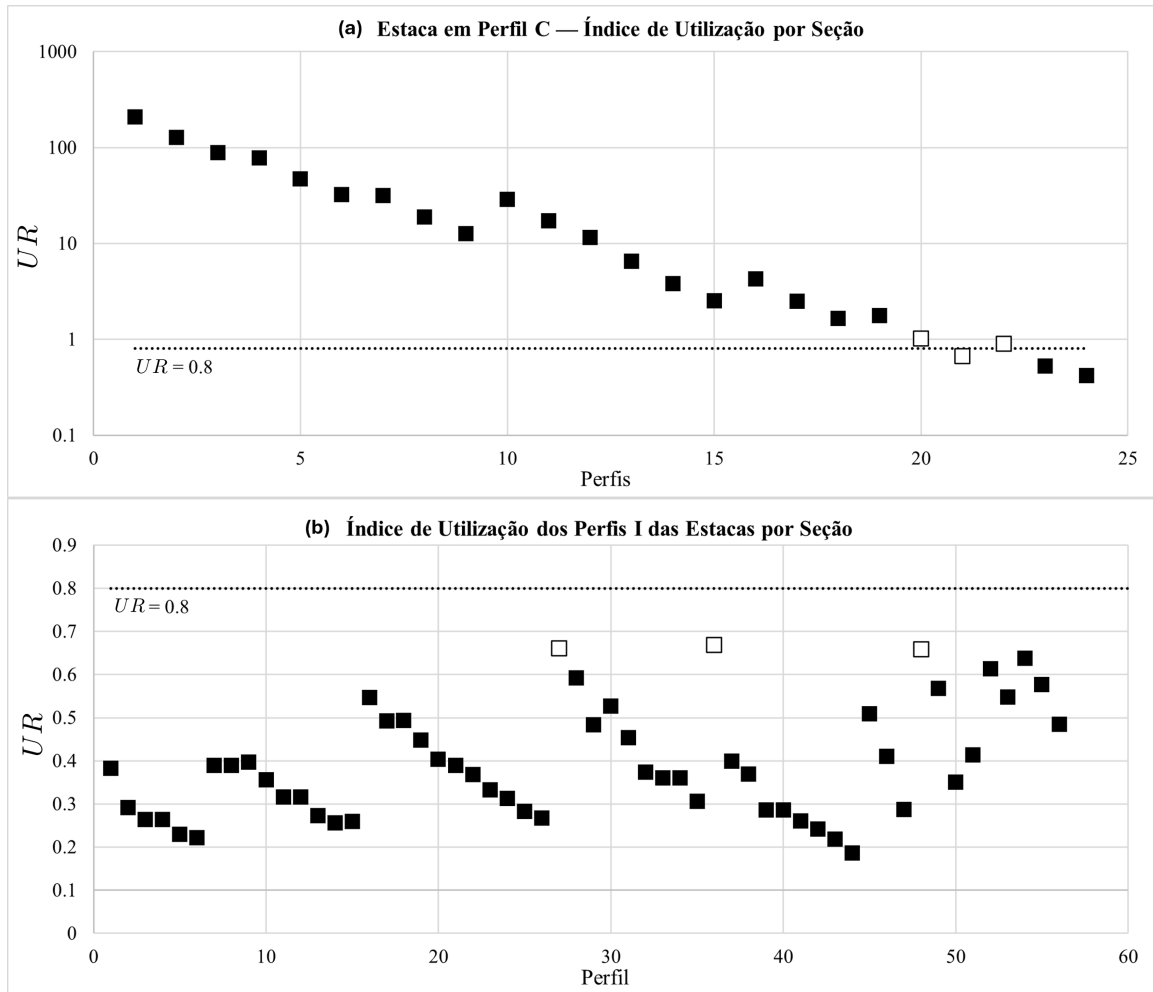


Figura 4.13: Índice de utilização ( $UR$ ) para as seções das estacas de suporte sob o cenário crítico de carregamento de vento: (a) perfis em “C”; (b) perfis em “I”. Os pontos destacados indicam os perfis selecionados para consideração no projeto final.

Tabela 4.8: Estacas de seções C e I selecionadas com índices de utilização mais próximos de  $UR = 0,80$ .

Seção	Dimensões	$UR_{max}$	Observações
C 300×110×4,75 mm	–	0,79	Adequada, porém com rigidez limitada ao tombamento
C 250×80×4,75 mm	–	0,88	Alto UR; crítica na flexão em torno do eixo forte
W 360×33 mm	–	0,81	Recomendada: maior capacidade flexo-axial e rigidez da fundação

De modo geral, a análise das estacas confirma que a rigidez da fundação permanece suficiente para evitar rotações excessivas na interface com o tubo de torque, garantindo a estabilidade global do rastreador sob carregamento estático de vento.

#### 4.2.4 Configuração Estrutural Melhorada do Rastreador

O processo de definição dos perfis metálicos da estrutura do rastreador solar consistiu na análise do carregamento aerodinâmico, a propagação dos esforços internos e a análise de eficiência das seções para todos os componentes para todos os cenários de cargas. A Tabela 4.9 apresenta as seções finais selecionadas a partir dos estudos paramétricos. Todos os componentes atendem às cargas de vento prescritas pela ASCE-7 (ASCE, 2016) e aos requisitos de resistência e estabilidade estabelecidos pela AISC 360 (AISC, 2016), resultando em índices de utilização dentro da faixa desejável de 0,65–0,85.

A configuração adotada segue uma lógica estrutural consistente:

(i) *Tubo de torque*: perfis tubulares circulares (CHS) minimizam a demanda torcional e a deformação por giro sob carregamento de vento, apresentando desempenho superior em sistemas dominados por torção quando comparados a perfis quadrados ou retangulares;

(ii) *Longarinas*: perfis do tipo *hat-section* fornecem elevada rigidez à flexão local e melhor resistência ao levantamento sob campos de pressão aerodinâmica distribuída, mantendo comportamento estrutural leve;

(iii) *Estacas de suporte*: perfis *wide-flange* (seções I) demonstraram desempenho superior na interação flexão-compressão e maior rigidez de fundação em comparação às seções C, especialmente sob esforços combinados de cisalhamento horizontal e momento de tombamento. O perfil selecionado, W360×33 mm, apresentou  $UR=0,812$ , representando o elemento de fundação mais eficiente estruturalmente entre todas as opções catalogadas.

Em conjunto, essas escolhas resultam em uma arquitetura estrutural coerente e eficiente em termos de massa, alinhada às recomendações industriais atuais e aos estudos numéricos e experimentais mais recentes relacionados ao projeto de rastreadores solares de eixo único em escala utilitária.

Tabela 4.9: Seleção final dos perfis estruturais do rastreador solar.

Componente	Tipo de Seção	Perfil Selecionado	UR
Tubo de torque	Circular (CHS)	$\varnothing 240 \times 3$ mm	0,804
Estacas de suporte	Perfil I (I)	W360×33 mm	0.812
Longarinas	Seção cartola (H)	$h100-w37,5-t3,4$ mm	0,846

### 4.3 Comparação dos Resultados da Análise Estrutural com Métodos de Elementos Finitos

#### 4.3.1 Análise Estrutural em MEF da Estrutura Metálica do Rastreador Solar

Com o objetivo de comparar os resultados obtidos pela análise estrutural desenvolvida neste trabalho com aqueles fornecidos pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), foi construído um modelo estrutural numérico representativo do rastreador solar. Elementos de barra baseados na teoria de Timoshenko foram empregados na discretização das longarinas, do tubo de torque e das estacas, permitindo a representação simultânea dos efeitos de flexão, cisalhamento, esforço axial e torção.

As longarinas foram modeladas com propriedades mecânicas equivalentes ao aço ASTM A36 ( $E = 200$  GPa,  $\nu = 0,30$ ,  $\sigma_y = 250$  MPa), enquanto o tubo de torque e as estacas foram atribuídos ao aço ASTM A572 ( $E = 200$  GPa,  $\nu = 0,30$ ,  $\sigma_y = 345$  MPa). As condições de contorno foram definidas de modo a reproduzir o comportamento de apoio semi-rígido característico dos rastreadores solares de eixo único.

Os carregamentos de vento foram obtidos a partir dos coeficientes de pressão aerodinâmica ( $C_p$ ) derivados das simulações CFD e aplicados ao modelo estrutural na forma de carregamentos distribuídos ao longo das longarinas. Adicionalmente, foram considerados carregamentos distribuídos de sobrecarga, conforme os cenários de combinação de cargas analisados. A comparação entre os esforços internos, deslocamentos e níveis de solicitação obtidos pelos dois procedimentos permitiu avaliar a coerência entre a formulação estrutural adotada e a resposta fornecida pelo modelo em elementos finitos.

#### 4.3.2 Análise de convergência de malha no MEF

Um estudo de refinamento de malha foi conduzido utilizando três tamanhos característicos de elemento (0,1 m, 0,01 m, 0,005 m). A convergência foi considerada atingida quando refinamentos sucessivos produziram variações inferiores a 1% nas tensões e nos deslocamentos globais. As diferenças entre os resultados de FEM e da solução analítica permaneceram dentro de  $\pm 8\%$  para forças internas e momentos fletores, indicando consistência entre ambas as abordagens. As diferenças entre os resultados de FEM e da solução do modelo estrutural per-

maneceram dentro de  $\pm 8\%$  para forças internas e momentos fletores, indicando boa consistência entre ambas as abordagens.

A Tabela 4.10 sintetiza a comparação para o Cenário 21, que apresentou o maior índice de utilização entre os 36 casos de projeto analisados. As soluções obtidas por MEF apresentam convergência monotônica com o refinamento da malha, e o desvio relativo em relação ao modelo estrutural permanece limitado a valores compatíveis com a precisão requerida para aplicações de dimensionamento estrutural segundo a norma AISC-360 (AISC,2016). A análise comparativa entre os resultados da análise estrutural e do Método dos Elementos Finitos evidencia a convergência das respostas obtidas para o comportamento estrutural do sistema.

Tabela 4.10: Comparação entre resultados do modelo estrutural e MEF para o Cenário 21 (1,2PP + W + 0,5SC).

Componente/Resposta	Modelo Estrutural	FEM (0,10 m)	FEM (0,01 m)	FEM (0,005 m)	Desvio (%)
<b>Longarina</b>					
Deflexão máx. (mm)	1,25	1,303	1,340	1,342	+7,4
Momento fletor máx. (kN-m)	0,40	0,403	0,404	0,412	+3,0
Cisalhamento máx. (kN)	0,51	0,532	0,567	0,567	+11,2
Força axial (kN)	0,06	0,062	0,063	0,064	+5,8
von Mises máx. (MPa)	14,80	15,50	15,51	15,53	+4,9
<b>Tubo de torque</b>					
Deflexão máx. (mm)	0,18	0,220	0,222	0,223	+23,9
Momento fletor máx. (kN-m)	0,029	0,030	0,031	0,031	+7,7
Cisalhamento máx. (kN)	0,128	0,134	0,143	0,143	+11,8
Força axial (kN)	0,10	0,10	0,10	0,10	0,0
von Mises máx. (MPa)	0,21	0,22	0,228	0,235	+11,9
<b>Estaca</b>					
Deflexão máx. (mm)	0,19	0,20	0,21	0,22	+15,8
Momento fletor máx. (kN-m)	1,28	1,374	1,374	1,374	+7,4
Cisalhamento máx. (kN)	0,69	0,739	0,740	0,740	+7,2
Força axial (kN)	-2,70	-2,769	-2,769	-2,769	+2,6
von Mises máx. (MPa)	2,80	3,00	2,82	2,74	-2,1

Para validação dos resultados, realizou-se uma avaliação comparativa com dois estudos de referência que empregaram MEF para avaliar o desempenho de rastreadores solares sob carregamento de vento. Kale e Shivpuje (2020) conduziram uma análise estática linear utilizando o *SolidWorks Simulation*<sup>®</sup> em um rastreador de eixo único com painéis em balanço, reportando tensões equivalente pelo critério de von Mises de até 159 MPa e deslocamentos atingindo 73 mm. Os fatores de segurança variaram entre 1,3 e 4,0, dependendo da geometria da seção. Adeleke (2016) combinaram medições experimentais por extensômetros com modelagem por MEF no *software SAP2000*<sup>®</sup> para um rastreador de dois eixos, reportando tensões entre 10–78 MPa e deslocamentos de até 22 mm.

Tabela 4.11: Comparação de resultados estáticos de MEF entre o presente estudo e trabalhos de referência da literatura.

Estudo	Tipo de rastreador	Tensão máx. (MPa)	Deslocamento máx. (mm)	Fator de segurança
Presente estudo – Longarina (2P)	Eixo único	15,53	1,342	> 2,0
Presente estudo – Tubo (2P)	Eixo único	0,235	0,222	> 2,0
Presente estudo – Estaca (2P)	Eixo único	2,74	0,220	> 2,0
(KALE; SHIVPUJE, 2020)	Eixo único	até 159	até 73	1,3–4,0
(ADELEKE, 2016)	Dois eixos	10–78	até 22	Não reportado

#### 4.3.3 Verificação Numérica e Consistência Metodológica

Os resultados do modelo estrutural obtidos no *SMath Studio*<sup>®</sup> foram comparados com simulações por elementos finitos realizadas no *ANSYS Mechanical*<sup>®</sup>. As máximas discrepâncias observadas foram inferiores a 8% para momentos fletores e inferiores a 2% para forças cortantes, evidenciando consistência entre a formulação do modelo estrutural e o modelo numérico.

Ressalta-se que esta etapa constitui uma verificação cruzada entre metodologias independentes, e não uma validação experimental, uma vez que não houve comparação direta com dados de ensaio ou medições em campo.

Ainda assim, a boa concordância observada em estudos na literatura (REINA; STEFANO, 2017b; ENSHAEI et al., 2023), que reportaram níveis similares de compatibilidade entre formulações analíticas de vigas e modelos numéricos para carregamentos estáticos de vento em rastreadores solares.

#### 4.4 Análise de Frequências da Estrutura Tridimensional

##### 4.4.1 Frequências naturais da Estrutura

A presente seção apresenta os resultados obtidos na análise dos modos de vibração do rastreador solar, conduzida por meio do *ANSYS Mechanical*<sup>®</sup>, conforme metodologia descrita no Capítulo 3. O objetivo central desta etapa consiste na identificação das frequências naturais, formas modais e participações de massa efetiva associadas aos principais graus de liberdade estruturais, considerando diferentes inclinações dos painéis fotovoltaicos ( $0^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $60^\circ$ ).

A análise dos modos de vibração constitui etapa fundamental na caracterização dinâmica do sistema estrutural, permitindo a identificação dos modos globais predominantes de flexão, torção e da eventual proximidade espectral entre esses modos. A correta interpretação desses resultados é particularmente relevante no contexto aeroelástico, uma vez que fenômenos como o flutter podem envolver interação entre modos de flexão fora do plano e modos torcionais globais. Entretanto, a análise dos modos de vibração, isoladamente, não permite verificar a ocorrência de flutter, servindo apenas como base para a identificação de configurações estruturalmente mais sensíveis à interação fluido–estrutura.

Inicialmente, são apresentados os resultados de convergência da base modal por meio da fração acumulada de massa efetiva em cada grau de liberdade global. Nesse contexto,  $UX$ ,  $UY$  e  $UZ$  representam os deslocamentos translacionais ao longo dos eixos globais  $x$ ,  $y$  e  $z$  do sistema estrutural, respectivamente, enquanto  $ROTX$ ,  $ROTY$  e  $ROTZ$  correspondem às rotações em torno desses mesmos eixos, isto é, rotações em torno dos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$ . Essa análise permite verificar a suficiência da base modal adotada (40 modos) e avaliar a representatividade da resposta dinâmica capturada. Em seguida, são discutidas as frequências naturais extraídas para cada configuração angular, bem como as respectivas participações modais dominantes.

Na sequência, são identificados os modos críticos associados a: (i) flexão global fora do plano (dominância em  $UZ$ ), (ii) flexão no plano ( $UY$ ), (iii) torção global ( $ROTZ$ ), (iv) e modos combinados de flexão–torção.

São apresentadas tabelas comparativas contendo: (a) as frações acumuladas de massa efetiva para cada inclinação, (b) as frequências dominantes por grau de liberdade, (c) e a classificação física dos modos predominantes.

Por fim, realiza-se uma análise comparativa entre as inclinações dos painéis, discutindo a influência da configuração geométrica na rigidez dinâmica do conjunto tubo de torque–longarinas–módulos. Essa comparação permite identificar tendências de aumento ou redistribuição modal e fornece subsídios para a etapa subsequente de análise aeroelástica simplificada.

A organização desta seção visa não apenas apresentar os valores numéricos obtidos, mas também interpretar fisicamente os fenômenos estruturais identificados, estabelecendo uma conexão direta entre o comportamento modal e possíveis interações fluido–estrutura.

A avaliação da suficiência da base modal extraída foi realizada por meio da análise da massa efetiva acumulada para cada grau de liberdade global do sistema estrutural. Conforme descrito na metodologia, foram extraídos 40 modos próprios para cada configuração angular ( $0^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $60^\circ$ ).

Inicialmente, apresentam-se as frequências naturais extraídas para cada inclinação, abrangendo os 40 modos considerados na base modal.

As Tabelas 4.12, 4.13 e 4.14 apresentam as frequências naturais correspondentes aos 40 modos extraídos para as três configurações de inclinação dos painéis fotovoltaicos:  $0^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $60^\circ$ , respectivamente. A apresentação completa da base modal permite avaliar não apenas os primeiros modos globais, tradicionalmente associados aos modos de vibração predominantes, mas também a evolução das frequências ao longo de toda a faixa modal

considerada. Observa-se que a inclinação dos módulos influencia a distribuição espectral das frequências naturais, alterando os valores dos primeiros modos e o espaçamento modal nas faixas intermediárias e superiores.

Na configuração horizontal ( $0^\circ$ ), verifica-se concentração das frequências iniciais na faixa de aproximadamente 2 a 5 Hz nos primeiros 20 modos, indicando maior flexibilidade do sistema nessa posição. Para  $30^\circ$ , nota-se redistribuição modal com presença de frequências iniciais mais baixas, seguida de crescimento a partir dos modos intermediários. Já para  $60^\circ$ , observa-se aumento das frequências naturais ao longo da base modal, refletindo o incremento da rigidez geométrica do conjunto tubo de torque–longarinas–módulos nessa configuração.

A comparação entre as Tabelas 4.12, 4.13 e 4.14 evidencia que a variação da inclinação altera os valores das frequências e a organização dos modos de vibração dominantes, aspecto que será explorado nas seções subsequentes por meio da análise da massa efetiva acumulada e da identificação dos comportamentos dinâmicos predominantes.

Tabela 4.12: Frequências naturais (Hz) – 40 modos extraídos para  $\theta = 0^\circ$

Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)
1	2,11	11	4,38	21	5,22	31	6,74
2	2,19	12	4,42	22	5,44	32	6,97
3	2,57	13	4,48	23	5,45	33	7,00
4	2,84	14	4,55	24	5,70	34	7,65
5	3,41	15	4,59	25	5,76	35	7,67
6	3,51	16	4,59	26	5,91	36	7,88
7	3,87	17	4,62	27	5,93	37	7,91
8	4,00	18	4,66	28	6,23	38	8,72
9	4,26	19	4,75	29	6,27	39	8,76
10	4,32	20	5,20	30	6,71	40	8,94

Tabela 4.13: Frequências naturais (Hz) – 40 modos extraídos para  $\theta = 30^\circ$

Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)
1	1,35	11	6,49	21	10,07	31	12,67
2	1,90	12	6,59	22	10,09	32	12,96
3	2,74	13	6,86	23	10,15	33	13,14
4	3,37	14	7,00	24	10,32	34	14,15
5	3,61	15	7,22	25	10,40	35	14,74
6	4,42	16	7,73	26	10,48	36	14,92
7	4,95	17	7,87	27	10,68	37	15,96
8	6,12	18	8,29	28	11,05	38	16,17
9	6,25	19	8,57	29	11,42	39	17,13
10	6,47	20	9,24	30	12,01	40	17,72

Tabela 4.14: Frequências naturais (Hz) – 40 modos extraídos para  $\theta = 60^\circ$  (duas casas decimais).

Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)	Modo	f (Hz)
1	4,37	11	6,92	21	10,51	31	15,52
2	4,57	12	7,20	22	11,01	32	16,07
3	4,83	13	7,26	23	11,14	33	16,12
4	4,91	14	7,39	24	11,40	34	16,26
5	5,12	15	7,52	25	11,49	35	16,35
6	5,97	16	8,09	26	13,16	36	18,74
7	6,03	17	8,23	27	13,21	37	18,81
8	6,42	18	9,60	28	13,41	38	19,21
9	6,65	19	9,69	29	13,44	39	19,54
10	6,78	20	10,42	30	15,05	40	19,80

#### 4.4.2 Identificação dos Modos Críticos para Flexão e Torção

A identificação dos modos críticos foi realizada com base na participação de massa efetiva associada a cada grau de liberdade global, permitindo classificar objetivamente os modos de vibração predominantes para cada inclinação dos painéis. A análise foi conduzida considerando os graus de liberdade translacionais ( $UX, UY, UZ$ ) e rotacionais ( $ROTX, ROTY, ROTZ$ ), relevantes, para fins aeroelásticos, os modos dominantes em  $UZ$  (flexão fora do plano) e  $ROTZ$  (torção global).

A Tabela 4.15 apresenta os modos com maior participação modal em cada grau de liberdade para as três inclinações analisadas.

Tabela 4.15: Modo dominante por grau de liberdade – comparação entre inclinações.

<b>GDL</b>	<b>0°</b>	<b>30°</b>	<b>60°</b>
UX	M34 – 7,65 Hz	M4 – 3,37 Hz	M9 – 6,65 Hz
UY	M15 – 4,59 Hz	M17 – 7,87 Hz	M9 – 6,65 Hz
UZ	M9 – 4,26 Hz	M20 – 9,24 Hz	M3 – 4,83 Hz
ROTX	M6 – 3,51 Hz	M17 – 7,87 Hz	M10 – 6,78 Hz
ROTY	M4 – 2,84 Hz	M4 – 3,37 Hz	M10 – 6,78 Hz
ROTZ	M1 – 2,11 Hz	M2 – 1,90 Hz	M1 – 4,37 Hz

A identificação dos modos críticos associados aos diferentes modos de vibração foi realizada a partir da análise da participação de massa efetiva em cada grau de liberdade global. Com base nessa classificação, os modos foram agrupados conforme o tipo predominante de esforço estrutural: torção global, flexão fora do plano, flexão no plano e modos com comportamento acoplado. As Tabelas 4.16, 4.17 e 4.18 apresentam a classificação modal para as inclinações de  $0^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $60^\circ$ , respectivamente, indicando explicitamente os números dos modos e suas frequências associadas. Essa organização permite visualizar de forma objetiva a migração dos modos de vibração dominantes com a variação da inclinação dos painéis, bem como identificar faixas espectrais onde há proximidade entre modos de flexão e torção, aspecto fundamental para a análise aeroelástica subsequente.

Tabela 4.16: Classificação modal –  $\theta = 0^\circ$ .

<b>Classe</b>	<b>Modos</b>	<b>Frequências (Hz)</b>
Torção	1, 2, 3, 4, 6	2,11; 2,19; 2,57; 2,84; 3,51
Flexão fora do plano	9, 10, 11, 12, 13	4,26; 4,32; 4,38; 4,42; 4,48
Flexão no plano	15, 13, 14, 12, 17	4,59; 4,48; 4,55; 4,42; 4,62
Acoplados	9–17	4,26–4,62

Tabela 4.17: Classificação modal –  $\theta = 30^\circ$ .

<b>Classe</b>	<b>Modos</b>	<b>Frequências (Hz)</b>
Torção (T)	2, 1, 4	1,90; 1,35; 3,37
Flexão fora do plano	20	9,24
Flexão no plano	17	7,87
Acoplados	10–12	6,47–6,59

Tabela 4.18: Classificação modal –  $\theta = 60^\circ$ .

Classe	Modos	Frequências (Hz)
Torção (T)	1, 4, 9	4,37; 4,91; 6,65
Flexão fora do plano	3	4,83
Acoplados	1–4	4,37–4,91

Embora a base modal completa apresentada nas Tabelas 4.12, 4.13 e 4.14 inclua os 40 modos extraídos numericamente, a interpretação física da resposta estrutural concentra-se principalmente nos primeiros modos que apresentam participação significativa de massa efetiva e formas modais globais claramente identificáveis. A extração de um número mais elevado de modos constitui prática comum em análises de frequências em estruturas baseadas em elementos finitos, pois permite verificar a convergência da base modal e assegurar que os principais comportamentos dinâmicos do sistema estejam capturados. No presente modelo estrutural do rastreador solar, observa-se que os modos de vibração globais dominantes — associados à torção do tubo de torque e às flexões globais fora e no plano do conjunto estrutural — concentram-se nos primeiros 10 a 20 modos da base modal, dependendo da inclinação considerada. Os modos de ordem superior estão associados a deslocamentos locais de componentes estruturais discretizados, como longarinas, módulos fotovoltaicos ou regiões específicas da malha de elementos finitos, não representando vibrações do rastreador como um todo.

#### 4.4.2.1 Análise Comparativa e Implicações Dinâmicas

A convergência por massa efetiva acumulada demonstra que a base modal de 40 modos é suficiente para representar adequadamente os modos de vibração relevantes nas três inclinações analisadas, particularmente aqueles associados a *UZ* e *ROTZ*, que são diretamente excitáveis por carregamentos aerodinâmicos normais e momentos.

Na inclinação de  $0^\circ$ , observa-se separação espectral entre os modos predominantes associados à torção, concentrados na faixa de 2,1–2,6 Hz, e os modos predominantes associados à flexão, concentrados em 4,26–4,62 Hz. Essa separação tende a reduzir a probabilidade de acoplamento estrutural direto entre flexão e torção na mesma faixa de frequência.

Para  $\theta = 30^\circ$ , verifica-se uma redistribuição da participação modal, com torção em baixas frequências (1,35–1,90 Hz) e flexão fora do plano concentrada em frequência mais elevada (9,24 Hz). Essa separação mais pronunciada sugere um comportamento estrutural com menor proximidade espectral entre os modos de vibração predominantes.

Já para  $\theta = 60^\circ$ , observa-se a configuração com maior proximidade espectral entre os modos dominantes de torção global e flexão fora do plano. A flexão fora do plano (Modo 3 – 4,83 Hz) e a torção global (Modo 1 – 4,37 Hz) encontram-se na mesma faixa espectral ( $\approx 4,3$ – $4,9$  Hz), o que indica maior possibilidade de interação modal entre esses modos de vibração. Esse resultado, por si só, não caracteriza a ocorrência de *flutter*, mas aponta uma configuração mais sensível à interação fluido–estrutural.

Portanto, a configuração de  $60^\circ$  apresenta maior sensibilidade estrutural à interação fluido–estrutura, enquanto as configurações de  $0^\circ$  e  $30^\circ$  exibem maior separação espectral entre os modos de vibração dominantes.

A Tabela 4.19 apresenta a fração acumulada da massa efetiva normalizada para cada grau de liberdade global ao final dos 40 modos extraídos.

Tabela 4.19: Convergência por massa efetiva acumulada – comparação entre inclinações.

<b>GDL</b>	<b>0°</b>	<b>30°</b>	<b>60°</b>
<i>UX</i>	1,38%	97,98%	92,02%
<i>UY</i>	61,20%	63,89%	18,50%
<i>UZ</i>	99,00%	97,32%	99,26%
<i>ROTX</i>	61,41%	60,70%	16,89%
<i>ROTY</i>	0,98%	97,46%	86,68%
<i>ROTZ</i>	56,04%	99,55%	97,37%

Observa-se que a direção *UZ* apresenta convergência nas três configurações angulares, com valores entre 97% e 99%, assegurando a identificação dos modos de flexão fora do plano — diretamente associados à ação aerodinâmica normal.

Para a rotação em torno de  $z$  (*ROTZ*), a convergência é elevada para 30° e 60° (acima de 97%), enquanto para 0° atinge 56%, indicando que a torção global está representada de forma relevante, porém não totalmente capturada pela base modal adotada nessa configuração.

A inclinação dos módulos altera a distribuição de participação modal. Em 0°, a resposta é governada por *UZ*, com participação em *UY*, *ROTX* e *ROTZ*, enquanto *UX* e *ROTY* apresentam contribuições. Em 60°, observa-se redistribuição: *UZ* e *ROTZ* permanecem dominantes, enquanto *UY* e *ROTX* tornam-se secundários, indicando mudança no comportamento dinâmico da estrutura.

A configuração de 30° apresenta comportamento, com convergência em *UX*, *UZ*, *ROTY* e *ROTZ*, sugerindo acoplamento entre flexão e torção nessa posição.

Esses resultados confirmam que a extração de 40 modos assegura a representação dos graus de liberdade estruturais, especialmente daqueles associados a instabilidades aerodinâmicas.

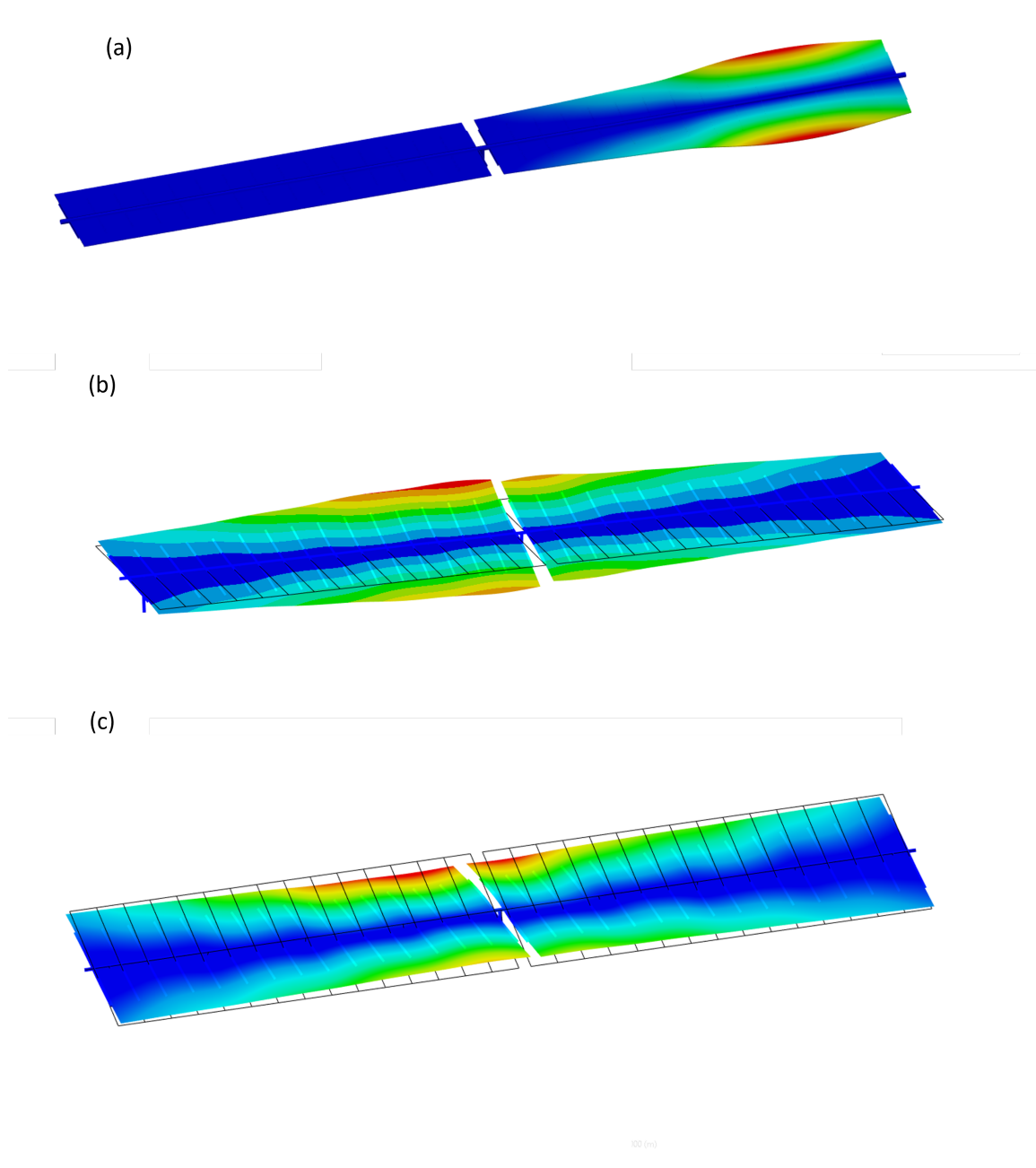


Figura 4.14: Primeiro modo de vibração da estrutura para diferentes ângulos de inclinação dos painéis: (a)  $0^\circ$  de inclinação dos painéis; (b)  $30^\circ$  de inclinação dos painéis; (c)  $60^\circ$  de inclinação dos painéis.

#### 4.4.3 Análise entre frequências naturais da estrutura e influência da inclinação dos painéis

A dos modos da estrutura evidencia que o incremento do ângulo de inclinação dos módulos fotovoltaicos promove um aumento sistemático das frequências naturais globais do rastreador. Esse comportamento decorre diretamente da modificação da rigidez geométrica efetiva do conjunto estrutural formado pelo tubo de torque, longarinas e painéis, cuja configuração espacial altera o acoplamento entre flexão e torção e redistribui a rigidez lateral do sistema.

Nos três primeiros modos globais, associados à flexão do tubo de torque combinada com deformação das longarinas, observa-se que as frequências evoluem de aproximadamente 2,1–2,8 Hz para  $\theta = 0^\circ$  para a faixa de 3,4–4,5 Hz em  $\theta = 30^\circ$ , atingindo valores entre 4,3–4,9 Hz em  $\theta = 60^\circ$ . Tal elevação indica aumento da rigidez efetiva à flexão fora do plano, resultado da maior componente vertical da geometria inclinada dos módulos, que

atua como elemento estabilizador estrutural.

Além do deslocamento espectral, observa-se que a participação modal em graus de liberdade associados à flexão fora do plano ( $UZ$ ) mantém-se elevada nas três configurações, com convergência superior a 97% da massa efetiva acumulada. Já os graus rotacionais,  $ROTZ$ , apresentam aumento de participação nas inclinações de 30° e 60°, indicando maior relevância da torção global nessas configurações. Essa redistribuição confirma que a inclinação altera não apenas os valores das frequências, mas também os modos de vibração dominantes da resposta estrutural.

A análise das faixas espectrais críticas revela que, para  $\theta = 0^\circ$ , há clara separação entre o bloco torcional (2,1–2,6 Hz) e o bloco flexional (4,2–4,6 Hz). Para  $\theta = 30^\circ$ , ocorre ampliação da separação entre torção de baixa frequência (1,3–1,9 Hz) e flexão fora do plano concentrada em 9,24 Hz. Já em  $\theta = 60^\circ$ , verifica-se aproximação espectral entre flexão fora do plano (Modo 3 – 4,83 Hz) e torção global (Modo 1 – 4,37 Hz), configurando uma região potencial de acoplamento flexão–torção.

Essa proximidade espectral em  $\theta = 60^\circ$  é relevante sob o ponto de vista dinâmico e aeroelástico. Em sistemas suscetíveis a instabilidades aeroelásticas, a interação entre modos de vibração flexionais e torcionais pode desempenhar papel importante. No entanto, a simples proximidade entre frequências naturais não é condição suficiente para caracterizar *flutter*. No presente trabalho, a coexistência de modos com elevada participação em  $UZ$  e  $ROTZ$  na faixa de 4,3–4,9 Hz é interpretada como um indicativo de maior suscetibilidade estrutural à interação fluido–estrutura, cuja avaliação definitiva depende da análise aerodinâmica subsequente.

Essa interpretação será aprofundada no Capítulo 4.6, onde será estabelecida a conexão quantitativa entre as frequências naturais identificadas nesta seção e as velocidades críticas estimadas para *flutter*. A partir da relação entre frequência estrutural, comprimento característico e frequência aerodinâmica associada ao escoamento, será possível avaliar, de forma preliminar, a proximidade entre as bandas modais identificadas e as faixas de excitação estimadas nas simulações CFD não estacionárias.

De forma preliminar, observa-se que o aumento das frequências naturais com o ângulo tende a deslocar para velocidades mais elevadas a coincidência entre frequências naturais e frequências características do escoamento. Consequentemente, a inclinação maior tende a reduzir a probabilidade de excitação aerodinâmica direta dos modos de vibração, embora a proximidade entre flexão e torção em  $\theta = 60^\circ$  possa aumentar a sensibilidade a possíveis interações entre fluido e estrutura.

Em síntese, os resultados modais indicam que o rastreador solar apresenta comportamento estrutural globalmente estável, com elevação progressiva de rigidez para maiores inclinações. Entretanto, a análise espectral revela que a condição de  $\theta = 60^\circ$  concentra os requisitos necessários para possível acoplamento aeroelástico, justificando investigação no capítulo subsequente. A interpretação integrada entre dinâmica estrutural e carregamentos aerodinâmicos permitirá avaliar, de forma fundamentada, a segurança operacional do sistema sob vento intenso.

#### 4.4.4 Comparação com literatura e implicações para estabilidade

A Tabela 4.20 evidencia três aspectos centrais para a correta interpretação dos resultados modais obtidos neste trabalho em comparação com aqueles reportados por Bao et al. (2023). Em primeiro lugar, observa-se que as frequências naturais determinadas neste estudo são sistematicamente inferiores às frequências experimentais apresentadas no trabalho de referência., especialmente para os modos superiores. Essa diferença decorre fundamentalmente das distintas hipóteses de modelagem estrutural adotadas. No estudo de referência, o sistema analisado corresponde a um modelo simplificado baseado essencialmente na seção transversal do tubo de torque, com representação equivalente da massa dos módulos e condições de apoio idealizadas com elevada rigidez. Além disso, a validação experimental foi realizada em um sistema físico com dimensões e vínculos específicos, cujo comportamento dinâmico foi adequadamente capturado pelo modelo reduzido proposto pelos autores, apresentando diferenças inferiores a 5% entre simulação e ensaio.

No presente trabalho, por outro lado, foi considerada a geometria tridimensional completa do rastreador em escala real, incluindo a modelagem explícita das longarinas, a distribuição contínua da massa dos módulos fotovoltaicos, a interação longitudinal entre os vãos e a representação de condições de apoio com rigidez semirrígida. Tais características tornam o sistema estrutural globalmente mais flexível, sobretudo no que se refere aos modos globais de flexão e torção, o que justifica a redução sistemática das frequências naturais observada na Tabela 4.20. Assumindo o valor experimental de Bao et al. como referência física, o erro relativo no primeiro modo é da ordem de 22%, diferença compatível com a ampliação da flexibilidade estrutural introduzida pela modelagem tridimensional completa. Para os modos subsequentes, as discrepâncias aumentam progressivamente, superando 40% a partir do segundo modo. Esse comportamento é coerente com o fato de que modos superiores são particularmente sensíveis à distribuição espacial de rigidez e massa, além de dependerem fortemente dos acoplamentos flexão–torção ao longo do comprimento total da estrutura — efeitos não contemplados no modelo transversal simplificado.

