

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

DIOGO CÉSAR FIGUEIRÔA BARROS

**ANÁLISE DINÂMICA DE AEROGERADORES OFFSHORE COM FUNDAÇÃO
TIPO MONOPILAR**

Recife
2020

DIOGO CÉSAR FIGUEIRÔA BARROS

**ANÁLISE DINÂMICA DE AEROGERADORES OFFSHORE COM FUNDAÇÃO
TIPO MONOPILAR**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Marcelo Vieira Ribeiro.

Recife
2020

Catálogo na fonte
Bibliotecária Margareth Malta, CRB-4 / 1198

B277a Barros, Diogo César Figueirôa.
Análise dinâmica de aerogeradores *offshore* com fundação tipo monopilar / Diogo César Figueirôa Barros. - 2020.
86 folhas, il., gráfs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Marcelo Vieira Ribeiro.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2020.
Inclui Referências e Apêndice.

1. Engenharia Civil. 2. Turbinas eólicas. 3. Dinâmica estrutural. 4. Solo-estrutura. 5. Fluido-estrutura. I. Ribeiro, Paulo Marcelo Vieira (Orientador). II. Título

UFPE

624 CDD (22. ed.)

BCTG/2020-285

DIOGO CÉSAR FIGUEIRÔA BARROS

**ANÁLISE DINÂMICA DE AEROGERADORES OFFSHORE COM FUNDAÇÃO
TIPO MONOPILAR**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Aprovada em: 20 de fevereiro de 2020.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Paulo Marcelo Vieira Ribeiro (Orientador)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Renato de Siqueira Motta (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Marcus Vinicius Girão de Moraes (Examinador Externo)
Universidade de Brasília

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus pela oportunidade de cursar o mestrado nesta instituição e por guiar-me em todos os passos da minha vida.

Aos meus pais, Ivo e Verônica, ao meu irmão Ítalo e a toda minha família, por estarem sempre ao meu lado e disponíveis nas horas difíceis.

Ao meu orientador, professor Paulo Marcelo, pelo empenho com seus alunos, estando sempre presente e nos motivando.

Aos meus amigos de infância, da graduação, da Igreja e do mestrado com os quais pude compartilhar as experiências e buscar conselho e apoio.

Por todos do grupo de pesquisa MAMNE (Matemática Aplicada e Métodos Numéricos em Engenharia) que colaboraram para o aperfeiçoamento deste trabalho.

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo auxílio financeiro para a realização desta pesquisa - Código de Financiamento 001.

RESUMO

É notório o contínuo aumento da produção de energia eólica nos últimos anos. O potencial eólico da Zona Econômica Exclusiva Brasileira (ZEE) é significativo, com plataforma continental de baixa profundidade e velocidade do vento extremamente favorável na região Nordeste. A exploração de energia eólica *offshore* aparece, então, como uma alternativa para a expansão das fontes nacionais de energia primária. O tipo monopilar representa aproximadamente 80% das soluções globais de fundação de turbinas *offshore*. Em geral, o estudo das estruturas de suporte das turbinas é desafiante para a engenharia estrutural, uma vez que são estruturas extremamente esbeltas submetidas a esforços de natureza dinâmica, como o vento, ondas, abalos sísmicos e as próprias excitações do sistema. Este trabalho tem como objetivo propor e desenvolver dois modelos numéricos que realizem a análise modal e obtenham a resposta transiente de torres eólicas sobre monopilar, quando submetidas à ação do vento no rotor. Ambos os modelos utilizam o Método dos Elementos Finitos (MEF), sendo um unidimensional e o outro tridimensional. Além disso, é verificada a influência de um conjunto de aspectos dinâmicos na análise: a interação solo-estrutura (ISE) por modelos simplificados, o efeito da carga axial e a interação fluido-estrutura (IFE) pelo modelo simplificado da Massa Hidrodinâmica Adicional e por elementos de fluido acústico. Observa-se que o fator de maior impacto nas frequências naturais do sistema é a ISE, seguida da IFE. Demonstra-se que através do modelo 1D é possível estimar satisfatoriamente as frequências naturais e modos de vibração da fase II da turbina de referência NREL 5MW considerando os resultados da literatura.

Palavras-chave: Turbinas eólicas. Dinâmica estrutural. Solo-estrutura. Fluido-estrutura.

ABSTRACT

There has been a steady increase in wind energy production in recent years. The wind potential of the Brazilian Exclusive Economic Zone (ZEE) is significant, with a continental shelf of shallow depth and extremely favorable wind speed in the Northeast region. Offshore wind power exploration appears as an alternative for the expansion of the national primary energy sources. The monopile type represents approximately 80% of the global foundation solutions for Offshore Wind Turbines. In general, the study of turbine support structures is challenging for structural engineering, since they are extremely slender subjected to loads of dynamic nature, such as wind, waves, seismic action and the own system vibrations. This work aims to propose and develop two numerical models able to carry out a modal analysis and to obtain a transient response of towers over monopiles, when subjected to the wind action on the rotor. Both models use the Finite Element Method (FEM), one being one-dimensional and the other three-dimensional. In addition, the influence of a set of dynamic aspects is verified in the analysis: the soil-structure interaction (ISE) by simplified models, the axial load effect and the fluid-structure interaction (IFE) by the simplified model of Added Hydrodynamic Mass and by elements of acoustic fluid. It was noticed that the factor with greatest impact on the system's natural frequencies is ISE, followed by IFE. Also, it is shown that using the 1D model one may obtain good estimations of the system's natural frequencies and vibration modes of the Phase II of the NREL 5MW reference turbine, considering the results of the literature.

Keywords: Wind turbines. Structural dynamics. Soil-structure. Fluid-structure.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Componentes principais de um aerogerador com fundação do tipo monopilar e eixo horizontal	16
Figura 2 – Frequências de excitação de um aerogerador	18
Figura 3 – Discretização de uma estrutura tipo viga qualquer	22
Figura 4 – Definição de coeficientes de influência não-lineares: amortecimento viscoso c_{ij} e rigidez k_{ij}	25
Figura 5 – Modelo numérico unidimensional do aerogerador	27
Figura 6 – Elemento de barra do modelo 1D	28
Figura 7 – Torre engastada sob compressão axial	29
Figura 8 – Massa adicional normalizada em função da altura relativa da torre submersa	32
Figura 9 – Acréscimo da massa específica nos elementos submersos	33
Figura 10 – Exemplo numérico de um problema com Massa Hidrodinâmica Adicional	34
Figura 11 – Modelos simplificados de interação solo-estrutura	35
Figura 12 – Modelo numérico tridimensional do aerogerador	38
Figura 13 – Elemento SHELL181 do ANSYS	39
Figura 14 – Elemento FLUID220 do ANSYS.	40
Figura 15 – Caracterização da malha do fluido acústico	41
Figura 16 – Tamanho dos elementos adjacentes de casca e fluido acústico	41
Figura 17 – Exemplo de subdivisão geométrica de uma aresta da malha	42
Figura 18 – Exemplo numérico do estudo paramétrico.	42
Figura 19 – Frequência fundamental obtida para o monopilar em função do número de segmentos, para $f_g = 1$	43
Figura 20 – Frequência fundamental obtida para o monopilar em função do fator geométrico	43
Figura 21 – Perfil da velocidade do vento para a) uma altura z e b) um instante t	45
Figura 22 – Curva genérica empuxo vs velocidade do vento	47
Figura 23 – a) Eixos de referência com inércias rotacionais e b) Perfil do solo da Fase II da NREL5MW	49
Figura 24 – Frequências fundamentais inseridas no intervalo de frequência de projeto	52
Figura 25 – Modos de vibração em x	53
Figura 26 – Modos de vibração em y	53
Figura 26 – Frequências obtidas em função da extensão da cavidade acústica.	55
Figura 27 – Frequências fundamentais inseridas no intervalo de frequência de projeto	57
Figura 28 – Modos de vibração em x	58
Figura 29 – Modos de vibração em y	59

Figura 30 – Simulação temporal da velocidade do vento na altura do rotor	60
Figura 31 – Curva empuxo <i>vs</i> velocidade do vento para a turbina de referência NREL 5MW	61
Figura 32 – Simulação temporal da força de empuxo induzida pelo vento	61
Figura 33 – Frequências de atuação da carga no <i>hub</i>	62
Figura 34 – Resposta transiente do aerogerador na direção x	63
Figura 35 – Frequências de atuação da carga no <i>hub</i>	63
Figura 36 – Esforços a) na base da torre e b) no nível do solo.	64
Figura 36 – Interface do ANSYS para a análise transiente	66
Figura 37 – Deslocamento no topo da turbina para o modelo F (3D) a) isolado e b) junto com o deslocamento do modelo 1D	66
Figura 38 – Frequências de atuação da carga no <i>hub</i>	67
Figura 39 – a) Tensões de cisalhamento e b) normais máximas ocorridas na estrutura . .	67

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Potência eólica acumulada por país	15
Tabela 2 – Frequências naturais em rad/s	34
Tabela 3 – Erros das três primeiras frequências encontradas com relação à solução exata	35
Tabela 4 – Dados da NREL 5MW	48
Tabela 5 – Comparação das primeiras frequências naturais do modelo simplificado . .	50
Tabela 6 – Efeitos considerados para análise dinâmica	51
Tabela 7 – Frequências naturais da estrutura.	51
Tabela 8 – Dados da discretização da malha	56
Tabela 9 – Frequências naturais da estrutura para o modelo 3D	56
Tabela 10 – Esforços característicos e tensões máximas	65
Tabela 11 – Diferença relativa (%) nas frequências obtidas pelos modelos F e FH	70

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABEEólica	Associação Brasileira de Energia Eólica
ISE	Interação solo-estrutura
IFE	Interação solo-estrutura
MEF	Método dos elementos finitos
VAWT	<i>Vertical Axis Wind Turbine</i>
HAWT	<i>Horizontal Axis Wind Turbine</i>
1P	Frequência de rotação do rotor
3P	Frequência de passagem da pá
MAMC	Método da Aceleração Média Constante
MRP	Método dos Resíduos Ponderados
MHA	Método da Massa Hidrodinâmica Adicional
BEM	<i>Blade Element Momentum Theory</i>
NREL	<i>National Renewable Energy Laboratory</i>
NMM	Nível Médio do Mar
NS	Nível do Solo
R	Modelo numérico com base engastada
F	Modelo numérico com base flexível
FH	Modelo numérico com base flexível e IFE
FG	Modelo numérico com base flexível e efeito de carga axial
FHG	Modelo numérico com base flexível, IFE e efeito de carga axial

LISTA DE SÍMBOLOS

$p_i(t)$	Carga externa que atua no ponto i no instante t
f_{Ii}	Força de inércia que atua no ponto i
f_{Di}	Força de amortecimento que atua no ponto i
f_{Si}	Força de elástica que atua no ponto i
$v_i(t)$	Deslocamento transversal do ponto i no instante t
E	Módulo de elasticidade longitudinal
I	Momento de inércia da seção transversal da torre
m	Massa por unidade comprimento
ω	Frequência natural do sistema para o movimento de flexão
m_{CRN}	Massa do conjunto rotor-nacelle
I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}	Inércias rotacionais e translacionais da <i>nacelle</i>
ρ	Densidade da torre
ρ_a	Densidade da água
A	Área da seção transversal da torre
N	Esforço normal ao longo da estrutura
h	Passo de tempo
\tilde{k}	Matriz de rigidez efetiva
$\Delta\tilde{p}$	Vetor de carga incremental efetiva
\dot{v}	Velocidade nodal
\ddot{v}	Aceleração nodal
$H(x)$	Função de interpolação ou de forma do elemento
L	Comprimento do elemento de viga
C	Matriz de amortecimento
K	Matriz de rigidez

\mathbf{K}_G	Matriz de rigidez geométrica
\mathbf{M}	Matriz de massa
u_i	Deslocamento axial do nó i
v_i	Deslocamento transversal do nó i
θ_i	Rotação do nó i
ξ_n	Razão de amortecimento no n-ésimo período
ω_n	N-ésima frequência natural do sistema
a_0, a_1	Fatores de proporcionalidade de Rayleigh
m_a^i, m_a^o	Massa hidrodinâmica adicional interna e externa
λ	Comprimento de onda
ϕ	Diâmetro externo do monopilar
e	Espessura do monopilar
l_s	Comprimento do elemento de casca
l_f	Comprimento do elemento de fluido acústico
μ	Coefficiente de atrito viscoso
c	Velocidade de propagação do som no meio fluido
f_G	Fator geométrico
A_u	Coefficiente de espectro do vento

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	CARACTERÍSTICAS BÁSICAS DO AEROGERADOR	16
1.2	O COMPORTAMENTO DINÂMICO DOS AEROGERADORES <i>OFFSHORE</i>	17
1.3	OBJETIVOS DA PESQUISA	19
1.4	BACKGROUND	20
1.5	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	20
1.6	LIMITAÇÕES DA PESQUISA	21
2	DINÂMICA DAS ESTRUTURAS: SISTEMAS COM MÚLTIPLOS GRAUS DE LIBERDADE	22
2.1	EQUAÇÕES DE MOVIMENTO	22
2.2	MATRIZ DE AMORTECIMENTO PROPORCIONAL: MÉTODO DE RAY-LEIGH	24
2.3	RESPOSTA DINÂMICA PELO MÉTODO DA ACELERAÇÃO MÉDIA CONSTANTE	24
3	MODELO NUMÉRICO UNIDIMENSIONAL	27
3.1	MATRIZ DE RIGIDEZ DO ELEMENTO	27
3.2	EFEITOS DE NÃO-LINEARIDADE GEOMÉTRICA PRODUZIDOS PELA CARGA AXIAL	29
3.3	MATRIZ DE MASSA CONSISTENTE	30
3.4	MODELO NUMÉRICO DE IFE COM MASSA HIDRODINÂMICA ADICIONAL	30
3.4.1	Implementação computacional	33
3.4.2	Exemplo numérico 1	33
3.5	INTERAÇÃO SOLO-ESTRUTURA (ISE) POR MODELOS SIMPLIFICADOS	35
3.5.1	Comprimento Artificial Modificado	36
3.5.2	Molas Acopladas	36
3.5.3	Molas Distribuídas	37
4	MODELO NUMÉRICO TRIDIMENSIONAL	38
4.1	ELEMENTO DE CASCA	38
4.2	MODELO NUMÉRICO DE IFE COM FLUIDO ACÚSTICO	39
4.3	DISCRETIZAÇÃO DA MALHA	40
4.3.1	Extensão da cavidade acústica	44
4.4	ISE COM COMPRIMENTO ARTIFICIAL MODIFICADO	44
5	CARREGAMENTO AERODINÂMICO	45

6	ESTUDO DE CASO: APLICAÇÃO À TURBINA DE REFERÊNCIA NREL 5MW	48
6.1	PARÂMETROS DO SOLO ENCONTRADOS	49
6.2	ANÁLISE MODAL PARA O MODELO 1D	50
6.2.1	Validação do Modelo Numérico	50
6.2.2	Modelos de Aplicação	50
6.2.3	Frequências naturais	51
6.3	ANÁLISE MODAL PARA O MODELO 3D	54
6.3.1	Extensão da cavidade acústica	54
6.3.2	Discretização da malha	56
6.3.3	Frequências naturais	56
6.4	FORÇAS AERODINÂMICAS NO ROTOR	60
6.5	RESPOSTA TRANSIENTE PARA O MODELO 1D	62
6.6	RESPOSTA TRANSIENTE PARA O MODELO 3D	65
7	CONCLUSÕES	69
7.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	71
	REFERÊNCIAS	73
	APÊNDICE A – CÓDIGO EM MATLAB	76

1 INTRODUÇÃO

É crescente a demanda por energia na civilização moderna, devido ao aumento da população mundial, das indústrias e do acesso à tecnologia. Esse crescimento, no entanto, tem sido acompanhado pela contínua emissão de gases que provocam o efeito estufa e pela preocupação com a finitude dos recursos naturais consumidos na geração de parte dessa energia. Assim, torna-se necessário a busca por fontes de energia renováveis e limpas para suprir as demandas de energia e mitigar os efeitos danosos ao planeta.

Entre as energias renováveis mais utilizadas, está a energia eólica, a qual é transformada em energia elétrica através de aerogeradores. Em 2017, a potência eólica instalada global alcançou 539 GW, sendo liderada pela China com 188,4 GW de potência instalada (National Renewable Energy Laboratory (NREL), 2019). A Tabela 1 mostra os 10 principais países produtores de energia eólica em 2017.

Tabela 1 – Potência eólica acumulada por país

País	Potência eólica (GW)
China	188,4
EUA	89,0
Alemanha	56,1
Índia	32,8
Espanha	23,2
Reino Unido	18,9
França	13,8
Brasil	12,8
Canadá	12,2
Itália	9,5

Fonte: NREL (2019).

No Brasil, a geração de energia eólica apresentou avanços importantes na última década. Atualmente, a capacidade eólica instalada é de 15 GW, o que representa cerca de 9% da matriz energética do país (Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), 2019). Em termos de regiões geográficas, o nordeste lidera a geração deste tipo de energia com um total de 523 parques eólicos dos 619 presentes no país (Associação Brasileira de Energia Eólica (ABEEólica), 2019).

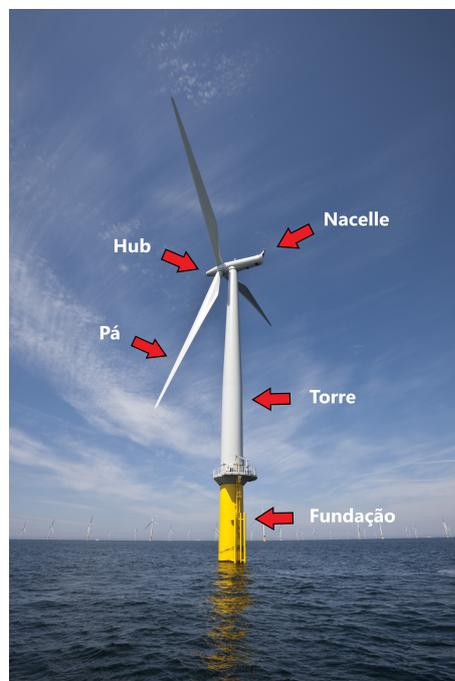
A análise dinâmica é um aspecto fundamental para o cálculo destas estruturas especiais, uma vez que elas são esbeltas e estão submetidas a esforços que variam sua intensidade e direção ao longo do tempo. Dentre estes está a ação do vento no rotor, as vibrações provocadas pelo movimento das pás e do gerador elétrico, a ação de sismos e os efeitos de maré e correntes para o caso de estruturas *offshore*.

1.1 CARACTERÍSTICAS BÁSICAS DO AEROGERADOR

Um aerogerador (ou turbina eólica) é um gerador elétrico conectado ao eixo de um rotor (ou cata-vento) e é responsável por converter energia eólica em energia elétrica. Existem dois tipos básicos de aerogeradores: os aerogeradores de eixo vertical (VAWT's) e os aerogeradores de eixo horizontal (HAWT's), sendo estes os mais comumente utilizados e, portanto, os estudados nesta pesquisa.

Para a engenharia estrutural, as partes mais importantes de um aerogerador de eixo horizontal (HAWT) são (Figura 1):

Figura 1 – Componentes principais de um aerogerador com fundação do tipo monopilar e eixo horizontal



Fonte: 3BL Media (2016)(adaptado).

- a) Pás: parte fundamental da turbina, responsável por girar em torno do eixo do rotor conforme a velocidade do vento, proporcionando uma rotação mecânica a qual será convertida em potência elétrica. Em geral, são feitas de compósitos, como fibras de vidro ou carbono, a fim de se obter uma adequada rigidez, altas resistências, em especial à fadiga, e baixo peso próprio. Na maioria das HAWT's, o rotor é formado por 3 pás;
- b) *Hub* (ou cubo): é a peça de encontro das pás, localizada no eixo de rotação da turbina. Em projetos simples, as pás são diretamente aparafusadas no *hub*, e, assim, impedidas de girar, o que pode provocar a parada repentina do motor para certas velocidades de vento. Já em projetos mais sofisticados, as pás são conectadas a um rolamento que permite o ajuste do seu ângulo de ataque com o vento, a fim de se controlar a velocidade de rotação;

- c) Nacelle: é a estrutura que abriga todos os componentes elétricos da turbina, a saber o gerador elétrico, o sistema de transmissão e o conjunto de freios;
- d) Torre: estrutura de sustentação da turbina eólica. Na maioria das turbinas atualmente instaladas, as torres são cônicas, tubulares e feitas de aço. Além disso, são afuniladas, isto é, possuem uma redução gradual da espessura à medida que se aproxima do topo. Para as turbinas em terra, as torres são normalmente transportadas em segmentos para posterior montagem no local de construção (World Steel Association, 2012). O avanço tecnológico tem permitido o projeto de turbinas com maiores capacidades de geração de energia, o que tende ao posicionamento dos rotores em alturas cada vez maiores em busca de melhores condições de vento. Torres altas exigem por sua vez seções de maiores diâmetros a fim de se resistir aos esforços, especialmente quanto à flambagem. Assim, um fator que passou a ser considerado na construção de torres altas são as restrições de transporte rodoviário, as quais limitam o diâmetro da base em torno de 4,2m. Para contornar esse problema as torres de aço de grande porte precisam ter peças segmentadas também na direção transversal e montadas no local. Surgem ainda alternativas como a construção de torres em treliças de aço, híbridas de concreto e aço ou em concreto protendido (ZYL; ZIJL, 2015);
- e) Fundação: é um componente vital da estrutura de suporte da turbina eólica, pela própria natureza de esbeltez e altura elevada. A força da interação do vento com o rotor no topo da torre cria uma forte tendência para tombamento da turbina eólica, fazendo com que grandes esforços de momento sejam aplicados a sua fundação (LOMBARDI; COX; BHATTACHARYA, 2011). Portanto, uma atenção considerável deve ser dada ao seu projeto a fim de se garantir a estabilidade da estrutura.

