

UNIVERSIDADE FEDERAL DE JUIZ DE FORA
FACULDADE DE ENGENHARIA / INSTITUTO DE CIÊNCIAS EXATAS
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM MODELAGEM
COMPUTACIONAL

Eric Vargas Loureiro

**Desenvolvimento de uma metodologia aerodinâmica e estrutural para análises
de problemas de interação fluido estrutura em turbinas eólicas de eixo
horizontal**

Juiz de Fora
2025

Eric Vargas Loureiro

**Desenvolvimento de uma metodologia aerodinâmica e estrutural para análises
de problemas de interação fluido estrutura em turbinas eólicas de eixo
horizontal**

Tese apresentada ao Programa de Pós Graduação em Modelagem Computacional da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Modelagem Computacional.

Orientadora: Profa. D.Sc. Patricia Habib Hallak

Coorientador: Prof. D.Sc. Flávio de Souza Barbosa

Juiz de Fora

2025

Eric Vargas Loureiro

Desenvolvimento de uma metodologia aerodinâmica e estrutural para análises de problemas de interação fluido estrutura em turbinas eólicas de eixo horizontal

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Modelagem Computacional da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Modelagem Computacional. Área de concentração: Modelagem Computacional.

Aprovada em 19 de agosto de 2025.

BANCA EXAMINADORA

Prof.^a Dr.^a Patrícia Habib Hallak - Orientadora

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. Flávio de Souza Barbosa

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. José Jerônimo Camata

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. Vitor Mainenti Leal Lopes

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. José Luis Drummond Alves

Universidade Federal do Rio de Janeiro

Prof.^a Dr.^a Michèle Schubert Pfeil

Universidade Federal do Rio de Janeiro

Juiz de Fora, 14/08/2025.



Documento assinado eletronicamente por **Patricia Habib Hallak, Professor(a)**, em 20/08/2025, às 09:41, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Jose Jeronimo Camata, Professor(a)**, em 20/08/2025, às 11:10, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Michèle Schubert Pfeil, Usuário Externo**, em 20/08/2025, às 11:42, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Vitor Mainenti Leal Lopes, Professor(a)**, em 20/08/2025, às 19:59, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).

Documento assinado eletronicamente por **Flavio de Souza Barbosa, Professor(a)**, em 22/08/2025, às 15:34, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



[de 2020.](#)



Documento assinado eletronicamente por **José Luis Drummond Alves, Usuário Externo**, em 06/10/2025, às 16:04, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no Portal do SEI-Uffj (www2.uffj.br/SEI) através do ícone Conferência de Documentos, informando o código verificador **2554013** e o código CRC **DA1ABE48**.

Ficha catalográfica elaborada através do programa de geração automática da Biblioteca Universitária da UFJF, com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

Vargas Loureiro, Eric.

Desenvolvimento de uma metodologia aerodinâmica e estrutural para análises de problemas de interação fluido estrutura em turbinas eólicas de eixo horizontal / Eric Vargas Loureiro. -- 2025.

160 p. : il.

Orientadora: Patricia Habib Hallak

Coorientador: Flávio de Souza Barbosa

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Juiz de Fora, Faculdade de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional, 2025.

1. Turbinas. 2. FSI. 3. Aerodinâmica. 4. Estruturas. I. Habib Hallak, Patricia, orient. II. Souza Barbosa, Flávio de, coorient. III. Título.

RESUMO

Esta tese propõe uma abordagem abrangente para a avaliação do comportamento estrutural e aerodinâmico de pás de turbinas eólicas, com ênfase na interação fluido-estrutura (FSI), fundamentada em técnicas numéricas avançadas. Inicialmente, conduziram-se análises modais em duas geometrias semelhantes de pás, diferenciadas por suas propriedades estruturais: uma modelada por elementos sólidos tridimensionais com seções equivalentes homogêneas, e outra por elementos de casca estratificados (“layers”), considerando-se a natureza anisotrópica de materiais compósitos. As frequências naturais e os modos de vibração extraídos foram validados frente à literatura, destacando-se a identificação do primeiro modo de torção exclusivamente no modelo de casca.

Na sequência, foram realizadas simulações de dinâmica dos fluidos computacional (CFD) acopladas a modelos rotacionais distintos — referencial estacionário com rotação implícita (MRF) e técnica de malha deslizante (AMI) — para capturar com precisão os fenômenos transientes associados ao escoamento não uniforme sobre o rotor. As análises de empuxo e torque, sob diferentes intensidades de vento incidente e regimes de turbulência, demonstraram consistência com dados experimentais e forneceram subsídios para a escolha criteriosa do modelo cinemático conforme a aplicação.

Por fim, duas configurações de acoplamento FSI foram investigadas: (i) uma pá isolada, fixada, submetida a vento turbulento, visando a caracterização de sua deflexão temporal e resposta dinâmica; e (ii) um rotor simplificado, submetido simultaneamente à rotação e deformações induzidas pelo escoamento, implementando-se uma metodologia de acoplamento de malhas com movimentos compostos. Os resultados numéricos obtidos, corroborados por resultados da literatura e análises qualitativas, evidenciam a robustez da modelagem adotada, reforçando a relevância da interação fluido-estrutura no aprimoramento do desempenho estrutural e aeroelástico de turbinas eólicas modernas empregando materiais compósitos.

Palavras-chave: Turbinas. FSI. Aerodinâmica. Estruturas.

ABSTRACT

This thesis proposes a comprehensive approach for evaluating the structural and aerodynamic behavior of wind turbine blades, with an emphasis on fluid-structure interaction (FSI), based on advanced numerical techniques. Initially, modal analysis were conducted on two similar blade geometries, distinguished by their structural properties: one modeled using three-dimensional solid elements with homogenized equivalent sections, and the other using stratified shell elements (layers), accounting for the anisotropic nature of composite materials. The extracted natural frequencies and vibration modes were validated against the literature, with the first torsional mode being captured exclusively in the shell-based model.

Subsequently, computational fluid dynamics (CFD) simulations were performed, coupled with distinct rotational modeling strategies — stationary reference frame with implicit rotation (MRF) and sliding mesh technique (AMI) — to accurately capture the transient phenomena associated with non-uniform flow over the rotor. The analyses of thrust and torque under varying wind intensities and turbulence regimes demonstrated consistency with experimental data and provided a basis for the informed selection of the appropriate kinematic model depending on the application.

Finally, two FSI coupling configurations were investigated: (i) a fixed, isolated blade subjected to turbulent wind, aimed at characterizing its time-dependent deflection and dynamic response; and (ii) a simplified rotor undergoing simultaneous rotation and deformation induced by the flow, employing a mesh coupling methodology under compound motion. The numerical results obtained, supported by literature benchmarks and qualitative assessments, demonstrate the robustness of the adopted modeling strategy and reinforce the relevance of fluid-structure interaction in enhancing the structural and aeroelastic performance of modern wind turbines employing composite materials.

Keywords: Turbines. FSI. Aerodynamics. Structures.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Moinho e parque eólico. Retirada de https:// windcycle.energy/ windmill-vs-wind-turbine/	14
Figura 2 – Panemone persa. (Fonte: Yannopoulos et al. [2015]).	15
Figura 3 – (a) Turbina eólica dinamarquesa Gedser. Retirada de https:// gedserwindturbine.com/ marshallplanuk.html . (b) Turbina de eixo horizontal de Ulrich Hutter. Retirada de https:// www.ifb.uni-stuttgart.de/en/research/ windenergy/history/	16
Figura 4 – Turbina eólica MOD-1. Retirada de https:// itoldya420. getarchive.net/ amp/media/	17
Figura 5 – Desenvolvimento histórico da capacidade acumulada (GW). (Fonte: GWEC [2025]).	19
Figura 6 – Desenvolvimento histórico de novas instalações (GW). (Fonte: GWEC [2025]).	19
Figura 7 – Indústria eólica no Brasil. Adaptada de https:// valor.globo.com/ publicacoes/especiais/ energias-renovaveis/ noticia/2025/03/31/ eolicas-esperam-nova-onda-em-2027 -apos-freio-na-expansao.ghtml	20
Figura 8 – Torre eólica caída no Complexo do Chato. (Fonte: Ribeiro [2014]).	22
Figura 9 – Crescimento de turbinas eólicas ao longo dos anos. (Fonte: GWEC [2025]).	32
Figura 10 – Geometria de um aerofólio. (Fonte: Wall [2012]).	33
Figura 11 – Linhas de corrente em um aerofólio. (Fonte: Anderson [2010]).	34
Figura 12 – Parâmetros geométricos de uma hélice. Retirada de https://mh-aerotools.de/airfoils/propellers/	35
Figura 13 – Definição do passo de uma hélice. Retirada de https://propellerpages.com/?c=articles&f=2003-08whatispropellerpitch	35
Figura 14 – Configurações de referência e materiais. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).	36
Figura 15 – Sistemas estacionário e rotativo. Retirada de https://cfdisrael.blog/2021/09/22/navier-stokes-equation-in-moving-reference-frame-mrf	39
Figura 16 – Topologia e malha para um rotor. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).	41
Figura 17 – Sequência para lidar com modelos rotativos FSI. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).	42
Figura 18 – Sistema torcional para uma turbomáquina. a) Sistema real. b) Sistema equivalente simplificado. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).	43
Figura 19 – Exemplo de sinal de velocidade turbulenta e sua decomposição em valor médio e flutuações (Versteeg and Malalasekera [2007]).	45

Figura 20 – Seções que compõem a pá da turbina NREL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	51
Figura 21 – Seções espaçadas da pá da turbina NREL 5MW. (Fonte: modificado Abd-Elhay [2021]).	52
Figura 22 – Pá da turbina NREL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	52
Figura 23 – Rotor da turbina NREL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	53
Figura 24 – Sistema estrutural interno de uma pá de turbina eólica em seção transversal. (Fonte: modificado Tong [2010]).	53
Figura 25 – Zonas principais da SNL 5MW. (Fonte: modificado Abd-Elhay [2021].)	55
Figura 26 – Divisão das regiões de uma seção da SNL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	55
Figura 27 – Seções espessadas e longarinas da SNL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	56
Figura 28 – Divisão das regiões da casca da pá da turbina SNL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	57
Figura 29 – Disposição de camadas e orientação de fibras para cada região. (Fonte: Abd-Elhay [2021].)	58
Figura 30 – Malhas da pá com diferentes níveis de refinamento. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	59
Figura 31 – Malhas de um dos sólidos que compõem a pá com diferentes níveis de refinamento. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	59
Figura 32 – Sólidos discretizados que compõem a pá. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	60
Figura 33 – Malha do rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	60
Figura 34 – Primeiro modo flap, primeiro modo edge e segundo modo flap, respectivamente. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	64
Figura 35 – Malha de determinada região da pá. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	65
Figura 36 – Malha da seção da pá, à 6.9m da raiz. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	66
Figura 37 – Primeiro modo flap, primeiro modo edge, segundo modo flap e segundo modo edge, respectivamente. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	68
Figura 38 – Geometria da pá com casca e longarina. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	68
Figura 39 – Elemento de casca triangular de seis nós (S6). (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)	69
Figura 40 – Expansão de um elemento de seis nós 2D em um elemento 3D de 15 nós. (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)	69

Figura 41 – Elemento de casca se sobrepondo em uma união. (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)	71
Figura 42 – Malhas da pá com diferentes níveis de refinamento. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	74
Figura 43 – Definição de um sistema de coordenadas retangular. (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)	75
Figura 44 – Alguns dos modos de vibração da pá. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	77
Figura 45 – Definição de volume de controle. (Fonte: Rezende [2009]).	80
Figura 46 – Nós nos vértices dos VCs (esquerda) e nós nos centros dos VCs (direita) para uma malha quadrilátera. Retirada de https:// esss.co/ blog/ o-metodo- de-volumes- finitos/ .	80
Figura 47 – Modelo de discretização de um escoamento unidirecional. (Fonte: Rhie and Chow [1983])	82
Figura 48 – Domínios rotativo (interno) e estacionário (externo). (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	84
Figura 49 – (a) Malha interna total menos refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor). (b) Malha interna total mais refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	86
Figura 50 – (a) Domínio rotativo menos refinado. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor). (b) Domínio rotativo mais refinado. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	87
Figura 51 – (a) Superfície hélice menos refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor). (b) Superfície hélice mais refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	87
Figura 52 – Representação do rotor e estator em uma malha móvel. Fonte: https:// slideshare. net/ fumiyanozaki 96/ cfd-for- rotating-machinery- using- openfoam .	91
Figura 53 – (a) Exemplo de AMI entre domínios fixo (estator) e móvel (rotor). (Fonte: Wilhelm [2015]). (b) Subdomínio rotativo com aplicação de AMI. (Fonte: Wilhelm [2015]).	92
Figura 54 – (a) e (b) Malhas quadrilaterais distintas. (c) Super malha triangular obtida a partir de (a) e (b), colorida para mostrar os elementos de (a). (d) Super malha com coloração referente aos elementos de (b). (Fonte: Farrell and Maddison [2011]).	93
Figura 55 – Algumas informações em função da velocidade do vento. (Fonte: Jonkman et al. [2009]).	94
Figura 56 – Algumas respostas em função da velocidade do vento. (Fonte: Jonkman et al. [2009]).	95

Figura 57 – Resultados de empuxo e torque para modelo MRF com malha menos refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	97
Figura 58 – Resultados de empuxo e torque para modelo MRF com malha mais refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	98
Figura 59 – Resultados de empuxo e torque para modelo AMI com malha menos refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	98
Figura 60 – Resultados de empuxo e torque para modelo AMI com malha mais refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	99
Figura 61 – Exemplo interface fluido-estrutura. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	104
Figura 62 – Abordagem monolítica. (Fonte: CACCIA [2019]).	105
Figura 63 – Abordagem particionada. (Fonte: CACCIA [2019]).	105
Figura 64 – Esquema geral do preCICE. (Fonte: Bungartz et al. [2016]).	107
Figura 65 – Procedimento serial convencional escalonado (CSS). (Fonte: Zanella [2020]).	109
Figura 66 – Procedimento paralelo escalonado convencional (CPS). (Fonte: Zanella [2020]).	109
Figura 67 – Exemplo de malhas não conformes em dois intervalos de tempo distintos. (Fonte: CACCIA [2019]).	114
Figura 68 – Exemplo de malhas conformes em dois intervalos de tempo distintos. (Fonte: CACCIA [2019]).	115
Figura 69 – Deslocamentos: mapeamento consistente. (Fonte: Zanella [2020]).	116
Figura 70 – Forças: mapeamento conservativo. (Fonte: Zanella [2020]).	116
Figura 71 – Método do vizinho mais próximo: distância Euclidiana mais curta. (Fonte: Rusch [2016]).	117
Figura 72 – Método de projeção mais próxima para um caso 3D: determinação da distância mais curta. A malha fluida é a verde (não estruturada). O nó estrutural tem a forma de diamante vermelho. 1) Distância calculada pelo vizinho mais próximo. 2) Distância ortogonal até a borda mais próxima da malha fluida. 3) Distância ortogonal até a superfície mais próxima. (Fonte: Rusch [2016]).	118
Figura 73 – Divisão XML de configuração do preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	121
Figura 74 – Acoplamento dos tipos de dados no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	121

Figura 75 – Acoplamento de malhas no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	121
Figura 76 – Acoplamento de participantes no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	121
Figura 77 – Configuração de mapeamento no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	122
Figura 78 – Esquema para troca de dados no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	122
Figura 79 – Esquema de acoplamento no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	122
Figura 80 – Exemplo de XML para troca de malha. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	125
Figura 81 – Funcionamento da troca de malha entre os solvers e envio das informações para API do preCICE. (Fonte: modificado Bungartz et al. [2016].)	125
Figura 82 – Modelo geométrico e malha da parte estrutural FSI. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	126
Figura 83 – Domínio e malha da parte fluido FSI. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	127
Figura 84 – Deflexões em função da velocidade do vento. (Fonte: Jonkman et al. [2009]).	132
Figura 85 – Deflexão da ponta da pá ao longo da simulação. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	133
Figura 86 – Parte estrutural FSI no tempo de máxima deflexão. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	134
Figura 87 – Parte fluida FSI no tempo de máxima deflexão. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).	134
Figura 88 – Corte transversal no domínio fluido em quatro momentos distintos da simulação. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	135
Figura 89 – Espectro de frequência obtido. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	138
Figura 90 – Domínio fluido: estator e rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	139
Figura 91 – Interface das pás e <i>hub</i> do rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	139
Figura 92 – Malha das três pás do rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	140
Figura 93 – Malha domínio fluido. a) estator b) rotor (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	141
Figura 94 – Código construtor classe openFOAM. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	142

Figura 95 – Código atualização classe openFOAM. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.	143
Figura 96 – Sequência de quadros da simulação. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)	144

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades de cada material.	56
Tabela 2 – Número de elementos e nós para cada nível de refinamento. . .	59
Tabela 3 – Frequência dos três primeiros modos para cada nível de refinamento.	59
Tabela 4 – Módulo de Young e densidade de cada material.	61
Tabela 5 – Massa total, segundo e primeiro momentos de inércia, respectivamente.	63
Tabela 6 – Comparação frequências Jonkman et al. [2009] versus CalculiX.	63
Tabela 7 – Comparação de resultados de frequência advindos do próprio autor e os de Stanoev and Kusuma Chandrashekhara [2019].	65
Tabela 8 – Comparação de resultados de frequência advindos do próprio autor e os de Resor [2013].	67
Tabela 9 – Frequência dos três primeiros modos para cada nível de refinamento.	74
Tabela 10 – Propriedades de massa e inerciais da pá.	75
Tabela 11 – Modos e frequências naturais obtidos em comparação com outros estudos (Resor [2013], Abd-Elhay [2021], Shakya et al. [2019], Hansen [2004], Meng [2011], Pourazarm et al. [2016], Jonkman et al. [2009]). . .	76
Tabela 12 – Informações sobre as condições de contorno.	84
Tabela 13 – Informações superfícies domínio estacionário.	86
Tabela 14 – Dados superfícies fronteira domínio estacionário versus domínio rota- tivo.	87
Tabela 15 – Resultados de torque (kN.m) para pá NREL 5MW sob diferentes velo- cidades do vento com dois níveis de refinamento de malha. . . .	95
Tabela 16 – Resultados de empuxo (kN) para pá NREL 5MW sob diferentes veloci- dades do vento com dois níveis de refinamento de malha.	96
Tabela 17 – Exemplo de funções de base radial com suporte global.	119
Tabela 18 – Física resolvida para diferentes complexidades do modelo. . . .	124
Tabela 19 – Informações sobre as condições de contorno.	128

SUMÁRIO

1	Introdução	14
1.1	Motivação e contextualização	14
1.1.1	Revisão histórica	14
1.1.2	Motivação	17
1.1.3	Contextualização	21
1.2	Revisão bibliográfica	23
1.3	Objetivos	28
1.4	Escopo	30
2	Bases teóricas	31
2.1	Desempenho de hélices	31
2.1.1	Princípios de funcionamento	31
2.1.2	Características geométricas de hélices	33
2.1.2.1	Geometria do perfil aerodinâmico	33
2.1.2.2	Geometria da hélice	34
2.2	Modelos para análises estruturais e aerodinâmicas de hélices	34
2.2.1	Dinâmica estrutural não linear	34
2.2.2	Modelagem física de escoamentos viscosos e incompressíveis	37
2.2.3	Modelo cinemático para o movimento rotativo de sólido	38
2.2.4	Modelos rotativos com deformação	40
2.2.4.1	Medição de momento de torção	42
2.2.5	Turbulência e Características dos escoamentos turbulentos	44
2.2.6	Modelos de turbulência	46
2.2.7	Modelos de turbulência de duas equações	47
2.2.7.1	Modelo $k-\omega$ SST	48
3	Modelagem geométrica e estrutural das pás	50
3.1	Modelagem geométrica	50
3.1.1	Turbina eólica NREL NWTC	50
3.1.2	Turbina eólica SNL SANDIA	54
3.2	Modelagem estrutural	57
3.2.1	Turbina eólica NREL NWTC	57
3.2.2	Turbina eólica SNL SANDIA	64
4	Modelagem aerodinâmica das pás	78
4.1	Visão geral do código OpenFOAM	78
4.2	Metodologia e desenvolvimento	83
4.2.1	Configuração do domínio computacional, estudo de malha e condições de contorno	83
4.2.2	Técnicas numéricas utilizadas	87

4.2.3	Tratamento das interfaces entre domínios rotativo e estacionário	90
4.2.3.1	<i>Arbitrary Mesh Interface</i> (AMI)	92
4.2.3.2	<i>Moving Reference Frame</i> (MRF)	93
4.3	Resultados e discussões	94
5	Interação Fluido-Estrutura (FSI)	101
5.1	Fundamentos da Interação Fluido-Estrutura (FSI)	101
5.1.1	Definição, Importância e Aplicações de FSI	101
5.1.2	Equações Governantes	102
5.1.2.1	Dinâmica dos Fluidos: As Equações de Navier-Stokes	102
5.1.2.2	Dinâmica Estrutural: Equações de Movimento	102
5.1.3	Condições de Acoplamento	103
5.1.4	Métodos Numéricos de Solução	104
5.1.4.1	Métodos de Solução Monolíticos	104
5.1.4.2	Métodos de Solução Particionadas	105
5.2	O Ambiente de Acoplamento preCICE	106
5.2.1	Arquitetura e Componentes do preCICE	107
5.2.1.1	Técnicas de Acoplamento	107
5.2.1.2	Técnicas de Aceleração	111
5.2.1.3	Métodos de Tratamento da Interface das Malhas	113
5.2.1.4	Mecanismos de Mapeamento	115
5.2.1.5	Adaptadores	119
5.2.2	Integração com OpenFOAM e CalculiX	119
5.2.2.1	Acoplamento com OpenFOAM	119
5.2.2.2	Acoplamento com CalculiX	120
5.2.3	Configuração de Simulações FSI no preCICE	120
5.2.4	Desafios e Soluções em Simulações FSI com preCICE	122
5.2.4.1	Estabilidade e Convergência	122
5.2.4.2	Escalabilidade Computacional	123
5.2.4.3	Mapeamento de Malhas Não Coincidentes	123
5.3	Aplicações de FSI com preCICE em Turbinas Eólicas	123
5.3.1	Análise de Desempenho Estrutural	123
5.3.2	Simulações de Falha e Comportamento Sob Carregamento Extremo . . .	123
5.4	Metodologia	124
5.5	Resultados	131
5.6	Criação de Ferramenta para FSI-Rotor: Abordagem Inicial	138
5.7	Conclusão Parcial	144
6	Considerações finais	145
	REFERÊNCIAS	148

1 Introdução

Neste primeiro momento será introduzido ao leitor os componentes de maior importância para este trabalho. Nas seções que seguem, serão apresentadas as motivações para realização deste estudo, uma breve contextualização histórica do desenvolvimento de hélices, as ferramentas atuais para sua análise, uma revisão bibliográfica de referências abordadas e por fim os objetivos que este trabalho deseja alcançar.

1.1 Motivação e contextualização

1.1.1 Revisão histórica

Hélices são dispositivos aerodinâmicos rotativos cuja função primordial é a conversão de energia, podendo operar em duas configurações antagônicas. Na primeira, são acionadas por um motor para gerar empuxo e propulsão, aplicação destinada a veículos aéreos e marítimos. Na segunda, são acionadas pelo escoamento de um fluido (o vento incidente) e, quando conectadas a um sistema gerador convertem sua energia cinética rotacional em eletricidade. Esta última configuração, foco do presente trabalho, evoluiu dos moinhos ancestrais para os modernos aerogeradores de grande escala que compõem parques eólicos onshore e offshore (Ackermann and Söder [2002]). Esses dois últimos sistemas podem ser vistos lado a lado na Figura 1.



Figura 1 – Moinho e parque eólico. Retirada de [https:// windcycle.energy/ windmill-vs-wind-turbine/](https://windcycle.energy/windmill-vs-wind-turbine/).

O aproveitamento da energia dos ventos acompanha a própria evolução tecnológica da humanidade. Os primeiros registros de uso sistemático datam dos panemones persas, ainda nos séculos VII–IX, com rotores de eixo vertical empregados na moagem de grãos

e no bombeamento de água, como apresentado na Figura 2. Esse tipo de tecnologia, rudimentar mas funcional, se disseminou pelo mundo islâmico e, posteriormente, atingiu a Europa medieval, onde os moinhos de eixo horizontal passaram a predominar. Sua difusão coincidiu com a expansão agrícola europeia, tornando-se elemento central na moagem de grãos, drenagem de áreas alagadas e, mais tarde, na produção artesanal em pequena escala (Kaldellis and Zafirakis [2011]).

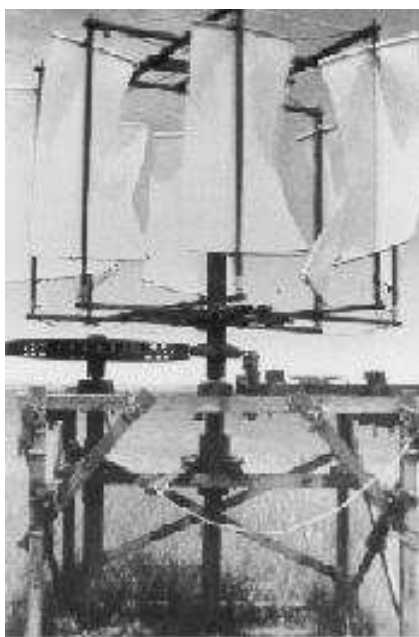


Figura 2 – Panemone persa. (Fonte: Yannopoulos et al. [2015]).

O salto tecnológico mais expressivo ocorreu na Holanda a partir do século XIV. Além da adaptação estrutural das velas e do desenvolvimento de mecanismos de regulação mais eficientes, os engenheiros holandeses transformaram o moinho em uma máquina polivalente capaz de acionar serrarias, moinhos de papel e prensas de óleo. Essa multiplicidade de usos antecipou, de certa forma, a lógica das usinas modernas, em que a turbina é integrada a sistemas industriais de maior porte (Hansen [2015]). Estima-se que, no auge, cerca de 9000 moinhos estavam em operação apenas no território holandês, fornecendo energia mecânica a diferentes setores produtivos (Fleming and Probert [1984]).

Com a Revolução Industrial, o motor a vapor reduziu o protagonismo da energia eólica, mas não o eliminou. Já no final do século XIX, os Estados Unidos testemunharam a disseminação de milhares de pequenas turbinas para bombeamento de água em áreas rurais, e em 1888 foi erguida a primeira turbina de grande porte em Cleveland, Ohio, com capacidade de 12 kW. Este marco inaugura a transição definitiva da energia eólica do campo mecânico para a produção de eletricidade (Kaldellis and Zafirakis [2011]).

No período pós-Segunda Guerra Mundial, surgiram protótipos que moldaram o design moderno. A turbina Gedser (Figura 3 (a)), construída na Dinamarca em 1957, estabeleceu a configuração com três pás *upwind* com controle aerodinâmico por *stall*,

permanecendo em operação estável por mais de uma década — feito notável à época. Paralelamente, o professor alemão Ulrich Hutter introduziu pás de materiais compósitos com regulagem de *pitch*, além da torre tubular esbelta, características que ainda hoje fundamentam os projetos comerciais de turbinas de grande porte (Figura 3 (b)) (dos Santos Custódio [2009]).

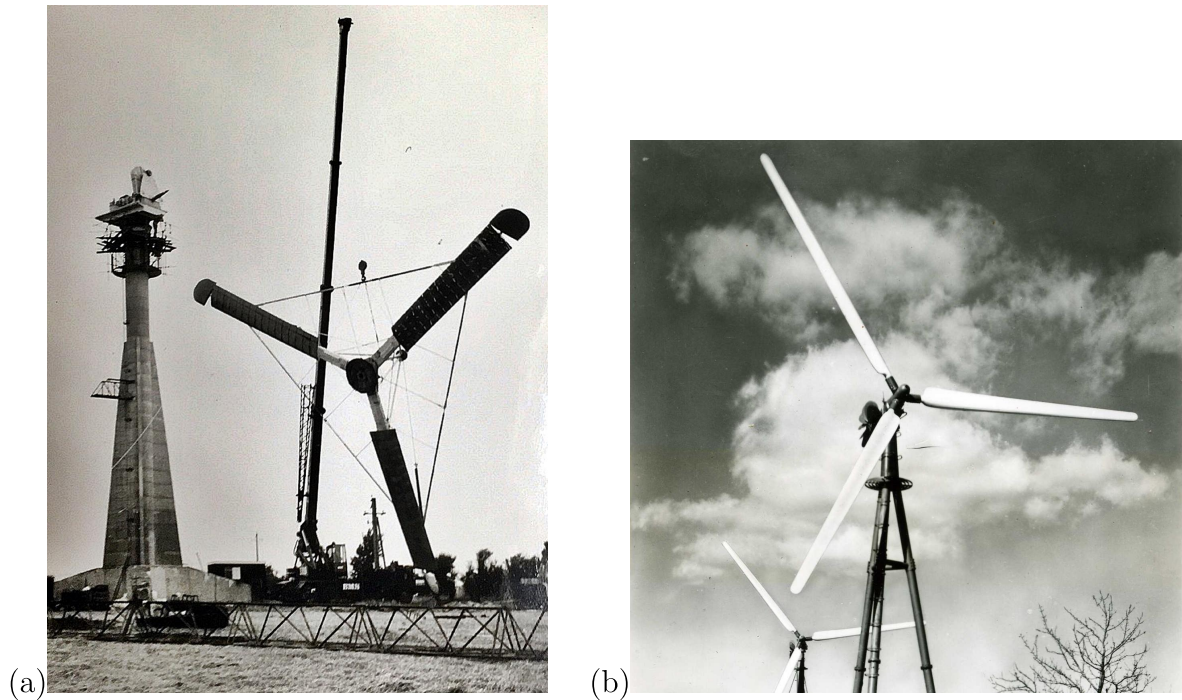


Figura 3 – (a) Turbina eólica dinamarquesa Gedser. Retirada de <https://gedserwindturbine.com/marshallplanuk.html>. (b) Turbina de eixo horizontal de Ulrich Hutter. Retirada de <https://www.ifb.uni-stuttgart.de/en/research/windenergy/history/>.

O choque do petróleo em 1973 reacendeu o interesse global pela energia eólica. Programas nacionais de pesquisa foram lançados nos EUA, Alemanha e Dinamarca, culminando em protótipos de grande escala como as séries MOD (Figura 4) e GROWIAN. Embora esses projetos tenham enfrentado limitações técnicas — como fraturas por fadiga e envergaduras excessivas — eles proporcionaram aprendizado crucial para a padronização de soluções mais robustas. A partir desse período, consolidou-se o uso de pás com controle ativo de passo, conversores eletrônicos para operação em velocidade variável e a substituição de geradores assíncronos por síncronos, eliminando a necessidade de multiplicadores de velocidade (Krohn [2002]).

Atualmente, a energia eólica constitui uma das principais bases da transição energética. Na década de 2020, o campo eólico foi marcado por avanços tecnológicos robustos: sistemas inteligentes baseados em IA, sensores avançados e “gêmeos digitais” otimizaram a performance das turbinas (Liu et al. [2023]); as turbinas cresceram significativamente — chegando a mais de 300 m de altura e mais de 100 m de comprimento de pás — ampliando a área varrida e a produção de energia. O setor também deu ênfase à sustentabilidade:



Figura 4 – Turbina eólica MOD-1. Retirada de [https:// itoldya420. getarchive.net/amp/media/](https://itoldya420.getarchive.net/amp/media/).

tecnologias de reciclagem de pás com resinas recicláveis (como o RecyclableBlade da Siemens Gamesa) e uso de materiais biodegradáveis ou termoplásticos começaram a ser implementados, ajudando a reduzir o impacto ambiental ao final do ciclo de vida das turbinas (NREL [2024], Spini and Bettini [2024]).

Outra inovação relevante foi o avanço das turbinas eólicas flutuantes, capazes de operar em águas profundas onde as tecnologias convencionais (fundação fixa) não são viáveis — como o projeto norueguês Hywind, em operação desde 2009, e novas iniciativas no Japão e outros países. Recentemente, a China desenvolveu um protótipo recorde para turbina flutuante de 17 MW, com diâmetro de rotor de 262 m, projetado para resistir a ondas de até 24 m e ventos de tufão (Henan [2025]). Adicionalmente, há esforços com pás estruturadas em madeira laminada (LVL) que, além de recicláveis, reduzem o uso de moldes e o consumo de energia durante a produção — uma proposta que poderá ser testada comercialmente a partir de 2026 (Ross [2025]).

1.1.2 Motivação

A energia gerada pelos ventos constitui uma fonte abundante, limpa e renovável. Desde o início do século XXI, recursos como vento e água têm sido utilizados para geração térmica e mecânica. Com a intensificação da industrialização, a demanda energética

aumentou drasticamente, deslocando gradualmente essas fontes tradicionais em favor do carvão, petróleo, gás natural e energia nuclear. Porém, após a crise do petróleo na década de 1970, nações desenvolvidas passaram a investir substancialmente em alternativas energéticas renováveis, reduzindo a dependência dos combustíveis fósseis (de Matos Melo [2012]).

Dentre essas alternativas, a energia eólica ganhou destaque por ser limpa — sem emissão de CO_2 ou óxidos de nitrogênio — e praticamente inesgotável, além de promover significativa geração de empregos. As atuais turbinas eólicas dispõem de tecnologia capaz de produzir eletricidade comparável à de grandes usinas nucleares. A escolha do local ideal para instalação de turbinas é fundamental, já que a energia cinética do vento cresce com o cubo da velocidade — dobrar a velocidade de vento pode aumentar o potencial energético em até oito vezes (Silva [2011]). Contudo, na prática, esse aproveitamento é limitado por uma restrição teórica de cerca de 59.3%, conhecida como limite de Betz (dos Santos Custódio [2009], Wilson [1980]). Na prática, turbinas bem projetadas atingem 75-80% desse limite.

O aumento contínuo da demanda global por energia intensificou a emissão de gases de efeito estufa, gerados em grande parte por matrizes energéticas poluentes. Para mitigar tais impactos, diversas iniciativas e metas globais vêm incentivando a geração de energia a partir de fontes limpas e renováveis. Estima-se que, nas próximas décadas, uma parte significativa dessa geração virá da energia eólica (GWEC [2013], GLOBAL [2018]). Nas últimas décadas, o setor eólico global experimentou crescimento exponencial (vide Figura 5), tornando-se atualmente a segunda maior fonte de energia renovável, atrás apenas da hidrelétrica. Apesar dessa expansão significativa, ainda está abaixo do necessário para cumprir as metas climáticas globais.

Em 2023, a capacidade instalada global ultrapassou 1 TW. Em 2024, conforme apresentado na Figura 6, com um recorde de 117 GW de nova capacidade eólica acrescentada — cerca de 109 GW terrestres e 8 GW offshore — o total acumulado elevou para aproximadamente 1136 GW. No segmento offshore, a capacidade total atingiu cerca de 83 GW. Apesar disso, esse ritmo está bem abaixo da meta necessária de 320 GW/ano para atingir o triplo da capacidade renovável (~ 3 TW) exigida até 2030 (COP28). De acordo com a taxa de crescimento anual composta (CAGR), a capacidade global acumulada de energia eólica está projetada para chegar a quase 1808 GW até 2031. No mais, o setor eólico forneceu cerca de 8% da eletricidade mundial em 2024 (GWEC [2025]).

No contexto brasileiro, o país consolidou-se como líder latino-americano em capacidade eólica. Em 2023, o Brasil alcançou mais de 30 GW instalados, posicionando-se entre os dez maiores do mundo — frequentemente em sexto lugar — com mais de 70% da capacidade eólica da América Latina (Cacciuttolo et al. [2025]). No final de 2023, a energia eólica representava cerca de 13% da matriz elétrica brasileira, com expectativa de

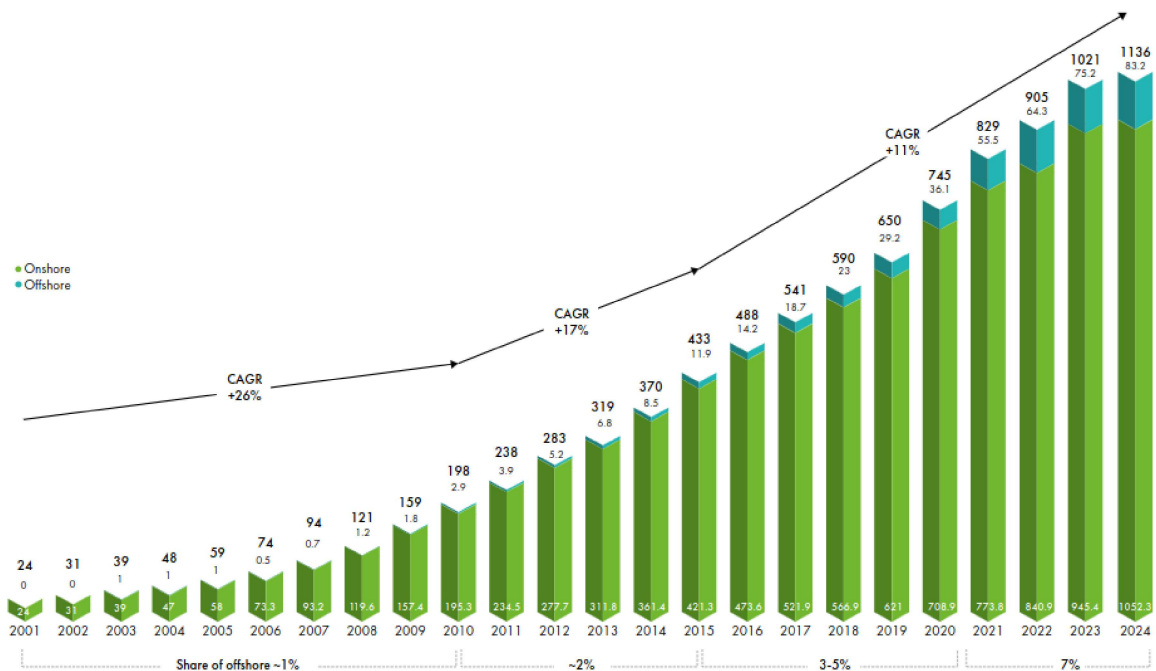


Figura 5 – Desenvolvimento histórico da capacidade acumulada (GW). (Fonte: GWEC [2025]).

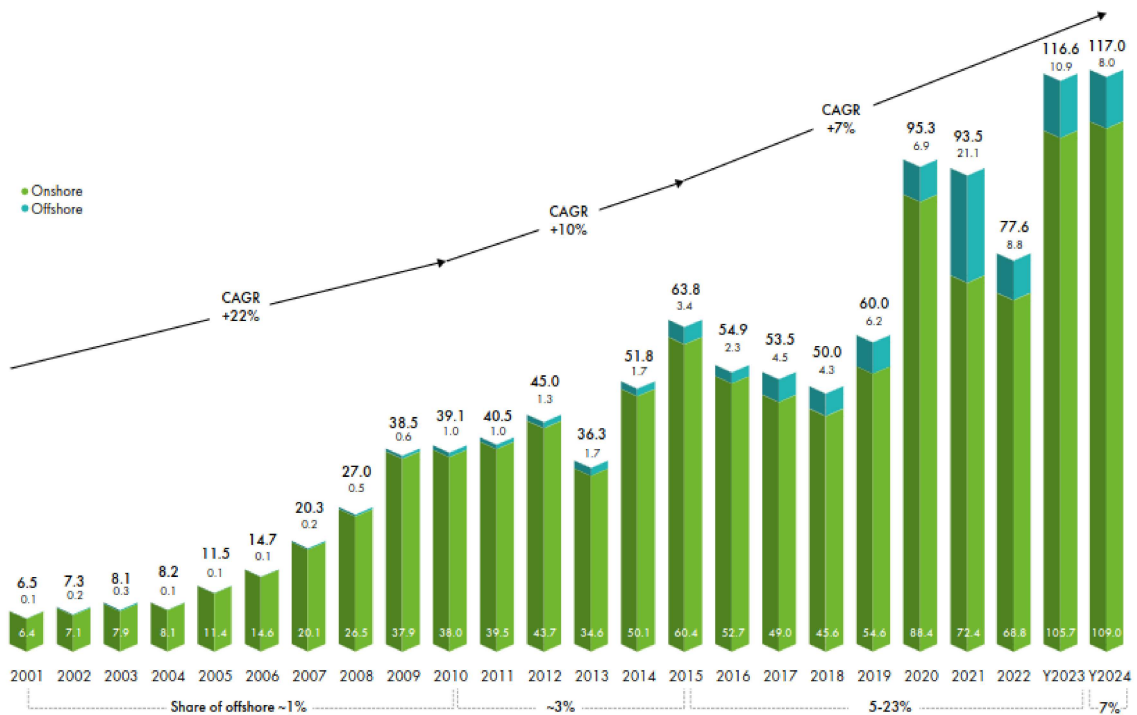


Figura 6 – Desenvolvimento histórico de novas instalações (GW). (Fonte: GWEC [2025]).

ultrapassar 44 GW até 2028 (GlobalData [2024]).

A matriz energética brasileira se destaca por sua elevada presença de fontes renováveis — aproximadamente 80% da energia primária — muito acima da média global de

cerca de 14% (Cacciuttolo et al. [2025]). Embora a hidreletricidade continue dominante, representando mais de 50% da capacidade instalada, crescimentos notáveis nas fontes eólica e solar têm ampliado a sustentabilidade do sistema (Cacciuttolo et al. [2025]). A região Nordeste, em especial, figura como protagonista devido à sua elevada e constante competência em integração energética.

Vale destacar que o potencial eólico nacional é muito superior à capacidade instalada. Estima-se que o Brasil detenha um recurso bruto onshore de cerca de 500 a 880 GW, equivalente a várias vezes seu consumo atual. Adicionalmente, o país detém um enorme potencial offshore estimado em 1228 GW, alvo de interesse crescente apesar de obstáculos econômicos, ambientais e regulatórios (Júnior et al. [2022]).

Em 2024, foram adicionados ao sistema brasileiro 4261 MW (cerca de 4.26 GW) de capacidade eólica, distribuídos por 121 novos projetos (Enerdata [2025]). Em março de 2025, a capacidade instalada chegou a 33346 MW (33.35 GW). Entretanto, o setor enfrentou uma desaceleração: os novos projetos fluxaram de 123 (~ 4.8 GW) em 2023 para 76 (~ 3.3 GW) em 2024 — o declínio mais acentuado desde 2018/2019 (Fucuchima [2025]). A recuperação está projetada para ocorrer em 2027, impulsionada pela retomada econômica, demandas de data centers e hidrogênio verde (Fucuchima [2025]). Além disso, espera-se que a capacidade eólica do Brasil cresça para 50 GW até 2030, com taxa de crescimento anual composta de aproximadamente 7.1% (Mordor [2024]). A Figura 7 faz um compilado de algumas informações pertinentes a respeito da indústria eólica no Brasil.

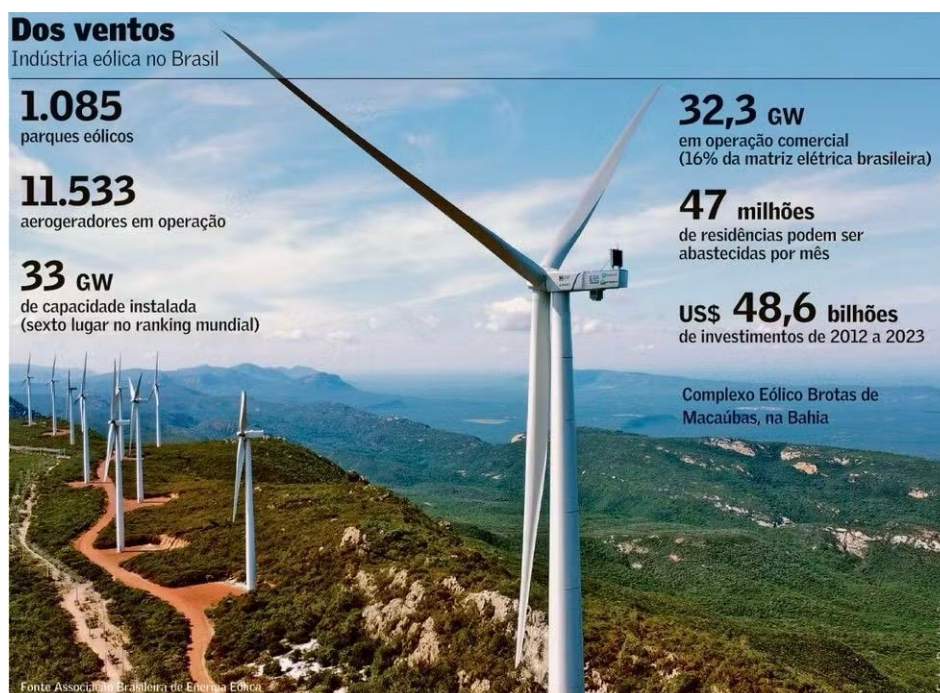


Figura 7 – Indústria eólica no Brasil. Adaptada de [https:// valor.globo.com/ publicacoes/especiais/ energias-renovaveis/ noticia/2025/03/31/ eolicas-esperam-nova-onda-em-2027 -apos-freio-na-expansao.ghml](https://valor.globo.com/publicacoes/especiais/energias-renovaveis/noticia/2025/03/31/eolicas-esperam-nova-onda-em-2027-apos-freio-na-expansao.ghml).

Em síntese, a energia eólica desponta como solução eficaz para conciliar crescimento energético, segurança ambiental e diversificação da matriz. Seu desenvolvimento requer mapeamento constante dos recursos — tanto onshore quanto offshore — e aprimoramento das políticas, redes de transmissão e infraestrutura pertinentes, para aproveitar integralmente seu potencial no Brasil e internacionalmente.

1.1.3 Contextualização

A maioria das empresas de turbinas eólicas modernas de eixo horizontal enfrentam desafios estruturais cada vez mais severos na concepção de pás, devido ao contínuo crescimento de seu comprimento e da área varrida pelo rotor. Esse aumento acarreta maiores momentos flexores, maiores cargas cíclicas e interação fluido-estrutura complexa, exigindo materiais leves, com boa rigidez e resistência, mas com custo viável e confiabilidade elevada. Conforme observado em projetos recentes, pás de grande porte tendem a apresentar deformações significativas, ovalização da seção, delaminações e falhas nos elementos adesivos ou nos nós da raiz, especialmente na interface entre raiz e cubo do rotor (Mishnaevsky Jr [2022]).

Durante a operação, as pás estão submetidas simultaneamente a cargas aerodinâmicas variáveis (sustentação, arrasto, turbulência do vento, rajadas), cargas gravitacionais (peso próprio), inerciais (rotação), além de efeitos ambientais como erosão de borda de ataque, impactos, variações de temperatura e umidade (Hansen [2008]). A presença de fluxo assimétrico — seja por mudança de direção do vento ou pela distribuição vertical da velocidade — provoca momentos cíclicos e tensões máximas que frequentemente convergem para a raiz da pá ou para regiões de transições geométricas. De acordo com Gurmesa et al. [2021], modelos de fadiga têm mostrado que as concentrações de tensão nesses locais reduzem significativamente a vida útil da pá, corroborando o fato de que os danos em pás constituem a principal causa de acidentes reportados em parques eólicos. Segundo You et al. [2023], o número de falhas em pás representam entre 15% e 20% dos acidentes registrados.

Ensaio de colapso em escala real também mostram que, conforme as pás crescem em comprimento e em envergadura, aumentam os desafios ligados ao projeto das junções da raiz, pontos de ressalto estrutural (por exemplo, bordo de ataque e interfaces com o cubo) e à garantia de qualidade no processo fabril — questões essas que têm sido críticas em incidentes contemporâneos de grande repercussão (Chen et al. [2017]). Casos recentes internacionalmente divulgados colocam em evidência problemas de confiabilidade vinculados à rápida expansão da indústria e ao esforço de produzir pás maiores com custos reduzidos (Groom [2024]).

Diante dessas condições, a pesquisa aplicada tem buscado estratégias integradas: (i) adoção e otimização de compósitos e arquiteturas de reforço que maximizem rigidez,

resistência e durabilidade por unidade de massa; (ii) utilização de simulações acopladas fluido-estrutura e modelos aeroelásticos para estimar deflexões e tensões sob carregamentos reais de operação; (iii) abordagem probabilística e de confiabilidade para avaliar vida à fadiga considerando variabilidade dos ventos e das propriedades materiais; e (iv) monitoramento e prognóstico baseado em medições instrumentadas combinado com modelos estocásticos para detectar dano em estágio inicial e prever a evolução até falha. Trabalhos experimentais e de campo têm validado metodologias para estimar dano por fadiga a partir de medições de tensão e análises por elementos finitos, mostrando aplicabilidade prática para manutenção preditiva (Zhang and Chen [2024], Pacheco et al. [2024]).

A relevância prática deste tema fica clara diante dos prejuízos causados por colapsos estruturais. No Brasil, o episódio de maior repercussão foi o do Complexo Eólico Cerro Chato (RS), visto na Figura 8, onde uma forte tempestade derrubou diversas turbinas, ilustrando que eventos meteorológicos extremos podem provocar danos catastróficos a máquinas de grande porte. Esse tipo de ocorrência evidencia que análises de carregamento extremo e de resposta dinâmica devem ser incorporadas aos critérios de projeto e operação.



Figura 8 – Torre eólica caída no Complexo do Chato. (Fonte: Ribeiro [2014]).

No que tange à dimensão do problema, levantamentos setoriais estimaram que milhares (~ 3800 conforme Campbell [2015]) de falhas com pás ocorrem anualmente — nível que reforça a necessidade de projetos mais robustos e de políticas de inspeção e

manutenção mais eficazes para atingir a vida útil prescrita pelos padrões (tipicamente 20-25 anos) (Salimi-Majd et al. [2015]). Para mitigar riscos e custos operacionais, busca-se projetar pás cuja durabilidade exceda o ciclo de vida normativo por meio de melhores materiais, maiores margens de projeto nas regiões críticas e estratégias de monitoramento contínuo (Moroney and Verma [2023], Abdulaziz et al. [2015]).

Por fim, considerando que a maioria das falhas estruturais em pás ocorre na região da raiz, é premente o desenvolvimento e a aplicação de modelos capazes de diagnosticar deflexões, tensões e acumulação de dano resultantes das forças de arrasto e sustentação, bem como de carregamentos inerciais e gravitacionais. Esses modelos, aliados a inspeções instrumentadas e a estratégias de projeto que priorizem as junções críticas, constituem o caminho para reduzir falhas, estender a vida útil e minimizar impactos econômicos e ambientais (Erich [2006]).

1.2 Revisão bibliográfica

A crescente demanda por alternativas de geração de energia renovável e sustentável, impulsionada pelas mudanças climáticas e pelo aquecimento global, tem promovido uma rápida expansão do setor eólico nas últimas décadas. Apesar desse avanço, o custo de instalação das turbinas eólicas ainda é elevado, razão pela qual diversas estratégias vêm sendo investigadas para reduzir o custo por megawatt (MW) instalado. Uma das soluções adotadas pela indústria é o desenvolvimento de turbinas eólicas de eixo horizontal (TEEH) com dimensões cada vez maiores, em especial com rotores de maior diâmetro, o que aumenta a área varrida e, conseqüentemente, a quantidade de energia captada por unidade.

As turbinas eólicas operam dentro da camada limite atmosférica, estando sujeitas à turbulência do vento e ao gradiente vertical de velocidade média. À medida que o diâmetro do rotor cresce, a sensibilidade da turbina a esses efeitos se intensifica: a turbulência pode induzir vibrações significativas na estrutura, enquanto a variação vertical da velocidade resulta em distribuições de pressão não uniformes sobre o rotor em função da posição angular. Estudos, como o de Luhur et al. [2016], destacam que a interação entre o vento altamente dinâmico e as pás conduz a forças aerodinâmicas fortemente variáveis no tempo.

De modo geral, o acesso a informações detalhadas sobre turbinas eólicas é limitado. Características geométricas das pás, por exemplo, são frequentemente mantidas em sigilo pelos fabricantes, já que estão diretamente relacionadas à eficiência aerodinâmica do rotor e representam um diferencial competitivo. Essa restrição dificulta o avanço das pesquisas e projetos na área, uma vez que a definição dos carregamentos sobre rotor, torre e fundações depende diretamente das propriedades estruturais e aerodinâmicas das pás. Para contornar essa lacuna, diferentes modelos de referência têm sido propostos: Jonkman et al. [2009] apresentaram a turbina de 5 MW para aplicações offshore, que

se consolidou como *benchmark* acadêmico por vários anos; Resor [2013] desenvolveu um modelo de referência para pás de 61,5 m; enquanto Silva [2011] e Silva da Purificação [2012] exploraram soluções em turbinas de eixo vertical, voltadas a cenários urbanos específicos.

Mais recentemente, surgiram novos modelos de referência voltados a turbinas de grande porte. A DTU 10 MW (Bak et al. [2013]) foi introduzida como marco para estudos aeroelásticos, estruturais e de controle em turbinas offshore, refletindo a tendência de rotores de diâmetro superior a 170 m. Em seguida, a IEA Wind 15 MW (Gaertner et al. [2020]) consolidou-se como o modelo de referência mais avançado, representando turbinas de última geração, com rotor de 240 m e torre de 150 m de altura, hoje utilizado em projetos de pesquisa sobre aerodinâmica, dinâmica estrutural e integração à rede elétrica.

O estudo de turbinas eólicas envolve uma complexa interação entre fenômenos aerodinâmicos, estruturais e dinâmicos, exigindo abordagens multidisciplinares que integrem fluidodinâmica, mecânica dos sólidos e métodos computacionais avançados. A interação fluido-estrutura (FSI) é um dos pilares dessa área, permitindo a análise do comportamento das pás sob cargas aerodinâmicas e estruturais. Abd-Elhay [2021] investiga a FSI em turbinas eólicas de 5 MW, destacando a importância de modelagens precisas para prever cargas e deformações em condições operacionais reais. Complementarmente, Ali [2017] aborda a simulação de FSI em regimes turbulentos, um desafio significativo devido à complexidade dos escoamentos envolvidos. Para lidar com essas complexidades, Bathe and Dvorkin [1986] e Dvorkin [1984] desenvolveram formulações de elementos finitos para análise não linear de cascas, que são amplamente utilizadas em problemas de FSI.

Além disso, Haelterman et al. [2016] e Blom et al. [2016] revisam métodos de aceleração e técnicas de acoplamento para simulações FSI particionadas, enfatizando a necessidade de algoritmos eficientes que reduzam o custo computacional sem comprometer a precisão, enquanto Lindner et al. [2015] compararam diferentes esquemas Quasi-Newton para problemas FSI. Esses avanços são essenciais para aplicações práticas, como as exploradas por Dose et al. [2018], que realizam simulações FSI acopladas em turbinas eólicas usando CFD, demonstrando a viabilidade de prever cargas dinâmicas em pás de grande escala. Cozzi et al. [2022] discutiram o desenvolvimento de uma ferramenta avançada para o projeto de pás de turbinas eólicas, integrando CFD completo e análise de elementos finitos. Küttler and Wall [2008] e van Brummelen [2009] analisaram técnicas de relaxamento dinâmico para solucionadores FSI, essenciais para convergência em problemas acoplados, explorando os efeitos de massa adicionada em fluxos compressíveis e incompressíveis.

A interação fluido-estrutura (FSI) tem sido amplamente estudada, com contribuições significativas como de Uekermann et al. [2013], que desenvolveu um algoritmo de acoplamento paralelo para FSI, e por Bungartz et al. [2016], que apresentou a biblioteca preCICE para acoplamento de problemas multi-físicos. A comparação entre métodos particionados e monolíticos, investigando a estabilidade de técnicas de acoplamento para

garantir a convergência de simulações complexas, realizada por Degroote et al. [2008] e Degroote et al. [2009], e a proposta de algoritmos de segunda ordem para problemas transientes de aeroelasticidade, por Farhat et al. [2006], destacam a evolução contínua das técnicas numéricas para FSI. Hübner et al. [2004] contribuiu com uma abordagem monolítica usando elementos finitos, enquanto Ryzhakov et al. [2010] propôs uma abordagem Lagrangiana monolítica para FSI. CACCIA [2019] propôs uma abordagem de simulação baseada em dinâmica *multibody*, e Gatzhammer [2014] e van Loon et al. [2007] compararam diferentes métodos de FSI para corpos deformáveis.