Importante destacar que a concordância entre modelo numérico e experimento confirma a consistência interna daquele estudo para o sistema específico analisado. Entretanto, trata-se de uma configuração estrutural distinta daquela considerada nesta dissertação, tanto em termos geométricos quanto em termos de condições de contorno. Assim, as diferenças observadas não devem ser interpretadas como inconsistência do modelo aqui desenvolvido, mas sim como consequência direta da representação mais abrangente do comportamento estrutural global do rastreador.

Adicionalmente, o valor fundamental obtido neste estudo para a inclinação de  $0^\circ$  (2,10 Hz) permanece dentro da faixa reportada na literatura para rastreadores de grande porte (1,8–3,0 Hz) (ENSHAEI et al., 2022; RONDÓN, 2018; MOHAPATRA, 2012). Essa faixa é associada a estruturas esbeltas com significativa participação torcional e baixa rigidez rotacional equivalente. Portanto, apesar da diferença quantitativa Bao et al. (2023), o comportamento modal identificado está em plena conformidade com tendências consolidadas para sistemas reais de grande vão.

Sob o ponto de vista aeroelástico, a obtenção de frequências naturais inferiores implica, de forma conservadora, redução proporcional da velocidade crítica estimada para flutter, uma vez que esta depende diretamente da frequência estrutural característica. Consequentemente, o modelo tridimensional adotado neste trabalho fornece base mais representativa — e mais conservadora — para as análises de instabilidade dinâmica e interação fluido–estrutura que serão aprofundadas no Capítulo 4.6.

Tabela 4.20: Comparação das frequências naturais fundamentais entre o presente estudo (BAO et al., 2023).

<b>Modo</b>	<b>Este Estudo</b>	<b>Bao (Num.)</b>	<b>Bao (Exp.)</b>	<b>Erro vs Exp. (%)</b>
	$f$ [Hz]	$f$ [Hz]	$f$ [Hz]	
1	2,10	2,84	2,70	22,2
2	2,19	4,00	3,90	43,8
3	2,57	5,60	5,40	52,4
4	2,84	6,20	6,00	52,7
5	3,41	7,40	7,10	52,0

#### 4.5 Resultados da Análise Aeroelástica Bidimensional

Essa seção apresenta os resultados obtidos na análise bidimensional de CFD para identificação de vibração induzidas por vórtices no rastreador solar estudo.

Os parâmetros estruturais utilizados no modelo aeroelástico foram determinados a partir da configuração real do rastreador solar estudado. A formulação considera a massa global distribuída ao longo dos painéis fotovoltaicos, longarinas, tubo de torque, motor central e buchas poliméricas, enquanto a rigidez torcional é governada

pela geometria do tubo de torque CHS 240×3 mm ao longo de seu semi-vão estrutural. Os cálculos das massas, momentos de inércia e rigidez utilizam diretamente as equações apresentadas na Seção 6.1, e os valores são apresentados a seguir.

#### 4.5.1 Determinação das Características Estruturais do Rastreador

A massa total das fileiras de painéis foi obtida multiplicando-se as 30 fileiras pelo valor unitário de 75,6 kg. As longarinas (H100–W37,5–t3,4) contribuem com 18,4 kg por unidade, totalizando 32 unidades instaladas. O tubo de torque possui massa total de 385,91 kg ao longo dos 21 m de extensão, enquanto o sistema de acionamento e as buchas adicionam 85 kg e 24 kg, respectivamente. Os momentos de inércia foram calculados a partir da distribuição das massas dos painéis e longarinas em relação ao eixo de rotação do tubo de torque, localizado a 0,22 m dos centros de massa desses componentes, respectivamente. A rigidez provém da relação  $k = GJ/L$ , considerando o módulo de cisalhamento do aço ASTM A572 e o momento polar  $J$  da seção tubular.

A Tabela 4.21 apresenta os parâmetros utilizados na equação diferencial de movimento do acoplamento fluido–estrutura do modelo de corpo rígido.

Tabela 4.21: Características estruturais consolidadas utilizadas na determinação da frequência natural.

Propriedade	Símbolo	Valor
Massa total do rastreador	$m_{\text{tot}}$	2876 kg
Massa total dos painéis (30 fileiras)	$m_{\text{painéis}}$	2280 kg
Massa total das longarinas (16 un.)	$m_{\text{long}}$	588,8 kg
Massa total do tubo de torque	$m_{\text{tubo}}$	385,91 kg
Massa do motor central	$m_{\text{motor}}$	85 kg
Massa das buchas	$m_{\text{buchas}}$	24 kg
Momento de inércia global	$I$	113,56 kg·m <sup>2</sup>
Rigidez	$k$	38 936,81 Nm/rad
Frequência natural	$f_n$	0,46 Hz

Com base nesses valores, a frequência natural foi determinada pela expressão  $f_n = \omega_n/(2\pi)$ , utilizando os parâmetros globais de inércia e rigidez definidos acima.

A frequência obtida,  $f_n = 0,46$  Hz, encontra-se na faixa típica de rastreadores solares de grande porte reportada na literatura (0,4–1,2 Hz), validando a consistência estrutural do modelo utilizado.

#### 4.5.2 Geração da Malha e Tratamento de Paredes

A qualidade da malha é um dos elementos que impactam a precisão das simulações de escoamentos externos, especialmente em superfícies planas como módulos fotovoltaicos. Nesses sistemas, os fenômenos aerodinâmicos de interesse — separação da camada limite, formação e desprendimento de vórtices, gradientes de pressão e variações de velocidade — ocorrem predominantemente nas regiões próximas à interface fluido–estrutura. Por essa razão, a escolha da topologia da malha, da distribuição espacial dos elementos e do refinamento local não constitui apenas uma etapa de pré-processamento, estando associada à fidelidade física dos resultados e à capacidade de representar os efeitos estáticos e os fenômenos dinâmicos associados à instabilidade aeroelástica (YANG; GU, 2012).

O refinamento da malha nas regiões próximas à superfície dos painéis solares é necessário para representar o desenvolvimento da camada limite e reproduzir a interação fluido–estrutura no modelo bidimensional transiente. Para este estudo, adotou-se uma malha estruturada do tipo *multi-zone*, combinada com camadas de *inflation*, assegurando resolução próxima à parede compatível com  $y^+ < 1$  (COOK, 2013; HOLMES, 2015),

conforme recomendado para o modelo de turbulência SST. A organização topológica da malha estruturada, com conectividade entre elementos, reduz a difusão numérica e melhora a discretização dos gradientes de velocidade e pressão, especialmente em regiões de cisalhamento.

Adicionalmente, o escoamento ao redor dos painéis inclinados apresenta direção predominante, favorecendo o alinhamento dos elementos com as linhas de corrente. Essa característica aumenta a estabilidade numérica em simulações transientes e reduz a dissipação, aspecto relevante para análises aeroelásticas. Em comparação, malhas não estruturadas com elementos triangulares tendem a demandar maior número de células para alcançar precisão equivalente próximo à parede. Assim, a adoção da malha estruturada com *inflation* constitui escolha fundamentada, alinhada às práticas para simulações com modelo SST e adequada aos objetivos de análise dinâmica e de interação fluido–estrutura desta dissertação.

A independência de malha foi verificada para o caso de  $20^\circ$ , no qual a variação do coeficiente de pressão médio permaneceu inferior a 2% na comparação entre as malhas média e fina.

Diante desses cenários, o desenvolvimento da malha foi estruturado para garantir a representação dos fenômenos físicos em cada modelo. Para o modelo tridimensional, o objetivo é obter o mapa de pressão sobre os painéis solares em diferentes condições de operação do rastreador solar; desta forma, priorizou-se a utilização de malha tetraédrica combinada com camadas prismáticas nas regiões de contato entre o fluido e o corpo rígido (HUANG; LI; XU, 2015). No modelo bidimensional, como o objetivo é a análise aeroelástica, a malha foi desenvolvida com enfoque na resolução para detecção de vórtices no escoamento e na estabilidade temporal do escoamento. Em vista disso, elementos triangulares foram empregados na vizinhança do perfil do rastreador solar, juntamente com camadas de inflação capazes de resolver a camada limite (PIGOLOTTI; MANNINI; BARTOLI, 2017; FANG et al., 2022; LEE; YOU, 2013). Para assegurar a confiabilidade e a estabilidade numérica das simulações transientes, foi conduzido um estudo de independência de malha. Três densidades — grossa, média e fina — com refinamento próximo à superfície do painel para manter valores de  $y^+ < 1$ , conforme recomendado para modelagem SST  $k-\omega$  com resolução da camada limite (MENTER, 1994; ZHOU; KAREEM, 2014b).

As simulações utilizadas para o estudo de independência de malha foram realizadas em regime transiente, adotando velocidade do vento igual a 18 m/s e ângulos de inclinação de  $30^\circ$ ,  $40^\circ$  e  $50^\circ$ . Essa velocidade foi escolhida para a análise de convergência, por representar condição aerodinâmica capaz de gerar separação de escoamento e flutuações de pressão, permitindo avaliar a sensibilidade dos coeficientes aerodinâmicos à discretização espacial.

Os parâmetros monitorados foram o coeficiente médio de arrasto ( $C_D$ ), sustentação ( $C_L$ ) e momento ( $C_m$ ), sendo utilizados como métricas de comparação entre diferentes níveis de refinamento. A Tabela 4.22 apresenta os resultados obtidos, demonstrando a estabilização dos coeficientes médios à medida que o número de elementos é aumentado.

A diferença entre as malhas média e fina permaneceu abaixo de 2% para todos os coeficientes avaliados, indicando convergência. Dessa forma, a malha média foi selecionada para as simulações URANS–SixDOF por oferecer o compromisso entre custo computacional e precisão dos resultados.

Tabela 4.22: Estudo de independência de malha para os ângulos de inclinação de  $30^\circ$  e  $50^\circ$  domínio bidimensional.

Nível de Malha	Elementos Totais	$C_L$ ( $30^\circ$ )	$C_D$ ( $30^\circ$ )	$C_m$ ( $30^\circ$ )	$C_L$ ( $50^\circ$ )	$C_D$ ( $50^\circ$ )	$C_m$ ( $50^\circ$ )
Grossa	35,000	1,94	15,03	-0,77	9,00	21,90	-1,80
Média	80,000	1,96	15,11	-0,79	9,07	22,10	-1,85
Fina	150,000	1,97	15,14	-0,80	9,09	22,26	-1,88

#### 4.5.3 Frequências Aerodinâmicas de Desprendimento de Vórtices

A Figura 4.18 apresenta um quadro de vorticidade mostrando a evolução dos campos na direção spanwise ( $\omega_z$ ) para uma velocidade de vento de referência de 18 m/s, considerando cinco ângulos iniciais de inclinação do

rastreador, identificados de A a E (20°–60°). Cada linha corresponde a uma configuração de inclinação, enquanto as colunas (T1 a T3) representam três instantes de tempo extraídos das simulações transitórias de CFD.

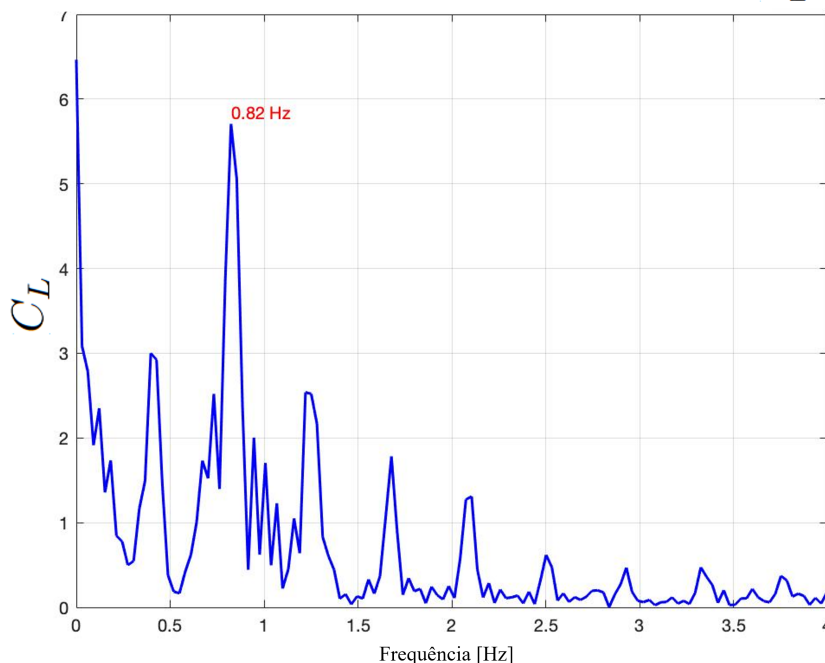
Observa-se, para determinadas inclinações, a formação alternada de estruturas vorticosas na região de esteira a jusante do painel, caracterizando um padrão compatível com desprendimento periódico de vórtices do tipo esteira de von Kármán. Contudo, a organização dessas estruturas varia com o ângulo de inclinação, indicando que o grau de coerência do desprendimento vortical depende da geometria aerodinâmica do rastreador.

A Tabela 4.23 resume as frequências de desprendimento ( $f_s$ ) e os números de *Strouhal* obtidos a partir da FFT do coeficiente de sustentação. Observa-se que os maiores valores de  $f_s$  ocorrem entre os ângulos de inclinação de 40° e 50°, coincidindo com as regiões da figura de vorticidade onde a esteira turbulenta apresenta intensidade e periodicidade. Em ângulos mais baixos, as frequências características são menores e o escoamento apresenta menor coerência espectral.

A Figura 4.15 apresenta os espectros de FFT de  $C_L(t)$  para ângulos de inclinação de 40° e 50°. Para 40°, identifica-se um componente dominante próximo de 0,83 Hz, valor aproximadamente igual ao dobro da frequência natural do sistema, o que sugere a ocorrência de um regime de lock-in sub-harmônico, frequentemente reportado na literatura como precursor do *flutter*. Para 50°, embora a frequência de desprendimento apresente variação, observa-se a manutenção de energia espectral na vizinhança de  $f_n$ , indicando a presença de excitação aerodinâmica não estacionária.

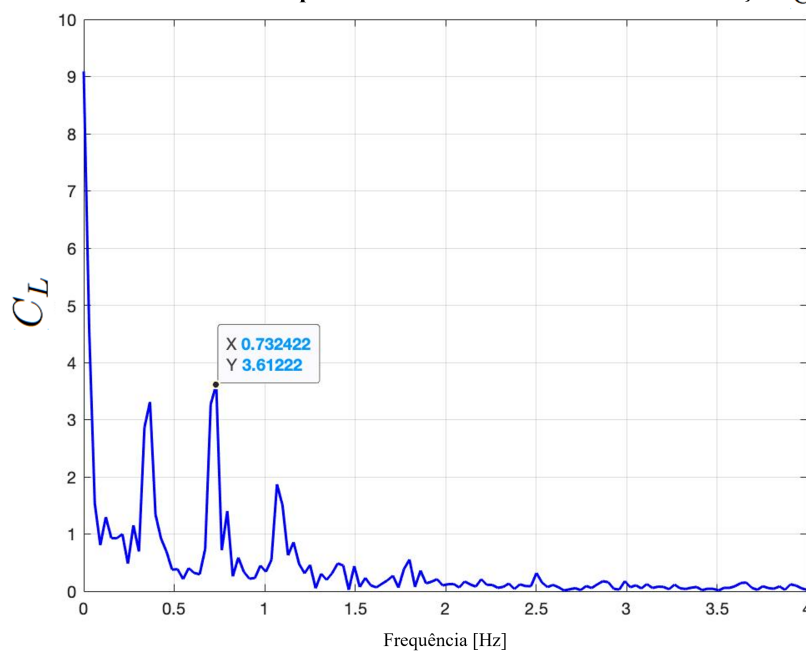
De forma complementar, a Figura 4.16 apresenta os espectros de fase dos coeficientes aerodinâmicos  $C_D$ ,  $C_L$  e  $C_m$  para ângulos de inclinação de 30°, 40°, 50° e 60°. Nota-se que, para 30° e 40°, a fase apresenta comportamento disperso, característico de regimes com acoplamento aerodinâmico fraco. Em contraste, para 50°, observa-se uma evolução da fase, particularmente do coeficiente de momento, sugerindo um regime de interação fluido–estrutura. Para 60°, a fase volta a apresentar maior dispersão, compatível com um regime dominado por separação do escoamento e perda de coerência aeroelástica.

### Transformada Rápida de Fourier do Coeficiente de Sustentação $C_L$



FFT de  $C_L(t)$ , inclinação = 40°. Pico próximo de 0,83 Hz.

### Transformada Rápida de Fourier do Coeficiente de Sustentação $C_L$



FFT de  $C_L(t)$ , inclinação = 50°. Pico próximo de 0,73 Hz.

Figura 4.15: Análise no domínio da frequência do coeficiente de sustentação  $C_L(t)$  para dois ângulos críticos. Para 40°, surge um pico sub-harmônico próximo de  $2f_n$ , sugerindo possível início de *flutter*.