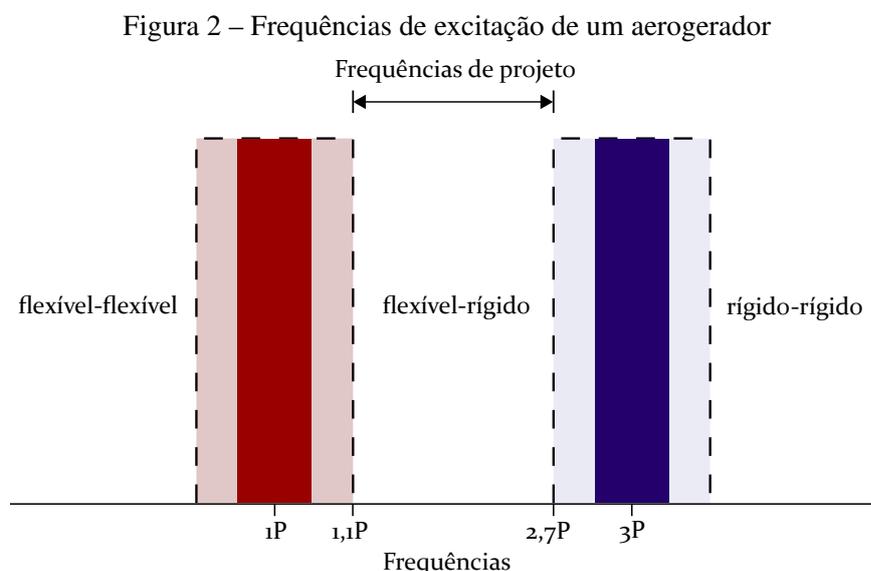
O tipo de fundação a ser utilizada depende do porte da estrutura, da localização (*onshore* ou *offshore*) e das condições de solo. As formas mais comuns são blocos de gravidade circulares, em estaca única (monopilar), tripés ou em treliças sobre estacas.

1.2 O COMPORTAMENTO DINÂMICO DOS AEROGERADORES *OFFSHORE*

Por se tratar de estruturas esbeltas e móveis que estão submetidas a esforços que variam em curto espaço de tempo, como a ação do vento no rotor, os efeitos de correntes e ondas e as vibrações dos componentes mecânicos, o comportamento dos aerogeradores é essencialmente dinâmico. A verificação dos esforços e o dimensionamento deste tipo de estrutura é algo desafiante para a engenharia estrutural, pois não há atualmente normas que auxiliem no projeto e dimensionamento das torres eólicas, fazendo com que algumas poucas empresas com o conhecimento para projetá-las tenham o monopólio da indústria.

Dentre os aspectos fundamentais de projeto está a determinação da frequência fundamental da estrutura a fim de se evitar a ressonância. A ressonância ocorre quando uma força dinâmica externa é aplicada a uma estrutura na mesma frequência que a frequência natural da estrutura. Isso faz com que a estrutura sofra grandes deslocamentos e pode causar a ruína imediata ou por fadiga ao longo do tempo. Segundo Zyl e Zijl (2015), os principais métodos para garantir que uma estrutura seja dinamicamente segura são: I) assegurar que a frequência fundamental da estrutura não coincida com nenhuma frequência de vibração externa que a estrutura possa sofrer em sua vida útil e II) servir-se de amortecedores para diminuir a amplificação dinâmica de uma força de vibração externa. A primeira opção é a mais utilizada pela indústria, no entanto pesquisas recentes, como as desenvolvidas por Sun (2018) e Alkmim, Morais e Fabro (2016), têm demonstrado bons resultados no controle de vibrações.

As mais importantes dessas frequências de excitação são a frequência de rotação do rotor, conhecida como frequência 1P, e a frequência de passagem das pás, conhecida como frequência 3P. A frequência 3P é o triplo da frequência 1P para o caso de turbinas com três pás conectadas ao *hub*. A 1P é causada pelo peso desequilibrado do rotor, cisalhamento do vento e pelo efeito de sombra da torre, que é a alteração do fluxo uniforme do vento devido à presença da torre (DNV; RISØ, 2002). As turbinas eólicas modernas são turbinas de velocidade variável, portanto, as frequências 1P e 3P não são frequências únicas, mas intervalos de frequência. A estrutura da torre pode ser projetada com uma frequência fundamental maior que o intervalo de frequência 3P, chamada assim de estrutura rígida-rígida; com frequência fundamental entre os intervalos de frequência 1P e 3P, denominada estrutura flexível-rígida; ou ainda com frequência fundamental abaixo da frequência 1P, conhecida como estrutura flexível-flexível. Este conceito é ilustrado na Figura 2. A estrutura flexível-rígida é a mais utilizada por ser mais econômica para torres de turbinas eólicas.



Fonte: ZYL; ZIJL (2015) (adaptado).

É difícil calcular a frequência fundamental exata de uma estrutura na fase de projeto, pois existem vários fatores que podem influenciá-la, a saber a interação dos meios - solo para o caso *onshore* ou solo e água para o caso *offshore* - com a estrutura, o efeito de cargas axiais, a geometria da turbina e da torre, etc. Devido a essa incerteza, a frequência da torre é mantida fora de $\pm 10\%$ dos intervalos de frequência 1P e 3P (DNV; RISØ, 2002). Logo, as frequências no intervalo 1.1P-2.7P são as frequências de trabalho.

1.3 OBJETIVOS DA PESQUISA

Frente ao potencial eólico brasileiro, às perspectivas de crescimento da indústria de turbinas eólicas no país e à escassez de modelos numéricos capazes de obter boas respostas modais e transientes para o projeto das estruturas de suporte de turbinas, este trabalho tem por objetivo fornecer bases para a análise dinâmica de aerogeradores *offshore* com fundação em monopilar através de modelos numéricos em elementos finitos. O método dos elementos finitos (MEF) foi escolhido por ser versátil do ponto de vista de suas aplicações, permitir a implementação computacional e existir uma variedade de *softwares* que utilizam esta ferramenta. Busca-se por incluir na análise alguns aspectos fundamentais cálculo como a influência das interações solo-estrutura (ISE), fluido-estrutura (IFE) e da carga axial na rigidez da torre. Além disso, com intuito de obter a resposta da torre ao longo de um determinado tempo, procura-se estimar a carga variável do vento no rotor através de teorias de espectro de vento.

É proposta a criação de dois modelos numéricos principais:

- a) Um com elementos de pórtico plano (barra) desenvolvido pelo autor utilizando o MATLAB como ferramenta de implementação computacional. As vantagens deste modelo são a maior simplicidade numérica e a possibilidade da inclusão de diversos aspectos de cálculo, como a tecnologia do elemento finito, matrizes de massa consistente, de rigidez geométrica e de amortecimento, a massa adicional hidrodinâmica para os elementos submersos e o Método da Aceleração Média Constante (MAMC) para o cálculo da resposta dinâmica.
- b) O segundo com elementos de casca para a torre e fluido acústico (água) utilizando o *software* ANSYS. Este modelo têm as vantagens de ser capaz de considerar aspectos mais realistas de cálculo, como a interação fluido-estrutura através de um problema vibroacústico, e de o usuário se servir das tecnologias de elemento já desenvolvidas e amplamente utilizadas no meio acadêmico e industrial.

Ambos os resultados são validados pela literatura existente e os modelos são aplicados a um estudo de caso que é a fase II da turbina de referência NREL 5MW. Assim, seria possível responder à questão do quanto alguns modelos simplificados são capazes de contribuir para a análise dinâmica destas estruturas.

1.4 BACKGROUND

Diversos autores têm abordado o comportamento dinâmico de aerogeradores. Merece destaque o panorama da energia eólica *onshore* e *offshore*, em nível nacional e global, desenvolvido por Pinto (2014). Em seu livro "Fundamentos de Energia Eólica" o autor aborda uma gama de assuntos relacionados à produção de energia eólica, como sua evolução histórica, os fatores que influenciam a atuação do vento nestas estruturas e o funcionamento geral de uma turbina.

Com relação à interação solo-estrutura, pode-se destacar as contribuições de Prowell, Elgamal e Lu (2010) com a utilização de um modelo 3D para o domínio do solo e Kjølraug e Kaynia (2015) que apresentaram um modelo com elementos sólidos e de casca para a simulação da resposta sísmica de turbinas em terra. Aasen et al. (2017) contribuiu com o estudo do efeito de fadiga e Gupta (2018) estudou da influência da não-linearidade do solo nos modos de vibração. Maiolino (2014) desenvolveu estratégias de dimensionamento e critérios de projeto para turbinas *offshore* como elementos 1D .

Em termos da interação fluido-estrutura, o trabalho de Wu e Hsu (2006) contribuiu através da introdução da massa adicional nos elementos submersos. Sousa Jr. (2006) e Burgos (2017) estudaram a interação para diversos tipos de estrutura através de elementos de fluido acústico e Wei e Yuan (2013) utilizaram volumes finitos para o estudo de fundações sobre estacas *offshore*.

1.5 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Este trabalho foi dividido em 5 partes principais, as quais serão descritas brevemente a seguir, para facilitar a compreensão do assunto.

No capítulo 2 são apresentados os conceitos da dinâmica das estruturas abordados na pesquisa, a saber a equação diferencial governante do problema, o conceito de matriz de amortecimento proporcional e o método da aceleração média constante utilizado para obtenção da resposta dinâmica.

Nos dois capítulos seguintes, os dois tipos de modelos numéricos utilizados foram detalhados. Como mencionado, ambos se baseiam no Método dos Elementos Finitos (MEF) e foram escolhidos de forma que se pudesse avaliar os diferentes modos de vibração e a resposta dinâmica da torre quando submetida a uma força transiente do vento para diferentes graus de complexidade do problema. O primeiro foi um modelo unidimensional com elementos de barra e 3 graus de liberdade por nó (2 translações e 1 rotação no plano) e o segundo foi um modelo tridimensional com elementos de casca para a estrutura da torre.

No capítulo 5, foram indicadas as formulações utilizadas para a composição do carregamento do vento ao longo do tempo. Elas se baseiam em teorias de espectro de vento e se utiliza da relação *empuxo-velocidade do vento* para a obtenção da carga na altura do rotor, tal como sugerido por Kjølraug (2013).

Em seguida, é apresentado um estudo de caso no qual as metodologias desenvolvidas são aplicadas a turbina de referência NREL 5MW Phase II. Os resultados de análise modal e resposta transiente foram obtidos para uma série de modelos de teste, os quais possuem um aumento gradativo de complexidade.

Por fim, as principais conclusões do trabalho são desenvolvidas com a inclusão de sugestões para pesquisas futuras.

1.6 LIMITAÇÕES DA PESQUISA

O problema de análise dinâmica de aerogeradores *offshore* pode atingir um alto grau de complexidade, dependendo do nível de precisão e dos fatores considerados na análise. Assim, devido ao tempo limitado da pesquisa, algumas simplificações e uma seleção de aspectos de análise precisaram ser tomados. As principais limitações do trabalho estão descritas a seguir:

- a) A turbina foi considerada fora de operação para a obtenção das frequências naturais e dos modos de vibração. Isto é, não foi avaliado o impacto da rotação e vibração das pás na análise modal.
- b) No modelo em MEF com a utilização de elementos de fluido acústico, não foram utilizados artifícios que simulassem a radiação ao infinito, como elementos de contorno infinito ou elementos de absorção. Além disso, os modelos de interação solo-estrutura abordados são modelos simplificados que não consideram a plasticidade do solo.
- c) Para a resposta transiente do modelo tridimensional, o efeito da água na região submersa do monopilar foi desprezado, pois o problema exigiria um alto custo computacional para a solução acoplada (*one-way* ou *two-way*) dos dois sistemas (sólido e fluido) em cada passo de tempo. Além disso, não se considerou a não-linearidade física do material.
- d) Apenas a carga do vento no rotor foi avaliada para a resposta transiente. No projeto dessas estruturas, a carga do vento é em geral o esforço predominante para o dimensionamento, porém outras ações podem ser consideradas como o vento ao longo da torre, a ação de ondas e correntes marítimas e a ação de sismos no terreno.
- e) Por fim, as conclusões deste trabalho estão restringidas à turbina específica da NREL, de 5MW de potência, com as dimensões e perfil de solo utilizados na fase II do projeto.

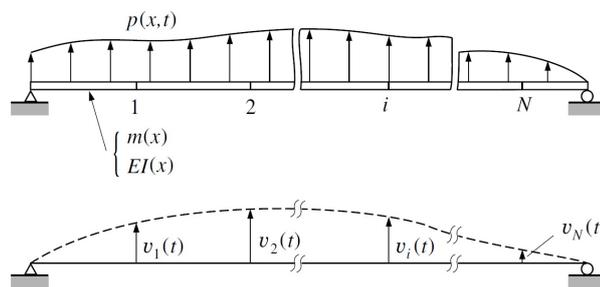
2 DINÂMICA DAS ESTRUTURAS: SISTEMAS COM MÚLTIPLOS GRAUS DE LIBERDADE

Como descrito por Clough e Penzien (2003), nos problemas reais de engenharia é comum que o modelo com apenas um grau de liberdade (sistema massa-mola) seja insuficiente para descrever com fidelidade a resposta dinâmica da estrutura. Em geral, os modos de vibração assim como suas amplitudes só podem ser representados adequadamente a partir de mais de um nó que se desloca, isto é, através de um sistema com múltiplos graus de liberdade.

2.1 EQUAÇÕES DE MOVIMENTO

Tomemos como exemplo a viga da figura abaixo (Figura 3). $v_1(t), v_2(t), \dots, v_i(t), \dots, v_N(t)$ são os deslocamentos da série de pontos que fazem parte da discretização da viga, $p(x, t)$ é o carregamento em função do tempo t e da posição x , $m(x)$ é a massa distribuída e $EI(x)$ a rigidez variável.

Figura 3 – Discretização de uma estrutura tipo viga qualquer



Fonte: CLOUGH; PENZIEN (2003).

A equação de movimento do sistema pode ser formulada expressando o equilíbrio das forças efetivas associadas a cada grau de liberdade. De maneira geral, em qualquer ponto i , quatro tipos de força estarão atuando: a carga externa $p_i(t)$, e as forças resultantes do movimento, isto é, inércia f_{Ii} , amortecimento f_{Di} e elástica f_{Si} :

$$\begin{cases} f_{I1} + f_{D1} + f_{S1} = p_1(t) \\ f_{I2} + f_{D2} + f_{S2} = p_2(t) \\ f_{I3} + f_{D3} + f_{S3} = p_3(t) \\ \vdots \\ f_{IN} + f_{DN} + f_{SN} = p_N(t) \end{cases}$$

Ou em forma matricial:

$$\{f_I\} + \{f_D\} + \{f_S\} = \{p(t)\} \quad (2.1.1)$$

Cada uma das forças resistentes pode ser expressa em termos de um conjunto apropriado de coeficientes de influência. No caso das forças elásticas f_s , por exemplo, esses coeficientes são os coeficientes de rigidez nodal, os quais multiplicados pelos respectivos deslocamentos fornecem o vetor de forças:

$$\begin{Bmatrix} f_{s1} \\ f_{s2} \\ \cdot \\ f_{si} \\ \cdot \\ f_{sN} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & \cdot & k_{1i} & \cdot & k_{1N} \\ k_{21} & k_{22} & \cdot & k_{2i} & \cdot & k_{2N} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ k_{i1} & k_{i2} & \cdot & k_{ii} & \cdot & k_{iN} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ k_{N1} & k_{N2} & \cdot & k_{Ni} & \cdot & k_{NN} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ \cdot \\ v_i \\ \cdot \\ v_N \end{Bmatrix}$$

Ou em forma matricial:

$$\{f_S\} = [k]\{v\} \quad (2.1.2)$$

sendo $[k]$ a matriz de rigidez da estrutura e $\{v\}$ o vetor de deslocamentos nodais.

De forma análoga, podemos escrever os vetores de forças de amortecimento e inerciais como:

$$\{f_D\} = [c]\{\dot{v}\} \quad (2.1.3)$$

$$\{f_I\} = [m]\{\ddot{v}\} \quad (2.1.4)$$

onde $[c]$ e $[m]$ são respectivamente as matrizes de amortecimento e de massa da estrutura e $\{\dot{v}\}$ e $\{\ddot{v}\}$, os vetores de velocidade e aceleração nodais.

Logo, a equação de equilíbrio completa será dada por:

$$[m]\{\ddot{v}\} + [c]\{\dot{v}\} + [k]\{v\} = \{p(t)\} \quad (2.1.5)$$

Além disso, o problema da análise de vibração, isto é as frequências e os modos de vibração, consiste em determinar a condição de equilíbrio expressa pela equação (2.1.6).

$$[m]\{\ddot{v}\} + [k]\{v\} = 0 \quad (2.1.6)$$

Considerando oscilações harmônicas no tempo, chega-se à expressão:

$$([k] - \omega^2[m])\{v\} = 0 \quad (2.1.7)$$

A equação (2.1.7) é chamada de problema de autovalor ou de valor característico. As quantidades ω^2 são os autovalores ou valores característicos que indicam as frequências de vibração livre ao quadrado, enquanto que os vetores de deslocamento correspondentes v expressam as formas do sistema vibratório, conhecidas como autovetores.

2.2 MATRIZ DE AMORTECIMENTO PROPORCIONAL: MÉTODO DE RAYLEIGH

Para obter a matriz de amortecimento Rayleigh assume que o amortecimento é proporcional a uma combinação das matrizes de massa e de rigidez da estrutura:

$$[c] = a_0[m] + a_1[k] \quad (2.2.1)$$

O que leva à seguinte relação entre razão de amortecimento e frequência fundamental:

$$\xi_n = \frac{a_0}{2\omega_n} + \frac{a_1\omega_n}{2} \quad (2.2.2)$$

Se as razões de amortecimento associadas a duas frequências fundamentais ω_m e ω_n específicas são conhecidas, os dois fatores de proporcionalidade de Rayleigh, a_0 e a_1 podem ser avaliados pela resolução simultânea do seguinte par de equações:

$$\begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \end{Bmatrix} = \frac{2\omega_m\omega_n}{\omega_n^2 - \omega_m^2} \begin{bmatrix} \omega_n & -\omega_m \\ -1/\omega_n & 1/\omega_m \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \xi_m \\ \xi_n \end{Bmatrix} \quad (2.2.3)$$

Se a mesma razão de amortecimento é assumida para ambas as frequências de controle, isto é $\xi_m = \xi_n = \xi$, então os fatores de proporcionalidade são dados por:

$$\begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \end{Bmatrix} = \frac{2\xi}{\omega_n + \omega_m} \begin{Bmatrix} \omega_m\omega_n \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (2.2.4)$$

2.3 RESPOSTA DINÂMICA PELO MÉTODO DA ACELERAÇÃO MÉDIA CONSTANTE

Para sistemas não-lineares, nos quais os coeficientes da estrutura não podem ser assumidos como constantes, a integração numérica passo-a-passo é o procedimento que melhor se aplica para a obtenção dos deslocamentos da estrutura ao longo do tempo (CLOUGH; PENZIEN, 2003). Assim, com o intuito de permitir um estudo futuro onde se considere efeitos como a plasticidade do material e esforços de segunda ordem da geometria deformada, optou-se por esta classe de métodos para o cálculo da resposta dinâmica.