A aerodinâmica de turbinas eólicas é outro aspecto crítico, pois determina a eficiência energética e a distribuição de cargas nas pás. Anderson [2010] fornece uma base teórica sólida para a aerodinâmica, enquanto Araújo [2017] foca especificamente em turbinas de eixo horizontal, discutindo os desafios associados ao projeto de pás para diferentes condições de vento. Batchelor and Batchelor [2000] introduz conceitos fundamentais de dinâmica dos fluidos, que são essenciais para a modelagem CFD. A aplicação desses conceitos é exemplificada em Carneiro et al. [2019], que comparam abordagens de malha móvel e rotor congelado para turbinas de pequena escala, validando suas simulações com dados experimentais. Além disso, Chen et al. [2010] exploram a aeroelasticidade de pás em modo de funcionamento, em um regime operacional crítico para turbinas eólicas.

Hansen [2008] e Hansen [2015] oferece uma visão abrangente da aerodinâmica de turbinas, enquanto Luhur et al. [2016] revisam o estado da arte em desempenho aerodinâmico de turbinas de eixo horizontal, destacando avanços recentes e desafios remanescentes. Eliassen et al. [2015] estudou o efeito de campos de vento turbulentos nas cargas de rotores de turbinas eólicas, enquanto Wang et al. [2012] simulou a interação entre a pá e a torre de turbinas eólicas, destacando a importância de considerar efeitos de interferência no projeto. Driscoll et al. [2016] validaram um modelo rápido da turbina flutuante Hywind e Matha [2010] analisou a aponta direções futuras para turbinas flutuantes. Mishra et al. [2015] aplicaram métodos de malha arbitrária para conversores de energia das ondas.

A análise estrutural e dinâmica das pás é igualmente essencial, pois garante a integridade e a durabilidade das turbinas sob cargas extremas. Abdulaziz et al. [2015] caracterizam pás de turbinas usando modelos em escala reduzida, uma abordagem que permite estudos detalhados com custos reduzidos, fornecendo *insights* valiosos sobre o comportamento dinâmico e estático dessas estruturas. Daniel et al. [1994] e Blasques and Stolpe [2012] exploram a otimização topológica de seções transversais de vigas compósitas, visando maximizar a rigidez e minimizar o peso. El Chazly [1993] realiza análises estáticas e dinâmicas de pás usando o método dos elementos finitos (FEM), uma técnica amplamente adotada na indústria. Hansen [2004] analisou a estabilidade de turbinas de três pás usando um método de autovalores.

Kim et al. [2013] desenvolvem um elemento de viga anisotrópico para pás de compósitos, permitindo análises mais precisas de deformações e tensões. Finnegan et al. [2021] investigou a aplicação de modelos numéricos para pás laminadas, reforçando a necessidade de validação experimental para garantir a precisão das simulações. Rinker et al. [2020] compararam cargas entre HAWC2 e OpenFAST, enquanto Escalera Mendoza et al. [2023] propuseram modelos estruturais para a turbina IEA 15 MW. Finalmente, Stanoev and Kusuma Chandrashekhara [2019] determinam frequências naturais e modos de vibração de pás usando elementos de viga de Timoshenko, uma abordagem que combina precisão e eficiência computacional.

A otimização e o projeto de pás visam melhorar a eficiência e reduzir cargas, um objetivo central no desenvolvimento de turbinas eólicas. Agarwala and Ro [2015] exploram *designs* inovadores com controle de *pitch* na ponta da pá, uma abordagem que pode reduzir cargas extremas. Chen et al. [2019] estudam pás com acoplamento flexão-torção para mitigação passiva de cargas, uma técnica promissora para aumentar a vida útil das pás. Esses estudos se conectam ao trabalho de Resor et al. [2010], que avaliou técnicas de análise de seções transversais de pás, e ao de Peeters et al. [2018a] e Peeters et al. [2018b], que comparou modelos de elementos finitos em casca e sólido para certificação de pás, destacando a importância de métodos numéricos robustos na validação de projetos. Lee and Park [2016] contribuíram para essa área ao realizar testes estáticos e dinâmicos em pás de turbinas eólicas em escala real até o colapso, validando modelos numéricos com dados experimentais.

No âmbito da aeroelasticidade, Pourazarm et al. [2016], Shakya et al. [2019] e Meng [2011] investigaram o fenômeno de *flutter* em pás de turbinas eólicas, um fenômeno crítico que pode levar à falha estrutural, com foco em materiais compósitos e acoplamento flexão-torção. Esses estudos se conectam ao trabalho de Fitzgerald and Basu [2014], que para mitigar vibrações indesejadas, propôs amortecedores de massa sintonizados para controle de vibrações, e ao de Hertz et al. [1981], que explorou o uso de compósitos para *tailoring* aeroelástico (incorporação da rigidez direcional para controlar a deformação) em asas. Love and Bohlmann [1989] também contribuíram para essa área ao discutir o projeto integrado de asas com *tailoring* aeroelástico. Thuwis et al. [2010] explorou o uso de parâmetros de laminação para *tailoring* aeroelástico, enquanto Roberts et al. [2006] focou na análise aerodinâmica e aeroelástica de asas com enflechamento (ângulo formado entre o bordo de ataque da asa e o eixo lateral do avião) positivo.

Os métodos numéricos e computacionais são a espinha dorsal das simulações avançadas em turbinas eólicas. Ribes and Caremoli [2007] apresentam a plataforma SALOME para simulação numérica. Thompson and Thompson [2017] discutem o uso do ANSYS Mechanical APDL para análise de elementos finitos. Dhondt [2004] desenvolve a ferramenta CalculiX e aborda o método dos elementos finitos para aplicações variadas, enquanto Lindner [2019] discute a transferência de dados em simulações multi-física, um

desafio comum em problemas acoplados.

Dose [2013] realizou simulações CFD de uma turbina eólica de 2.5 MW usando ANSYS CFX e OpenFOAM. A *toolbox* OpenFOAM, apresentada por OpenFOAM [2011], tem sido uma ferramenta essencial para simulações de código aberto, enquanto ANSYS [2011] descreveu a teoria por trás do solver CFX, amplamente utilizado em simulações comerciais, cada uma com suas vantagens e limitações.

Mehl et al. [2016] exploram métodos paralelos para acoplamento numérico em simulações FSI, essenciais para lidar com a grande escala de problemas reais. Issa et al. [1986] discute a solução de equações de fluxo de fluidos discretizadas implicitamente. Patankar [1980] introduz métodos numéricos para transferência de calor e fluxo de fluidos, fundamentais para o desenvolvimento de técnicas CFD modernas, e Versteeg and Malalasekera [2007] apresentam o método de volumes finitos, amplamente utilizado em CFD.

A modelagem de turbulência e simulação CFD também desempenham um papel importante na análise de turbinas eólicas. Menter [1992], Menter [1994] e Menter [2009] desenvolveu e revisou os modelos de turbulência $k-\omega$ SST, amplamente utilizados em simulações CFD. Esses modelos foram aplicados por Rocha et al. [2014] na calibração de turbinas eólicas de pequena escala e por Choudhury [2014] na validação do OpenFOAM para simulações híbridas RANS-LES. Frisch [1995], Pope [2001] e Tung et al. [1986] fornecem fundamentos teóricos sobre escoamentos turbulentos, enquanto Rhie and Chow [1983] os estuda em aerofólios. Rezende [2009] estudou a separação de camada limite em escoamentos turbulentos sobre placas planas inclinadas.

A energia eólica e sua sustentabilidade são temas centrais no contexto global de transição energética. dos Santos Custódio [2009] e Pinto et al. [2013] discutem os fundamentos e aplicações da energia eólica, destacando seu potencial como fonte renovável. GWEC [2013] e GLOBAL [2018] fornecem dados e estatísticas sobre o crescimento global da energia eólica, enquanto Krohn [2002] destaca o sucesso da indústria eólica dinamarquesa, um exemplo de como políticas públicas e inovação tecnológica podem impulsionar o setor.

A energia eólica também foi abordada sob uma perspectiva prática e histórica. Eldridge [1975] forneceu um relatório histórico sobre máquinas eólicas. Caithness [2017] compilou estatísticas de acidentes em parques eólicos, destacando a importância da segurança no setor, e Ribeiro [2014] descreveu o colapso de uma torre eólica devido a ventos fortes. Fleming and Probert [1984] revisaram a evolução histórica das turbinas eólicas, destacando os avanços tecnológicos ao longo do tempo.

A validação experimental e o uso de ferramentas computacionais robustas têm sido essenciais para avançar a pesquisa em turbinas eólicas. Robertson et al. [2015] validou métodos do OpenFOAM para escoamentos incompressíveis, enquanto Kutty and Rajendran [2017] e Loureiro et al. [2021] realizaram simulações CFD e validação experimental para

hélices e pequenas turbinas. Esses estudos reforçam a importância de integrar simulações numéricas e testes experimentais para garantir a confiabilidade dos modelos. Veritas [2010] discutiu o projeto e fabricação de pás de turbinas eólicas, enquanto Wall [2012] explorou o *design* ótimo de hélices, mostrando a aplicabilidade das técnicas de simulação em diferentes contextos. Mehdipour [2014] simulou a interação entre hélices e demais componentes usando OpenFOAM, enquanto Schäfer and Schäfer [2006] introduziu métodos numéricos para engenharia computacional, essenciais para a análise de problemas complexos.

Por fim, estudos recentes na área têm demonstrado uma preferência crescente pelo uso de softwares comerciais, devido à facilidade de aplicação e à integração de módulos especializados. Trabalhos como Yuan et al. [2022] e Lu et al. [2024] demonstram a importância de modelos bidirecionais de FSI para capturar com fidelidade os efeitos aeroelásticos. Outras pesquisas, como Guma et al. [2022] e Huque et al. [2024], destacam avanços em modelagem aerodinâmica de alta fidelidade e refinamentos geométricos, como pontas afiladas, para otimizar o desempenho em terrenos complexos. Estudos como Tamayo-Avenida et al. [2023] exploram abordagens passivas de controle estrutural, enquanto investigações como Marzec et al. [2023] focam em estratégias de otimização estrutural usando modelos unidirecionais. Cerdeira et al. [2022] investiga o uso de modelos de viga para representar o comportamento das pás, oferecendo uma alternativa eficiente para análises FSI. Além disso, trabalhos como Grindheim et al. [2023] ampliam o escopo da análise dinâmica para incluir turbinas flutuantes, integrando metodologias multicomponentes para validação. Embora esses trabalhos avancem significativamente no estado da arte e facilitem a aplicação prática, restringem a personalização dos modelos e levanta preocupações sobre custos, acesso e reprodutibilidade. Nota-se, portanto, uma lacuna no desenvolvimento e uso de ferramentas abertas, o que limita a flexibilidade metodológica e abre espaço para investigações futuras nessa direção.

A revisão bibliográfica demonstra que a pesquisa em turbinas eólicas é altamente interdisciplinar, envolvendo aerodinâmica, análise estrutural, FSI, modelagem de turbulência e métodos numéricos. Os trabalhos revisados destacam a importância de técnicas avançadas de simulação, como CFD e FSI, para o projeto e otimização de turbinas eólicas. Além disso, a validação experimental e o uso de ferramentas computacionais robustas são essenciais para garantir a precisão e confiabilidade dos modelos numéricos. A integração de materiais compósitos e técnicas de controle de vibrações também se mostrou determinante para o desenvolvimento de turbinas eólicas mais eficientes e duráveis, consolidando a energia eólica como uma fonte de energia renovável viável e sustentável.

1.3 Objetivos

Nos últimos anos turbinas eólicas de eixo horizontal vêm sendo cada vez mais utilizadas com o propósito de gerar uma energia mais limpa. Anexado à esse aumento na

utilização de turbinas eólicas, percebe-se também uma crescente necessidade de estudar os comportamentos aerodinâmicos e estruturais das mesmas para evitar problemas catastróficos. Pensando nisso, o principal objetivo deste trabalho se constitui no desenvolvimento de uma metodologia que utiliza de modelos computacionais robustos e de alta complexidade em dinâmica dos fluidos computacional (CFD) que desempenham um papel decisivo na simulação e compreensão do comportamento aeroelástico das pás de turbinas eólicas. A aeroelasticidade envolve a interação entre as forças aerodinâmicas, estruturais e de vibração, o que é fundamental para o desempenho e a segurança das turbinas eólicas.

Nesta pesquisa, a escolha por esses modelos é fundamentada na premissa de que, em estágios avançados do projeto, é necessário realizar simulações que representem de forma mais precisa os efeitos da turbulência e as condições variáveis do vento, que influenciam o desempenho das turbinas. Além disso, um modelo computacional robusto possibilita a previsão do desempenho das turbinas em diferentes condições operacionais, além de permitir simulações em cenários com condições geométricas atípicas ou específicas. Para atingir o objetivo principal, são definidos objetivos específicos que estão alinhados com as etapas de desenvolvimento do modelo:

- Construção de dois modelos geométricos com base nas turbinas eólicas de referência.
A etapa de modelagem geométrica é ponto-chave em CFD. Portanto, esse foi um dos objetivos da pesquisa, ou seja, construir dois modelos geométricos baseados nas turbinas eólicas de referência, sendo a primeira a NREL NWTC, cujas propriedades geométricas e inerciais são descritas na literatura por meio de seções equivalentes, e a segunda o modelo SNL SANDIA, cujas características geométricas e detalhes dos materiais estão amplamente detalhados nas referências.
- Avaliar e propor modelos estruturais para análises estruturais de pás de turbinas eólicas, com base nas construções geométricas discutidas no objetivo anterior. Pretende-se, com isso, oferecer embasamento e recursos que facilitem a escolha do elemento finito mais apropriado para conduzir as posteriores análises.
- Avaliar modelos em dinâmica dos fluidos computacional, bem como modelos de interfaces rotor/estator, para análises aerodinâmicas de turbinas eólicas, sem considerar os efeitos de interação fluido estrutura. Visa-se, portanto, como propor as melhores alternativas e técnicas numéricas que mitiguem custos computacionais elevados das análises subsequentes.
- Explorar as funcionalidades das ferramentas computacionais OpenFOAM e CalculiX, ambas de código aberto, para a modelagem, simulação e solução de problemas de interação fluido estrutura de turbinas eólicas.

Nos trabalhos da revisão bibliográfica não há pesquisas abrangentes como essa apresentada nesta tese de doutorado, que explora os níveis de modelagem necessários para a construção de um modelo completo e robusto no estudo de interação fluido estrutura do rotor de turbinas eólicas. Destacam-se, como principais contribuições da pesquisa, esses níveis de modelagem, que em ordem hierárquica, referem-se:

- aos modelos geométricos, que permeiam desde a formação e composição dos diferentes materiais das pás das turbinas a geometria das seções transversais;
- estudo de modelos estruturais não lineares das pás;
- modelos em CFD e domínios rotativos e estacionários;
- acoplamentos dos modelos estrutural e aerodinâmico no módulo preCICE.

1.4 Escopo

Neste capítulo foi apresentado o tópico em estudo, a motivação para desempenhá-lo, bem como sua importância e os objetivos a serem alcançados.

No segundo capítulo, um breve *background* teórico necessário para o bom entendimento do trabalho será apresentado. Entre estes tópicos estão conceitos fundamentais de hélices, métodos e modelos para análises.

No terceiro capítulo será apresentada uma modelagem geométrica que contempla materiais compósitos. Ademais, análises estruturais acerca da geometria em questão serão conduzidas.

O quarto capítulo apresentará a metodologia usada para a modelagem aerodinâmica, bem como os desenvolvimentos e tratamentos das técnicas numéricas utilizadas.

O quinto capítulo irá mostrar fundamentos de interação fluido-estrutura, além de um profundo estudo envolvendo um ambiente de acoplamento de códigos.

No sexto e último capítulo uma breve discussão final será feita sobre os temas abordados. Um resumo dos resultados obtidos e sugestões para trabalhos futuros também serão apresentados.

2 Bases teóricas

2.1 Desempenho de hélices

Nesta seção são descritos os princípios de funcionamento de hélices, bem como suas principais características geométricas, além de como esta é avaliada em termos de seu desempenho.

2.1.1 Princípios de funcionamento

A hélice de uma turbina eólica pode ser entendida como um parafuso que extrai energia do ar propulsor e a converte em trabalho mecânico, em contraste com a hélice aeronáutica, que imprime energia ao ar a partir de outra fonte. Essa similaridade conceitual entre hélice aeronáutica e rotor de turbina eólica permite que o mesmo desenvolvimento teórico — baseado em aerofólios e distribuição de pressões — seja empregado na análise de desempenho de ambos os sistemas.

As hélices (rotor) são formadas por duas ou mais pás presas a um cubo central; com a rotação, as pás “cortam” o ar e geram um campo de pressões diferente entre dorso e face, produzindo tração (ou empuxo no sentido da extração de energia). Esse efeito é análogo à sustentação de uma asa: o movimento circular da pá produz uma pressão menor no dorso e maior na face, resultando numa força aerodinâmica que possibilita a conversão da energia do vento.

Quanto ao projeto, as hélices são classificadas em passo fixo ou passo variável. Nas de passo fixo as pás são montadas rigidamente no cubo formando uma unidade integral; já nas de passo variável as pás podem girar em seus eixos para alterar o ângulo de ataque durante a operação. O objetivo do passo variável é manter, à medida que muda a velocidade do vento, um ângulo de ataque próximo ao ótimo — um compromisso entre pouca resistência (arrasto) e tração eficiente. Ângulos de ataque muito baixos têm menor arrasto porém produzem pouco empuxo; ângulos muito elevados aumentam a força gerada mas com crescimento de arrasto e perdas. O desempenho máximo ocorre quando as pás atuam como pequenas asas, gerando mais sustentação do que arrasto.

Atualmente, a configuração de eixo horizontal continua sendo a mais adotada e eficiente para aerogeradores de grande porte, caracterizando-se pelo eixo de rotação aproximadamente paralelo ao solo (ou ao nível médio do mar em instalações offshore). A potência nominal e o porte das turbinas crescem com a área varrida pelo rotor: como a energia disponível no vento é proporcional à área varrida e ao cubo da velocidade do vento, aumentar o diâmetro das pás é uma via direta para maiores capacidades instaladas e maior produção energética.

Em termos de grandeza prática, as turbinas terrestres modernas instaladas recente-

mente situam-se tipicamente na faixa de 3–8 MW, com diâmetros de rotor representativos entre 140–200 m e potência por área varrida na ordem de 190–275 W/m² para projetos recentes, segundo o conjunto de dados técnicos mais utilizados na literatura e no setor (ATB [2024]). A média das turbinas novas instaladas em 2023 teve diâmetro de rotor em torno de 134 m e altura média do *hub* na faixa de 100 m, refletindo a tendência de crescimento contínuo (conforme observado na Figura 9).

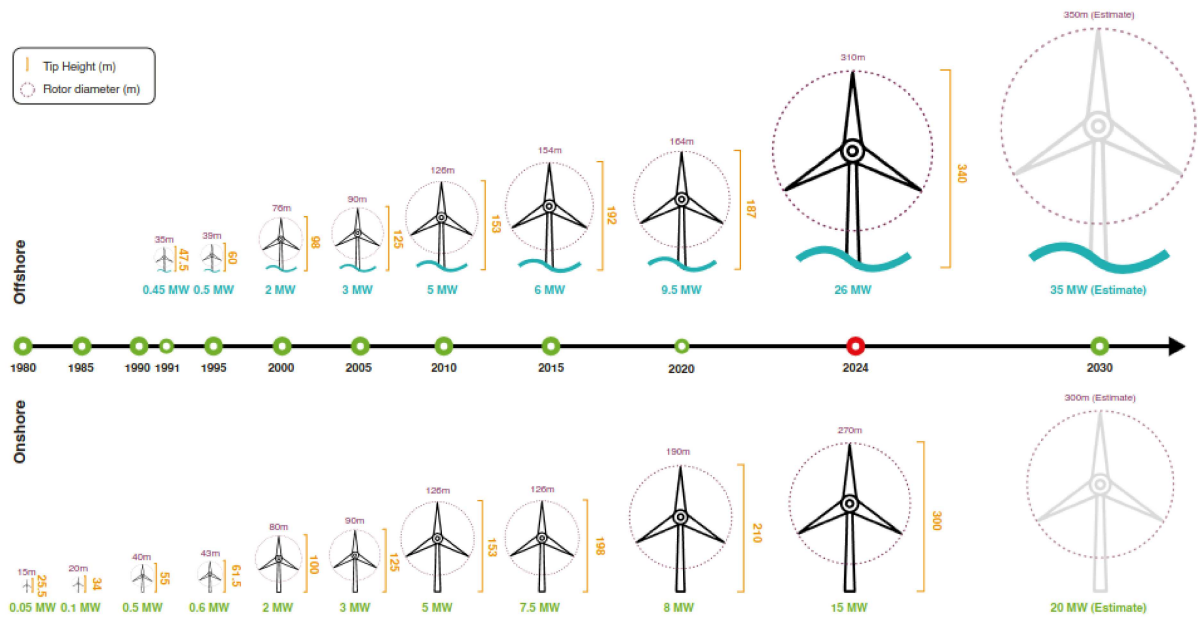


Figura 9 – Crescimento de turbinas eólicas ao longo dos anos. (Fonte: GWEC [2025]).

No offshore, a escala tem avançado rapidamente: protótipos e máquinas comerciais anunciadas em 2023–2025 já alcançam potências na casa de 16–22 MW com diâmetros de rotor entre 250 e 292 m (áreas varridas que ultrapassam dezenas de milhares de metros quadrados). Esse movimento reduz a razão potência/área (*specific power*) em muitas máquinas, favorecendo captação mais eficiente em ventos moderados, e levou fabricantes a projetar turbinas de classe superior para operação em alto mar (ATB [2024]).

O desempenho e a viabilidade econômica de um projeto de turbina eólica estão fortemente condicionados ao desenvolvimento do rotor, composto pelo *hub* (cubo) e pelas pás, elementos geralmente reconhecidos como os mais relevantes de todo o aerogerador. Entre eles, a pá se destaca como o componente fundamental, pois é responsável pela aerodinâmica do conjunto turbina–torre–fundação ao estabelecer contato direto com o vento em regime turbulento. Cada pá é formada por uma sequência de aerofólios distribuídos ao longo de seu eixo longitudinal, cuja disposição busca garantir não apenas a resistência estrutural necessária para suportar os carregamentos atuantes, mas também a maximização do desempenho aerodinâmico. Nesse contexto, fatores cruciais são as características dos perfis aerodinâmicos, que definem os coeficientes de sustentação (*lift* –

C_l) e de arrasto ($drag - C_d$), parâmetros determinantes para a eficiência do sistema.

2.1.2 Características geométricas de hélices

As propriedades geométricas de uma hélice podem ser agrupadas em duas categorias principais: a geometria do perfil aerodinâmico e a geometria global da hélice. As subseções seguintes discutem cada um desses aspectos.

2.1.2.1 Geometria do perfil aerodinâmico

Segundo Anderson [2010], o perfil aerodinâmico corresponde à forma geométrica da seção transversal da hélice. Ao longo de sua extensão, a hélice pode ser construída utilizando um único perfil ou ainda a combinação de diferentes perfis. As dimensões que caracterizam um aerofólio estão ilustradas na Figura 10.

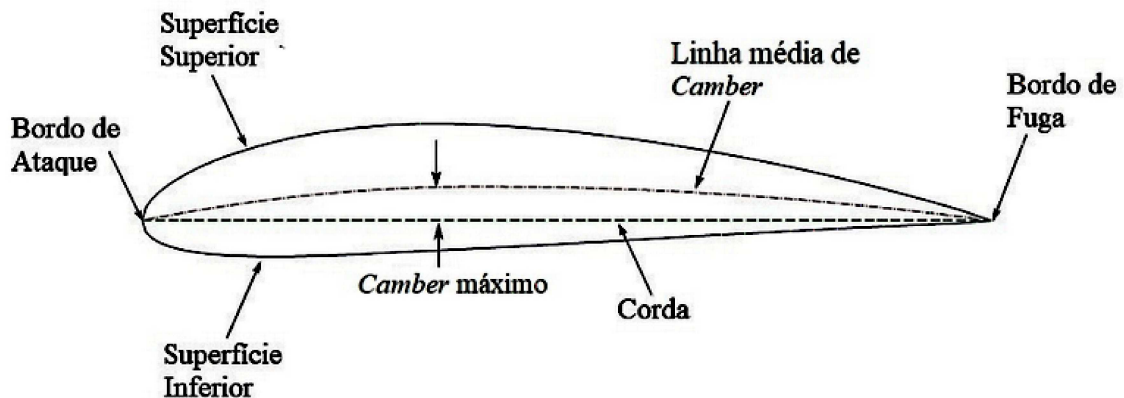


Figura 10 – Geometria de um aerofólio. (Fonte: Wall [2012]).

A linha média de arqueamento, denominada *camber* (*mean camber line*), é definida como a média entre as superfícies superior e inferior do perfil. O ponto inicial da seção é chamado bordo de ataque (*leading edge*), enquanto o ponto final recebe o nome de bordo de fuga (*trailing edge*). A reta que une esses pontos é a linha de corda (*chord line*), cujo comprimento corresponde à corda do aerofólio. A distância máxima entre a linha de corda e a linha de *camber* define o *camber* máximo, e sua posição é denominada ponto de arqueamento máximo. Já a espessura do perfil corresponde à separação máxima entre as superfícies superior e inferior, medida de forma perpendicular à linha de corda.

O aerofólio constitui a base da seção transversal tanto de asas quanto de hélices, sendo um dispositivo projetado para gerar sustentação aerodinâmica de duas maneiras distintas. Pelo ponto de vista mecânico, e de acordo com a terceira lei de Newton, o perfil atua com uma inclinação relativa ao escoamento, de forma que o ar é desviado para baixo. Como reação, o ar exerce sobre o aerofólio uma força de mesma intensidade e direção contrária.

Além disso, devido às diferenças geométricas entre a superfície superior e inferior, o aerofólio pode gerar sustentação também a partir da equação de Bernoulli. De acordo com Anderson [2010], quando submetido ao escoamento, o ar que percorre a superfície superior apresenta maior velocidade do que o ar na parte inferior, visto que o trajeto a ser percorrido é mais longo. Essa diferença é representada pelas linhas de corrente na Figura 11. A consequência é a formação de uma região de baixa pressão na superfície superior e de alta pressão na superfície inferior, o que evidencia que o desempenho do aerofólio depende essencialmente tanto do regime de escoamento quanto de sua geometria.

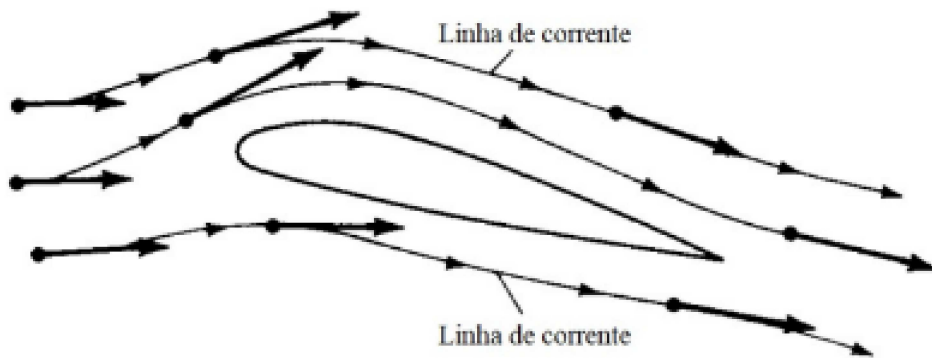


Figura 11 – Linhas de corrente em um aerofólio. (Fonte: Anderson [2010]).

2.1.2.2 Geometria da hélice

O diâmetro de uma hélice corresponde à distância total entre extremidades opostas, enquanto o raio (R) é definido como a distância entre o centro do cubo (*hub*) e a ponta da pá. Já a corda (c) e o ângulo de torção (β) variam em função da posição radial (r). Esses parâmetros estão esquematizados na Figura 12.

O passo (*pitch*) é definido como o deslocamento axial que a hélice produziria ao completar uma volta completa, caso estivesse imersa em um meio sólido. Tal conceito é análogo ao avanço obtido a cada giro no aperto de um parafuso. A Figura 13 ilustra essa definição.

2.2 Modelos para análises estruturais e aerodinâmicas de hélices

2.2.1 Dinâmica estrutural não linear

Na simulação de dinâmica estrutural, a formulação Lagrangiana das equações de governo para mecânica dos sólidos é preferível, pois um estado deformado é determinado a partir de uma configuração de referência conhecida, que pode naturalmente ser feito rastreando os pontos materiais correspondentes (Schäfer and Schäfer [2006]). Em um problema de interação fluido-estrutura totalmente acoplado, é geralmente considerado

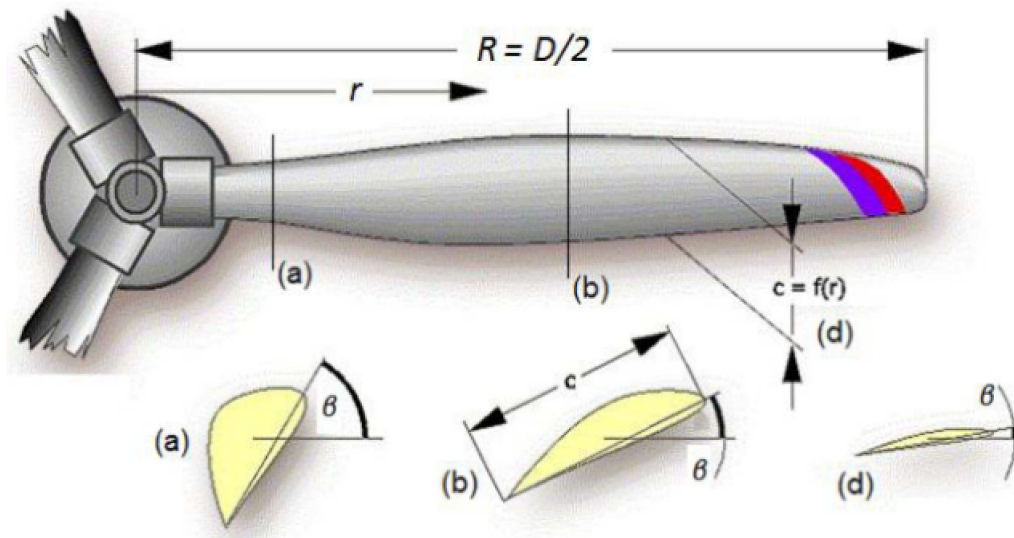


Figura 12 – Parâmetros geométricos de uma hélice. Retirada de <https://mh-aerotools.de/airfoils/prophist>.

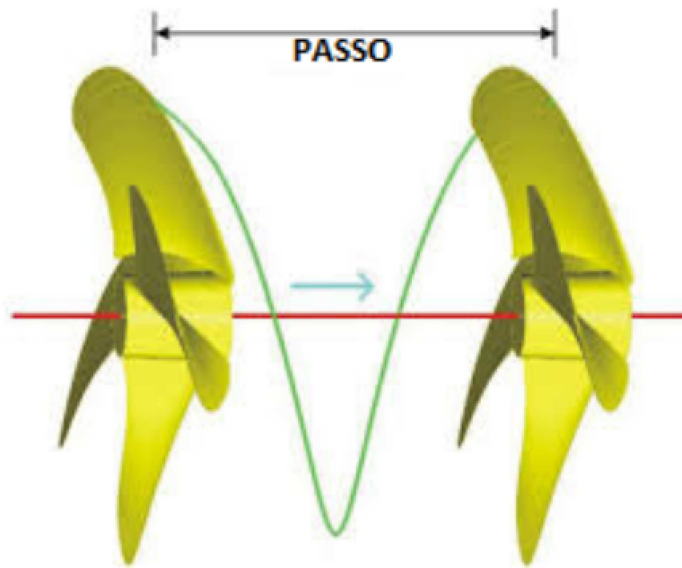


Figura 13 – Definição do passo de uma hélice. Retirada de <https://propellerpages.com/?c=articlesf=2006-03-08whatispropellerpitch>.

que a mudança na geometria da estrutura não pode ser negligenciada. Uma formulação apropriada para levar em conta grandes deslocamentos se faz então necessária. Para um sub-domínio estrutural Ω_s os deslocamentos da estrutura u_i são definidas em termos da posição em uma configuração de referência $X = X_i$ e a posição na configuração atual $x = x_i$ como (vide Figura 14)

$$u_i = x_i - X_i. \quad (2.1)$$

A equação básica do balanço de quantidade de movimento para o domínio sólido

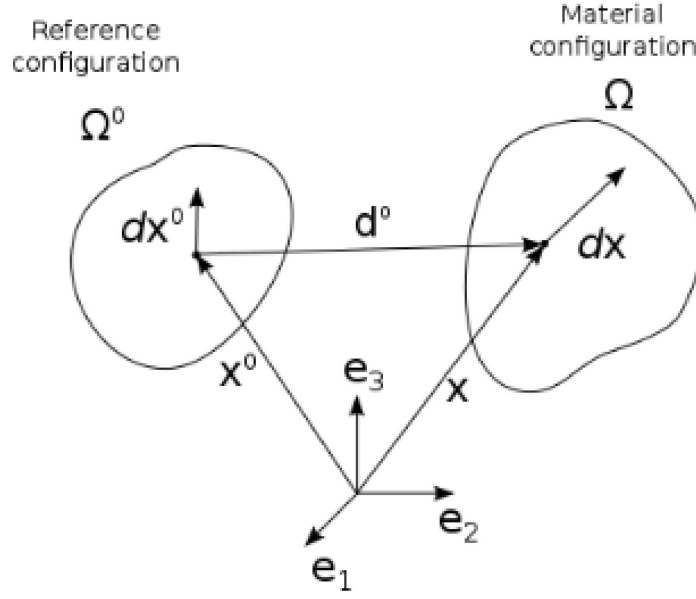


Figura 14 – Configurações de referência e materiais. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).

Ω_s é então escrito como

$$\rho_s \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = \frac{\partial(S_{ji}F_{ij})}{\partial X_j} + \rho_s f_i, \quad (2.2)$$

onde o gradiente de deformação F_{ij} é definido como

$$F_{ij} = \frac{\partial x_i}{\partial X_j}. \quad (2.3)$$

Na Equação 2.2 S_{ij} é o segundo tensor de tensão de Piola-Kirschhoff, ρ_s é a densidade do material sólido e f_i representa as forças externas que atuam no sólido. A lei de Saint Venant-Kirschhoff deve ser levada em conta, definindo a relação entre tensão e deformação

$$S_{ij} = \lambda_s E_{kk} \delta_{ij} + 2\mu_s E_{ij}, \quad (2.4)$$

onde o tensor de deformações de Green-Lagrange é representado como

$$E_{ij} = \frac{1}{2}(F_{ki}F_{kj} - \delta_{ij}). \quad (2.5)$$

A Equação 2.5 não é linear e pode ser desprezada para pequenas deformações, levando ao tensor de deformação infinitesimal Lagrangiana. Contudo, possivelmente podem ocorrer grandes deformações, e a equação permanece não linear. A necessidade de uma formulação de grandes deslocamentos depende da rapidez com que a rigidez da estrutura muda com a deformação. Para estruturas do tipo viga, por exemplo, o aumento da rigidez com a deflexão é lenta. Para uma placa plana, por outro lado, uma ligeira deflexão produz

um enorme aumento na rigidez. Portanto, uma compensação entre custo computacional e precisão deve ser feita para cada caso.

Outros tipos de não linearidades incluem comportamento inelástico do material devido a altas deformações, contato e fratura, que raramente são considerados em um problema de interação fluido-estrutura. δ_{ij} refere-se ao delta de Kronecker. λ_s e μ_s são parâmetros de materiais denominados constantes de Lamé. Eles se relacionam diretamente com módulo de Young E_s e com coeficiente de Poisson ν_s . O relacionamento deles é dado da seguinte forma:

$$E_s = \frac{\mu_s(3\lambda_s + 2\mu_s)}{\lambda_s + \mu_s} \quad (2.6)$$

$$\nu_s = \frac{\lambda_s}{2(\lambda_s + \mu_s)} \quad (2.7)$$

A equação de quantidade de movimento (2.2) representa um sistema de equações diferenciais, que descrevem a deformação da estrutura. Ela é discretizada de acordo com o Método dos Elementos Finitos em malhas não estruturadas e integrado no tempo com o método alfa Hilber-Hughes-Taylor. Essas equações podem ser resolvidas com condições de contorno apropriadas. Para problemas de elasticidade linear deslocamentos prescritos ou tensões na fronteira do domínio Ω_s podem ser empregados como condições de contorno.

2.2.2 Modelagem física de escoamentos viscosos e incompressíveis

No caso de escoamentos incompressíveis e com viscosidade constante, a descrição matemática do fenômeno é dada pelas equações de Navier–Stokes. Essas equações são tradicionalmente formuladas em uma abordagem Euleriana, em que as variáveis de interesse do escoamento são tratadas como funções do espaço e do tempo. O problema é considerado em um domínio Ω , limitado por um contorno Γ , em um espaço Euclidiano com nde dimensões. Na forma não conservativa, ou seja, utilizando as variáveis primitivas pressão e velocidade em coordenadas Cartesianas, e aplicando a convenção de somatório para $a=1,...,nde$ e $b=1,...,nde$, obtém-se o seguinte sistema:

- Equação de conservação da quantidade de movimento:

$$\rho \frac{\partial v_a}{\partial t} + \rho v_b \frac{\partial v_a}{\partial x_b} - \frac{\partial \tau_{ab}}{\partial x_b} + \frac{\partial p}{\partial x_a} = f_a \quad (2.8)$$

- Equação da continuidade (conservação de massa):

$$\frac{\partial v_a}{\partial x_a} = 0 \quad (2.9)$$

Com a definição de tensão viscosa dada por:

$$\tau_{ab} = \mu \left(\frac{\partial v_a}{\partial x_b} + \frac{\partial v_b}{\partial x_a} \right) \quad (2.10)$$

em que ρ representa a massa específica, τ_{ab} a tensão cisalhante, μ a viscosidade dinâmica, v as componentes de velocidade, p a pressão e f_a as forças externas por unidade de volume.

O sistema é fechado por meio da imposição das condições de contorno e de valores iniciais para o campo de velocidades. Assim, velocidades prescritas e forças de superfície são impostas, respectivamente, em Γ_{ua} e Γ_{ta} , satisfazendo $\Gamma_{ua} \cup \Gamma_{ta} = \Gamma$ e $\Gamma_{ua} \cap \Gamma_{ta} = \emptyset$, ou seja:

$$v_a = \bar{v}_a(x, t) \quad \text{com } x \in \Gamma_{ua} \quad (2.11)$$

$$\bar{t}_a(x, t) = (-p\delta_{ab} + \tau_{ab}) n_b \quad \text{com } x \in \Gamma_{ta} \quad (2.12)$$

onde δ_{ab} é o delta de Kronecker e $n = (n_b, b = 1, nde)$ é o vetor normal unitário externo ao contorno.

Adicionalmente, as condições associadas à pressão e ao fluxo de massa estão vinculadas ao balanço de massa. Nestes casos, prescrevem-se $\bar{p}$ e $\bar{G}$ nos contornos Γ_p e Γ_G , obedecendo $\Gamma_p \cup \Gamma_G = \Gamma$ e $\Gamma_p \cap \Gamma_G = \emptyset$:

$$p = \bar{p}(x, t) \quad \text{com } x \in \Gamma_p \quad (2.13)$$

$$\rho v_b n_b = \bar{G}(x, t) \quad \text{com } x \in \Gamma_G \quad (2.14)$$

2.2.3 Modelo cinemático para o movimento rotativo de sólido

A Figura 15 ilustra um sistema de coordenadas que se desloca com velocidade linear $\vec{v}_t$ e rotaciona com velocidade angular $\vec{\omega}$ em relação a um sistema inercial fixo. A origem do sistema móvel é descrita pelo vetor $\vec{r}_0$ e o eixo de rotação é dado pelo vetor unitário $\hat{a}$, de forma que $\vec{\omega} = \omega \hat{a}$. O domínio fluido é formulado em função do sistema em movimento, de modo que um ponto dentro deste domínio é identificado pelo vetor posição $\vec{r}$. As velocidades do escoamento podem ser transformadas do referencial fixo para o móvel segundo as relações:

$$\begin{aligned} \vec{v}_r &= \vec{v} - \vec{u}_r \\ \vec{u}_r &= \vec{v}_t + \omega \times \vec{r} \end{aligned} \quad (2.15)$$

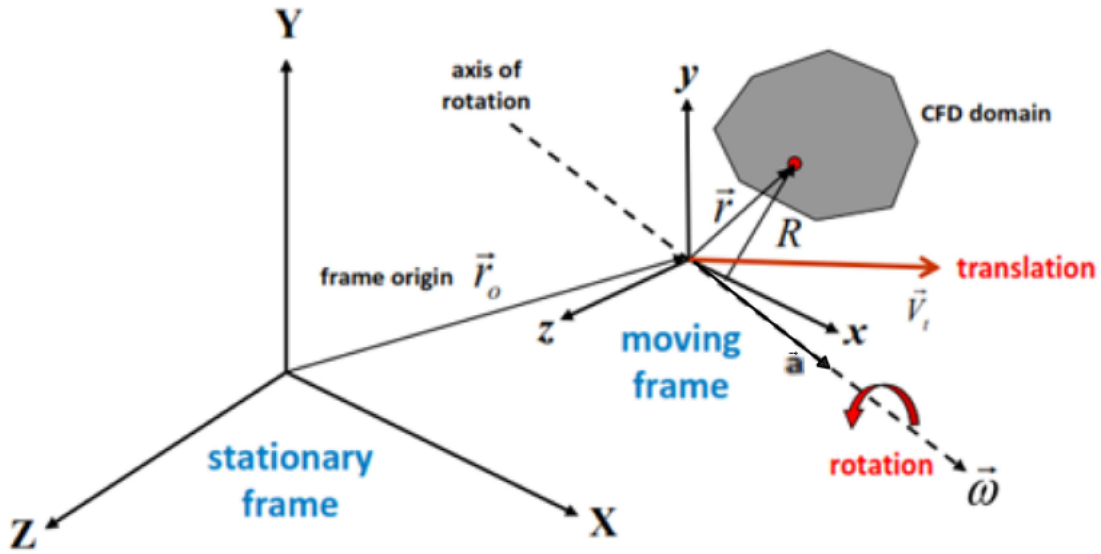


Figura 15 – Sistemas estacionário e rotativo. Retirada de <https://cfdisrael.blog/2021/09/22/navier-stokes-equation-in-moving-reference-frame-mrf>.

Nessas expressões, $\vec{v}_r$ representa a velocidade relativa (no sistema móvel), $\vec{v}$ é a velocidade absoluta (no sistema inercial), $\vec{u}_r$ a velocidade do sistema em movimento e $\vec{\omega}$ a velocidade angular (ANSYS [2011]).

Ao resolver as equações no referencial rotativo, surgem termos adicionais que descrevem o campo de aceleração no balanço de quantidade de movimento (Batchelor and Batchelor [2000]). Há duas maneiras equivalentes de formular as equações:

- formulação em velocidade relativa: usa $\vec{v}_r$ como variável dependente. Para regime estacionário, o sistema é:

- Conservação de massa:

$$\nabla \rho \vec{v}_r = 0 \quad (2.16)$$

- Conservação da quantidade de movimento:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v}_r \vec{v}_r) + \rho (2\vec{\omega} \times \vec{v}_r + \vec{\omega} \times \vec{\omega} \times \vec{r}) = -\nabla p + \nabla \bar{\tau}_r + \vec{f} \quad (2.17)$$

A equação da quantidade de movimento acima contém dois termos de aceleração adicionais:

- Aceleração de Coriolis: $2\vec{\omega} \times \vec{v}_r$;
- Aceleração centrípeta: $\vec{\omega} \times \vec{\omega} \times \vec{r}$.

- formulação em velocidade absoluta: usa $\vec{v}$ como variável dependente. As equações passam a ser:

– Conservação de massa:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \vec{v}_r = 0 \quad (2.18)$$

– Conservação de movimento:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} r \vec{v}) + \rho [\vec{\omega} \times (\vec{v} - \vec{v}_t)] = \\ -\nabla p + \nabla \bar{\tau}_r + \vec{f} \end{aligned} \quad (2.19)$$

Nessa formulação, os efeitos da aceleração de Coriolis e da centrípeta aparecem combinados em um único termo: $\vec{\omega} \times (\vec{v} - \vec{v}_t)$.

Os termos viscosos presentes nas equações de conservação da quantidade de movimento são equivalentes aos definidos em 2.8, com a diferença de que as derivadas são tomadas em relação à velocidade relativa.

2.2.4 Modelos rotativos com deformação

Uma vez que os solucionadores de equações diferenciais parciais tenham sido adaptados com as formulações apropriadas para lidar com rotações, deve-se garantir que o movimento de ambos os campos seja compatível. Dois tipos de modelos rotativos podem ser considerados para turbomáquinas:

- Velocidade de rotação constante: Na maioria das investigações de uma turbomáquina, presume-se que o motor ou gerador impõe uma velocidade de rotação constante. Esta informação é fornecida separadamente para cada solucionador parcial, não sendo necessária nenhuma sincronização entre eles. Para um modelo FSI, isso requer poucas implementações no solucionador de fluido em comparação com uma simulação CFD desacoplada.
- Rotação livre: Uma análise mais precisa requer uma simulação FSI, em que o equilíbrio entre as cargas do fluido, a elasticidade estrutural e a inércia, e o efeito de forças externas (para levar em conta o motor ou gerador) resulta em uma aceleração instantânea. Fenômenos transitórios significativos podem ser capturados desta maneira. No entanto, alguma técnica deve ser desenvolvida para comunicar a rotação (não constante) para o domínio fluido, resultando em uma implementação mais complexa.

Para as cargas, a compatibilidade significa garantir que sejam aplicadas à estrutura na direção correta. Para os deslocamentos, a compatibilidade significa que para a adaptação da malha fluida, os deslocamentos devem ser transferidos sem o componente rotacional. Isso ocorre porque a rotação é tratada separada dos deslocamentos do FSI. Existem duas maneiras de lidar com modelos rotativos: uma malha rotativa ou um quadro de referência

rotativo (seção 2.2.3). Estas duas alternativas podem ser combinadas resultando em quatro casos diferentes:

- Fluido: Quadro de Referência Rotativo / Estrutura: Quadro de Referência Rotativo: Esta é a variante mais fácil. As únicas alterações necessárias para o FSI em relação a um sistema não rotativo são a adição da velocidade de rotação à velocidade devido à deformação FSI das interações com as paredes.
- Fluido: Malha Rotativa / Estrutura: Quadro de Referência Rotativo: Aqui as deformações estruturais devem ser “giradas para frente” para corresponder à configuração do fluido. Também o tensor de tensão do fluido ou as forças nodais estruturais devem ser transformadas de volta para a posição não rotacionada (mas deformada).
- Fluido: Quadro de Referência Rotativo / Estrutura: Malha Rotativa: Neste caso, a estrutura tem que ser “girada para trás” para corresponder à configuração do fluido. Também o tensor de tensão fluido ou as forças nodais estruturais devem ser transformadas para a posição rotacionada (e deformada).
- Fluido: Malha Rotativa / Estrutura: Malha Rotativa: A rotação deve ser subtraída dos deslocamentos estruturais para fins de adaptação da malha fluida e é adicionado novamente para obter a malha fluida rotacionada e deformada.

Para uma melhor compreensão, o segundo caso é elaborado com o exemplo de um rotor 2D, Figura 16. Para simplificar, apenas uma seção do rotor é considerada na Figura 17(a). Os deslocamentos estruturais, Figura 17(b), são usados para atualizar a malha fluida (c). A malha deformada é girada (d) por meio da aplicação de uma transformação de rotação às coordenadas da malha fluida deformada (assumindo uma rotação em torno do eixo z):

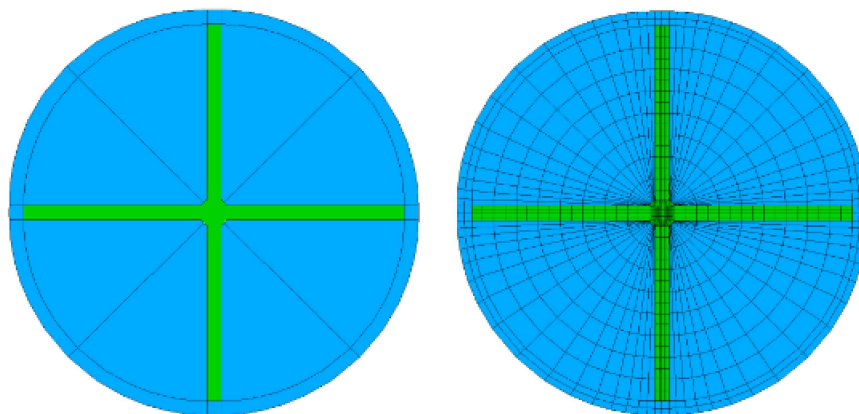


Figura 16 – Topologia e malha para um rotor. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).

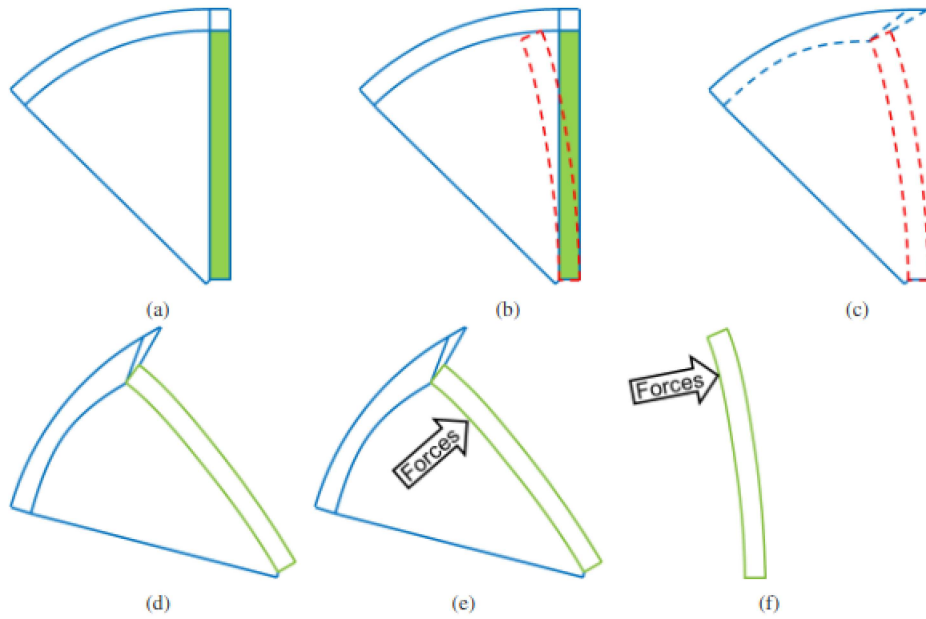


Figura 17 – Sequência para lidar com modelos rotativos FSI. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).

$${}^{t_n}\mathbf{x}_{rot}^f = \mathbf{R} \cdot {}^{t_n}\mathbf{x}^f \quad (2.20)$$

$$\text{onde } \mathbf{R} = \begin{bmatrix} \cos \phi & -\sin \phi & 0 \\ \sin \phi & \cos \phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ e } \phi = \omega t.$$

Então, um passo de tempo é resolvido e as forças são calculadas (e). Finalmente, as forças são rotacionadas de volta para ser aplicada à estrutura (f), utilizando uma transformação semelhante:

$${}^{t_n}\mathbf{f}_s = \mathbf{R} \cdot {}^{t_n}\mathbf{f}_{s,rot} \quad (2.21)$$

com $\phi = -\omega t$.

A rotação do tensor de tensão também poderia ser usada, porém é mais custosa que a rotação do vetor de força.

2.2.4.1 Medição de momento de torção

As vibrações torcionais que afetam componentes mecânicos, como rolamentos e engrenagens, desempenham um papel importante na vida útil de uma turbomáquina. Do ponto de vista de uma simulação FSI, é possível prever o impacto das cargas torcionais com alto grau de precisão. Em um sistema torcional, a carga relevante para o estudo das vibrações é o momento no eixo da turbomáquina M_R , que o acionamento deve fornecer, conforme mostra a Figura 18(a). No acionador encontram-se todos os elementos mecânicos

e o motor ou gerador. Para a maioria das aplicações, pode-se considerar que o acionamento prescreve uma velocidade de rotação constante ao eixo da turbomáquina. Os deslocamentos de vibração d são então medidos em relação a um sistema de coordenadas de referência η e ξ que gira com a mesma velocidade constante do acionamento. O momento do eixo é resultado do processo FSI e portanto, a relação entre o momento de excitação M_F e o momento de reação M_R no eixo não é evidente. Um modelo torcional simplificado com um único grau de liberdade, apresentado na Figura 18(b), pode ajudar a compreender o comportamento do sistema real. Então, o rotor físico e o eixo são modelados como uma parte rígida, uma mola de torção e um elemento de amortecimento, de modo que o único grau de liberdade restante é o deslocamento torcional θ . Um equilíbrio de momentos das forças pode então ser feito:

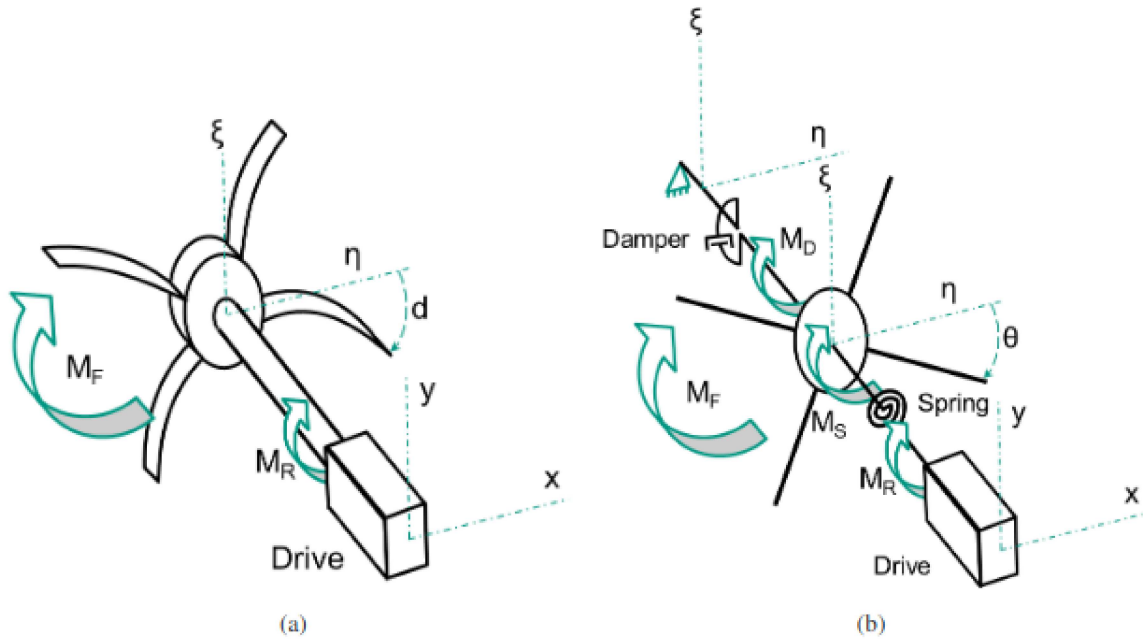


Figura 18 – Sistema torcional para uma turbomáquina. a) Sistema real. b) Sistema equivalente simplificado. (Fonte: Mosquera Michaelsen [2015]).

$$M_D + M_F + M_S = \ddot{\theta}I \quad (2.22)$$

onde

$$\begin{aligned} M_D &= -\dot{\theta}C \\ M_S &= -\theta K \end{aligned} \quad (2.23)$$

e C e K são os coeficientes de amortecimento e rigidez, respectivamente.

O momento fluido ou torque M_F é obtido pela integração das cargas do fluido dentro do solucionador de fluidos, ou pela integração das cargas aplicadas à estrutura, no

gerenciador de acoplamentos. A diferença entre os dois está na precisão do tratamento da interface.

Em uma simulação, o momento de reação M_R é obtido diretamente da integração das forças de reação no grau de liberdade fixo do modelo estrutural, mas como visto na Figura 18(b), também pode estar relacionado ao momento elástico e, portanto, ao deslocamento torcional θ :

$$M_R = M_S = -\theta K \quad (2.24)$$

Portanto, em geral, o momento de reação é resultado não apenas do momento do fluido atuante, mas também da dinâmica do rotor, que determina o valor instantâneo de θ . No caso particular de um rotor rígido, os termos M_D e M_S podem ser desprezados, e as equações 2.22 e 2.24 resultam então em:

$$M_R = -M_F \quad (2.25)$$

Isso significa que quando a dinâmica do rotor é negligenciada, a reação do eixo pode ser obtida diretamente da saída do solucionador fluido.

Todos estes efeitos podem ser capturados por um FSI transiente e unidirecional, uma vez que a dinâmica estrutural é resolvida. Um FSI bidirecional leva em conta adicionalmente as variações de M_F produzidas pela deformação do rotor, à medida que a geometria do domínio de fluido é atualizada. Isto se torna importante somente quando a deformação do rotor é significativo ou quando mesmo pequenas mudanças geométricas alteram significativamente o fluxo. Isso pode acontecer, por exemplo, quando pequenas lacunas estão presentes ou quando resultam configurações autoexcitantes, como em *flutter*.