#### 4.5.4 Coeficientes Aerodinâmicos e Comparação com Literatura

Os resultados aerodinâmicos obtidos neste estudo foram validados com dados de referência de (ZHOU; KAREEM, 2014a), cujas simulações de CFD foram verificadas por meio de ensaios em túnel de vento. A comparação foi realizada para o intervalo de inclinação entre 10° e 60°, considerando os valores médios dos

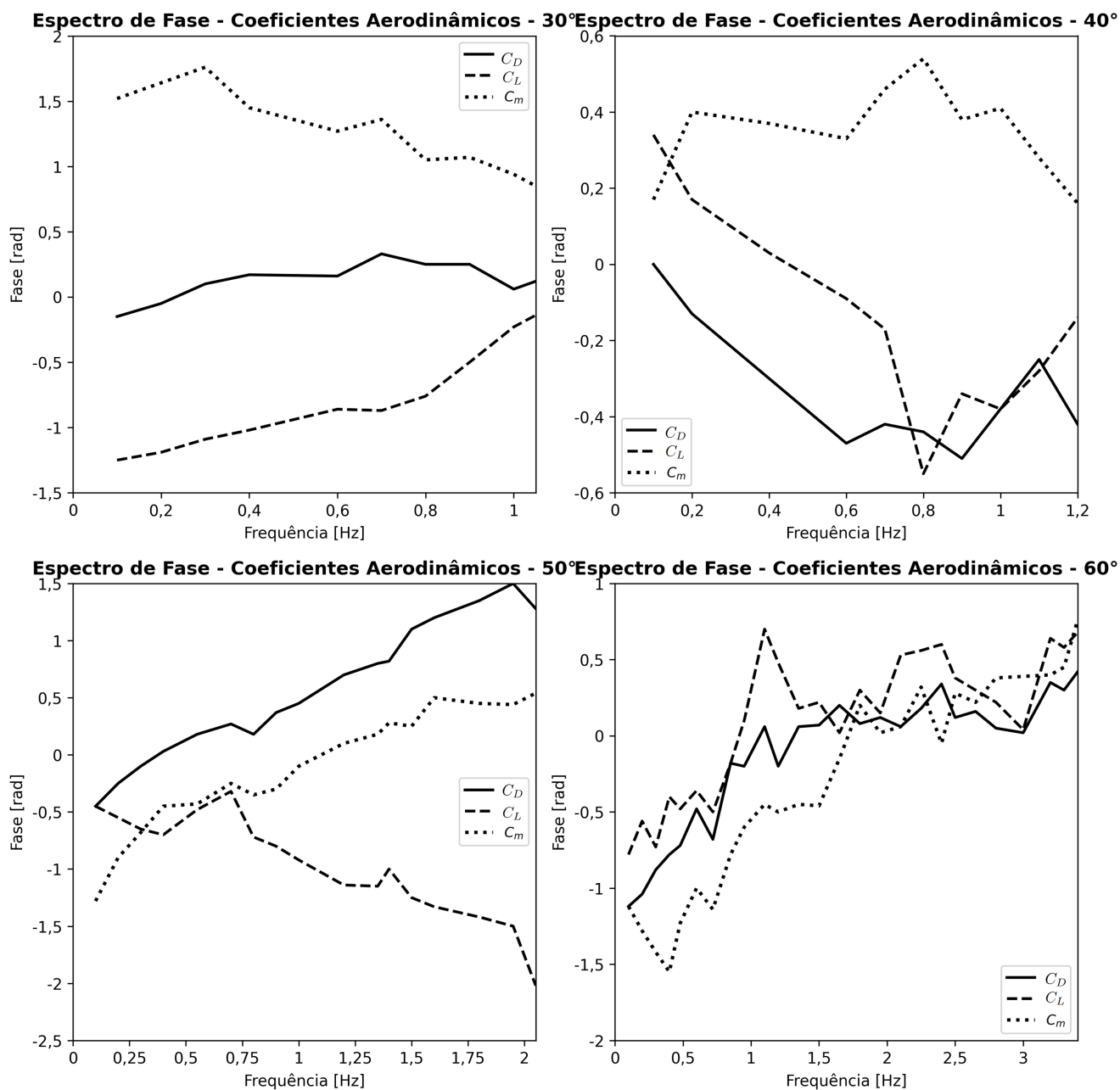


Figura 4.16: Espectro de fase dos coeficientes aerodinâmicos: (a) inclinação de 30°, (b) inclinação de 40°, (c) inclinação de 50° e (d) inclinação de 60°.

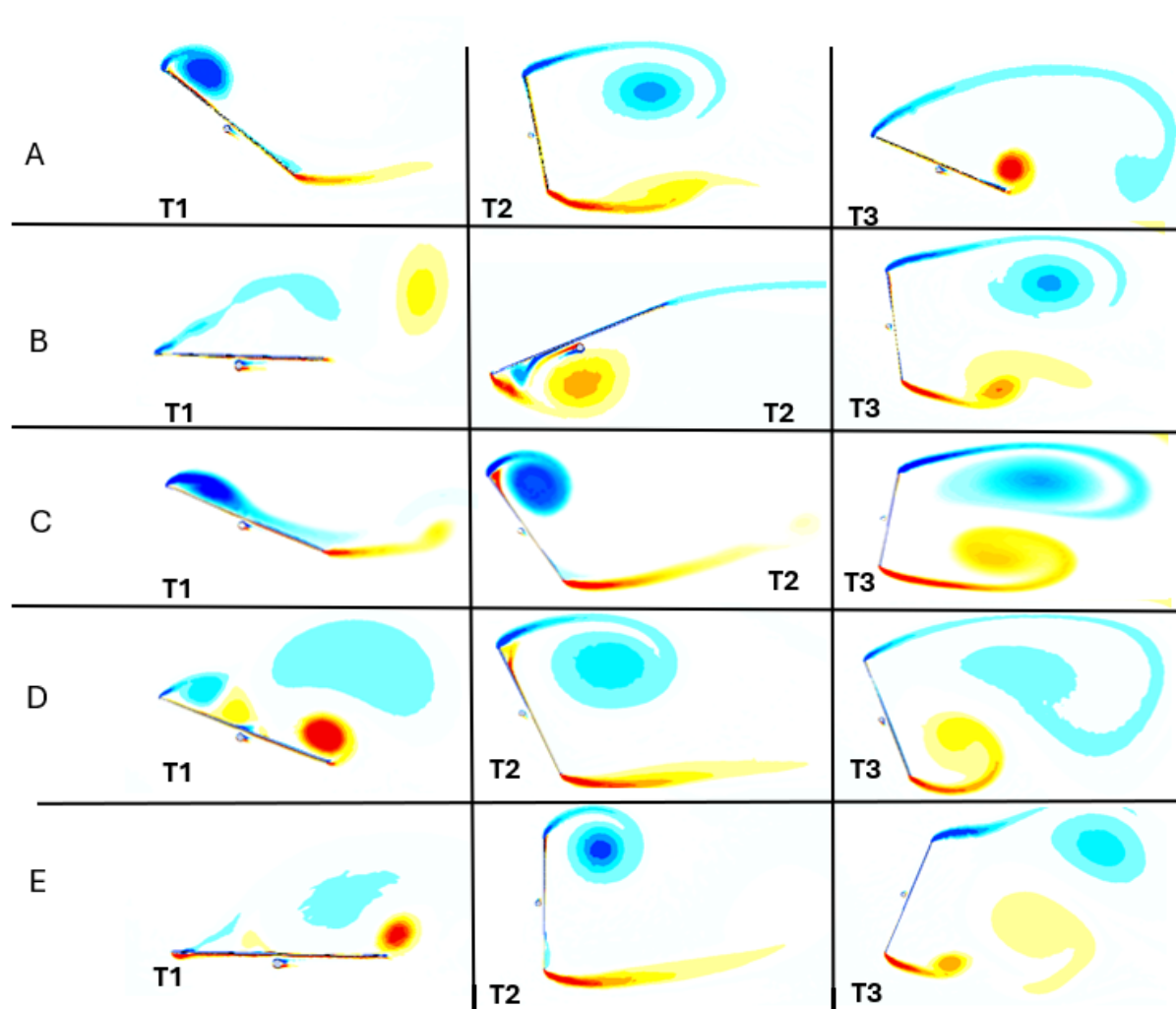


Figura 4.17: Campos de vorticidade do escoamento (componente  $\omega_z$ ) para  $U = 18$  m/s e ângulos de inclinação entre  $20^\circ$  e  $60^\circ$ , apresentando a dinâmica de formação e desprendimento de vórtices na esteira dos painéis.

Tabela 4.23: Frequências de desprendimento de vórtices e números de Strouhal para diferentes ângulos de inclinação. Velocidade de referência: 18 m/s; frequência natural:  $f_n = 0,44$  Hz.

Ângulo (°)	Frequência de Desprendimento ( $f_s$ ) [Hz]	Número de Strouhal ( $St$ )	$f_s/f_n$
10	0,38	0,10	0,86
20	0,33	0,09	0,74
30	0,42	0,11	0,95
40	0,83	0,22	1,87
50	0,73	0,19	1,66
60	0,46	0,12	1,04

(<sup>1</sup>) Frequências obtidas por FFT de  $C_L(t)$ ; comprimento do painel  $L = 4,768$  m.

coeficientes de arrasto ( $C_D$ ), sustentação ( $C_L$ ) e momento ( $C_m$ ). Conforme apresentado na Tabela 4.24, as discrepâncias observadas entre o presente modelo e os dados de referência permanecem dentro das faixas reportadas em estudos de validação aerodinâmica de painéis fotovoltaicos submetidos a escoamento externo.

Estudos experimentais e numéricos (ZHOU; KAREEM, 2014a; JUBAYER; HANGAN, 2014a) indicam que diferenças da ordem de 5–10% para coeficientes globais de força ( $C_D$  e  $C_L$ ) são comuns mesmo quando há validação experimental direta, especialmente em regimes caracterizados por separação do escoamento e desprendimento vortical. Para coeficientes de momento ( $C_m$ ), as discrepâncias tendem a ser superiores devido à sensibilidade à posição do centro de pressão e à distribuição de pressão na superfície. Nesse contexto, os desvios inferiores a 6% para  $C_D$ , 10% para  $C_L$  e 20% para  $C_m$  observados neste trabalho situam-se dentro das margens relatadas na literatura para validação de escoamentos externos com separação e esteira não estacionária, reforçando a confiabilidade do modelo numérico adotado.

A Figura 4.18 apresenta a variação dos coeficientes aerodinâmicos em função do ângulo de ataque dos painéis, evidenciando comportamento consistente com as tendências observadas em estudos comparativos da literatura (ZHOU; KAREEM, 2014a).

Tabela 4.24: Coeficientes aerodinâmicos: comparação entre este estudo e Zhou e Kareem (2014a).

Ângulo (°)	$C_D$		$C_L$		$C_m$	
	Este estudo	Dif. (%)	Este estudo	Dif. (%)	Este estudo	Dif. (%)
10	11,56 / 12,23	-5,48%	1,89 / 2,08	-9,13%	-0,97 / -1,02	-4,90%
20	13,45 / 13,05	+3,06%	3,12 / 2,98	+4,70%	-1,18 / -1,23	-4,07%
30	15,32 / 15,03	+1,93%	2,01 / 1,94	+3,61%	-0,70 / -0,77	-9,09%
40	22,93 / 23,44	-2,17%	6,28 / 6,46	-2,79%	0,02 / 0,04	—
50	21,95 / 22,26	-1,39%	8,87 / 9,09	-2,42%	-1,65 / -1,88	-12,23%
60	21,15 / 21,31	-0,75%	5,40 / 5,16	+4,65%	-0,47 / -0,59	-20,34%

Os valores em cada par correspondem a: este estudo / Zhou & Kareem (2014).

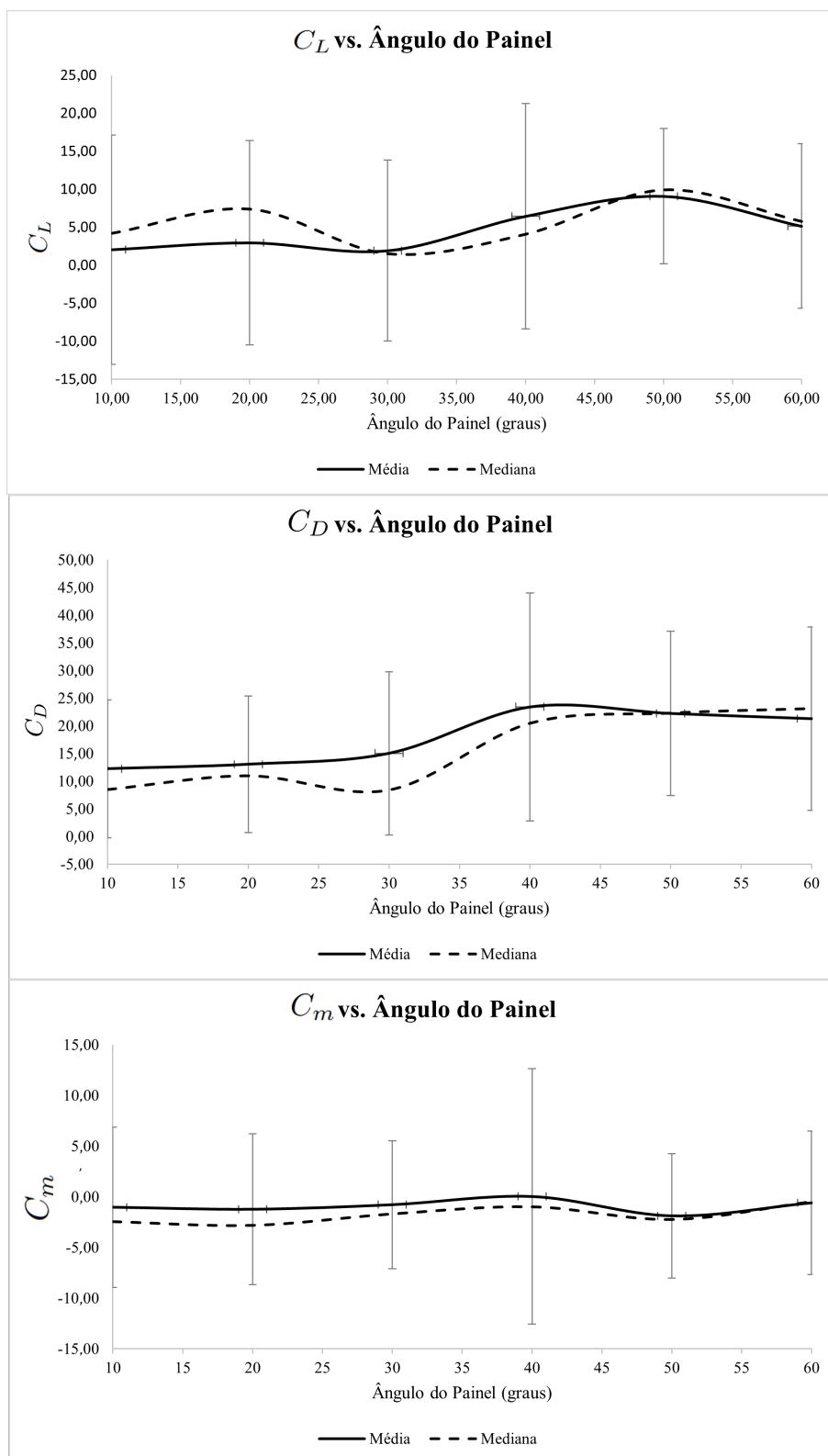


Figura 4.18: Análise estatística dos coeficientes aerodinâmicos obtidos das simulações transientes em função do ângulo de ataque dos painéis. (a) coeficiente de sustentação  $C_L$ , (b) coeficiente de arrasto  $C_D$  e (c) coeficiente de momento  $C_m$ , incluindo barras de variação associadas às flutuações não estacionárias do escoamento.

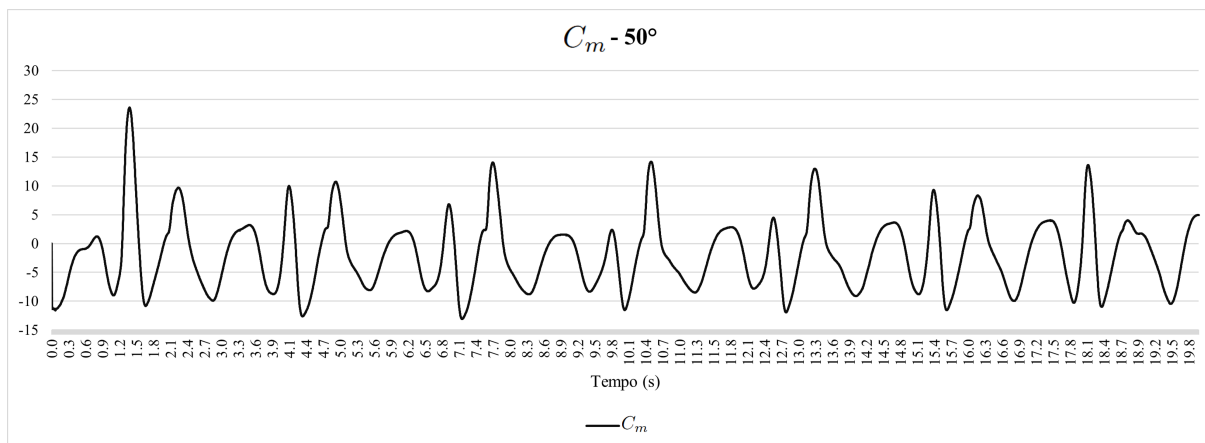


Figura 4.19: Coeficiente de Momento em função do tempo para inclinação de  $50^\circ$  dos painéis

#### 4.5.5 Momentos Aerodinâmicos e Resposta Rotacional

Para reforçar a investigação aerodinâmica, foi realizada uma análise quantitativa das forças e momentos induzidos pelo vento para diferentes ângulos de inclinação do rastreador solar. A Tabela 4.25 resume a força de arrasto, a força de sustentação e o momento aerodinâmico resultante obtidos nas simulações CFD para uma velocidade de referência de 18 m/s.

Tabela 4.25: Forças aerodinâmicas e momento atuando no rastreador para diferentes ângulos de inclinação.

Ângulo de Inclinação ( $^\circ$ )	Força de Arrasto (kN)	Força de Sustentação (kN)	Força Resultante (kN)	Momento Fletor (Nm)
10	1,98	2,42	3,14	412,14
20	2,59	0,59	2,66	-248,39
30	2,98	0,38	3,00	-162,66
40	4,65	1,29	4,82	5,35
50	4,41	1,82	4,79	-373,84
60	4,22	1,03	4,35	-116,00

<sup>(2)</sup>Valores obtidos para velocidade do vento de 18 m/s.

## 4.6 Análise dos Resultados

### 4.6.1 Relação Entre Aerodinâmica Estática (3D) e Dinâmica (2D)

A comparação entre os resultados aerodinâmicos estáticos 3D e a análise CFD não estacionária obtida no modelo 2D permite identificar os ângulos de operação mais sensíveis ao vento. Embora os valores de momentos e frequências não devam ser comparados diretamente entre as duas metodologias, a combinação de tendências revela um padrão.

A Figura 4.2 e Figura 4.1 apresentam que os maiores esforços estruturais estáticos ( $M_x$ ,  $M_y$  e  $T_z$ ) ocorrem entre  $30^\circ$  e  $50^\circ$ , faixa na qual os campos de pressão 3D apresentam assimetria e sucção posterior. De forma consistente, a Tabela 4.23 indica que esses mesmos ângulos produzem frequências de desprendimento próximas da frequência natural do rastreador ( $f_s/f_n \approx 0,95$  para  $30^\circ$  e picos dinâmicos para  $40^\circ$  e  $50^\circ$ ), caracterizando condições favoráveis à ocorrência de vibração induzida por vórtices.

A correlação entre os picos de carregamento estático obtidos nas simulações CFD tridimensionais e os máximos de excitação dinâmica estrutural indica que determinadas inclinações concentram maior demanda aerodinâmica e potencial de acoplamento fluido-estrutura. As inclinações de  $30^\circ$ ,  $40^\circ$  e  $50^\circ$  apresentam aumento dos coeficientes aerodinâmicos e proximidade entre as frequências de desprendimento vortical e as frequências naturais da estrutura. A discussão considera três condições de velocidade, 0 m/s como referência estrutural, 18 m/s como regime de excitação e 25 m/s como regime de maior energia aerodinâmica. Observa-se que, com o aumento

da velocidade, intensifica-se a coerência das estruturas vorticosas na esteira e cresce a energia espectral próxima às frequências naturais, configurando cenário mais crítico para interação fluido–estrutura nessas inclinações.

Assim, o modelo 3D estático identifica os ângulos de maior intensidade de carga, enquanto o modelo 2D não estacionário identifica os ângulos com maior probabilidade de excitação dinâmica; a sobreposição dessas faixas estabelece a região crítica de operação do rastreador.

A comparação entre vento de proa e vento de popa evidencia diferenças na distribuição do carregamento aerodinâmico ao longo da estrutura. A variação da direção do vento implica modificação do campo de pressão atuante sobre os painéis, alterando a resultante de forças e momentos para cada inclinação analisada. Sob vento de proa, predominam pressões positivas na face frontal dos módulos, produzindo esforços distribuídos de forma uniforme ao longo do comprimento do rastreador e resultando em menores contribuições para torção global.

Por outro lado, nos cenários com vento de popa, observa-se predominância de sucção na superfície posterior dos painéis, o que intensifica os gradientes de pressão e aumenta as resultantes associadas à torção e aos momentos fletores transversais na estrutura. Esse comportamento explica os níveis de demanda estrutural observados nessas configurações e está alinhado com os modos de carregamento documentados na literatura para rastreadores submetidos a condições de incidência do vento.