A fim de se analisar a resposta dinâmica de forma iterativa, para cada passo de tempo (h), é necessário definir primeiramente a equação de movimento de forma incremental. Tomando a

diferença entre as relações vetoriais de equilíbrio para os tempos t_i e $t_{i+1} = t_i + h$, temos:

$$\Delta f_I + \Delta f_D + \Delta f_S = \Delta p \quad (2.3.1)$$

onde os incrementos de força podem ser escritos como:

$$\Delta f_I = [m]\Delta\ddot{v}$$

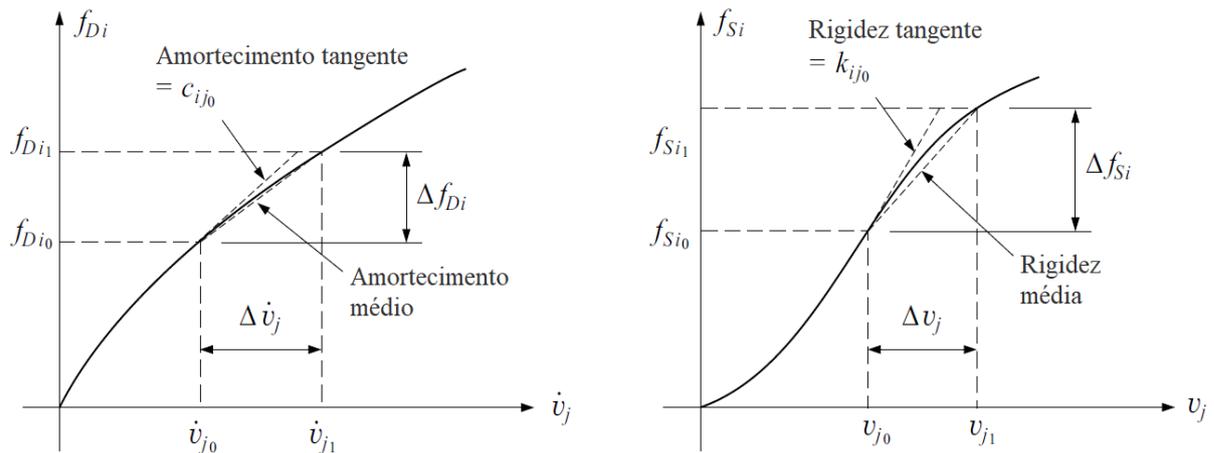
$$\Delta f_D = [c_i]\Delta\dot{v}$$

$$\Delta f_S = [k_i]\Delta v$$

$$\Delta p = p_{i+1} - p_i$$

$[c_i]$ e $[k_i]$ são as matrizes de amortecimento e rigidez incrementais e seus coeficientes são definidos para cada passo de tempo (Figura 4).

Figura 4 – Definição de coeficientes de influência não-lineares: amortecimento viscoso c_{ij} e rigidez k_{ij}



Fonte: CLOUGH; PENZIEN (2003).

Em geral, é mais conveniente utilizar a tangente no tempo t_i em vez da inclinação média para estimar o amortecimento ou a rigidez, a fim de evitar a necessidade de iteração extra a cada etapa da solução. Assim, os coeficientes são dados por:

$$c_i = \left(\frac{df_D}{d\dot{v}} \right)_i \quad k_i = \left(\frac{df_S}{dv} \right)_i$$

A solução da forma incremental da equação de movimento (equação 2.3.1) é feita pelo estabelecimento de uma relação simples entre deslocamento, velocidade e aceleração, a qual seja válida para o curto passo de tempo h . Dessa forma, apenas um vetor de incógnitas permanece nas equações de equilíbrio e elas podem ser resolvidas por qualquer procedimento de resolução de um sistema de equações.

O Método da Aceleração Média é o equivalente ao de Euler-Gauss para sistemas com um grau de liberdade e uma particularização do método de Newmark, o qual se baseia na suposição da aceleração constante. Como consequência, a velocidade e o deslocamento variam de forma linear e quadrática respectivamente. De acordo com Wilson (1998), este é o método mais robusto para ser usado na análise dinâmica iterativa de sistemas estruturais complexos onde haja um número significativo de altas frequências, por ser incondicionalmente estável.

Aplicando essas condições e integrando a formulação incremental, chega-se a:

$$[\tilde{k}]\{\Delta v\} = \{\Delta \tilde{p}\} \quad (2.3.2)$$

Que é chamado de sistema de equações incrementais de equilíbrio pseudoestático. A matriz de rigidez e o vetor de carga incremental efetivos, \tilde{k} e $\Delta \tilde{p}$, são dados por:

$$[\tilde{k}] = [k_i] + \frac{2}{h}[c_i] + \frac{4}{h^2}[m] \quad (2.3.3)$$

$$\{\Delta \tilde{p}\} = \{\Delta p\} + 2[c_i]\{\dot{v}_i\} + [m] \left(\frac{4}{h}\{\dot{v}_i\} + 2\{\ddot{v}_i\} \right) \quad (2.3.4)$$

Análise passo-a-passo:

[1] Avaliar \tilde{k} e $\Delta \tilde{p}$ através das equações 2.3.3 e 2.3.4.

[2] Resolver o sistema de equações incrementais de equilíbrio pseudoestático (equação 2.3.2) para Δv .

[3] Calcular o incremento de velocidade pela expressão $\Delta \dot{v} = \frac{2}{h}\Delta v - 2\Delta \dot{v}_i$.

[4] Calcular o vetor de aceleração inicial a partir da condição de equilíbrio no começo do passo:

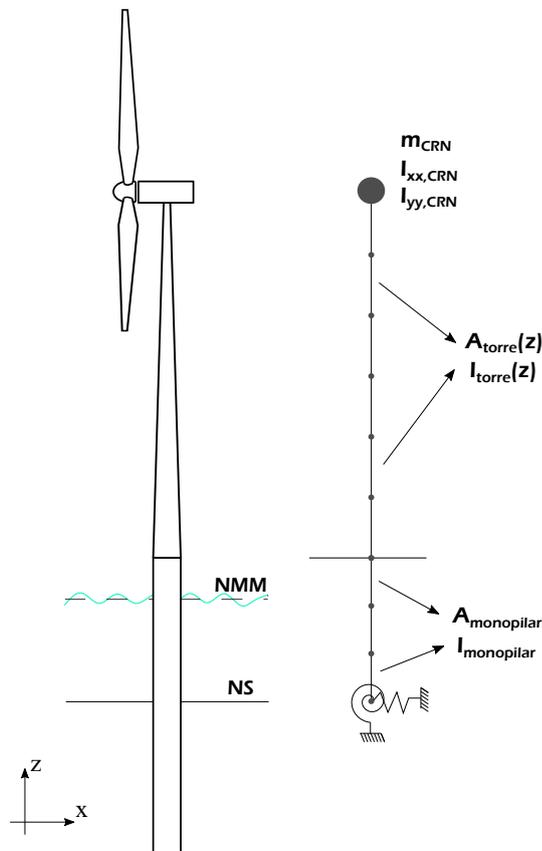
$$\{\ddot{v}_i\} = [m]^{-1} (\{p_i\} - \{f_{Di}\} - \{f_{Si}\})$$

[5] Retornar para [1]. Caso a análise seja não linear, é necessário calcular \tilde{k} para cada iteração.

3 MODELO NUMÉRICO UNIDIMENSIONAL

Para a implementação computacional do modelo 1D, foi desenvolvido um código em MATLAB. Como descrito na Figura 5, o efeito da turbina e seus componentes no comportamento dinâmico a torre é representado por uma massa e inércia rotacional no topo da estrutura, a interação solo-estrutura (ISE), pelo modelo simplificado de molas acopladas e a interação fluido-estrutura (IFE) é considerada através do Método da Massa Hidrodinâmica Adicional (MHA).

Figura 5 – Modelo numérico unidimensional do aerogerador



Fonte: O Autor (2020).

3.1 MATRIZ DE RIGIDEZ DO ELEMENTO

O elemento utilizado é o elemento de pórtico plano, com 2 nós e 3 graus de liberdade por nó (2 translações e uma rotação), como ilustrado na Figura 6.

Figura 6 – Elemento de barra do modelo 1D



Fonte: O Autor (2020).

O elemento é formado pela combinação do elemento de barra com o elemento de viga de Bernoulli, de forma que as equações diferenciais governantes do problema foram resolvidas pelo Método dos Resíduos Ponderados e suas matrizes de rigidez foram obtidas da seguintes forma:

	Elemento de Barra	Elemento de Viga
EDO Governante	$\frac{d}{dx} \left(EA \frac{du}{dx} \right) = 0$	$EI \frac{d^4v}{dx^4} + q(x) = 0$
Função de Aproximação	$\tilde{u}(x) = H_1(x)u_1 + H_2(x)u_2$	$\tilde{v}(x) = H_1(x)v_1 + H_2(x)\theta_1 + H_3(x)v_2 + H_4(x)\theta_2$
Matriz de Rigidez	$\frac{EA}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix}$	$\frac{EI}{L^3} \begin{bmatrix} 12 & 6L & -12 & 6L \\ 6L & 4L^2 & -6L & 2L^2 \\ -12 & -6L & 12 & -6L \\ 6L & 2L^2 & -6L & 4L^2 \end{bmatrix}$

Acoplando as duas matrizes de rigidez, obtém-se a matriz do elemento de pórtico plano:

$$K = \frac{EI}{L^3} \begin{bmatrix} \frac{AL^2}{I} & 0 & 0 & -\frac{AL^2}{I} & 0 & 0 \\ 0 & 12 & 6L & 0 & -12 & 6L \\ 0 & 6L & 4L^2 & 0 & -6L & 2L^2 \\ -\frac{AL^2}{I} & 0 & 0 & \frac{AL^2}{I} & 0 & 0 \\ 0 & -12 & -6L & 0 & 12 & -6L \\ 0 & 6L & 2L^2 & 0 & -6L & 4L^2 \end{bmatrix} \quad (3.1.1)$$

3.2 EFEITOS DE NÃO-LINEARIDADE GEOMÉTRICA PRODUZIDOS PELA CARGA AXIAL

As forças axiais que atuam na estrutura podem afetar significativamente a sua rigidez. A componente de força que age paralelamente ao eixo original dos membros dá origem a componentes de carga adicionais que atuam na direção dos deslocamentos nodais, isto é, que contribuem para a deflexão (CLOUGH; PENZIEN, 2003). Chamando essas forças adicionais de f_G e incluindo-as na expressão do equilíbrio dinâmico (equação 2.1.1), têm-se:

$$\{f_I\} + \{f_D\} + \{f_S\} - \{f_G\} = \{p(t)\} \quad (3.2.1)$$

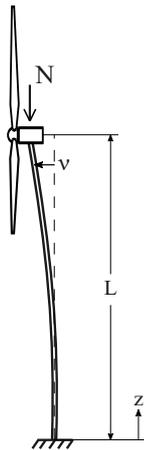
Uma vez que essas forças também dependem dos deslocamentos da estrutura, elas podem ser expressadas por coeficientes de influência. Então, a equação do equilíbrio dinâmico passa a ser:

$$[m]\{\ddot{v}\} + [c]\{\dot{v}\} + [k - k_G]\{v\} = \{p(t)\} \quad (3.2.2)$$

Sendo $[k_G]$ a matriz de rigidez geométrica da estrutura.

A rigidez geométrica ou de tensão inicial, como definido por Hughes (1987), pode ser determinada ao se analisar o problema de flambagem de uma viga esbelta (Euler-Bernoulli), como mostra a Figura 7.

Figura 7 – Torre engastada sob compressão axial



Fonte: O Autor (2020).

Sendo

$$\frac{d^2}{dz^2} \left(EI \frac{dv^2}{dz} \right) + N \frac{dv^2}{dz} = 0 \quad (3.2.3)$$

a equação diferencial que governa o problema, os coeficientes de rigidez geométrica podem ser

obtidos a partir do termo em N por MRP-Garlerkin:

$$k_{ij} = \int_0^L N(z) H'_i(z) H'_j(z) dz \quad (3.2.4)$$

onde $N(z)$ é a variação da carga axial ao longo do comprimento e $H(z)$ são as funções de interpolação ou de forma do elemento.

Ao se aplicar as mesmas funções de interpolação utilizadas para calcular os coeficientes de rigidez do elemento (função cúbica), obtém-se a seguinte matriz de rigidez geométrica:

$$K_G = \frac{N}{30L} \begin{bmatrix} 36 & 3L & -36 & 3L \\ 3L & 4L^2 & -3L & -L^2 \\ -36 & -3L & 36 & -3L \\ 3L & -L^2 & -3L & 4L^2 \end{bmatrix} \quad (3.2.5)$$

onde N é o esforço axial no elemento.

3.3 MATRIZ DE MASSA CONSISTENTE

Utilizando o conceito de elemento finito, pode-se determinar os coeficientes de massa consistente do elemento de maneira similar ao utilizado para determinação dos coeficientes de rigidez. Resolvendo pelo MRP-Garlerkin e utilizando na declaração integral $\bar{m}\ddot{v}(x)$ (força inercial), chegamos à seguinte expressão para o coeficiente de massa consistente:

$$\int_0^L m(x) H_i(x) H_j(x) dx \quad (3.3.1)$$

Ao se aplicar as mesmas funções de interpolação utilizadas para calcular os coeficientes de rigidez do elemento (função cúbica), obtém-se a seguinte matriz de massa consistente:

$$M = \frac{\bar{m}L}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22L & 54 & -13L \\ 22L & 4L^2 & 13L & -3L^2 \\ 54 & 13L & 156 & -22L \\ -13L & -3L^2 & -22L & 4L^2 \end{bmatrix} \quad (3.3.2)$$

sendo \bar{m} a massa distribuída do elemento.

3.4 MODELO NUMÉRICO DE IFE COM MASSA HIDRODINÂMICA ADICIONAL

De acordo com Goyal e Chopra (1989), os efeitos hidrodinâmicos podem ser incluídos na análise do espectro de resposta de uma torre com parte submersa pela substituição da massa

distribuída da torre $m(z)$ pela sua massa vidual distribuída $\bar{m}(z)$, dada por:

$$\bar{m}(z) = m(z) + m_a^o(z) + m_a^i(z) \quad (3.4.1)$$

onde as massas adicionais hidrodinâmicas $m_a^o(z)$ e $m_a^i(z)$ representam, respectivamente, os efeitos da água adjacente(externa) e interna na resposta dinâmica da torre. Dito de outra forma, essas funções representam as forças hidrodinâmicas laterais no plano de vibração que atuam respectivamente nas superfícies externa e interna da torre submersa, devido a uma aceleração horizontal de valor unitário no terreno.

As funções de massa adicional $m_a^o(z)$ e $m_a^i(z)$ foram definidas para levar em conta os efeitos hidrodinâmicos na resposta dinâmica de uma torre restrita a vibrar na enésima forma de vibração $\phi_n(z)$ e sem água. Além disso, os efeitos hidrodinâmicos no enésimo modo de vibração da torre são representados exatamente por essas funções de massa adicional se a torre é uniforme e com significativa precisão se as dimensões transversais da torre variarem ao longo de sua altura.

Como as funções de massa adicional obviamente dependem da forma do modo de vibração considerado, nenhuma função - $m_a^o(z)$ para a água circundante ou $m_a^i(z)$ para a água interna - é capaz de ser exatamente válida para todos os modos de vibração da torre. Por outro lado, embora não seja exata, foi demonstrado que essa massa adicional pode representar os efeitos hidrodinâmicos com um grau de precisão razoavelmente bom (GOYAL; CHOPRA, 1989).

A massa adicional $m_a^o(z)$ para as torres uniformes (seção constante e circular), que é o caso das estacas, e obtida a partir da solução analítica da equação de Laplace para o problema de fluxo em meio fluido infinito, é dada por:

$$m_a^o(z) = (\rho_a \pi r_o^2) \left[\frac{16 H_o}{\pi^2 r_o} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{(-1)^{m-1}}{(2m-1)^2} E_m \left(\alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right) \cos \left(\alpha_m \frac{z}{H_o} \right) \right] \quad (3.4.2)$$

onde:

z = distância a partir da base da torre;

H_o = profundidade da água externa;

ρ_a = massa específica da água;

r_o = raio externo da seção da torre;

$\alpha_m = (2m-1)\pi/2$;

$$E_m \left(\alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right) = \frac{K_1 \left(\alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right)}{K_0 \left(\alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right) + K_2 \left(\alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right)}$$

sendo K_n a função de Bessel modificada de segunda espécie e ordem n , dada por:

$$K_n(z) = \left(\frac{\pi}{2} \right) \frac{I_{-n}(z) - I_n(z)}{\text{sen}(n\pi)}$$

e I_n a função de Bessel modificada de primeira espécie e ordem n , dada por:

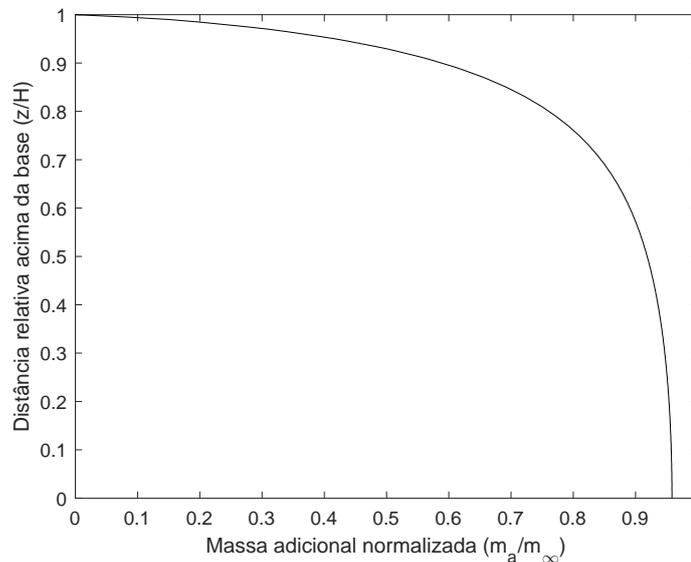
$$I_n(z) = \left(\frac{z}{2}\right)^n \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(z^2/4)^k}{k! \Gamma(n+k+1)}$$

A função de Bessel modificada de segunda espécie pode ser obtida de forma simples no MATLAB através do comando *besselk()*. Para uma torre infinitamente longa com a mesma seção circular transversal, a massa adicional por unidade de altura é dada por:

$$m_{\infty}^o = (\rho_a \pi r_o^2) \quad (3.4.3)$$

que é igual à massa de água deslocada pelo sólido (monopilar) por unidade de altura. Assim, pode-se dizer que a massa adicional externa ($m_a^o(z)$) é igual à massa de água deslocada pelo monopilar por unidade de altura multiplicada por um coeficiente (termo entre colchetes da equação 3.4.2) que varia de acordo com a profundidade submersa. Este coeficiente é chamado de massa adicional normalizada e seu comportamento está descrito no gráfico da Figura 8, para uma razão r_o/H_o de 0,15.

Figura 8 – Massa adicional normalizada em função da altura relativa da torre submersa



Fonte: O Autor (2020).

Nota-se que, para essa geometria, a massa adicional normalizada está próxima de 1 para a parte inferior da estaca submersa, no entanto ela sofre uma redução significativa a partir de 60% da altura na direção base-topo.

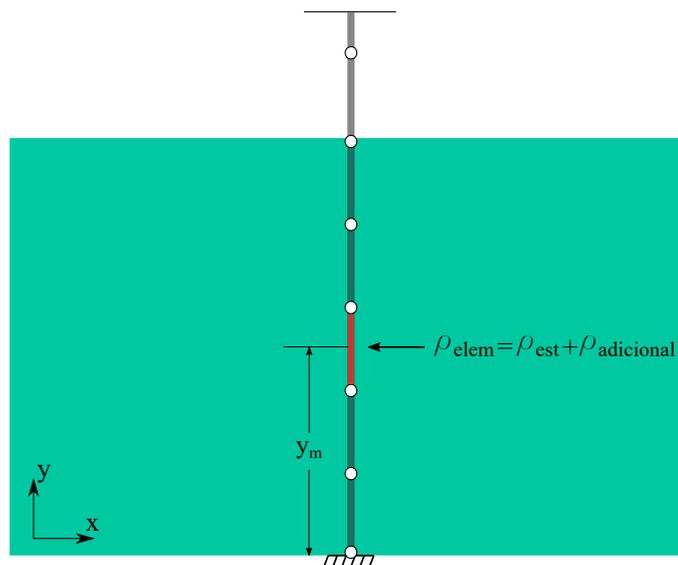
A massa adicional interna $m_a^i(z)$ é estimada com uma função de comportamento semelhante ao da massa adicional externa, porém como não se tem informações suficientes a respeito da altura da coluna d'água interna, decidiu-se por não considerar a sua influência na análise modal.