2.2.5 Turbulência e Características dos escoamentos turbulentos

Conforme descrito em Versteeg and Malalasekera [2007], qualquer escoamento real tende a tornar-se turbulento a partir de um valor crítico do número de Reynolds. Nessa condição, o movimento do fluido passa a apresentar um comportamento caótico e irregular, em que tanto a velocidade quanto a pressão variam continuamente no tempo. O número de Reynolds expressa a razão entre as forças de inércia, associadas ao termo convectivo, e as forças viscosas que atuam no escoamento.

$$Re = \frac{vL}{\nu} \quad (2.26)$$

em que v representa a velocidade característica do escoamento, L é uma dimensão típica do problema e ν corresponde à viscosidade cinemática do fluido.

Diversos experimentos mostram que, para valores de Re inferiores ao chamado Reynolds crítico (Re_c), o regime de escoamento é laminar, caracterizado pelo movimento ordenado em que as camadas de fluido deslizam umas sobre as outras. Quando as condições de contorno permanecem constantes, esse regime mantém-se estável, sendo descrito de forma completa pelas equações de Navier–Stokes.

À medida que o número de Reynolds ultrapassa Re_c , o escoamento perde a estabilidade e surgem instabilidades que tornam o movimento irregular e aleatório. Nesse regime, denominado turbulento, o escoamento apresenta comportamento caótico mesmo em condições de contorno invariantes.

Devido à natureza aleatória dos escoamentos turbulentos, não é viável descrever de maneira direta o movimento de cada partícula. Assim, a velocidade (ou qualquer outra grandeza relevante) é decomposta em uma componente média U somada a flutuações instantâneas $u'(t)$. A Figura 19, retirada de Versteeg and Malalasekera [2007], ilustra um sinal de velocidade que pode ser representado pela soma de sua média temporal com as variações em torno dela, procedimento conhecido como decomposição de Reynolds:

$$u(t) = U + u'(t) \quad (2.27)$$

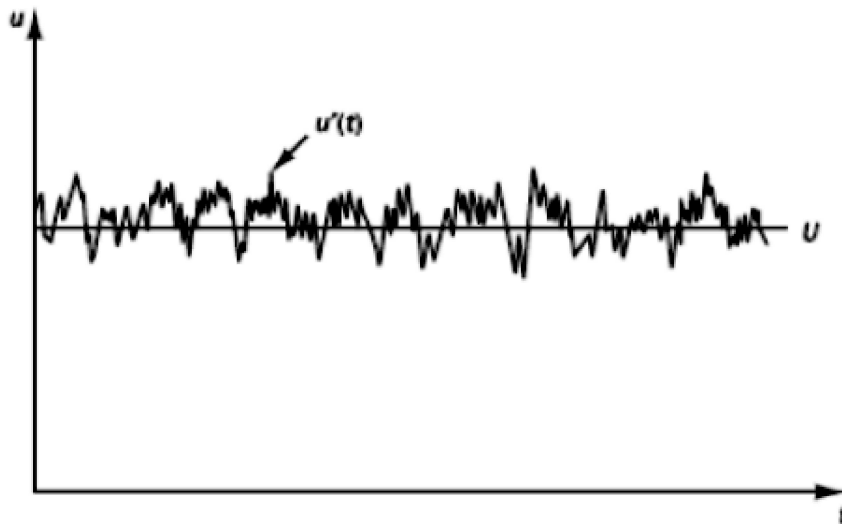


Figura 19 – Exemplo de sinal de velocidade turbulenta e sua decomposição em valor médio e flutuações (Versteeg and Malalasekera [2007]).

Mesmo em escoamentos unidimensionais ou bidimensionais, as flutuações turbulentas possuem natureza intrinsecamente tridimensional. Além disso, visualizações experimentais evidenciam a presença de estruturas rotacionais denominadas turbilhões, que abrangem uma ampla faixa de escalas. Como resultado da ação desses turbilhões, partículas inicialmente distantes podem aproximar-se, promovendo intensa mistura de

calor, massa e quantidade de movimento, o que altera significativamente as propriedades globais do escoamento.

2.2.6 Modelos de turbulência

Como discutido na seção anterior, a turbulência caracteriza-se por um movimento caótico, abrangendo uma ampla gama de escalas espaciais e temporais. A complexidade desse fenômeno torna inviável a resolução direta de todas as suas estruturas em aplicações práticas. Por esse motivo, diferentes estratégias foram desenvolvidas para modelar a turbulência. De maneira geral, esses métodos consistem em separar as variáveis em suas componentes médias e flutuantes.

Ao aplicar a decomposição apresentada na equação 2.27 às equações de Navier–Stokes, surgem termos adicionais que incorporam os efeitos das flutuações turbulentas. O detalhamento desse procedimento pode ser encontrado em diversas referências clássicas sobre o tema (Versteeg and Malalasekera [2007], Zikanov [2010], Pope [2001], Wilcox et al. [1998]). Esses novos termos formam o chamado tensor de Reynolds, que representa as tensões médias de origem turbulenta:

- Tensões normais:

$$\tau_{xx} = -\rho \overline{v_1'^2}, \quad \tau_{yy} = -\rho \overline{v_2'^2}, \quad \tau_{zz} = -\rho \overline{v_3'^2} \quad (2.28)$$

- Tensões de cisalhamento:

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = -\rho \overline{v_1' v_2'}, \quad \tau_{xz} = \tau_{zx} = -\rho \overline{v_1' v_3'}, \quad \tau_{yz} = \tau_{zy} = -\rho \overline{v_2' v_3'} \quad (2.29)$$

Os diferentes modelos de turbulência podem ser classificados conforme a forma de tratar o escoamento médio e os termos adicionais resultantes da decomposição. Em linhas gerais, dividem-se em três grupos principais:

- Modelos baseados nas equações médias de Reynolds (RANS – *Reynolds Averaged Navier–Stokes*): Nesta abordagem, busca-se calcular o campo médio, considerando os efeitos da turbulência por meio de modelos específicos. Inicialmente, realiza-se a média temporal das equações de Navier–Stokes, o que gera termos adicionais relacionados às interações entre as flutuações. Esses termos são modelados com o auxílio de modelos clássicos, como k- ϵ e k- ω . Por demandarem recursos computacionais relativamente modestos, os métodos RANS têm sido amplamente empregados em aplicações de engenharia nas últimas décadas.
- Simulação das grandes escalas (LES – *Large Eddy Simulation*): Trata-se de uma abordagem intermediária que busca resolver explicitamente os maiores turbilhões do escoamento. Para isso, aplica-se um filtro espacial às equações de Navier–Stokes,

preservando as grandes estruturas e modelando as menores por meio de modelos de sub-malha. Embora apresente custo computacional elevado, a LES tem sido cada vez mais empregada para simulações envolvendo geometrias complexas, oferecendo maior fidelidade na representação da turbulência.

- Simulação numérica direta (DNS – *Direct Numerical Simulation*): Nesse caso, todas as escalas turbulentas são resolvidas diretamente a partir das equações de Navier–Stokes, utilizando malhas suficientemente refinadas para capturar os comprimentos de Kolmogorov (Frisch [1995]) e passos de tempo pequenos para acompanhar as flutuações mais rápidas. Embora seja a técnica mais precisa, seu custo computacional extremamente elevado limita sua aplicação a estudos acadêmicos e casos simplificados.

2.2.7 Modelos de turbulência de duas equações

Na maioria das aplicações de engenharia, não é necessário capturar todos os detalhes das flutuações turbulentas. O interesse concentra-se, em geral, nas propriedades médias do escoamento, como velocidades, pressões e tensões médias (Versteeg and Malalasekera [2007]). Nesse contexto, os modelos baseados nas equações RANS são os mais utilizados, uma vez que permitem estimar os fluxos turbulentos de maneira prática e com custo computacional reduzido.

O desafio central consiste em modelar as tensões de Reynolds de modo a fechar o sistema de equações governantes. Entre os diversos modelos disponíveis, destacam-se os chamados modelos de duas equações, como os modelos k - ϵ e k - ω . Neles, são resolvidas equações adicionais de transporte para variáveis turbulentas específicas: a energia cinética turbulenta k , a taxa de dissipação por unidade de massa ϵ ou a taxa de dissipação específica ω .

A formulação desses modelos baseia-se na hipótese de que os gradientes turbulentos de momento e de escalares podem ser relacionados à viscosidade turbulenta μ_t . Essa, por sua vez, é representada como o produto de uma escala de velocidade característica e de uma escala de comprimento turbulenta. Nos modelos de duas equações, a escala de velocidade é obtida a partir de k , enquanto a escala de comprimento é deduzida de k e de ϵ ou ω , dependendo do modelo adotado.

Esse tipo de abordagem oferece um bom equilíbrio entre custo computacional e acurácia, sendo amplamente empregada em aplicações industriais e acadêmicas. Além disso, o fato de trabalhar com variáveis médias simplifica a implementação numérica e favorece sua integração em pacotes de CFD comerciais.

2.2.7.1 Modelo k- ω SST

O modelo SST (*Shear Stress Transport*) surgiu da necessidade de melhorar a previsão de escoamentos sujeitos a fortes gradientes de pressão adversa e separação da camada limite (Menter [1993]). Durante muito tempo, os modelos de turbulência tradicionais não conseguiram representar adequadamente esses fenômenos. Em particular, o modelo k- ϵ , amplamente utilizado, apresentou limitações na descrição das camadas limites turbulentas até o ponto de separação (Wilcox et al. [1998]).

O modelo k- ω demonstrou maior precisão nas regiões próximas às paredes e se mostrou adequado para escoamentos com gradientes moderados de pressão adversa. Entretanto, apresentou grande sensibilidade às condições impostas no *freestream*, o que restringiu sua utilização como alternativa direta ao modelo k- ϵ (Menter [1992]).

Visando superar essas limitações, Menter desenvolveu o modelo híbrido k- ω SST, que combina as vantagens dos dois modelos: utiliza a formulação k- ω junto às paredes, garantindo maior robustez e precisão nessa região, enquanto em zonas afastadas da parede adota o modelo k- ϵ . A transição entre as duas abordagens é controlada por funções de mesclagem específicas.

Essa formulação permite prever de forma mais confiável o início e a intensidade da separação em escoamentos sob gradientes de pressão adversa, devido à inclusão de mecanismos adicionais de transporte na definição da viscosidade turbulenta. Como contrapartida, o modelo apresenta maior complexidade e demanda computacional superior em relação aos modelos clássicos de duas equações (Dose [2013]).

A relação entre a viscosidade turbulenta ν_t , a energia cinética turbulenta k e a taxa de dissipação específica ω é definida como:

$$\nu_t = \frac{\alpha_1 k}{\max(a_1 \omega, SF_2)} \quad (2.30)$$

em que α_1 e a_1 são constantes do modelo, F_2 é uma função de mesclagem e S representa o tensor de deformação.

As equações de transporte para k e ω mantêm a estrutura do modelo k- ω , mas incluem as funções de mesclagem F_1 e F_2 , que regulam a alternância entre as formulações k- ω e k- ϵ (Wilcox et al. [1998], Menter [1993, 1994, 2009]):

$$\frac{\partial k}{\partial t} + u_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \tau_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \beta^* k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \sigma^* \nu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (2.31)$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + u_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \alpha S^2 + 2(1 - F_1) \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i} - \beta \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \sigma^* \nu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] \quad (2.32)$$

Detalhes completos das funções de mesclagem F_1 , F_2 e dos parâmetros envolvidos podem ser consultados em Menter [1993, 1994, 2009]. Uma das principais vantagens do modelo é seu desempenho robusto no tratamento próximo às paredes em escoamentos de baixo número de Reynolds.

3 Modelagem geométrica e estrutural das pás

Esta pesquisa visa a modelagem computacional de pás de turbinas eólicas, com foco na compatibilidade dos modelos estruturais e aerodinâmico para os problemas de interação fluido estrutura. No processo da modelagem computacional, as modelagens geométrica e a física (estrutural) são de extrema importância.

Esta seção tem por finalidade, portanto, descrever o processo de geração dos modelos das pás das turbinas eólicas analisadas nessa pesquisa. Nesse processo, são incorporados aos modelos as geometrias externas e internas das seções transversais, as propriedades elásticas dos materiais, bem como as suas propriedades inerciais e de área.

São descritos o processo para a construção de dois modelos de pás, o da pá da turbina eólica NREL 5MW NWTC (Jonkman et al. [2009]) e da SNL 5MW SANDIA (Resor [2013]). Informações sobre as propriedades aerodinâmicas do modelo NWTC é vasta na literatura. Todavia, há uma escassez de informações sobre suas características estruturais. Por esse motivo, essa pá foi modelada como uma seção maciça com características elásticas e inerciais equivalentes às da seção real. Por outro lado, para o modelo SANDIA não há informações relacionadas a suas propriedades aerodinâmicas, mas há uma riqueza de informações no que se refere as propriedades dos materiais que as compõem e suas respectivas geometrias.

Validam-se os modelos por meio de uma análise modal, comparando-se os modos e respectivas frequências naturais. Tendo em vista a importância dessa etapa, esta seção detalha os procedimentos adotados que permitiram executar com êxito o processo de modelagem geométrica e estrutural.

3.1 Modelagem geométrica

3.1.1 Turbina eólica NREL NWTC

A hélice da turbina eólica descrita nessa seção é bem difundida na literatura por ser uma das poucas que possui considerável disponibilidade de acesso a informações características de sua concepção, facilitando estudos utilizando a mesma. Trata-se de uma turbina eólica de 5MW, desenvolvida pelo Laboratório Nacional de Energia Renovável (NREL) do Departamento de Energia dos EUA (DOE) em parceria com o Centro Nacional de Tecnologia Eólica (NWTC), cujo relatório documenta especificações detalhadas e realísticas de uma turbina de grande porte, com aproximadamente 128m de diâmetro de rotor e cerca de 12445m² de área varrida (Jonkman et al. [2009]).

Para iniciar o processo de prototipagem de uma pá de turbina é necessário ter de antemão algumas informações. Primeiramente, deve se saber quais aerofólios/outras formas compõem a estrutura, ou seja, as suas seções. A pá em estudo tem três famílias

de seções aerodinâmicas: as circulares, as DU (Delft University) e as NACA (National Advisory Committee for Aeronautics). O relatório não dá informações a respeito da geometria dos aerofólios, mas é possível obter em outras fontes (Agarwala and Ro [2015]) os arquivos com as coordenadas dos pontos que compõe cada aerofólio, com corda unitária. Todas os aerofólios e círculos podem ser vistos sobrepostos na Figura 20, cada qual já com sua respectiva corda.

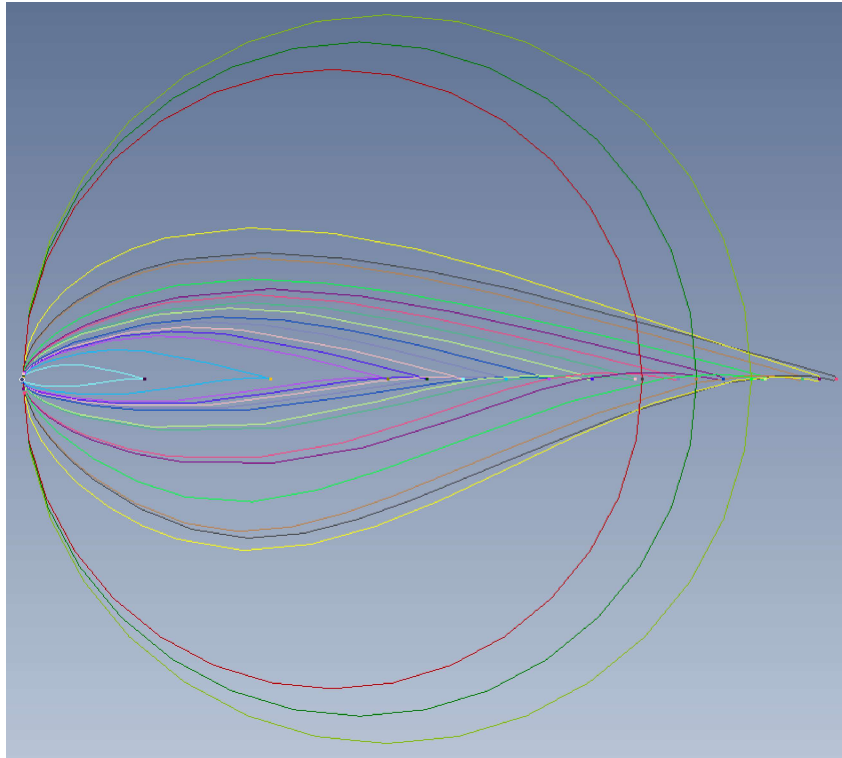


Figura 20 – Seções que compõem a pá da turbina NREL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

A próxima etapa se baseia em espaçar as seções acima mencionadas uma determinada distância, começando da raiz e indo até a ponta da pá. Ao todo são 18 seções que seguem a distribuição mostrada na Figura 21. Além disso, nesta mesma etapa, outro procedimento deve ser feito. O mesmo se trata de fazer o *twist* de cada seção, ou seja, girar cada uma das seções um determinado ângulo em relação ao eixo ao longo da pá.

O último passo fica por conta de se fazer um *loft* através das seções, conectando-as entre si, para então gerar a geometria final da pá da turbina NREL 5MW. A mesma pode ser visualizada na Figura 22. De posse da geometria da pá, basta gerar mais duas idênticas e espaçá-las igualmente em relação ao eixo do *hub*. Conectando todas as três pás ao *hub* obtém-se o rotor da turbina eólica, conforme pode ser visto na Figura 23.

Nesse ponto, a pá ou rotor da turbina já se encontra apta para as simulações aerodinâmicas, no entanto o interesse desta pesquisa se concentra na interação fluido-estrutura. No relatório são especificadas diversas propriedades estruturais da pá, também

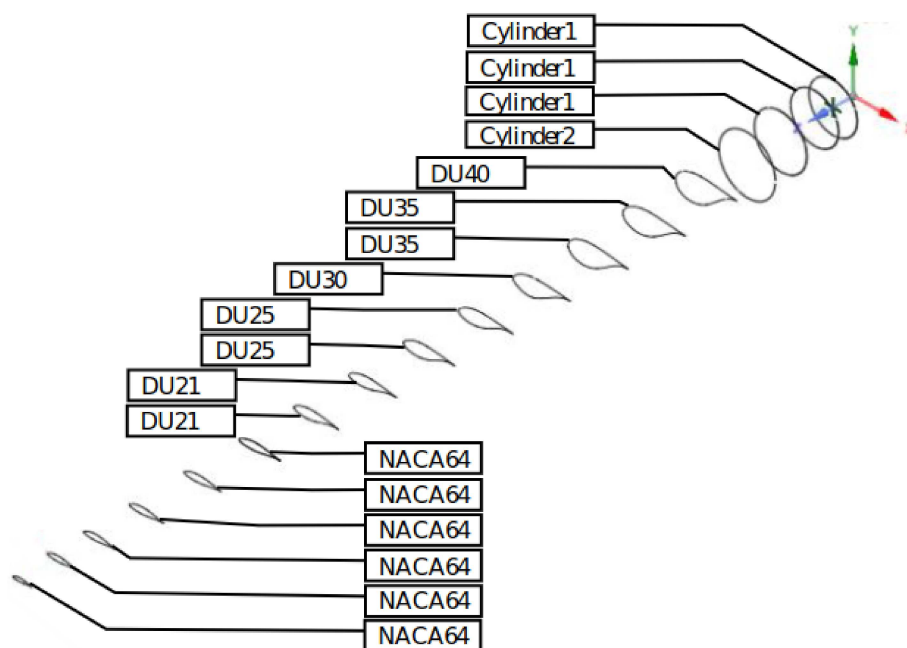


Figura 21 – Seções espaçadas da pá da turbina NREL 5MW. (Fonte: modificado Abd-Elhay [2021]).

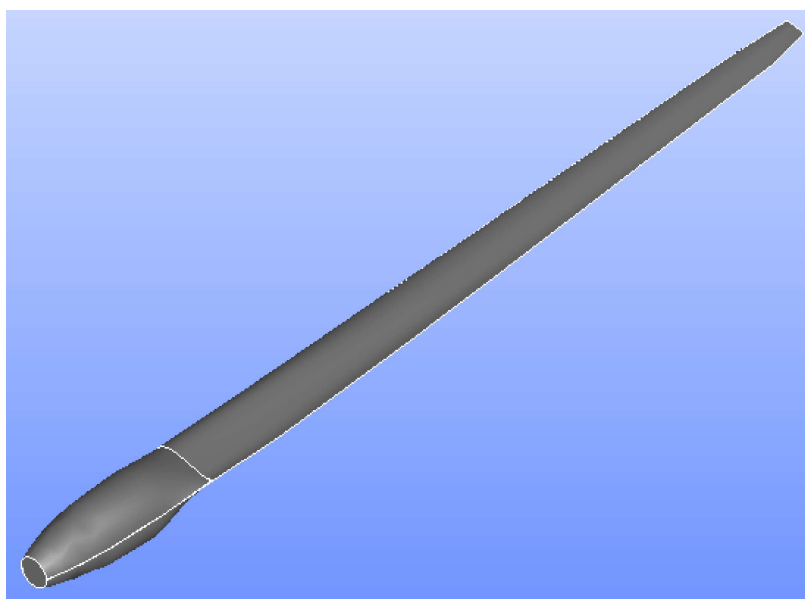


Figura 22 – Pá da turbina NREL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

por seção, no entanto, o espaçamento entre as mesmas é menor do que para as seções aerodinâmicas. Dito isso, para propriedades estruturais são contabilizadas 49 seções distintas.

Contudo, a parte interna da seção estrutural de uma pá de turbina eólica pode ser algo bem complexo de ser analisado, isso porque não se tratam de seções cheias, além de utilizarem materiais compósitos em sua fabricação. A parte externa da pá (casca) pode resistir a cargas de torção, mas não é resistente o suficiente para suportar outras cargas,

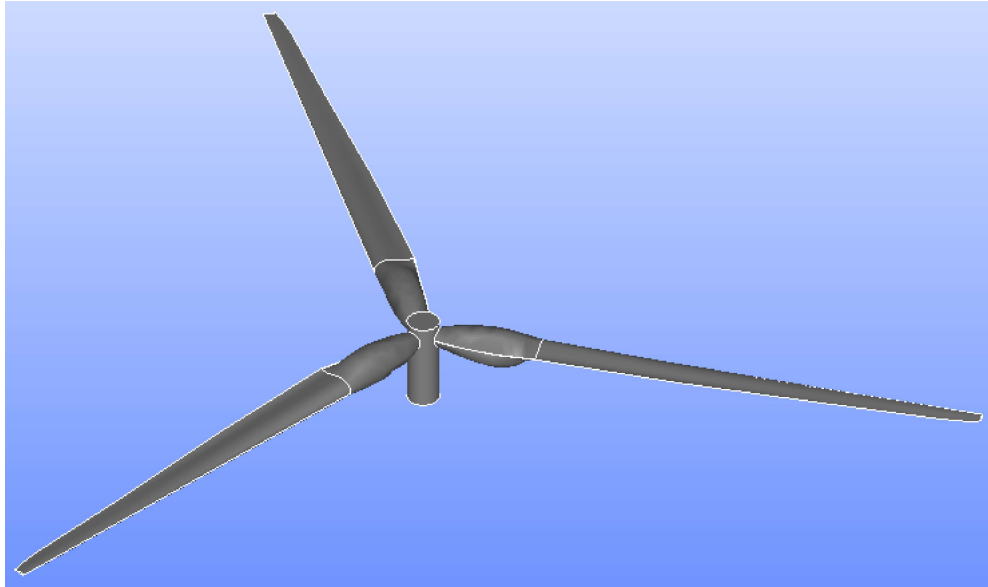


Figura 23 – Rotor da turbina NREL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

como de flexão (Erich [2006]). Dessa forma, as pás do rotor integram ao longo de sua extensão uma viga responsável pela condução dos esforços, transferindo para o cubo do rotor as cargas aerodinâmicas atuantes. A Figura 24 apresenta, em corte transversal, a configuração estrutural interna de uma pá eólica.

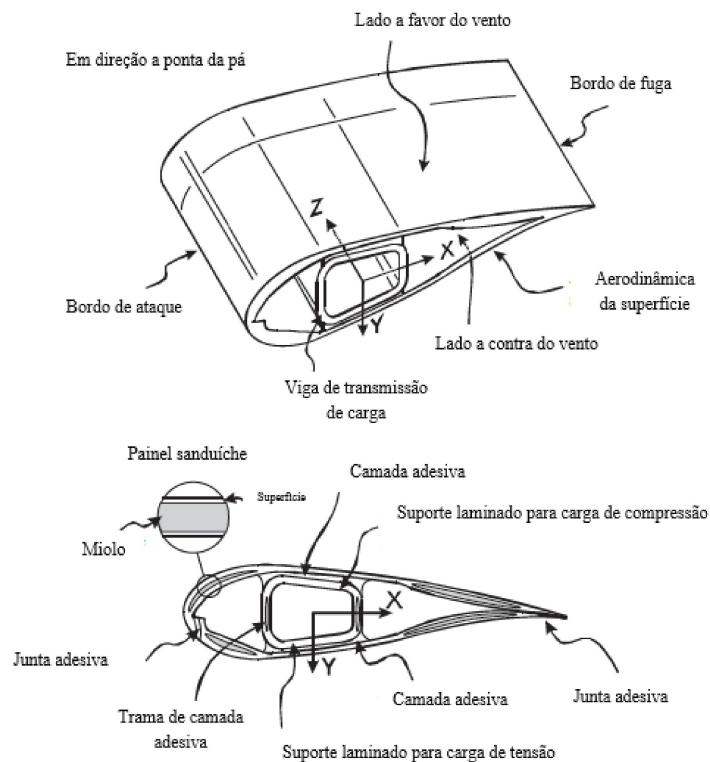


Figura 24 – Sistema estrutural interno de uma pá de turbina eólica em seção transversal. (Fonte: modificado Tong [2010]).

No relatório (Jonkman et al. [2009]) não existem informações sobre a geometria interna dessas seções, bem como espessuras da casca e da viga de transmissão, inviabilizando a possibilidade de saber principalmente qual a área preenchida de cada seção. Ademais, o material compósito é apenas citado como sendo polímero reforçado com fibra de vidro. Para contornar o problema os códigos HAWC2 (Kim et al. [2013]) e BECAS (Blasques and Stolpe [2012]), ambos da DTU Wind Energy, foram estudados e com eles foi possível obter algumas propriedades geométricas e estruturais desacopladas. Isto é, no relatório da NREL 5MW tem-se como exemplo a propriedade “EA” acoplada (módulo de elasticidade ou Young multiplicado pela área), que foi posteriormente transformada para E e A (desacoplados). Outras propriedades do relatório passaram pelo mesmo processo.

Mesmo assim ainda faltavam informações para saber como essa área é distribuída dentro da seção. A solução encontrada para isso foi transformar todas características geométricas e propriedades estruturais de uma seção vazada para uma seção equivalente, visto que, se tratando de uma seção cheia não existe uma distribuição de geometria internamente a essa seção. Não houve perda de informações pois os dados das seções vazadas foram obtidos pelo código HAWC2/BECAS utilizando as informações do relatório e porque seções cheias de quaisquer geometria são passíveis de se obter informações, de por exemplo momento de inércia de área, por mais que não sejam triviais os cálculos.

3.1.2 Turbina eólica SNL SANDIA

Buscando obter uma geometria mais próxima da realidade, o NuMAD (Numerical Manufacturing And Design) (Resor et al. [2010]), desenvolvido pela Sandia National Laboratories foi empregado. Tal laboratório foi responsável pela divulgação das informações de projeto estrutural da SNL 5MW (espessura da casca e longarina, localização das longarinas internamente à seção dos aerofólios), além dos dados acerca dos materiais que compõe os compósitos e suas distribuições ao longo das pás (Resor [2013]). Cada pá é dividida em algumas zonas conforme apresentado na Figura 25.

Para prototipagem desta pá, a parte externa foi construída da mesma maneira que a anterior, exceto pelo fato de que essa se trata de uma casca (seção vazada) e a outra é um sólido (seção cheia). Cada seção da casca é dividida em duas regiões (baixa pressão (LP) e alta pressão (HP)) e cada uma dessas regiões é dividida em outras sete (na maior parte, pois seções mais perto da ponta são divididas em menos regiões), que são espelhadas em relação ao eixo da corda do aerofólio e que começam no bordo de ataque e terminam no bordo de fuga.

Na Figura 26 estão apresentadas todas essas regiões acima mencionadas para a seção à 6.9m da raiz. Essas regiões são divididas com base nas zonas, onde CAP são as capas da longarina, LE's pertencem ao bordo de ataque e, TE's e FLAT, são pertencentes ao bordo de fuga. As subdivisões REINF e PANEL referem-se à reforço e painel, respectivamente, e

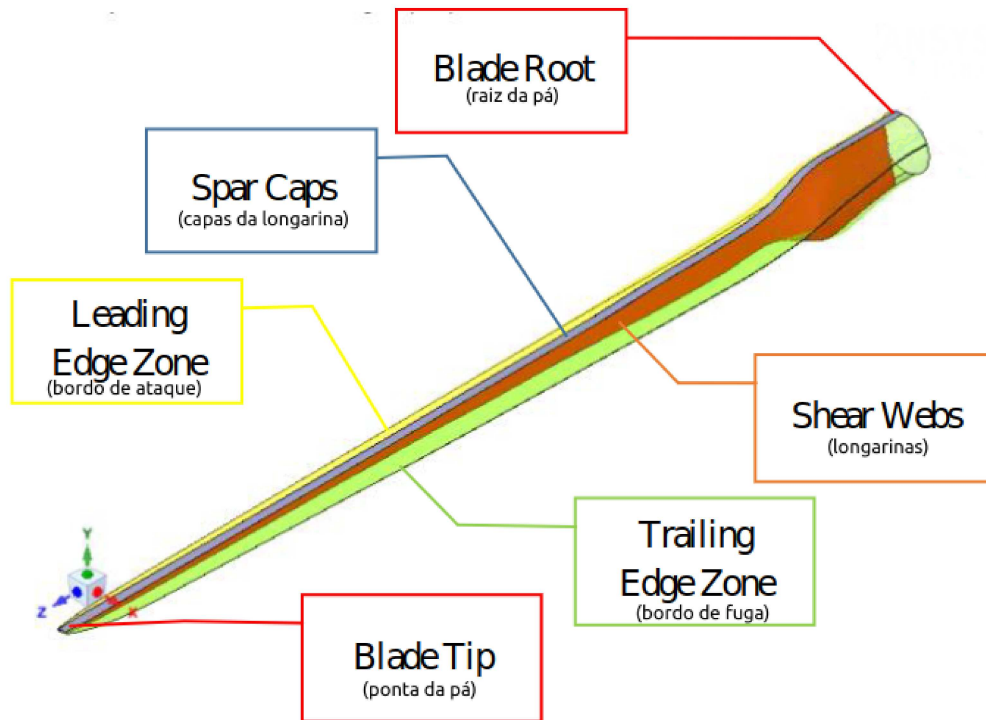


Figura 25 – Zonas principais da SNL 5MW. (Fonte: modificado Abd-Elhay [2021].)

significa que nessas regiões houve uma alteração no arranjo dos compósitos. As longarinas não possuem divisões de regiões e não estão presentes em todo comprimento da pá, elas começam em 1.3667m e terminam em 60.1333m, como mostrado na Figura 27.

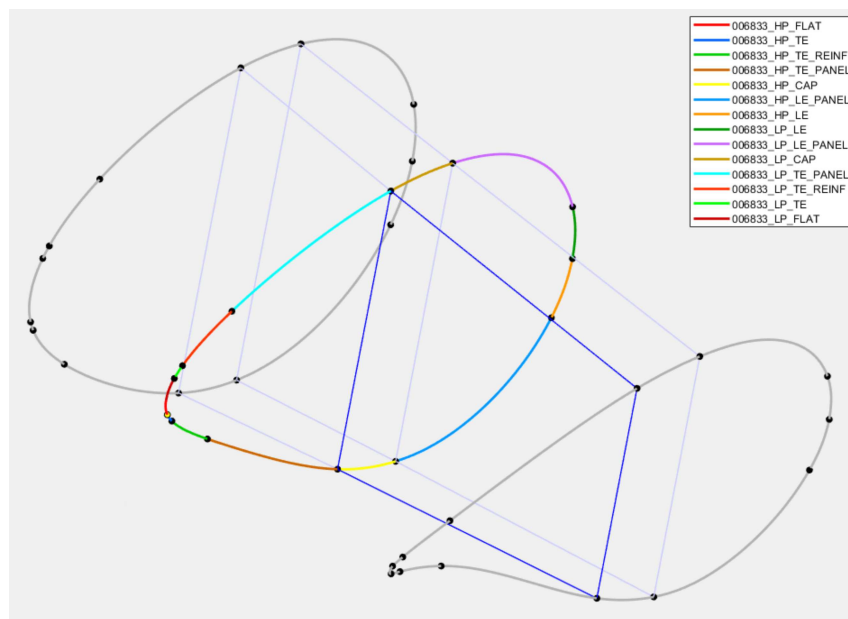


Figura 26 – Divisão das regiões de uma seção da SNL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

Na Figura 28 é apresentada a pá com todas suas regiões, totalizando 546 regiões

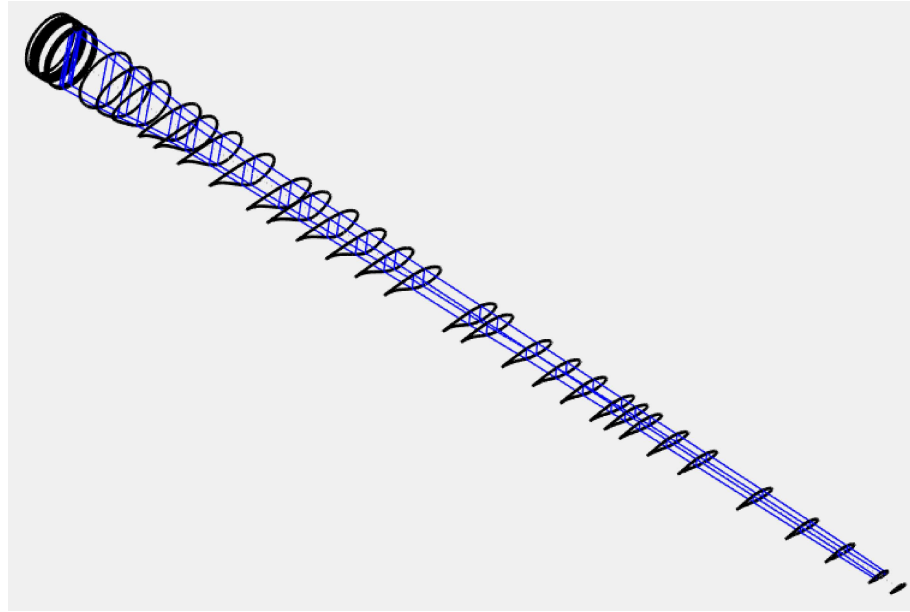


Figura 27 – Seções espessadas e longarinas da SNL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

distintas. Cada região possui a sua combinação de materiais (compósitos) e espessuras. Os materiais utilizados nos compósitos são: Gelcoat (camada de gel/cola), E-LT-5500/UD (fibra de vidro uniaxial com orientação de fibra 0° em relação ao eixo da pá), SNL/Triax (fibra de vidro uniaxial e duplamente inclinada a 0° e $\pm 45^\circ$ de orientação em relação ao eixo da pá), Saertex/DB (fibra de vidro com orientação de fibra com dupla inclinação $\pm 45^\circ$ em relação ao eixo da pá), Foam (espuma) e Carbon/UD (fibras de carbono uniaxiais na orientação de fibra 0° em relação ao eixo da pá). A Tabela 1 sumariza as propriedades mecânicas, o número de *layers* (camadas), bem como suas espessuras para formação dos compósitos utilizados na pá. E , G_{ij} e ν_{ij} são respectivamente módulo de elasticidade, módulo de cisalhamento e coeficiente de Poisson. i e j representam as direções.

	Espessura camada	Orientação	E1	E2 = E3	G12 = G13 = G23	ν_{12} = ν_{13} = ν_{23}	Densidade
	mm		MPa	MPa	MPa	-	kg/m ³
Gelcoat	0.05		3440		1380	0.3	1235
E-LT-5500(UD)	0.47	$[0]_2$	41800	14000	2630	0.28	1920
SNL(Triax)	0.94	$\pm[45]_2$	27700	13650	7200	0.39	1850
		$[0]_2$					
Saertex(DB)	1	$\pm[45]_4$	13600	13300	11800	0.49	1780
Foam	1		256	256	22	0.3	200
Carbon(UD)	0.47	$[0]_2$	114500	8390	5990	0.27	1220

Tabela 1 – Propriedades de cada material.

Conforme mostrado na Figura 29 e de acordo com (Chen et al. [2019])(Pourazarm

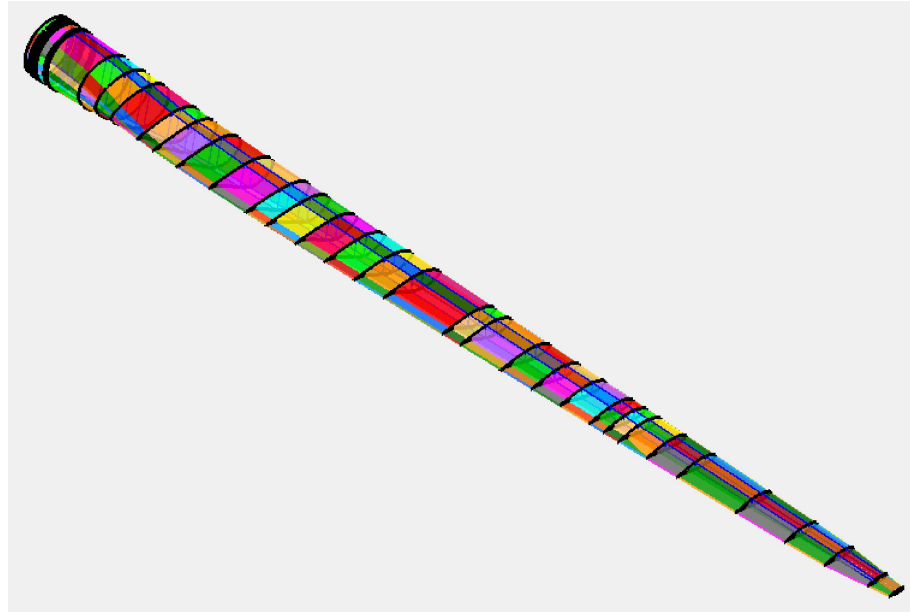


Figura 28 – Divisão das regiões da casca da pá da turbina SNL 5MW. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

et al. [2016])(Resor [2013]), os materiais compósitos são distribuídos ao longo da extensão e seção transversal da pá. A imagem apresenta a disposição do material compósito e a orientação das fibras, no entanto, a espessura mostrada não está em escala. A disposição dos *layers* no bordo de ataque e no bordo de fuga consiste em SNL (TX) $\pm[45]_2 [0]_2$, Foam, SNL (TX) $\pm[45]_2 [0]_2$ e Gelcoat. O reforço do bordo de fuga consiste em SNL (TX) $\pm[45]_2 [0]_2$, Foam, E-LT-5500 (UD) $[0]_2$, SNL (TX) $\pm[45]_2 [0]_2$ e Gelcoat. Embora a disposição da região da casca que fica entre as longarinas (capa) seja a mesma dos painéis (bordo de ataque e bordo de fuga), o Foam é substituído por Carbon (UD) $[0]_2$. Para as longarinas, a disposição é Saertex (DB) $\pm[45]_4$, Foam e Saertex (DB) $\pm[45]_4$. A fim de fortalecer a raiz da pá para resistir a altas tensões, perto do *hub*, uma camada extra de SNL (TX) $\pm[45]_2 [0]_2$ é adicionado.

3.2 Modelagem estrutural

3.2.1 Turbina eólica NREL NWTC

Análises estruturais foram conduzidas com o uso do software livre CalculiX (Dhondt [2004]), da MTU Aero Engines, programa esse destinado a cálculos tridimensionais de estruturas usando modelo de elementos finitos. Análises foram feitas para obter os modos de vibração e as frequências naturais tanto de uma pá isolada como do rotor completo, como consta no relatório da NREL 5MW, para fins de comparação e validação.

A malha para ambos os casos foi feita no software aberto SALOME (Ribes and Caremoli [2007]), código robusto desenvolvido pela OpenCascade. Um teste de malha

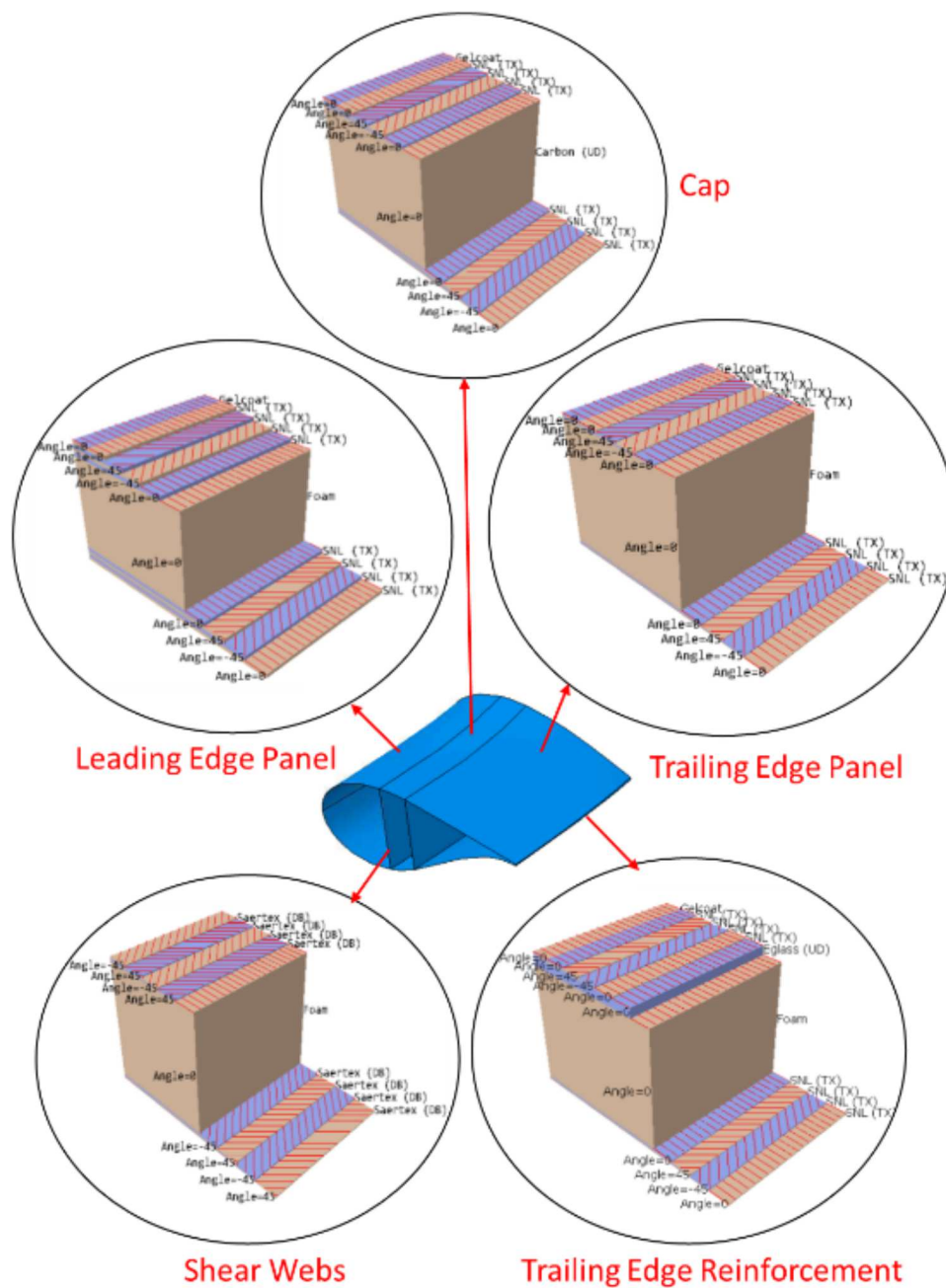


Figura 29 – Disposição de camadas e orientação de fibras para cada região. (Fonte: Abd-Elhay [2021].)

foi conduzido a fim de buscar a malha que melhor atendesse às demandas: baixo custo computacional e bom nível de refinamento. Três diferentes malhas foram produzidas para o teste e as mesmas são apresentadas (da menos para a mais refinada) nas Figuras 30 e 31, onde na primeira é mostrada toda a pá e na segunda um dos sólidos que a compõe, apenas para visualização do refinamento interno. O número de elementos e nós para cada nível pode ser visto na Tabela 2. Foram feitas tentativas para obter uma malha ainda menos refinada, porém as mesmas não convergiram.

A malha completa escolhida para o caso de apenas uma pá foi a composta por

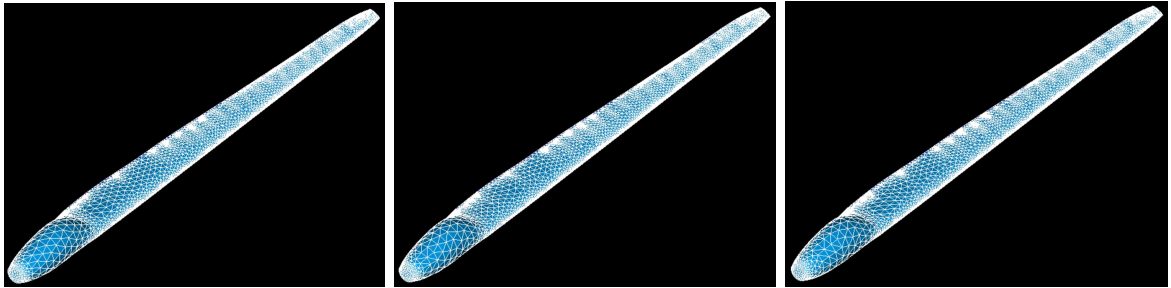


Figura 30 – Malhas da pá com diferentes níveis de refinamento. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

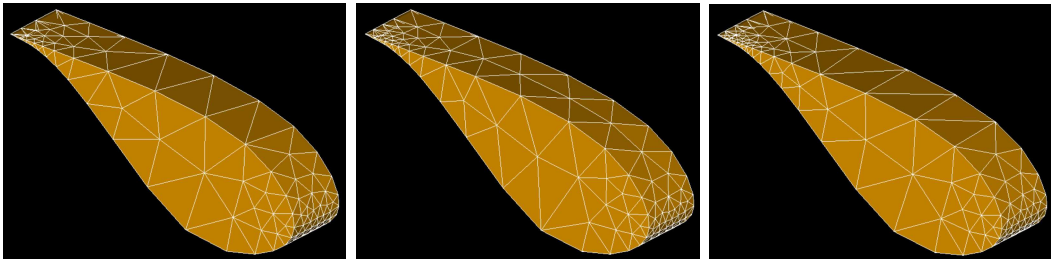


Figura 31 – Malhas de um dos sólidos que compõem a pá com diferentes níveis de refinamento. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

	Menos refinada	Refinamento médio	Mais refinada	
Pá	33504	43586	69688	elementos
	10140	12909	19615	nós
Sólido (Figura 31)	367	465	710	elementos

Tabela 2 – Número de elementos e nós para cada nível de refinamento.

33504 elementos e 10140 nós. Ela apresentou resultados tão bons quanto aos obtidos pelas outras duas opções, sendo assim, não se fez necessária a utilização de um refinamento melhor, otimizando o custo computacional. Os valores das frequências dos três primeiros modos de vibração para cada malha podem ser vistos na Tabela 3. O tipo de elemento usado foi o C3D4 (elemento linear tetraédrico de quatro nós). Suas funções de interpolação podem ser encontradas em Zienkiewicz and Taylor [2005]. Para essas simulações a pá foi dividida em 49 seções (já mencionadas), contabilizando 48 sólidos, cada qual com suas propriedades. A Figura 32 apresenta os sólidos que compõem a pá, com suas respectivas malhas.

	Menos refinada	Refinamento médio	Mais refinada
Primeiro modo flap	0.64 Hz	0.63 Hz	0.63 Hz
Primeiro modo edge	1.15 Hz	1.16 Hz	1.16 Hz
Segundo modo flap	1.98 Hz	2.0 Hz	2.01 Hz

Tabela 3 – Frequência dos três primeiros modos para cada nível de refinamento.

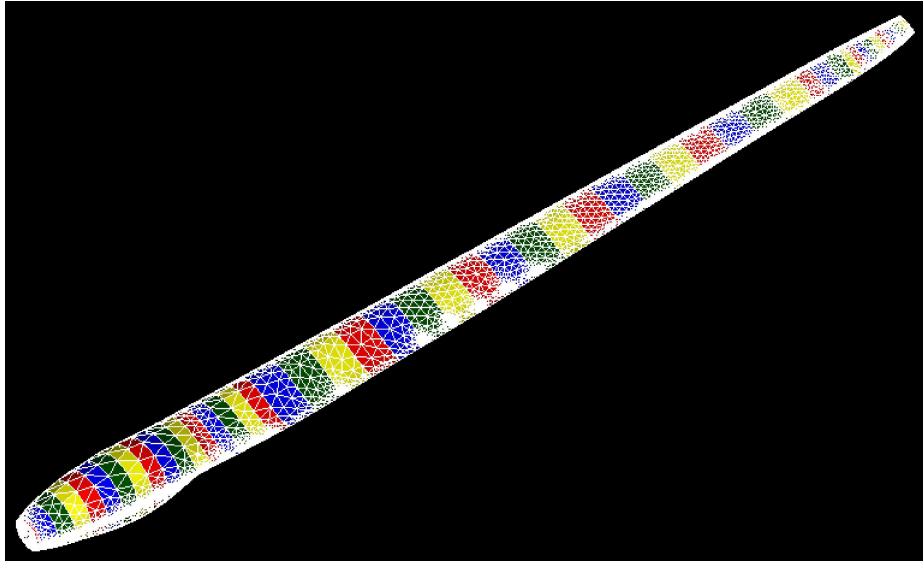


Figura 32 – Sólidos discretizados que compõem a pá. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

O processo para discretizar o rotor completo passou pelas mesmas etapas que o da pá, com a diferença que para o caso do rotor foram 144 sólidos. Cada uma das três pás possuem a mesma distribuição de propriedades ao longo do seu comprimento longitudinal e são igualmente espaçadas em relação ao *hub*. A malha completa do rotor utiliza o mesmo nível de refinamento selecionado para a pá isolada, contabilizando 111122 elementos e 33891 nós, e a mesma pode ser vista na Figura 33. Na raiz de cada pá ocorre o engaste ao *hub* (o qual não é representado como um elemento finito), e por isso, não aparece nessa imagem. Mesmo assim o volume por ele ocupado é levado em conta.

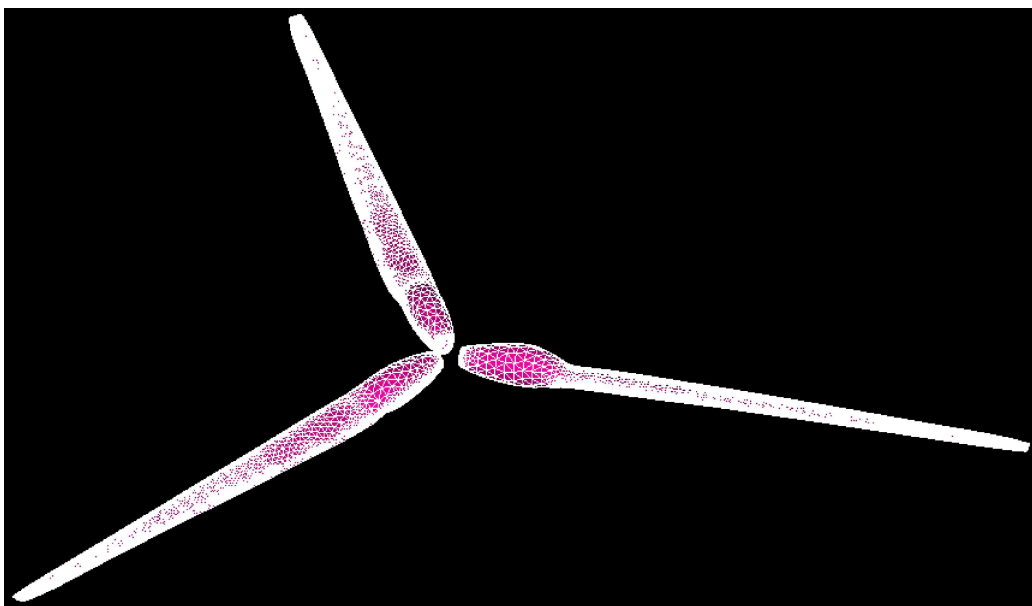


Figura 33 – Malha do rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

Os materiais elásticos lineares são caracterizados por um potencial elástico onde apenas os termos quadráticos na deformação são mantidos. Podem ser definidos como isotrópico, ortotrópico ou totalmente anisotrópico. Materiais elásticos lineares isotrópicos são caracterizados pelo seu módulo de Young e coeficiente de Poisson. Materiais ortotrópicos são caracterizados por nove constantes diferentes de zero e materiais totalmente anisotrópicos por 21 constantes.

Para este caso todos os 48 materiais foram definidos como sendo isotrópicos. Além de módulo de Young e coeficiente de Poisson, a densidade também deve ser informada. Vale ressaltar que todas as informações de propriedades estruturais são para as seções, no entanto, como os materiais devem ser adicionados aos sólidos, foi feita uma média entre as duas seções que englobam o sólido. A Tabela 4 apresenta as informações mais importantes para cada material.

Material	Módulo de Young (GPa)	Densidade (kg/m ³)	Material	Módulo de Young (GPa)	Densidade (kg/m ³)
1	2.33	72.5	25	3.11	137.72
2	2.43	77.25	26	3.42	154.66
3	2.38	79.3	27	3.5	159.52
4	2.03	73	28	3.32	157.7
5	1.47	62.6	29	3.18	155
6	0.9	45.3	30	3.25	158
7	0.6	36.26	31	3.51	164.3
8	0.54	34.17	32	3.54	167.7
9	0.69	38.7	33	3.53	165.55
10	1.13	52.85	34	3.43	159.58
11	1.82	74.15	35	3.32	151.86
12	2.23	88.58	36	3.46	154.47
13	2.22	93.87	37	3.51	152.67
14	2.11	89.17	38	3.46	144.4
15	1.88	88.5	39	3.59	142.65
16	1.74	88.47	40	3.84	145.92
17	1.74	87.05	41	3.49	147.15
18	1.76	87.76	42	3.14	148.72
19	1.87	90.36	43	3.42	157.85
20	2.14	101.76	44	4	173.7
21	2.54	114.75	45	5.15	201.9
22	2.91	126	46	7.29	257
23	3.09	133.7	47	5.5	190.58
24	3.05	136.43	48	3	172

Tabela 4 – Módulo de Young e densidade de cada material.

Em uma análise modal, as frequências naturais e os modos de vibração mais baixos da estrutura são calculados. Um ponto relevante na implementação atual é que, ao invés de procurar pela menor frequência do problema de autovalor, os maiores autovalores do

problema inverso são determinados. Para problemas grandes isso resulta em um tempo de execução reduzido por um fator de aproximadamente 100. A inversão é realizada chamando o solucionador de equações lineares SPOOLES (SParse Object Oriented Linear Equations Solver).

Todos os dados de saída dos modos de vibração são normalizados por meio da matriz de massa, ou seja, a massa generalizada é um. O autovalor do problema é na verdade o quadrado da frequência natural. O autovalor é garantido ser real (as matrizes de rigidez e massa são simétricas), mas é positivo apenas para matrizes de rigidez positivas definidas.

Além das frequências naturais, a massa efetiva total e a massa efetiva modal total para todos os modos de corpo rígido são também calculadas. Existem seis modos de corpo rígido, três translações e três rotações. Denomina-se qualquer um deles de $\{R\}$ como sendo um vetor correspondente a um modo de corpo rígido unitário, por exemplo uma translação unitária na direção x global. $\{U_i\}$ representa os autovetores. Os fatores de participação P_i são calculados por

$$P_i = \{U_i\}^T [M] \{R\}. \quad (3.1)$$

Eles refletem o grau de participação de cada modo no movimento selecionado de corpo rígido. Lembre-se de que os modos são normalizados em massa, consequentemente a unidade do modo é $1/\sqrt{massa}$, e a unidade do movimento do corpo rígido é comprimento. A massa modal efetiva total é definida por

$$\sum_i P_i^2 \quad (3.2)$$

onde P_i^2 é a massa modal efetiva (unidade: massa · comprimento²). A massa efetiva total é o produto interno do movimento rígido consigo mesmo:

$$\{R\}^T [M] \{R\}. \quad (3.3)$$

No cálculo de infinitos modos, a massa modal efetiva total deve ser igual à massa efetiva total. Como na maioria dos casos apenas um número finito de modos são calculados, a massa modal efetiva total será menor. Ao comparar a massa modal efetiva total com a massa efetiva total obtém-se uma estimativa de quantos modos devem ser suficientes para se realizar um bom cálculo de dinâmica modal (pelo menos para os movimentos rígidos).