A correspondência entre o campo de pressões 3D e os esforços internos calculados demonstra a consistência física do arcabouço adotado. Em todos os cenários avaliados, regiões de gradiente de pressão coincidiram com máximos estruturais, e os ângulos identificados no CFD são aqueles que geraram os maiores valores de  $M_x$ ,  $M_y$  e  $T_z$  na análise estrutural. Dessa forma, os resultados confirmam que a distribuição de  $C_p$  — obtida via CFD tridimensional — é determinante para o comportamento do rastreador. As implicações desses padrões para a instabilidade aeroelástica e para o desempenho operacional são discutidas nas subseções seguintes.

#### 4.6.2 *Influência dos módulos de grande formato no comportamento aerodinâmico*

A adoção de módulos fotovoltaicos de grande comprimento, associada a rastreadores solares do tipo 2P, está associada à suscetibilidade de estruturas à ocorrência de fenômenos como a vibração induzida por vórtices. Em primeiro lugar, o aumento da área projetada amplia os gradientes de pressão sobre o painel, elevando a intensidade das regiões de sucção e a persistência dos vórtices desprendidos. O resultado é um incremento no momento aerodinâmico aplicado sobre o tubo de torque, especialmente para ângulos de  $30^\circ$ – $50^\circ$ , conforme a Figura 4.19, faixa na qual os campos de  $C_p$  se tornam mais concentrados.

Além disso, o aumento da corda aerodinâmica dos módulos — isto é, da dimensão característica medida na direção perpendicular ao escoamento incidente — amplia a distância entre o centro de pressão e o eixo de rotação do rastreador, elevando o braço de alavanca aerodinâmico. Do ponto de vista do escoamento, quando o vento incide perpendicular ao plano dos módulos, a projeção frontal e a separação do escoamento tornam-se mais intensas, deslocando o centro de pressão e aumentando o momento resultante sobre o tubo de torque. Esse efeito geométrico–aerodinâmico eleva a sensibilidade do momento em relação a variações angulares, representada pelo termo  $\partial M/\partial \gamma$ , reduzindo a margem de estabilidade dinâmica e aproximando a condição operacional de regimes associados a fenômenos de *lock-in*.

Do ponto de vista dinâmico, os módulos de grande formato reduzem a frequência natural do sistema, pois adicionam massa distribuída e aumentam o momento de inércia da seção. Consequentemente, a frequência natural se desloca para uma faixa na qual o desprendimento de vórtices apresenta maior energia — região onde os resultados não estacionário 2D indicaram picos entre 0,7–0,9 Hz, apresentados na Tabela 4.23. A aproximação entre  $f_s$  e  $f_n$  cria um cenário favorável para acoplamento fluido–estrutura, mesmo sob velocidades de vento.

Os efeitos combinados — maior torque aerodinâmico, gradientes de pressão, aumento do momento de inércia e redução das frequências naturais — indicam que rastreadores equipados com módulos de 600–700 W apresentam maior sensibilidade dinâmica quando comparados a configurações de menor área projetada. O aumento da corda aerodinâmica efetiva e da massa distribuída modifica a relação entre carregamento aerodinâmico

e resposta estrutural, podendo amplificar níveis de vibração sob determinadas condições de vento. Esses resultados ressaltam a importância de integrar análises CFD tridimensionais com modelagem estrutural para avaliar o comportamento vibratório de rastreadores de grande porte.

#### 4.6.3 Análise das frequências naturais com avaliação preliminar de suscetibilidade a flutter

A análise conjunta dos resultados aerodinâmicos e estruturais indica que os ângulos de inclinação entre  $30^\circ$  e  $50^\circ$  concentram maiores demandas de carregamento e maior conteúdo não estacionário do escoamento. As Figuras 4.4 e 4.5 mostram que, nessa faixa, os esforços médios e os picos de momento se intensificam, enquanto a Tabela 4.5 evidencia a combinação de pressurização na face exposta e sucção na face oposta para os cenários analisados. Esse comportamento é consistente com a literatura sobre rastreadores de eixo único, na qual regimes de sucção e separação estão associados ao aumento de torque aerodinâmico e à maior excitação vibratória do conjunto tubo de torque–módulos, especialmente em condições de vento de popa e escoamento com separação persistente.

A partir da determinação das frequências naturais e da identificação dos modos de vibração da estrutura, observa-se a separação entre torção e flexão fora do plano para as configurações com  $\theta = 0^\circ$  e  $\theta = 30^\circ$ . Nessas inclinações, os modos dominantes associados à torção concentram-se em frequências inferiores às da flexão fora do plano, indicando menor proximidade espectral entre os principais modos de vibração da estrutura.

Para  $\theta = 60^\circ$ , observa-se aproximação entre o modo torcional dominante e o modo dominante de flexão fora do plano, com frequências na faixa de 4,37–4,83 Hz. Essa proximidade indica uma condição estrutural mais sensível à resposta combinada por flexão e torção quando o carregamento aerodinâmico apresentar conteúdo energético nessa mesma banda de frequência.

Destaca-se que essa condição não caracteriza, por si só, a ocorrência de instabilidade aeroelástica do tipo *flutter*. No escopo desta dissertação, a análise limita-se à identificação dos modos de vibração e à avaliação da possibilidade de interação a partir da proximidade entre frequências naturais e das participações modais associadas aos graus de liberdade *UZ* e *ROTZ*.

Para relacionar o conteúdo não estacionário do escoamento às frequências naturais, utiliza-se como aproximação inicial a frequência característica de desprendimento de vórtices obtida a partir do número de *Strouhal*, conforme discutido em estudos clássicos e aplicações em placas e painéis inclinados (LEE; YOU, 2013; ZHOU; KAREEM, 2014a; JUBAYER; HANGAN, 2014b). A relação adotada é apresentada na Equação 3.58, em que  $f_s$  representa a frequência característica do escoamento,  $L$  o comprimento característico efetivo e  $U$  a velocidade do vento. Para uma triagem conservadora, considera-se  $f_s \approx f_n$ , em que  $f_n$  é a frequência natural do modo estrutural de interesse. O comprimento característico efetivo depende do modo de vibração avaliado. Para modos locais associados às longarinas, adota-se  $L_{\text{eff}} = 1,3$  m, correspondente ao vão entre longarinas. Para a resposta global no sentido longitudinal, adota-se  $L_{\text{eff}} = 4,95$  m, correspondente ao vão entre estacas.

Aplicando a Eq. 3.58 com  $St = 0,12$ , obtêm-se as velocidades características listadas a seguir, usando as frequências dominantes identificadas nas Tabelas 4.15 e 4.16–4.18.

- Para  $L_{\text{eff}} = 1,3$  m e torção dominante, as velocidades características são aproximadamente 22,86 m/s para  $\theta = 0^\circ$  com  $f_n = 2,11$  Hz, 20,58 m/s para  $\theta = 30^\circ$  com  $f_n = 1,90$  Hz e 47,34 m/s para  $\theta = 60^\circ$  com  $f_n = 4,37$  Hz.
- Para  $L_{\text{eff}} = 1,3$  m e flexão fora do plano dominante, as velocidades características são aproximadamente 46,15 m/s para  $\theta = 0^\circ$  com  $f_n = 4,26$  Hz, 100,10 m/s para  $\theta = 30^\circ$  com  $f_n = 9,24$  Hz e 52,33 m/s para  $\theta = 60^\circ$  com  $f_n = 4,83$  Hz.
- Para  $L_{\text{eff}} = 4,95$  m, as velocidades características associadas às frequências globais dominantes excedem 78 m/s mesmo para os menores valores de  $f_n$ , alcançando valores superiores a 100 m/s para modos mais altos, o que indica baixa probabilidade de coincidência direta entre desprendimento de vórtices e resposta global do conjunto em condições usuais de campo.

Esses resultados fornecem duas conclusões para a discussão de vibração induzida por cargas aerodinâmicas. A primeira é que a coincidência direta entre uma frequência de desprendimento de vórtices e modos globais associados ao vão entre estacas é improvável no intervalo de velocidades observado em campo, uma vez que as velocidades requeridas são elevadas. A segunda é que, para modos locais associados ao vão efetivo de 1,3 m, a coincidência com modos torcionais de baixa frequência em  $\theta = 0^\circ$  e  $\theta = 30^\circ$  ocorre na faixa aproximada de 20–23 m/s, compatível com ventos frequentemente reportados em eventos de operação. Assim, a triagem indica maior plausibilidade de resposta vibratória local por excitação aerodinâmica em ângulos intermediários, coerente com o aumento do torque aerodinâmico e da sucção em  $\theta = 30^\circ$  a  $\theta = 50^\circ$ , discutido a partir das Figuras 4.4 e 4.5 e da Tabela 4.5 (ROHR; HANGAN; JUBAYER, 2015; VALENTÍN et al., 2022; STI NORLAND, 2020).

Adicionalmente, a condição  $\theta = 60^\circ$  destaca-se pela proximidade espectral entre torção e flexão fora do plano, conforme indicado nas Tabelas 4.18 e 4.15. Ainda que a velocidade estimada pelo número de *Strouhal* para coincidência direta com  $L_{\text{eff}} = 1,3$  m seja elevada, a proximidade entre 4,37 Hz e 4,83 Hz sugere que, caso o carregamento não estacionário apresente componentes nessa faixa por fenômenos distintos de um desprendimento periódico da camada limite, pode ocorrer resposta combinada por flexão–torção.

A Figura 4.20 apresenta o diagrama  $U-f$  construído para avaliar, de forma preliminar, a proximidade entre as faixas modais globais identificadas na análise dos modos de vibração e as linhas de excitação aerodinâmica estimadas para diferentes inclinações do rastreador. No gráfico, as bandas sombreadas representam intervalos de resposta global associados à torção e à flexão do conjunto estrutural, além de uma faixa intermediária onde se observam modos com comportamento combinado. As linhas representam a frequência característica de excitação aerodinâmica em função da velocidade do vento para cada inclinação analisada, e os marcadores indicam pontos de interseção aproximados entre as linhas de excitação e as faixas modais.

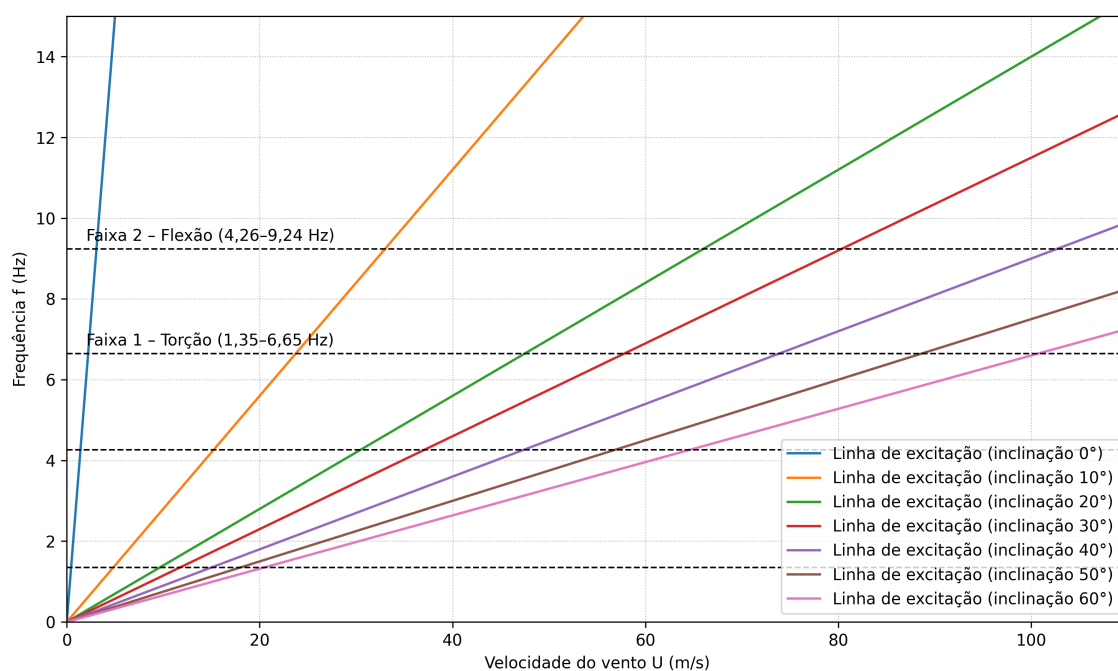


Figura 4.20: Diagrama  $U-f$ : faixas de frequência natural da estrutura e linhas de excitação aerodinâmica para diferentes inclinações do rastreador.

A interpretação da Figura 4.20 permite discutir a possibilidade de acoplamento fluido–estrutura em escala global a partir da intersecção entre as linhas de excitação aerodinâmica e as faixas modais globais da estrutura. No diagrama, a faixa azul representa o intervalo de frequências associadas à torção (1,35–6,65 Hz), enquanto a faixa amarela representa o intervalo de flexão (4,26–9,24 Hz), ambos considerando as inclinações analisadas ( $0^\circ$ ,  $30^\circ$  e

60°).

Observa-se que, para inclinações intermediárias, as linhas de excitação interceptam a faixa azul em velocidades moderadas, indicando probabilidade de resposta torcional global nessa faixa de vento. À medida que a inclinação aumenta, as interseções com a faixa amarela deslocam-se para velocidades mais elevadas, o que indica que a excitação dos modos globais de flexão requer ventos superiores aos associados aos cruzamentos torcionais.

Na condição de maior inclinação, o diagrama evidencia sobreposição entre as faixas na região de aproximadamente 4–6 Hz, refletindo a proximidade modal entre flexão e torção identificada na análise dos modos de vibração. Quando as linhas de excitação cruzam essa região, configura-se um cenário em que pode ocorrer participação de efeitos torcionais e flexionais, especialmente se as frequências de excitação do escoamento contribuírem com energia nessa banda de frequência.

Essa condição indica a possibilidade de interação dinâmica entre os modos de vibração dominantes, não caracterizando, por si só, um efeito de instabilidade aeroelástica do tipo *flutter*. A ocorrência desse fenômeno depende da verificação do acoplamento fluido–estrutura e da presença de amortecimento aerodinâmico negativo, aspectos não tratados no escopo da análise.

Do ponto de vista físico, o diagrama indica que a suscetibilidade à resposta dinâmica global depende da combinação entre três fatores: a posição relativa das faixas modais, a inclinação do painel e a velocidade do vento necessária para que a frequência aerodinâmica atinja essas bandas estruturais. Assim, inclinações que promovem aproximação entre torção e flexão e posicionam as interseções das linhas de excitação dentro de faixas de vento plausíveis em campo devem ser consideradas mais sensíveis sob o ponto de vista dinâmico.

Por fim, a Tabela 4.23 e a Figura 4.16 complementam a interpretação ao evidenciar que a excitação dominante do escoamento nas simulações 2D permanece concentrada em baixas frequências, tipicamente inferiores a 1 Hz, o que indica que a excitação mais provável é de natureza local e associada a modos de menor rigidez efetiva do subsistema painel–longarina, em vez de uma excitação dos modos globais do rastreador. Esse enquadramento atende ao escopo do trabalho, que discute vibração devido a cargas aerodinâmicas e utiliza a análise dos modos de vibração como base para identificar modos dominantes, proximidade espectral e potencial de acoplamento flexão–torção.

#### 4.6.4 Riscos Operacionais e Implicações para a Estratégia de (*stow*)

A identificação da faixa crítica de 30° a 50°, na qual o rastreador apresenta maiores esforços estáticos e suscetibilidade à excitação aeroelástica, possui implicações diretas para a operação em campo. Os resultados demonstram que instabilidades torcionais de baixa frequência podem se manifestar sob ventos, muitas vezes inferiores aos limites nominais de sobrevivência especificados pelos fabricantes. Esse comportamento se alinha a ocorrências documentadas de vibração induzida por vórtices em usinas solares, frequentemente associadas a módulos de grande formato e a estruturas com elevada razão de esbeltez no tubo de torque e longarinas.

Do ponto de vista operacional, o risco reside no fato de que ventos entre 12 m/s e 25 m/s — comuns em território brasileiro — podem coincidir com orientações de alto carregamento e com frequências aerodinâmicas próximas da frequência natural local da seção. Nessas condições, oscilações podem ser amplificadas ao longo do tempo, gerando deformações acumuladas, fadiga em buchas e conexões, aumento de folgas e, em casos extremos, falhas no tubo de torque ou na ligação entre pórticos. Tais efeitos não dependem exclusivamente de rajadas extremas, mas podem emergir em regimes transientes de vento sob ângulos desfavoráveis, tornando a resposta do rastreador sensível ao estado inicial de inclinação no momento da rajada.

Diante dos resultados obtidos, a estratégia de *stow* baseada exclusivamente em uma orientação fixa — normalmente horizontal, correspondente a 0° de inclinação dos painéis — mostra-se insuficiente para mitigar os efeitos aerodinâmicos identificados. Os resultados indicam que, para rastreadores equipados com módulos de grande formato, a estratégia de posicionamento frente ao vento deve ser dinâmica, minimizando o tempo de permanência na faixa crítica de 30° a 50° durante eventos de vento. Tal abordagem é coerente com resultados apresentados

em estudos experimentais, numéricos e análises aeroelásticas, que ressaltam a necessidade de estratégias de *stow* adaptativas capazes de ajustar a inclinação em função da direção, intensidade e variabilidade temporal do vento. Recomendações semelhantes são apresentadas nas teses de Zaracho (2025) e Adeleke (2016), que destacam que falhas aeroelásticas em rastreadores solares tendem a ocorrer quando o equipamento permanece por períodos em ângulos intermediários sob ventos, reforçando a necessidade de evitar essas orientações por meio de estratégias de *stow* e controle operacional.

Além disso, a redução dos riscos operacionais não depende exclusivamente da estratégia de posicionamento do rastreador, mas também da garantia de rigidez e integridade mecânica em componentes do sistema, como buchas, mancais e elementos da transmissão. A presença de folgas mecânicas em conexões, mancais e sistemas de acionamento introduz comportamento não linear na resposta dinâmica do rastreador, alterando a rigidez efetiva e o amortecimento em função da amplitude de vibração. Esse tipo de não linearidade pode favorecer o surgimento de oscilações auto-sustentadas conhecidas como *Limit Cycle Oscillations* (LCO). A LCO caracteriza-se por uma resposta oscilatória de amplitude finita, resultante do equilíbrio entre a energia transferida pelo escoamento e os efeitos estruturais não lineares que limitam o crescimento da vibração. Diferentemente do *flutter* divergente, a LCO não implica crescimento indefinido da amplitude; entretanto, mantém carregamentos cíclicos persistentes que podem acelerar processos de fadiga e degradação estrutural. Assim, ainda que a oscilação permaneça limitada, sua ocorrência é indesejável, especialmente em sistemas com folgas, nos quais impactos intermitentes e variações de rigidez podem facilitar a transição para regimes oscilatórios estáveis de maior amplitude (AL-RASHIDI, 2020; YOUNG et al., 2020).

Em síntese, os resultados deste trabalho indicam que a mitigação de riscos aeroelásticos em rastreadores solares requer a consideração conjunta de três aspectos operacionais: (i) a adoção de estratégias de *stow* dinâmicas, destinadas a evitar a permanência do sistema em orientações críticas durante eventos de vento; (ii) a definição de rigidez e amortecimento nos componentes mecânicos do conjunto, incluindo motores, buchas, mancais e juntas; e (iii) a realização de práticas de manutenção preventiva, voltadas à preservação das propriedades dinâmicas assumidas em projeto. A consideração desses aspectos tende a reduzir a suscetibilidade do rastreador a condições de acoplamento entre o escoamento do vento e a estrutura (ZARACHO; HANGAN, 2020; ALY; CLARKE, 2022).