3.4.1 Implementação computacional

A inserção da massa hidrodinâmica adicional no código em elementos finitos foi feita através do acréscimo de massa específica nos elementos submersos, como ilustra a Figura 9. Assim, para cada elemento com água adjacente, tem-se:

$$\rho_{elem} = \rho_{est} + \rho_a \quad (3.4.4)$$

Figura 9 – Acréscimo da massa específica nos elementos submersos



Fonte: O Autor (2020).

De maneira que a massa específica adicional ρ_a é dada por:

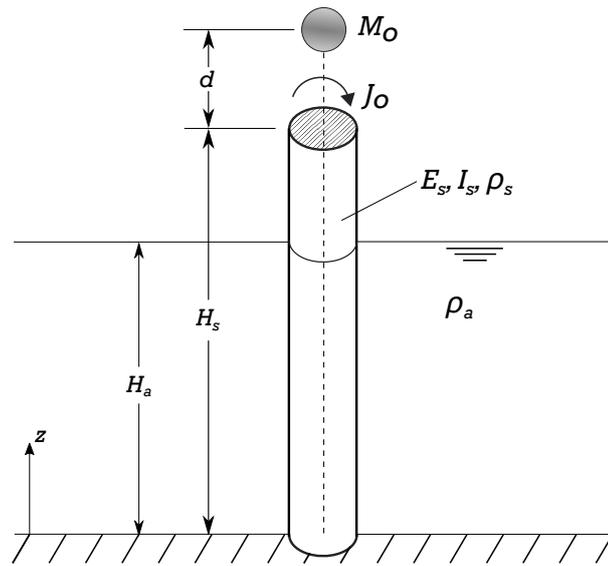
$$\rho_a = \frac{m_a^o(y_m)}{A_s} \quad (3.4.5)$$

onde y_m é a ordenada do ponto médio de cada elemento e A_s a área da seção do monopilar.

3.4.2 Exemplo numérico 1

O exemplo numérico escolhido para demonstrar o Método da Massa Hidrodinâmica Adicional foi o mesmo utilizado por Uściłowska e Kołodziej (1998), como mostra a Figura 10. O material da viga possui módulo de elasticidade (E) de $206,8\text{GPa}$ e massa específica (ρ_{est}) de 7850kg/m^3 . A massa específica da água (ρ_a) é de 1000kg/m^3 e os demais parâmetros geométricos são $d = 0,5\text{m}$, $\phi = 0,3\text{m}$, $H_s = 15\text{m}$ e $H_a = 5\text{m}$.

Figura 10 – Exemplo numérico de um problema com Massa Hidrodinâmica Adicional



Fonte: O Autor (2020).

Nas Tabelas 2 e 3 estão apresentados as três primeiras frequências para diferentes condições de massa e inércia rotacional obtidas pelo método da MHA e os erros com relação à solução exata encontrada pelos autores mencionados.

Tabela 2 – Frequências naturais em rad/s

$M_o/(\rho A H_s)$	$J_o/(\rho A H_s^3)$	MEF com MHA (rad/s)			Exato (rad/s) Uściłowska & Kołodziej (1998)		
		ω_1	ω_2	ω_3	ω_1	ω_2	ω_3
0	0	6,013	37,412	103,361	6,013	37,390	103,149
0,1	0	5,074	32,785	92,246	5,006	31,690	88,641
0,5	0	3,446	28,398	83,775	3,338	27,096	81,500
0	0,1	4,255	11,988	51,695	4,255	11,987	51,652
0	0,5	2,301	10,026	51,232	2,301	10,025	51,189
0,1	0,5	2,246	9,158	47,629	2,239	9,178	47,612
0,5	0,1	3,004	10,969	43,620	2,926	11,163	43,885
0,5	0,5	2,052	7,405	42,630	2,026	7,486	42,661

Fonte: O Autor (2020).

Tabela 3 – Erros das três primeiras frequências encontradas com relação à solução exata

Erros em %		
ω_1	ω_2	ω_3
0,003	0,059	0,205
1,360	3,456	4,068
3,257	4,805	2,792
0,000	0,006	0,083
0,000	0,006	0,084
0,304	-0,215	0,035
2,666	-1,735	-0,604
1,273	-1,075	-0,071

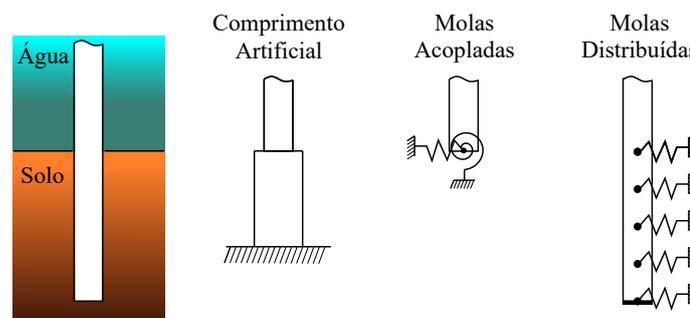
Fonte: O Autor (2020).

Analisando Tabela 3, percebe-se que o método MHA apresentou bons resultados para o exemplo proposto por Uściłowska e Kołodziej (1998), onde são considerados diversas condições de massa concentrada e inércias rotacionais no topo e a profundidade de água está a 1/3 da altura da torre. Em geral, nas turbinas *offshore* a parcela submersa representa uma fração ainda menor. Os erros encontrados com relação à solução exata não ultrapassaram 5%, sendo os maiores nas segunda e terceira frequências naturais (ω_2 e ω_3) para os casos em que não havia inércia rotacional no topo. Estes resultados foram considerados suficientes para continuar as análises com esse método simplificado de IFE no modelo 1D.

3.5 INTERAÇÃO SOLO-ESTRUTURA (ISE) POR MODELOS SIMPLIFICADOS

Dentre os modelos simplificados que consideram o comportamento elástico do solo, os três modelos considerados neste trabalho são os mais comumente utilizados (JONKMAN; MUSIAL, 2010). A seguir estão descritas as formulações de cada modelo, como indicado por Passon (2006) em "*Memorandum: Derivation and Description of the Soil-Pile-Interaction Models*".

Figura 11 – Modelos simplificados de interação solo-estrutura



Fonte: O Autor (2020).

3.5.1 Comprimento Artificial Modificado

O método do Comprimento Artificial é uma abordagem simples que busca representar a ISE por uma parte fictícia da estaca, de comprimento definido e extremidade inferior engastada. Como descrito por Passon (2006), na abordagem modificada, o comprimento enterrado e as propriedades geométricas da seção são alteradas a fim de obter as mesmas condições de contorno, isto é, deslocamento (w) e rotação (ϕ), calculadas por um modelo não-linear do solo através do software *LPILE4.0*. Para obedecer a essas condições, as seguintes equações da elástica de uma viga em balanço devem ser cumpridas:

$$w(l) = \frac{l^3}{3EI}F + \frac{l^2}{2EI}M \quad (3.5.1)$$

$$\phi(l) = \frac{l^2}{2EI}F + \frac{l}{EI}M \quad (3.5.2)$$

sendo F e M os esforços que atuam no topo da estaca (estimados pelo cálculo da estrutura sob base engastada), EI a rigidez à flexão fictícia do monopilar e l o comprimento artificial a ser encontrado.

Dividindo equação (3.5.1) por (3.5.2) e resolvendo para l , obtém-se as duas raízes:

$$l_{1,2} = \frac{1}{4\phi F} \left(-3\phi M + 3wF \pm \sqrt{9\phi^2 M^2 + 30\phi wFM + 9w^2 F^2} \right) \quad (3.5.3)$$

Em geral, pelo menos um valor positivo pode ser encontrado para l e a rigidez à flexão fictícia pode ser estimada a partir das equações (3.5.1) e (3.5.2):

$$EI = \frac{Fl^3}{3w} + \frac{Ml^2}{2w} \quad (3.5.4)$$

$$EI = \frac{Fl^2}{2\phi} + \frac{Ml}{\phi} \quad (3.5.5)$$

3.5.2 Molas Acopladas

O modelo de molas acopladas é a representação da ISE através de uma matriz de rigidez, como mostra a equação (3.5.6). O significado físico dos termos da matriz é de que, quando uma força lateral F ou um momento M é aplicado no início da parte enterrada da estaca, estes provocam tanto uma deflexão w quanto uma rotação ϕ . Estes termos devem ser então determinados para as condições de contorno calculadas previamente como no caso do Comprimento Artificial.

$$\begin{bmatrix} F \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{u,F} & k_{u,M} \\ k_{\phi,F} & k_{\phi,M} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w \\ \phi \end{bmatrix} \quad (3.5.6)$$

Reescrevendo as equações (3.5.1) e (3.5.2) em forma matricial, tem-se:

$$\begin{bmatrix} w \\ \phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{l^3}{3EI} & \frac{l^2}{2EI} \\ \frac{l^2}{2EI} & \frac{l}{EI} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F \\ M \end{bmatrix} \quad (3.5.7)$$

Ao se inverter a matriz de flexibilidade do lado esquerdo da equação, obtém-se os valores numéricos para a matriz de rigidez procurada.

$$K_{mola} = \begin{bmatrix} \frac{12EI}{l^3} & \frac{-6EI}{l^2} \\ \frac{-6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} \end{bmatrix} \quad (3.5.8)$$

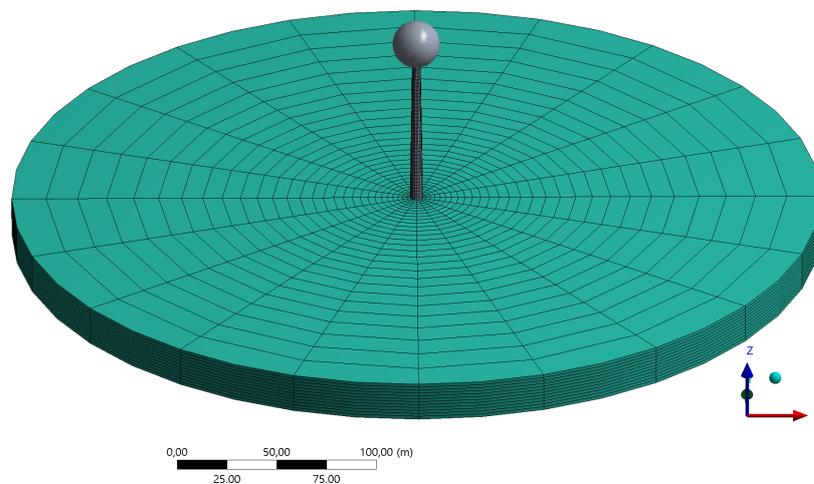
3.5.3 Molas Distribuídas

Neste modelo, a ISE é simulada através de molas translacionais de coeficiente linear distribuídas ao longo do comprimento enterrado da estaca. Para a estimativa da rigidez de cada mola, é necessário o cálculo prévio dos valores de resistência do solo e de deslocamento. A rigidez do solo será dada pela divisão da resistência por unidade de comprimento p em kN/m pelas deflexões y em m . A rigidez do solo em kN/m^2 deve então ser convertida em molas discretas. Uma boa aproximação pode ser encontrada para molas distribuídas a cada 1m (PASSON, 2006).

4 MODELO NUMÉRICO TRIDIMENSIONAL

O modelo 3D da estrutura foi desenvolvido através do software comercial ANSYS. Da mesma forma que no modelo 1D, o efeito da turbina e seus componentes foram considerados através de uma massa concentrada com inércias rotacionais, aplicadas ao topo da estrutura, como mostra a Figura 12.

Figura 12 – Modelo numérico tridimensional do aerogerador



Fonte: O Autor (2020).

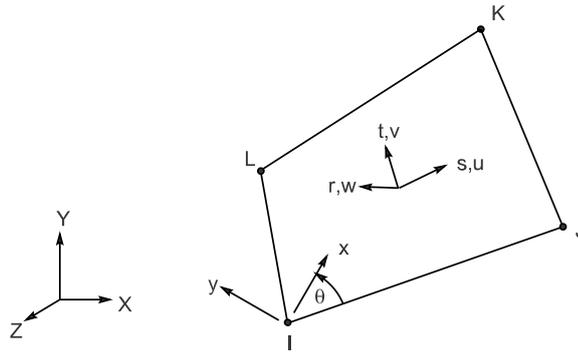
As propriedades de massa concentrada e inércias rotacionais do conjunto rotor-nacelle (CRN) foram acrescentadas através do comando *Point Mass*, no módulo *Mechanical* do ANSYS Workbench, e inseridas no centro de gravidade da seção do topo da torre.

4.1 ELEMENTO DE CASCA

O elemento utilizado para a modelagem da estrutura é o elemento SHELL181, desenvolvido pelo ANSYS (Figura 13). Ele é adequado para analisar estruturas de casca fina a moderadamente grossa. É um elemento de quatro nós com seis graus de liberdade por nó: translações nas direções x, y e z, e rotações em torno dos eixos x, y e z (ANSYS Inc, 2019).

O elemento possui matriz de massa consistente, no entanto não inclui a matriz de rigidez geométrica, o que impossibilita a avaliação da carga axial na obtenção das frequências naturais da estrutura.

Figura 13 – Elemento SHELL181 do ANSYS



Fonte: ANSYS Inc (2019).

4.2 MODELO NUMÉRICO DE IFE COM FLUIDO ACÚSTICO

O principal motivo para a inclusão do modelo 3D neste trabalho foi a possibilidade de se analisar a IFE a partir da solução de um problema vibroacústico tridimensional. Esta solução baseia-se fundamentalmente na obtenção dos deslocamentos da estrutura e das pressões do fluido de maneira acoplada.

Como descrito por Sousa Jr. (2006), o problema geral da mecânica dos fluidos envolve a determinação de três variáveis principais: a densidade (ρ_f), a pressão hidrodinâmica (p) e a velocidade de escoamento (\vec{v}). Desta forma, as três seguintes equações fundamentais precisam ser resolvidas:

Equação da continuidade ou conservação de massa

$$\frac{\partial \rho_f}{\partial t} + \text{div}(\rho_f \vec{v}) = 0 \quad (4.2.1)$$

Equação da quantidade de movimento de Navier-Stokes

$$\rho_f \frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \rho_f \vec{v} \nabla \vec{v} + \nabla p - \mu [\Delta \vec{v} + \frac{1}{3} \nabla (\text{div}(\vec{v}))] = 0 \quad (4.2.2)$$

Equação de estado linearizada

$$p = \rho_f c^2 \quad (4.2.3)$$

onde:

$\text{div}(\vec{v}) = \nabla \cdot \vec{v} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z}$ é o divergente da velocidade;

$\nabla p = \left(\frac{\partial p}{\partial x}; \frac{\partial p}{\partial y}; \frac{\partial p}{\partial z} \right)$ é o gradiente da pressão;

c é a velocidade de propagação do som no fluido;

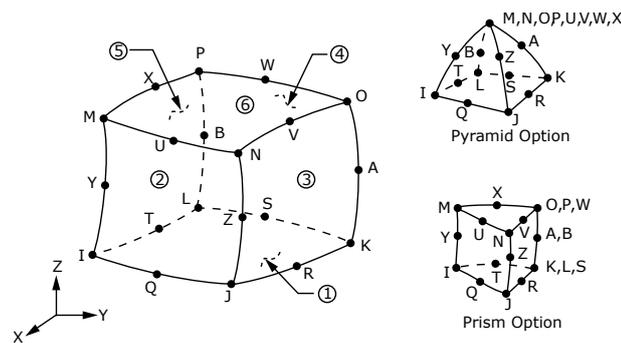
μ é o coeficiente de atrito viscoso.

Considerando em toda a cavidade que o fluido é homogêneo, invíscido, linearmente compressível, em meio acústico (isto é, sem escoamento) e com pequenos deslocamentos translacionais, e resolvendo a três equações acima, chega-se a equação de Helmholtz para vibração de ondas em 3 dimensões, que é a equação diferencial utilizada pelo ANSYS para a solução do problema acústico:

$$\nabla^2 p - \left(\frac{1}{c}\right)^2 \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} = 0 \quad (4.2.4)$$

O elemento fluido utilizado para a cavidade acústica foi o FLUID220, disponível no *software* (Figura 14). É um elemento tridimensional de 20 nós e alta ordem, que possui funções de aproximação quadrática para a pressão (ANSYS Inc, 2019).

Figura 14 – Elemento FLUID220 do ANSYS.



Fonte: ANSYS Inc (2019).

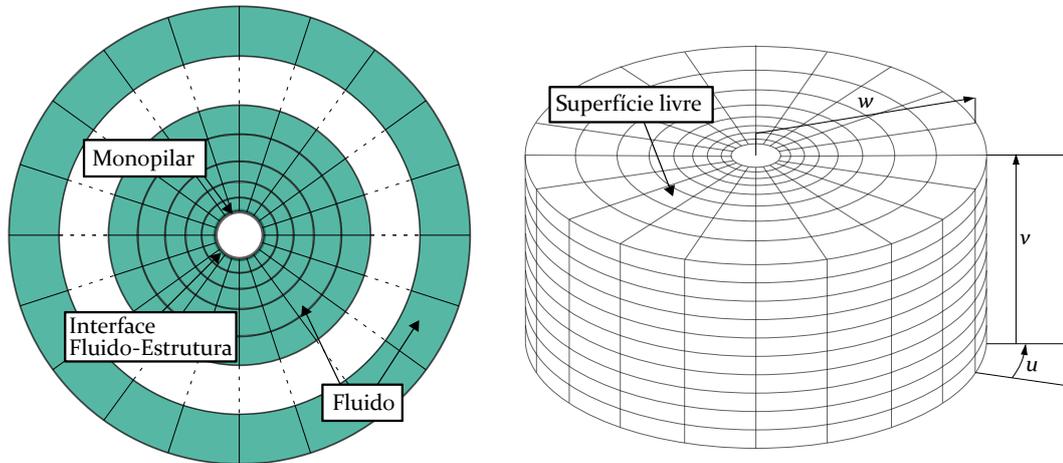
Desta forma, a cavidade foi modelada na forma de um cilindro em torno do monopilar e os elementos da parte submersa do monopilar foram acoplados ao fluido. As condições de contorno aplicadas à cavidade acústica foram a de acoplamento fluido-estrutura na região de contato dos dois meios e a de superfície livre para a região superior do fluido. Não foram aplicadas condições de contorno acústico nas bordas externas e no fundo da cavidade acústica, de forma que elas se assemelham a uma superfície rígida.

4.3 DISCRETIZAÇÃO DA MALHA

De acordo com Wei e Yuan (2013), o tamanho dos elementos ao longo do eixo v e a razão entre os tamanhos dos elementos sólido e fluido adjacentes l_f/l_s ao longo da direção w influenciam significativamente a precisão da interação fluido-estrutura, onde u , v e w são as direções tangencial, axial e radial, respectivamente, como ilustrado na Figura 15. Assim, a fim de se obter um equilíbrio entre a precisão mínima requerida nos resultados e o custo computacional,

foi realizado um estudo de discretização da cavidade acústica.

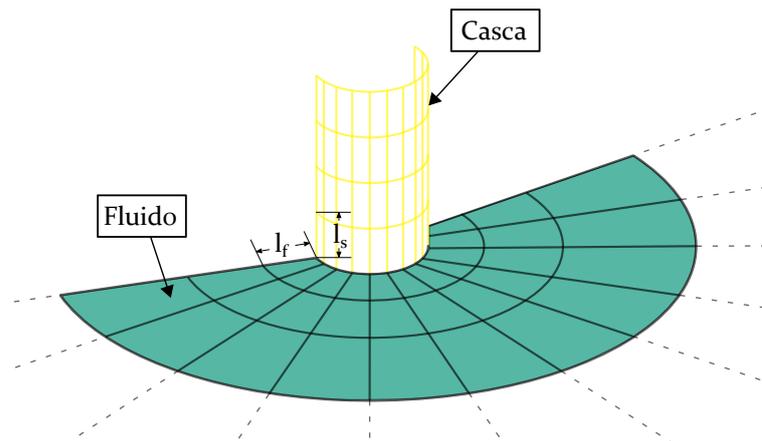
Figura 15 – Caracterização da malha do fluido acústico



Fonte: O Autor (2020).

Tomando como referência a literatura prévia no assunto, Bouaanani e Lu (2008) demonstraram que, para elementos de fluido acústico, o tamanho da malha na direção v não deveria ultrapassar $1/12$ da profundidade de água. Ainda, baseando-se no trabalho de Wei e Yuan (2013), optou-se por dividir a malha na direção u em 20 partes. Restou, portanto, analisar os efeitos da discretização da malha na direção w , que será feito através do parâmetro l_f/l_s (Figura 16).