Para validar que os valores calculados para as propriedades estruturais de cada sólido estejam dentro do esperado, na Tabela 5 apresenta-se as propriedades de massa e inerciais para pá em questão. Cabe ressaltar que, apesar de uma pequena divergência nos resultados obtidos, os mesmos ainda apresentam uma boa acórdância, visto que, para obtenção

das propriedades estruturais, foram necessários diversos cálculos, e consequentemente, arredondamentos.

	Meta necessária Resor [2013]	Meta desejada Resor [2013]	Dados de saída FAST Resor [2013]	ANSYS computado Resor [2013]	CalculiX computado
Massa total (kg)	17,740		16,878	17,700	18,289
Segundo momento de inércia de massa (em relação a raiz) (kg.m ²)		11,776,047	10,770,679	11,000,000	12,697,775
Primeiro momento de inércia de massa (em relação a raiz) (kg.m)		363,231	331,598	338,086	305,541

Tabela 5 – Massa total, segundo e primeiro momentos de inércia, respectivamente.

Com todas essas informações já é possível montar os arquivos necessários para usar no CalculiX. Como o programa não oferece uma interface gráfica, os códigos devem ser feitos em um arquivo texto onde são chamadas as malhas, os materiais são criados com base nas propriedades da Tabela 4 e os mesmos são adicionados a cada um dos sólidos que compõem as pás, começando da raiz e indo até a ponta da pá. As condições de contorno (engaste nesses casos) são adicionadas aos respectivos nós (raiz da pá) e por fim opta-se por uma análise modal.

As análises tanto para a pá isolada quanto para o rotor apresentaram resultados muito próximos para as frequências naturais em cada modo de vibração. Para o caso do rotor, cada pá é tratada como sendo uma estrutura diferente, por isso cada uma apresenta sua própria frequência, no entanto os valores divergem muito pouco entre si. No relatório da NREL são apresentadas apenas as três primeiras frequências de vibração, as quais são apresentadas na Tabela 6 comparadas aos resultados aqui obtidos.

Modo de vibração	Jonkman [2009] FAST (Hz)	Jonkman [2009] ADAMS (Hz)	CalculiX (Hz)
1st flap assimétrico <i>yaw</i>	0.6664	0.6296	
1st flap assimétrico <i>pitch</i>	0.6675	0.6686	0.64
1st flap coletivo	0.6993	0.7019	
1st edge assimétrico <i>yaw</i>	1.0793	1.0740	
1st edge assimétrico <i>pitch</i>	1.0898	1.0877	1.15
2nd flap assimétrico <i>yaw</i>	1.9337	1.6507	
2nd flap assimétrico <i>pitch</i>	1.9223	1.8558	1.98
2nd flap coletivo	2.0205	1.9601	

Tabela 6 – Comparação frequências Jonkman et al. [2009] versus CalculiX.

A Figura 34 mostra os três primeiros modos de vibração associados às frequências da Tabela 6. Nas imagens é possível observar nitidamente a diferença entre um modo *flap*

e um *edge*, os quais se caracterizam basicamente pela diferença sobre qual eixo a pá irá fletir.

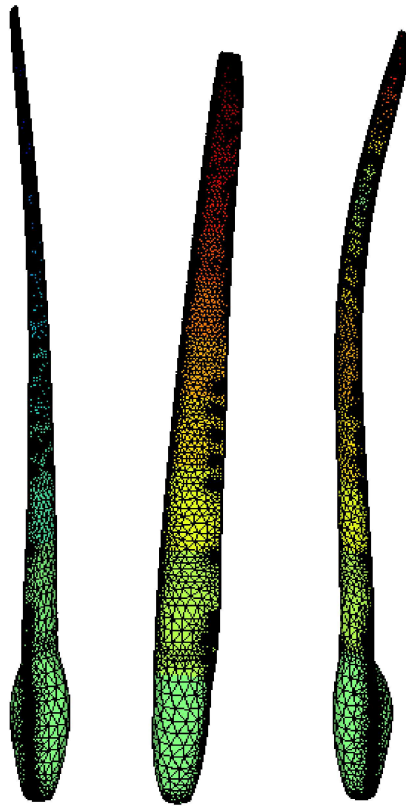


Figura 34 – Primeiro modo flap, primeiro modo edge e segundo modo flap, respectivamente. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

Por fim, como no relatório são apresentados apenas os três primeiros modos e frequências, outro trabalho foi necessário para se obter as demais para fins de comparação. A Tabela 7 conta com os resultados de Stanoev and Kusuma Chandrashekhara [2019] em comparação com os resultados obtidos neste trabalho. A metodologia abordada no trabalho recém citado é diferente da utilizada aqui, principalmente por ser uma metodologia analítica. No entanto, como se trata do mesmo objeto de estudo, o resultado esperado deve ser o mesmo para ambos os casos. Analisando os resultados percebe-se uma ótima concordância com os estudos que foram comparados, exceto apenas pelo detalhe da não obtenção do primeiro modo de torção, motivo esse que desencadeou o estudo descrito na próxima seção.

3.2.2 Turbina eólica SNL SANDIA

Para esta pá as análises estruturais foram conduzidas em dois softwares distintos. O NuMAD, onde toda a geometria foi desenvolvida, consegue exportar um tipo de arquivo que só é lido pelo Ansys Mechanical APDL (MAPDL) (Thompson and Thompson [2017]).

Modo de vibração	Stanoev [2019] (Hz)	CalculiX (Hz)
Primeiro modo flexão flap	0.6771	0.64
Primeiro modo flexão edge	1.1113	1.15
Segundo modo flexão flap	1.9472	1.98
Primeiro modo flap/edge	4.0262	4.11
Segundo modo flap/edge	4.5295	4.59
Primeiro modo torção	5.5181	-

Tabela 7 – Comparação de resultados de frequência advindos do próprio autor e os de Stanoev and Kusuma Chandrashekhara [2019].

APDL (Ansys Parametric Design Language) é uma poderosa linguagem estruturada de scripts usada para interagir com o solucionador Ansys Mechanical.

Ao ler tal arquivo pelo MAPDL todas informações geométricas (divisão de seções, materiais utilizados (dois isotrópicos e quatro ortotrópicos), disposição/orientação dos compósitos) são importadas. Além disso, o tamanho do elemento é pré determinado como sendo 0.08m (de acordo com o estudo de malha feito por Resor [2013]). Ademais, a condição de contorno de engaste para os nós da raiz é pré estabelecida também. Todas essas informações advêm do arquivo construído e exportado pelo NuMAD. Levando em conta todas as informações mencionadas, a malha é composta por 105012 elementos e 103567 nós e parte dela pode ser visualizada na Figura 35. A malha da seção à 6.9m da raiz pode ser vista na Figura 36 com todas as divisões de regiões e com a respectiva espessura das camadas de compósitos para cada região.

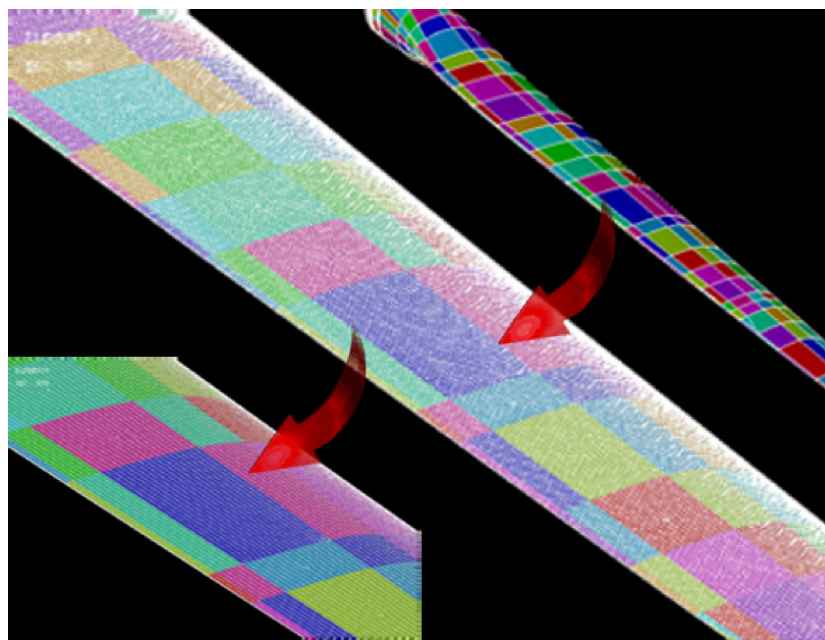


Figura 35 – Malha de determinada região da pá. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

Os elementos são do tipo SHELL181 (elemento linear de quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó). É adequado para analisar estruturas de casca finas a

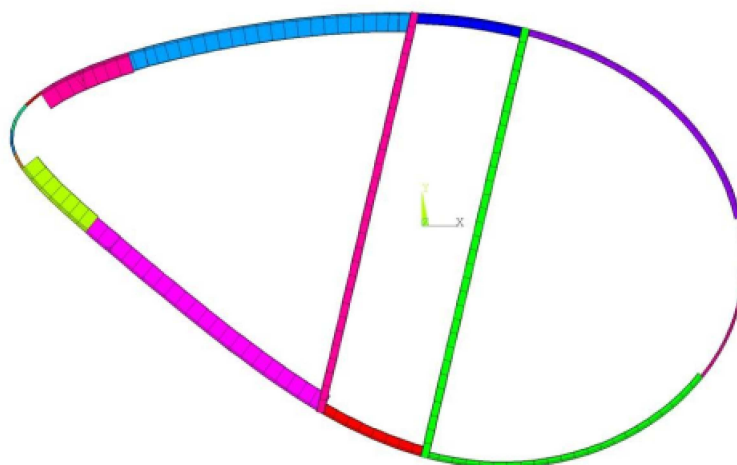


Figura 36 – Malha da seção da pá, à 6.9m da raiz. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

moderadamente espessas. Serve bem em aplicações lineares, com grandes rotações e/ou grandes deformações não-lineares (a mudança na espessura da casca é contabilizada). No domínio dos elementos são suportados esquemas de integração total e reduzida. Pode ser usado para modelagem de cascas utilizando compósitos. A precisão na modelagem de cascas compósitas é governada pela teoria de deformação por cisalhamento de primeira ordem (geralmente chamada de teoria de cascas de Mindlin-Reissner). A formulação do elemento é baseada em deformações logarítmicas e medidas de tensão verdadeira (tensão de Cauchy). A cinemática do elemento permite deformações finitas (alongamento), no entanto, as mudanças na curvatura dentro de um incremento de tempo são consideradas pequenas. Consulte Dvorkin [1984], Dvorkin and Bathe [1984], Bathe and Dvorkin [1986] para obter mais detalhes sobre este elemento.

Após todos os dados inseridos no software, uma análise modal é conduzida buscando os modos e frequências naturais da pá. Vale a pena lembrar que a motivação para desenvolver a pá com casca e longarinas foi a de que a pá sólida não havia conseguido capturar o primeiro modo de torção esperado como resultado. No MAPDL todas análises modais são lineares, qualquer não linearidade é ignorada. O método numérico adotado para resolver a equação neste caso foi o Block Lanczos, usado para problemas grandes com autovalores simétricos. Este solucionador funciona bem quando o modelo consiste em cascas ou uma combinação de cascas e sólidos, e não necessita de uma malha extremamente refinada (Montgomery [1995]).

O solucionador de autovalor Block Lanczos usa o algoritmo Lanczos onde a recursão Lanczos é performada com um bloco de vetores. O método usa o solucionador de matriz esparsa. É especialmente poderoso ao procurar frequências naturais em uma determinada parte do espectro de autovalores de um determinado sistema. A taxa de convergência das frequências naturais será quase a mesma ao extrair modos na faixa média e superior do

espectro, como quando extraindo os modos mais baixos. Embora o código Block Lanczos seja normalmente muito robusto para uma ampla gama de aplicações, alguns tipos de elementos podem causar dificuldade na convergência para uma solução final, contudo não é o nosso caso.

Fatores de participação rotacional são calculados quando um método real de extração de modos de um problema de autovalor (como Block Lanczos) é usado. Os fatores de participação e os coeficientes do modo são calculados com base em um espectro de deslocamento unitário assumido em cada uma das direções cartesianas globais e rotações sobre cada um destes eixos. A distribuição de massa também é calculada. Para graus de liberdade rotacionais, os fatores de participação mostram as proporções de massa efetiva para massa total, lembrando que a massa efetiva modal é igual ao quadrado do fator de participação. Consulte Thompson and Thompson [2017] para mais informações.

No MAPDL, devido ao vínculo direto com o NuMAD (zero perda de informações), os resultados ficaram muito próximos do que é reportado por Resor [2013]. No mais, a plataforma Ansys é mundialmente renomada como sendo uma das melhores do segmento, e apesar de não ser *open source* (código aberto), fornece uma possibilidade de experiência com uma versão acadêmica. Na Tabela 8 é mostrada a comparação entre os resultados das frequências esperadas e das obtidas, para cada modo de vibração. Os quatro primeiros modos podem ser vistos na Figura 37, onde são apresentados concomitantemente à sua posição neutra, de maneira a facilitar a visualização.

Modo de vibração	Resor [2013] (Hz)	MAPDL (Hz)
Primeiro modo flexão flap	0.87	0.87
Primeiro modo flexão edge	1.06	1.05
Segundo modo flexão flap	2.68	2.67
Segundo modo flexão edge	3.91	3.90
Terceiro modo flexão flap	5.57	5.56
Primeiro modo torção	6.45	6.44

Tabela 8 – Comparação de resultados de frequência advindos do próprio autor e os de Resor [2013].

O outro software usado foi novamente o CalculiX (usado também no caso da pá sólida). O objetivo de utilizá-lo é que o código é capaz de integrar com a plataforma computacional preCICE, empregada para a interação fluido estrutura. Diferentemente do Ansys, para conduzir essa análise no CalculiX diversas etapas tiveram de ser seguidas até se chegar a um resultado satisfatório. No primeiro momento é necessário obter a geometria da pá com todas suas seções, divisões e longarinas para posterior geração de malha. O software SALOME foi escolhido para esta função, no entanto, prototipar uma pá com todas essas características em um software que não seja destinado exclusivamente para este fim demanda diversas adaptações adicionais. Como o único formato que o NuMAD

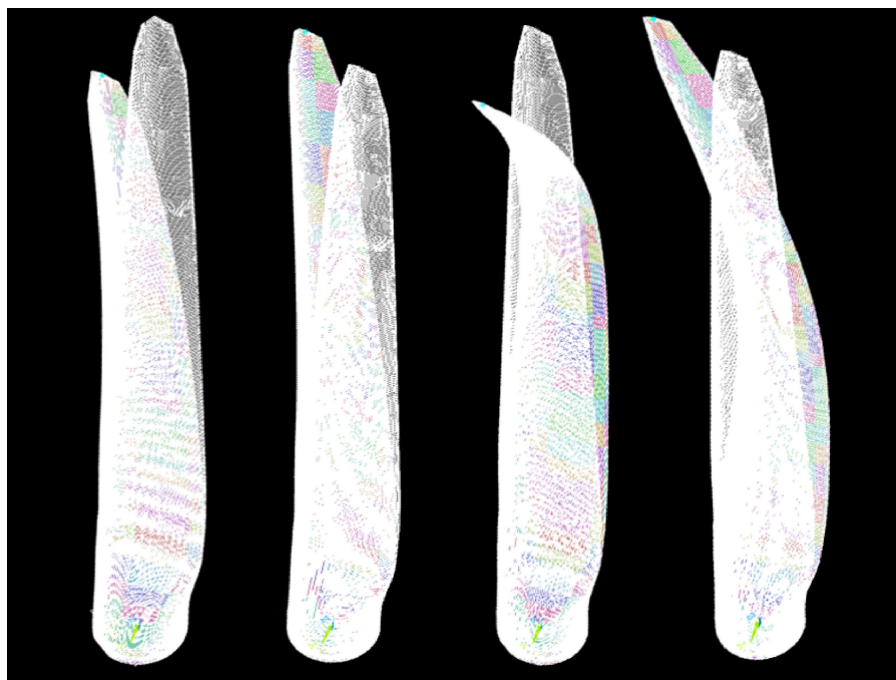


Figura 37 – Primeiro modo flap, primeiro modo edge, segundo modo flap e segundo modo edge, respectivamente. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

exporta só pode ser lido pelo Ansys, a solução encontrada foi exportar um arquivo do Ansys em um formato que pudesse ser lido pelo SALOME.

Durante esse processo, diversas informações foram perdidas, de modo que apenas a casca e as longarinas foram preservadas. Alguns erros na geometria tiveram de ser corrigidos e todas as partições da casca necessitaram ser devidamente remarcadas. O produto final pode ser visto na Figura 38.

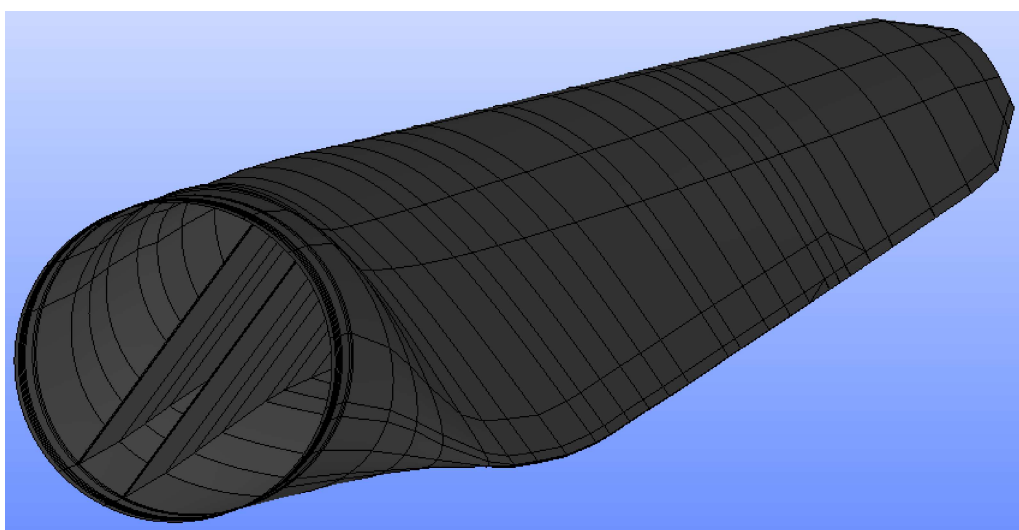


Figura 38 – Geometria da pá com casca e longarina. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

Após esses ajustes na geometria, destaca-se, ainda, uma particularidade no processo

de geração de malha para o CalculiX. Para utilizar materiais compósitos, apenas dois tipos de elementos de casca são aceitos (S6 ou S8R). Optou-se pelo S6, visto que malhas do tipo S8R demandam um custo maior, pois só convergem com níveis de refinamento demasiadamente altos.

O S6 é um elemento de casca triangular quadrático de uso geral. A numeração dos nós e a direção da normal à superfície são mostradas na Figura 39. No CalculiX, os elementos de casca de seis nós são expandidos em elementos tridimensionais do tipo C3D15 (nove pontos de integração). As funções de interpolação podem ser encontradas em Hibbitt et al. [1997]. A maneira como isso é feito é ilustrada na Figura 40.

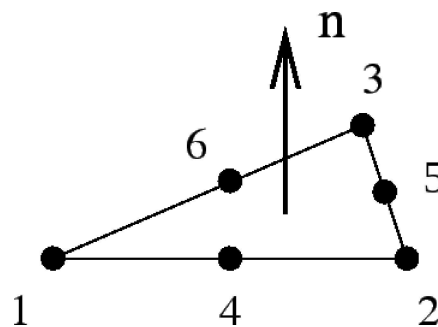


Figura 39 – Elemento de casca triangular de seis nós (S6). (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)

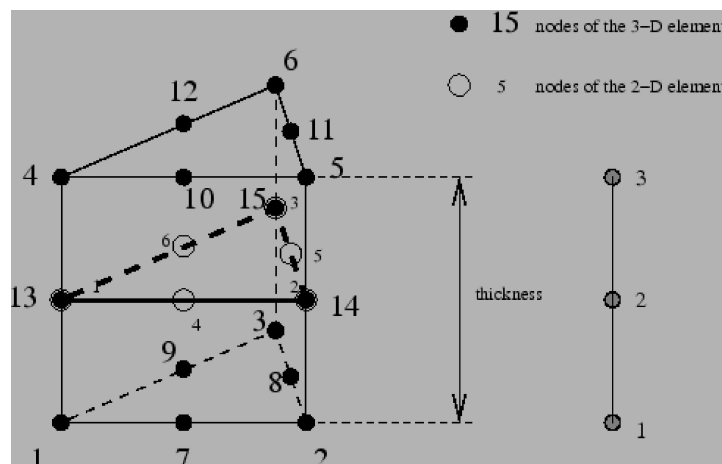


Figura 40 – Expansão de um elemento de seis nós 2D em um elemento 3D de 15 nós. (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)

Como um elemento de casca pode ser curvo, a normal à superfície da casca é definida em cada nó separadamente. Se nenhuma normal for definida pelo usuário, ela será calculada automaticamente pelo CalculiX com base na geometria local.

Se um nó pertencer a mais de um elemento de casca, todas, algumas ou nenhuma das normais no nó desses elementos em questão podem ter sido definidas pelo usuário. As normais com falha são determinadas com base na geometria local (observa-se, no entanto,

que para elementos significativamente distorcidos pode não ser possível determinar a normal; isto se aplica particularmente a elementos nos quais os nós intermediários estão muito fora da posição intermediária). O número de normais é posteriormente reduzido usando o procedimento a seguir.

Primeiro, o elemento com o número de elemento mais baixo com uma normal explicitamente definida neste conjunto, se houver, é tomado e usado como referência. Sua normal é definida como normal de referência e o elemento é armazenado em um novo subconjunto. Todos os outros elementos do mesmo tipo no conjunto para os quais a normal possui um ângulo menor que $0,5^\circ$ com a normal de referência e que possuem a mesma espessura local e *offset* (deslocamento) também estão incluídos neste subconjunto. Os elementos do subconjunto são considerados como tendo a mesma normal, que é definida como a média normalizada de todas as normais do subconjunto. Este procedimento é repetido para os elementos do conjunto menos o subconjunto, até que nenhum elemento fique com uma normal explicitamente definida. Depois, o elemento com o menor número de todos dentre os elementos restantes no conjunto é usado como referência. Todo processo descrito acima é repetido, apenas com uma mudança (o ângulo deve ser menor que 20°). Este procedimento é repetido para os elementos restantes até que uma normal seja definida em cada elemento.

Este procedimento leva a uma ou mais normais em um mesmo nó. Se apenas uma normal for definida, este nó é expandido uma vez em um conjunto de três novos nós e a expansão tridimensional resultante é contínua no nó. Se mais de uma normal for definida, o nó será expandido tantas vezes quanto houver normais no nó. Para garantir que os elementos 3D resultantes estejam conectados, os nós recém-gerados são considerados como uma união. Uma união é um corpo rígido que pode se expandir uniformemente. Isto implica que uma união é caracterizada por sete graus de liberdade: três translações, três rotações e uma expansão uniforme. Na Figura 41 têm-se os elementos da casca se sobrepondo parcialmente.

Consequentemente, um nó leva a uma união se:

- a direção das normais locais nos elementos participantes do nó diferem além de um determinado valor. Observa-se que isso também se aplica a elementos vizinhos com normal inversa. Deve-se ter cuidado para que os elementos em placas e estruturas similares sejam orientados de forma consistente para evitar a geração de nós e a não linearidade induzida,
- participam vários tipos de elementos (por exemplo, cascas e vigas),
- a espessura e *offset* não é a mesma em todos os elementos participantes,
- a rotação ou o momento são aplicados no nó (apenas para cálculos dinâmicos).

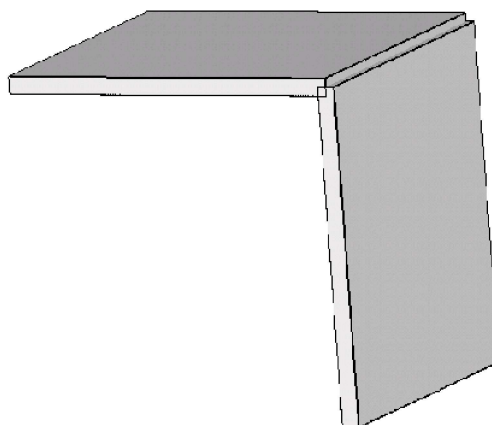


Figura 41 – Elemento de casca se sobrepondo em uma união. (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)

Nas versões do CalculiX anteriores, uma união também era introduzida assim que o usuário aplicava uma rotação ou um momento a um nó. Agora, este ainda é o caso dos cálculos dinâmicos. No entanto, em cálculos estáticos, esse tipo de carregamento é tratado usando restrições de múltiplos pontos (MPC's) (estabelecem a relação entre os graus de liberdade de um ou mais nós) de rotação média. As MPC's rotação média são geradas automaticamente. Isto geralmente leva a resultados ligeiramente melhores do que o uso de união. No entanto, o uso de MPCs de rotação média proíbe a aplicação de momentos em torno de um eixo perpendicular à superfície da casca.

Dito isso, nenhum momento deste tipo deve ser prescrito, a menos que todos os graus de liberdade rotacional sejam definidos iguais a zero no nó. Se a superfície da casca não estiver alinhada ao longo das direções da coordenada global, prescrevendo um momento ou rotação em torno de um eixo perpendicular ao momento acima descrito, pode ser necessário a definição de um sistema de coordenadas local. Também observe que a rotação média MPC não deve exceder 90 graus. Qualquer momento deste tipo é automaticamente removido.

A espessura do elemento de casca pode ser definida ao elemento completo. Alternativamente, uma espessura nodal em cada nó separadamente pode ser definida também. Dessa forma, uma casca com espessura variável pode ser modelada. A espessura sempre se aplica na direção normal. O *offset* de um elemento de casca é definido por padrão como sendo zero. Sua unidade é a espessura local da casca. Um deslocamento de 0,5 significa que a superfície de referência da casca definida pelo usuário é na realidade a superfície superior do elemento expandido. O deslocamento pode assumir qualquer valor real. Consequentemente, pode ser usado para definir materiais compósitos. Definir três elementos de casca diferentes usando exatamente os mesmos nós, mas com deslocamentos $-1,0$ e 1 (assumindo que a espessura é a mesma) leva a uma composição de três camadas.

No entanto, devido à introdução de uma união em cada nó desse compósito, a deformação é geralmente muito rígida. Portanto, um método diferente foi codificado para tratar compósitos. No momento, ele só pode ser usado para cascas de oito nós com integração reduzida (S8R) e elementos de casca de seis nós (S6). Ao invés de definir tantos as cascas quanto os *layers* (camadas), o usuário define apenas um elemento de casca e opta pela opção *COMPOSITE*. Nela, o usuário pode definir quantas camadas forem necessárias. Internamente, o elemento de casca é expandido em apenas um elemento 3D, mas o número de pontos de integração ao longo da espessura equivale ao dobro do número de camadas. Durante o cálculo, os pontos de integração recebem as propriedades do material apropriadas para a camada à qual pertencem.

Em materiais compósitos é frequentemente importante ser capaz de definir um sistema de coordenadas de elemento local. Na verdade, os compósitos geralmente consistem em camadas de materiais anisotrópicos (por exemplo, reforçados com fibra) exibindo uma orientação diferente em cada camada. Primeiro de tudo, é de extrema importância perceber que um elemento de casca sempre induz a criação de um sistema de coordenadas de elementos locais, não importa se foi definido ou não. Se nenhuma orientação se aplicar a um camada específica de um elemento de casca específico, então um sistema de coordenadas local de casca é gerado consistindo em:

- um eixo local x' definido pela projeção do eixo x global na casca (na verdade, no local da casca que corresponde às coordenadas locais $\xi = 0, \eta = 0$), ou, se o ângulo entre o eixo x global e a normal para a casca é menor que 0.1° , pela projeção do eixo z global na casca.
- um eixo y' local tal que $y' = z' \times x'$.
- um eixo z' local coincidindo com a normal na casca (definido de tal forma que os nós são definidos no sentido horário na topologia do elemento quando se olha na direção da normal).

Observa-se que isso também se aplica a uma casca que não é definida como compósito (podem ser considerados compósitos de uma camada).

O tratamento das condições de contorno para elementos de casca é simples. O usuário pode fixar de forma independente qualquer grau de liberdade translacional (DOF 1 a 3) ou qualquer grau de liberdade rotacional (DOF 4 a 6). Aqui, DOF 4 é a rotação em torno do eixo x global, DOF 5 em torno do eixo y global e DOF 6 em torno do eixo z global. Nenhum sistema de coordenadas local deve ser definido em nós com graus de liberdade rotacionais restritos. Uma dobradiça é definida fixando apenas os graus de liberdade translacionais. Para uma articulação interna entre elementos 1D ou 2D os nós devem ser duplicados e conectados com MPC's. A ligação entre os elementos 3D e todos os outros elementos (1D ou 2D) é sempre articulada.

As forças concentradas definidas em um nó de casca são modificadas se uma união for gerada (o nó de referência do corpo rígido é o nó da casca). Se nenhuma união for gerada, a carga concentrada é dividida entre os nós expandidos de acordo com uma proporção de $1/2-1/2$ para um nó intermediário de casca e uma proporção de $1/6-2/3-1/6$ para um nó na extremidade da casca. Momentos fletores ou torques concentrados são definidos como cargas concentradas atuando nos graus de liberdade quatro a seis do nó. Seu uso gera uma união no nó. Um carregamento distribuído também pode ser definido. Um valor positivo corresponde a uma carga de pressão na direção normal.

Nas estruturas finas são necessárias duas questões: a primeira diz respeito à integração reduzida. Se a proporção entre as dimensões das vigas for muito grande (vigas delgadas), a integração reduzida proporcionará resultados muito melhores do que a integração total. No entanto, devido à pequena espessura, uma falsa deformação (*hourglass*) pode ocorrer, especialmente se forem aplicadas cargas concentradas. Isto resulta em deslocamentos ineficazes, no entanto, as tensões e forças estão corretas. Geralmente, também os deslocamentos médios através da seção são bons. Caso contrário, poderá ser necessária uma integração total combinada com elementos menores. Em segundo lugar, estruturas finas podem facilmente apresentar grandes deformações e/ou rotações. Portanto, a maioria dos cálculos exige o uso do parâmetro *NLGEOM* (não linearidade geométrica).

Para isso é utilizado um tensor de deformação não linear (deformação Lagrangiana para materiais hiperelásticos, deformação Euleriana para deformação plástica e o tensor elástico de Cauchy-Green para plasticidade incremental). A etapa é dividida em incrementos e uma iteração de Newton é realizada dentro de cada incremento. Embora as tensões utilizadas internamente sejam as tensões de Piola, elas são transformadas em tensões de Cauchy antes de serem impressas. Na versão atual do programa empregado na pesquisa, os cálculos não-lineares geométricos aplicam-se apenas a cálculos estáticos.

De posse de todas essas informações, um estudo de malha foi realizado de modo a achar uma malha que fosse a menos refinada mas que ainda assim apresentasse um bom resultado, buscando reduzir o custo computacional, já que o elemento utilizado demanda muitos recursos. Três malhas foram testadas e as mesmas se encontram na Figura 42. A menos refinada possui 18941 nós e 8915 elementos quadráticos do tipo S6. A de refinamento médio apresenta 34823 nós e 16582 elementos do mesmo tipo. Por fim, a malha mais refinada é composta por 55678 nós e 27419 elementos. Na Tabela 9 apresenta-se uma comparação entre as frequências dos três primeiros modos para os diferentes níveis de refinamento. A escolhida dentre as três foi a primeira. Malhas ainda menos refinadas não convergiram.

Os materiais são definidos como sendo linear-elástico. No entanto, dois deles (Gelcoat e Foam) são isotrópicos, e os outros quatro (E-LT-5500(UD), SNL(Triax), Saertex(DB) e Carbon(UD)) são ortotrópicos. Suas propriedades foram apresentadas anteriormente.

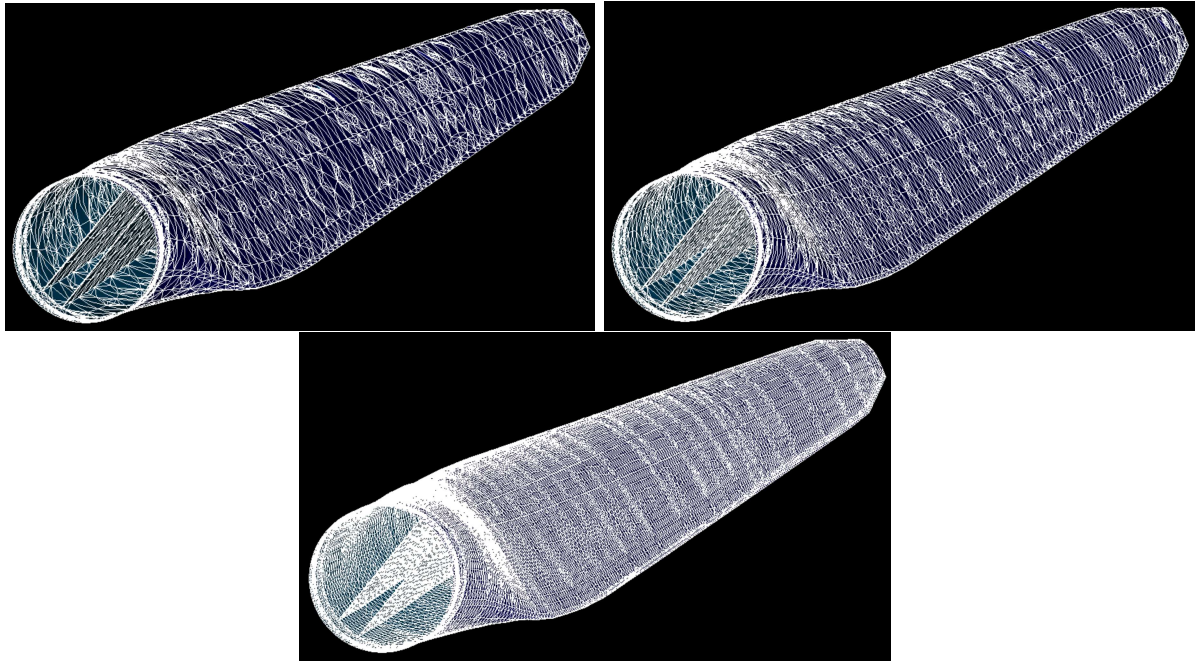


Figura 42 – Malhas da pá com diferentes níveis de refinamento. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

	Menos refinada	Refinamento médio	Mais refinada
Primeiro modo flap	0.98 Hz	0.99 Hz	1.01 Hz
Primeiro modo edge	1.09 Hz	1.09 Hz	1.1 Hz
Segundo modo flap	3.19 Hz	3.21 Hz	3.24 Hz

Tabela 9 – Frequência dos três primeiros modos para cada nível de refinamento.

São criadas as diferentes orientações, usadas para especificar um sistema de eixos local $X'-Y'-Z'$ a ser usado para definir as propriedades do material nas camadas de compósitos. São necessárias três orientações (-45° , 0° e 45°), que para um sistema retangular, são definidas especificando um ponto a no eixo X' local e um ponto b pertencente ao plano $X'-Y'$, mas não no eixo X' . A regra da mão direita é assumida, vide Figura 43.

Deve-se atribuir a cada uma das 546 regiões o seu determinado compósito, isto é, uma combinação de camadas com diferentes espessuras, materiais e orientações (também já apresentados anteriormente). Na sequência adiciona-se a condição de contorno (engaste) aos nós da raiz da pá e opta-se por uma análise modal, que utiliza o mesmo método discutido na seção referente a pá sólida.

Se tratando de uma simulação mais custosa e buscando otimizar o tempo de execução do código recorreu-se à paralelização. Toda criação das matrizes de massa e rigidez do elemento, bem como a solução do sistema de equações foram paralelizados utilizando a implementação de *multithreading* OpenMP (*Open Multi-Processing*). As simulações foram executadas em uma máquina com as seguintes especificações: CPU Intel Core i5-7200U com 4 núcleos, 16 GB de memória RAM e sistema operacional Linux

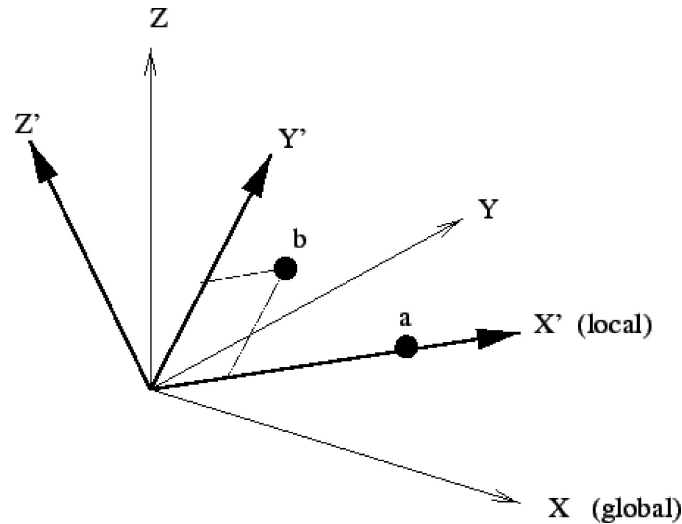


Figura 43 – Definição de um sistema de coordenadas retangular. (Fonte: modificado de Dhondt [2004].)

Ubuntu. Para exemplificar quão mais custoso um elemento de casca compósito é, frente a um elemento tridimensional, cada simulação da SNL demorou cerca de 90 segundos, contra aproximadamente 15 segundos da NREL (sem estar paralelizado).

Com o objetivo de validar a consistência dos dados de entrada dos materiais compósitos, isto é, a divisão de suas regiões e as atribuições dos materiais, a Tabela 10 apresenta uma comparação dos valores reais com os obtidos nesse processo. Esses resultados referem-se a massa e ao primeiro e segundo momentos de inércia. Pode-se notar que os resultados obtidos (CalculiX) são consistentes com os da literatura (Resor [2013]), em dois softwares distintos, FAST e Ansys.

	Meta necessária Resor [2013]	Meta desejada Resor [2013]	Dados de saída FAST Resor [2013]	ANSYS computado Resor [2013]	CalculiX computado
Massa total (kg)	17,740		16,878	17,700	17,635
Segundo momento de inércia de massa (em relação a raiz) (kg.m ²)		11,776,047	10,770,679	11,000,000	11,002,805
Primeiro momento de inércia de massa (em relação a raiz) (kg.m)		363,231	331,598	338,086	309,265

Tabela 10 – Propriedades de massa e inerciais da pá.

Por fim, observa-se na Tabela 11 os valores obtidos para as frequências naturais da pá para os seis primeiros modos de vibração. Além da comparação com as informações advindas do relatório de Resor [2013], outros trabalhos que também utilizaram a mesma pá, porém abordando metodologias/software distíntos, são também apresentados a fim de comparação.

Descrição Modo	Frequência (Hz)							
	Presente estudo	Resor [2013]	Abd-Elhay [2021]	Shakya [2019]	Hansen [2004]	Meng [2011]	Pourazarm [2016]	Jonkman [2009]
1 st flap	0.98	0.87	0.62	0.69	0.69	0.72	0.64	0.69
1 st edge	1.09	1.06	0.90	-	1.1	1.07	-	-
2 nd flap	3.19	2.68	1.94	1.99	1.8	2.05	1.86	2.02
2 nd edge	4.09	3.91	3.40	-	3.4	-	-	-
3 rd flap	6.71	5.57	4.30	4.62	3.6	4.37	4.34	-
1 st torção	7.33	6.45	6.56	5.81	8	5.62	5.39	-

Tabela 11 – Modos e frequências naturais obtidos em comparação com outros estudos (Resor [2013], Abd-Elhay [2021], Shakya et al. [2019], Hansen [2004], Meng [2011], Pourazarm et al. [2016], Jonkman et al. [2009]).

Nota-se que, na maioria dos modos, os valores das frequências variam bastante de referência para referência, corroborando com o fato de que elementos de casca compósitos são altamente complexos de serem modelados, e de que alguns códigos possuem dificuldade em convergir nessas simulações. Outro detalhe é que o cálculo para esses elementos é muito custoso computacionalmente, isso porque cada camada do compósito se expande uma determinada espessura, conforme já apresentado, contribuindo para um considerável aumento no número de nós. No presente estudo, uma malha mais refinada apresentaria resultados um tanto quanto melhores, mas por motivos de limitações de recursos computacionais, optou-se por não utilizá-la.

Todos os modos foram obtidos conforme o esperado, inclusive o primeiro modo de torção que foi o motivo de conduzir esta análise. Os valores das frequências obtidas se encontram dentro de uma faixa aceitável de variação, principalmente se for levado em conta os demais trabalhos que possuem variações altíssimas para os resultados em alguns modos de vibração. Para finalizar são apresentados na Figura 44 os quatro primeiros modos de vibração (primeiro flap, primeiro edge, segundo flap, segundo edge) e também o sexto modo (primeiro torção), todos em relação à sua posição neutra, a fim de facilitar a visualização.

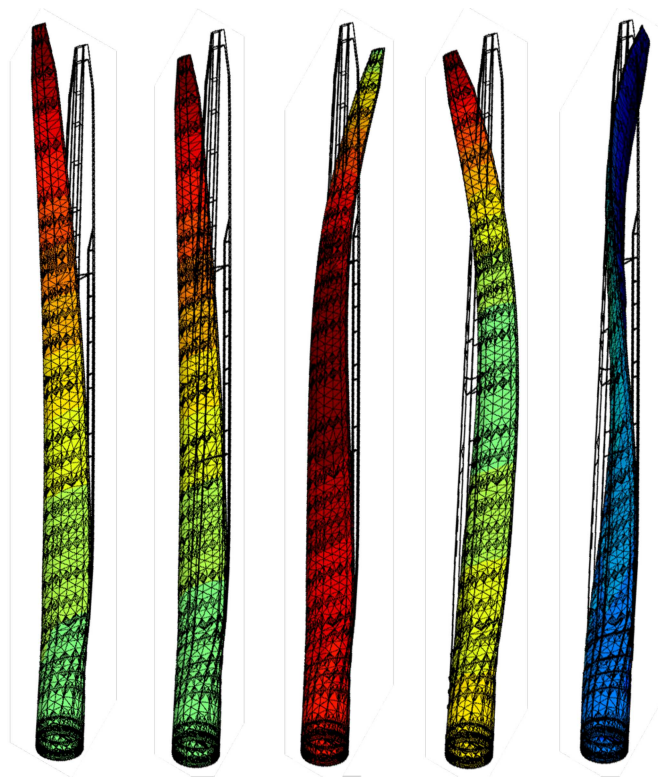


Figura 44 – Alguns dos modos de vibração da pá. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

4 Modelagem aerodinâmica das pás

O objetivo desta seção é o de descrever, sucintamente, alguns dos métodos numéricos empregados no trabalho para as análises aerodinâmicas. Na primeira parte apresenta-se a plataforma computacional utilizada. Na sequência, as técnicas numéricas são sumarizadas, abordando os pontos de maior relevância. Neste momento, cabe no entanto ressaltar que a justificativa para se utilizar um programa CFD frente a um que utilize a técnica BEM está no fato de que o BEM apresenta bom desempenho apenas em situações com condições padrões de escoamento, já o CFD é destinado a casos mais complexos, com condições de contorno “atípicas”.

Também é apresentado ao leitor a metodologia e os desenvolvimentos propostos pelo presente estudo. A metodologia desenvolvida pode ser dividida, para melhor entendimento, em prototipagem da hélice de uma turbina eólica (NREL 5MW (Jonkman et al. [2009])), estudo de malhas, utilização de modelo de turbulência, comparação entre técnicas numéricas relacionadas ao método dos volumes finitos e fluidodinâmica computacional (para diferentes condições de trabalho), e comparação entre modelos cinemáticos para movimento de sólidos (levando em conta custo computacional e paralelização de código).

Por fim são apresentados os resultados que foram obtidos utilizando a metodologia descrita. Torque e empuxo para diferentes velocidades de vento incidente são utilizados para comparação. Comentários pertinentes são discutidos em seguida.

4.1 Visão geral do código OpenFOAM

O *Open source Field Operation And Manipulation* (OpenFOAM) consiste em um software desenvolvido em linguagem C++, criado com o propósito de oferecer uma estrutura voltada ao desenvolvimento de ferramentas para análise numérica, englobando desde o pré-processamento até o pós-processamento, com ênfase na resolução de problemas típicos da mecânica do contínuo, especialmente em Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD). Sua distribuição é feita como software livre e de código aberto, regido pela licença GNU General Public License. A manutenção, suporte e atualização do código ficam sob a responsabilidade da OpenFOAM Foundation, em conjunto com colaboradores voluntários. O termo OpenFOAM é marca registrada da OpenCFD Ltd, que a licencia à OpenFOAM Foundation Ltd. A plataforma disponibiliza recursos capazes de simular uma ampla gama de escoamentos, atendendo diferentes áreas da ciência e da engenharia, com finalidades acadêmicas e também comerciais. Para aprofundamento no campo da CFD, sugere-se a consulta a Robertson et al. [2015], enquanto uma revisão detalhada pode ser encontrada em Choudhury [2014], e uma descrição minuciosa do código está apresentada em Weller et al. [2004].

No que se refere à paralelização, destaca-se que a execução de simulações no

OpenFOAM em arquiteturas de processadores distribuídos é realizada por meio da chamada decomposição de domínio. Neste procedimento, a geometria e os campos associados são subdivididos em regiões menores, atribuídas a diferentes processadores para solução simultânea. O processo de paralelização engloba: a decomposição da malha e dos campos; a execução paralela do comando; e o pós-processamento dos resultados. Por padrão, a execução em paralelo emprega a implementação de código aberto *openMPI*, correspondente ao padrão MPI (*Message Passing Interface*), embora outras bibliotecas também possam ser utilizadas.

Em relação à discretização, dois pontos centrais são observados. O primeiro diz respeito ao esquema empregado: as equações diferenciais que descrevem os fenômenos no meio contínuo são transformadas em um sistema discreto de equações algébricas por meio do Método dos Volumes Finitos (MVF). Esse método (*Finite Volume Method*), introduzido na década de 1970 por McDonald, MacCormack e Paullay, consolidou-se historicamente como a abordagem mais utilizada por pesquisadores e engenheiros da área de mecânica dos fluidos.

Entre as principais propriedades do MVF, destaca-se o fato de que os princípios fundamentais de conservação (massa, quantidade de movimento e energia), que estruturam a formulação matemática da mecânica do contínuo, são naturalmente preservados pelas equações resultantes. Além de sua aplicação em problemas de fluidodinâmica, o método possui caráter geral, e sua discretização é realizada em etapas, resumidas da seguinte forma:

- subdivisão do domínio em volumes de controle, como ilustrado na Figura 45, com as variáveis concentradas em seus centroides;
- formulação das equações integrais de conservação para cada volume de controle;
- aproximação numérica das integrais associadas. Nesse estágio, as integrais volumétricas são convertidas em integrais de superfície mediante aplicação do Teorema da Divergência;
- aproximação das variáveis nas faces e dos gradientes a partir das informações nodais (diferença central);
- montagem e resolução do sistema algébrico obtido.

O ponto inicial do MVF consiste na divisão do domínio em pequenos volumes de controle (VCs), em cujos nós as variáveis são armazenadas. Em geral, tanto os volumes de controle quanto os nós são definidos a partir de uma malha numérica. Os nós podem estar localizados nos vértices da malha ou no centro dos volumes (Figura 46), servindo como referência para a aproximação da solução em todo o domínio.

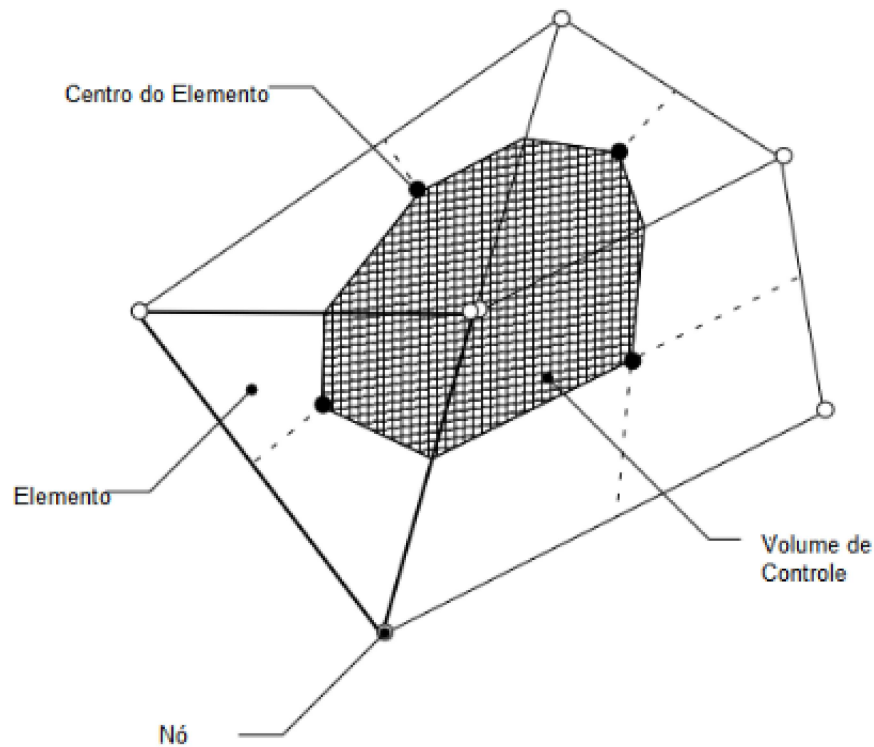


Figura 45 – Definição de volume de controle. (Fonte: Rezende [2009]).

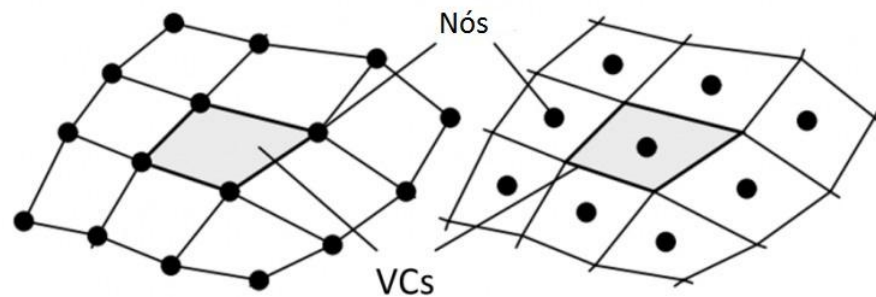


Figura 46 – Nós nos vértices dos VCs (esquerda) e nós nos centros dos VCs (direita) para uma malha quadrilátera. Retirada de [https:// esss.co/ blog/ o-metodo- de-volumes- finitos/](https://esss.co/blog/o-metodo-de-volumes-finitos/).

Uma vez estabelecidos os VCs, as equações de conservação são expressas em sua forma integral para cada volume. Neste contexto, o teorema da divergência de Gauss permite converter integrais de volume associadas a operadores diferenciais em integrais de superfície. Como exemplo, tem-se a equação geral de transporte:

$$\left[\underbrace{\frac{\partial}{\partial t} \int_{V_p} \Phi dV}_{\text{tempo}} + \underbrace{\int_{V_p} \nabla \cdot (\vec{U}\phi) dV}_{\text{divergente}} - \underbrace{\int_{V_p} \nabla \cdot (\Gamma \nabla \Phi) dV}_{\text{Laplaciano}} \right] = \text{FONTE} \quad (4.1)$$

ou

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V} \phi) = \nabla \cdot (\Gamma \nabla \phi) + S_\phi \quad (4.2)$$

que também pode ser expressa como:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \phi dV + \oint_A \rho \mathbf{V} \phi \cdot d\mathbf{A} = \oint_A \Gamma \nabla \phi \cdot d\mathbf{A} + \int_V S_\phi dV \quad (4.3)$$

onde ϕ corresponde à variável transportada em um meio de densidade ρ e coeficiente de difusão Γ , movendo-se a uma velocidade V e sujeito a um termo fonte S_ϕ . Para a formulação final do sistema algébrico, tais integrais são aproximadas: as volumétricas a partir das variáveis nodais e as superficiais por meio dos fluxos nas faces dos VCs. As aproximações dos valores de face e gradientes também se apoiam nos valores nodais:

$$V_{célula} \cdot \frac{\partial \rho \phi}{\partial t} + \sum_f^{N_{faces}} \rho_f \mathbf{V}_f \phi_f \cdot \mathbf{A}_f = \sum_f^{N_{faces}} \Gamma_\phi \nabla \phi_f \cdot \mathbf{A}_f + S_\phi \cdot V_{célula} \quad (4.4)$$

A resolução final do sistema de equações pode ser realizada por algoritmos segregados ou acoplados. Nesses procedimentos, destaca-se o papel crucial das técnicas de inversão de matrizes, para as quais diversas estratégias foram desenvolvidas com o objetivo de aumentar a eficiência computacional e reduzir o tempo de processamento.

Um segundo aspecto relevante é que as Equações 2.8 e 2.9 apresentam acoplamento intrínseco, visto que cada componente da velocidade aparece tanto em cada equação de quantidade de movimento quanto na de continuidade. O fator mais desafiador nesse contexto é o papel da pressão, que surge exclusivamente nas equações de conservação de momento. Para escoamentos incompressíveis, não há a necessidade de equações adicionais.

O acoplamento entre pressão e velocidade é tratado por meio do algoritmo SIMPLE (*Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations*), originalmente proposto por Patankar [1980]. Contudo, quando se adota uma interpolação linear do termo de pressão em esquemas colocados — nos quais pressão e velocidade são avaliadas no mesmo arranjo de malha — podem ocorrer resultados não físicos em situações com gradientes adversos de pressão. Para superar tal limitação, Rhie and Chow [1983] propuseram um procedimento de interpolação específico para malhas colocadas. Nesse método, adiciona-se à velocidade interpolada um termo de dissipação, representando a diferença entre duas aproximações do gradiente de pressão na face da célula, o que elimina oscilações indesejadas da solução numérica (Moukalled et al. [2016]).

A Figura 47 apresenta um modelo de escoamento unidimensional, em que P corresponde ao nó central do volume de controle de interesse. As letras maiúsculas W, WW, E e EE denotam os nós vizinhos, enquanto as minúsculas ww, w, e e ee representam as faces

de cada volume de controle. Observa-se também, na mesma figura, a ilustração de um gradiente de pressão adverso.

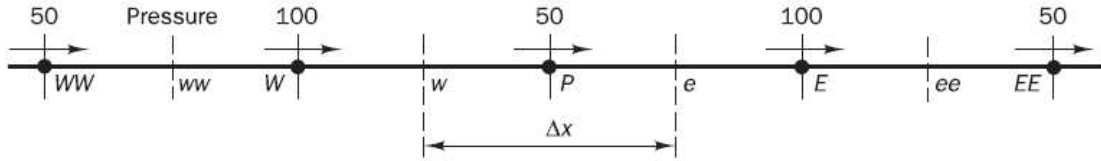


Figura 47 – Modelo de discretização de um escoamento unidirecional. (Fonte: Rhie and Chow [1983])

Segundo a interpolação de Rhie and Chow [1983], a velocidade na face u_e é expressa pela equação 4.5.

$$u_e = \frac{u_P + u_E}{2} + \frac{1}{2}(d_P + d_E)(p_P - p_E) - \frac{1}{4}d_P(p_W - p_E) - \frac{1}{4}d_E(p_P - p_{EE}) \quad (4.5)$$

O parâmetro d indica a razão entre a área transversal do volume de controle e o coeficiente do nó central. O primeiro termo à direita da equação 4.5 representa a média linear entre os nós vizinhos e a face e . Já os dois últimos termos correspondem à contribuição dos autores, incorporando ao sistema informações que permitem representar o gradiente adverso de pressão ilustrado na Figura 47.

Não cabe aqui detalhar todos os aspectos da técnica, mas é importante ressaltar que o algoritmo se inicia com uma estimativa inicial dos campos de pressão e velocidade, sendo depois realizadas correções sucessivas. Esse processo iterativo continua até que o campo de velocidade atenda à equação de continuidade 2.9 discretizada e que todas as grandezas sejam conservadas nos volumes de controle.