#### 4.6.5 Implicações para o Dimensionamento Estrutural (AISC + CFD)

Para vento de proa, picos de pressão positiva ocorrem próximos à borda de ataque a montante, produzindo uma ação torcional pronunciada sobre o eixo do rastreador. Sob vento de popa, a separação do escoamento e a região de recirculação passam a dominar o campo de pressão, deslocando a zona de sucção máxima para jusante e aumentando o componente torcional para ângulos de inclinação mais elevados. Esses padrões são consistentes com o desenvolvimento do escoamento descrito em estudos numéricos e experimentais em trabalhos da literatura (ALY; BITSUAMLAK, 2019; REINA; STEFANO, 2017b; BANKS; GOHARDANI; HANGAN, 2020).

#### 4.6.6 Comparação entre 2D e 3D: coerência Física e Limitações

Esta subseção discute a relação entre os resultados obtidos pelos modelos aerodinâmicos bidimensional e tridimensional, avaliando em que medida as duas abordagens são coerentes entre si e quais são as limitações inerentes a cada metodologia. O objetivo é esclarecer como cada modelo representa um aspecto distinto do fenômeno aeroelástico e por que ambos são necessários para interpretar o comportamento das respostas estruturais do rastreador solar.

1. Diferenciação entre escalas físicas do problema - A análise tridimensional é empregada para caracterizar a distribuição espacial das pressões aerodinâmicas e seus efeitos na resposta global da estrutura do rastreador solar, permitindo a avaliação dos esforços internos associados ao comportamento da estrutura considerada como um todo, incluindo variações ao longo do comprimento do tubo de torque e assimetrias no campo de pressão entre diferentes seções do rastreador.

- A análise bidimensional representa o comportamento aerodinâmico não estacionário de uma seção típica do sistema, sendo adequada para a investigação de efeitos aerodinâmicos de baixa frequência, como o desprendimento de vórtices e a vibração induzida por vórtices (VIV). Ressalta-se, contudo, que o modelo 2D assume escoamento bidimensional e seção uniforme, não incorporando os efeitos tridimensionais associados à assimetria do escoamento e à variação espacial das pressões ao longo do comprimento do rastreador, aspectos que são capturados apenas na modelagem tridimensional. - A Tabela 4.16 confirma que os modos de vibração encontram-se em faixas de frequência muito superiores (2–4 Hz), enquanto os resultados na análise bidimensional concentra-se em frequências locais mais baixas (0,4–0,8 Hz), conforme Tabela 4.23.

2. Coerência dos resultados para identificação de ângulos críticos - As Figuras 4.4 e 4.5 mostram que os maiores momentos fletores e torcionais ocorrem nas inclinações entre 30° e 50°. - Na análise 2D transiente, esses mesmos ângulos apresentam frequências de desprendimento próximas ou múltiplos da frequência natural local, indicando regimes de *lock-in* ou indicação de acoplamento fluido estrutural. - A relação entre os ângulos críticos observados no CFD 3D e no modelo 2D reforça a consistência física das duas abordagens, mesmo representando escalas distintas do comportamento estrutural e aerodinâmico.

### 3. Limitações de cada abordagem:

- A análise tridimensional CFD, conduzida neste trabalho em regime estacionário, tem como objetivo a determinação da distribuição espacial média das pressões aerodinâmicas e dos esforços globais correspondentes. Essa abordagem não representa explicitamente os efeitos não estacionários do escoamento, como o desprendimento periódico de vórtices ou a evolução temporal das cargas aerodinâmicas. Assim, embora forneça uma base consistente para a avaliação dos esforços estáticos equivalentes e para análises quase-estacionárias, não permite a caracterização direta de **efeitos dinâmicos** dependentes do acoplamento temporal entre forças aerodinâmicas e a resposta estrutural.

- A análise bidimensional transiente, por sua vez, captura o comportamento não estacionário de uma seção representativa do rastreador, sendo adequada para investigar o conteúdo espectral das forças aerodinâmicas e fenômenos associados ao desprendimento de vórtices. Entretanto, por assumir escoamento bidimensional e seção uniforme ao longo do comprimento, não incorpora os efeitos tridimensionais associados à variação espacial de pressão, torção global do tubo de torque e interação longitudinal entre vãos.

- A presente dissertação não implementa um modelo aeroelástico acoplado do tipo fluido–estrutura (FSI), tampouco emprega modelos clássicos lineares de estabilidade aeroelástica baseados em teoria de painéis ou funções de transferência aerodinâmica. Dessa forma, a avaliação realizada limita-se à identificação de proximidade espectral entre frequências naturais estruturais e frequências características do escoamento, configurando uma triagem dinâmica preliminar

- A análise bidimensional CFD não contempla efeitos associados ao escoamento oblíquo, às interações entre pórticos adjacentes ou à topologia tridimensional completa do rastreador, os quais exigiriam modelos tridimensionais transientes.

4. Síntese e implicações: - Embora distintos, ambas as análises convergem para o mesmo diagnóstico: a faixa angular de 30° a 60° representa o intervalo operacional de maior risco para o rastreador. - A complementaridade entre as análises bidimensionais e tridimensionais permite uma interpretação robusta: a análise 3D identifica as regiões de ocorrência dos picos de carregamento estático, enquanto a análise 2D evidencia os efeitos dinâmicos responsáveis pela amplificação das oscilações. - Essa consistência justifica a adoção conjunta das duas abordagens e define claramente os limites a serem inferidos a partir de cada modelo. - Os modelos são complementares, permitindo não apenas o dimensionamento estrutural e a seleção dos melhores perfis para a estrutura metálica, mas também a avaliação consistente do comportamento do rastreador solar sob diversas combinações de carregamento.

## 5 CONCLUSÕES

### 5.1 Conclusões gerais

O fenômeno da interação fluido–estrutura em rastreadores solares de eixo único constitui um desafio crítico para a engenharia fotovoltaica contemporânea, estando frequentemente associado a danos estruturais mesmo sob condições de vento moderado. Embora a literatura técnica reconheça a relevância dos efeitos dinâmicos induzidos pelo escoamento, a prática de projeto ainda carece de metodologias que integrem, de forma sistemática, a caracterização dos campos de pressão atuantes sobre os painéis solares com a resposta mecânica dos componentes estruturais. Nesse contexto, esta dissertação foi motivada pela necessidade de suprir essa lacuna, estabelecendo uma base científica para a previsão de cargas e a avaliação do comportamento dinâmico de rastreadores solares por meio de uma abordagem estritamente computacional.

O objetivo principal deste trabalho consistiu no desenvolvimento e aplicação de uma metodologia para o estudo do comportamento fluido–estrutural de rastreadores solares, buscando compreender a distribuição das cargas aerodinâmicas e o surgimento de respostas dinâmicas para diferentes ângulos de inclinação dos painéis. A justificativa dessa abordagem reside na necessidade de aumentar a confiabilidade de ativos fotovoltaicos de grande porte, mitigando riscos associados a acoplamentos dinâmicos fluido–estruturais, especialmente diante das limitações das normas ASCE 7 e AISC 360 quando aplicadas a geometrias esbeltas e altamente expostas ao vento. Para atingir esses objetivos, foi adotada uma sequência de análises, envolvendo simulações CFD tridimensionais estacionárias para o mapeamento dos campos de pressão, análise estrutural para a estimativa dos esforços internos, comparação dos resultados por meio do Método dos Elementos Finitos e simulações CFD bidimensionais não estacionárias destinadas à caracterização do desprendimento de vórtices.

Os resultados da caracterização aerodinâmica indicaram que os coeficientes são governados pelo ângulo de inclinação dos painéis, com o coeficiente de arrasto atingindo valores da ordem de  $C_d \approx 1,26$  para  $60^\circ$  e o coeficiente de sustentação apresentando picos de aproximadamente  $C_l \approx 0,86$  em  $40^\circ$ . A metodologia CFD mostrou-se capaz de capturar a influência do ângulo de ataque, apresentando desvios inferiores a 6% em relação a dados experimentais e numéricos reportados na literatura (ZHOU; KAREEM, 2014a), (YANG, 2019a). No âmbito da análise estrutural, a conversão computacional dos campos de pressão em esforços internos evidenciou que a faixa angular entre  $30^\circ$  e  $50^\circ$  é a mais crítica para o dimensionamento. Verificou-se que o vento de popa amplifica os esforços torcionais no tubo de torque, atingindo  $T_z \approx 4,71 \text{ kN} \cdot \text{m}$ , enquanto o vento de proa induz flexão transversal, com momentos máximos da ordem de  $M_x \approx 6,74 \text{ kN} \cdot \text{m}$ . A comparação com os resultados obtidos via MEF apresentou convergência, com discrepâncias inferiores a 8% para os principais esforços analisados.

A avaliação da resistência mecânica permitiu concluir que a combinação de tubo de torque circular (CHS  $240 \times 3,0 \text{ mm}$ ) e longarinas do tipo cartola (*hat-section*  $100 \times 37,5 \times 3,4 \text{ mm}$ ) e estacas (W  $360 \times 33 \text{ mm}$ ) oferece o melhor desempenho para rastreadores 2P, mantendo índices de utilização entre 0,65 e 0,85 nos cenários críticos. Verificou-se que esta configuração apresenta maior rigidez torcional, sendo um fator determinante para a integridade do sistema. Complementarmente, as simulações transientes identificaram que a frequência de desprendimento de vórtices (0,4 a 0,8 Hz) aproxima-se da frequência natural ( $f_n \approx 0,46 \text{ Hz}$ ) em ângulos intermediários, caracterizando a condição de *lock-in*. Este resultado demonstra que a seleção de perfis não deve basear-se apenas na resistência estática, mas também na resposta ao acoplamento fluido–estrutura, reforçando a necessidade de estratégias operacionais de *stow* em ângulos que afastem a frequência natural da zona de excitação para evitar falhas.

Apesar das limitações inerentes ao estudo, como a modelagem do rastreador como corpo rígido na análise dinâmica e a simplificação da camada limite atmosférica, os resultados obtidos representam um avanço para o projeto de rastreadores solares. A metodologia desenvolvida estabelece bases técnicas para o dimensionamento e a avaliação de rastreadores solares de próxima geração, oferecendo subsídios para o aumento da confiabilidade estrutural e a mitigação de danos induzidos pelo vento em usinas fotovoltaicas de grande porte. A integração entre o escoamento não estacionário e a resposta mecânica apresentada neste trabalho contribui para que futuros projetos

possam prever e evitar acoplamentos dinâmicos prejudiciais, assegurando a integridade estrutural de sistemas fotovoltaicos em aplicações de escala de usinas de utilidade.

## 5.2 Recomendações para Trabalhos Futuros

O presente trabalho estabeleceu uma base computacional para a análise da interação fluido–estrutura em rastreadores solares de eixo único, integrando a caracterização dos campos de pressão aerodinâmica e a resposta dinâmica do sistema. Entretanto, novas investigações podem ser conduzidas com o objetivo de aprofundar o entendimento dos fenômenos de acoplamento e contribuir para o aumento da vida útil operacional dessas estruturas. Nesse contexto, sugerem-se os seguintes trabalhos futuros:

- Expandir a modelagem computacional para um domínio tridimensional completo, incorporando a dinâmica estrutural de corpos deformáveis com modos acoplados de flexão e torção.
- Investigar o efeito de tridimensionalidade do escoamento por meio de simulações CFD totalmente tridimensionais e transientes, quantificando a variação spanwise dos coeficientes aerodinâmicos e a formação de estruturas vorticiais ao longo do comprimento do rastreador, de modo a isolar o impacto da não uniformidade das pressões e esforços em diferentes seções.
- Avaliar, em etapa subsequente, o efeito da proximidade do solo e da rugosidade do terreno por meio da implementação de perfis de Camada Limite Atmosférica (ABL), considerando cisalhamento vertical do vento e intensidade de turbulência representativa do sítio. Esta análise deve ser conduzida inicialmente sob aerodinâmica pura, para então permitir a comparação direta com o caso sem ABL e a identificação da contribuição específica do solo na distribuição de pressões e nos esforços globais.
- Realizar estudos experimentais em túnel de vento com os perfis estruturais selecionados neste trabalho, incluindo o tubo de torque circular do tipo CHS  $\varnothing 240 \times 3$  mm, as longarinas em seção cartola H100–W37.5–t3.4 mm e as estacas de suporte em perfil *wide-flange* W360 $\times$ 33 mm, visando à validação experimental das respostas associadas ao acoplamento entre o escoamento aerodinâmico e a estrutura, bem como dos esforços internos calculados ao longo dos componentes do rastreador solar.
- Desenvolver estudos sobre a durabilidade dos componentes estruturais sob ciclos de carregamento variável no tempo, decorrentes do desprendimento de vórtices e da turbulência incidente.
- Investigar o acúmulo de dano estrutural em longo prazo para rastreadores instalados em regiões de alta turbulência ou expostos a ventos dominantes com frequências próximas às frequências naturais da estrutura.
- Aperfeiçoar os critérios operacionais de *stow* por meio da análise de sensibilidade de diferentes configurações de travamento dinâmico em ângulos de inclinação críticos.
- Simular o escoamento em arranjos de múltiplos rastreadores (*arrays*), avaliando o efeito de esteira e a modificação das frequências de excitação em rastreadores adjacentes.
- Realizar a análise de fadiga da estrutura em função das cargas cíclicas induzidas pelo vento durante o acoplamento fluido–estrutura, com o objetivo de quantificar o acúmulo de dano nos componentes ao longo da vida útil operacional.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABDEL-AZIZ, A.; ATTIA, W. A. Investigation of flutter by two numerical simulations analysis for suspension bridges. *Global Journal of Engineering Science and Research Management*, v. 2, n. 8, p. 1–12, 2015. ISSN: 2349-4506. Disponível em: <http://www.gjesrm.com>.
- ADELEKE, B. *Structural Analysis and Design Optimization of a Dual-Axis Solar Tracker*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Loughborough University, Loughborough, UK, 2016. Disponível em: [https://repository.lboro.ac.uk/articles/thesis/Structural\\_analysis\\_and\\_design\\_optimization\\_of\\_a\\_dual\\_axis\\_solar\\_tracker/9457946](https://repository.lboro.ac.uk/articles/thesis/Structural_analysis_and_design_optimization_of_a_dual_axis_solar_tracker/9457946).
- AL-RASHIDI, A. Structural stability and fatigue assessments of dual-axis solar trackers using finite elements analysis. *International Journal of GEOMATE*, v. 19, n. 73, p. 8–13, set. 2020. DOI: 10.21660/2020.73.46434. Disponível em: <https://doi.org/10.21660/2020.73.46434>.
- ALY, A. M.; BITSUAMLAK, G. Aerodynamic analysis of single-axis solar trackers under static wind load conditions. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 190, p. 98–112, 2019. DOI: 10.1016/j.jweia.2019.04.002. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2019.04.002>. Acesso em: [inserir data].
- ALY, A. M.; CLARKE, J. Wind design of solar panels for resilient and green communities: Cfd with machine learning. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, v. 224, p. 104931, 2022. DOI: 10.1016/j.jweia.2022.104931. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2022.104931>.
- American Institute of Steel Construction. *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-16)*. Chicago, Illinois, USA: AISC, 2016. ISBN: 978-1-56424-007-3.
- American Society of Civil Engineers. *Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures (ASCE/SEI 7-16)*. Reston, Virginia, USA: ASCE, 2016.
- ANSYS Inc. *ANSYS Fluent User's Guide*. Canonsburg, PA, USA, 2024. Release 2024 R1. Disponível em: [link de acesso ao portal da Ansys, se houver]. Acesso em: [inserir data].
- ASHRAF, M.; BOCCA, R. *Fostering Effective Energy Transition 2025: Insight Report*. Geneva: [s.n.], 2025. Disponível em: <https://www.weforum.org/reports>.
- BALACHANDRAN, S.; CHOWDHURY, A. G. Aeroelastic modelling of solar trackers. *Solar Energy*, v. 231, p. 415–428, 2022. DOI: 10.1016/j.solener.2021.12.010. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.solener.2021.12.010>.
- BANKS, D.; BOURKE, P.; ENSHAEI, H. *Wind Design Considerations for Solar Trackers: Structural and Aerodynamic Implications of Large-Format PV Modules*. Fremont, CA, 2020. Disponível em: <https://www.nextracker.com>.
- BANKS, D.; GOHARDANI, O.; HANGAN, H. Wind loads on heliostats and photovoltaic trackers. *Renewable Energy*, v. 152, p. 1144–1158, 2020. DOI: 10.1016/j.renene.2020.01.034. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2020.01.034>.
- BAO, X. et al. Modal analysis of tracking photovoltaic support system. *Solar Energy*, v. 264, p. 112249, 2023. DOI: 10.1016/j.solener.2023.112249. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.solener.2023.112249>.
- BISPLINGHOFF, R. L.; ASHLEY, H.; HALFMAN, R. L. *Aeroelasticity*. Cambridge, Massachusetts: Addison-Wesley Publishing Company, 1955.
- CHIN, V. J. T.; BABU, A. S. C.; MCBRIDE, W. Assessment of solar tracking systems: A comprehensive review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 82, p. 432–443, 2018. DOI: 10.1016/j.rser.2017.09.077. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.09.077>.
- COOK, N. J. *Wind Loads on Structures*. Chichester, West Sussex: Wiley, 2013. 2nd ed. ISBN 9781119969330.
- DETTMER, W.; PERIĆ, D. On the development of a fluid-structure interaction solver for incompressible flows. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v. 66, n. 1, p. 1–31, 2006. DOI: 10.1002/nme.1559. Disponível em: <https://doi.org/10.1002/nme.1559>.