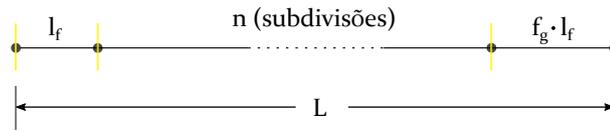
Figura 16 – Tamanho dos elementos adjacentes de casca e fluido acústico



Fonte: O Autor (2020).

No módulo *Mechanical* do ANSYS, existe a propriedade de subdivisão geométrica de arestas para a geração de malha. A subdivisão geométrica é mais geral e permite que o usuário use o número de subdivisões n e o fator geométrico (f_g) de forma a controlar o tamanho do elemento l_f . Este conceito está esquematizado na Figura 17, onde L é a extensão da cavidade.

Figura 17 – Exemplo de subdivisão geométrica de uma aresta da malha



Fonte: O Autor (2020).

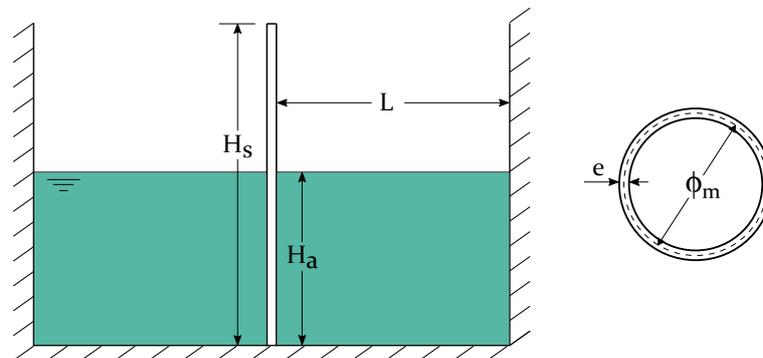
A relação entre l_f e o f_g é dada a seguir:

$$l_f = L \left(\frac{1 - f_g^{1/(n-1)}}{1 - f_g^{n/(n-1)}} \right) \quad (4.3.1)$$

Aplicando o limite na expressão (4.3.1) para quando f_g é igual a 1, obtém-se $l_f = L/n$, que é a subdivisão média. À medida em que se aumenta o fator f_g e o número de subdivisões, diminui-se o tamanho da malha l_f .

Para fazer o estudo paramétrico, o exemplo numérico descrito na Figura 18 foi utilizado. O material do monopilar possui módulo de elasticidade (E) de $210GPa$ e massa específica (ρ_{est}) de $7850kg/m^3$. A massa específica da água (ρ_a) é de $1000kg/m^3$, a velocidade do som no meio fluido foi de $1500m/s$ e os demais parâmetros geométricos são $\phi_m = 1m$, $e = 1cm$, $H_s = 20m$, $H_a = 10m$ e $L = 25m$.

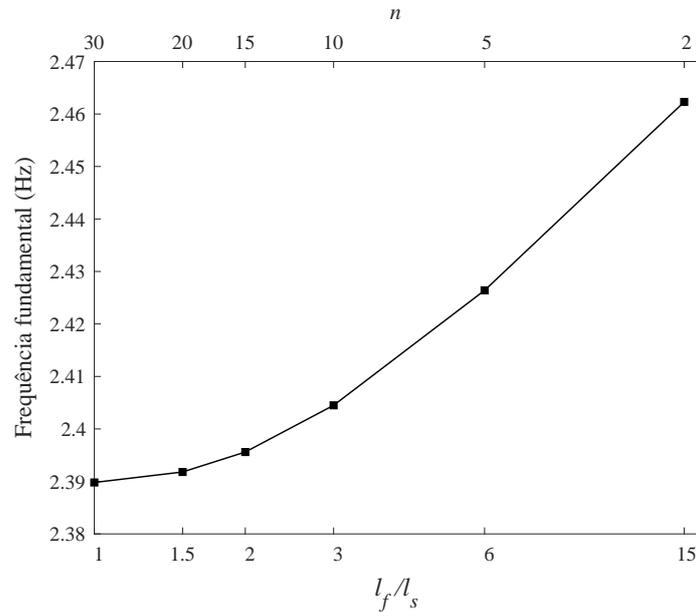
Figura 18 – Exemplo numérico do estudo paramétrico.



Fonte: O Autor (2020).

Em primeiro lugar, se analisou os resultados de frequência fundamental para um fator geométrico constante de 1 e variando-se o número de segmentos em $w(n)$. O gráfico da Figura 19 mostra esta convergência de frequência em função do número de segmentos e seu respectivo valor do parâmetro l_f/l_s . Os valores do eixo das abscissas do gráfico estão distribuídos em escala logarítmica de base 2.

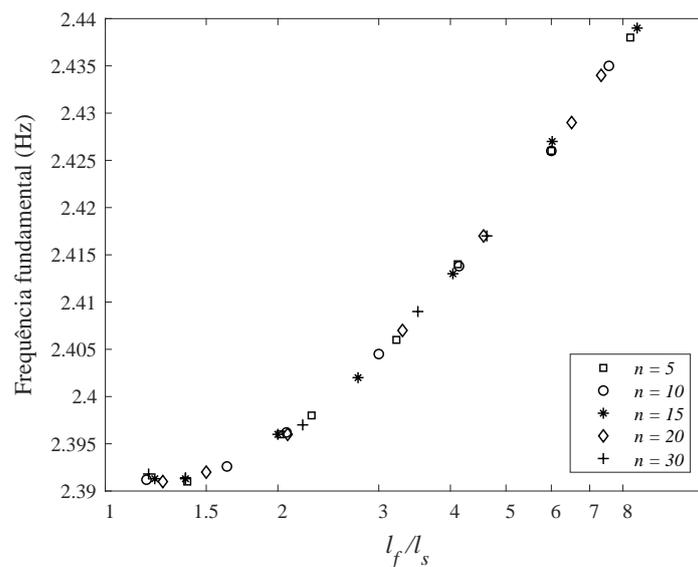
Figura 19 – Frequência fundamental obtida para o monopilar em função do número de segmentos, para $f_g = 1$



Fonte: O Autor (2020).

Nota-se que à medida em que o valor do parâmetro se aproxima de 1, a solução converge para 2,39 Hz. Em seguida, os resultados da primeira frequência foram obtidas variando-se o fator geométrico f_g com n constante. No gráfico da Figura 20 estão os pontos encontrados para n igual a 5, 10, 15, 20 e 30.

Figura 20 – Frequência fundamental obtida para o monopilar em função do fator geométrico



Fonte: O Autor (2020).

Uma conclusão interessante pode ser obtida a partir dos dois gráficos acima: a solução

converge para o valor esperado (2,39 Hz) para qualquer que seja o número de segmentos considerado, basta que se utilize um fator geométrico capaz de reduzir a relação l_f/l_s para cerca de 1,5. Assim, comparada com a divisão em segmentos de mesmo tamanho, a divisão geométrica é capaz de alcançar resultados satisfatórios com um menor número de segmentos e, portanto, menor custo computacional.

4.3.1 Extensão da cavidade acústica

Considerando que, no problema real de vibração da turbina *offshore*, a estrutura está em um meio fluido de grandes extensões, torna-se necessário também limitar a cavidade para a modelagem em elementos finitos. Howard e Cazzolato (2015) recomendam a relação prática de $0,2\lambda$ para a estimativa do comprimento da cavidade acústica em problemas de acoplamento fluido-estrutura, sendo λ o comprimento de onda acústica. O valor de λ é dado por:

$$\lambda = \frac{c_0}{f_{min}} \quad (4.3.2)$$

onde c_0 é a velocidade do som no meio fluido e f_{min} a menor frequência da estrutura desacoplada.

4.4 ISE COM COMPRIMENTO ARTIFICIAL MODIFICADO

O modelo simplificado de ISE para o caso 3D foi o de Comprimento Artificial Modificado como descrito na seção 3.5.1. Este foi o método escolhido por ser o de maior facilidade de implementação no modelo 3D e os dados de geometria do comprimento artificial do monopilar são os mesmos calculados para o modelo 1D.

5 CARREGAMENTO AERODINÂMICO

As cargas provocadas pela ação do vento na estrutura podem ser calculadas pela superposição de duas partes: uma quasi-estática e outra turbulenta (STRØMMEN, 2010). Isto se deve à forma de variação da velocidade do vento, como é descrito na equação (5.0.1).

$$U(z, t) = \bar{V}(z) + u(z, t) \quad (5.0.1)$$

onde:

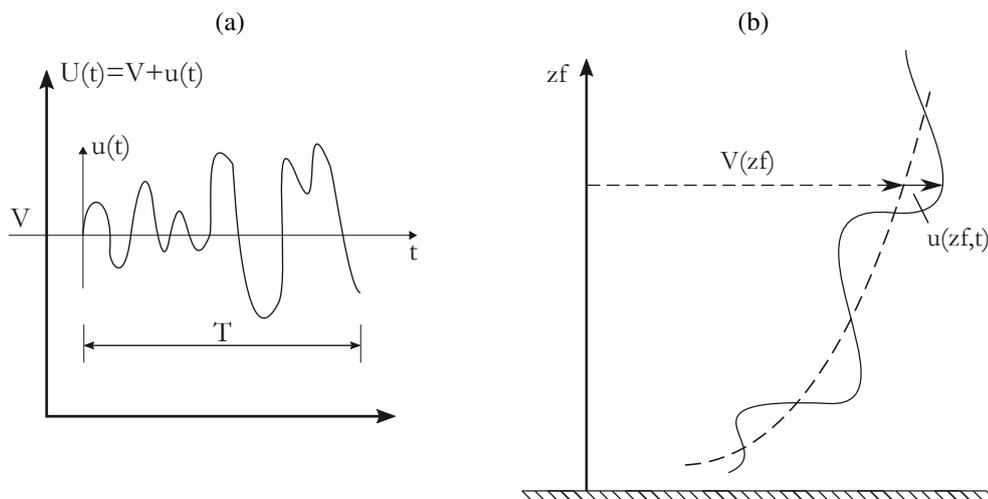
$U(z, t)$ é a função da velocidade total do vento;

$\bar{V}(z)$ é a função da velocidade média do vento;

$u(z, t)$ é a função da velocidade turbulenta do vento.

A velocidade média do vento $\bar{V}(z)$ é função apenas da altura z , de forma que somente a parte turbulenta $u(z, t)$ contribui para a variação temporal da velocidade do vento em determinada altura, como mostram os gráficos da Figura 21.

Figura 21 – Perfil da velocidade do vento para a) uma altura z e b) um instante t



Fonte: STRØMMEN (2010).

Existem diversas expressões propostas para o cálculo da componente turbulenta do vento com distintos graus de refinamento. De maneira geral, as expressões se baseiam em medições experimentais e são escritas de forma adimensional (MAIOLINO, 2014). Entre elas estão o espectro de Davenport, o espectro de Harris e o espectro de Kaimal, sendo este último utilizado na pesquisa por ser o recomendado para turbinas eólicas (DNV-OS-J101, 2014).

A expressão do espectro de Kaimal é dada pela equação (5.0.2) (STRØMMEN, 2010):

$$S_u(f) = \frac{\sigma_u^2 A_u L_u / V}{(1 + 1.5 A_u f L_u / V)^{5/3}} \quad (5.0.2)$$

sendo:

V a velocidade média do vento;

σ_u o desvio padrão dado por $V * \ln(\frac{z_f}{z_0})^{-1}$;

A_u o coeficiente do espectro de vento;

L_u é o comprimento integral de escala de turbulência;

f é a frequência;

z_0 o comprimento de rugosidade do terreno.

Como a equação (5.0.1) requer funções temporais, utilizou-se transformada inversa de Fourier para realizar a mudança de domínio. Utilizando a equação (5.0.3), pode-se obter a pressão em função da velocidade calculada, como descrito por Kjølraug (2013).

$$q_u(t) = \frac{1}{2} \rho U(t)^2 \quad (5.0.3)$$

onde ρ é a densidade do ar.

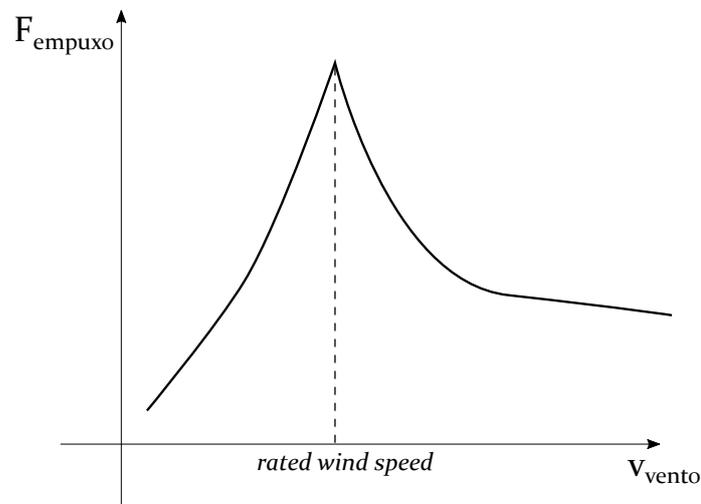
A pressão do vento, por sua vez, atua nas pás que estão em movimento, para a turbina em operação. O cálculo da força gerada por essa pressão no rotor é um problema da dinâmica dos fluidos, uma vez que ela depende do escoamento do vento por entre as pás. Este é um problema complexo pois depende de um conjunto de fatores como a velocidade de operação, a geometria e o tipo de material das pás, a interferência de turbinas adjacentes, entre outros (HANSEN, 2013).

Em geral são utilizados métodos de dinâmica computacional que utilizam a Teoria do Elemento de Pá (BEM, sigla em inglês para *Blade Element Momentum Theory*) para este cálculo e ele pode ser feito através de alguns softwares comerciais (*QBlade*, *Bladed*, *FAST*, entre outros) uma vez conhecida a geometria da turbina.

Considerando a dificuldade em se obter informações sobre as turbinas eólicas pelos seus fabricantes, como os dados de aerofólios e material das pás, neste trabalho foi adotada a mesma estratégia utilizada por Kjølraug (2013). Ela parte da relação *empuxo-velocidade do vento* fornecida pelo fabricante da turbina para se obter a força aerodinâmica no rotor. Assim, uma vez determinada o espectro de velocidade do vento para um determinado tempo de simulação, a força resultante ou empuxo do vento no rotor será calculada para cada tempo através desta relação.

O comportamento da curva *empuxo-velocidade do vento* está descrito na Figura 22.

Figura 22 – Curva genérica empuxo vs velocidade do vento



Fonte: O Autor (2020).

Como se pode observar, existe um primeiro estágio onde a força de empuxo cresce com o aumento da velocidade do vento. Em seguida, há um pico de força de empuxo do vento a partir do qual a força diminui com o aumento da velocidade do vento. Prowell (2011) demonstra que em geral este pico coincide com a velocidade do vento para a qual a turbina opera em sua máxima eficiência, chamada de *rated speed*.

O estágio de redução da força de empuxo após o seu pico se deve ao sistema de controle de operação dos modelos atuais de turbina. Como afirma Pinto (2014), faz-se um melhor uso da constante variação da velocidade do vento ao mudar o ângulo das pás por intermédio do controle de passo (*pitch control*) ao girar ou dar uma guinada (*yawing*) na pá, mudando sua direção. No controle de passo que ocorre para ventos altos (acima de 11m/s), as pás mudam o ângulo de passo a fim de limitar a potência, controlar a velocidade do rotor e minimizar suas cargas ao mesmo tempo, possibilitando uma importante redução de custos e aumento da vida útil da turbina.

6 ESTUDO DE CASO: APLICAÇÃO À TURBINA DE REFERÊNCIA NREL 5MW

A fase II da turbina de referência NREL 5MW - que é estrutura sobre monopilar *offshore* - foi escolhida para a aplicação numérica do problema. Por se tratar de uma turbina de estudo, seus dados são disponibilizados e existe uma vasta literatura que permite a validação dos resultados.

Os dados estruturais da turbina de referência, assim como de sua estrutura de suporte, são indicados na Tabela 4. Eles foram obtidos a partir dos relatórios de Bir e Jonkman (2008) e Jonkman e Musial (2010), sendo o primeiro responsável pela geometria e massa do conjunto da turbina, e o segundo pela estrutura de suporte da fase II do projeto (torre sobre monopilar).

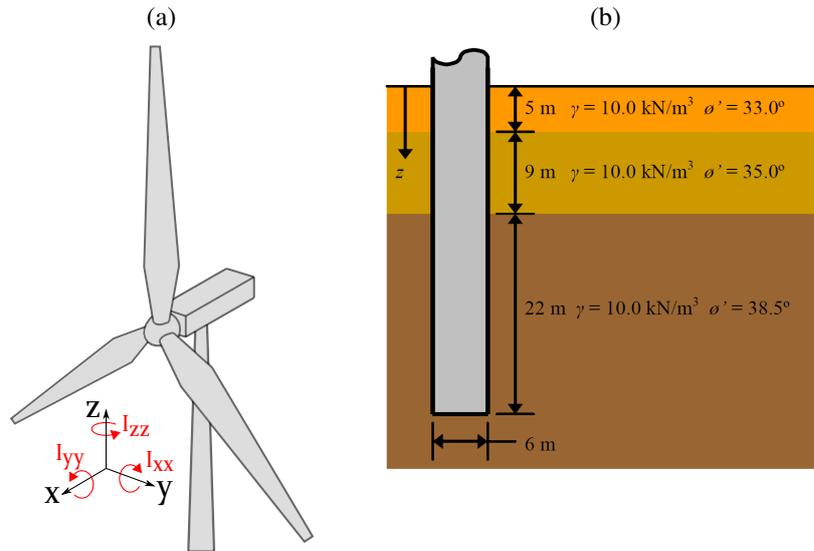
Tabela 4 – Dados da NREL 5MW

Conjunto rotor-nacelle (CRN)		
Massa		350.000 <i>kg</i>
Inércias rotacionais	<i>I_{xx}</i>	4,5050E+07 <i>kg.m²</i>
	<i>I_{yy}</i>	2,4941E+07 <i>kg.m²</i>
	<i>I_{zz}</i>	2,5478E+07 <i>kg.m²</i>
Material		
M. Elasticidade		2,10E+11 <i>N/m²</i>
Densidade		8500 <i>kg/m³</i>
Torre		
Altura		77,6 <i>m</i>
Diâmetro da base		6 <i>m</i>
Espessura da base		0,027 <i>m</i>
Diâmetro do topo		3,87 <i>m</i>
Espessura do topo		0,019 <i>m</i>
Monopilar		
Altura acima do Nível Médio do Mar		10 <i>m</i>
Altura entre o Nível Médio do Mar e o Solo		20 <i>m</i>
Altura abaixo do Nível do Solo		36 <i>m</i>
Diâmetro		6 <i>m</i>
Espessura		0,06 <i>m</i>

Fonte: JONKMAN; MUSIAL (2010).

Os eixos de referência com as inércias rotacionais, assim como o perfil do solo utilizado para a fase II do projeto da NREL5MW para a International Energy Agency (IEA) (JONKMAN; MUSIAL, 2010) estão descritos na Figura 23.

Figura 23 – a) Eixos de referência com inércias rotacionais e b) Perfil do solo da Fase II da NREL5MW



Fonte: a) O Autor (2020) e b) JONKMAN; MUSIAL (2010).

6.1 PARÂMETROS DO SOLO ENCONTRADOS

A seguir estão indicados os parâmetros calculados para cada modelo de ISE, a saber, a geometria fictícia da estaca e os coeficientes de mola.

Comprimento Artificial Modificado

Comprimento artificial (l)	17,5 m
Diâmetro externo	6,2132 m
Espessura da parede	59,868 mm

Molas Acopladas

$$K_{mola} = \begin{bmatrix} 0,25748 & -2,25325 \\ -2,25325 & 26,2912 \end{bmatrix} * 10^{10}$$

Molas Distribuídas

z (m)	k (N/m)								
0	1,16E+06	-8	1,72E+08	-16	4,95E+08	-23	7,42E+08	-30	9,89E+08
-1	9,00E+06	-9	2,00E+08	-17	5,30E+08	-24	7,77E+08	-31	1,02E+09
-2	2,09E+07	-10	2,28E+08	-18	5,66E+08	-25	8,13E+08	-32	1,06E+09
-3	3,56E+07	-11	2,54E+08	-19	6,01E+08	-26	8,48E+08	-33	1,10E+09
-4	5,22E+07	-12	2,80E+08	-20	6,36E+08	-27	8,83E+08	-34	1,13E+09
-5	8,02E+07	-13	3,05E+08	-21	6,71E+08	-28	9,19E+08	-35	1,17E+09
-6	1,14E+08	-14	3,85E+08	-22	7,07E+08	-29	9,54E+08	-36	5,95E+08
-7	1,43E+08	-15	4,60E+08						

6.2 ANÁLISE MODAL PARA O MODELO 1D

Como descrito no capítulo 2, a análise modal passa pela solução do problema de autovalores e autovetores expressa na equação (2.1.7). No código desenvolvido em MATLAB, foi usado o comando *eigs()* para a obtenção das frequências naturais e modos de vibração da estrutura.