Outro método destinado ao acoplamento pressão-velocidade é o PISO (*Pressure-Implicit with Splitting of Operators*), proposto por Issa [1986]. Esse procedimento baseia-se na divisão de operações aplicadas às equações de momento e pressão, considerando ambas como variáveis dependentes, o que o torna aplicável tanto a formulações compressíveis quanto incompressíveis. O algoritmo PISO permite que, a cada passo de tempo, os campos calculados sejam aproximações da solução exata das equações diferenciais, com ordem formal de precisão associada a potências de δ_t . Assim, evita-se o processo iterativo, proporcionando um esquema implícito eficiente, ao mesmo tempo em que a implementação se mantém mais simples em comparação a métodos simultâneos de “blocos”. Outro ponto relevante é que a eliminação das iterações reduz significativamente o custo computacional em relação aos métodos iterativos.

De forma geral, o PISO mostra-se vantajoso em cálculos dependentes do tempo, já que a ausência de iteração não exige redução de δ_t para o controle dos erros de divisão.

Além disso, pela capacidade de lidar com valores relativamente grandes de δ_t , o método também é aplicável a simulações de estado estacionário. No entanto, em escoamentos permanentes, o PISO não supera o SIMPLE em eficiência, embora seja mais apropriado para escoamentos transientes.

Por fim, destaca-se o algoritmo PIMPLE, que combina os princípios do SIMPLE e do PISO. No OpenFOAM, a maioria dos solucionadores de dinâmica de fluidos emprega um desses três algoritmos (SIMPLE, PISO ou PIMPLE). Todos têm como propósito acoplar as equações de quantidade de movimento e conservação da massa: PISO e PIMPLE são indicados para problemas transientes, enquanto o SIMPLE é utilizado em situações de regime estacionário.

Em cada passo de tempo, esses algoritmos resolvem uma equação de pressão para reforçar a conservação de massa, acompanhada de uma correção explícita na velocidade para atender à conservação do momento. Opcionalmente, pode-se iniciar cada etapa com a equação de momento, chamada de preditor de momento. Embora todos solucionem o mesmo conjunto de equações de governo, a diferença central está na forma como realizam o *loop* de solução.

O PIMPLE pode ser interpretado como um SIMPLE aplicado a cada passo temporal, no qual os corretores externos desempenham o papel das iterações. Uma vez atingida a convergência, o processo avança para o passo seguinte até a solução final. Essa estratégia confere ao PIMPLE maior estabilidade em comparação ao PISO, especialmente quando se utilizam passos de tempo grandes, com número de Courant superior a 1, ou quando o problema envolve soluções intrinsecamente instáveis.

4.2 Metodologia e desenvolvimento

4.2.1 Configuração do domínio computacional, estudo de malha e condições de contorno

Toda modelagem geométrica da hélice em estudo já foi apresentada. Para evitar uma leitura cansativa e repetitiva por parte do leitor, não serão aqui mostradas tais informações novamente. Passando para geometria do domínio computacional do problema, e se tratando de simulações de caráter rotativo, a próxima etapa é criar dois domínios (como visto na Figura 48). Suas dimensões seguem o estudo de Kutty and Rajendran [2017], onde todas dimensões são determinadas considerando o diâmetro da hélice.

- Domínio 3D rotativo: é modelado como um cilindro que engloba a geometria da hélice e é chamado de rotor. Suas dimensões são um pouco maiores que o diâmetro da hélice. Composto pelo cilindro rotativo chamado de AMI (*Arbitrary Mesh Interface*) ou MRF (*Moving Reference Frame*), dependendo do caso; e a própria hélice.
- Domínio 3D estacionário: é modelado também como um cilindro, mas com dimensões

bem maiores. Ainda assim segue um padrão em relação ao diâmetro da hélice. É chamado de estator e está ao redor do rotor. Composto pelo cilindro menor (sua parte estacionária); e o cilindro maior, que é dividido em *inlet*, *outlet* e paredes, respectivamente, entrada, saída e fronteira para o fluido.

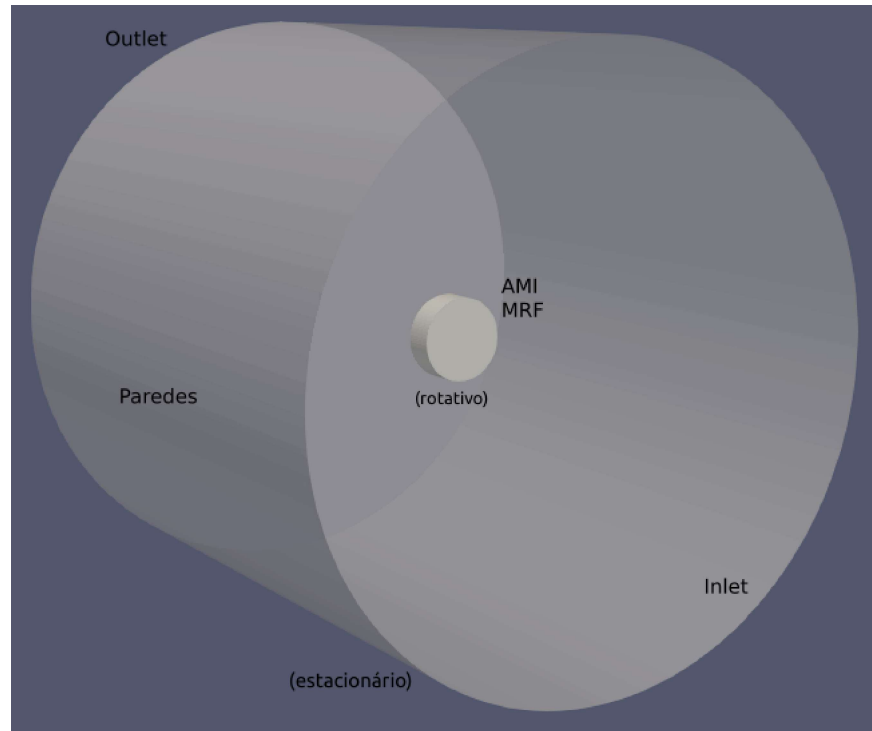


Figura 48 – Domínios rotativo (interno) e estacionário (externo). (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

Neste ponto, algumas informações já podem ser mencionadas sobre as superfícies, referente as condições de contorno, vide Tabela 12. A seguir são apresentadas tais informações de forma um pouco mais detalhada. Ademais, apresenta-se quais os parâmetros iniciais que devem ser calculados para o modelo de turbulência adotado.

	U	p	k	omega	nut
Inlet	fixedValue	zeroGradient	fixedValue	fixedValue	calculated
Outlet	inletOutlet	fixedValue	inletOutlet	inletOutlet	calculated
Parede	fixedValue	zeroGradient	kqRWall Function	omegaWall Function	nutkWall Function
AMI/MRF	cyclicAMI	cyclicAMI	cyclicAMI	cyclicAMI	cyclicAMI
Hélice	noSlip movingWallVelocity	zeroGradient	kqRWall Function	omegaWall Function	fixedValue

Tabela 12 – Informações sobre as condições de contorno.

- A velocidade incidente é prescrita como normal à face de entrada do domínio estacionário (*inlet*). Foram utilizadas algumas diferentes velocidades para cada

simulação. Para a parede externa (fronteira do domínio) e para a superfície da hélice, aplica-se uma condição de contorno conhecida como *no slip*, ou seja, uma condição de não escorregamento nas paredes (velocidades nulas).

- É aplicada uma condição de contorno de gradiente zero para pressão, também conhecida como condição de contorno de Dirichlet, exceto para o *outlet*.
- As interfaces comuns aos domínios rotativo e estacionário (AMI/MRF) recebem uma condição cíclica de contorno, que informa que o tratamento numérico utilizado envolve movimento rotacional.
- Modelo de turbulência

O modelo de turbulência adotado ($k - \omega$ SST) já foi apresentado anteriormente, sendo necessário neste ponto do estudo apenas a apresentação dos cálculos das condições iniciais para k e ω . Além disso, têm-se também o cálculo de outra variável imprescindível para o correto funcionamento das simulações, a viscosidade turbulenta (ν_t). Ela é responsável por relacionar as duas variáveis do modelo de turbulência e caracteriza como se dará a turbulência do escoamento. A inicialização dessas variáveis é descrita a seguir.

- Energia cinética

$$k = \frac{3}{2} (I |\mathbf{u}_{ref}|)^2 \quad (4.6)$$

onde I é a intensidade turbulenta [%] (valor típico adotado para casos de escoamentos como esse é de 1%, devido a esse motivo, tal valor foi utilizado); $\mathbf{u}_{ref}$ é a velocidade do fluxo de referência [m/s] (funções de parede próprias do *software* OpenFOAM são necessárias para este caso).

- Taxa de dissipação específica de turbulência

$$\omega = \frac{k^{0.5}}{C_\mu L} \quad (4.7)$$

onde C_μ é uma constante do modelo de valor igual a 0,09 por padrão; L um comprimento de referência [m] (para hélices esse valor adotado é o seu diâmetro).

- Viscosidade turbulenta

$$\nu_t = \frac{k}{\omega} \quad (4.8)$$

onde ν_t é a viscosidade turbulenta [m^2/s].

Para este estudo foram produzidas duas malhas distintas com níveis de refinamento diferentes. O motivo desta análise na qualidade da malha é perceber o quão o refinamento de malha pode impactar em um dado de saída e, além disso, verificar a relação custo computacional versus eficácia dos resultados. Se tratando de uma geometria um pouco

rebuscada, empregou-se o gerador de malha do próprio OpenFOAM, o qual possui uma maior robustez frente a outros programas destinados a este fim, apesar de uma usabilidade complicada por não possuir interface gráfica. Para que se tenha a visualização das malhas se faz necessário o uso do *software* ParaView, de código aberto, muito comum na comunidade científica.

Na Figura 49 é vista a comparação entre a malha completa dos dois diferentes níveis de refinamento abordados. A da esquerda corresponde à menos refinada, que totaliza 197114 nós e 377827 elementos. Já a malha mais robusta, totalizando 693498 nós e 1264948 elementos, se encontra a direita. Uma malha é aproximadamente 3.5 vezes mais refinada que a outra. Algumas informações sobre as superfícies que compõe o domínio estacionário podem ser acompanhadas na Tabela 13.

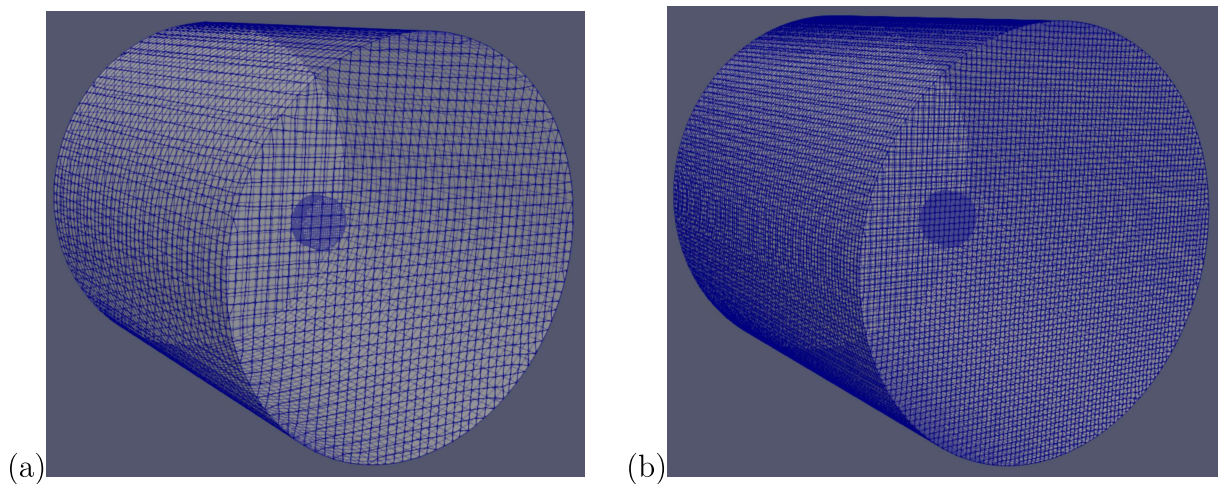


Figura 49 – (a) Malha interna total menos refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).
(b) Malha interna total mais refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

	Malha menos refinada	Malha mais refinada
Inlet	1297 nós/1256 elementos	5089 nós/5020 elementos
Outlet	1297 nós/1256 elementos	5089 nós/5020 elementos
Parede	4608 nós/4480 elementos	18152 nós/17920 elementos

Tabela 13 – Informações superfícies domínio estacionário.

O refinamento se intensifica em regiões onde é realmente necessário esse aumento de qualidade, ou seja, onde de fato acontecem mudanças de fluxo no escoamento que devem ser contabilizadas. Na Figura 50 apresentam-se os domínios rotativos, onde a imagem de legenda (a) remete a malha menos refinada, onde nós e elementos na superfície da fronteira têm valores respectivos de 3127 e 2915; enquanto a de legenda (b), a mais refinada, possui 10315 nós e 10231 elementos. Essa superfície da fronteira é comum aos dois domínios, sendo necessária para haver transferência de informações entre elas. Dados mais detalhados sobre cada uma são apresentados na Tabela 14.

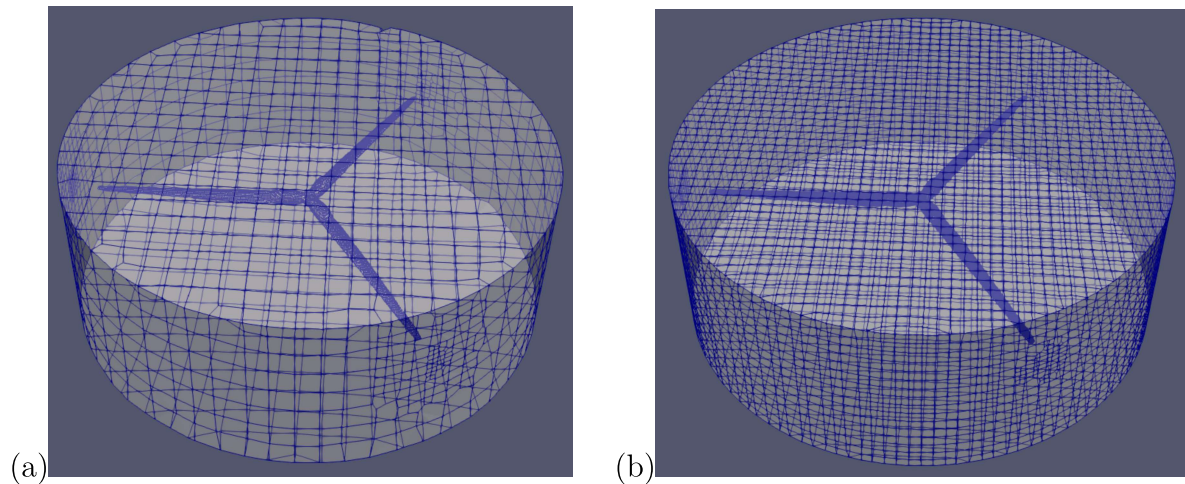


Figura 50 – (a) Domínio rotativo menos refinado. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).
(b) Domínio rotativo mais refinado. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

	Malha menos refinada	Malha mais refinada
Fronteira rotativa	1569 nós/1444 elementos	5116 nós/5102 elementos
Fronteira estacionária	1558 nós/1471 elementos	5199 nós/5129 elementos

Tabela 14 – Dados superfícies fronteira domínio estacionário versus domínio rotativo.

Contudo, a maior diferença entre as malhas se dá na superfície da hélice, o que é de se esperar, já que a mesma é o objeto de estudo e posteriores análises. A Figura 51 mostra nitidamente a discrepância na quantidade de nós e elementos entre as duas malhas. A menos robusta tem na superfície da NREL 5MW 11081 nós e 9934 elementos, contra 42616 nós e 38136 elementos da malha mais robusta.

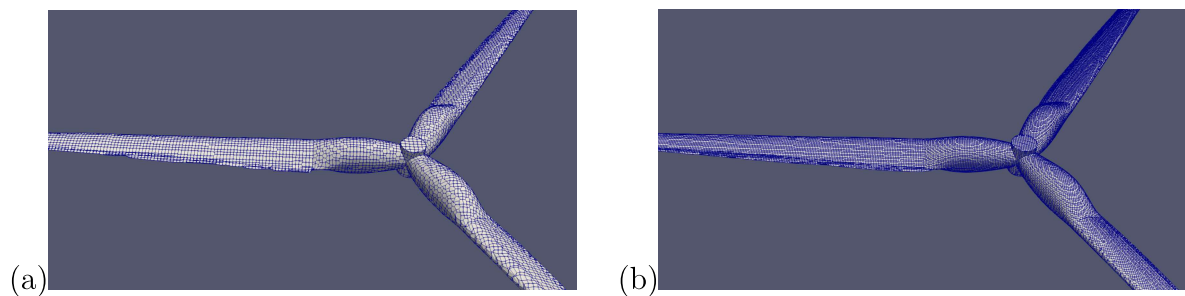


Figura 51 – (a) Superfície hélice menos refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).
(b) Superfície hélice mais refinada. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

4.2.2 Técnicas numéricas utilizadas

Tratando agora das configurações das simulações, mais especificamente da discretização, pode-se mencionar esquemas no tempo, esquemas convectivos, solucionadores pressão-velocidade, entre outros.

- Esquemas de tempo

No OpenFOAM, os solucionadores de esquema de tempo geralmente são configurados para simular estado transiente ou estado estacionário. Alterar o esquema de tempo de um estado estacionário para transiente, ou vice-versa, não afeta a natureza fundamental do solucionador e, portanto, não falha em atingir seu objetivo, produzindo uma solução sem sentido. Os termos da primeira derivada ($\partial/\partial t$) são especificados no subdicionário *ddtSchemes*. Os esquemas de discretização para cada termo podem ser selecionados dentre Euler, steadyState, backward, CrankNicolson e localEuler, cada uma com suas próprias particularidades. Neste trabalho, Euler foi usado para casos em que o modelo cinemático era o AMI e steadyState para casos em que o modelo cinemático era o MRF. Aqui estão algumas informações sobre eles:

- Euler: transiente, de primeira ordem implícito, limitado;
- steadyState: define as derivadas de tempo para zero.

Qualquer segundo termo derivado ($\partial^2/\partial t^2$) é especificado no sub-dicionário *d2dt2Schemes*. Somente o esquema de Euler está disponível para *d2dt2Schemes*.

Foi utilizado um esquema adaptativo para o caso transiente, ou seja, um esquema que ajusta o intervalo de tempo a cada instante para sempre trabalhar dentro dos limites de um número de Courant predeterminado. Embora o esquema seja adaptável, após um tempo decorrido da simulação esse valor tende a se estabilizar, apresentando uma variação baixa.

- Esquemas de gradiente

O esquema de discretização padrão que é usado principalmente para termos de gradiente é o Gauss linear. A entrada de Gauss especifica a discretização de volume finito padrão da integração gaussiana que requer a interpolação de valores dos centros dos elementos para os centros das faces. O esquema de interpolação é então dado pela entrada linear, significando interpolação linear ou diferenciação central.

Em alguns casos, particularmente envolvendo malhas de qualidade inferior, a discretização de termos de gradiente específicos é substituída para melhorar a limitação e a estabilidade. É usado o esquema *cellLimited* que limita o gradiente de modo que, quando os valores dos elementos são extrapolados para as faces usando o gradiente calculado, os valores das faces não ficam fora dos valores dos limites nos elementos vizinhos.

Vale a pena explicar que existe outra discretização que envolve termos de gradiente normal à superfície, que são necessários para avaliar um termo Laplaciano usando integração Gaussiana. Um gradiente normal de superfície é avaliado na face de um elemento; é a componente, normal à face, do gradiente de valores nos centros dos dois elementos que a face conecta.

A base do cálculo do gradiente em uma face é subtrair o valor no centro do elemento em um lado da face do valor no centro do outro lado e dividir pela distância. O cálculo é preciso de segunda ordem para o gradiente normal à face se o vetor que conecta os centros das células for ortogonal à face, ou seja, eles estão em ângulos retos. Este é o esquema ortogonal.

A ortogonalidade requer uma malha regular, normalmente alinhada com o sistema de coordenadas Catensiano, o que normalmente não ocorre em malhas para geometrias de engenharia do mundo real. Portanto, para manter a precisão de segunda ordem, uma correção não ortogonal explícita pode ser adicionada ao componente ortogonal, conhecido como esquema corrigido (*corrected*). A correção aumenta de tamanho à medida que a não-ortogonalidade, o ângulo entre o vetor elemento-elemento e o vetor normal da face, aumenta. Tal ângulo tende para 90° , e além de 70° , a correção explícita pode ser tão grande a ponto de fazer com que uma solução fique instável, que a solução pode ser estabilizar aplicando o esquema limitado (*limited*) à correção.

- Esquemas convectivos

O tratamento de termos advectivos é um dos principais desafios em códigos numéricos de CFD e, portanto, as opções são mais amplas. No OpenFOAM, o identificador de palavra-chave para os termos advectivos geralmente tem a forma $\text{div}(\phi, \dots)$, onde ϕ geralmente denota o fluxo (volumétrico) de velocidade nas faces da célula para fluxos de densidade constante e o fluxo de massa para escoamentos compressíveis, por exemplo $\text{div}(\phi, U)$ para advecção de velocidade, $\text{div}(\phi, e)$ para advecção de energia interna, $\text{div}(\phi, k)$ para energia cinética turbulenta, etc. Os esquemas são todos baseados na integração de Gauss, usando o fluxo ϕ e o campo advectado sendo interpolado nas faces da célula por um dos esquemas a ser selecionado, por exemplo linear, linearUpwind, etc. Existe uma abundante variação de esquemas de discretização. Neste trabalho, foram utilizados os seguintes métodos:

- linear: segunda ordem, ilimitado;
- linearUpwind: segunda ordem, tendencioso para o upwind, sem limites (mas muito menos que linear), requer a discretização do gradiente de velocidade a ser especificado;
- upwind: de primeira ordem, geralmente impreciso demais para ser recomendado.

Para o caso estacionário é usado também o esquema linearUpwindV, onde esquemas “V” são versões especializadas projetados para campos vetoriais. Eles diferem dos esquemas convencionais calculando um único limitador que é aplicado a todos os componentes dos vetores, em vez de calcular limitadores separados para cada componente do vetor. O limitador único dos esquemas “V” é calculado com base na direção do gradiente que muda mais rapidamente, resultando no cálculo do limitador

mais forte, que é mais estável, mas sem dúvida menos preciso. Além disso, as variantes limitadas (*bounded*) dos esquemas referem-se ao tratamento da derivada temporal do material, que pode ser expressa em termos de uma derivada temporal espacial e convecção, como por exemplo para o campo e em um fluxo incompressível:

$$\frac{De}{Dt} = \frac{\partial e}{\partial t} + \mathbf{U} \cdot \nabla e = \frac{\partial e}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U}e) - (\nabla \cdot \mathbf{U})e \quad (4.9)$$

Para solução numérica de escoamentos incompressíveis, $\nabla \cdot \mathbf{U} = 0$ na convergência, ponto em que o terceiro termo do lado direito é zero. Antes que a convergência seja alcançada, no entanto, $\nabla \cdot \mathbf{U} \neq 0$; e em algumas circunstâncias, particularmente simulações de estado estacionário, é melhor incluir o terceiro termo dentro de uma solução numérica porque ajuda a manter a limitação da solução variável e promove uma melhor convergência. A variante limitada (*bounded*) do esquema de Gauss, aqui utilizada, fornece isso, incluindo automaticamente a discretização do terceiro termo com o termo de advecção.

- Esquemas Laplaciano

O subdicionário `laplacianSchemes` contém termos Laplacianos. Um termo Laplaciano típico é $\nabla \cdot (\nu \nabla \mathbf{U})$, o termo de difusão nas equações de momento, que corresponde à palavra-chave `laplacian(nu,U)` em `laplacianSchemes`. O esquema de Gauss é a única opção de discretização e requer uma seleção de um esquema de interpolação para o coeficiente de difusão, ou seja, ν no exemplo, e um esquema de gradiente normal à superfície, ou seja, $\nabla \mathbf{U}$.

Em todos os casos, o esquema de interpolação linear é usado para interpolação da difusividade. Os casos usam a mesma matriz de `snGradSchemes` com base no nível de não ortogonalidade, conforme descrito nos esquemas de gradiente.

- Solucionadores pressão-velocidade

Existem questões importantes com relação ao armazenamento de pressão e à discretização do termo gradiente de pressão, uma vez que os campos velocidade e pressão são desconhecidos. Para fazer isso, o OpenFOAM usa o algoritmo segregado (vide Seção 4.1). As características principais desse algoritmo são as malhas segregadas para armazenar pressões e velocidades. Todos esses algoritmos são solucionadores iterativos, mas PIMPLE é usado para casos transientes, enquanto SIMPLE é usado para casos em estado estacionário.

4.2.3 Tratamento das interfaces entre domínios rotativo e estacionário

Em aplicações de dinâmica de fluidos em que existem domínios com movimento relativo, torna-se necessário adotar estratégias que descrevam adequadamente o movimento

global do sistema e a compatibilidade entre suas partes. Esse é o caso desta pesquisa, que envolve uma hélice acoplada a um eixo em rotação. Assim, o sistema de equações discutido na Seção 2.2.2 deve incorporar o movimento do fluido em consonância com a fronteira sólida em rotação. A Figura 52 ilustra a região rotativa (rotor), a região fixa (estator) e a interface entre elas, responsável por transmitir as informações de acoplamento.

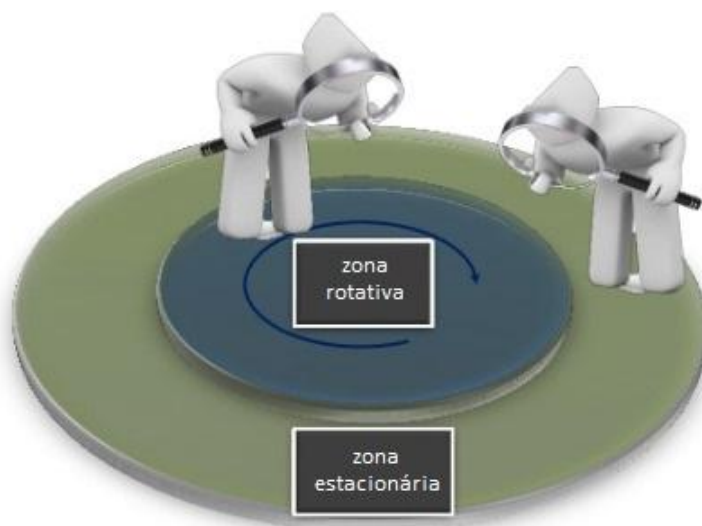


Figura 52 – Representação do rotor e estator em uma malha móvel. Fonte: <https://slideshare.net/fumiyanozaki96/cfd-for-rotating-machinery-using-openfoam>.

Diversos programas de CFD oferecem uma metodologia que permite converter um domínio transiente para um referencial fixo (inercial), possibilitando a análise de sistemas em movimento. Quando a rotação é constante, essa transformação permite formular as equações do escoamento em regime permanente. Essa abordagem é conhecida como *Moving Reference Frame* (MRF) (OpenFOAM [2011]).

Como alternativa ao MRF, a literatura apresenta a técnica de malha deslizante ou *Arbitrary Mesh Interface* (AMI), que é capaz de representar interações mais intensas entre regiões móveis e estacionárias. No entanto, esse método costuma enfrentar dificuldades de robustez devido à dependência de cálculos de interseção entre os elementos de malha. Além disso, trata-se de uma abordagem transiente, que geralmente implica altos custos de simulação. Por esse motivo, o MRF é, em muitos casos, a solução preferida, desde que suas limitações sejam consideradas.

O objetivo desta pesquisa inclui a avaliação comparativa das técnicas AMI e MRF para análise aerodinâmica de pás de turbinas eólicas. A seguir, apresentam-se breves descrições de cada uma.

4.2.3.1 Arbitrary Mesh Interface (AMI)

A Interface de Malha Arbitrária (AMI) constitui uma técnica de malha deslizante, na qual a região em rotação se desloca a cada passo de tempo, enquanto os valores nas interfaces são interpolados para atualização da solução. Esse procedimento viabiliza a simulação de *patches* (regiões) desconectados ou não conformes entre domínios adjacentes, de acordo com o algoritmo desenvolvido por Farrell and Maddison [2011].

Por se tratar de uma técnica transiente, a AMI é adequada para problemas de CFD em que a interação entre rotor e estator é significativa, proporcionando resultados mais precisos do que modelos simplificados (Mehdipour [2014]). A comunicação entre as regiões é realizada por meio de uma interface de malha, conforme ilustrado na Figura 53. Nessa configuração, a interface não possui significado físico, sendo apenas um artifício numérico para a troca de informações entre as zonas (Wilhelm [2015]).

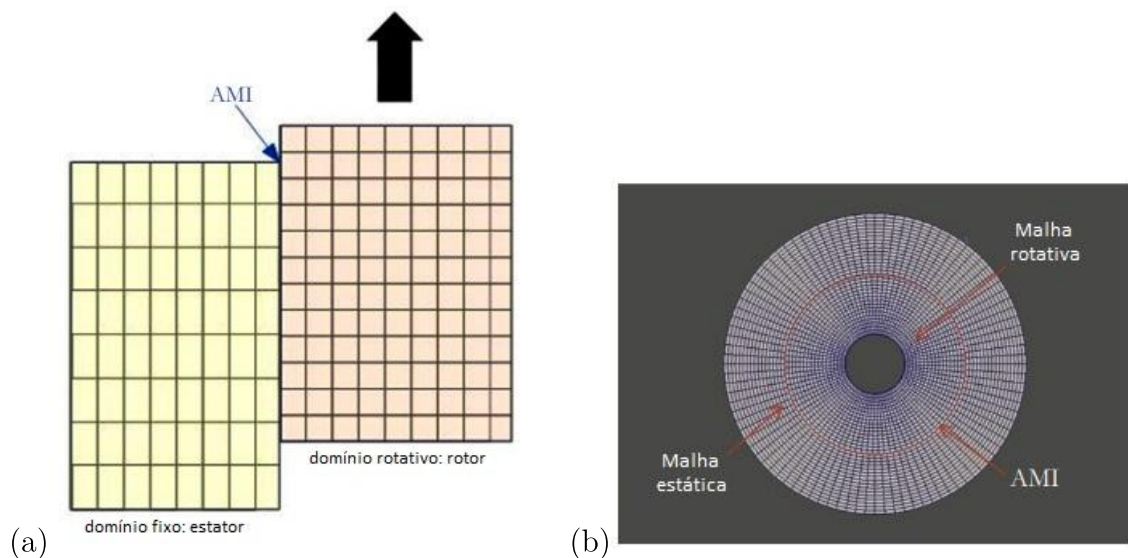


Figura 53 – (a) Exemplo de AMI entre domínios fixo (estator) e móvel (rotor). (Fonte: Wilhelm [2015]). (b) Subdomínio rotativo com aplicação de AMI. (Fonte: Wilhelm [2015]).

A formulação da AMI utiliza o conceito de “super malha”, formada pela interseção entre dois passos consecutivos da malha. Essa construção é aplicada na interpolação de malhas adaptativas e contribui para reduzir erros de continuidade, aumentando a eficiência numérica (Carneiro et al. [2019]). Com a super malha, o processo de sobreposição é tratado de forma mais robusta, o que melhora a precisão da interpolação e favorece a conservação de grandezas físicas (Farrell and Maddison [2011]). A Figura 54 exemplifica essa ideia.

A troca de propriedades entre os domínios ocorre por meio das fronteiras externas e internas, empregando um método conservativo baseado em projeção local de Galerkin (Farrell and Maddison [2011]). Os pesos da AMI correspondem à fração das áreas sobrepostas; a soma dos pesos em cada face deve ser unitária. Quando há desvios dessa condição, surgem pequenos erros de conservação, embora localizados e sem comprometer o método.

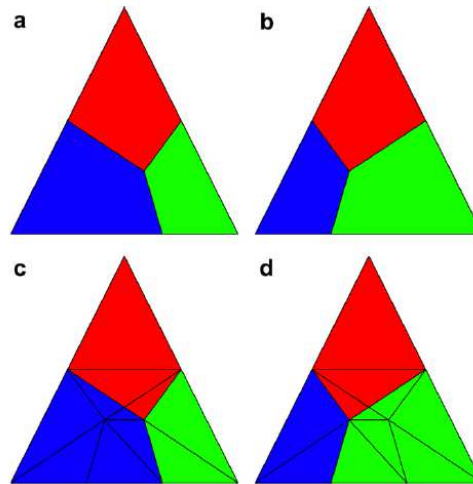


Figura 54 – (a) e (b) Malhas quadrilaterais distintas. (c) Super malha triangular obtida a partir de (a) e (b), colorida para mostrar os elementos de (a). (d) Super malha com coloração referente aos elementos de (b). (Fonte: Farrell and Maddison [2011]).

Para maior controle, pode-se impor um limite inferior: caso a soma fique abaixo do valor especificado, interrompe-se a interpolação naquelas células e aplica-se uma condição de fronteira de Dirichlet (Mishra et al. [2015]).

4.2.3.2 *Moving Reference Frame* (MRF)

O método do quadro de referência móvel (MRF) constitui uma alternativa mais simples e robusta para modelagem de máquinas rotativas (OpenFOAM [2011]). Nessa abordagem, define-se uma região com rotação constante, limitada por fronteiras cilíndricas, cônicas ou esféricas, que representam superfícies de revolução. No caso de uma turbina, os volumes entre as pás do rotor são designados como regiões MRF, com velocidades de rotação atribuídas, e incorporados ao domínio global. O procedimento equivale a simular a rotação e analisar os resultados em um instante de referência, assumindo que a interação com os volumes estacionários vizinhos é fraca.

Finalizando, cabe destacar algumas observações sobre os dois métodos. A AMI é intrinsecamente transiente, pois a malha se move efetivamente e realiza a comunicação entre zonas rotativas e fixas. Essa característica a torna mais precisa e robusta, mas também muito mais custosa em termos computacionais. Já no caso do MRF, aplicado em escoamentos estacionários, a malha permanece fixa, e o efeito da rotação é incorporado por meio de termos adicionais nas equações de movimento. Embora seja computacionalmente mais eficiente, o MRF pode apresentar menor precisão em situações de maior complexidade.

4.3 Resultados e discussões

Foram simulados 16 casos no total para parte aerodinâmica; sob 4 diferentes condições de vento, com 2 possibilidades de malha e utilizando 2 métodos distintos. As diferentes condições mencionadas são comentadas em sequência. Na Figura 55 pode-se ver um gráfico onde algumas informações a respeito do funcionamento da turbina eólica NREL 5MW estão traçadas em função da velocidade do vento incidente. Para as simulações foram adotadas quatro velocidades do vento (5 m/s, 7 m/s, 9 m/s e 11.4 m/s (velocidade do vento ideal para melhor funcionamento)). As respectivas velocidades de rotação da turbina, em *rpm*, são observadas na Figura 55 (variável RotSpeed). Velocidades do vento maiores que a ideal não foram simuladas pelo fato de que a partir deste ponto entra em ação o sistema de *pitch*, que altera a geometria da hélice para melhor se adaptar as condições.

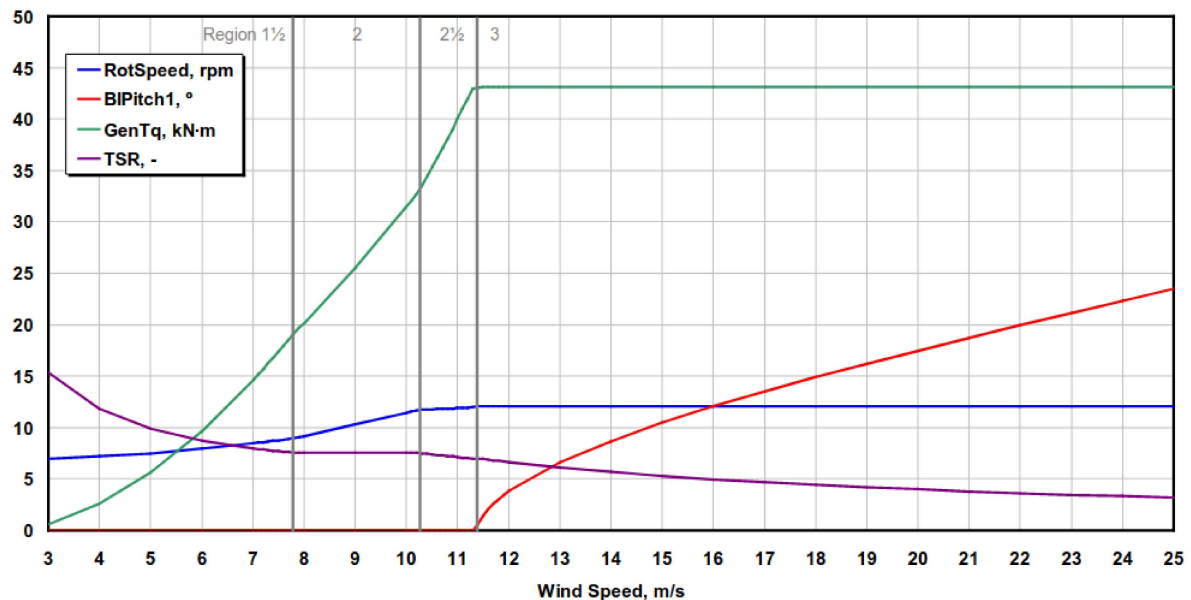


Figura 55 – Algumas informações em função da velocidade do vento. (Fonte: Jonkman et al. [2009]).

Outro gráfico de extrema importância para validar os resultados é o que se encontra na Figura 56. Nele tem-se algumas variáveis plotadas em função da velocidade do vento para a turbina eólica NREL 5MW. Duas dessas variáveis serão utilizadas para fins de comparação, o empuxo (em kN) e o torque (em kN.m). Estas, na Figura 56, referem-se as variáveis RotThrust e RotTorq.

Apresentam-se nos gráficos subsequentes (Figuras 57 a 60) todos os resultados obtidos com as simulações aerodinâmicas. Cada gráfico mostra oito curvas, sendo quatro de empuxo e quatro de torque, para cada velocidade de vento. No eixo das ordenadas tem-se os valores referentes às variáveis recém comentadas, em N e N.m, respectivamente. Os valores negativos vem do fato de turbinas absorverem energia do ar. O eixo das

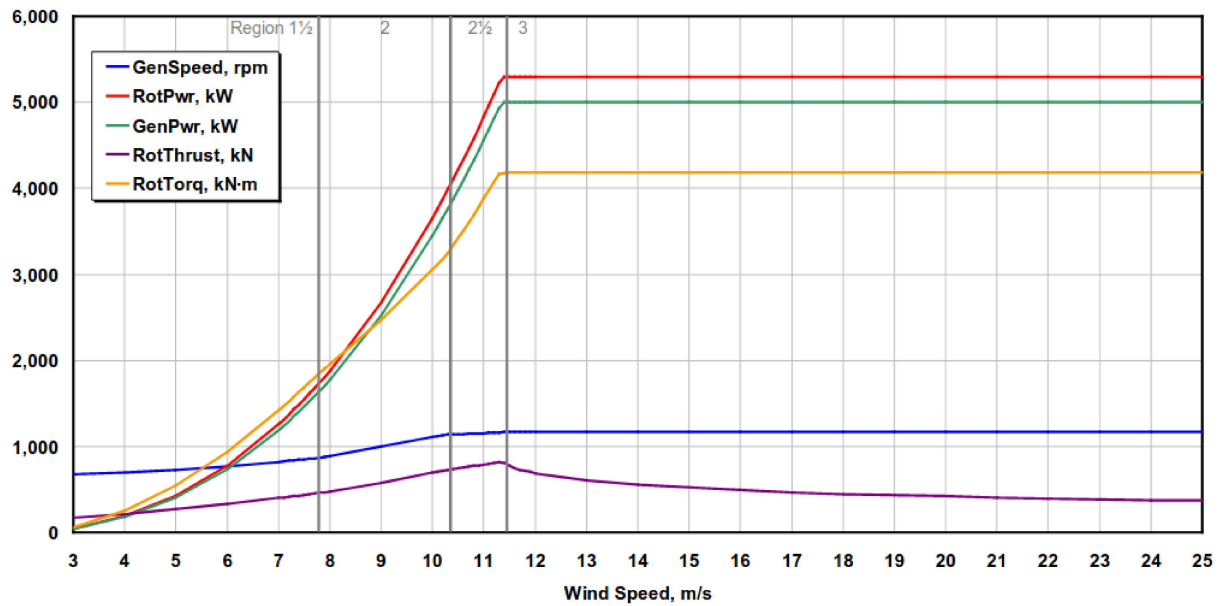


Figura 56 – Algumas respostas em função da velocidade do vento. (Fonte: Jonkman et al. [2009]).

abscissas representa o “tempo”, no caso de simulações estacionárias (MRF), o número de iterações; no caso de simulações transientes (AMI), o tempo real, em segundos.

Para facilitar o entendimento por parte do leitor, a apresentação dos gráficos é feita da seguinte maneira. Os dois primeiros gráficos são referentes ao modelo MRF (Figuras 57 e 58, malha menos e mais refinada, respectivamente). Os demais gráficos utilizam o modelo AMI (Figura 59 (menos refinada) e Figura 60 (mais refinada)). Em ambos os casos, cada gráfico apresenta os resultados para velocidades do vento incidente (U) de 5, 7, 9 e 11.4 m/s. As Tabelas 15 e 16 apresenta um compilado de todos os resultados dos 16 casos simulados.

Velocidade do vento	Resultado esperado Jonkman [2009]	NREL 5 MW		Refinamento da malha
		MRF	AMI	
5 m/s	600	2290	2570	Pior
		1090	1160	Melhor
7 m/s	1400	2680	3040	Pior
		1640	1760	Melhor
9 m/s	2500	3080	3540	Pior
		2490	2650	Melhor
11.4 m/s	4100	3620	4150	Pior
		3780	3950	Melhor

Tabela 15 – Resultados de torque (kN.m) para pá NREL 5MW sob diferentes velocidades do vento com dois níveis de refinamento de malha.

A discrepância observada entre os valores de empuxo obtidos pelos modelos BEM

Velocidade do vento	Resultado esperado Jonkman [2009]	NREL MRF	5 MW AMI	Refinamento da malha
5 m/s	250	28 109	58 112	Pior Melhor
7 m/s	400	55 154	104 167	Pior Melhor
9 m/s	550	88 198	156 225	Pior Melhor
11.4 m/s	750	136 253	231 299	Pior Melhor

Tabela 16 – Resultados de empuxo (kN) para pá NREL 5MW sob diferentes velocidades do vento com dois níveis de refinamento de malha.

(Jonkman et al. [2009]) e as simulações CFD (presente estudo) decorre, principalmente, das limitações na representação física e geométrica do BEM. Esse modelo simplifica o rotor ao tratar cada pá como uma sequência de seções bidimensionais, desconsiderando efeitos tridimensionais, interação entre as pás, o cubo (*hub*) e as regiões próximas à raiz, que possuem geometria não aerodinâmica. Por sua vez, o CFD modela o rotor de forma completa, incluindo o *hub*, as pás e todos os efeitos viscosos, perdas induzidas, difusão da esteira e separação de escoamento. Isso se torna especialmente relevante em condições reais (próximas ao *stall*), nas quais o BEM tende a superestimar o empuxo, já que utiliza polares 2D que não capturam adequadamente a perda de sustentação pela separação. Em contrapartida, o cálculo do torque apresenta melhor concordância entre as duas metodologias, uma vez que as forças nas regiões próximas à raiz - justamente aquelas ignoradas ou simplificadas no BEM - possuem contribuição relativamente pequena para o torque, devido à curta distância em relação ao eixo de rotação, resultando em um braço de alavanca reduzido.

Para o primeiro grupo (velocidade do vento de 5 m/s) é esperado um valor de aproximadamente 600 kN.m de torque de acordo com a Figura 56. Foram obtidos de resultado os valores: 2290 kN.m, 1090 kN.m, 2570 kN.m e 1160 kN.m, seguindo a ordem mencionada no parágrafo anterior. Os valores obtidos estão longe do esperado, porém algumas considerações são pertinentes no momento. Primeiramente, como as rotações são obtidas de maneira visual através do gráfico da Figura 55, fica dificultada a obtenção dos valores corretos. Consequentemente, qualquer diferença, por menor que seja, na aquisição deste parâmetro, reflete diretamente no resultado (devido a dimensão da geometria), afetando a assertividade do modelo matemático. Ademais, baixas velocidades do vento incidente são mais complicadas de serem previstas corretamente pelo algoritmo, isso porque a intensidade turbulenta utilizada no modelo de turbulência foi a mesma para todos os casos.

É esperado do grupo com velocidade do vento de 7 m/s um valor aproximado de

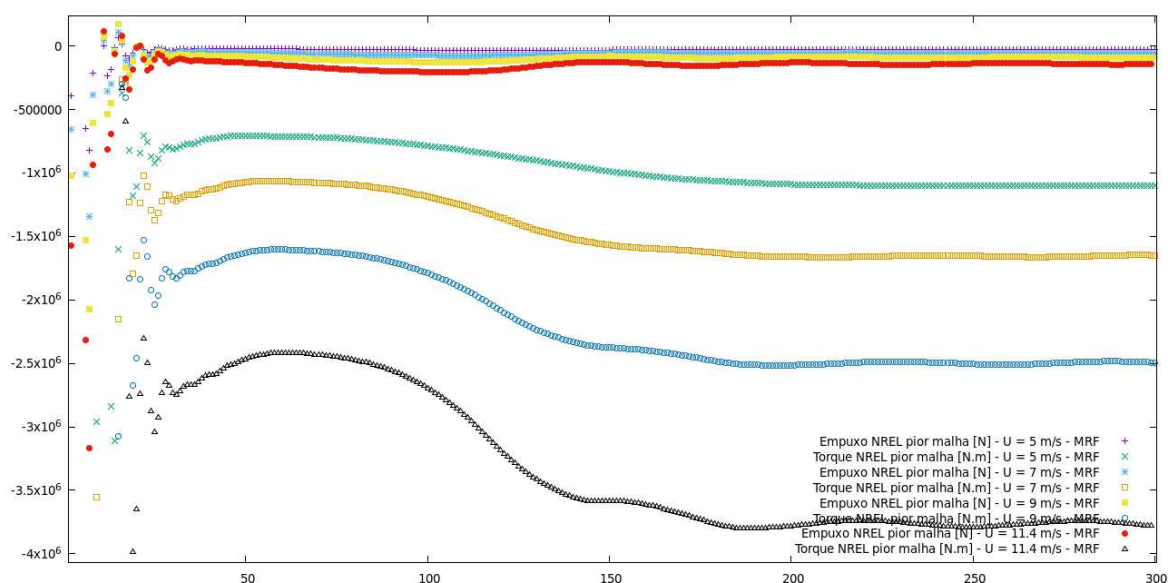


Figura 57 – Resultados de empuxo e torque para modelo MRF com malha menos refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

1400 kN.m de torque, de acordo com o gráfico usado para comparação. Os valores obtidos de resultado, seguindo a ordem já mencionada são: 2680 kN.m, 1640 kN.m, 3040 kN.m e 1760 kN.m. Novamente, algum erro pode ser destinado ao fato da escolha da velocidade de rotação e da intensidade turbulenta do modelo $k-\omega$ SST. No mais, fica nítida a diferença nos resultados entre as duas malhas utilizadas, corroborando a ideia de que o nível de refinamento usado tem importância significativa nos dados de saída. Cabe comentar que uma malha mais refinada do que a de melhor refinamento utilizada neste trabalho poderia sim melhorar ainda mais os valores obtidos, contudo uma grande variedade de simulações como a apresentada aqui, teria um enorme custo/gasto computacional, tanto em tempo, quanto em memória. Até esse momento pouca diferença é vista entre os modelos MRF e AMI.

Analisando agora o terceiro grupo (velocidade do vento de 9 m/s) é esperado o valor de aproximados 2500 kN.m de torque para a hélice NREL 5MW. De resultado obtido através das simulações, tem-se os seguintes valores: 3080 kN.m, 2490 kN.m, 3540 kN.m e 2650 kN.m. Nesse caso, pode-se novamente ver a interferência nos resultados que a qualidade da malha traz. Além disso, é possível perceber também pelas curvas dos gráficos que a malha mais refinada consegue captar melhor os efeitos que acontecem na realidade, representado por um leve “pico” no início das curvas de torque da hélice. As duas técnicas usadas para movimentar o sólido (AMI e MRF), continuam apresentando valores próximos como resultado quando utilizando a mesma malha. Os valores com a técnica AMI tendem a ficar sempre um pouco maiores do que os com a técnica MRF, como visto em todos os casos. Para este caso, com a melhor malha e não importando o método utilizado, ambos os valores de torque obtidos mostraram uma ótima concordância com o que era esperado.

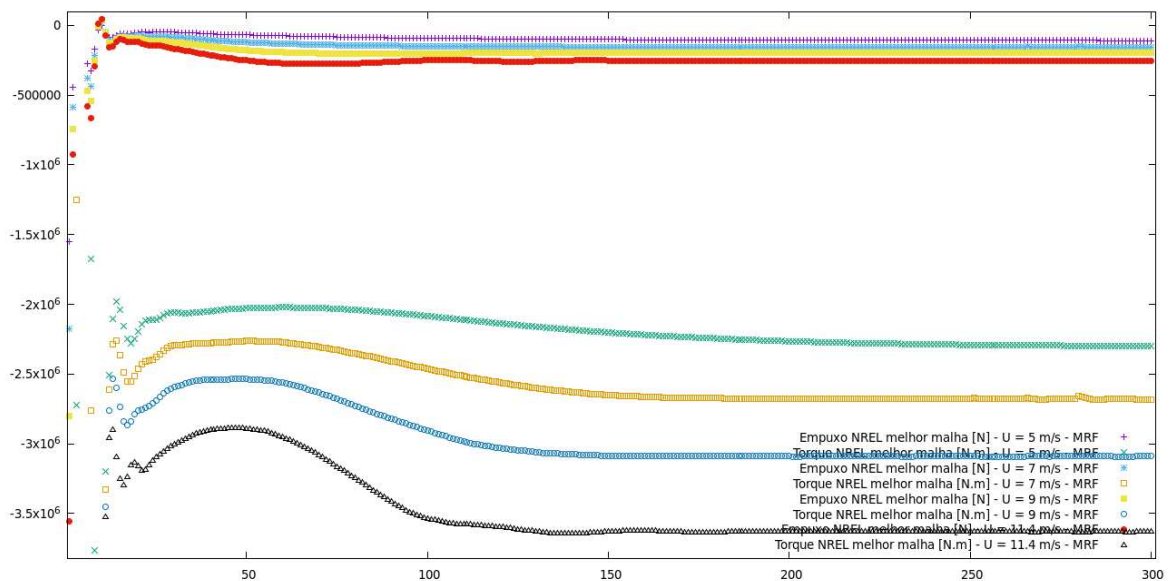


Figura 58 – Resultados de empuxo e torque para modelo MRF com malha mais refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

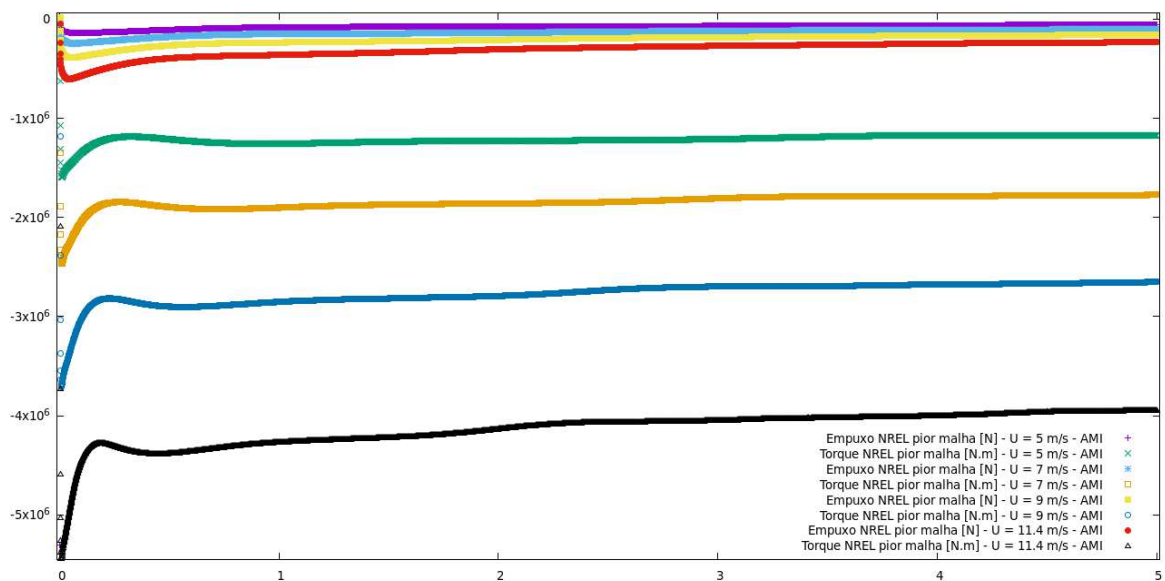


Figura 59 – Resultados de empuxo e torque para modelo AMI com malha menos refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

Por fim, para o grupo com velocidade do vento de 11.4 m/s, espera-se de torque para este caso um valor de 4100 kN.m aproximadamente. Os resultados conforme sequência que já vem sendo utilizada são respectivamente: 3620 kN.m, 3780 kN.m, 4150 kN.m e 3950 kN.m. Neste momento percebe-se que a malha já não tem tanta interferência no resultado. A maior mudança aqui fica por conta das duas técnicas usadas. O modelo AMI tenta seguir o mais próximo possível da realidade, o que faz com que seja uma técnica mais robusta, que em tese deveria fornecer resultados mais confiáveis. No entanto, apenas

para este caso, o modelo AMI apresentou resultados mais satisfatórios do que o modelo MRF. Fica claro então que a dependência das condições de contorno por parte do modelo AMI é muito maior do que a do modelo MRF, já que, para este caso em específico, onde se trata da velocidade ideal do vento, tem-se muito mais informações liberadas para poder agregar a modelagem do problema, e portanto o modelo conseguiu se sair melhor.

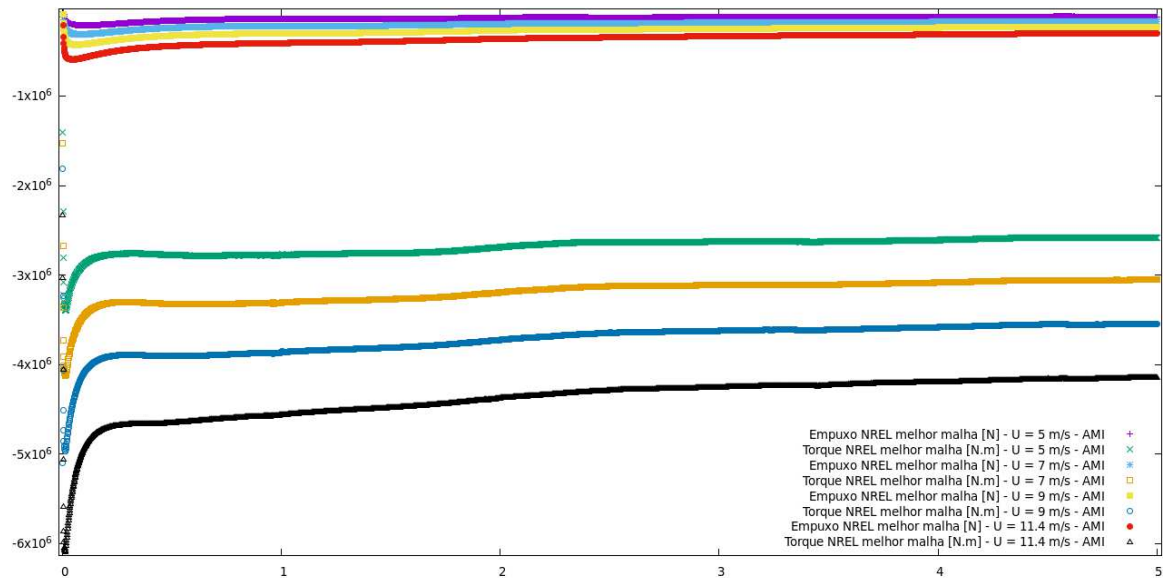


Figura 60 – Resultados de empuxo e torque para modelo AMI com malha mais refinada e velocidade do vento variadas. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

Vale ressaltar que a técnica MRF, em todas as simulações, convergiu para o resultado cerca de 10 a 15 vezes mais rápido (em tempo de simulação) do que o modelo AMI correspondente. Todos casos foram simulados em uma mesma máquina, com arquitetura e especificações iguais (CPU Intel Core i5-7200U com 4 núcleos, 16 GB de memória RAM e sistema operacional Linux Ubuntu). Para informação do leitor, os tempos em média de cada simulação com a malha menos refinada e modelo MRF ficaram por volta dos 5 minutos, já para o modelo AMI, cerca de 1 hora. Se tratando agora das simulações com a malha mais refinada, o modelo MRF conseguia convergir pro resultado com aproximadamente 1 hora e meia, e o AMI levava cerca de 16 horas.