- ELSHAER, A.; ELSHARKAWY, M.; BITSUAMLAK, G. Wind loading on solar panels at different inclination angles. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 168, p. 168–182, 2017. DOI: 10.1016/j.jweia.2017.06.008. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2017.06.008>.
- ENSHAEI, H. et al. Wind load and wind-induced vibration of photovoltaic panel systems. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 233, p. 105285, 2023. DOI: 10.1016/j.jweia.2023.105285. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2023.105285>.
- ENSHAEI, M.; KAREEM, A. Static wind loads and aeroelastic response of solar trackers. *Renewable Energy*, v. 205, p. 742–760, 2023. DOI: 10.1016/j.renene.2023.01.012. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2023.01.012>.
- ENSHAEI, P. et al. Wind tunnel testing of torsional instability in single-axis solar trackers: Summary of methodologies and results. In: *Proceedings of the Australasian Wind Engineering Society Workshop*. St. Peters, NSW, Australia: AWES, 2022. v. 21, p. 23–40.
- FANG, G. et al. Tropical-cyclone-wind-induced flutter failure analysis of long-span bridges. *Engineering Failure Analysis*, v. 134, p. 105933, 2022. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2021.105933. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105933>.
- FERROUDJI, A.; AISSANI, F.; MAMMERI, A. Design, modeling and finite element static analysis of a new two axis solar tracker using solidworks/cosmosworks. *Applied Mechanics and Materials*, v. 446–447, p. 738–744, 2014. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.446-447.738. Disponível em: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.446-447.738>.
- GARCÍA, R. et al. Aeroelastic instability mechanisms of single-axis solar trackers. *Solar Energy*, v. 236, p. 351–366, 2022. DOI: 10.1016/j.solener.2022.03.034. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.solener.2022.03.034>.
- GERE, J. M. *Mecânica dos Materiais*. 8. ed. São Paulo: Cengage Learning, 2012. ISBN 9788522110196.
- HIBBELER, R. C. *Resistência dos Materiais*. 9. ed. São Paulo: Pearson, 2016. ISBN 9788543003833.
- HOLMES, J. D. *Wind Loading of Structures*. Boca Raton, FL: CRC Press, 2015. 3rd ed. ISBN 9781482229195.
- HUANG, Y.; LI, Q. S.; XU, S. Numerical simulation of wind effects on a stand-alone ground-mounted photovoltaic system. *Renewable Energy*, v. 81, p. 546–558, 2015. DOI: 10.1016/j.renene.2015.03.064. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2015.03.064>.
- INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION. *IEC 62817:2014: Photovoltaic systems - Design qualification of solar trackers*. Geneva, 2014.
- JUBAYER, C.; HANGAN, H. Wind load on photovoltaic panels: Cfd and wind tunnel comparison. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 134, p. 56–68, 2014. DOI: 10.1016/j.jweia.2014.01.005. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2014.01.005>.
- JUBAYER, C. M.; HANGAN, H. Numerical simulation of wind effects on a stand-alone ground-mounted solar panel system. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 134, p. 56–64, 2014. DOI: 10.1016/j.jweia.2014.08.005. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2014.08.005>.
- KALE, A. G.; SHIVPUJE, R. S. Structural analysis and optimization of sun tracking solar system. *International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET)*, v. 7, n. 9, p. 302–306, 2020. Disponível em: <https://www.irjet.net/archives/V7/i9/IRJET-V7I954.pdf>.
- LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v. 3, n. 2, p. 269–289, 1974. DOI: 10.1016/0045-7825(74)90029-2. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(74\)90029-2](https://doi.org/10.1016/0045-7825(74)90029-2).
- LEE, S.; KIM, D.; KIM, Y. Aerodynamic characteristics of inclined solar panels. *Renewable Energy*, v. 54, p. 64–76, 2013. DOI: 10.1016/j.renene.2012.07.024. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2012.07.024>.
- LEE, S.; YOU, D. Vortex shedding-induced vibration of a flexible splitter plate behind a cylinder. *Journal of Fluids and Structures*, v. 38, p. 190–203, 2013. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2012.11.006. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2012.11.006>.

- LEWANDOSKI, C. F. et al. Study of the efficiency of the solar tracker system compared to the fixed solar generation system. *Research, Society and Development*, v. 11, n. 6, p. e6711628671, 2022. DOI: 10.33448/rsd-v11i6.28671. Disponível em: <https://doi.org/10.33448/rsd-v11i6.28671>.
- MAHAMOOD, S.; EKERE, N. N.; IBHADODE, A. O. A. Analysis of mechanical stress and structural deformation on a solar tracking system. *International Journal of Engineering Research and Applications*, v. 4, n. 8, p. 34–41, 2014. ISSN: 2248-9622. Disponível em: <http://www.ijera.com>.
- Martínez García, E. et al. *Experimental Determination of the Restoring Torque of a Single-axis Solar Tracker to Torsional Galloping*. Asturias, Spain, 2020.
- MEGSON, T. H. G. *Aircraft Structures for Engineering Students*. 6. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2019. Disponível em: [link se houver]. Acesso em: [inserir data].
- MENTER, F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, v. 32, n. 8, p. 1598–1605, 1994. DOI: 10.2514/3.12149. Disponível em: <https://doi.org/10.2514/3.12149>.
- MENTER, F. R. Ten years of industrial experience with the sst turbulence model. *International Journal of Computational Fluid Dynamics*, v. 23, n. 4, p. 339–354, 2009. DOI: 10.1080/10618560902996492. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10618560902996492>.
- MOHAPATRA, G. *Structural Dynamics Testing and Analysis for Design Evaluation of Heliostat and Solar Tracker Systems*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) — Colorado State University, Fort Collins, CO, 2012. Disponível em: [link se houver].
- NAN, H. et al. Wind load and wind-induced vibration of photovoltaic solar arrays. *Sustainability*, v. 16, n. 6, p. 2551, 2024. DOI: 10.3390/su16062551. Disponível em: <https://doi.org/10.3390/su16062551>.
- National Renewable Energy Laboratory. *One-Axis Trackers: Improved Reliability, Durability, Performance and Cost Reduction*. Golden, CO, 2016. Disponível em: [link se houver]. Acesso em: [inserir data].
- PETERKA, J. A.; DERICKSON, R. G. Wind loads on heliostats and photovoltaic trackers. *Sandia National Laboratories Report*, Albuquerque, NM, n. SAND92-7009, 1992. DOI: 10.2172/10178822. Disponível em: <https://doi.org/10.2172/10178822>.
- PIGOLOTTI, L.; MANNINI, C.; BARTOLI, G. Experimental study on the flutter-induced motion of two-degree-of-freedom plates. *Journal of Fluids and Structures*, v. 75, p. 77–98, 2017. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2017.02.013. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2017.02.013>.
- PONNIRAN, A.; HASHIM, N. A.; ALI, S. M. Low-cost solar tracker. *International Journal of Engineering Research and Applications*, v. 2, n. 2, p. 113–119, 2012. ISSN: 2248-9622. Disponível em: <http://www.ijera.com>.
- QUINTELA, D. A. et al. Experimental and computational studies on the performance of solar trackers under vortex shedding, torsional divergence, and flutter. *International Journal of Computational Methods and Experimental Measurements*, v. 8, n. 4, p. 272–284, 2020. DOI: 10.2495/CMEM-V8-N4-272-284. Disponível em: <https://doi.org/10.2495/CMEM-V8-N4-272-284>.
- REINA, G. P.; STEFANO, G. D. Cfd simulation of wind loads on photovoltaic trackers for layout optimization. *Renewable Energy*, v. 113, p. 33–47, 2017. DOI: 10.1016/j.renene.2017.05.013. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2017.05.013>.
- REINA, G. P.; STEFANO, G. D. Computational evaluation of wind loads on sun-tracking ground-mounted photovoltaic panel arrays. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 170, p. 283–293, 2017. DOI: 10.1016/j.jweia.2017.09.007. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2017.09.007>.
- ROHR, C.; BOURKE, P. A.; BANKS, D. Torsional instability of single-axis solar tracking systems. In: *Proceedings of the 14th International Conference on Wind Engineering*. Porto Alegre, Brazil: [s.n.], 2015. p. 21–26.
- ROHR, M.; HANGAN, H.; JUBAYER, C. Wind loading on solar panels mounted on ground structures. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 146, p. 1–13, 2015. DOI: 10.1016/j.jweia.2015.06.010. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2015.06.010>.
- RONDÓN, J. A. C. *Modal Analysis of Tracking Photovoltaic Support Systems*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Universidad Nacional de Colombia, Bogotá, Colômbia, 2018.

- ROZOV, V. et al. Engine modeling for small-disturbance-cfd related to aircraft flutter investigations. *Journal of Fluids and Structures*, v. 96, p. 103045, 2020. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2020.103045. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2020.103045>.
- RÜDISÜHLI, N. et al. Cfd simulations for layout optimal design for ground-mounted photovoltaic installations. *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, v. 37, p. 100615, 2020. DOI: 10.1016/j.seta.2019.100615. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.seta.2019.100615>.
- SCANLAN, R. H.; TOMKO, J. J. Airfoil and ridge deck flutter derivatives. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, v. 97, n. 6, p. 1717–1737, 1971. DOI: 10.1061/JMCEA3.0001526. Disponível em: <https://doi.org/10.1061/JMCEA3.0001526>.
- SERAFIN, S.; DEJÀ, J. Structural and mechanical design of solar trackers. *International Journal of Mechanical Engineering and Technology (IJMET)*, v. 9, n. 7, p. 1084–1095, 2018. Disponível em: <http://www.iaeme.com/IJMET/index.asp>.
- STERE, M. The torsion of the multicell sections. *INCAS Bulletin*, v. 2, n. 3, p. 99–105, 2010. DOI: 10.13111/2066-8201.2010.2.3.11. Disponível em: <https://doi.org/10.13111/2066-8201.2010.2.3.11>.
- STI NORLAND. *Wind Load Experimental Study on Single-Axis Trackers*. Pamplona, Espanha: STI Norland, 2020. Disponível em: [link se houver].
- TANAKA, H.; YAMAGUCHI, H.; SHIMADA, T. Flutter analysis of solar panels subjected to wind loading using computational fluid dynamics. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 34, p. 18–32, 2012. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2012.05.005. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2012.05.005>.
- TAYLOR, R.; BROWNE, M. Application of the quasi-steady approximation to calculate aerodynamic derivatives of a sectional aeroelastic solar tracker model. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2020. Este trabalho foi o primeiro a aplicar a aproximação quase-estacionária para calcular os derivados aeroelásticos cruciais em modelos de rastreadores solares. Disponível em bases de dados de engenharia de vento.
- VALENTÍN, D. et al. Failure investigation of a solar tracker due to wind-induced torsional galloping. *Engineering Failure Analysis*, v. 135, p. 106137, 2022. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2022.106137. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2022.106137>.
- VALENTIN, M.; CHAYCHI, S.; ALY, A. Aeroelastic instability mechanisms of single-axis solar trackers. *Journal of Fluids and Structures*, v. 112, p. 103587, 2022. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2022.103587. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2022.103587>.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*. 2. ed.. ed. Harlow, England: Pearson Education, 2007. ISBN: 978-0131274983.
- YANG, H. *Experimental Investigations of Vortex-Induced Vibration of a Flat Plate in Pitch Oscillation*. Dissertação (Dissertação (Mestrado em Engenharia)) — University of Western Ontario, London, Ontário, Canadá, 2019. Disponível em: <https://ir.lib.uwo.ca/etd/xxxx>.
- YANG, H. *Experimental investigations of vortex-induced vibration of a flat plate in pitch oscillation*. Dissertação (Mestrado em Engenharia) — University of Western Ontario, London, Ontario, Canada, 2019. Disponível em: [link se houver].
- YANG, Y.; CHOWDHURY, A. G.; IRWIN, P. A. Computational evaluation of wind loads on sun-tracking ground-mounted photovoltaic systems. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 202, p. 104204, 2020. DOI: 10.1016/j.jweia.2020.104204. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2020.104204>.
- YANG, Y.; GU, M. Wind loads on solar panels at different inclination angles. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 111, p. 29–38, 2012. DOI: 10.1016/j.jweia.2012.08.001. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2012.08.001>.
- YOUNG, D. et al. A fluid–structure interaction solver for investigating torsional galloping in solar-tracking photovoltaic panel arrays. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 203, p. 104228, 2020. DOI: 10.1016/j.jweia.2020.104228. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2020.104228>.
- ZARACHO, J. A. C. R. *Structural and Mechanical Behaviour of Solar Tracking Structures*. Tese (Tese (Doutorado em Engenharia)) — James Cook University, Queensland, Austrália, 2025.

ZARACHO, J. M.; HANGAN, H. A fluid–structure interaction solver for investigating torsional instability of solar tracker structures. *Journal of Fluids and Structures*, v. 94, p. 102953, 2020. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2020.102953. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2020.102953>.

ZHOU, Y.; KAREEM, A. Numerical investigation on wind loads and flow characteristics of photovoltaic panels. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 125, p. 13–27, 2014. DOI: 10.1016/j.jweia.2013.12.002. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2013.12.002>.

ZHOU, Y.; KAREEM, A. Unsteady aerodynamic forces on flat plates: Analysis and modeling. *Journal of Fluids and Structures*, v. 50, p. 201–225, 2014. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2014.06.006. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2014.06.006>.

ZHU, J. et al. Failure investigation of a solar tracker due to wind torsional galloping. *Engineering Failure Analysis*, v. 139, p. 106499, 2022. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2022.106499. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2022.106499>.

## APÊNDICE A — RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES ESTRUTURAIS E GEOMETRIAS AVALIADAS

Tabela A.1: Principais resultados de tensões para perfis tubulares quadrados (SHS).

$b$ [mm]	$t$ [mm]	$UR_{max}$	Cenário	$\sigma_{flex}$ [MPa]	$\tau_{shear}$ [MPa]	$\tau_{torsion}$ [MPa]	$\sigma_{VM}$ [MPa]	SF
100	4,5	4,82	2,00	126,50	3,70	2442,41	4232,28	0,08
100	5,0	4,40	2,00	115,59	3,33	1771,20	3069,99	0,11
100	5,6	4,00	2,00	105,11	2,97	1252,74	2172,37	0,16
100	6,4	3,59	2,00	94,24	2,60	832,13	1444,38	0,24
100	7,1	3,31	2,00	86,78	2,34	604,91	1051,35	0,33
110	5,0	3,26	2,00	94,22	3,03	1779,67	3083,93	0,11
120	5,0	2,48	2,00	78,26	2,77	1786,73	3095,71	0,11
120	6,4	2,01	2,00	63,35	2,17	841,61	1459,10	0,24
130	5,0	1,93	2,00	66,04	2,56	1792,71	3105,77	0,11
130	7,1	1,43	2,00	48,85	1,80	615,58	1067,35	0,32
140	6,4	1,24	2,00	45,48	1,86	848,38	1470,15	0,23
150	7,1	0,91	2,00	35,89	1,56	620,32	1075,04	0,32
150	8,8	0,76	2,00	29,97	1,26	321,92	558,40	0,62
160	8,8	0,62	2,00	26,05	1,18	323,17	560,37	0,62
175	7,1	0,56	2,00	25,83	1,34	624,73	1082,37	0,32
180	6,4	0,56	2,00	26,68	1,44	857,41	1485,33	0,23
180	8,8	0,43	2,00	20,20	1,05	325,26	563,74	0,61
200	6,4	0,41	2,00	21,38	1,30	860,57	1490,71	0,23
200	8,8	0,31	2,00	16,12	0,95	326,94	566,50	0,61
220	6,4	0,30	2,00	17,51	1,18	863,16	1495,14	0,23

Tabela A.2: Principais resultados de tensões para perfis tubulares circulares (CHS).

$D$ [mm]	$t$ [mm]	$UR_{max}$	Cenário	$\sigma_{flex}$ [MPa]	$\tau_{shear}$ [MPa]	$\tau_{torsion}$ [MPa]	$\sigma_{VM}$ [MPa]	SF
80	2,0	33,83	2,00	710,57	13,25	16,25	712,39	0,48
80	4,0	18,25	2,00	383,27	6,62	8,54	384,18	0,90
90	3,0	16,25	2,00	383,85	7,85	8,70	384,92	0,90
100	3,0	11,72	2,00	307,80	7,06	7,00	308,76	1,12
100	4,0	9,06	2,00	237,95	5,30	5,36	238,67	1,45
100	6,0	6,42	2,00	168,58	3,53	3,72	169,06	2,04
110	5,0	5,54	2,00	159,95	3,85	3,58	160,47	2,15
120	4,0	5,14	2,00	161,94	4,42	3,67	162,54	2,12
120	5,0	4,22	2,00	132,87	3,53	2,99	133,35	2,59
130	3,0	5,23	2,00	178,35	5,43	4,09	179,11	1,93
130	5,0	3,28	2,00	112,11	3,26	2,53	112,57	3,06
140	5,0	2,61	2,00	95,87	3,03	2,17	96,29	3,58
150	4,0	2,58	2,00	101,57	3,53	2,32	102,07	3,38
150	6,0	1,79	2,00	70,50	2,35	1,59	70,84	4,87
160	5,0	1,72	2,00	72,41	2,65	1,65	72,79	4,74
160	6,0	1,46	2,00	61,50	2,21	1,39	61,81	5,58
170	5,0	1,43	2,00	63,79	2,49	1,45	64,15	5,38
180	4,0	1,47	2,00	69,59	2,94	1,60	70,03	4,93
190	5,0	1,01	2,00	50,59	2,23	1,16	50,93	6,77
200	5,0	0,87	2,00	45,48	2,12	1,04	45,80	7,53
210	5,0	0,75	2,00	41,10	2,02	0,94	41,42	8,33
220	4,0	0,80	2,00	46,02	2,41	1,06	46,41	7,43
230	4,0	0,70	2,00	42,01	2,30	0,97	42,38	8,14
240	4,0	0,61	2,00	38,50	2,21	0,89	38,86	8,88
250	4,0	0,54	2,00	35,41	2,12	0,82	35,76	9,65
250	6,0	0,37	2,00	24,18	1,41	0,55	24,42	14,13

Tabela A.3: Perfis paramétricos em seção cartola ( $h-w-t$ ) avaliados no projeto das longarinas.