6.2.1 Validação do Modelo Numérico

Para a validação do modelo numérico adotado, as duas primeiras frequências naturais da estrutura foram comparadas com as fornecidas por Bir e Jonkman (2008), as quais foram calculadas pelo software *BModes*. Os resultados da referência são para um modelo em que a interação solo-monopilar é simulada por molas distribuídas e não se considera o efeito de carga axial.

Tabela 5 – Comparação das primeiras frequências naturais do modelo simplificado

Modo de vibração	Bir e Jonkman (2008)	Frequências em Hz					
		Comprimento Artificial	Dif. (%)	Molas Acopladas	Dif. (%)	Molas Distribuídas	Dif. (%)
1 ^o – <i>xx</i>	0,251	0,251	0,00	0,251	0,00	0,251	0,00
1 ^o – <i>yy</i>	0,253	0,253	0,00	0,253	0,00	0,253	0,04
2 ^o – <i>xx</i>	1,368	1,356	-0,91	1,356	-0,87	1,356	-0,88
2 ^o – <i>yy</i>	1,532	1,530	-0,10	1,531	-0,05	1,530	-0,08

Fonte: O Autor (2020).

Observa-se uma boa convergência dos resultados quando as duas primeiras frequências naturais nas direções *x* e *y* são comparadas com os valores de referências (diferenças máximos menores que 1%). Além disso, uma vez que os três modelos de ISE escolhidos apresentaram desempenhos semelhantes, optou-se por executar os demais testes utilizando apenas o modelo de molas acopladas, por ser o de menor custo computacional.

6.2.2 Modelos de Aplicação

Com o intuito de avaliar a influência da consideração da flexibilidade do solo por um modelo simplificado, do efeito da uma carga axial e da parcela de água na análise modal do sistema, foram criados 5 modelos de teste, como descritos na Tabela 6.

Tabela 6 – Efeitos considerados para análise dinâmica

Legenda	ISE por molas acopladas	Rigidez Geométrica	Massa Hidrodinâmica
R			
F	•		
FH	•		•
FG	•	•	
FHG	•	•	•

Fonte: O Autor (2020).

6.2.3 Frequências naturais

As quatro primeiras frequências fundamentais nas direções x e y de cada modelo de teste adotado estão indicadas na Tabela 7. Além disso, estão apresentados os resultados obtidos por Bir e Jonkman (2008) através de um modelo com elementos de viga com 15 graus de liberdade.

Tabela 7 – Frequências naturais da estrutura.

Modo de vibração	Frequências em Hz						Dif. Rel. do Modelo F (%)
	Bir e Jonkman(2008)	R	F	FH	FG	FHG	
1 ^o – xx	0,251	0,286	0,251	0,251	0,247	0,246	0,00
1 ^o – yy	0,253	0,288	0,253	0,253	0,248	0,248	0,00
2 ^o – xx	1,368	1,575	1,356	1,315	1,351	1,310	-0,87
2 ^o – yy	1,532	1,876	1,531	1,458	1,525	1,453	-0,05
3 ^o – xx	2,743	3,523	2,722	2,459	2,719	2,457	-0,75
3 ^o – yy	3,087	3,854	3,099	2,811	3,096	2,808	0,38
4 ^o – xx	5,978	7,852	6,034	5,067	6,029	5,062	0,95
4 ^o – yy	6,051	7,977	6,204	5,262	6,198	5,258	2,53

Fonte: O Autor (2020).

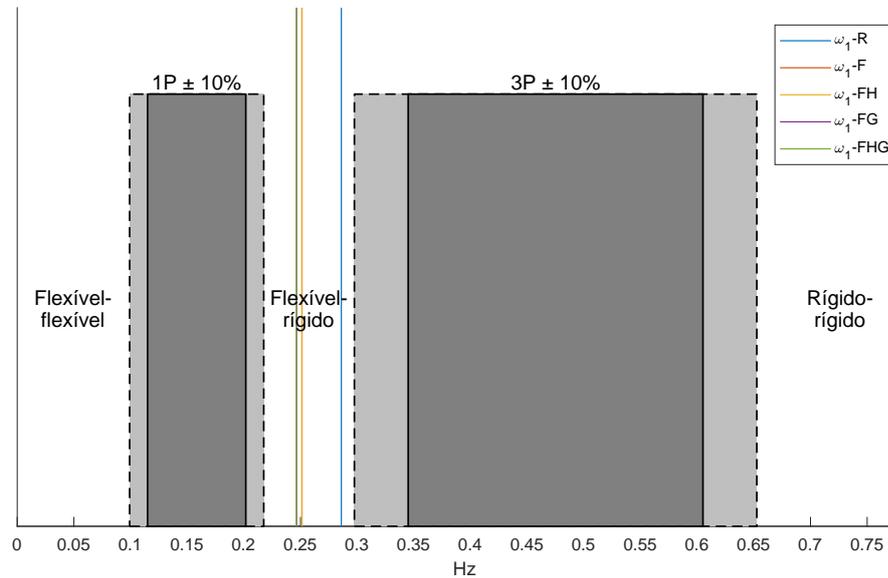
Com relação à estimativa das frequências naturais do sistema, percebe-se que os efeitos de maior importância são a flexibilidade do solo, ainda que esta seja feita de forma simplificada, e a massa hidrodinâmica adicional na região submersa. De forma que, ignorá-los pode provocar erros de até 14,2% na primeira frequência e 28,6% na segunda. Além disso, pode-se dizer que o modelo F apresentou uma boa aproximação quando comparado com os resultados fornecidos por Bir e Jonkman (2008) com erro máximo de 2,53% na 4^a frequência natural.

A consideração do efeito de carga axial no modelo FG mostrou-se importante, porque ela teve um papel significativo na redução do primeiro modo de vibração. Houve uma redução de aproximadamente 2% na primeira frequência, o que representou um impacto maior que o da MHA que demonstrou uma redução de apenas 0,1%.

No gráfico da Figura 24, as primeiras frequências de cada modelo estão inseridas no domínio de dimensionamento rígido-flexível, como descrito na seção 1.2, para o caso da NREL

5MW. O intervalo de frequência 1P para a turbina é de $0,115 - 0,202\text{Hz}$, chamados de *Cut-In* e *Rated Rotor Speed* (JONKMAN et al., 2009).

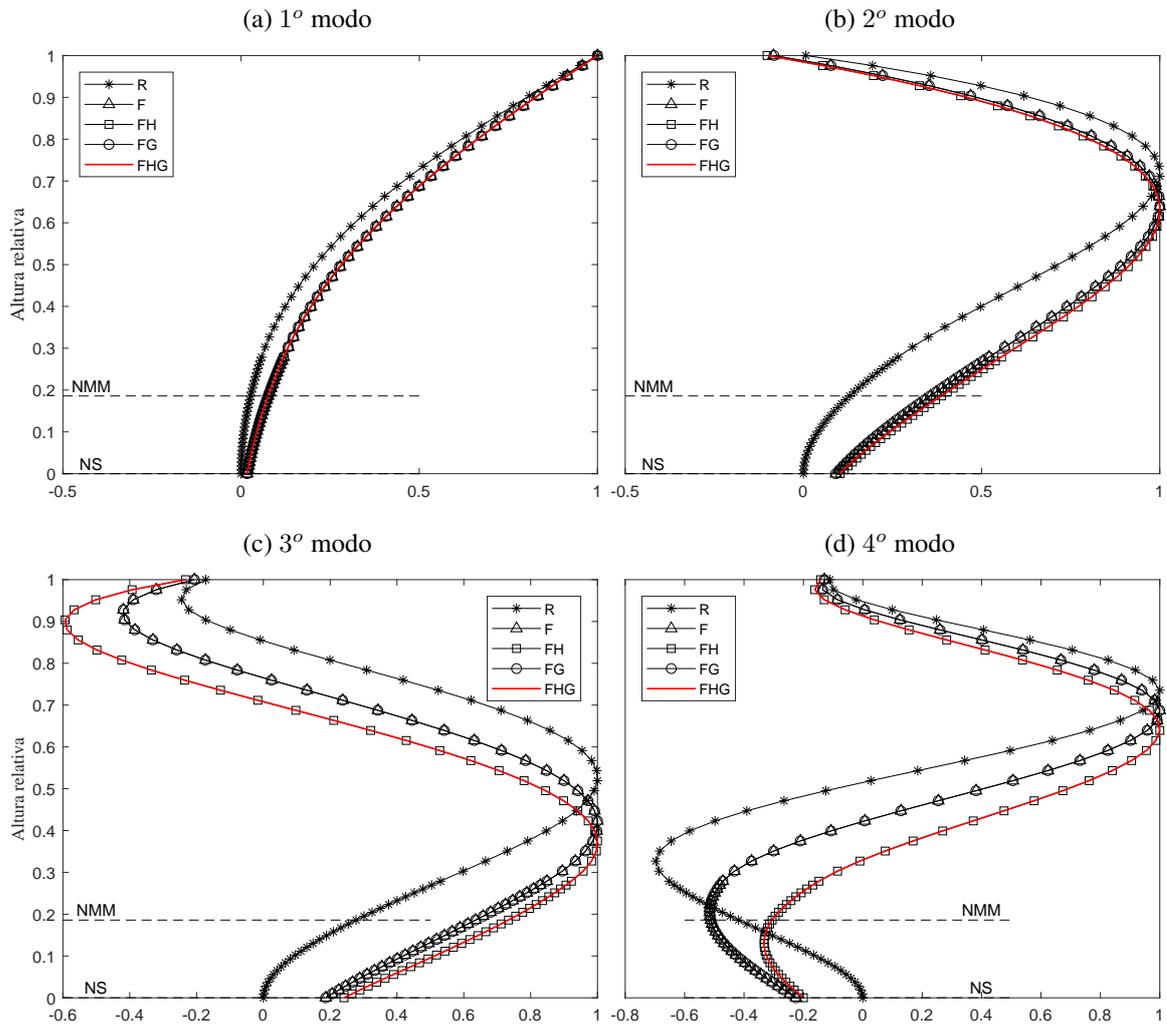
Figura 24 – Frequências fundamentais inseridas no intervalo de frequência de projeto



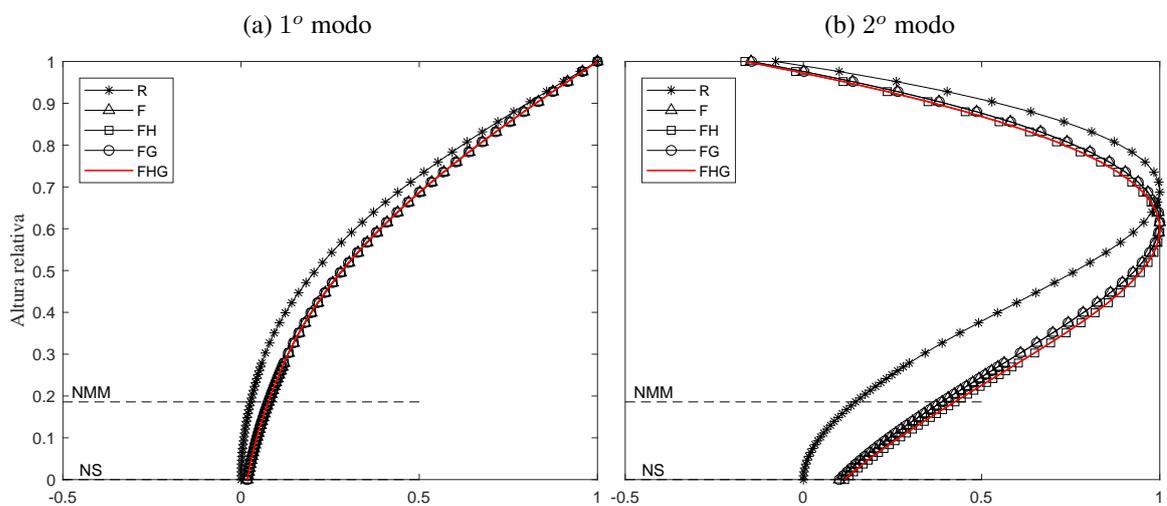
Fonte: O Autor (2020).

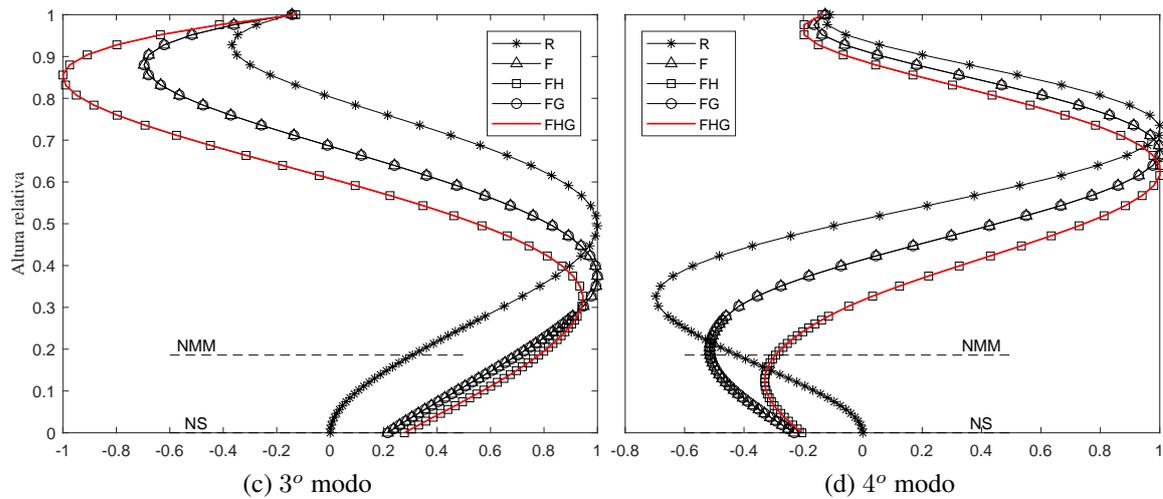
Vale salientar que em todos os modelos de teste a frequência fundamental permaneceu dentro do intervalo de projeto. No entanto, a 1ª frequência para o modelo R (base rígida) já se aproximou da margem do intervalo de frequência de passagem das pás (3P), o que demonstra que uma consideração simplificada do comportamento dinâmico da estrutura (neste caso, desconsiderar a flexibilidade do solo) pode levar a erros de dimensionamento.

Nas Figuras 25 e 26 são representados os modos de vibração nas direções x e y respectivamente.

Figura 25 – Modos de vibração em x 

Fonte: O Autor (2020).

Figura 26 – Modos de vibração em y 



Fonte: O Autor (2020).

É possível notar que, em ambas as direções, as diferenças entre os modelos aumentam de acordo com o modo de vibração. Como já observado nas frequências, a característica de maior impacto nos modos de vibração é a inclusão da flexibilidade do solo. Em seguida, tem-se a consideração da massa hidrodinâmica adicional.

6.3 ANÁLISE MODAL PARA O MODELO 3D

Os mesmos modelos de aplicação escolhidos para o modelo 1D foram utilizados na análise modal do modelo 3D. Não foi possível, no entanto, realizar a análise modal para os modelos que consideram os efeitos de carga axial através da matriz de rigidez geométrica (modelos FG e FHG). Isto se deu pelo fato do ANSYS não possuir este recurso para os elementos de casca. Os modelos testados foram o de base rígida (R), base flexível (F) e base flexível com interação fluido-estrutura (FH). Da mesma forma, a análise modal passa pela solução do problema de autovalores e autovetores expressa na equação (2.1.7).

6.3.1 Extensão da cavidade acústica

Utilizando o parâmetro recomendado por Howard e Cazzolato (2015) para a estimativa inicial da extensão da cavidade, como descrito na seção 4.3.1, obtém-se:

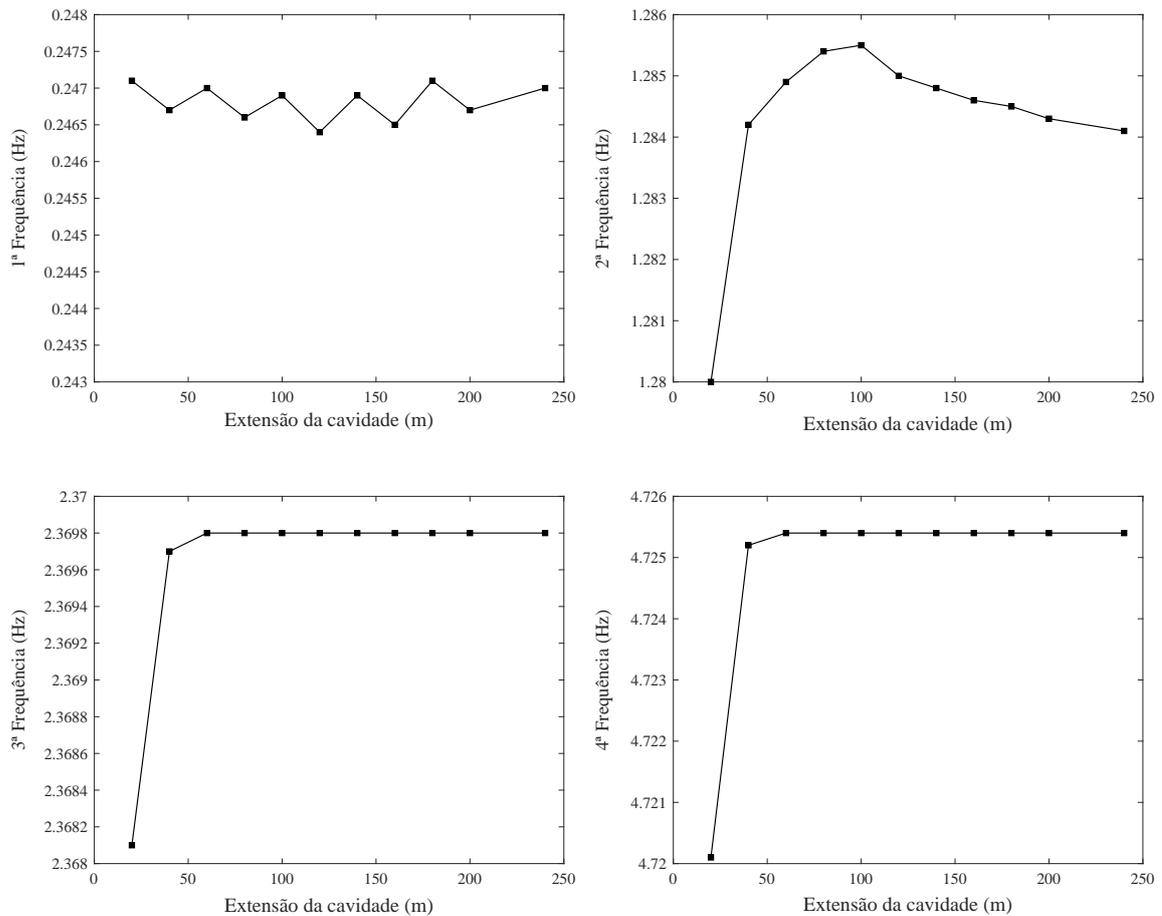
$$L \approx 0, 2\lambda = 0, 2 \frac{1500m/s}{0, 25Hz} = 1200m \quad (6.3.1)$$

O valor encontrado é, no entanto, muito alto para um modelo numérico. A alternativa recomendada para estes casos é a utilização de artifícios que simulem a radiação ao infinito, como por exemplo a utilização de elementos de absorção, a aplicação de condições de contorno de impedância, ou ainda o uso de elementos de contorno infinito (HOWARD; CAZZOLATO,

2015) (DESMET; VANDEPITTE, 2002).

Como o desenvolvimento e aplicação das tecnologias de elemento mencionadas exigiriam mais tempo que o disponível para a elaboração deste trabalho, optou-se por reduzir o comprimento recomendado, avaliando-se o impacto da redução da resposta modal. Assim, foram verificadas as 4 primeiras frequências naturais para diferentes extensões da cavidade. Os resultados estão expostos no gráfico da Figura 26.

Figura 26 – Frequências obtidas em função da extensão da cavidade acústica.



Fonte: O Autor (2020).