Continuando ainda a comentar sobre as técnicas para lidar com movimento rotativo, é nítida a diferença entre o início das curvas nos gráficos MRF versus AMI. Isso se dá pelo fato de que, apesar da técnica MRF ser menos dependente das condições de contorno, ela é altamente influenciada pelas configurações adotadas que envolvem as técnicas numéricas. Para um modelo MRF, com geometria complexa, a etapa mais difícil é conciliar todas técnicas numéricas de modo que a simulação apresente resultados convergentes. Esses pontos “aleatórios” no começo das curvas MRF é exatamente o algoritmo se adaptando para tentar convergir para uma solução, o que não é observado nos gráficos AMI. Conclui-se então que, o modelo AMI pode ser sim mais robusto e confiável se tiver quantidade

significativa de informações sobre as condições do problema para inserir na modelagem. Além disso, não é complicada sua configuração de tratamentos numéricos. Por outro lado, o modelo MRF apresenta resultados bem satisfatórios em todos os casos e com tempo de simulação infinitamente menor, contudo configurar corretamente as técnicas numéricas para que o algoritmo não exploda e convirja para um resultado pode ser uma tarefa bastante árdua.

Percebe-se então que cada modelo (MRF e AMI) tem seus prós e contras. Cabe então ao usuário ter o discernimento de qual técnica utilizar, levando em conta as particularidades de cada modelo e as características do problema a ser modelado.

5 Interação Fluido-Estrutura (FSI)

A Interação Fluido-Estrutura (FSI) é um campo interdisciplinar que combina mecânica dos fluidos e análise estrutural para estudar sistemas onde fluidos em movimento e estruturas interagem mutuamente. Este campo é de particular importância em engenharias, onde muitas estruturas estão expostas a fluidos em movimento, como em aeronaves, pontes, turbinas eólicas e sistemas biológicos.

Se trata de um fenômeno físico que ocorre quando a dinâmica de um fluido afeta e é afetada pelo movimento de uma estrutura sólida. Modelar e prever com precisão o comportamento de sistemas FSI é indispensável para o projeto seguro e eficiente de tais sistemas. Neste texto, exploram-se os fundamentos teóricos da FSI, os desafios computacionais associados, e as abordagens modernas, incluindo o uso do software preCICE para a simulação de FSI.

5.1 Fundamentos da Interação Fluido-Estrutura (FSI)

5.1.1 Definição, Importância e Aplicações de FSI

A FSI pode ser definida como o acoplamento dinâmico entre um campo de escoamento de fluido e uma estrutura deformável. Este acoplamento implica que as forças exercidas pelo fluido na estrutura podem deformá-la, e, em contrapartida, essa deformação altera o campo de escoamento do fluido, criando um ciclo iterativo de interação.

Quando uma estrutura interage com um fluido, forças complexas são geradas, levando a fenômenos como vibração induzida por vórtices, flutuação de pressão, e possíveis falhas estruturais. Esses fenômenos podem ser críticos, especialmente em algumas estruturas, como pontes e turbinas eólicas, onde a segurança e a eficiência dependem de uma análise precisa da FSI.

As aplicações da FSI são vastas e cobrem muitos setores da engenharia e da ciência. Abaixo estão alguns exemplos:

- **Aeronáutica:** O comportamento das asas de uma aeronave sob a ação de forças aerodinâmicas é um clássico problema de FSI. A deformação da asa pode alterar o perfil aerodinâmico, afetando a eficiência do voo.
- **Engenharia Civil:** Pontes e edifícios são frequentemente expostos a ventos e correntes, e a análise FSI é de extrema importância para garantir que as estruturas possam resistir a essas forças sem falhas.
- **Engenharia Biomédica:** O fluxo de sangue nas artérias interage com as paredes dos vasos sanguíneos, onde o comportamento das válvulas cardíacas também pode ser modelado como um problema FSI.

- Energia Eólica: As pás das turbinas eólicas são submetidas a forças de arrasto e sustentação enquanto giram, e o acoplamento FSI é necessário para prever a fadiga material e otimizar o design.

5.1.2 Equações Governantes

A modelagem matemática da FSI envolve a combinação das equações que governam o movimento dos fluidos e as equações que descrevem a deformação das estruturas.

5.1.2.1 Dinâmica dos Fluidos: As Equações de Navier-Stokes

As equações de Navier-Stokes descrevem o movimento dos fluidos (líquidos e gases). Elas são derivadas da aplicação das leis de conservação da massa, momento e energia a um volume de controle em um fluido. Para um fluido incompressível e isotrópico, as equações são expressas como:

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} = -\frac{1}{\rho_f} \nabla p + \nu \nabla^2 \mathbf{u} + \mathbf{f} \quad (5.1)$$

Aqui:

- $\mathbf{u}$ é o vetor de velocidade do fluido.
- p é a pressão.
- ρ_f é a densidade do fluido.
- ν é a viscosidade cinemática do fluido ($\nu = \frac{\mu_f}{\rho_f}$).
- $\mathbf{f}$ é o vetor de forças externas (por exemplo, gravidade).

As equações de Navier-Stokes são não-lineares devido ao termo convectivo $(\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u}$, o que faz com que a solução seja altamente dependente das condições iniciais e de contorno.

5.1.2.2 Dinâmica Estrutural: Equações de Movimento

Para a estrutura, a resposta ao carregamento devido ao fluido é descrita pelas equações de movimento, que podem ser derivadas do Princípio de D'Alembert ou do Princípio da Energia Potencial. Para um sólido elástico, as equações podem ser expressas como:

$$\rho_s \frac{\partial^2 \mathbf{d}}{\partial t^2} = \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} \quad (5.2)$$

Onde:

- ρ_s é a densidade do sólido.
- $\mathbf{d}$ é o vetor de deslocamento do sólido.
- σ é o tensor de tensões, que está relacionado com o tensor de deformações ϵ pela Lei de Hooke generalizada (para materiais elásticos lineares).
- $\mathbf{b}$ representa as forças de corpo (como gravidade).

O termo $\nabla \cdot \sigma$ representa a divergência das tensões internas, que correspondem às forças que resistem à deformação.

5.1.3 Condições de Acoplamento

Ao falar sobre problemas de interação fluido-estrutura, a parte mais importante é a interface comum. Nela, todas as quantidades são trocadas e algumas condições físicas devem ser conhecidas. Massa e quantidade de movimento devem ser respeitados e isso geralmente não é o caso quando solucionadores distintos são usados para calcular o fluido e as partes da estrutura. Estes critérios constituem a base principal para verificar a qualidade dos cálculos do FSI.

Em primeiro lugar, de acordo com a física do FSI, os domínios sólido e fluido nunca devem se sobrepor ou separar. Então, para um fluido viscoso, a velocidade do fluxo na interface deve ser igual à velocidade do corpo (condição de não escorregamento). Isto significa que os deslocamentos do sólido e o domínio fluido, bem como suas velocidades, devem ser iguais na interface. Além disso, deve ser imposto um equilíbrio de forças.

- Continuidade Cinemática

A continuidade cinemática requer que o campo de velocidade na interface entre o fluido e a estrutura seja contínuo. Isso significa que a velocidade do fluido na interface deve igualar a velocidade da superfície estrutural:

$$\mathbf{u}_f = \frac{\partial \mathbf{d}_s}{\partial t} \quad \text{na interface} \quad (5.3)$$

- Continuidade Dinâmica

A continuidade dinâmica implica que as forças na interface devem estar em equilíbrio. Isso significa que as tensões normais e tangenciais exercidas pelo fluido (σ_f) na superfície da estrutura devem ser equilibradas pelas tensões internas da estrutura (σ_s):

$$\sigma_f \cdot \mathbf{n} = \sigma_s \cdot \mathbf{n} \quad \text{na interface} \quad (5.4)$$

Aqui, $\mathbf{n}$ é o vetor normal à interface, como visto na Figura 61.



Figura 61 – Exemplo interface fluido-estrutura. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

5.1.4 Métodos Numéricos de Solução

Soluções analíticas são impossíveis de serem obtidas para a grande maioria dos problemas de interação fluido estrutura; por outro lado, os experimentos de laboratório podem ser caros, inviáveis ou limitado. Por essas razões, simulações numéricas podem ser empregadas para analisar a física envolvida na interação entre fluidos e sólidos. Com as capacidades e tecnologias atuais de um computador, simulações de modelos científicos e de engenharia tornaram-se cada vez mais detalhadas e sofisticadas.

Os métodos numéricos usados para resolver problemas de FSI podem ser divididos em duas classes: a abordagem monolítica e a abordagem particionada. Enquanto na abordagem monolítica o objetivo é resolver um sistema global de equações, na abordagem particionada conjuntos separados de equações são estabelecidos para o fluido e a estrutura e o acoplamento é resolvido externamente. Outra distinção deve ser feita para denotar a força das interações entre fluido e estrutura. Se isso acontecer a cada passo de tempo, é chamado de acoplamento forte. Se o a troca de informações acontece uma vez a cada n iterações, é chamado de acoplamento fraco.

5.1.4.1 Métodos de Solução Monolíticos

No método monolítico, as equações governantes do fluido e da estrutura são resolvidas simultaneamente como um único sistema acoplado (veja Figura 62). Com essa abordagem apenas um solucionador é responsável pela dinâmica do fluido e da estrutura, o que geralmente resulta em um sistema de equações muito grande e não-linear, mas que garante uma convergência robusta entre o fluido e a estrutura, caso seja corretamente implementado (Hübner et al. [2004], Ryzhakov et al. [2010]). A complexidade computacional é uma desvantagem significativa aqui, exigindo recursos computacionais avançados. Porém, a principal desvantagem é que, normalmente, este tipo de abordagem é muito específico e dependente do caso. Além disso, este tipo de solucionadores são geralmente comerciais e não de código aberto.

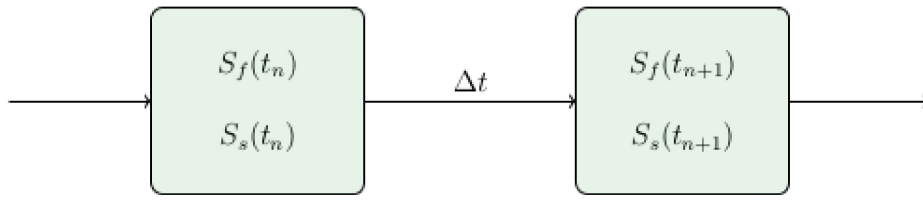


Figura 62 – Abordagem monolítica. (Fonte: CACCIA [2019]).

5.1.4.2 Métodos de Solução Particionadas

No método particionado, as equações do fluido e da estrutura são resolvidas separadamente, com a interação entre os dois domínios sendo tratada por trocas iterativas de informações na interface. As condições de interface são usadas explicitamente para comunicar informações entre as soluções do fluido e estrutura. Isto implica que o fluxo não muda enquanto a solução das equações estruturais são calculadas e vice-versa (Degroote et al. [2009]).

A abordagem particionada, portanto, requer um terceiro módulo de software (ou seja, um algoritmo de acoplamento) para incorporar aspectos da interação. Ele comunica as condições de contorno prescritas, ou seja, forças ou tensões (dados dinâmicos), calculadas pelo solucionador de fluido na superfície da interface, são passadas para o componente sólido e deslocamentos ou velocidades (dados cinemáticos), calculados pelo solucionador estrutural na interface, são enviados em troca ao componente fluido. Finalmente, as duas soluções juntas produzem a solução FSI (veja Figura 63).

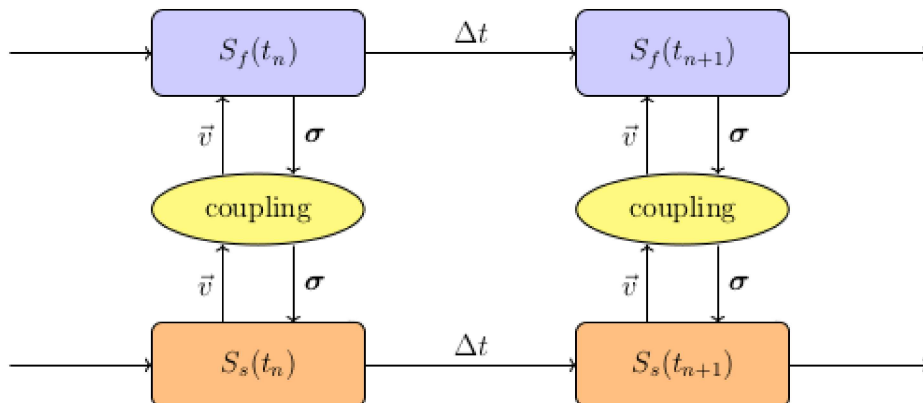


Figura 63 – Abordagem particionada. (Fonte: CACCIA [2019]).

Uma grande desvantagem é a falta de estabilidade: esquemas particionados tendem comumente aumentar o tempo de processamento, portanto o passo de tempo deve ser reduzido de acordo com Piperno et al. [1995]. A grande vantagem, porém, é a liberdade de acoplar diferentes solucionadores (flexibilidade), de gerenciar o fluido e a discretização do domínio sólido de forma independente e por dois solucionadores altamente especializados

(como OpenFOAM e CalculiX), podendo, em alguns casos, ser até mais eficiente em termos computacionais.

Nas simulações FSI, além da abordagem monolítica e particionada, há uma escolha adicional a ser feita: fazer uma simulação fortemente acoplada ou fracamente acoplada. Uma simulação fracamente acoplada apenas troca dados periodicamente (Servera et al. [2001]). Isso diminui o custo computacional e pode produzir soluções ajustadas. É também usado para prever as cargas do rotor (Potsdam et al. [2006]) e é muito eficiente ao lidar com voo pairado, voo livre, subida ou descida constante. Um primeiro exemplo notável de uma abordagem flexível pode ser visto em Tung et al. [1986]. Em vez disso, no acoplamento forte, os dados são trocados a cada passo de tempo (Chen et al. [2010], Zaki [2012]). Isso significa que o comportamento não periódico, que em acoplamento fraco é impossível de capturar, pode ser observado pelo acoplamento forte. A troca de deslocamentos e forças é muito mais confiável e precisa. Para efeito deste trabalho, uma abordagem fortemente acoplada foi desenvolvida.

- Acoplamento Fraco (*Weak Coupling*): O fluido e a estrutura são resolvidos alternadamente em cada passo de tempo, e as informações da interface são trocadas até que uma condição de convergência seja alcançada.
- Acoplamento Forte (*Strong Coupling*): Uma iteração interna é realizada em cada passo de tempo até que as equações do fluido e da estrutura sejam convergentes antes de prosseguir para o próximo passo de tempo.

5.2 O Ambiente de Acoplamento preCICE

O preCICE (*Precise Code Interaction Coupling Environment*) é uma biblioteca de acoplamento modular e aberta desenvolvida pelas Universidade Técnica de Munique (TUM), a Universidade de Stuttgart e a Universidade de Erlangen. Oferece a possibilidade de acoplar diferentes softwares especializados em física única em uma simulação multifísica. Esta abordagem é chamada de particionada em oposição à abordagem monolítica, que exigiria um solucionador multifísico trabalhando sozinho em todo o problema.

O preCICE foi projetado para ser flexível, escalável e capaz de acoplar códigos diferentes, facilitando assim a implementação de métodos FSI acoplados. A flexibilidade é uma das principais vantagens da biblioteca: ela fornece comunicação técnica, mapeamento de dados entre malhas não correspondentes e acoplamento numérico de iteração. O usuário deve fornecer um adaptador para os solucionadores envolvidos, que garante que os dados sejam formatados da maneira correta e fornece o passo de tempo. O preCICE oferece adaptadores oficiais para solucionadores conhecidos, mas cada usuário pode construir seu próprio adaptador da maneira que melhor o atenda. Ele pode ser inserido no código

existente com poucas chamadas à biblioteca preCICE durante o ciclo de simulação. A Figura 64 apresenta uma visão geral de como o código funciona.

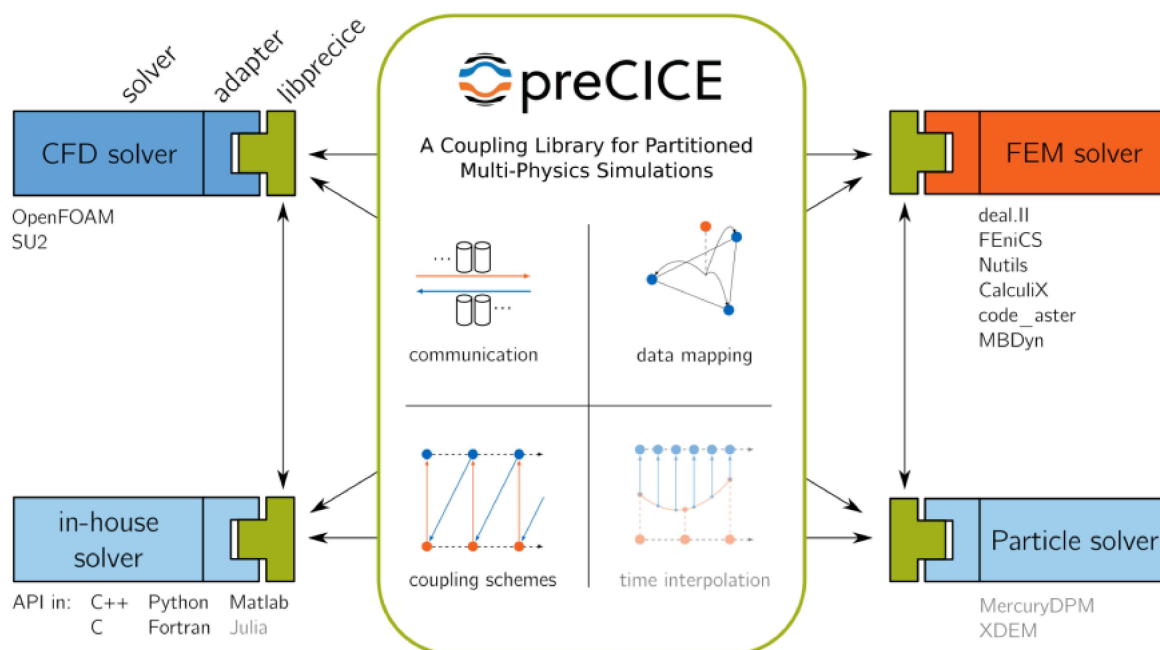


Figura 64 – Esquema geral do preCICE. (Fonte: Bungartz et al. [2016]).

Para os fins deste trabalho, a biblioteca preCICE foi escolhida por vários motivos. Em primeiro lugar, devido à possibilidade de criar um ambiente multifísico geral, em oposição a usar soluções para cada tipo de problema ou cada tipo de solucionador. A qualquer momento, o adaptador pode ser modificado, atualizado ou até mesmo substituído por um diferente. Em segundo lugar, devido ao utilitário de mapeamento de dados que o preCICE oferece, que será explicado em seções futuras. Dentro dos problemas de interação fluido-estrutura, a malha fluida e a estrutural não necessariamente coincidem: a malha fluida, na verdade, é quase sempre mais refinada. Dito isso, há a necessidade de mapear dados entre malhas não conformes. Por último, o preCICE pode ser útil ao lidar com diferentes intervalos de tempo entre solucionadores acoplados, permitindo que um participante faça um subciclo enquanto espera pelo outro.

5.2.1 Arquitetura e Componentes do preCICE

5.2.1.1 Técnicas de Acoplamento

O preCICE oferece diferentes tipos de esquemas de acoplamento, dependendo do caso da interação fluido-estrutura. Existem quatro variáveis que controlam a interação entre os solucionadores: a etapa do acoplamento pode ser executada paralela ou serial e de maneira explícita ou implícita.

Quando as soluções fluidas e sólidas são calculadas iterativamente até que alguns critérios de convergência sejam alcançados no mesmo intervalo de tempo, o esquema é chamado de implícito. Por outro lado, quando se executa um número fixo de iterações (normalmente uma por intervalo de tempo) sem qualquer verificação de convergência, então o esquema é chamado de explícito. A escolha entre eles é fundamental, não só pela economia de tempo/custo, mas também por causa das instabilidades que poderiam estar presentes e não serem removidas com um acoplamento explícito (Degroote et al. [2008], Gatzhammer [2014]).

O acoplamento serial refere-se à execução escalonada de um participante após o outro. Paralelo, por outro lado, refere-se à execução simultânea de ambos os participantes e geralmente é preferível por razões de desempenho. No que diz respeito às notações, S e F representam os operadores dos solucionadores estruturais e de fluidos, suas variáveis são respectivamente os vetores s e f na interface FSI. n denota o passo de tempo atual da computação.

- Acoplamento Explícito: Um método mais simples e computacionalmente eficiente, que alterna a solução entre os dois domínios, mas pode ser menos estável em sistemas fortemente acoplados.

O primeiro algoritmo introduzido aqui é o acoplamento serial explícito, que normalmente é chamado serial convencional escalonado (CSS). Aqui, o solucionador de fluidos usa a solução sólida na última etapa de tempo n para calcular sua solução atual:

$$f^{n+1} = F^n(s^n). \quad (5.5)$$

Então, f^{n+1} é transmitido ao solucionador de estrutura e usado como

$$s^{n+1} = S^n(f^{n+1}). \quad (5.6)$$

Este algoritmo é representado graficamente na Figura 65.

O esquema CSS pode ser melhorado pela versão paralela, chamada de paralelo escalonado convencional (CPS). A principal diferença é que agora tanto os solucionadores de fluidos quanto os de estrutura usam valores de acoplamento do passo de tempo n .

$$f^{n+1} = F^n(s^n) \quad (5.7)$$

$$s^{n+1} = S^n(f^n) \quad (5.8)$$

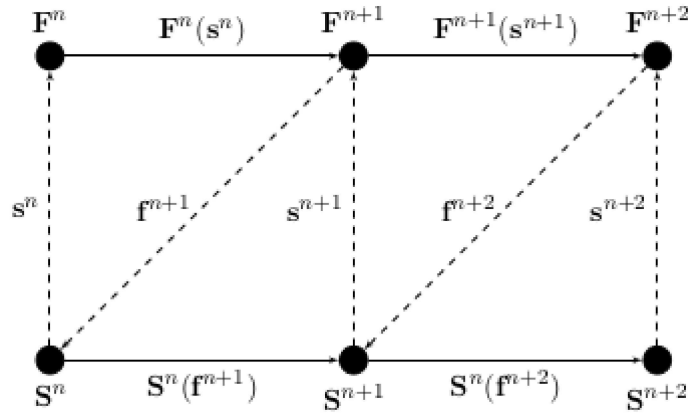


Figura 65 – Procedimento serial convencional escalonado (CSS). (Fonte: Zanella [2020]).

O tempo de execução do esquema paralelo é geralmente menor que o do CSS, mas pode causar perda de precisão e estabilidade se usado com um intervalo de tempo não adequado (Étienne and Pelletier [2005]). Na Figura 66 é mostrado o procedimento explícito de acoplamento paralelo. Observe que agora os solucionadores executam simultaneamente.

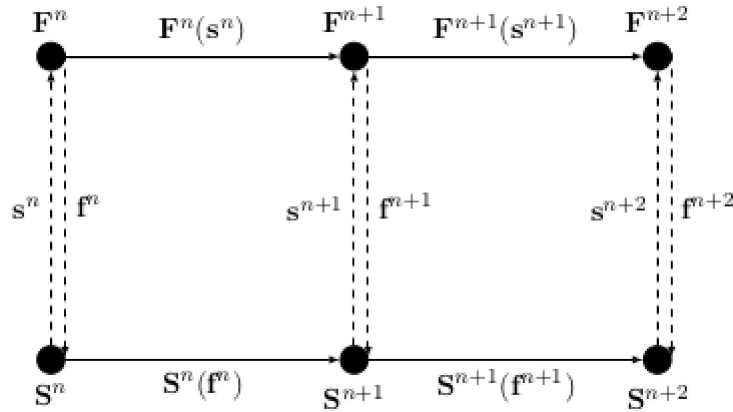


Figura 66 – Procedimento paralelo escalonado convencional (CPS). (Fonte: Zanella [2020]).

Em geral, um acoplamento explícito não é suficiente para recuperar a solução exata (como no caso da abordagem monolítica) do problema, isso porque, como a correspondência de condições de acoplamento entre os solucionadores não é aplicada em cada intervalo de tempo: pode se garantir que não há equilíbrio entre o domínio fluido e estrutural no que diz respeito às forças e deslocamentos na interface (Hou et al. [2012]). No entanto, o acoplamento explícito produz bons resultados se a interação entre fluido e sólido for fraca, como nas simulações aeroelásticas, onde em geral as simulações mostram pequenos deslocamentos da estrutura dentro de um único intervalo de tempo e o campo de fluxo não é muito influenciado pelos deslocamentos estruturais (Farhat et al. [2006]).

- Acoplamento Implícito: Um método robusto que resolve as equações do fluido e da estrutura em conjunto em cada iteração de acoplamento, garantindo a convergência do sistema acoplado.

Técnicas de acoplamento implícitas requerem um método iterativo para resolver a equação de ponto fixo que deriva da aplicação do acordo entre as variáveis da interface. As condições de acoplamento nessa superfície são reforçadas em cada passo de tempo até um critério de convergência. Se o critério não for atendido, outra subiteração dentro da mesma instância de tempo é computada. Por esta razão, a solução pode ser aproximada com maior acurácia.

O acoplamento implícito surge com a necessidade de usar determinadas técnicas para estabilizar as iterações. A seguir, a letra k será usada para expressar a k -ésima subiteração do acoplamento no passo de tempo n , por exemplo, s_k^n . No preCICE, todos os métodos de acoplamento implícitos são baseados em iterações de ponto fixo usando o esquema convencional escalonado ou o esquema paralelo (como no caso explícito).

$$f_{k+1}^{n+1} = F^n(s_k^{n+1}) \quad (5.9)$$

$$s_{k+1}^{n+1} = S^{n+1}(f_k^{n+1}) \quad (5.10)$$

Um procedimento geral para o esquema serial implícito é ilustrado no Algoritmo 1. Observe que $\tilde{s}$ indica a solução obtida pelo solucionador sem qualquer modificação, enquanto s é a solução pós-processada onde o relaxamento foi aplicado. A versão paralela é semelhante à explícita, pois ambos os solucionadores são executados simultaneamente e usam o valor da interface na etapa de tempo atual $n + 1$ e na iteração anterior k :

$$f_{k+1}^{n+1} = F^{n+1}(s_k^{n+1}) \quad (5.11)$$

$$s_{k+1}^{n+1} = S^{n+1}(f_k^{n+1}) \quad (5.12)$$

Como dito antes, o acoplamento implícito no preCICE emprega uma iteração de ponto fixo da forma:

$$\tilde{s}_{k+1} = S \circ F(s_k) \quad (5.13)$$

Técnicas de aceleração são necessárias para trazer a equação de ponto fixo à convergência. Aceleração refere-se à etapa de pós-processamento implementada para

Algorithm 1 Algoritmo de acoplamento serial implícito

```

1:  $s_0 = s_p$ 
2:  $k = 0$ 
3: while critério de convergência não é atendido do
4:    $F(s_k) = f_{k+1}$ 
5:    $S(f_{k+1}) = \tilde{s}_{k+1}$ 
6:   calcular  $s_{k+1}$  por relaxamento
7:    $k = k + 1$ 
8: end while

```

acelerar a convergência. Depois de cada iteração não convergida, o último estado armazenado do solucionador (ponto de verificação) é recarregado e a iteração de acoplamento para o intervalo de tempo atual é incrementado. Quando a solução converge, o passo de tempo n é incrementado.

Os métodos implícitos são geralmente aplicáveis a qualquer tipo de problema de FSI, em contraste com métodos explícitos. Quando o fluido e a estrutura estão fortemente acoplados, o acoplamento explícito pode estar sujeito a instabilidades numéricas, um problema que nem sempre pode ser resolvido reduzindo o tamanho do passo de tempo de acoplamento (van Brummelen [2009]). Estas instabilidades podem ser superadas por métodos implícitos, mesmo que várias iterações de acoplamento possam ser executadas a cada passo de tempo, até que os valores em ambos os lados da interface convirjam.

5.2.1.2 Técnicas de Aceleração

Uma cobertura completa das técnicas de aceleração está além do escopo desta tese, portanto apenas uma breve visão dos métodos oferecidos pelo preCICE é fornecida. Conforme explicado anteriormente, o acoplamento implícito requer algum pós-processamento para tornar a solução do problema do FSI convergente. No Algoritmo 1, $\tilde{s}_{k+1}$ é usado para indicar a solução estrutural obtida exclusivamente por seu próprio solucionador, sem qualquer modificação, enquanto s_{k+1} indica que tal modificação (por exemplo, relaxamento) ocorreu.

A cada passo de tempo, o algoritmo de acoplamento impõe condições correspondentes na superfície até um critério de convergência. Se esse critério não for atendido, outra iteração na mesma etapa de tempo é executada. A própria formulação do ponto fixo induz um critério baseado no atual resíduo r_{k+1} (Equação 5.14). Ele pode ser usado para definir um critério de convergência absoluta (Equação 5.15): é útil para valores próximos de zero das grandezas de acoplamento, quando os erros de arredondamento se tornam importantes.

$$r_{k+1} = S \circ F(s_k) - s_k = \tilde{s}_{k+1} - s_k, \quad (5.14)$$

$$\|r_{k+1}\| < \epsilon_{abs}. \quad (5.15)$$

O critério de convergência relativa é mais comum, e é particularmente útil quando diferentes quantidades (por exemplo, forças e deslocamentos) são comparadas em conjunto para avaliar a diferença entre duas subiterações subsequentes:

$$\frac{\|r_{k+1}\|}{\|\tilde{s}_{k+1}\|} < \epsilon_{rel}. \quad (5.16)$$

As técnicas de aceleração disponíveis são: sub-relaxamento constante, sub-relaxamento dinâmico de Aitken e esquemas quasi-Newton. Para uma discussão mais aprofundada, consulte Gatzhammer [2014]. A abordagem mais simples para estabilizar as iterações e impor a convergência é usar um método adequado de sub-relaxamento, levando a uma iteração de ponto fixo com sub-relaxamento:

$$s_{k+1} = (1 - \omega)s_k + \omega\tilde{s}_{k+1}, \quad (5.17)$$

com $0 < \omega < 1$. O parâmetro de relaxamento deve ser pequeno o suficiente para evitar que a iteração diverja, mas tão grande quanto possível para usar o máximo possível da nova solução (Küttler and Wall [2008]). Para um valor de ω próximo de 1, a convergência é mais rápida, mas o efeito da estabilização é menor, enquanto para valores próximos de 0 a estabilização é forte, mas a convergência é lenta. Escolher ω não é uma tarefa simples, principalmente devido à natureza variada dos problemas FSI.

A convergência pode ser acelerada usando um fator de sub-relaxamento dinâmico, como feito no Método de Aitken (Irons and Tuck [1969]), que basicamente adapta o fator a cada iteração com a seguinte relação:

$$\omega_k = -\omega_{k-1} \frac{(r_{k-1})^T (r_k - r_{k-1})}{\|r_k - r_{k-1}\|^2} \quad (5.18)$$

O sub-relaxamento de Aitken pode ser uma boa escolha para forte interação com solucionadores fluidos que não convergem totalmente em todas as iterações ou para solucionadores de fluidos compressíveis.

O sub-relaxamento é adequado para problemas fáceis e estáveis, mas surgem problemas quando se lida com casos mais envolvidos. Esses métodos são então superados por esquemas de acoplamento quasi-Newton (Haelterman et al. [2009]), que lidam com a indisponibilidade de informações derivadas (Jacobiano) na interface. Este problema deriva do fato de como o preCICE trata solucionadores “caixa preta”, onde nenhuma informação interna é disponível. O Algoritmo 2 (retirado de Uekermann et al. [2013]) mostra as etapas básicas para estimar os dados na próxima etapa usando o Método dos Mínimos Quadrados Quasi-Newton:

Algorithm 2 Algoritmo método mínimos quadrados quasi-Newton

```

1:  $s_0 = \tilde{s}_0$ 
2:  $s_1 = s_0 + \omega r_1$ 
3: for  $k = 1 \dots$  do
4:    $s_k = \tilde{s}_k$ 
5:    $V^k = [\Delta r_0^k, \dots, \Delta r_{k-1}^k]$  com  $\Delta r_i^k = r^i - r^k$ 
6:    $W^k = [\Delta s_0^k, \dots, \Delta s_{k-1}^k]$  com  $\Delta s_i^k = s_i - s_k$ 
7:   decompor  $V^k = Q^k U^k$ 
8:   resolver as primeiras  $k$  linhas de  $U^k \alpha = -Q^{kT} \tilde{r}^k$ 
9:    $\Delta s^k = W^k \alpha$ 
10:   $s_{k+1} = s_k + \Delta s_k$ 
11: end for

```

No Algoritmo 2 as matrizes V^k e W^k são construídas a partir das iterações anteriores e dos valores conhecidos de $s_0, \dots, s_k$. Δs^k é construído no espaço coluna de W^k (linha 10). Por esta razão, um problema de mínimos quadrados é resolvido:

$$\alpha = \arg \min_{\beta \in R^k} \|V^k \beta + \tilde{r}_k\| \quad (5.19)$$

O problema dos mínimos quadrados é resolvido computando a decomposição de V^k em uma matriz ortogonal $Q^k \in R^{k \times k}$ e uma matriz triangular superior $U^k \in R^{n \times k}$ (linha 8). Então α é calculado na linha 9.

Ao construir as matrizes V^k e W^k (linhas 6-7), é possível usar informações de etapas de tempo anteriores. Finalmente, para garantir a independência linear das colunas no sistema multissecante para estimativa Jacobiana, um filtro pode ser usado (Haelterman et al. [2016]), a fim de eliminar colunas quase dependentes de Q^k e evitar a singularidade do Jacobiano aproximado.

O algoritmo acima é geralmente denominado em FSI como interface quasi-Newton com Jacobiano inverso a partir de um modelo de mínimos quadrados (IQN-ILS) (ou aceleração de Anderson). Existem outros algoritmos, como Broyden generalizado (IQN-IMVJ) ou mapeamento múltiplo para resolver o problema. Uma descrição completa desses métodos vai além do escopo deste trabalho: uma apresentação dos algoritmos mais comuns pode ser encontrada em Blom et al. [2016], enquanto uma comparação das performances podem ser encontradas em Lindner et al. [2015].

5.2.1.3 Métodos de Tratamento da Interface das Malhas

Os métodos FSI também podem ser classificados considerando como as malhas fluidas e sólidas são tratadas. Os métodos de malha conforme consideram a interface como uma condição de fronteira física, enquanto os métodos de malha não conforme tratam a localização da fronteira como uma restrição imposta às equações do modelo (Hou et al. [2012]).

- Nas estratégias de malhas não conformes, todas as condições de interface são impostas como restrições no fluxo e nas equações governantes estruturais. É possível usar malhas não conformes para domínios fluidos e sólidos, pois eles permanecem geometricamente independentes uma da outra (ver Figura 67).

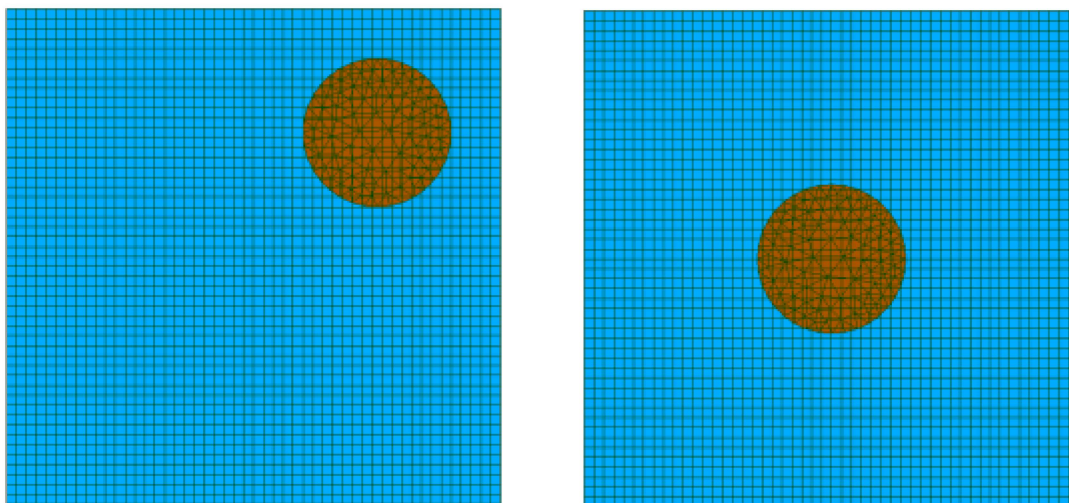


Figura 67 – Exemplo de malhas não conformes em dois intervalos de tempo distintos. (Fonte: CACCIA [2019]).

Esta abordagem é usada principalmente em métodos de fronteiras imersas (Kajishima et al. [2017]). O acoplamento é imposto por meio de termos adicionais de força que aparecem nas equações do modelo do fluido, que impõe as condições cinemáticas e dinâmicas. As forças representam os efeitos de uma fronteira ou corpo sendo imerso no domínio fluido. Uma malha puramente Euleriana pode ser usada para todo o domínio computacional, uma vez que os termos de força são adicionados dinamicamente em locais específicos para representar a estrutura.

As forças do fluido aplicadas ao sólido na interface são calculadas e usadas como entrada para o solucionador estrutural, que emprega uma malha Lagrangiana padrão. Os métodos de contorno imersos são particularmente inovadores e úteis para superar alguns problemas em cálculos de CFD, porém, a maioria das implementações atuais de problemas FSI implementam uma estratégia de malha conforme.

- Os métodos de malha conforme adaptam-se muito bem à abordagem particionada, pois geralmente consistem nas etapas computacionais descritas acima, a saber: computação no fluido, computação no sólido, aplicação de condições de interface e movimento da malha (ver Figura 68).

As malhas fluidas e estruturais precisam compartilhar a fronteira da interface, pois as condições de acoplamento são impostas pela aplicação de condições cinemáticas ou dinâmicas a essas fronteiras. A correspondência nó a nó de malhas de fluido e

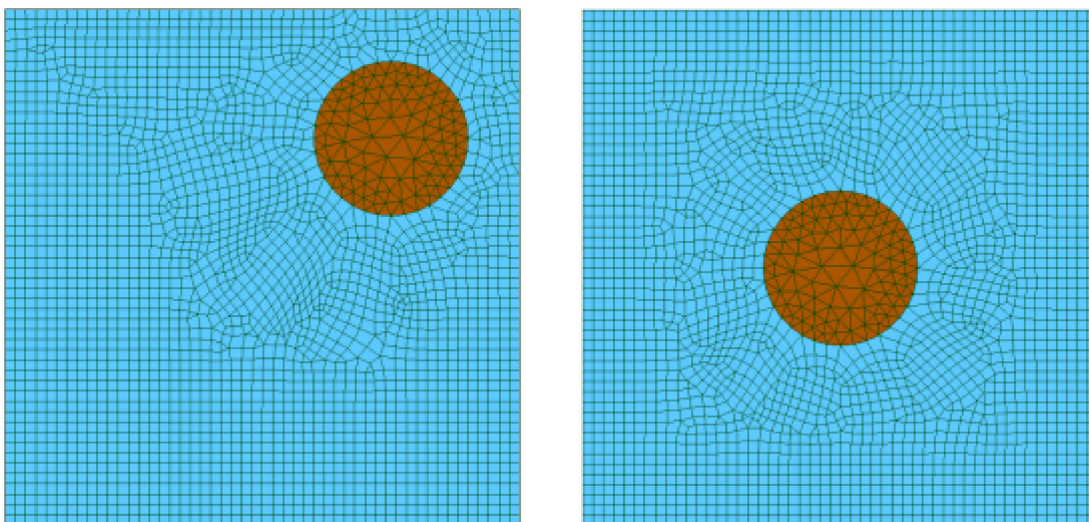


Figura 68 – Exemplo de malhas conformes em dois intervalos de tempo distintos. (Fonte: CACCIA [2019]).

estrutura na interface não é necessária, já que é realizado um mapeamento adequado entre os nós de interface.

A correspondência entre as interfaces deve ser mantida em cada passo de tempo: isso implica que ambas domínios sólidos e fluidos precisam se deformar. A deformação é facilmente expressa no domínio sólido já que a malha estrutural é geralmente representada na perspectiva Lagrangiana. A perspectiva ALE (*Arbitrary Lagrangian-Eulerian*) para o domínio de fluidos torna-se necessária neste caso.

A deformação da malha pode ser uma tarefa complicada, pois em geral a malha fluida é deformada durante o movimento. Técnicas de suavização de malha precisam ser aplicadas a fim de manter uma boa qualidade da malha em termos de elementos distorcidos que podem levar à perda de precisão em simulações. A suavização da malha é geralmente aplicada para manter a malha fluida uniforme e sem possíveis distorções durante o movimento (van Loon et al. [2007]).

5.2.1.4 Mecanismos de Mapeamento

O preCICE inclui mecanismos avançados de mapeamento que são usados para transferir dados entre malhas não coincidentes na interface fluido-estrutura. Isso é fundamental, pois, em muitas simulações FSI, as malhas do fluido e da estrutura têm resoluções diferentes e, portanto, requerem mapeamento cuidadoso para garantir precisão.

O procedimento de mapeamento precisa não apenas encontrar o ponto (ou pontos) disponível mais próximo da malha na malha oposta, mas também preservar o equilíbrio de massa e energia. As variáveis são basicamente mapeadas de duas maneiras: formas consistentes e conservativas.

- Mapeamento Consistente: Mantém a consistência entre os campos de dados, minimizando erros de interpolação.

No mapeamento consistente, o valor de um nó em uma malha é igual ao valor do nó correspondente na outra malha. Este é o caso das temperaturas ou deslocamentos, como mostrado na Figura 69. Quando os deslocamentos são mapeados de um único nó sólido para os nós fluidos, não é útil distribuir o valor do deslocamento único entre os nós do fluido de modo que os deslocamentos dos nós fluidos somem o deslocamento do nó sólido. Em vez disso, todos os nós do fluido atribuídos a esse único nó sólido experimentam o mesmo deslocamento.

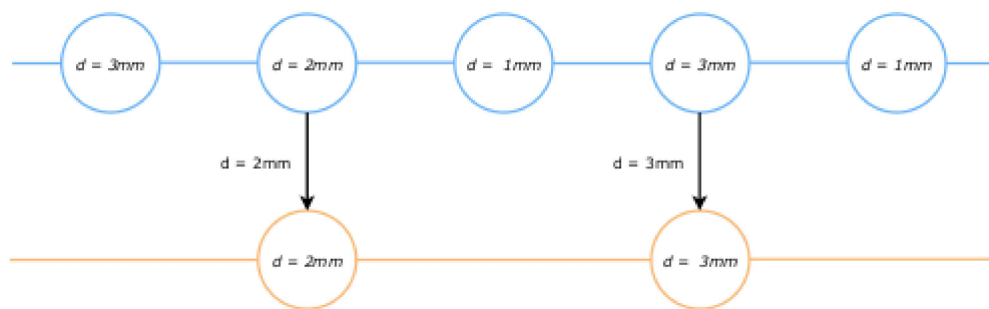


Figura 69 – Deslocamentos: mapeamento consistente. (Fonte: Zanella [2020]).

- Mapeamento Conservativo: Garante que as quantidades físicas, como forças e fluxos de calor, sejam conservadas durante a transferência entre malhas.

A forma conservativa, por outro lado, garante que o valor integral seja preservado. Forças precisam ser mapeadas de forma conservativa, uma vez que a soma das forças em ambos os lados de uma interface precisa ser o mesmo (Figura 70).

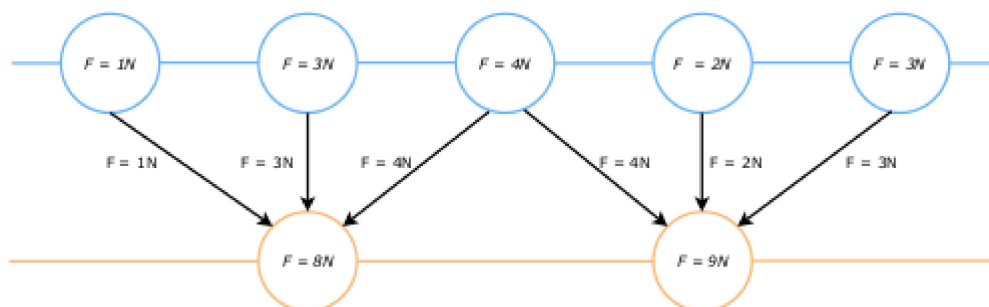


Figura 70 – Forças: mapeamento conservativo. (Fonte: Zanella [2020]).

Diferentes estratégias de mapeamento são implementadas no preCICE (Mehl et al. [2016], Bungartz et al. [2016]). Na literatura os métodos são apresentados na versão consistente, mas a conservativa também está disponível:

- *Nearest Neighbour*: requer apenas informações da posição do vértice. O valor em um nó na malha de origem é atribuído ao nó da malha de destino que está mais próximo de sua posição (Figura 71). Observe que “mais próximo” significa a distância Euclidiana mais curta. Isso resulta em precisão de primeira ordem. É o método computacionalmente mais fácil e funciona bem quando as duas malhas são quase coincidentes.

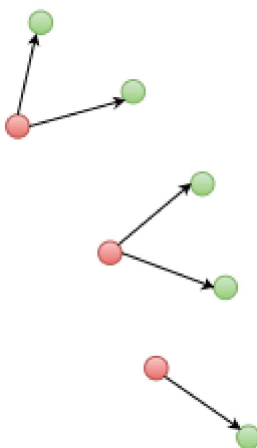


Figura 71 – Método do vizinho mais próximo: distância Euclidiana mais curta. (Fonte: Rusch [2016]).

- *Nearest Projection*: utiliza três fontes diferentes de informação e exige a conectividade da malha de origem. Os pontos da malha de destino são projetados nos elementos da malha de origem, e então o método realiza uma interpolação linear sobre eles e atribui os valores interpolados de volta à malha de destino. Normalmente, este método tem precisão de segundo ordem, devido à pequena distância entre as duas malhas, em relação ao tamanho dos elementos. Uma representação 3D é dada na Figura 72.
- *Radial Basis Function (RBF)*: não requer nenhuma informação topológica e funciona bem na maioria das malhas. Uma variedade de funções básicas são implementadas no preCICE, mas os mais utilizados são as *thin plate splines* e *Gaussian*. A complexidade computacional do mapeamento de dados pode ser reduzida usando um suporte local para as funções básicas. Isto significa que a influência espacial dos nós, dos quais os dados devem ser mapeados é limitado a um determinado intervalo, chamado raio de suporte. De um modo geral, quanto maior o suporte, melhor é a aproximação, porém a complexidade é aumentada e a matriz se torna esparsa.

A interpolação da função de base radial originou-se na década de 1970 (Hardy [1971]) e então o método foi inicialmente usado para lidar com dados dispersos, mas pode ser aplicado a uma grande variedade de situações. Uma delas, como utilizado pelo preCICE, é lidar com o mapeamento de dados entre duas malhas.

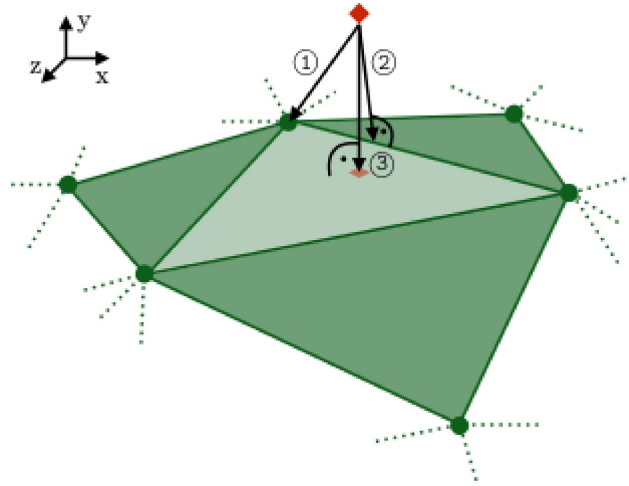


Figura 72 – Método de projeção mais próxima para um caso 3D: determinação da distância mais curta. A malha fluida é a verde (não estruturada). O nó estrutural tem a forma de diamante vermelho. 1) Distância calculada pelo vizinho mais próximo. 2) Distância ortogonal até a borda mais próxima da malha fluida. 3) Distância ortogonal até a superfície mais próxima. (Fonte: Rusch [2016]).

A ideia principal baseia-se numa série de funções cujo valor está relacionado com a distância entre a posição selecionada e um ponto de suporte. Uma função $g : R^d \rightarrow R$, onde o valor da função depende apenas da magnitude de seu argumento, é chamada de radial. Por exemplo, $g(x) = \phi(\|x\|) = \phi(r)$, onde $\phi : [0, \infty) \rightarrow R$ e r é o comprimento de x . Isso significa que ϕ é constante para vetores de entrada do mesmo comprimento e isso é chamado de função de base radial. Supondo um conjunto de dados (x_i, f_i) para $i = 1, 2, \dots, n$, o objetivo é encontrar um interpolante $g(x), x \in R^d$, que satisfaça:

$$g(x_i) = f_i, \quad i = 1, 2, \dots, n. \quad (5.20)$$

Como a busca é por um interpolante que seja uma função de base radial, $g(x)$ deve ser uma combinação linear de translações de $\phi(x)$:

$$g(x_i) = \sum_{i=1}^n \lambda_i \phi(\|x - x_i\|), \quad x \in R^d. \quad (5.21)$$

Colocando esta condição na Equação 5.20 produz

$$\sum_{i=1}^n \lambda_i \phi(\|x_j - x_i\|) = f_j, \quad j = 1, 2, \dots, n. \quad (5.22)$$

De uma forma mais compacta, pode ser escrito como

$$\Phi \lambda = f, \quad (5.23)$$

onde Φ é uma matriz simétrica. Para ter uma solução única, Φ deve ser não singular. Existem muitas opções para funções de base radial e algumas delas estão listadas na Tabela 17. O parâmetro c , presente na maioria deles, é utilizado para ajustar a forma da função.

Nome RBF	$\phi(r)$	Parâmetros	Ordem
Gaussian	$e^{-(cr)^2}$	$c > 0$	0
Multiquadratics	$\sqrt{r^2 + c^2}$	$c > 0$	1
Inverse Multiquadratics	$\frac{1}{\sqrt{r^2 + c^2}}$	$c > 0$	0
Inverse Quadratics	$\frac{1}{r^2 + c^2}$	$c > 0$	0

Tabela 17 – Exemplo de funções de base radial com suporte global.

5.2.1.5 Adaptadores

Os adaptadores são componentes fundamentais que permitem a comunicação bidirecional entre *solvers* individuais (como OpenFOAM e CalculiX) e o acoplador preCICE. Eles implementam as rotinas necessárias para ler e escrever dados na interface fluido–estrutura, realizar operações como interpolação entre malhas não coincidentes, aplicar condições de contorno acopladas e sincronizar o avanço temporal de cada solver.

- *OpenFOAM Adapter*: Integra o *solver* CFD OpenFOAM ao preCICE, possibilitando a transferência de campos de pressão ou forças resultantes calculadas no domínio fluido para o domínio estrutural, bem como a recepção de deslocamentos e/ou velocidades da interface estrutural para atualização da malha do fluido.
- *CalculiX Adapter*: Conecta o *solver* estrutural CalculiX ao preCICE, recebendo do domínio fluido as forças (ou pressões) aplicadas na interface e fornecendo de volta os deslocamentos ou velocidades nodais resultantes da análise estrutural, que serão utilizados para atualizar as condições no *solver* de fluido.

5.2.2 Integração com OpenFOAM e CalculiX

5.2.2.1 Acoplamento com OpenFOAM

O OpenFOAM é um pacote de dinâmica de fluidos computacional (CFD) amplamente utilizado, com suporte direto para acoplamento via preCICE por meio do adaptador dedicado. A configuração para FSI envolve a definição da malha do fluido, das condições de contorno na interface, dos modelos físicos e dos parâmetros de simulação.

- **Configuração da Malha:** A malha do fluido é definida no OpenFOAM, com atenção especial às regiões próximas à interface fluido–estrutura, garantindo resolução suficiente para capturar os gradientes de pressão e velocidade.
- **Condicionalamento das Equações:** OpenFOAM resolve as equações de Navier–Stokes para o campo de velocidade e pressão, enviando ao preCICE as forças calculadas na interface e recebendo deslocamentos ou velocidades estruturais para atualização da malha.
- **Controle de Passo de Tempo:** A integração com preCICE permite ajustes dinâmicos do passo de tempo com base nos critérios de estabilidade e nas necessidades de sincronização do acoplamento.

5.2.2.2 Acoplamento com CalculiX

O CalculiX é um *solver* de elementos finitos para análise estrutural, frequentemente empregado em simulações FSI acopladas com preCICE. A configuração envolve a definição da malha estrutural, das propriedades de material e das condições de contorno na interface com o fluido.

- **Definição da Malha Estrutural:** A malha da estrutura sólida é gerada de forma a representar com precisão a interface fluido–estrutura, onde serão aplicadas as forças provenientes do domínio fluido.
- **Resolução das Equações Estruturais:** CalculiX resolve as equações de movimento para determinar tensões e deslocamentos, que são transmitidos ao preCICE para atualização das condições no *solver* de fluido.
- **Integração com preCICE:** O adaptador para o CalculiX gerencia a troca bidirecional de dados de forças/pressões e deslocamentos/velocidades na interface, assegurando a consistência física e numérica do acoplamento.

5.2.3 Configuração de Simulações FSI no preCICE

A configuração de uma simulação FSI usando preCICE envolve a criação de um arquivo XML de configuração, onde são definidos os participantes, malhas, dados a serem trocados, esquemas de acoplamento e estratégias de mapeamento. O arquivo de configuração XML do preCICE possui uma estrutura hierárquica, onde cada componente da simulação é detalhado. No geral, sua divisão pode ser feita em cinco partes conforme Figura 73.

- **Acoplamento dados:** Descreve os tipos de dados a serem trocados, como deslocamento (Displacement) e força (Force). Vide Figura 74.

```

<precice-configuration>
  <solver-interface>
    <data />
    <mesh />
    <participant />
    <m2n />
    <coupling-scheme />
  </solver-interface>
</precice-configuration>

```

Figura 73 – Divisão XML de configuração do preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

```

<data:vector name="Force" />
<data:vector name="Displacement" />

```

Figura 74 – Acoplamento dos tipos de dados no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

- Acoplamento malhas: Especifica as malhas associadas a cada participante, como apresentado na Figura 75.

```

<mesh name="Fluid-Mesh">
  <use-data name="Force"/>
  <use-data name="Displacement"/>
</mesh>

```

Figura 75 – Acoplamento de malhas no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

- Acoplamento participantes: Define os códigos acoplados, como “Fluid” e “Solid” (ver Figura 76). Configura as estratégias de mapeamento entre malhas diferentes (ver Figura 77).

```

<participant name="Fluid-Solver">
  <use-mesh name="Fluid-Mesh" provide="yes"/>
  <read-data name="Displacement" mesh="Fluid-Mesh"/>
  <write-data name="Force" mesh="Fluid-Mesh"/>
  ...
</participant>

```

Figura 76 – Acoplamento de participantes no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

- Comunicação: Como dois participantes estão trocando dados se faz necessário um canal de comunicação, assim como na Figura 78.
- Esquema de acoplamento: Define o método de acoplamento (implícito ou explícito), o número máximo de iterações e o controle de passo de tempo. Um exemplo pode ser visualizado na Figura 79.


```
<mapping:nearest-neighbor
  direction="read"
  from="Solid-Mesh"
  to="Fluid-Mesh"
  constraint="consistent"/>
```

Figura 77 – Configuração de mapeamento no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

```
<m2n:sockets from="Fluid" to="Solid" />
```

Figura 78 – Esquema para troca de dados no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

```
<coupling-scheme:parallel-explicit>
  <participants first="Fluid" second="Solid"/>
  <max-time value="1.0"/>
  <time-window-size value="1e-2"/>
  <exchange data="Force" mesh="Solid-Mesh" from="Fluid" to="Solid"/>
  <exchange data="Displacement" mesh="Solid-Mesh" from="Solid" to="Fluid"/>
</coupling-scheme:parallel-explicit>
```

Figura 79 – Esquema de acoplamento no preCICE. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

5.2.4 Desafios e Soluções em Simulações FSI com preCICE

5.2.4.1 Estabilidade e Convergência

Um dos maiores desafios em simulações FSI é garantir a estabilidade e a convergência, especialmente em sistemas fortemente acoplados onde pequenas deformações na estrutura podem levar a grandes mudanças no campo de escoamento. O preCICE aborda esses desafios através de:

- **Acoplamento Implícito:** Este método, apesar de computacionalmente intensivo, pode garantir a estabilidade em situações onde o acoplamento explícito falha.
- **Relaxamento de Iterações:** preCICE permite a aplicação de técnicas de relaxamento, onde as atualizações das condições de contorno são suavizadas entre as iterações, melhorando a estabilidade numérica.
- **Controle de Passo de Tempo:** preCICE inclui algoritmos sofisticados para controle de passo de tempo adaptativo, que ajustam dinamicamente o passo de tempo durante a simulação para equilibrar precisão e eficiência computacional. Isso é especialmente importante em simulações FSI, onde a estabilidade numérica pode ser sensível ao tamanho do passo de tempo.