Nº	Perfil ID	Altura $h$ [mm]	Largura da aba $w$ [mm]	Espessura $t$ [mm]
1	$h80-w35, 0-t1, 8$	80	35,0	1,8
2	$h80-w35, 0-t2, 0$	80	35,0	2,0
3	$h80-w35, 0-t2, 3$	80	35,0	2,3
4	$h80-w35, 0-t2, 6$	80	35,0	2,6
5	$h80-w35, 0-t3, 0$	80	35,0	3,0
6	$h80-w35, 0-t3, 4$	80	35,0	3,4
7	$h80-w35, 0-t3, 8$	80	35,0	3,8
8	$h80-w35, 0-t4, 2$	80	35,0	4,2
9	$h80-w35, 0-t4, 5$	80	35,0	4,5
10	$h80-w35, 0-t4, 8$	80	35,0	4,8
11	$h80-w37, 5-t1, 8$	80	37,5	1,8
12	$h80-w37, 5-t2, 0$	80	37,5	2,0
13	$h80-w37, 5-t2, 3$	80	37,5	2,3
14	$h80-w37, 5-t2, 6$	80	37,5	2,6
15	$h80-w37, 5-t3, 0$	80	37,5	3,0
16	$h80-w37, 5-t3, 4$	80	37,5	3,4
17	$h80-w37, 5-t3, 8$	80	37,5	3,8
18	$h80-w37, 5-t4, 2$	80	37,5	4,2
19	$h80-w37, 5-t4, 5$	80	37,5	4,5
20	$h80-w37, 5-t4, 8$	80	37,5	4,8
21	$h80-w40, 0-t1, 8$	80	40,0	1,8
22	$h80-w40, 0-t2, 0$	80	40,0	2,0
23	$h80-w40, 0-t2, 3$	80	40,0	2,3
24	$h80-w40, 0-t2, 6$	80	40,0	2,6
25	$h80-w40, 0-t3, 0$	80	40,0	3,0
26	$h80-w40, 0-t3, 4$	80	40,0	3,4
27	$h80-w40, 0-t3, 8$	80	40,0	3,8
28	$h80-w40, 0-t4, 2$	80	40,0	4,2
29	$h80-w40, 0-t4, 5$	80	40,0	4,5
30	$h80-w40, 0-t4, 8$	80	40,0	4,8
31	$h100-w35, 0-t1, 8$	100	35,0	1,8
32	$h100-w35, 0-t2, 0$	100	35,0	2,0
33	$h100-w35, 0-t2, 3$	100	35,0	2,3
34	$h100-w35, 0-t2, 6$	100	35,0	2,6
35	$h100-w35, 0-t3, 0$	100	35,0	3,0
36	$h100-w35, 0-t3, 4$	100	35,0	3,4
37	$h100-w35, 0-t3, 8$	100	35,0	3,8
38	$h100-w35, 0-t4, 2$	100	35,0	4,2
39	$h100-w35, 0-t4, 5$	100	35,0	4,5
40	$h100-w35, 0-t4, 8$	100	35,0	4,8
41	$h100-w37, 5-t1, 8$	100	37,5	1,8
42	$h100-w37, 5-t2, 0$	100	37,5	2,0
43	$h100-w37, 5-t2, 3$	100	37,5	2,3
44	$h100-w37, 5-t2, 6$	100	37,5	2,6
45	$h100-w37, 5-t3, 0$	100	37,5	3,0
46	$h100-w37, 5-t3, 4$	100	37,5	3,4
47	$h100-w37, 5-t3, 8$	100	37,5	3,8
48	$h100-w37, 5-t4, 2$	100	37,5	4,2
49	$h100-w37, 5-t4, 5$	100	37,5	4,5
50	$h100-w37, 5-t4, 8$	100	37,5	4,8
51	$h100-w40, 0-t1, 8$	100	40,0	1,8
52	$h100-w40, 0-t2, 0$	100	40,0	2,0
53	$h100-w40, 0-t2, 3$	100	40,0	2,3
54	$h100-w40, 0-t2, 6$	100	40,0	2,6
55	$h100-w40, 0-t3, 0$	100	40,0	3,0
56	$h100-w40, 0-t3, 4$	100	40,0	3,4
57	$h100-w40, 0-t3, 8$	100	40,0	3,8
58	$h100-w40, 0-t4, 2$	100	40,0	4,2
59	$h100-w40, 0-t4, 5$	100	40,0	4,5
60	$h100-w40, 0-t4, 8$	100	40,0	4,8
61	$h120-w35, 0-t1, 8$	120	35,0	1,8
62	$h120-w35, 0-t2, 0$	120	35,0	2,0
63	$h120-w35, 0-t2, 3$	120	35,0	2,3
64	$h120-w35, 0-t2, 6$	120	35,0	2,6
65	$h120-w35, 0-t3, 0$	120	35,0	3,0
66	$h120-w35, 0-t3, 4$	120	35,0	3,4
67	$h120-w35, 0-t3, 8$	120	35,0	3,8
68	$h120-w35, 0-t4, 2$	120	35,0	4,2
69	$h120-w35, 0-t4, 5$	120	35,0	4,5
70	$h120-w35, 0-t4, 8$	120	35,0	4,8
71	$h120-w37, 5-t1, 8$	120	37,5	1,8
72	$h120-w37, 5-t2, 0$	120	37,5	2,0
73	$h120-w37, 5-t2, 3$	120	37,5	2,3
74	$h120-w37, 5-t2, 6$	120	37,5	2,6
75	$h120-w37, 5-t3, 0$	120	37,5	3,0
76	$h120-w37, 5-t3, 4$	120	37,5	3,4
77	$h120-w37, 5-t3, 8$	120	37,5	3,8
78	$h120-w37, 5-t4, 2$	120	37,5	4,2
79	$h120-w37, 5-t4, 5$	120	37,5	4,5
80	$h120-w37, 5-t4, 8$	120	37,5	4,8
81	$h120-w40, 0-t1, 8$	120	40,0	1,8
82	$h120-w40, 0-t2, 0$	120	40,0	2,0
83	$h120-w40, 0-t2, 3$	120	40,0	2,3
84	$h120-w40, 0-t2, 6$	120	40,0	2,6
85	$h120-w40, 0-t3, 0$	120	40,0	3,0
86	$h120-w40, 0-t3, 4$	120	40,0	3,4
87	$h120-w40, 0-t3, 8$	120	40,0	3,8
88	$h120-w40, 0-t4, 2$	120	40,0	4,2
89	$h120-w40, 0-t4, 5$	120	40,0	4,5
90	$h120-w40, 0-t4, 8$	120	40,0	4,8

Tabela A.4: Perfis SHS avaliados do tubo de torque – largura externa ( $b$ ), espessura de parede ( $t$ ) e largura interna ( $b_i$ ).

<b>Perfil ID</b>	$b$	$t$	$b_i$	<b>Perfil ID</b>	$b$	$t$	$b_i$	<b>Perfil ID</b>	$b$	$t$	$b_i$
SHS 100×4,5	100	4,5	91	SHS 130×5,6	130	5,6	118,8	SHS 160×10	160	10	140
SHS 100×5,0	100	5,0	90	SHS 130×6,4	130	6,4	117,2	SHS 160×11	160	11	138
SHS 100×5,6	100	5,6	88,8	SHS 130×7,1	130	7,1	115,8	SHS 160×12,5	160	12,5	135
SHS 100×6,4	100	6,4	87,2	SHS 130×8,8	130	8,8	112,4	SHS 160×14,2	160	14,2	131,6
SHS 100×7,1	100	7,1	85,8	SHS 130×10	130	10	110	SHS 160×16	160	16	128
SHS 100×8,0	100	8,0	84,0	SHS 130×11	130	11	108	SHS 175×6,4	175	6,4	162,2
SHS 100×8,8	100	8,8	82,4	SHS 130×12,5	130	12,5	105	SHS 175×7,1	175	7,1	160,8
SHS 100×10	100	10	80	SHS 130×14,2	130	14,2	101,6	SHS 175×8,8	175	8,8	157,4
SHS 100×11	100	11	78	SHS 130×16	130	16	98	SHS 175×10	175	10	155
SHS 100×12,5	100	12,5	75	SHS 140×5	140	5	130	SHS 175×11	175	11	153
SHS 110×5	110	5	100	SHS 140×5,6	140	5,6	128,8	SHS 175×12,5	175	12,5	150
SHS 110×5,6	110	5,6	98,8	SHS 140×6,4	140	6,4	127,2	SHS 175×14,2	175	14,2	146,6
SHS 110×6,4	110	6,4	97,2	SHS 140×7,1	140	7,1	125,8	SHS 175×16	175	16	143
SHS 110×7,1	110	7,1	95,8	SHS 140×8,8	140	8,8	122,4	SHS 180×6,4	180	6,4	167,2
SHS 110×8,8	110	8,8	92,4	SHS 140×10	140	10	120	SHS 180×7,1	180	7,1	165,8
SHS 110×10	110	10	90	SHS 140×11	140	11	118	SHS 180×8,8	180	8,8	162,4
SHS 110×11	110	11	88	SHS 140×12,5	140	12,5	115	SHS 180×10	180	10	160
SHS 120×5	120	5	110	SHS 140×14,2	140	14,2	111,6	SHS 180×11	180	11	158
SHS 120×5,6	120	5,6	108,8	SHS 140×16	140	16	108	SHS 180×12,5	180	12,5	155
SHS 120×6,4	120	6,4	107,2	SHS 150×6,4	150	6,4	137,2	SHS 180×14,2	180	14,2	151,6
SHS 120×7,1	120	7,1	105,8	SHS 150×7,1	150	7,1	135,8	SHS 180×16	180	16	148
SHS 120×8	120	8	104	SHS 150×8,8	150	8,8	132,4	SHS 200×6,4	200	6,4	187,2
SHS 120×8,8	120	8,8	102,4	SHS 150×10	150	10	130	SHS 200×7,1	200	7,1	185,8
SHS 120×10	120	10	100	SHS 150×11	150	11	128	SHS 200×8,8	200	8,8	182,4
SHS 120×11	120	11	98	SHS 150×12,5	150	12,5	125	SHS 200×10	200	10	180
SHS 120×12,5	120	12,5	95	SHS 150×14,2	150	14,2	121,6	SHS 200×11	200	11	178
SHS 120×14,2	120	14,2	91,6	SHS 150×16	150	16	118	SHS 200×12,5	200	12,5	175
SHS 120×16	120	16	88	SHS 160×6,4	160	6,4	147,2	SHS 200×14,2	200	14,2	171,6
SHS 130×5	130	5	120	SHS 160×7,1	160	7,1	145,8	SHS 200×16	200	16	168
				SHS 160×8,8	160	8,8	142,4				

Tabela A.5: Perfis CHS avaliados do tubo de torque – diâmetro externo ( $D$ ), espessura da parede ( $t$ ) e diâmetro interno ( $D_i$ ).

<b>Profile ID</b>	$D$	$t$	$D_i$
Tubo Ø80×2	80	2	76
Tubo Ø80×3	80	3	74
Tubo Ø80×4	80	4	72
Tubo Ø80×5	80	5	70
Tubo Ø80×6	80	6	68
Tubo Ø80×7	80	7	66
Tubo Ø80×8	80	8	64
Tubo Ø90×2	90	2	86
Tubo Ø90×3	90	3	84
Tubo Ø90×4	90	4	82
Tubo Ø90×5	90	5	80
Tubo Ø90×6	90	6	78
Tubo Ø90×7	90	7	76
Tubo Ø90×8	90	8	74
Tubo Ø100×3	100	3	94
Tubo Ø100×4	100	4	92
Tubo Ø100×5	100	5	90
Tubo Ø100×6	100	6	88
Tubo Ø100×7	100	7	86
Tubo Ø100×8	100	8	84
Tubo Ø100×9	100	9	82
Tubo Ø100×10	100	10	80
Tubo Ø110×3	110	3	104
Tubo Ø110×4	110	4	102
Tubo Ø110×5	110	5	100
Tubo Ø110×6	110	6	98
Tubo Ø110×7	110	7	96

<b>Profile ID</b>	$D$	$t$	$D_i$
Tubo Ø110×8	110	8	94
Tubo Ø110×9	110	9	92
Tubo Ø110×10	110	10	90
Tubo Ø120×3	120	3	114
Tubo Ø120×4	120	4	112
Tubo Ø120×5	120	5	110
Tubo Ø120×6	120	6	108
Tubo Ø120×7	120	7	106
Tubo Ø120×8	120	8	104
Tubo Ø120×9	120	9	102
Tubo Ø120×10	120	10	100
Tubo Ø130×3	130	3	124
Tubo Ø130×4	130	4	122
Tubo Ø130×5	130	5	120
Tubo Ø130×6	130	6	118
Tubo Ø130×7	130	7	116
Tubo Ø130×8	130	8	114
Tubo Ø130×9	130	9	112
Tubo Ø130×10	130	10	110
Tubo Ø140×3	140	3	134
Tubo Ø140×4	140	4	132
Tubo Ø140×5	140	5	130
Tubo Ø140×6	140	6	128
Tubo Ø140×7	140	7	126
Tubo Ø140×8	140	8	124
Tubo Ø140×9	140	9	122

<b>Profile ID</b>	$D$	$t$	$D_i$
Tubo Ø140×10	140	10	120
Tubo Ø150×3	150	3	144
Tubo Ø150×4	150	4	142
Tubo Ø150×5	150	5	140
Tubo Ø150×6	150	6	138
Tubo Ø150×7	150	7	136
Tubo Ø150×8	150	8	134
Tubo Ø150×9	150	9	132
Tubo Ø150×10	150	10	130
Tubo Ø160×3	160	3	154
Tubo Ø160×4	160	4	152
Tubo Ø160×5	160	5	150
Tubo Ø160×6	160	6	148
Tubo Ø160×7	160	7	146
Tubo Ø160×8	160	8	144
Tubo Ø160×9	160	9	142
Tubo Ø160×10	160	10	140
Tubo Ø170×3	170	3	164
Tubo Ø170×4	170	4	162
Tubo Ø170×5	170	5	160
Tubo Ø170×6	170	6	158
Tubo Ø170×7	170	7	156
Tubo Ø170×8	170	8	154
Tubo Ø170×9	170	9	152
Tubo Ø170×10	170	10	150

Tabela A.6: Valores de carregamento distribuído na componente Y (N/m) para os cenários de vento de popa — Longarinas L1 a L16.

Ângulo	Combinações de Carga	Cenário Vento de Popa															
		L1	L2	L3	L4	L5	L6	L7	L8	L9	L10	L11	L12	L13	L14	L15	L16
10°	1,4PP	235,86	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	235,86
	1,2PP+1,6SC	362,16	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	362,16
	0,9PP+W	319,84	522,77	520,37	520,37	512,53	512,53	527,57	527,57	526,08	526,08	504,79	504,79	505,14	505,14	530,74	327,30
20°	1,4PP	225,05	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	225,05
	1,2PP+1,6SC	352,90	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	352,90
	0,9PP+W	138,45	227,14	226,13	224,35	220,63	219,39	219,27	218,93	218,61	214,81	213,10	214,56	214,93	214,40	215,98	133,51
30°	1,4PP	207,41	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	207,41
	1,2PP+1,6SC	337,78	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	337,78
	0,9PP+W	87,88	151,02	163,93	145,63	129,39	128,42	139,71	156,91	172,10	185,46	196,40	199,14	196,72	190,86	181,94	110,63
40°	1,4PP	183,47	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	183,47
	1,2PP+1,6SC	317,26	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	317,26
	0,9PP+W	66,83	108,38	121,35	118,52	111,52	108,39	113,97	122,03	131,08	141,55	151,47	157,56	159,75	158,92	155,50	96,18
50°	1,4PP	153,95	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	153,95
	1,2PP+1,6SC	291,95	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	291,95
	0,9PP+W	42,37	67,08	84,51	91,77	101,93	112,00	121,72	129,63	135,13	140,85	144,42	143,25	140,33	142,18	145,87	89,50
60°	1,4PP	119,75	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	119,75
	1,2PP+1,6SC	262,64	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	262,64
	1,2PP+0,5SC+W	180,14	276,31	270,52	261,92	270,23	227,26	298,14	284,12	227,67	289,20	273,03	245,66	278,21	275,15	271,46	191,35

Tabela A.7: Valores de carregamento distribuído na componente Y (N/m) para os cenários de vento de popa — Longarinas L17 a L32.

Ângulo	Combinações de Carga	Cenário Vento de Popa															
		L17	L18	L19	L20	L21	L22	L23	L24	L25	L26	L27	L28	L29	L30	L31	L32
10°	1,4PP	235,86	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	235,86
	1,2PP+1,6SC	362,16	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	362,16
	0,9PP+W	315,06	516,31	526,52	526,52	514,15	514,15	493,24	493,24	446,26	500,11	484,44	484,44	537,69	537,69	513,21	313,48
20°	1,4PP	225,05	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	225,05
	1,2PP+1,6SC	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96
	0,9PP+W	131,50	213,00	213,19	216,97	221,03	216,50	215,72	221,00	228,57	219,30	219,81	221,08	223,84	226,06	230,03	139,29
30°	1,4PP	207,41	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	207,41
	1,2PP+1,6SC	337,78	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	337,78
	0,9PP+W	116,54	189,88	193,02	197,89	199,30	189,51	171,09	151,27	166,99	133,47	144,90	161,30	168,74	158,72	125,56	73,65
40°	1,4PP	183,47	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	183,47
	1,2PP+1,6SC	317,26	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	317,26
	0,9PP+W	96,66	150,20	147,06	151,89	156,64	155,06	146,05	131,39	129,59	105,13	102,12	104,35	112,42	122,01	106,70	63,40
50°	1,4PP	153,95	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	153,95
	1,2PP+1,6SC	291,95	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	291,95
	0,9PP+W	76,63	99,47	75,30	75,16	83,10	97,21	115,14	127,76	140,05	135,27	124,34	110,28	95,89	84,41	61,31	37,70
60°	1,4PP	119,75	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	119,75
	1,2PP+1,6SC	262,64	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	262,64
	0,9PP+W	70,75	123,08	109,58	118,54	123,52	124,35	122,02	115,90	109,62	98,14	85,55	71,89	63,68	55,26	31,44	19,04

Tabela A.8: Valores de carregamento distribuído na componente Y (N/m) para os cenários de vento de proa — Longarinas L1 a L16.

Ângulo	Combinações de Carga	Cenário Vento de Popa															
		L1	L2	L3	L4	L5	L6	L7	L8	L9	L10	L11	L12	L13	L14	L15	L16
10°	1,4PP	235,86	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	235,86
	1,2PP+1,6SC	362,16	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	463,96
	1,2PP+0,5SC+W	315,06	516,31	526,52	526,52	514,15	514,15	493,24	493,24	446,26	500,11	484,44	484,44	537,69	537,69	513,21	313,48
20°	1,4PP	225,05	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	225,05
	1,2PP+1,6SC	352,90	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	352,90
	1,2PP+0,5SC+W	288,30	449,39	437,19	435,33	428,80	421,91	417,31	419,18	421,12	420,43	422,95	424,33	424,82	429,92	447,19	287,19
30°	1,4PP	207,41	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	207,41
	1,2PP+1,6SC	337,78	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	337,78
	1,2PP+0,5SC+W	266,85	419,91	416,34	416,62	414,55	412,02	409,11	407,61	407,48	407,71	408,22	408,57	408,27	407,94	409,46	259,93
40°	1,4PP	183,47	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	183,47
	1,2PP+1,6SC	317,26	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	317,26
	1,2PP+0,5SC+W	257,86	404,28	391,21	383,23	373,51	367,08	363,19	358,62	357,40	357,61	356,81	359,19	364,51	368,83	376,99	242,65
50°	1,4PP	153,95	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	153,95
	1,2PP+1,6SC	291,95	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	291,95
	1,2PP+0,5SC+W	233,79	364,39	351,42	343,52	336,59	326,26	315,75	306,83	297,00	294,88	297,05	303,03	312,60	318,82	321,25	207,72
60°	1,4PP	119,75	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	119,75
	1,2PP+1,6SC	262,64	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	331,31	262,64
	1,2PP+0,5SC+W	180,14	276,31	270,52	261,92	270,23	227,26	298,14	284,12	227,67	289,20	273,03	245,66	278,21	275,15	271,46	191,35

Tabela A.9: Valores de carregamento distribuído na componente Y (N/m) para os cenários de vento de proa — Longarinas L17 a L32.

Ângulo	Combinações de Carga	Cenário Vento de Popa																
		L17	L18	L19	L20	L21	L22	L23	L24	L25	L26	L27	L28	L29	L30	L31	L32	
10°	1,4PP	235,86	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	393,65	235,86	
	1,2PP+1,6SC	362,16	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	497,42	463,96
	1,2PP+0,5SC+W	315,06	516,31	526,52	526,52	514,15	514,15	493,24	493,24	446,26	500,11	484,44	484,44	537,69	537,69	513,21	513,21	313,48
20°	1,4PP	225,05	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	375,62	225,05	
	1,2PP+1,6SC	352,90	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	481,96	352,90	
	1,2PP+0,5SC+W	280,17	438,88	429,96	427,69	425,13	420,26	419,97	420,35	398,54	417,91	421,79	427,86	434,05	437,67	457,58	457,58	295,57
30°	1,4PP	207,41	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	346,17	207,41	
	1,2PP+1,6SC	337,78	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	456,72	427,30	
	1,2PP+0,5SC+W	257,83	407,33	408,00	408,75	410,17	411,55	411,79	411,75	389,67	410,89	410,39	410,04	412,45	413,08	419,19	419,19	267,82
40°	1,4PP	183,47	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	306,21	183,47	
	1,2PP+1,6SC	317,26	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	422,46	317,26	
	1,2PP+0,5SC+W	235,75	367,84	364,91	360,70	355,28	354,14	354,49	354,40	345,83	363,55	369,60	378,57	388,71	395,01	411,01	411,01	263,17
50°	1,4PP	153,95	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	256,94	153,95	
	1,2PP+1,6SC	291,95	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	380,23	358,40	
	1,2PP+0,5SC+W	289,25	308,81	307,23	303,99	299,55	294,78	295,96	300,43	299,22	314,57	323,86	330,43	338,35	346,66	363,80	363,80	235,63
60°	1,4PP	119,75	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	199,86	119,75	
	1,2PP+1,6SC	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	262,64	
	1,2PP+0,5SC+W	164,24	244,51	241,01	285,64	271,79	241,57	289,98	291,32	227,21	287,33	262,90	252,50	266,82	253,22	296,08	296,08	203,52