Como era esperado, as duas primeiras frequências (maiores comprimento de onda acústica) não convergiram para as extensões simuladas, o que provavelmente ocorreu devido ao efeito de reflexão da radiação. Como explica Xiao et al. (2015), as bordas do modelo em elementos finitos usuais irão causar a reflexão das ondas acústicas e a sua superimposição com as demais ondas progressivas, o que é um efeito indesejado na análise de um domínio aberto (XIAO et al., 2015). Por outro lado, a variação entre os valores de 1ª e 2ª frequências naturais se manteve na ordem de 0,001, o que foi considerado suficiente para esta pesquisa. A extensão da cavidade adotada para as demais análises foi de 200m.

6.3.2 Discretização da malha

O número de divisões nas direções tangencial (u), axial (v) e radial (w) foram estabelecidas conforme descrito na seção 4.3 (Tabela 8). Os tamanhos dos elementos adjacentes de casca e fluido acústico assim como o parâmetro l_f/l_s e o fator geométrico também estão indicados.

Tabela 8 – Dados da discretização da malha

	Direção		
	u	v	w
Nº de segmentos	20	12	28
l_s	1,667m	f_g	8,57
l_f	2,000m	l_f/l_s	1,2

Fonte: O Autor (2020).

Com esta discretização foi gerada uma malha de 1.360 elementos e 1.600 nós para o sólido e 6.720 elementos e 29.320 nós para o fluido, totalizando 8.080 elementos e 30.920 nós.

6.3.3 Frequências naturais

Na Tabela 9 são mostradas as quatro primeiras frequências fundamentais nas direções x e y dos modelos de teste da análise 3D, assim como os valores obtidos por Bir e Jonkman (2008).

Tabela 9 – Frequências naturais da estrutura para o modelo 3D

Modo de vibração	Frequências em Hz				Dif. Rel. do Modelo F(%)
	Bir e Jonkman(2008)	R	F	FH	
1º – xx	0,251	0,283	0,247	0,247	-1,59
1º – yy	0,253	0,286	0,249	0,248	-1,66
2º – xx	1,368	1,552	1,328	1,284	-2,92
2º – yy	1,532	1,845	1,494	1,422	-2,47
3º – xx	2,743	3,398	2,626	2,370	-4,24
3º – yy	3,087	3,723	2,999	2,714	-2,87
4º – xx	5,978	7,299	5,630	4,725	-5,82
4º – yy	6,051	7,416	5,793	4,918	-4,26

Fonte: O Autor (2020).

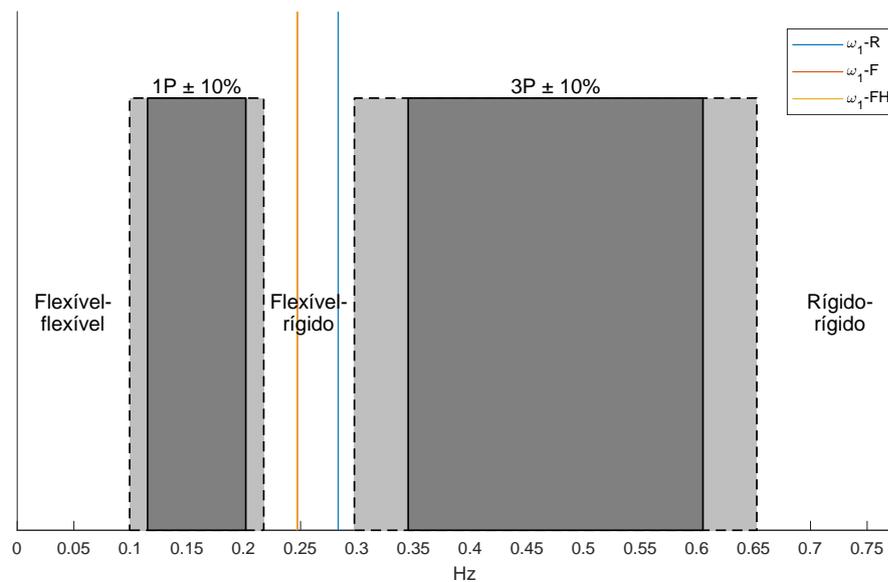
Nota-se que o modelo com elementos de casca e base flexível apresentou resultados satisfatórios de frequências naturais, com diferenças máximas de 5,8% na 4ª frequência do sistema, quando comparado com os resultados fornecidos por Bir e Jonkman (2008). Além disso, confirmando os resultados obtidos na análise 1D, os fatores de maior impacto nas frequências

naturais do sistema foram a flexibilidade do solo, seguido da IFE através do fluido acústico. A não consideração desses efeitos gerariam erros de aproximadamente 15,2% na primeira frequência e 29,7% na segunda.

Vale destacar ainda que, tomando como referência os resultados obtidos por Bir e Jonkman (2008), o modelo 3D apresentou um pior desempenho em comparação ao modelo 1D na estimativa das frequências do sistema. O ponto importante que contribui para esta descoberta é o fato de que o modelo numérico utilizado pelos autores mencionados se assemelha mais ao primeiro modelo deste trabalho, i.e. com elementos unidimensionais.

No gráfico da Figura 27, as primeiras frequências de cada modelo na direção $x - x$ estão inseridas no domínio de dimensionamento rígido-flexível, como descrito na seção 1.2, para o caso da NREL 5MW. O intervalo de frequência 1P para a turbina é de $0,115 - 0,202 Hz$, chamados de *Cut-In* e *Rated Rotor Speed* (JONKMAN et al., 2009).

Figura 27 – Frequências fundamentais inseridas no intervalo de frequência de projeto

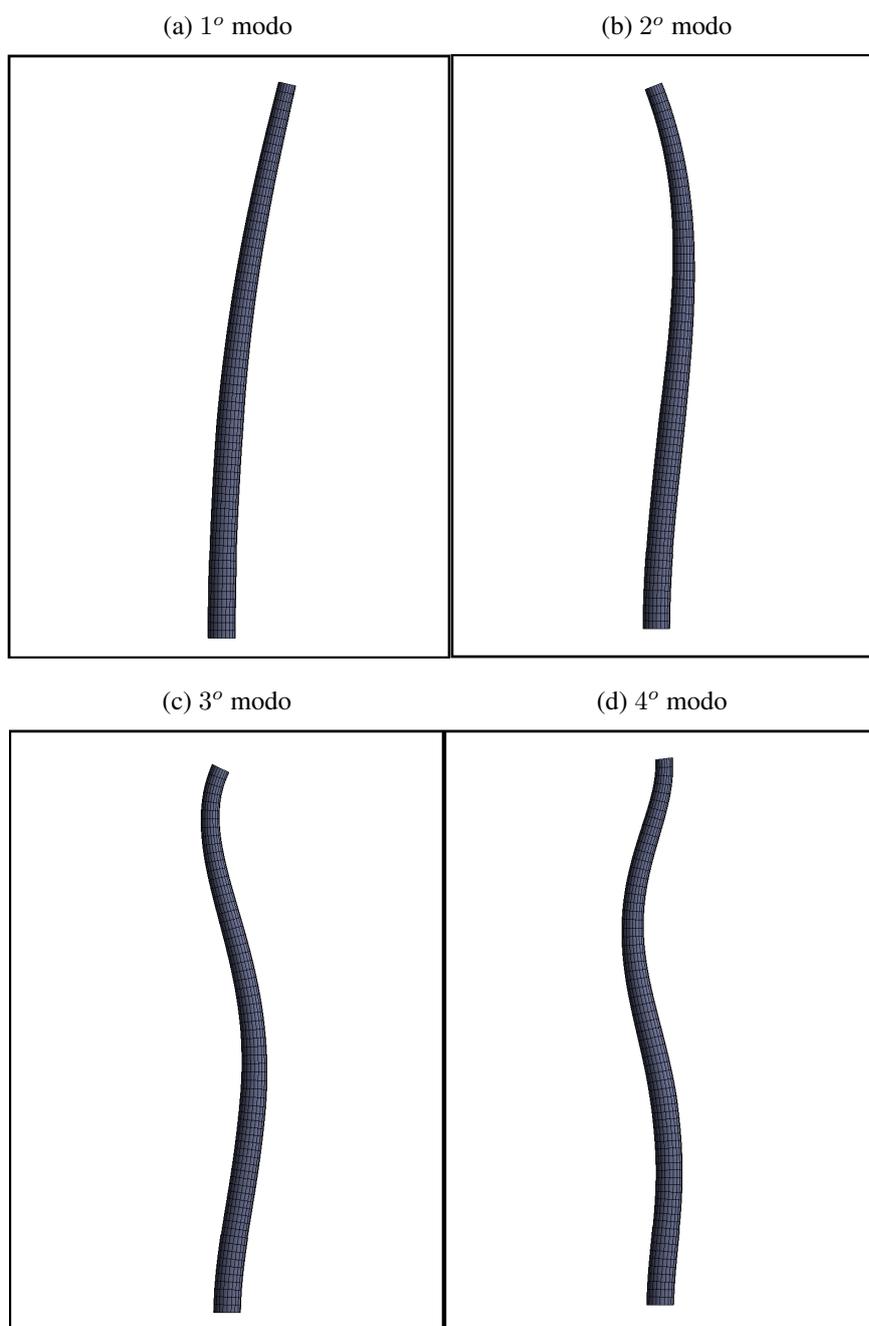


Fonte: O Autor (2020).

Em todos os modelos de teste a frequência fundamental também permaneceu dentro do intervalo de projeto para o modelo 3D. Da mesma forma, a 1ª frequência para o modelo R se aproximou da margem do intervalo de frequência de passagem das pás (3P), o que demonstra que uma consideração simplificada do comportamento dinâmico da estrutura (neste caso, desconsiderar a flexibilidade do solo) pode levar a erros de dimensionamento. A diferença de frequências entre os modelos F e FH para o 1º modo de vibração é mínima.

Nas Figuras 28 e 29 estão representados os modos de vibração da torre do modelo FH nas direções x e y respectivamente.

Figura 28 – Modos de vibração em x

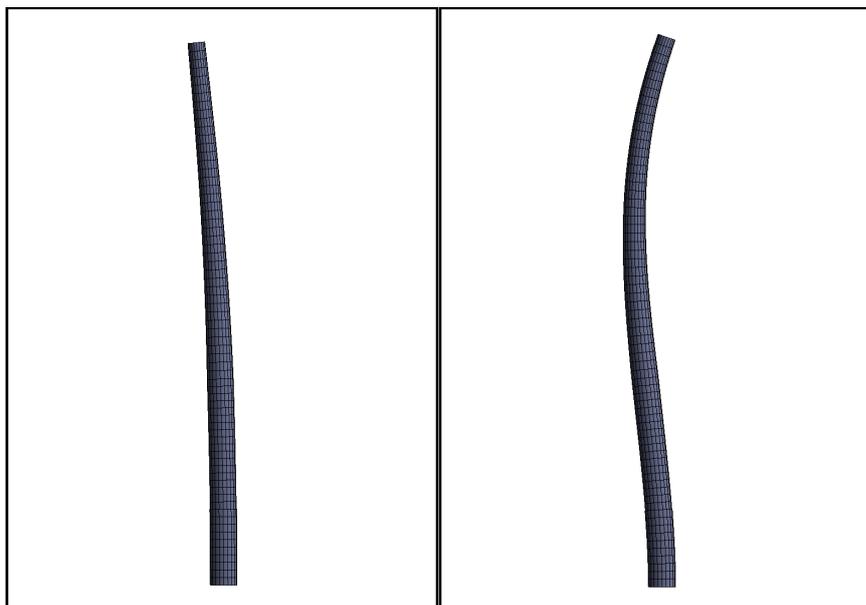


Fonte: O Autor (2020).

Figura 29 – Modos de vibração em y

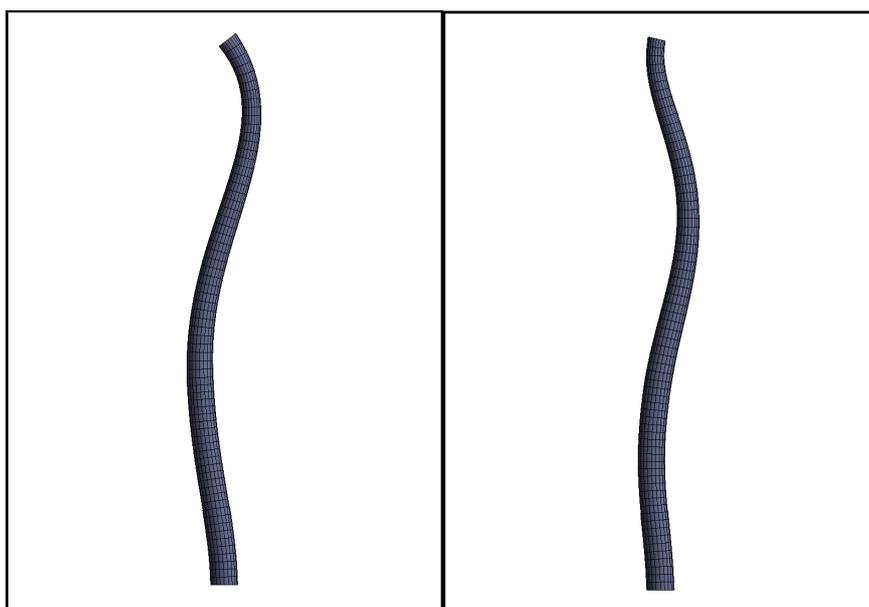
(a) 1º modo

(b) 2º modo



(c) 3º modo

(d) 4º modo



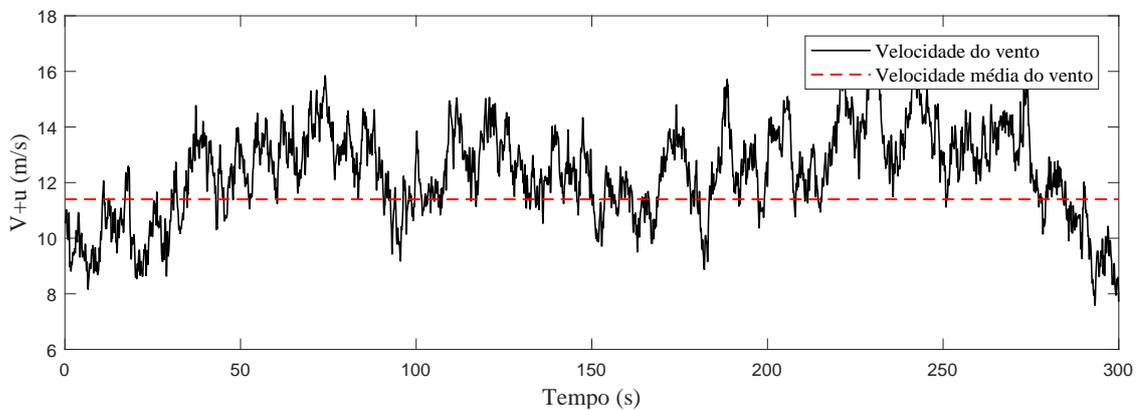
Fonte: O Autor (2020).

6.4 FORÇAS AERODINÂMICAS NO ROTOR

Como descrito na seção 5, para cada turbina existe uma velocidade do vento, chamada de *rated wind speed*, para a qual as maiores forças de empuxo serão induzidas no rotor, pois a turbina estará trabalhando em sua máxima eficiência. No caso da NREL 5MW esta velocidade é de aproximadamente $11,4 \text{ m/s}$ (JONKMAN et al., 2009). Assim, a variação da velocidade do vento ao longo do tempo foi obtida, através de um código no MATLAB, para esta velocidade média (Figura 30) e para os seguintes parâmetros de vento $z_f = 90\text{m}$, $z_0 = 0,3\text{m}$, $A_u = 1,08$ e $L_u = 100\text{m}$. Estes são os mesmo parâmetros adotados por Kjølraug (2013).

Para um tempo de simulação de 5min (300s), obteve-se o seguinte espectro de vento:

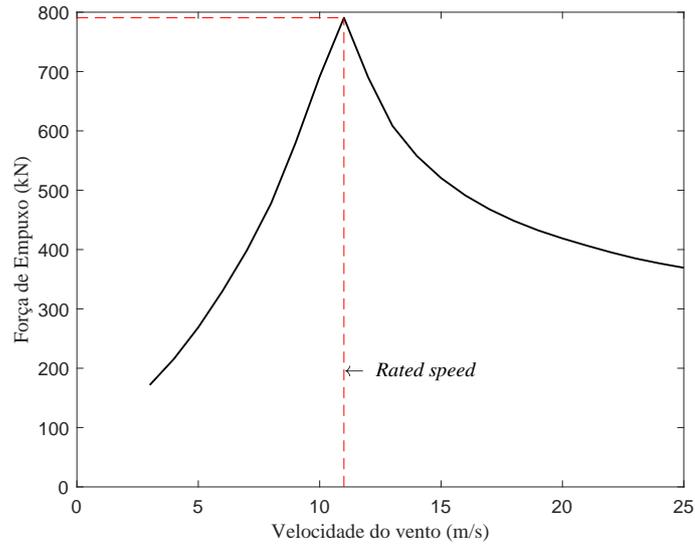
Figura 30 – Simulação temporal da velocidade do vento na altura do rotor



Fonte: O Autor (2020).

Pelo gráfico da Figura 30 é possível observar a turbulência do vento em torno da velocidade média determinada. A curva empuxo-velocidade do vento para a turbina de referência fornecida por Jonkman et al. (2009) pode ser encontrada na Figura 31.

Figura 31 – Curva empuxo vs velocidade do vento para a turbina de referência NREL 5MW

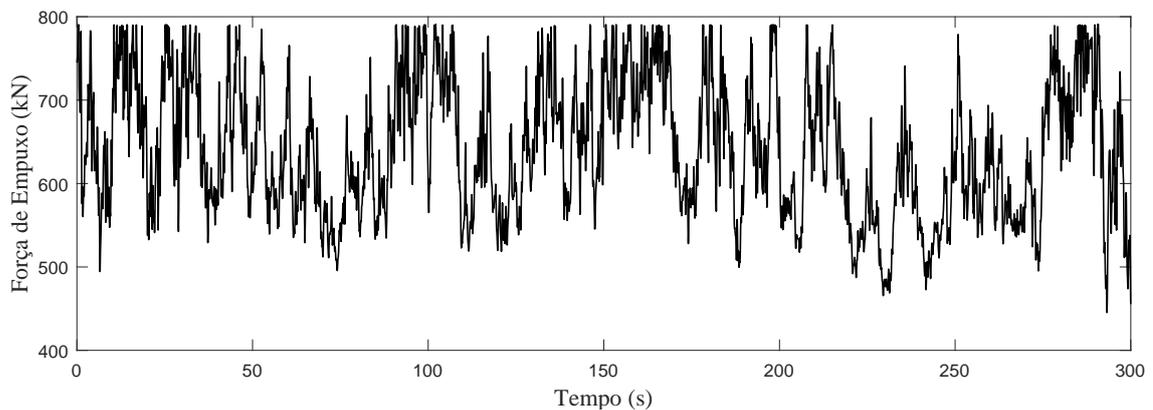


Fonte: JONKMAN et al. (2009).

Verifica-se a que a maior força de empuxo do vento, cerca de 800 kN, ocorre para a velocidade de vento chamada de *rated wind speed*, como demonstrado por Prowell (2011).

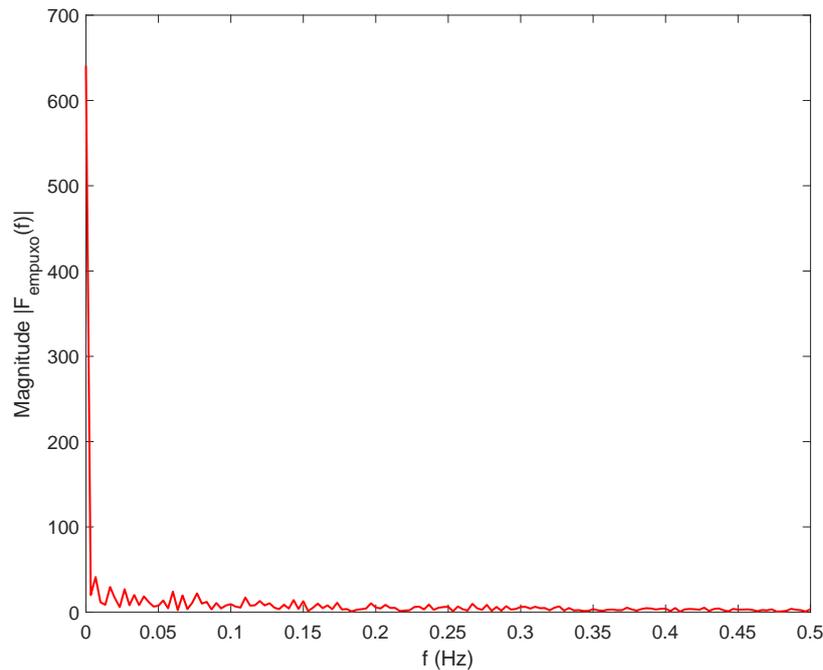
Por fim, uma vez obtida a simulação temporal da velocidade do vento e a relação empuxo-velocidade do vento, a força de empuxo atuando no *hub* da turbina foi calculada (Figura 32).