5.2.4.2 Escalabilidade Computacional

Em simulações de grande escala, como aquelas envolvendo turbinas eólicas ou simulações biomecânicas detalhadas, a escalabilidade é crítica. preCICE foi desenvolvido com escalabilidade em mente, e permite:

- **Paralelização:** Tanto o OpenFOAM quanto o CalculiX suportam execução paralela, e o preCICE é capaz de gerenciar a troca de dados entre múltiplas instâncias paralelas.
- **Particionamento de Domínio:** Em simulações de grande escala, preCICE pode suportar o particionamento de domínios para maximizar a eficiência computacional.

5.2.4.3 Mapeamento de Malhas Não Coincidentes

O mapeamento entre malhas não coincidentes é um aspecto desafiador, particularmente quando há uma diferença significativa na resolução das malhas de fluido e estrutura. preCICE resolve isso com:

- **Interpolação Avançada:** Métodos como interpolação radial e splines cúbicos são usados para melhorar a precisão do mapeamento.
- **Correção de Fluxo:** Em alguns casos, é necessário corrigir os fluxos interpolados para garantir a conservação de massa e energia.

5.3 Aplicações de FSI com preCICE em Turbinas Eólicas

5.3.1 Análise de Desempenho Estrutural

Nas turbinas eólicas, a FSI é crítica para prever como as pás reagem a diferentes condições de vento. O preCICE pode ser usado para acoplar simulações de CFD que modelam o escoamento do vento em torno das pás com simulações estruturais que modelam as tensões e deformações nas pás. Isso permite:

- **Análise de Fadiga:** Através da análise FSI, é possível prever a fadiga e a vida útil das pás sob condições reais de operação.
- **Otimização do Design:** Diferentes configurações de pá podem ser testadas virtualmente para maximizar a eficiência e minimizar as tensões.

5.3.2 Simulações de Falha e Comportamento Sob Carregamento Extremo

Além do desempenho normal, o preCICE pode ser usado para simular falhas catastróficas e comportamentos sob carregamentos extremos, como rajadas de vento. Isso envolve:

- Modelagem de Fraturas: CalculiX pode ser usado para modelar o início e a propagação de fraturas nas pás, enquanto o OpenFOAM modela as mudanças subsequentes no escoamento do vento.
- Dinâmica Não Linear: Simulações de FSI não linear podem capturar os comportamentos dinâmicos complexos que ocorrem durante eventos extremos, fornecendo insights para melhorar a segurança e robustez das turbinas.

5.4 Metodologia

A simulação da Interação Fluido-Estrutura em modelos rotativos compreende diversas técnicas que devem ser combinados de uma forma fisicamente significativa. Dependendo do grau de precisão pretendido da investigação, modelos simples ou complexos podem ser aplicados. A Tabela 18 resume a física que pode ser resolvida com os diferentes modelos aplicáveis à Interação Fluido-Estrutura em máquinas rotativas.

Modelo	Física Resolvida	
	Simplificado	Complexo
Unidirecional	Estrutura com cargas reais	
Bidirecional		Mudança na geometria relevante para o fluido
Fluido estacionário / Estrutura estática	Deformações e tensões em estado estacionário. Apenas cargas corporais axisimétricas (centrífugas)	
Fluido transiente / Estrutura dinâmica		Vibração induzida por fluido. Cargas corporais não simétricas (gravitação)
Rotor “congelado” (MRF)	Velocidade rotacional constante	
Malha rotativa (AMI)		Acelerações rotacionais
Seção única do rotor	Fluxo periódico	
Rotor completo		Fluxo assimétrico
Apenas domínio rotativo	Fluxo de entrada homogêneo	
Domínio rotativo e estacionário		Fluxo de entrada não homogêneo
Modelo RANS	Cargas médias	
Modelo DES/LES		Efeito de estruturas turbulentas “upwind”

Tabela 18 – Física resolvida para diferentes complexidades do modelo.

Antes de apresentar as malhas utilizadas na parte aerodinâmica e estrutural se faz necessário entender como ocorre a troca entre essas malhas. O trecho de código responsável por isso pode ser visto na Figura 80. Um diagrama contendo todos os passos também pode ser visto na Figura 81.

```

...
<participant name="MySolver1">
  <use-mesh name="MyMesh1" provide="yes" />
  <use-mesh name="MyMesh2" from="MySolver2" />
  <read-data name="Displacement" mesh="MyMesh1" />
  <write-data name="Force" mesh="MyMesh1" />
  <mapping:nearest-neighbor direction="read" from="MyMesh2" to="MyMesh1" constraint="consistent" />
  <mapping:nearest-neighbor direction="write" from="MyMesh1" to="MyMesh2" constraint="conservative" />
...
</participant>

<participant name="MySolver2">
  <use-mesh name="MyMesh2" provide="yes" />
  <read-data name="Force" mesh="MyMesh2" />
  <write-data name="Displacement" mesh="MyMesh2" />
...
</participant>

<coupling-scheme:serial-explicit>
  <participants first="MySolver1" second="MySolver2" />
  <exchange data="Force" mesh="MyMesh2" from="MySolver1" to="MySolver2" />
  <exchange data="Displacement" mesh="MyMesh2" from="MySolver2" to="MySolver1" />
...
</coupling-scheme:serial-explicit>

```

Figura 80 – Exemplo de XML para troca de malha. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

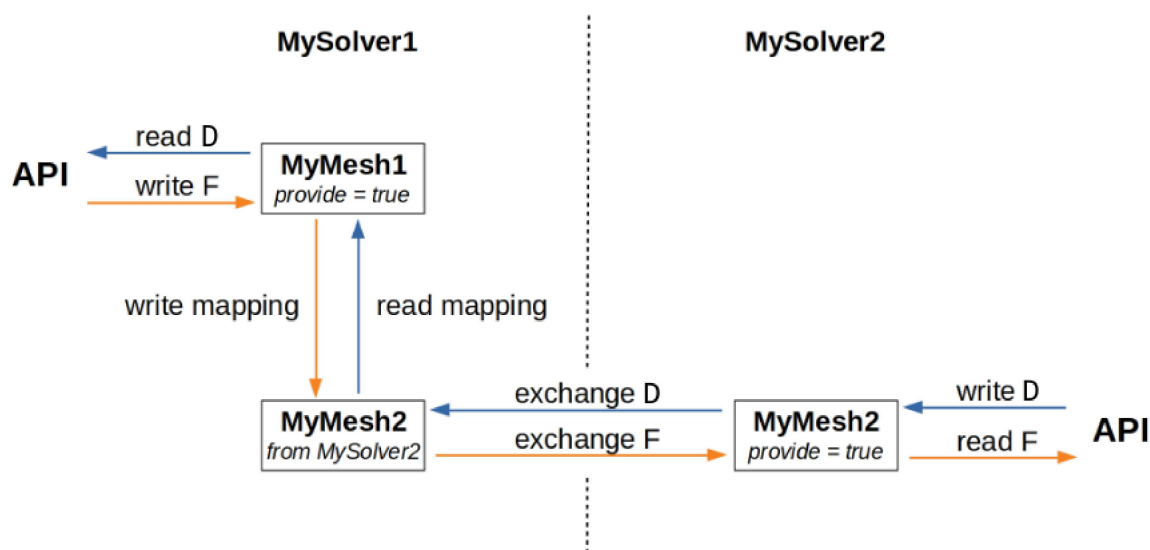


Figura 81 – Funcionamento da troca de malha entre os solvers e envio das informações para API do preCICE. (Fonte: modificado Bungartz et al. [2016].)

Não foi necessário um novo estudo de malha pois o mesmo já foi conduzido tanto para parte estrutural quanto para parte aerodinâmica. Cabe ressaltar que, por motivos de falta de recursos computacionais, não foi possível simular o rotor com as três pás. Devido esse motivo os estudos foram conduzidos utilizando apenas uma das pás.

A pá em questão se trata da NREL NWTC 5MW, e a mesma representa a parte estrutural da interação fluido-estrutural. Todo desenvolvimento da modelagem desta pá já foi apresentado em capítulos anteriores e não será repetido aqui. A única ressalva que deve ser feita é a obrigatoriedade da definição de uma superfície para ser a interface

fluido-estrutura (responsável pela troca de informações de um *solver* para o outro). Na Figura 82 observa-se o modelo geométrico e a malha que foram utilizados nas simulações FSI. A malha é composta por 34486 elementos e 10308 nós.

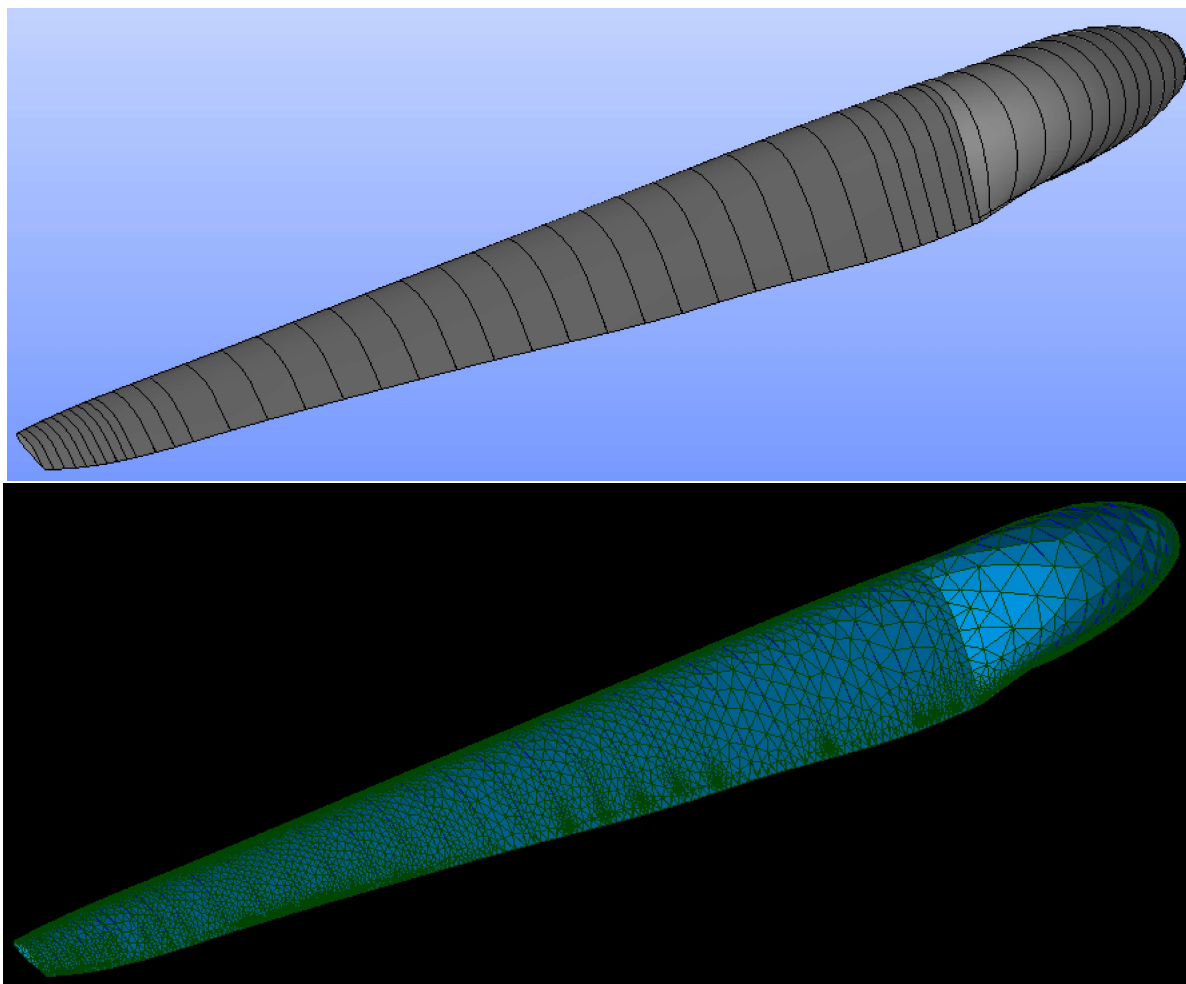


Figura 82 – Modelo geométrico e malha da parte estrutural FSI. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

O domínio e a malha do fluido da interação fluido-estrutura podem ser vistos na Figura 83. A entrada do fluido ocorre pelo *inlet* e a saída pelo *outlet*. As demais faces externas do domínio são tratadas como paredes. Percebe-se internamente ao domínio a presença da interface fluido-estrutura, que tem por finalidade fazer a troca de dados. Vale salientar que se trata apenas da interface, o seu interior é oco. A malha é composta de 202829 elementos e 40293 nós, com um refinamento mais acentuado nas regiões próximas a interface da pá.

A configuração do arquivo da estrutura para uma análise FSI segue os mesmos passos que para uma análise modal, mas possui algumas particularidades. Toda parte de criação dos materiais e atribuição dos mesmos nas devidas regiões da pá, bem como o engaste na raiz da pá são feitos da mesma maneira. Contudo, duas alterações significativas devem ser discutidas. A primeira é que não se trata mais de uma análise estática e sim

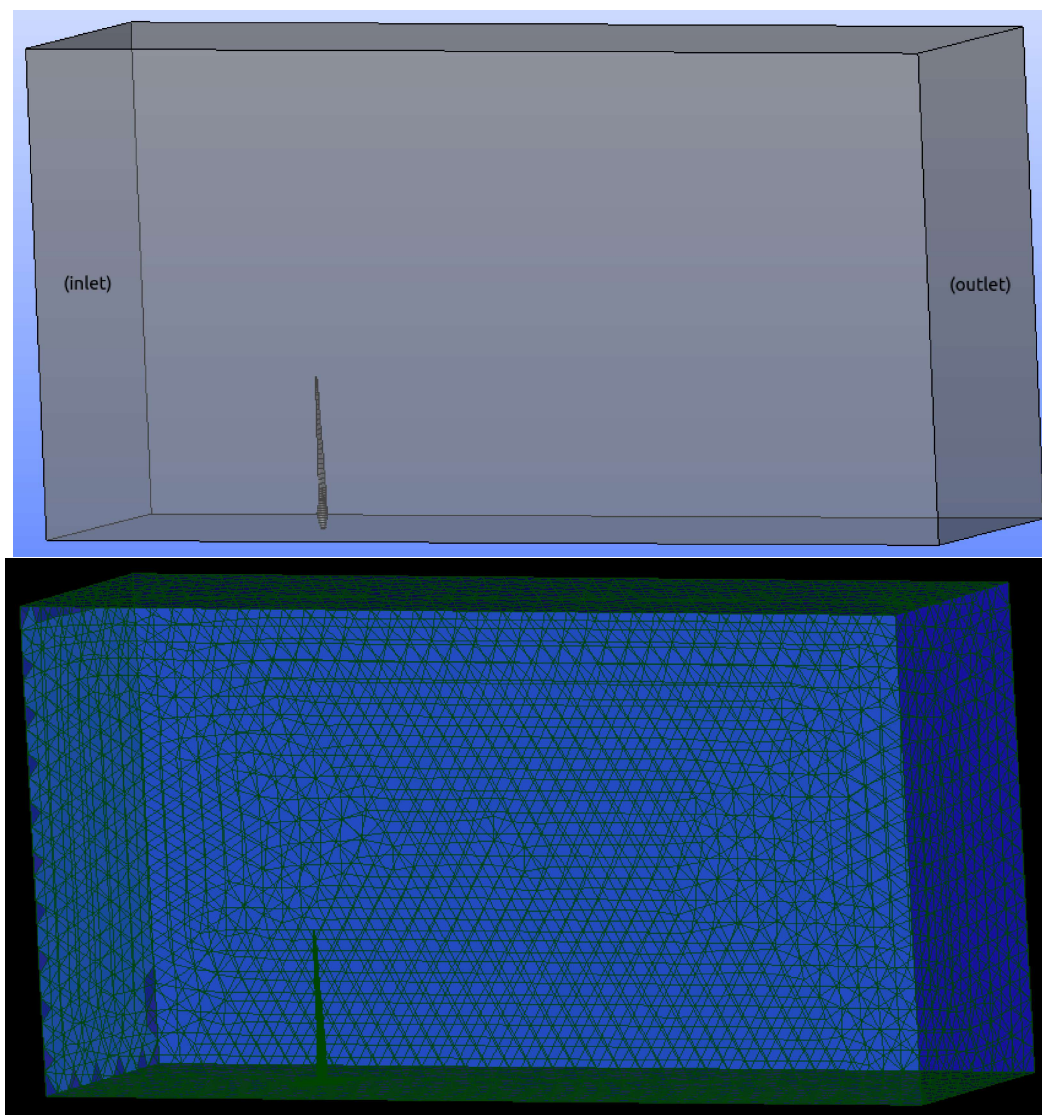


Figura 83 – Domínio e malha da parte fluido FSI. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

uma análise dinâmica. E a segunda é a necessidade de acrescentar um arquivo do tipo .yaml contendo informações pertinentes para conectar a interface do CalculiX ao adaptador do preCICE.

Em uma análise dinâmica de integração direta, a equação do movimento é integrada no tempo usando o método α desenvolvido por Miranda et al. [1989]. O método é implementado exatamente como descrito em Dhondt [2004]. O parâmetro α está no intervalo $[-1/3, 0]$ e controla a dissipação de alta frequência: $\alpha = 0$ corresponde ao método Newmark clássico que não induz nenhuma dissipação, enquanto $\alpha = -1/3$ corresponde ao máximo de dissipação. O usuário pode escolher entre uma versão implícita e explícita do algoritmo. A versão implícita (padrão) é incondicionalmente estável.

Na versão explícita, a matriz de massa é agrupada e um esquema de integração direta é usado para que a solução possa ser calculada sem resolver um sistema de equações. A matriz de massa apenas deve ser configurada uma vez no início de cada etapa e nenhuma

matriz de rigidez é necessária. Na verdade, os termos da equação em que a matriz $[K]$ é usada correspondem às forças internas. Eles podem ser calculados diretamente a partir das tensões sem necessidade de configurar a matriz de rigidez. Portanto, cada incremento é muito mais rápido do que com o esquema implícito. Além disso, no método explícito iterações não são executadas, então cada incremento consiste em exatamente uma iteração. No entanto, o esquema explícito é apenas condicionalmente estável. Devido a isso, optou-se pela versão implícita, consequentemente um incremento de tempo e o tempo total devem ser informados.

Já a configuração da parte fluido da FSI é um pouco diferente da apresentada na seção de análises puramente aerodinâmicas. Além da óbvia diferença dos domínios, outra questão muito relevante deve ser levada em conta. Nas análises anteriores o movimento de malha (para os casos AMI) era devido a uma rotação imposta ao eixo do rotor. Agora, o movimento de malha se deve a deformação da estrutura, o que acarreta inúmeras alterações nos arquivos de configuração.

Começando pelas condições de contorno (Tabela 19) há um novo arquivo responsável pelo deslocamento da malha (*pointDisplacement*). Outro detalhe é a necessidade de habilitar o “escorregamento” das paredes (*slip*) na superfície inferior (*bottom*) do domínio. Isso faz com que o vento incidente deslize sobre a superfície de maneira que não gere atrito, evitando que um vento com uma turbulência adicional incida sobre a pá. As demais configurações são bem parecidas com as já apresentadas anteriormente, assim como o cálculo das condições iniciais do modelo de turbulência.

	U	p	k	omega	nut	point Displacement
Inlet	fixedValue	zeroGradient	fixedValue	fixedValue	calculated	fixedValue
Outlet	zeroGradient	fixedValue	inletOutlet	inletOutlet	calculated	fixedValue
Top	noSlip	zeroGradient	kqRWall Function	omegaWall Function	nutkWall Function	slip
Bottom	slip	zeroGradient	kqRWall Function	omegaWall Function	nutkWall Function	slip
Front	noSlip	zeroGradient	kqRWall Function	omegaWall Function	nutkWall Function	slip
Back	noSlip	zeroGradient	kqRWall Function	omegaWall Function	nutkWall Function	slip
Interface	movingWall Velocity	zeroGradient	kqRWall Function	omegaWall Function	fixedValue	fixedValue

Tabela 19 – Informações sobre as condições de contorno.

Outro arquivo que deve ser alterado é o *dynamicMeshDict*. A biblioteca utilizada (*dynamicMotionSolverFvMesh*) transforma a malha em torno de um conjunto especificado de fronteiras. O movimento da malha é calculado com base nas pressões nessas fronteiras. A mesma fornece *feedback* para a simulação de fluidos e altera as condições de contorno da

velocidade (campo U) nas fronteiras incluídas para especificar a velocidade local do corpo definido. Esta velocidade local inclui movimentos acoplados de translação e rotação, se permitido. Este controle de malha é usado quase exclusivamente para resolver problemas que envolvem movimentos de corpos rígidos.

Existem muitas opções e controles integrados nesta biblioteca. O solucionador escolhido foi o *displacementLaplacian*, baseado na resolução do Laplaciano do centro da célula para o deslocamento do movimento. O solver definido no *dynamicMesh* faz o deslocamento dos nós da malha do fluido para acompanhar o movimento do corpo. Ele usa uma função de interpolação, predefinida pelo usuário, com as condições de contorno da Equação 5.3 na superfície do corpo e zero em uma região do fluido afastada do corpo.

Além dos parâmetros necessários, existe a opção de especificar um parâmetro de difusividade. Isso é opcional. O parâmetro de difusividade controla como o movimento da malha é distribuído pela malha. O cenário básico pressupõe que você tenha uma fronteira móvel e outro conjunto de fronteiras estáticas. O solucionador de movimento da malha deve encontrar alguma maneira de difundir o movimento da sua fronteira no domínio. Existem várias abordagens disponíveis.

Optou-se por um modelo de distância inversa que reduz a transformação da malha inversamente à distância de uma série de patches. Quanto mais longe dos patches especificados, menor será a deformação da malha. Isto se aplica em todas as direções do corpo. Adicionou-se um parâmetro quadrático a esse modelo que fez com que a difusividade diminuísse com o inverso do quadrado da distância. Isso é mais agressivo que o parâmetro linear, contudo este parâmetro não é obrigatório. Por fim, especifica-se os patches aos quais a difusividade deve ser aplicada. Esta é uma lista de patches de malha nomeados. A lista é especificada pelo nome do patch da malha, não pelo nome da fronteira.

As técnicas numéricas utilizadas foram as mesmas já apresentadas no capítulo aerodinâmico. O último detalhe fica por conta de um novo arquivo (*preCiceDict*) que deve ser adicionado a pasta *system*. O mesmo é responsável pela comunicação da interface do OpenFOAM com o adaptador do preCICE.

Finalizada as etapas do fluido e da estrutura o próximo passo é montar o arquivo de configuração do preCICE. O mesmo se trata do arquivo *.xml* que já foi apresentado. Neste momento é importante reforçar que o método utilizado para mapeamento foi o de função de base radial (RBF). Ele calcula um interpolante global em uma malha, que é então avaliado na outra malha. O interpolante global é formado por uma combinação linear de funções de base radialmente simétricas centradas em cada vértice, enriquecido por um polinômio linear global. Para mais informações consulte Lindner [2019].

Para calcular o interpolante, um sistema de equações lineares precisa ser resolvido em cada mapeamento de dados. Podem ser usados a biblioteca externa Eigen e uma decomposição QR, ou a biblioteca externa PETSc e um solucionador GMRES. Para

problemas de pequeno/médio tamanho, a decomposição QR é suficiente. No entanto, ela segue uma abordagem de coleta e dispersão, o que limita a escalabilidade. Para problemas grandes, o solucionador GMRES tem melhor desempenho do que a decomposição QR.

O mapeamento da função de base radial também se comporta como um método de segunda ordem, sem a necessidade de definir informações de conectividade. A desvantagem é que normalmente é mais caro computar e que apresenta problemas numéricos para malhas grandes ou altamente irregulares. *thin-plate-splines* foi o tipo de função básica usada. Para malhas maiores, no entanto, tais funções levam a problemas de desempenho em termos de complexidade algorítmica, condição numérica e escalabilidade.

O problema de interpolação pode não estar bem definido se o mapeamento ocorrer ao longo de uma superfície com eixo simétrico. Isso significa tentar calcular, por exemplo, um interpolante 3D a partir de informações 2D. Nesse caso, um erro é gerado informando que o sistema linear não convergiu ou que a matriz de interpolação não é invertível.

Outra informação relevante é que o acoplamento implícito foi utilizado, e portanto, é importante que seja usado um esquema de aceleração, ou seja, permitir que o preCICE modifique os dados trocados. Por razões numéricas, sempre deve-se utilizar uma aceleração para acoplamento implícito. Caso contrário, um acoplamento implícito não traz nenhum benefício sobre um acoplamento explícito. Apenas uma aceleração pode ser definida por esquema de acoplamento.

Matematicamente, esquemas de acoplamento implícitos levam a equações de ponto fixo na interface de acoplamento. Um acoplamento implícito puro sem aceleração corresponde a uma simples iteração de ponto fixo, que ainda apresenta os mesmos problemas de estabilidade de um acoplamento explícito. Técnicas de aceleração servem para estabilizar e acelerar a iteração de ponto fixo. Para saber mais sobre a base matemática, consulte Mehl et al. [2016].

A aceleração modifica os dados de acoplamento antecipadamente. Isso significa que o que se escreve para o preCICE em um participante não é o mesmo que se lê no outro participante. Os valores dos dados são estabilizados (ou “acelerados”). Isso acontece também usando valores de iterações anteriores. Basta pensar em uma combinação linear de iterações.

Para interação fluido-estrutura, quando se executa primeiro o solucionador de fluido com uma determinada interface de deslocamentos seguidos pelo solucionador de estrutura retirando forças do solucionador de fluido e computando uma nova interface de deslocamentos, (apenas) os deslocamentos são pós-processados no caso de acoplamento em série. Para acoplamento paralelo, ambos deslocamentos e forças são pós-processados. Na sequência, tem-se que configurar com base em quais dados a aceleração é calculada, ou seja, como os coeficientes na combinação linear são computados.

Como descrito anteriormente, no preCICE, três tipos diferentes de aceleração

podem ser configurados: constante (sub-relaxamento constante), Aitken (sub-relaxamento adaptativo) e várias variantes quasi-Newton (IQN-ILS também conhecido como aceleração de Anderson, IQN-IMVJ também conhecido como Broyden generalizado). IQN-ILS foi a escolhida para as simulações. Para esquemas quasi-Newton, a configuração é mais complexa e requer alguma atenção para alcançar um bom desempenho. Para garantir a independência linear das colunas no sistema multissecante para estimativa Jacobiana, um filtro deve ser usado. O tipo pode ser escolhido como QR1 ou QR2. Para saber mais, consulte Haelterman et al. [2016].

Na primeira iteração, os métodos quasi-Newton ainda não fornecem uma estimativa para o Jacobiano. Assim, a primeira iteração é uma iteração de ponto fixo sub-relaxada, para a qual tem-se que definir um parâmetro inicial de relaxamento. Outro parâmetro especifica o número máximo de iterações anteriores usadas para gerar a base de dados para estimativa Jacobiana. Em particular para pequenas simulações com apenas alguns graus de liberdade, este é um parâmetro importante. Deve ser escolhido para ser menor que metade do total do número de graus de liberdade na interface.

A aceleração quasi-Newton é uma boa escolha para interações fortes. Observe que um pré-requisito necessário para a convergência do loop de um acoplamento implícito é a convergência adequada de cada participante internamente. A medida da convergência interna (por exemplo, do solucionador de fluido) deve ser duas ordens de grandeza mais rigorosa do que a medida de convergência do acoplamento para alcançar um bom desempenho com quasi-Newton.

5.5 Resultados

Com o intuito de validar o estudo desenvolvido algumas análises foram conduzidas. O gráfico da Figura 84 mostra quatro diferentes deflexões (duas referentes a deflexões da pá e outras duas referentes a deflexão da torre). A deflexão de interesse se trata da `OoPDefl1`, que representa o maior deslocamento obtido na ponta da pá (em metros) para determinada velocidade de vento (em m/s). Este parâmetro é de extrema importância para projetos de turbinas eólicas, visto que, caso essa deflexão seja maior do que o esperado, a mesma pode levar a colisão da pá com a torre, resultando em uma catástrofe. No contexto de simulações de interação fluido estrutura aplicadas a turbinas, a escolha entre modelar o rotor completo em regime rotacional ou restringir a análise a uma única pá fixa acarreta implicações na natureza e na magnitude das forças atuantes, bem como no deslocamento estrutural resultante.

Na modelagem de um rotor integral em rotação, a pá está submetida a um conjunto de carregamentos de caráter aerodinâmico e inercial. As forças aerodinâmicas — compostas essencialmente por sustentação, arrasto e distribuição de pressão ao longo do extradorso e do intradorso — apresentam variabilidade espacial e temporal em virtude do movimento

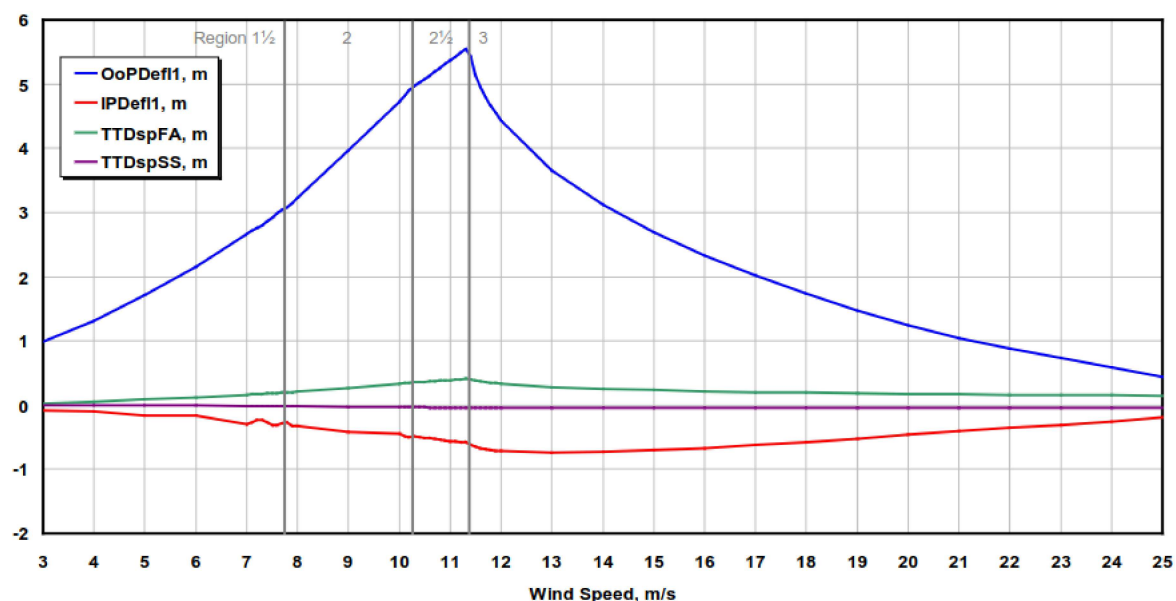


Figura 84 – Deflexões em função da velocidade do vento. (Fonte: Jonkman et al. [2009]).

relativo contínuo, da interação com as demais pás e da influência de esteiras e não uniformidades do escoamento incidente. Além disso, a rotação impõe um carregamento estrutural de natureza centrífuga, que atua radialmente e induz tensões de tração ao longo do comprimento da pá, configurando-se como uma das componentes no balanço estrutural. Em cenários dinâmicos, efeitos adicionais de Coriolis e giroscópicos podem emergir, sobretudo quando há vibrações torsionais ou flutuantes associadas ao regime de rotação. O resultado global é um deslocamento governado por um acoplamento dinâmico não linear entre o escoamento e a estrutura, no qual tanto os efeitos aerodinâmicos quanto os inerciais desempenham papel central.

Em contraste, ao considerar-se uma única pá isolada em condição fixa, o problema reduz-se a um carregamento predominantemente aerodinâmico e gravitacional. Nesse caso, a ausência de movimento rotacional elimina tanto a contribuição centrífuga quanto os efeitos de Coriolis e giroscópicos, restringindo o deslocamento estrutural ao equilíbrio entre as pressões do escoamento incidente e a rigidez do material. Embora essa abordagem simplificada possa fornecer informações preliminares acerca da resposta local da geometria a determinadas condições de escoamento, ela não reproduz o ambiente físico de operação do rotor. Em particular, a inexistência de forças inerciais e a ausência da interação mútua entre as pás e com a torre conduzem a uma subestimação sistemática das deformações estruturais e, conseqüentemente, a uma representação incompleta da realidade operacional.

Portanto, a comparação entre os dois cenários evidencia que a modelagem do rotor integral em rotação é indispensável para capturar com fidelidade o espectro de carregamentos atuantes, sobretudo aqueles de origem inercial, que são preponderantes na determinação das deformações radiais e na evolução das tensões internas. Já a modelagem

de uma pá fixa deve ser entendida como um artifício de simplificação, útil em análises exploratórias ou paramétricas, mas de aplicabilidade limitada quando se busca avaliar com precisão o comportamento estrutural real de rotores em regime de operação.

Dito isso, a simulação foi conduzida para uma velocidade de vento incidente de 11.4 m/s (velocidade ideal de funcionamento). Tal velocidade é responsável também pela maior deflexão, consequentemente o ponto crítico para esta análise. Na Figura 85 observa-se o deslocamento que ocorre na ponta da pá, em metros, durante os 10 segundos que foram simulados. A maior deflexão ocorreu entre 0.4 e 0.5 segundos e atingiu um valor de aproximadamente 5.7 metros.

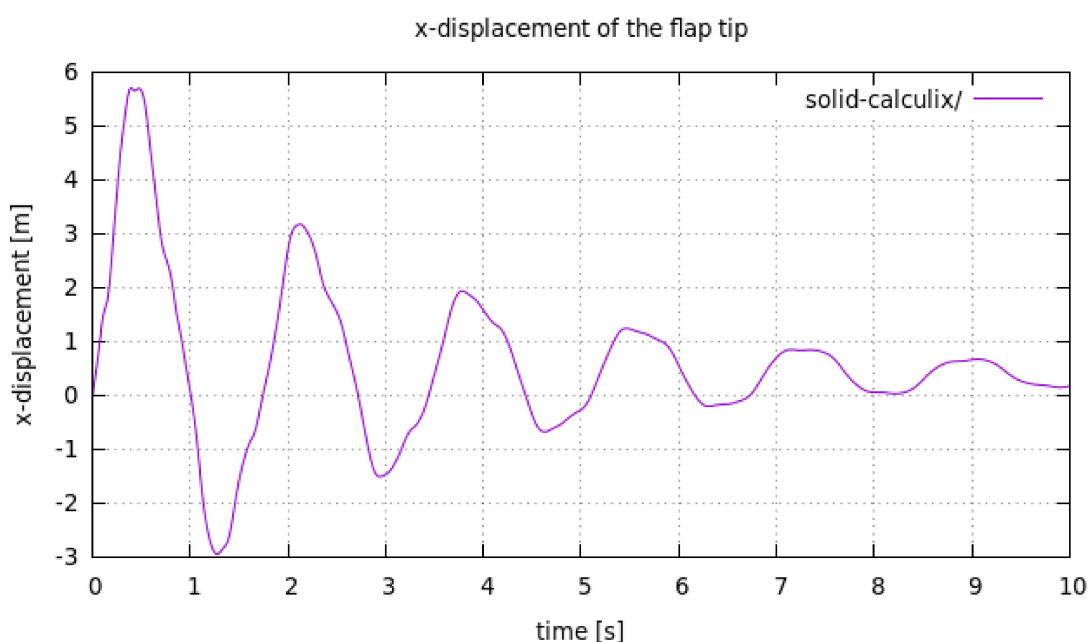


Figura 85 – Deflexão da ponta da pá ao longo da simulação. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

Devido a comparação entre os dois modelos (Jonkman et al. [2009] e o presente trabalho) não ser válida pelos motivos que foram mencionados anteriormente, outro estudo foi utilizado para validar o maior deslocamento da pá. Abd-Elhay [2021] simulou a pá em questão, sob as mesmas condições, com apenas a carga do vento, sem rotação e utilizando duas técnicas FSI distintas, obteve 6.055 e 5.198 metros para os maiores deslocamentos. Comparando com o valor obtido, percebe-se que os mesmos estão próximos, dentro de uma faixa aceitável de variação. Na Figura 86 apresenta-se o modelo estrutural utilizado na simulação FSI para o tempo onde ocorre o maior deslocamento da ponta da pá. O mesmo pode ser novamente validado pelo valor apresentado na legenda.

Apenas para fins de visualização a parte fluida da FSI para o mesmo tempo de simulação (0.4 segundos) pode ser visualizada na Figura 87. Na imagem percebe-se o vento incidente iniciando no *inlet* e seguindo para o *outlet* na direção do eixo “z”. Pela legenda é possível verificar que as linhas de corrente do fluido realmente estão próximas

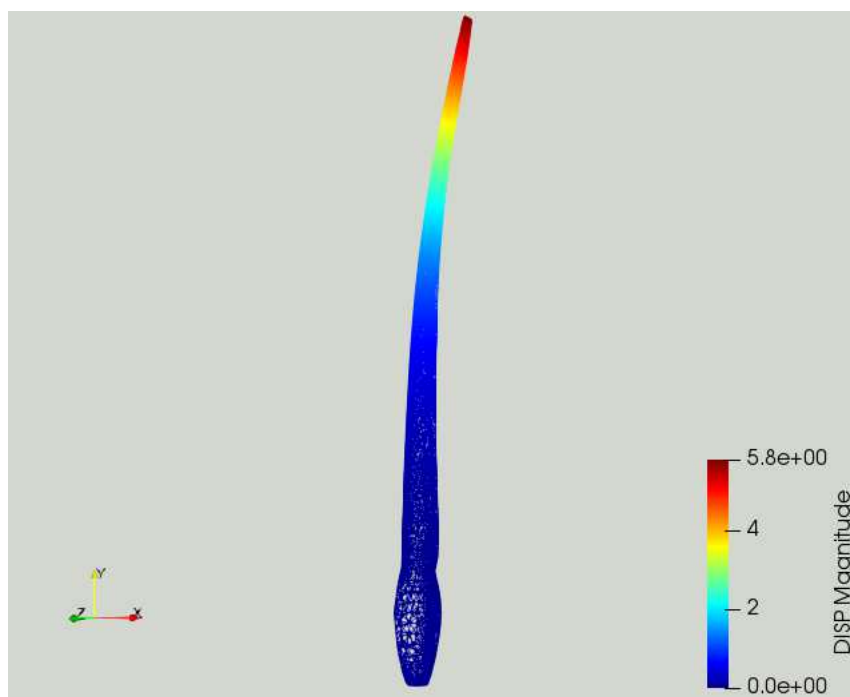


Figura 86 – Parte estrutural FSI no tempo de máxima deflexão. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

dos 11 m/s. As poucas linhas de corrente que aparecem em cores que remetem à baixas velocidades são devidas ao vento com turbulência. O motivo são os pequenos vórtices que porventura podem ser formados.

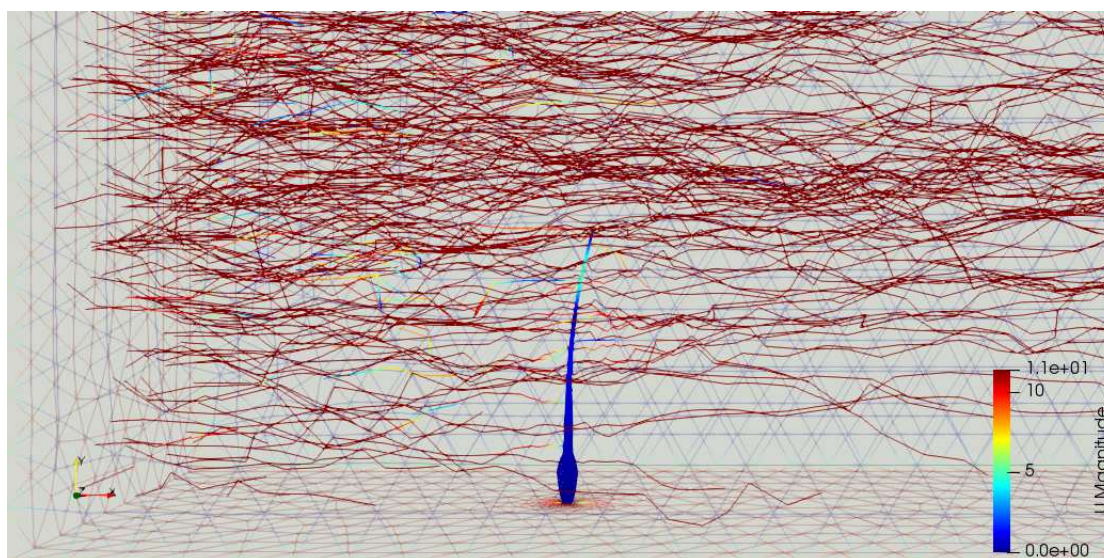


Figura 87 – Parte fluida FSI no tempo de máxima deflexão. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor).

Ainda seguindo com análises visuais nos arquivos de pós-processamento, na Figura 88 visualiza-se quatro imagens onde cada uma representa um corte transversal no domínio fluido no sentido do eixo “z” passando pelo centro da interface da pá em um tempo

de simulação específico. Os tempos são 0.4 segundos (máxima deflexão), 1.2 segundos (máxima deflexão no sentido oposto à incidência do vento), 4.6 segundos e 9 segundos, respectivamente.

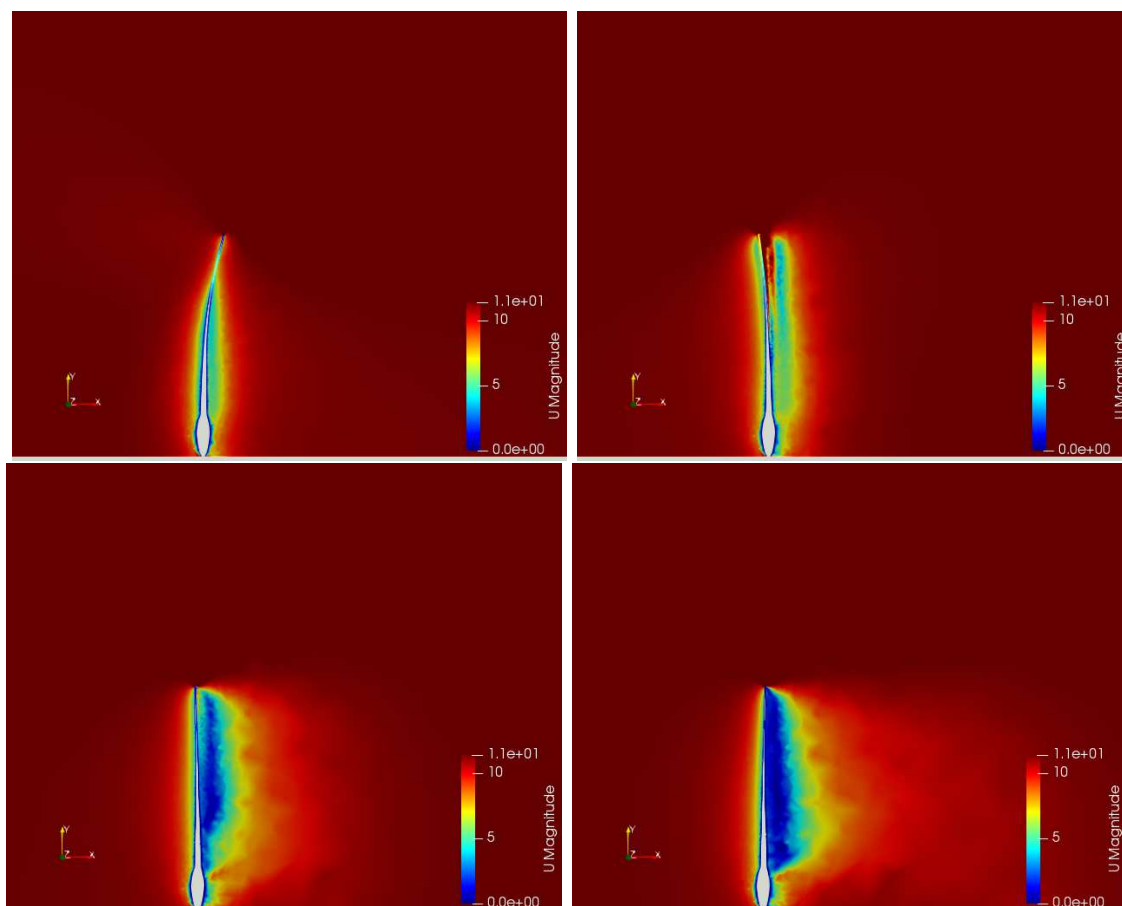


Figura 88 – Corte transversal no domínio fluido em quatro momentos distintos da simulação. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

Na primeira imagem é interessante notar a presença de um vento de retorno se iniciando frontalmente a pá, caracterizado pelo tom mais claro. Isso se dá pelo fato do fluido ter encontrado uma barreira, no caso, a superfície da pá. Basicamente o vento se desvia no entorno da superfície (região de estagnação do escoamento). É mais evidente no início da simulação pois a pá começa estática em sua posição neutra, o que contribui para uma maior resistência para o fluido conseguir tira-lá da inércia.

Seguindo para segunda imagem percebe-se uma zona com altas velocidades entre a superfície da pá e o início da esteira de vórtices. Isso acontece pois como a pá está retornando do seu maior deslocamento, buscando o equilíbrio, a velocidade com que a estrutura retorna é relativamente alta, movimentando também o fluido ao seu redor. Ainda ocorre a presença de um vento de retorno.

Na imagem seguinte tem-se novamente o caso da estrutura tentando retornar para uma posição de equilíbrio, porém em um tempo simulação mais avançado. Percebe-se

que a pá retorna com uma certa velocidade, mas que já não é tão alta como na imagem anterior. O vento de retorno não é tão evidente, o que era de se esperar, já que quanto mais se aproxima do equilíbrio menor a resistência para o ar. Nota-se também que a esteira de vórtices na parte de trás da pá cresce da maneira esperada.

Por fim, na última imagem já se observa um caso onde a estrutura se aproxima do equilíbrio. Cabe aqui comentar que a pá no momento que encontra o equilíbrio, possui um deslocamento da ponta da pá por volta de 0.5 metros. Isso representa 10% da maior deflexão. O vento de retorno nesse momento só acontece muito próximo a superfície da estrutura. É possível observar um crescimento coerente da esteira, evidenciado pelo motivo de que próximo a raiz da pá, por se tratar de uma região da pá com um volume maior e seções não aerodinâmicas (focada na rigidez da estrutura), o ar encontra uma maior resistência para passar pela geometria, e por isso a esteira se comporta de maneira diferente nesta região.

Neste ponto cabe comentar que nenhum amortecimento estrutural foi adicionado aos cálculos, portanto, conclui-se que todo o amortecimento é decorrente de um amortecimento aerodinâmico (do fluido). O processo para obtenção da taxa de amortecimento de um sistema amortecido (geralmente oscilatório) varia dependendo do tipo de amortecimento (subamortecido, criticamente amortecido ou superamortecido). Com base na Figura 85 observa-se que se trata de um amortecimento subcrítico (oscilações decrescentes). A equação para deslocamento $x(t)$ para este caso é:

$$x(t) = Ae^{-\zeta\omega_0 t} \cos(\omega_d t + \phi) \quad (5.24)$$

onde:

- A : amplitude inicial.
- ζ : fator de amortecimento.
- ω_0 : frequência natural sem amortecimento.
- $\omega_d = \omega_0 \sqrt{1 - \zeta^2}$: frequência de oscilação amortecida.
- ϕ : fase inicial.

O coeficiente de amortecimento (ζ) caracteriza a resposta dinâmica de um sistema oscilatório, como uma turbina eólica, à dissipação de energia devido a forças resistivas, como o arrasto aerodinâmico do fluido (ar). Ele é definido pela relação entre o amortecimento real e o amortecimento crítico do sistema. Pode ser encontrado observando a redução na amplitude ao longo do tempo. Com base nisso, os dados da Figura 85 foram importados no Octave e um código para obter o fator de amortecimento foi desenvolvido. Basicamente são identificadas amplitudes consecutivas (picos) no gráfico e na sequência é calculado o

logaritmo decremental (δ) entre duas delas ($\delta = \ln(A1/A2)$). Geralmente o primeiro pico é excluído da análise devido a possibilidade de ser afetado por efeitos transientes. Por fim é necessário relacionar δ com o fator de amortecimento (ζ):

$$\zeta = \frac{\delta}{\sqrt{(2\pi)^2 + \delta^2}} \quad (5.25)$$

O valor obtido para ζ foi de 0.06 ou 6% (valor típico e adequado para amortecimento aerodinâmico em turbinas eólicas). Em casos reais, os coeficientes de amortecimento devido ao fluido variam de 0.01 a 0.1 (ou 1% a 10%), dependendo do design aerodinâmico, do tamanho da turbina, das condições do vento e da estrutura da pá. A seguir é apresentada uma categorização dos valores considerados aceitáveis para o caso em estudo.

- $\zeta < 0.02$: amortecimento muito baixo (oscilações persistem por um longo tempo, risco de ressonância).
- $\zeta \approx 0.05 - 0.1$: gama típica em turbinas eólicas (boa estabilidade sem dissipação excessiva de energia).
- $\zeta > 0.1$: amortecimento elevado (menos oscilações, mas pode afetar a eficiência da turbina ao dissipar energia demais).

A última análise conduzida é voltada para fenômenos aeroelásticos. Aeroelasticidade é a ciência que estuda as consequências da interação de forças de inércia, elásticas e aerodinâmicas, agindo simultaneamente na estrutura de um corpo. Um dos fenômenos dinâmicos bastante conhecido nesse campo da engenharia é o *flutter*. Trata-se de uma auto-excitação de dois ou mais modos de vibração de um sistema, devidamente alterada e realimentada pelo escoamento de um fluido. Pode vir a causar oscilações de amplitude que crescem exponencialmente levando a estrutura a uma falha dinâmica.

Levando em conta o mencionado, os dados da curva da Figura 85 foram exportados e lidos pelo Octave. Um código para realizar uma análise envolvendo transformada de Fourier com estes dados foi elaborado. Esse processo resultou em um espectro de frequência que pode ser visto na Figura 89.

Os picos de amplitude na segunda imagem significam quais frequências são mais evidentes. Nitidamente a frequência principal é o primeiro pico, com um valor de aproximadamente 0.6 Hz, o que condiz com o primeiro modo *flap* da pá no caso de uma análise modal (vide Tabela 7). Com isso conclui-se que, para esta estrutura, com essa condição de escoamento apresentada, muito pouco provável que ocorra um fenômeno de *flutter*. Ademais, os dois picos seguintes, representam frequências por volta de 1.85 Hz e 4.1 Hz. Estes valores estão também muito próximos dos valores para as frequências naturais do segundo e terceiro modo *flap* da pá, confirmando uma segurança perante ao

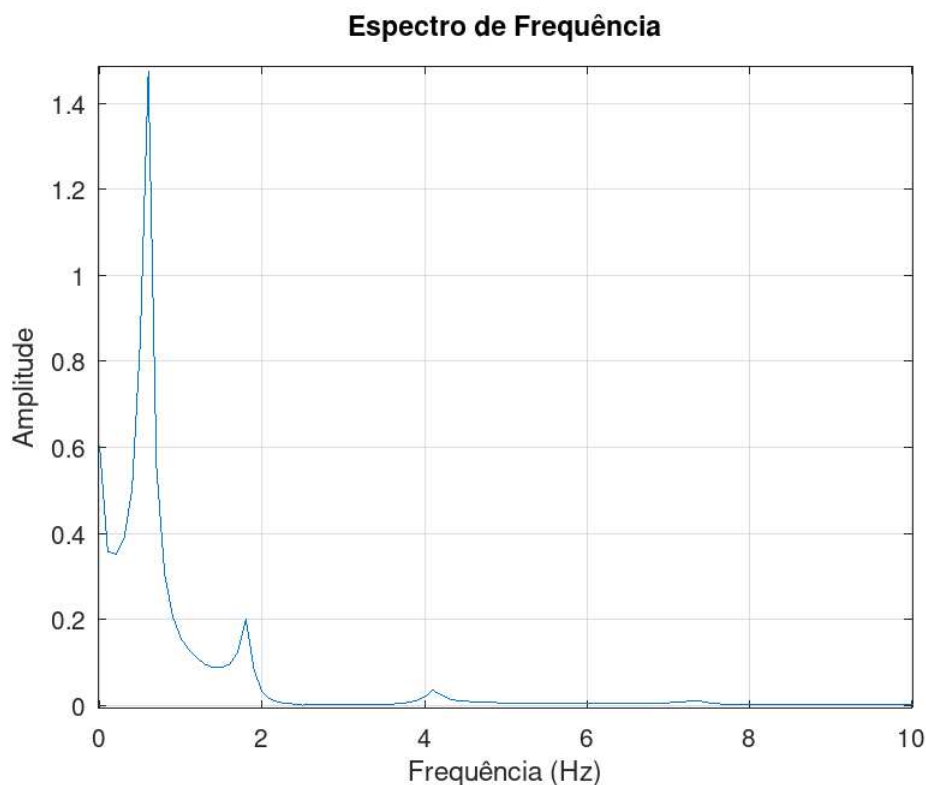


Figura 89 – Espectro de frequência obtido. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

fenômeno aeroelástico comentado. As frequências referentes aos modos *edge* de vibração não apareceram no espectro porque a posição na qual a pá foi fixada, o vento incide de maneira a fletir na direção de *flap*.

Cabe ressaltar que simulações envolvendo o rotor completo não foram possíveis devido a falta de recursos computacionais, visto que uma simulação desse porte demandaria por volta de 64 GB de memória RAM. Análises com a pá SNL SANDIA 5MW (elementos de casca quadráticos) não puderam ser feitas pois o adaptador do CalculiX na versão utilizada oferece suporte apenas para elementos lineares.

5.6 Criação de Ferramenta para FSI-Rotor: Abordagem Inicial

Nesta seção o objetivo é conseguir acoplar a deformação com a rotação, utilizando como objeto de estudo um rotor bem simples. O foco aqui se baseia no desenvolvimento de uma metodologia e não na validação de resultados. Poucos estudos abordam estas duas técnicas acopladas e quando são citadas geralmente referem-se a códigos caixa-preta pagos. A maior dificuldade neste caso é que se tratam de dois movimentos de malha distintos (deformação das pás e rotação do eixo do rotor) que estão atuando em uma mesma localização.

O domínio fluido, como envolve rotação, é dividido em estator e rotor. Na Figura 90 apresenta-se o estator, composto por *inlet*, *outlet*, *side* e AMI; e o rotor, composto por

AMI, *blades* e *hub*. Conforme já discutido (seção 4.2.3), apenas o rotor possui velocidade rotacional, e para que as informações advindas desse movimento sejam trocadas com a parte estática do domínio se faz necessário a presença da interface AMI.

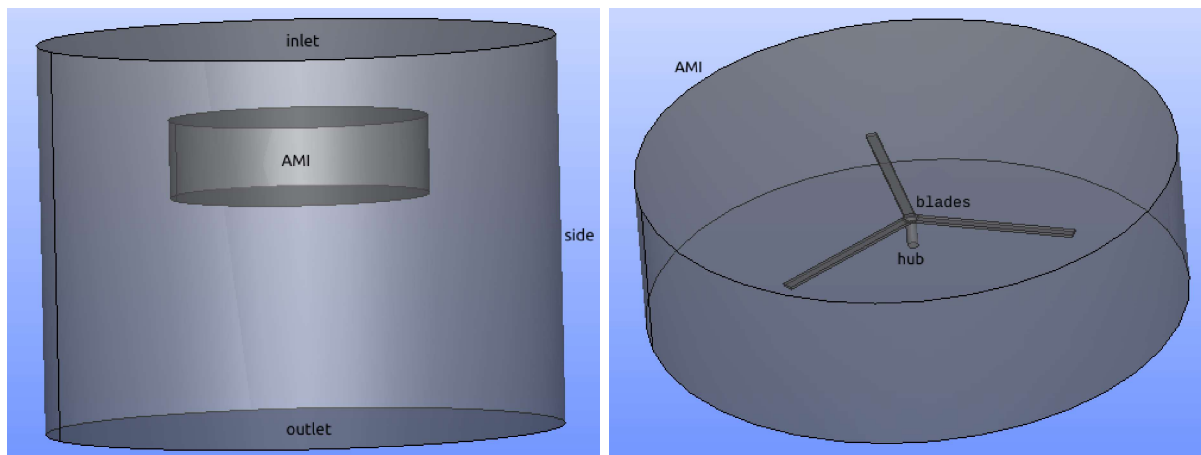


Figura 90 – Domínio fluido: estator e rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

A estrutura a ser analisada é composta pelas três pás (*blades*) e o eixo que as conecta (*hub*). Estes podem ser visualizados separadamente na Figura 91. Apesar de ambos rotacionarem, apenas as pás deformam. Ou seja, o *hub* é tratado como uma estrutura rígida, enquanto as pás como flexíveis. Vale lembrar que o eixo de fato pertence ao domínio fluido; por outro lado, as pás pertencem ao domínio sólido. *blades* aqui é apenas a interface que troca dados entre domínio sólido e fluido.

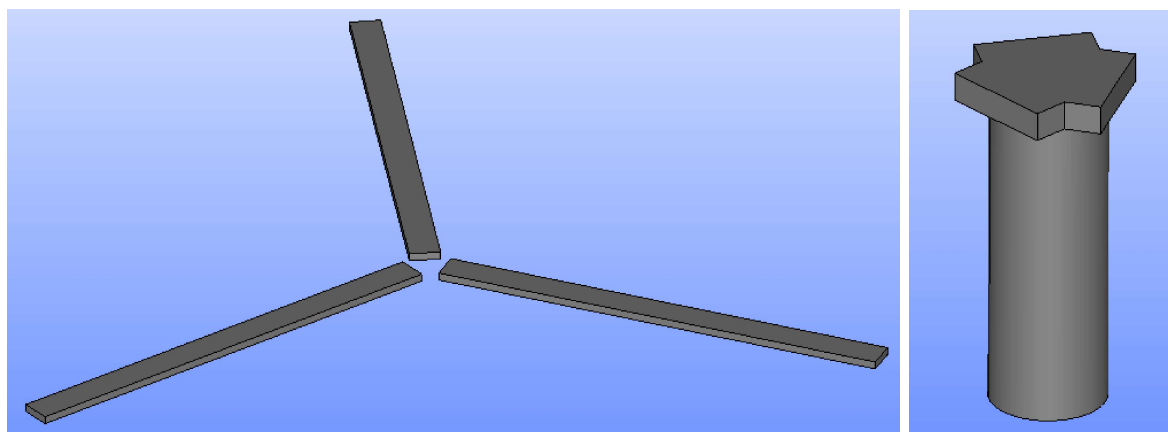


Figura 91 – Interface das pás e *hub* do rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

O domínio sólido é composto apenas pelas três pás, conforme já havia sido relatado. Na Figura 92 pode-se visualizar a malha referente a essas pás (rotor), que totaliza 554 nós e 1077 elementos. É possível observar também alguns nós em evidência na raiz das pás. Tais nós são responsáveis pela fixação das pás ao *hub*, formando assim o rotor, que além de possibilitar adicionar uma velocidade de rotação, faz a conexão entre os domínios

fluido e sólido. Cabe ressaltar que cada pá é um corpo deformável distinto, mesmo com geometria e propriedades mecânicas idênticas. Isso quer dizer que cada uma pode ter um comportamento diferente da outra.

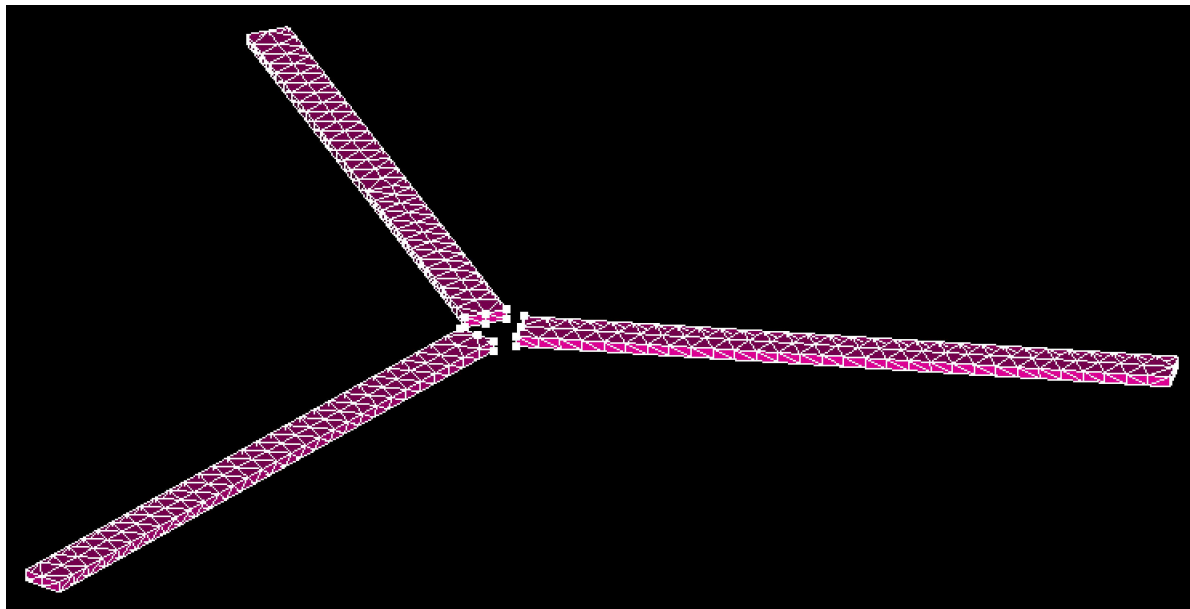


Figura 92 – Malha das três pás do rotor. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

A malha da parte estática do fluido pode ser vista na Figura 93 a). Por ser uma região de baixo nível de refinamento de malha, ela contém apenas 5343 elementos e 967 nós, onde grande parte dos elementos se encontram na fronteira que compreende a interface AMI. Considerando agora a subdivisão que engloba o movimento rotacional é necessário um maior nível de refinamento para capturar todas as alterações que ali ocorrem, isso porque dois movimentos de malha distintos são levados em conta. Além da rotação, há também a deformação advinda da incidência do fluido. Por isso, contabiliza-se um total de 20785 elementos e 3554 nós, e malha pode ser vista na Figura 93 b). Todos os elementos, tanto do domínio sólido quanto do fluido, não são quadráticos para o caso abordado.

Além das nítidas mudanças na geometria e nos domínios, as configurações para este caso possuem informações adicionais em relação ao estudo da pá NREL NWTC 5MW FSI. No caso anterior, o movimento de malha existente era único e exclusivamente advindo da alteração na geometria da estrutura, decorrente da deformação ocasionada pela incidência do fluido sob sua superfície. Agora, outro movimento de malha é adicionado ao problema: uma velocidade de rotação é aplicada ao eixo do rotor que conecta as pás. Com isso, têm-se agora pás que se deformam e giram concomitantemente. Por esses dois movimentos de malha agirem sobre um mesmo ponto, contabilizar toda essa alteração é custoso e nada trivial.

A primeira alteração significativa é a criação da região AMI, que mesmo já tendo sido apresentada anteriormente, o método como foi criada é diferente. No capítulo

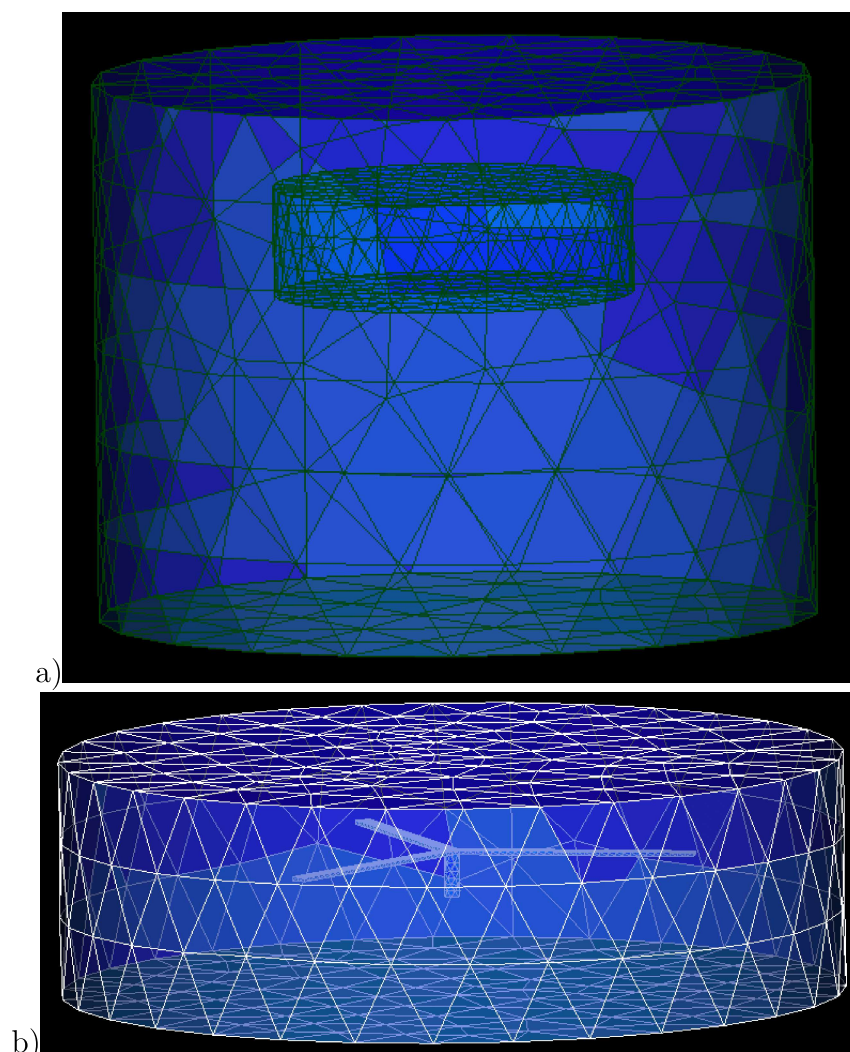


Figura 93 – Malha domínio fluido. a) estator b) rotor (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

aerodinâmico, as malhas foram desenvolvidas utilizando o próprio gerador de malha do openFOAM (*snappyHexMesh*). No caso atual foi necessária a criação de duas malhas (estator e rotor), que posteriormente foram “mescladas” em uma só, criando então o domínio fluido. Isso altera a maneira como são mapeados os dados dentro da zona do rotor e conseqüentemente diversos arquivos devem ser alterados.

Outra mudança fundamental foi encontrar uma solução para unificar deformação com rotação. Para estes casos o arquivo responsável pela movimentação da malha é o *dynamicMeshDict*. Nele, de antemão, deve-se definir o tipo do movimento. Tanto para o caso puramente aerodinâmico (rotação), quanto para o FSI (deformação) o tipo de movimento é conhecido como *dynamicMotionSolverFvMesh*, indicando um movimento de malha baseado em um movimento de corpo rígido.

No entanto, essa é a única semelhança entre eles, isso porque o solucionador de cada um deles é completamente diferente. Para o caso aerodinâmico adota-se *solidBody*

agregado a uma função de movimento de rotação que é definido para uma zona específica da malha. Para o caso FSI o solucionador se trata do *displacementLaplacian*, que trabalha totalmente conectado a outro arquivo da pasta “0”, chamado *pointDisplacement*. Nesses últimos não se define uma zona de atuação, mas sim uma superfície, onde o parâmetro de difusividade controla como o movimento é distribuído pela malha.

O cenário básico pressupõe que exista um limite móvel e outro conjunto de limites estáticos. O solucionador de movimento da malha deve encontrar alguma maneira de difundir o movimento do seu limite no domínio. Na maior parte dos casos é especificado *inverseDistance* para reduzir a transformação da malha inversamente à distância de uma série de fronteiras (*patches*). Quanto mais longe das fronteiras especificadas, menor será a deformação da malha. Isto se aplica em todas as direções do corpo.

Na documentação do openFOAM nada é mencionado sobre a possibilidade de agrupar movimentos de malha distintos de modo que funcionem concomitantemente. Buscando soluções para contornar este problema, descobriu-se uma nova classe, que até então se encontrava em fase de desenvolvimento e teste pelo próprio software. De posse de um código base, alguns ajustes foram necessários para se adequar ao caso de estudo.

A ideia base da nova classe em si é bem intuitiva e até certo ponto fácil de entender. Basicamente cria-se uma lista composta de dois ou mais solucionadores de movimento de malha do mesmo tipo, neste caso *dynamicMotionSolver*. O construtor dessa classe pode ser visto na Figura 94.

```

Foam::dynamicMotionSolverListFvMesh::dynamicMotionSolverListFvMesh
(
    const IOobject& io
)
:
    dynamicFvMesh(io),
    motionSolvers_
    (
        IOdictionary
        (
            IOobject
            (
                "dynamicMeshDict",
                time().constant(),
                *this,
                IOobject::MUST_READ_IF_MODIFIED,
                IOobject::AUTO_WRITE
            )
        ).lookup("solvers"),
        motionSolver::iNew(*this)
    )
{}

```

Figura 94 – Código construtor classe openFOAM. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

O código responsável pela atualização das informações pode ser visualizado na Figura 95. Seu funcionamento se baseia em um acumulador de deslocamentos, iterado sobre os solucionadores definidos na classe, que posteriormente é utilizado para movimentar

os pontos da malha. Automaticamente as condições de contorno prescritas para o campo de velocidade devem ser corrigidas.

```
bool Foam::dynamicMotionSolverListFvMesh::update()
{
    if (motionSolvers_.size())
    {
        // Accumulated displacement
        pointField disp(motionSolvers_[0].newPoints() - fvMesh::points());
        for (label i = 1; i < motionSolvers_.size(); i++)
        {
            disp += motionSolvers_[i].newPoints() - fvMesh::points();
        }
        fvMesh::movePoints(points() + disp);
        if (foundObject<volVectorField>("U"))
        {
            lookupObjectRef<volVectorField>("U").correctBoundaryConditions();
        }
    }
    return true;
}
```

Figura 95 – Código atualização classe openFOAM. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Se tratando de um estudo de caso mais avançado, não é trivial encontrar trabalhos semelhantes na literatura para fins de comparação. Mesmo que nos relatórios disponibilizados por empresas (como no caso da NREL), algumas poucas informações sejam fornecidas, existe a barreira do recurso computacional que impede uma possível análise. Uma simulação desse porte necessitaria de um cluster com pelo menos 125 GB de memória RAM.

Os poucos trabalhos encontrados na literatura que acoplam deformação com rotação do rotor, em sua grande parte apresentam geometrias e malhas pouco complexas, o que é de se esperar por se tratar de um estudo computacionalmente custoso. Dentre eles, não foi encontrado nenhum que utilizasse das mesmas ferramentas aqui abordadas (openFOAM, CalculiX e preCICE). Os resultados geralmente são apresentados de maneira mais visual do que analítica, exatamente pela dificuldade de comparação. Dito isso, na Figura 96 é apresentada uma sequência de seis quadros da simulação desenvolvida neste trabalho.

O primeiro quadro apresenta a estrutura no seu estado inicial (não deformado). As demais apresentam os cinco primeiros passos de tempo da simulação, onde nitidamente se visualiza tanto a presença da deformação advinda da interação fluido-estrutura, quanto a presença do movimento de rotação devido a velocidade aplicada ao eixo do *hub*.

Todas informações relevantes inseridas, como dimensões da geometria, velocidade incidente do fluido, propriedades mecânicas do rotor, velocidade rotacional, dentre outras foram escolhidas de modo que a simulação convergisse e que fosse possível visualizar as informações pertinentes no pós-processamento.

Cabe reiterar que a ideia nesse estudo de caso não era validar resultados, e sim

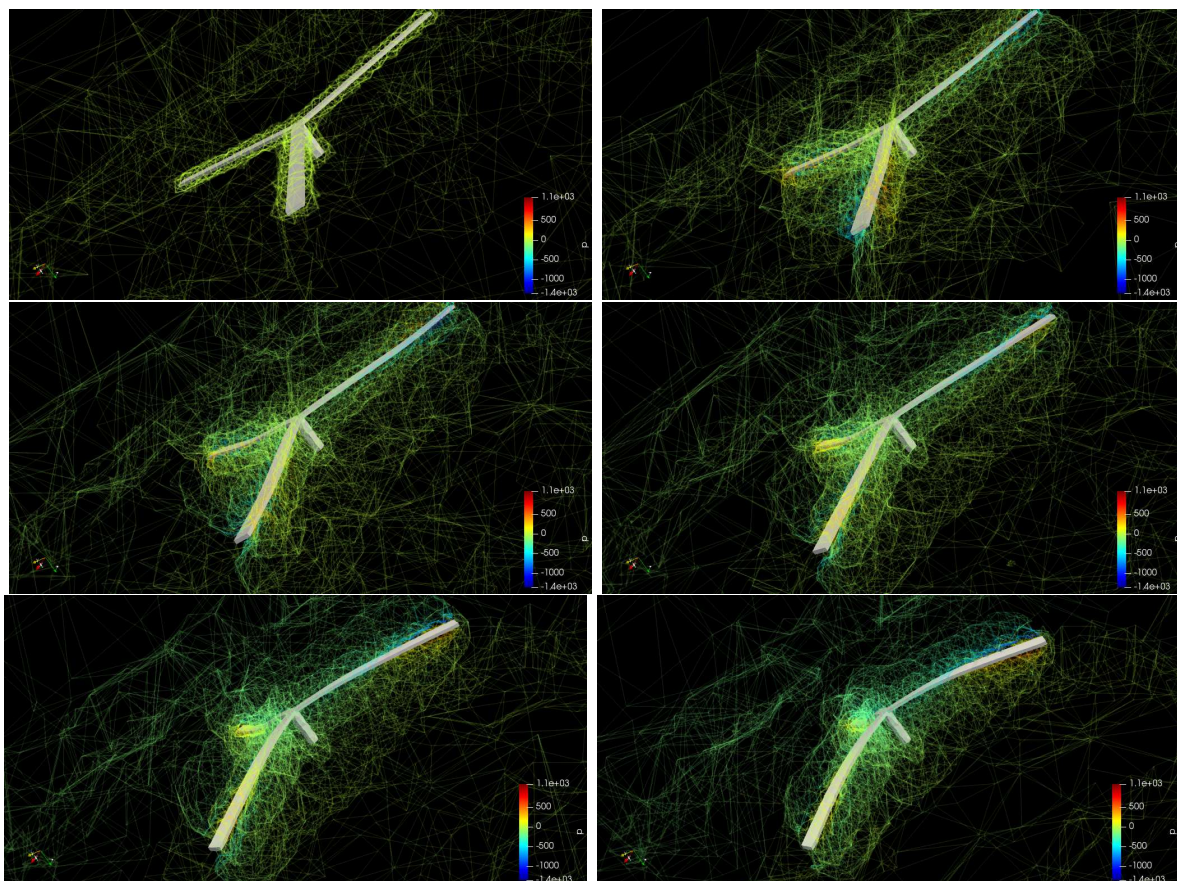


Figura 96 – Sequência de quadros da simulação. (Fonte: Elaborado pelo próprio autor.)

desenvolver uma metodologia (utilizando as ferramentas aqui abordadas) que possibilitasse produzir uma simulação para máquinas rotativas o mais fidedigna possível. Com base na Figura 96 conclui-se que o objetivo foi alcançado.

5.7 Conclusão Parcial

A simulação da Interação Fluido-Estrutura (FSI) é uma área de estudo avançada e fundamental em várias aplicações de engenharia, onde o acoplamento entre fluido e estrutura precisa ser modelado com precisão para prever o comportamento dinâmico de sistemas complexos. O preCICE, com sua arquitetura modular, adaptadores flexíveis e suporte a técnicas avançadas de mapeamento e acoplamento, oferece uma solução poderosa para enfrentar os desafios inerentes a este tipo de simulação.

Ao utilizar preCICE em conjunto com ferramentas especializadas como OpenFOAM e CalculiX, os engenheiros podem realizar simulações FSI detalhadas e precisas, desde o design de turbinas eólicas até a análise de estruturas aerodinâmicas e sistemas biomecânicos. Com sua abordagem escalável e métodos de solução robustos, preCICE representa uma ferramenta essencial para o avanço da simulação numérica em FSI.

6 Considerações finais

A hélice constitui um elemento essencial em turbinas, aeronaves, submarinos, ventiladores e em diversos dispositivos presentes no cotidiano. A previsão de seu desempenho aerodinâmico, bem como a análise de falhas estruturais, representa áreas fundamentais para garantir a eficiência do conjunto hélice/componente. Ao longo da história, o projeto de hélices passou por contínuas melhorias, sempre alinhado às demandas tecnológicas e às tendências de cada época.

Na atualidade, o desenvolvimento de hélices tornou-se um tema central de investigação, impulsionado pela expansão do uso de turbinas eólicas na geração de energia e de drones em diferentes aplicações, como operações militares, monitoramento ambiental, atividades agrícolas e até entretenimento. Reconhece-se que turbinas de maior porte são capazes de produzir mais energia; contudo, essa ampliação também aumenta a probabilidade de ocorrência de falhas estruturais. Por outro lado, uma pá de dimensões reduzidas, mas com geometria aerodinâmica bem projetada, pode alcançar desempenho equivalente ao de uma pá maior com perfis ineficientes. Assim, conclui-se que uma análise criteriosa no projeto de turbinas pode proporcionar significativa economia de tempo e de recursos financeiros.

A obtenção da resposta aerodinâmica e a caracterização dos modos de vibração em turbinas eólicas fabricadas com materiais compósitos configuram desafios de elevada complexidade. As limitações relacionadas ao detalhamento estrutural dessas pás ainda constituem um obstáculo recorrente para o avanço das pesquisas na área. Neste contexto, o presente trabalho se propôs a estudar e contribuir para análises modais de duas pás geometricamente similares, mas com características estruturais completamente diferentes. Além disso, se propôs também a estudar o comportamento do empuxo e torque para um rotor de turbina eólica submetido a diferentes velocidades, compatíveis com sua faixa de operação.

Com a crescente demanda por energia renovável, o uso de interação fluido-estrutura (FSI) em turbinas eólicas se torna uma ferramenta indispensável para melhorar a confiabilidade e a competitividade dessa tecnologia. Essas simulações permitem prever com precisão a deformação das pás devido às forças aerodinâmicas, gravitacionais e centrífugas, ajudando a evitar falhas estruturais e melhorar a eficiência energética. Além disso, possibilitam o desenvolvimento de *designs* mais leves e resistentes, reduzindo materiais e custos de fabricação. Pensando nisso, conduziu-se simulações FSI e análises pertinentes acerca de uma pá isolada e fixa, e um rotor com determinada velocidade rotacional.

Recapitulando brevemente alguns fatos mais significativos, em um primeiro momento apresentou-se um estudo sobre o tipo de elemento finito que compõe as pás de uma determinada turbina eólica. O primeiro elemento é tridimensional, o que obriga que

características geométricas e propriedades estruturais sejam transformadas para seções equivalentes. O segundo é um elemento de casca, e se tratando de materiais compósitos, todas seções da casca e longarina foram divididas em regiões e atribuiu-se a cada uma delas a respectiva disposição de *layers*. Análises buscando obter os modos de vibração e frequências associadas foram conduzidas para ambos os casos a fim de validar os resultados. Para o primeiro caso os valores das frequências obtidas ficaram muito próximos aos da literatura pra todos os modos, exceto o modo de torção que não foi capturado. Já o outro caso, por se tratar de um elemento finito mais complexo, agregado a materiais compósitos, os resultados ficaram aquém aos do primeiro caso, mas ainda assim satisfatórios se comparados aos da literatura. Cabe ressaltar ainda que o primeiro modo de torção foi obtido para o segundo caso.

Em turbinas eólicas, assim como em todas máquinas rotativas, a rotação é uma questão chave. Com base nisso, em um segundo momento neste trabalho foi feito um estudo comparando dois modelos cinemáticos para movimento rotativo de sólido. Um deles permite transformar o domínio do fluxo em regime transiente em um referencial estacionário (inercial) em relação a um sistema em movimento. O outro se baseia em uma técnica de malha móvel/deslizante que pode lidar com fortes interações entre o volume móvel e os volumes estacionários circundantes. Nas análises aerodinâmicas, mesmo com maior custo computacional, optou-se pela dinâmica dos fluidos computacional frente a abordagens matemáticas clássicas por não se tratar de condições padrões de escoamento. Diferentes velocidades de vento incidente foram utilizadas nas simulações, acopladas a um modelo de turbulência. Diversas técnicas numéricas foram discutidas a fim de apresentar suas finalidades. Os resultados de empuxo e torque obtidos das simulações para ambos modelos rotativos se mostraram condizentes aos da literatura, cabendo ao usuário optar por qual técnica utilizar com base nas particularidades de cada modelo.

Por fim, duas simulações distintas envolvendo interação fluido-estrutura foram desenvolvidas. A primeira contemplou a pá de uma turbina eólica em específico, que submetida a um vento incidente turbulento, teve sua deflexão capturada ao longo do tempo, para posteriores análises. A segunda simulação abordou um rotor pouco rebuscado, visto que o foco deste caso era desenvolver uma metodologia que pudesse acoplar dois movimentos de malha distintos coexistindo em uma mesma região (o deslocamento da estrutura devido a ação do fluido e a velocidade rotacional aplicada ao sistema). Para o primeiro caso, a máxima deflexão na ponta da pá foi comparada com a literatura e se mostrou em acórdância com o esperado. O mesmo aconteceu com o coeficiente de amortecimento (aerodinâmico) calculado a partir da resposta dinâmica obtida da simulação. No mais, uma análise voltada para fenômenos aeroelásticos foi discutida. Para o segundo caso, apresentou-se os resultados de maneira visual, pois devido a complexidade, comparações analíticas são raras. Do ponto de vista proveniente do pós-processamento a metodologia desenvolvida se mostrou bastante pertinente.

Pode-se dizer que os objetivos propostos por este trabalho foram alcançados e que, de certa maneira, por comparação, se encontram corretos. Conclui-se então que este estudo contribuiu de alguma forma para diversos ramos da engenharia, modelagem e afins. Como sugestão de trabalhos futuros duas questões são bem intrigantes:

- modificar o adaptador do solucionador estrutural de modo que possa aceitar elementos quadráticos e não apenas lineares;
- e, encontrar uma maneira de diminuir gastos computacionais a fim de possibilitar que as simulações não dependam de *clusters*.

REFERÊNCIAS

- M. S. E. Abd-Elhay. Fluid-structure interaction of nrel 5-mw wind turbine. 2021.
- A. H. Abdulaziz, A. M. Elsabbagh, and W. N. Akl. Dynamic and static characterization of horizontal axis wind turbine blades using dimensionless analysis of scaled-down models. *International Journal of Renewable Energy Research (IJRER)*, 5(2):404–418, 2015.
- T. Ackermann and L. Söder. An overview of wind energy-status 2002. *Renewable and sustainable energy reviews*, 6(1-2):67–127, 2002.
- R. Agarwala and P. I. Ro. Separated pitch control at tip: innovative blade design explorations for large mw wind turbine blades. *Journal of Wind Energy*, 2015, 2015.
- A. Ali. On the simulation of turbulent fluid-structure interaction. 2017.
- J. Anderson, JD. Fundamentals of aerodynamics, forth edittion, 2010.
- C. ANSYS. Ansys cfx-solver theory guide. 14.0 version. 2011. *Canonsburg. PA. USA*, 2011.
- A. O. Araújo. Aerodinâmica de turbinas eólicas de eixo horizontal. *COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil*, 2017.
- ATB. Land-based wind, 2024. URL https://atb.nrel.gov/electricity/2024/land-based_wind.
- C. Bak, F. Zahle, R. Bitsche, T. Kim, A. Yde, L. C. Henriksen, M. H. Hansen, J. P. A. A. Blasques, M. Gaunaa, and A. Natarajan. The dtu 10-mw reference wind turbine. In *Danish wind power research 2013*, 2013.
- C. K. Batchelor and G. Batchelor. *An introduction to fluid dynamics*. Cambridge university press, 2000.
- K.-J. Bathe and E. N. Dvorkin. A formulation of general shell elements—the use of mixed interpolation of tensorial components. *International journal for numerical methods in engineering*, 22(3):697–722, 1986.
- J. P. Blasques and M. Stolpe. Multi-material topology optimization of laminated composite beam cross sections. *Composite Structures*, 94(11):3278–3289, 2012.
- D. Blom, F. Lindner, M. Mehl, K. Scheufele, B. Uekermann, and A. van Zuijlen. A review on fast quasi-newton and accelerated fixed-point iterations for partitioned fluid–structure interaction simulation. *Advances in Computational Fluid-Structure Interaction and Flow Simulation: New Methods and Challenging Computations*, pages 257–269, 2016.

- H.-J. Bungartz, F. Lindner, B. Gatzhammer, M. Mehl, K. Scheufele, A. Shukaev, and B. Uekermann. precice—a fully parallel library for multi-physics surface coupling. *Computers & Fluids*, 141:250–258, 2016.
- C. G. CACCIA. Fluid-structure interaction based on co-simulation with multibody dynamics. 2019.
- C. Cacciuttolo, M. Navarrete, and D. Cano. Advances, progress, and future directions of renewable wind energy in brazil (2000–2025–2050). *Applied Sciences*, 15(10):5646, 2025.
- Caithness. Caithness wind farm, 2017. accident statistics. <https://caithnesswindfarms.co.uk/accidentstatistics.htm>, 2017. URL <https://caithnesswindfarms.co.uk/AccidentStatistics.htm>.
- S. Campbell. Annual blade failures estimated at around 3,800, 2015. URL <https://www.windpowermonthly.com/article/1347145/annual-blade-failures-estimated-around-3800>.
- F. Carneiro, L. Moura, P. C. Rocha, R. P. Lima, and K. Ismail. Application and analysis of the moving mesh algorithm ami in a small scale hawt: Validation with field test’s results against the frozen rotor approach. *Energy*, 171:819–829, 2019.
- D. Cerdeira, G. Vaz, J. Windt, and F. Lau. Fluid structure interaction using beam models. 2022.
- J. Chen, X. Shen, X. Zhu, and Z. Du. Study on composite bend-twist coupled wind turbine blade for passive load mitigation. *Composite Structures*, 213:173–189, 2019.
- L. Chen, Y. Wu, and J. Xia. Aeroelastic analysis of rotor blades using cfd/csd coupling in hover mode. *Modern Physics Letters B*, 24(13):1307–1310, 2010.
- X. Chen, X. Zhao, and J. Xu. Revisiting the structural collapse of a 52.3 m composite wind turbine blade in a full-scale bending test. *Wind Energy*, 20(6):1111–1127, 2017.
- V. Choudhury. *A validation study of openfoam for hybrid rans-les simulation of incompressible flow over a backward facing step and delta wing*. Mississippi State University, 2014.
- L. Cozzi, J. Bellucci, M. Giovannini, F. Papi, and A. Bianchini. Towards the development of an advanced wind turbine rotor design tool integrating full cfd and fem. In *Journal of Physics: Conference Series*, volume 2265, page 042050. IOP Publishing, 2022.
- I. M. Daniel, O. Ishai, I. M. Daniel, and I. Daniel. *Engineering mechanics of composite materials*, volume 3. Oxford university press New York, 1994.

- M. S. de Matos Melo. *ENERGIA EÓLICA: ASPECTOS TÉCNICOS E ECONÔMICOS*. PhD thesis, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2012.
- J. Degroote, P. Bruggeman, R. Haelterman, and J. Vierendeels. Stability of a coupling technique for partitioned solvers in fsi applications. *Computers & Structures*, 86(23-24): 2224–2234, 2008.
- J. Degroote, K.-J. Bathe, and J. Vierendeels. Performance of a new partitioned procedure versus a monolithic procedure in fluid–structure interaction. *Computers & Structures*, 87(11-12):793–801, 2009.
- G. Dhondt. *The finite element method for three-dimensional thermomechanical applications*. John Wiley & Sons, 2004.
- R. dos Santos Custódio. *Energia eólica para produção de energia elétrica*. Eletrobrás, 2009.
- B. Dose. *CFD Simulations of a 2.5 MW wind turbine using ANSYS CFX and OpenFOAM*. PhD thesis, MSc Thesis, UAS Kiel and FhG IWES, Germany, 2013.
- B. Dose, H. Rahimi, I. Herráez, B. Stoevesandt, and J. Peinke. Fluid-structure coupled computations of the nrel 5 mw wind turbine by means of cfd. *Renewable energy*, 129: 591–605, 2018.
- F. Driscoll, J. Jonkman, A. Robertson, S. Sirnivas, B. Skaare, and F. G. Nielsen. Validation of a fast model of the statoil-hywind demo floating wind turbine. *Energy Procedia*, 94: 3–19, 2016.
- E. N. Dvorkin. *On nonlinear finite element analysis of shell structures*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1984.
- E. N. Dvorkin and K.-J. Bathe. A continuum mechanics based four-node shell element for general non-linear analysis. *Engineering computations*, 1(1):77–88, 1984.
- N. El Chazly. Static and dynamic analysis of wind turbine blades using the finite element method. *Renewable Energy*, 3(6-7):705–724, 1993.
- F. R. Eldridge. *Wind Machines: Report*, volume 75. The Foundation, 1975.
- L. Eliassen, J. Jakobsen, and J. Krokstad. The effect of turbulent wind field on loads of a wind turbine rotor of increasing size. In *14th International Conference on Wind Engineering, Porto Alegre, Brazil*, 2015.
- Enerdata. Brazil added 11 gw of new capacity in 2024, 91
URL <https://www.enerdata.net/publications/daily-energy-news/brazil-added-11-gw-new-capacity-2024-91-which-were-solar-and-wind.html>.

- H. Erich. Wind turbines: fundamentals, technologies, application, economics, 2006.
- A. S. Escalera Mendoza, I. Mishra, and D. T. Griffith. An open-source numad model for the IEA 15 MW blade with baseline structural analysis. In *AIAA SCITECH 2023 Forum*, page 2093, 2023.
- S. Étienne and D. Pelletier. A general approach to sensitivity analysis of fluid–structure interactions. *Journal of fluids and structures*, 21(2):169–186, 2005.
- C. Farhat, K. G. Van der Zee, and P. Geuzaine. Provably second-order time-accurate loosely-coupled solution algorithms for transient nonlinear computational aeroelasticity. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 195(17-18):1973–2001, 2006.
- P. Farrell and J. Maddison. Conservative interpolation between volume meshes by local galerkin projection. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 200(1-4): 89–100, 2011.
- W. Finnegan, Y. Jiang, N. Dumergue, P. Davies, and J. Goggins. Investigation and validation of numerical models for composite wind turbine blades. *Journal of Marine Science and Engineering*, 9(5):525, 2021.
- B. Fitzgerald and B. Basu. Cable connected active tuned mass dampers for control of in-plane vibrations of wind turbine blades. *Journal of Sound and Vibration*, 333(23): 5980–6004, 2014.
- P. Fleming and S. Probert. The evolution of wind-turbines: an historical review. *Applied energy*, 18(3):163–177, 1984.
- U. Frisch. *Turbulence: the legacy of AN Kolmogorov*. Cambridge university press, 1995.
- L. Fucuchima. Brazil’s wind power sector slows in 2024, growth to resume in 2027, 2025. URL <https://www.reuters.com/business/energy/brazils-wind-power-sector-slows-2024-growth-resume-2027-2025-01-17/>.
- E. Gaertner, J. Rinker, L. Sethuraman, F. Zahle, B. Anderson, G. E. Barter, N. J. Abbas, F. Meng, P. Bortolotti, W. Skrzypinski, et al. IEA wind TCP task 37: definition of the IEA 15-megawatt offshore reference wind turbine. Technical report, National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2020.
- B. Gatzhammer. *Efficient and flexible partitioned simulation of fluid-structure interactions*. PhD thesis, Technische Universität München, 2014.
- W. E. C. GLOBAL. Global wind statistics 2017 [eb/ol]. 2018.
- GlobalData. Wind power capacity in Brazil and major projects, 2024. URL <https://www.power-technology.com/data-insights/wind-power-in-brazil/>.

- O.-M. Grindheim, Y. Xing, and T. Impelluso. Dynamic analysis and validation of a multi-body floating wind turbine using the moving frame method. *Frontiers in Mechanical Engineering*, 9:1156721, 2023.
- N. Groom. Vineyard wind incident was not first time a ge vernova wind turbine came apart, 2024. URL <https://www.reuters.com/business/energy/vineyard-wind-incident-was-not-first-time-ge-vernova-wind-turbine-came-apart-2024-07-13/>.
- G. Guma, P. Bucher, P. Letzgus, T. Lutz, and R. Wüchner. High-fidelity aeroelastic analyses of wind turbines in complex terrain: fluid–structure interaction and aerodynamic modeling. *Wind Energy Science*, 7(4):1421–1439, 2022.
- F. D. Gurmesa, J. A. Santhosh, B. A. Abebe, D. G. W. F. T. Kassaye, and Y. A. Kedir. A fatigue and stress distribution analysis of horizontal axis wind turbine blade. *Asia-Pacific Journal of Science and Technology*, 27(03), 2021.
- GWEC. Gwec | global wind report 2025, 2025. URL https://26973329.fs1.hubspotusercontent-eu1.net/hubfs/26973329/2.%20Reports/Global%20Wind%20Report/GWEC%20Global%20Wind%20Report%202025.pdf?__hstc=45859835.097739f84d7d5527f6771afbfbde39935.1745426990438.1745426990438.1745426990438.1&__hssc=45859835.2.1745426990439&__hsfp=737915754.
- G. W. S. GWEC. Global wind energy council. *FEBRUARY*, 2013.
- R. Haelterman, J. Degroote, D. Van Heule, and J. Vierendeels. The quasi-newton least squares method: A new and fast secant method analyzed for linear systems. *SIAM Journal on numerical analysis*, 47(3):2347–2368, 2009.
- R. Haelterman, A. E. Bogaers, K. Scheufele, B. Uekermann, and M. Mehl. Improving the performance of the partitioned qn-ils procedure for fluid–structure interaction problems: Filtering. *Computers & Structures*, 171:9–17, 2016.
- M. Hansen. Stability analysis of three-bladed turbines using an eigenvalue approach. In *42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, page 505, 2004.
- M. Hansen. Aerodynamics of wind turbines, earthscan. *James & James*, 8(9):14, 2008.
- M. O. Hansen. *Aerodynamics of wind turbines*. Routledge, 2015.
- R. L. Hardy. Multiquadric equations of topography and other irregular surfaces. *Journal of geophysical research*, 76(8):1905–1915, 1971.
- Henan. World’s most powerful direct-drive floating wind turbine unveiled in china, 2025. URL <https://english.henan.gov.cn/2025/07-13/3180122.html>.

- T. Hertz, M. Shirk, R. Ricketts, and T. Weisshaar. Aeroelastic tailoring with composites applied to forward swept wings. Technical report, AIR FORCE WRIGHT AERONAUTICAL LABS WRIGHT-PATTERSON AFB OH, 1981.
- Hibbitt, Karlsson, and Sorensen. *ABAQUS: Theory manual*, volume 2. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, 1997.
- G. Hou, J. Wang, and A. Layton. Numerical methods for fluid-structure interaction—a review. *Communications in Computational Physics*, 12(2):337–377, 2012.
- B. Hübner, E. Walhorn, and D. Dinkler. A monolithic approach to fluid–structure interaction using space–time finite elements. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 193(23-26):2087–2104, 2004.
- Z. Huque, F. Zemmouri, H. Lu, and R. R. Kommalapati. Fluid–structure interaction simulations of wind turbine blades with pointed tips. *Energies*, 17(5):1090, 2024.
- B. M. Irons and R. C. Tuck. A version of the aitken accelerator for computer iteration. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 1(3):275–277, 1969.
- R. I. Issa. Solution of the implicitly discretised fluid flow equations by operator-splitting. *Journal of computational physics*, 62(1):40–65, 1986.
- R. I. Issa, A. Gosman, and A. Watkins. The computation of compressible and incompressible recirculating flows by a non-iterative implicit scheme. *Journal of Computational Physics*, 62(1):66–82, 1986.
- J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, and G. Scott. Definition of a 5-mw reference wind turbine for offshore system development. Technical report, National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2009.
- M. J. R. Júnior, P. S. Figueiredo, and X. L. Travassos. Barriers and perspectives for the expansion of wind farms in brazil. *Renewable Energy and Environmental Sustainability*, 7:6, 2022.
- T. Kajishima, K. Taira, T. Kajishima, and K. Taira. Immersed boundary methods. *Computational Fluid Dynamics: Incompressible Turbulent Flows*, pages 179–205, 2017.
- J. K. Kaldellis and D. Zafirakis. The wind energy (r) evolution: A short review of a long history. *Renewable energy*, 36(7):1887–1901, 2011.
- T. Kim, A. M. Hansen, and K. Branner. Development of an anisotropic beam finite element for composite wind turbine blades in multibody system. *Renewable Energy*, 59:172–183, 2013.

- S. Krohn. Danish wind turbines: an industrial success story. *Available at the www-site of the Danish Wind Industry Association: www.windpower.org*, 2002.
- U. Küttler and W. A. Wall. Fixed-point fluid–structure interaction solvers with dynamic relaxation. *Computational mechanics*, 43(1):61–72, 2008.
- H. A. Kutty and P. Rajendran. 3d cfd simulation and experimental validation of small apc slow flyer propeller blade. *Aerospace*, 4(1):10, 2017.
- H. G. Lee and J. Park. Static test until structural collapse after fatigue testing of a full-scale wind turbine blade. *Composite Structures*, 136:251–257, 2016.
- F. Lindner. Data transfer in partitioned multi-physics simulations: interpolation & communication. 2019.
- F. Lindner, M. Mehl, K. Scheufele, and B. Uekermann. A comparison of various quasi-newton schemes for partitioned fluid-structure interaction. In *Coupled VI: Proceedings of the VI International Conference on Computational Methods for Coupled Problems in Science and Engineering*, pages 477–488. CIMNE, 2015.
- Y. Liu, J.-M. Zhang, Y.-T. Min, Y. Yu, C. Lin, and Z.-Z. Hu. A digital twin-based framework for simulation and monitoring analysis of floating wind turbine structures. *Ocean Engineering*, 283:115009, 2023.
- E. V. Loureiro, N. L. Oliveira, P. H. Hallak, F. de Souza Bastos, L. M. Rocha, R. G. P. Delmonte, and A. C. de Castro Lemonge. Evaluation of low fidelity and cfd methods for the aerodynamic performance of a small propeller. *Aerospace Science and Technology*, 108:106402, 2021.
- M. H. Love and J. Bohlmann. Aerolastic tailoring and integrated wing design. 1989.
- N.-Y. Lu, J. K. Lam, Y. Lin, and S.-W. Chau. Aeroelastic simulation of full-machine wind turbines using a two-way fluid-structure interaction approach. *Journal of Marine Science and Engineering*, 12(12):2271, 2024.
- M. R. Luhur, A. L. Manganhar, K. Solangi, A. Q. Jakhrani, K. C. Mukwana, and S. R. Samo. A review of the state-of-the-art in aerodynamic performance of horizontal axis wind turbine. *Wind and Structures*, 22(1):1–16, 2016.
- Ł. Marzec, Z. Buliński, T. Krysiński, and J. Tumidajski. Structural optimisation of h-rotor wind turbine blade based on one-way fluid structure interaction approach. *Renewable Energy*, 216:118957, 2023.
- D. Matha. Model development and loads analysis of an offshore wind turbine on a tension leg platform with a comparison to other floating turbine concepts: April 2009. Technical report, National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2010.

- R. Mehdipour. Simulating propeller and propeller-hull interaction in openfoam, 2014.
- M. Mehl, B. Uekermann, H. Bijl, D. Blom, B. Gatzhammer, and A. Van Zuijlen. Parallel coupling numerics for partitioned fluid–structure interaction simulations. *Computers & Mathematics with Applications*, 71(4):869–891, 2016.
- F. Meng. Aero-elastic stability analysis for large-scale wind turbines. 2011.
- F. Menter. Zonal two equation kw turbulence models for aerodynamic flows. In *23rd fluid dynamics, plasmadynamics, and lasers conference*, page 2906, 1993.
- F. R. Menter. Influence of freestream values on k-omega turbulence model predictions. *AIAA journal*, 30(6):1657–1659, 1992.
- F. R. Menter. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA journal*, 32(8):1598–1605, 1994.
- F. R. Menter. Review of the shear-stress transport turbulence model experience from an industrial perspective. *International journal of computational fluid dynamics*, 23(4): 305–316, 2009.
- I. Miranda, R. M. Ferencz, and T. J. Hughes. An improved implicit-explicit time integration method for structural dynamics. *Earthquake engineering & structural dynamics*, 18(5): 643–653, 1989.
- L. Mishnaevsky Jr. Root causes and mechanisms of failure of wind turbine blades: Overview. *Materials*, 15(9):2959, 2022.
- V. Mishra, S. Beatty, B. Buckham, P. Oshkai, and C. Crawford. Application of an arbitrary mesh interface for cfd simulation of an oscillating wave energy converter. In *Proc. 11th Eur. Wave Tidal Energy Conf*, pages 07B141–07B1410, 2015.
- P. L. Montgomery. A block lanczos algorithm for finding dependencies over gf (2). In *International Conference on the Theory and Applications of Cryptographic Techniques*, pages 106–120. Springer, 1995.
- Mordor. Brazil wind energy market size share analysis - growth trends forecasts (2025 - 2030), 2024. URL <https://www.mordorintelligence.com/industry-reports/brazil-wind-energy-market>.
- P. D. Moroney and A. S. Verma. Durability and damage tolerance analysis approaches for wind turbine blade trailing edge life prediction: A technical review. *Energies*, 16(24): 7934, 2023.

- P. Mosquera Michaelsen. *A Fluid-Structure-Interaction Simulation tool for application in rotating machinery*. PhD thesis, Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Diss., 2015, 2015.
- F. Moukalled, L. Mangani, and M. Darwish. The finite volume method. In *The finite volume method in computational fluid dynamics*, pages 103–135. 2016.
- NREL. News release: Nrel advances method for recyclable wind turbine blades, 2024. URL <https://www.nrel.gov/news/detail/press/2024/nrel-advances-method-for-recyclable-wind-turbine-blades>.
- R. OpenFOAM. The open source cfd toolbox. *The OpenFOAM Foundation homepage: <http://openfoam.com>*, 2011.
- J. Pacheco, F. Pimenta, S. Guimarães, G. Castro, Á. Cunha, J. C. Matos, and F. Magalhães. Experimental evaluation of fatigue in wind turbine blades with wake effects. *Engineering Structures*, 300:117140, 2024.
- S. V. Patankar. Numerical heat transfer and fluid flow, hemisphere publ. Corp., New York, 58, 1980.
- M. Peeters, G. Santo, J. Degroote, and W. Van Paepegem. Comparison of shell and solid finite element models for the static certification tests of a 43 m wind turbine blade. *Energies*, 11(6):1346, 2018a.
- M. Peeters, G. Santo, J. Degroote, and W. Van Paepegem. High-fidelity finite element models of composite wind turbine blades with shell and solid elements. *Composite Structures*, 200:521–531, 2018b.
- M. d. O. Pinto et al. Fundamentos de energia eólica. *Rio de Janeiro: LTC*, 2013.
- S. Piperno, C. Farhat, and B. Larrouturou. Partitioned procedures for the transient solution of coupled aroelastic problems part i: Model problem, theory and two-dimensional application. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 124(1-2):79–112, 1995.
- S. B. Pope. Turbulent flows, 2001.
- M. Potsdam, H. Yeo, and W. Johnson. Rotor airloads prediction using loose aerodynamic/structural coupling. *Journal of Aircraft*, 43(3):732–742, 2006.
- P. Pourazarm, Y. Modarres-Sadeghi, and M. Lackner. A parametric study of coupled-mode flutter for mw-size wind turbine blades. *Wind Energy*, 19(3):497–514, 2016.

- B. Resor, J. Paquette, D. Laird, and D. Griffith. An evaluation of wind turbine blade cross section analysis techniques. In *51st AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference 18th AIAA/ASME/AHS Adaptive Structures Conference 12th*, page 2575, 2010.
- B. R. Resor. Definition of a 5mw/61.5 m wind turbine blade reference model. Technical report, Sandia National Lab.(SNL-NM), Albuquerque, NM (United States), 2013.
- A. L. T. Rezende. Análise numérica da bolha de separação do escoamento turbulento sobre placa plana fina inclinada. *PUC, Rio de Janeiro*, 2009.
- C. M. Rhie and W.-L. Chow. Numerical study of the turbulent flow past an airfoil with trailing edge separation. *AIAA journal*, 21(11):1525–1532, 1983.
- Ribeiro. Ribeiro, 2014. g1 rio grande do sul. site g1/globo. <https://g1.globo.com/rs/rio-grande-do-sul/noticia/2014/12/ventania-derruba-torre-de-energia-eolica-em-santana-do-livramento-rs.html>, 2014. URL <https://g1.globo.com/rs/rio-grande-do-sul/noticia/2014/12/ventania-derruba-torre-de-energia-eolica-em-santana-do-livramento-rs.html>.
- A. Ribes and C. Caremoli. Salome platform component model for numerical simulation. In *31st annual international computer software and applications conference (COMPSAC 2007)*, volume 2, pages 553–564. IEEE, 2007.
- J. Rinker, E. Gaertner, F. Zahle, W. Skrzypinski, N. Abbas, H. Bredmose, G. Barter, and K. Dykes. Comparison of loads from hawc2 and openfast for the iea wind 15 mw reference wind turbine. In *Journal of Physics: Conference Series*, volume 1618, page 052052. IOP Publishing, 2020.
- D. W. Roberts et al. The aerodynamic analysis and aeroelastic tailoring of a forward-swept wing. 2006.
- E. Robertson, V. Choudhury, S. Bhushan, and D. Walters. Validation of openfoam numerical methods and turbulence models for incompressible bluff body flows. *Computers & Fluids*, 123:122–145, 2015.
- P. C. Rocha, H. B. Rocha, F. M. Carneiro, M. V. da Silva, and A. V. Bueno. $k-\omega$ sst (shear stress transport) turbulence model calibration: A case study on a small scale horizontal axis wind turbine. *Energy*, 65:412–418, 2014.
- J. Ross. World first — 50m all-timber blade to be tested in wind turbine, 2025. URL <https://woodcentral.com.au/world-first-50m-all-timber-blade-to-be-tested-in-wind-turbine/>.

- A. Rusch. *Extending SU 2 to fluid-structure interaction via preCICE*. PhD thesis, Bachelor's Thesis. 2016. url: https://www5.in.tum.de/pub/Rusch2016_BA.pdf, 2016.
- P. Ryzhakov, R. Rossi, S. Idelsohn, and E. Onate. A monolithic lagrangian approach for fluid–structure interaction problems. *Computational mechanics*, 46:883–899, 2010.
- D. Salimi-Majd, V. Azimzadeh, and B. Mohammadi. Loading analysis of composite wind turbine blade for fatigue life prediction of adhesively bonded root joint. *Applied Composite Materials*, 22(3):269–287, 2015.
- M. Schäfer and Schäfer. *Computational engineering: introduction to numerical methods*, volume 321. Springer, 2006.
- G. Servera, P. Beaumier, and M. Costes. A weak coupling method between the dynamics code host and the 3d unsteady euler code waves. *Aerospace Science and technology*, 5(6):397–408, 2001.
- P. Shakya, M. R. Sunny, and D. K. Maiti. A parametric study of flutter behavior of a composite wind turbine blade with bend-twist coupling. *Composite Structures*, 207:764–775, 2019.
- G. B. Silva. Desenvolvimento de uma turbina eólica de eixo vertical. *Instituto Superior Técnico–Universidade Técnica de Lisboa*, 2011.
- L. Silva da Purificação. Estudo de turbinas eólicas verticais com exemplo de dimensionamento de uma turbina eólica darrieus para aplicação em edifícios. *Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória*, 2012.
- F. Spini and P. Bettini. End-of-life wind turbine blades: Review on recycling strategies. *Composites Part B: Engineering*, 275:111290, 2024.
- E. Stanoev and S. Kusuma Chandrashekhara. Determination of natural frequencies and mode shapes of a wind turbine rotor blade using timoshenko beam elements. *Wind Energy Science*, 4(1):57–69, 2019.
- J. M. Tamayo-Avenidaño, I. D. Patiño-Arcila, C. Nieto-Londoño, and J. Sierra-Pérez. Fluid–structure interaction analysis of a wind turbine blade with passive control by bend–twist coupling. *Energies*, 16(18):6619, 2023.
- M. K. Thompson and J. M. Thompson. *ANSYS mechanical APDL for finite element analysis*. Butterworth-Heinemann, 2017.
- G. A. Thuwis, R. De Breuker, M. M. Abdalla, and Z. Gürdal. Aeroelastic tailoring using lamination parameters. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 41(4):637–646, 2010.

- W. Tong. *Wind power generation and wind turbine design*. WIT press, 2010.
- C. Tung, F. X. Caradonna, and W. R. Johnson. The prediction of transonic flows on an advancing rotor. *Journal of the American Helicopter Society*, 31(3):4–9, 1986.
- B. Uekermann, H.-J. Bungartz, B. Gatzhammer, and M. Mehl. A parallel, black-box coupling algorithm for fluid-structure interaction. In *COUPLED V: proceedings of the V International Conference on Computational Methods for Coupled Problems in Science and Engineering*., pages 241–252. CIMNE, 2013.
- E. H. van Brummelen. Added mass effects of compressible and incompressible flows in fluid-structure interaction. 2009.
- R. van Loon, P. D. Anderson, F. N. van de Vosse, and S. J. Sherwin. Comparison of various fluid–structure interaction methods for deformable bodies. *Computers & structures*, 85(11-14):833–843, 2007.
- D. N. Veritas. Design and manufacture of wind turbine blades. *Offshore and Onshore Wind Turbines*, 1, 2010.
- H. K. Versteeg and W. Malalasekera. *An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method*. Pearson education, 2007.
- D. Wall. *Optimum propeller design for electric UAVs*. PhD thesis, 2012.
- Q. Wang, H. Zhou, and D. Wan. Numerical simulation of wind turbine blade-tower interaction. *Journal of Marine Science and Application*, 11(3):321–327, 2012.
- H. Weller, C. Greenshields, M. Janssens, A. Heather, S. Ferraris, and G. Macpherson. Openfoam: The open source cfd toolbox. *Project website <http://www.opencfd.co.uk/openfoam>*, April, 2004.
- D. C. Wilcox et al. *Turbulence modeling for CFD*, volume 2. DCW industries La Canada, CA, 1998.
- D. Wilhelm. Rotating flow simulations with openfoam. *International Journal of Aeronautical Science & Aerospace Research*, 1(001), 2015.
- R. Wilson. Wind-turbine aerodynamics. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 5(3-4):357–372, 1980.
- S. I. Yannopoulos, G. Lyberatos, N. Theodossiou, W. Li, M. Valipour, A. Tamburrino, and A. N. Angelakis. Evolution of water lifting devices (pumps) over the centuries worldwide. *Water*, 7(9):5031–5060, 2015.

- F. You, S. Shaik, M. Rokouzzaman, K. S. Rahman, and W.-S. Tan. Fire risk assessments and fire protection measures for wind turbines: A review. *Heliyon*, 9(9), 2023.
- L. Yuan, Z. Liu, L. Li, and M. Lin. Analysis of the influence of the blade deformation on wind turbine output power in the framework of a bidirectional fluid-structure interaction model. *Fluid Dynamics and Materials Processing*, 19(5):1129–1141, 2022.
- A. A. Zaki. *Using tightly-coupled CFD/CSD simulation for rotorcraft stability analysis*. 2012.
- A. Zanella. Towards a high-fidelity open-source simulation framework for coupled fluid-structure interaction. 2020.
- C. Zhang and H.-P. Chen. Monitoring based fatigue damage prognosis of wind turbine composite blades under uncertain wind loads. *arXiv preprint arXiv:2404.10021*, 2024.
- O. C. Zienkiewicz and R. L. Taylor. *The finite element method for solid and structural mechanics*. Elsevier, 2005.
- O. Zikanov. Essential computational fluid dynamics. joh wiley & sons, 2010.