Figura 32 – Simulação temporal da força de empuxo induzida pelo vento



Fonte: O Autor (2020).

A força aerodinâmica na altura do *hub* varia entre 420kN e 800 kN no período de simulação adotado. A partir da transformada discreta de Fourier, é possível obter as componentes de frequência de atuação da carga. Assim, utilizando o comando *fft()* - *Fast Fourier Transformation* do MATLAB para o espectro de força acima, obtém-se:

Figura 33 – Frequências de atuação da carga no *hub*

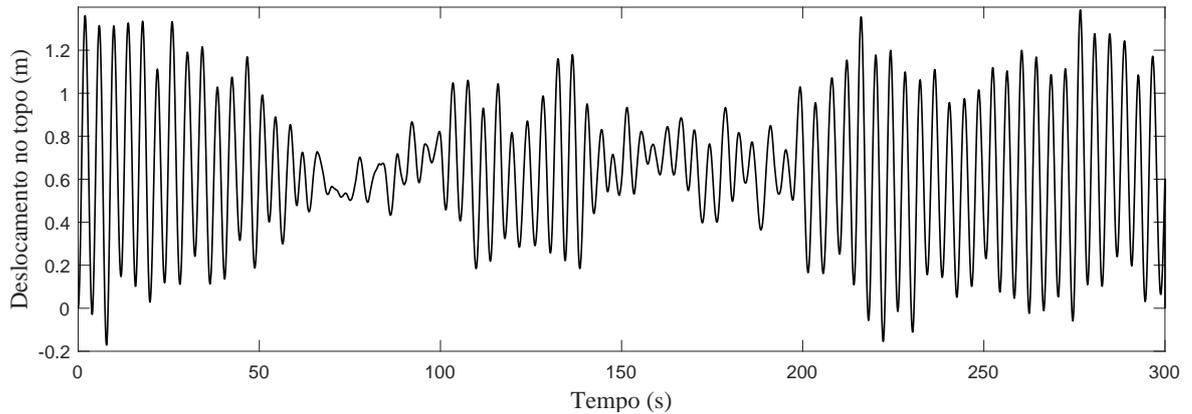
Fonte: O Autor (2020).

Como se pode observar no gráfico, devido à componente turbulenta da velocidade do vento, a força de empuxo não possui uma frequência de atuação definida.

6.5 RESPOSTA TRANSIENTE PARA O MODELO 1D

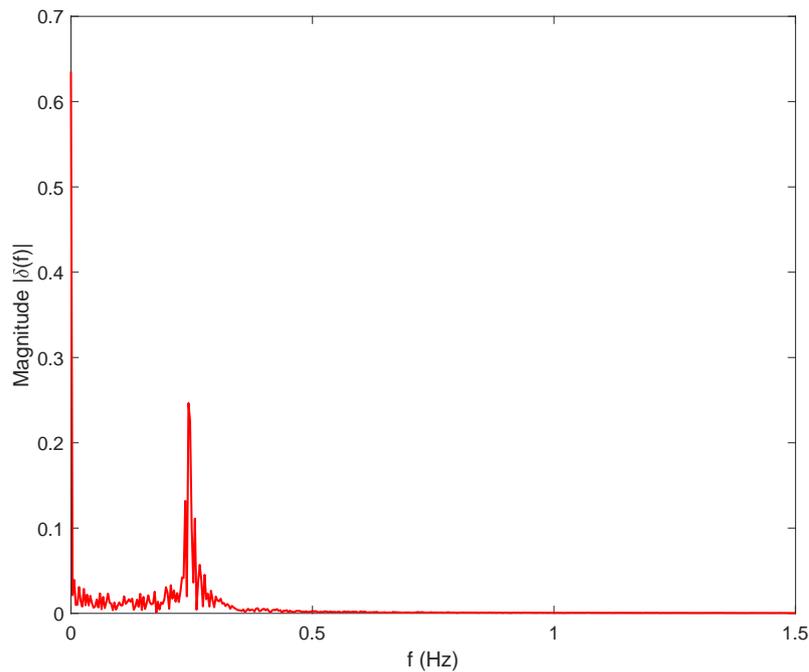
A resposta transiente da estrutura à ação do empuxo do vento no rotor foi obtida pelo Método da Aceleração Média Constante, como descrito na seção 2.3, para um tempo total de 5 minutos. O passo de tempo escolhido (h) para captar todos os picos de carga foi de 0,01s e utilizou-se uma razão de amortecimento (ξ) de 1%, como recomendado por (JONKMAN; MUSIAL, 2010), para o cálculo da matriz de amortecimento. Além disso, optou-se pelo modelo FHG por ser o que captura mais efeitos para o elemento de barra. Na Figura 34, tem-se o deslocamento da turbina (nó extremo da torre) ao longo do tempo.

Figura 34 – Resposta transiente do aerogerador na direção x



Fonte: O Autor (2020).

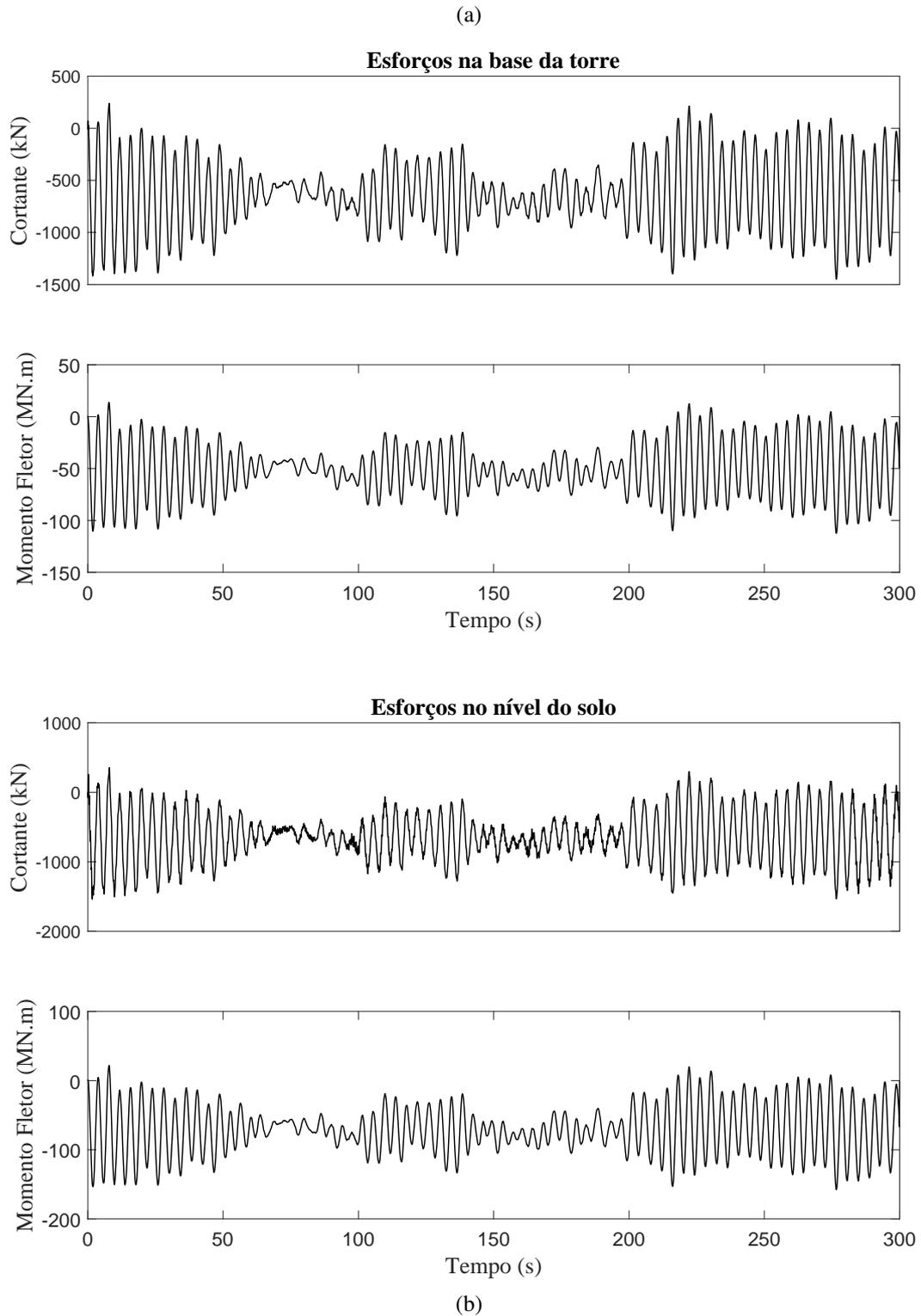
O deslocamento máximo calculado no topo do aerogerador foi de 1,39m. Transformando para o domínio da frequência, tem-se:

Figura 35 – Frequências de atuação da carga no *hub*

Fonte: O Autor (2020).

Nota-se que a frequência em que o topo da estrutura se desloca está em torno de $0,25\text{ Hz}$, que está de acordo com a frequência fundamental encontrada para o modelo FHG. Os esforços (cortante e momento fletor) foram calculados na base da torre e no nível do solo, a fim de se verificar as tensões máximas nas seções da torre e do monopilar. Na Figura 36 estão apresentados os esforços na base da torre e no nível do solo.

Figura 36 – Esforços a) na base da torre e b) no nível do solo.



Fonte: O Autor (2020).

Na Tabela 10, estão indicados os valores característicos máximos de esforço cortante e momento fletor nas seções crítica do nível do solo, da base e do topo da torre e as tensões máximas que estes esforços provocam.

Tabela 10 – Esforços característicos e tensões máximas

Seção	Cortante (kN)	Tensão Máxima (MPa)	Momento Fletor (MN.m)	Tensão Máxima (MPa)
Nível do solo	1538,9	2,75	157,7	95,78
Base da torre	1449,1	5,72	112,4	149,29
Topo da torre	1273,3	11,08	2,5	11,46

Fonte: O Autor (2020).

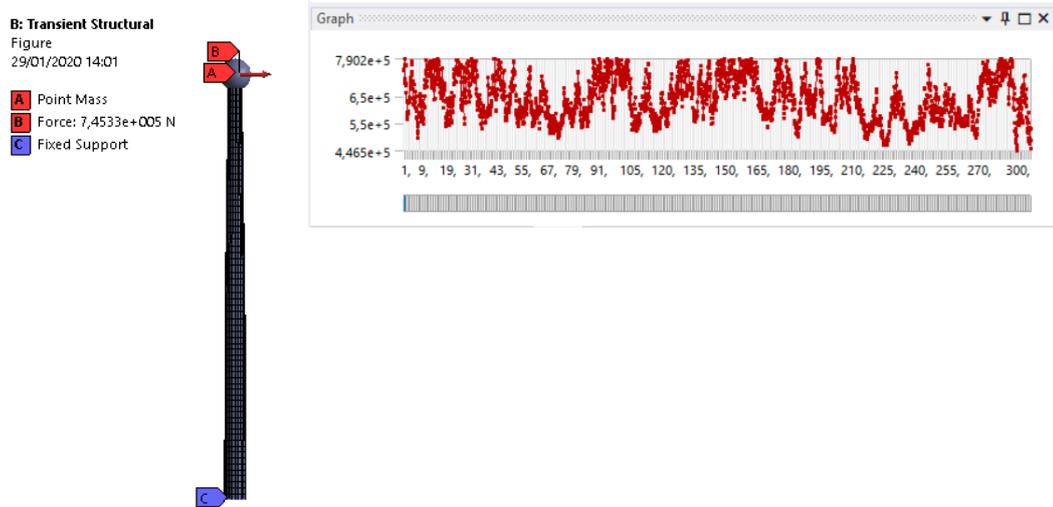
Pela análise da tabela, nota-se que, apesar de os esforços serem maiores no nível do solo, é na base da torre onde se encontram as maiores tensões normais e no topo onde se encontram as maiores tensões de cisalhamento, devido à menor seção transversal. Os momentos fletores são os esforços predominantes para o dimensionamento, pois podem provocar tensões características de até 149,3 MPa. Portanto, em uma análise completa dos esforços atuantes, pode ser necessário a consideração da não-linearidade do aço caso as tensões ultrapassem o limite de escoamento (tipicamente 250 MPa para o aço ASTM A36).

6.6 RESPOSTA TRANSIENTE PARA O MODELO 3D

A resposta transiente do modelo foi obtida através do módulo *Transient Structural* do ANSYS para o modelo F (3D) com ISE pelo Método do Comprimento Artificial. Optou-se por não considerar a participação do fluido acústico na análise transiente, pois seria necessária a solução do sistema acoplado do tipo *one-way* ou *two-way* com um elevado tempo de simulação.

O módulo *Transient Structural* permite a entrada de uma fonte tabular de dados para a inserção dos valores de tempo e carga variável no topo da turbina, como mostrado na Figura 36. Assim como no modelo 1D, a resposta dinâmica foi obtida para um tempo total de 5 minutos. O passo de tempo escolhido (h) foi de 0,1s e utilizou-se a mesma razão de amortecimento (ξ) de 1%, recomendada por Jonkman e Musial (2010), como dado de entrada para o cálculo da matriz de amortecimento.

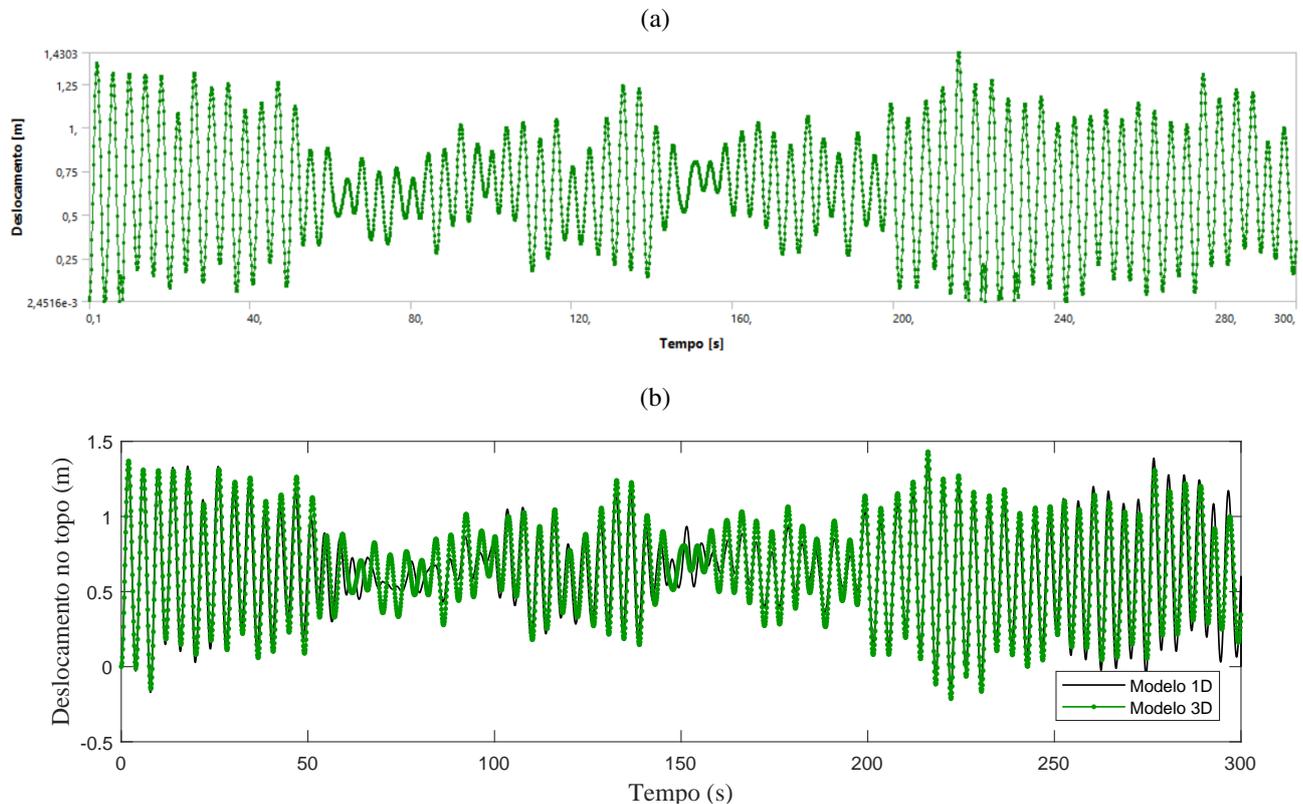
Figura 36 – Interface do ANSYS para a análise transiente



Fonte: O Autor (2020).

Na Figura 37 estão o gráfico do deslocamento em m do topo da estrutura em função do tempo para o modelo 3D e os gráficos de deslocamentos para os modelos 1D e 3D juntos.

Figura 37 – Deslocamento no topo da turbina para o modelo F (3D) a) isolado e b) junto com o deslocamento do modelo 1D

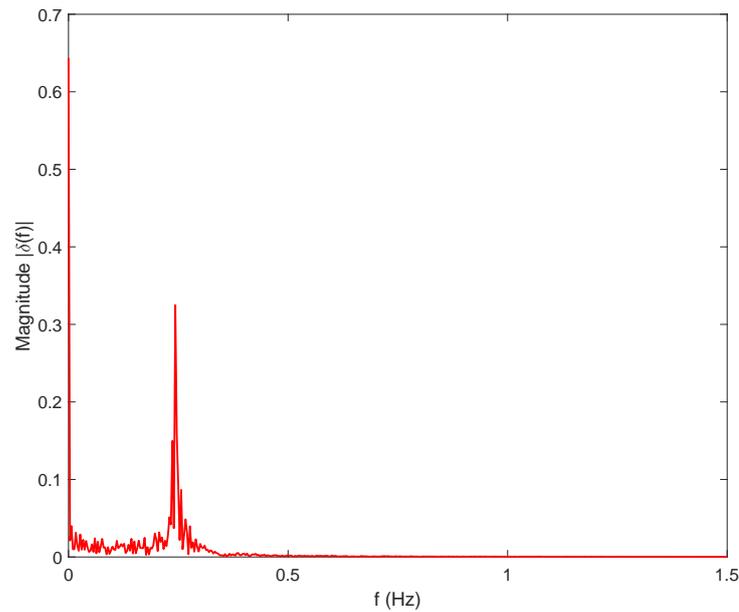


Fonte: O Autor (2020).

O deslocamento máximo ocorrido no topo da turbina foi de 1,43m. Este resultado foi bem próximo daquele encontrado na análise 1D (1,39m). De maneira geral, os espectros se aproximaram bem um do outro, sendo observada apenas uma pequena diferença nos intervalos entre 60-90s e 140-160s. Estes resultados demonstram que a utilização do MAMC no modelo 1D foi satisfatória para estimar os deslocamentos ao longo do tempo para a turbina.

Transformando para o domínio da frequência, tem-se:

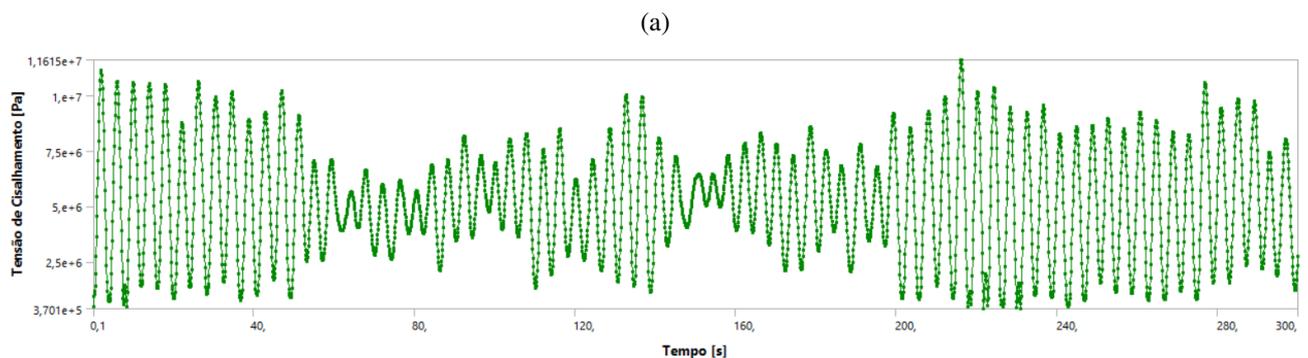
Figura 38 – Frequências de atuação da carga no *hub*

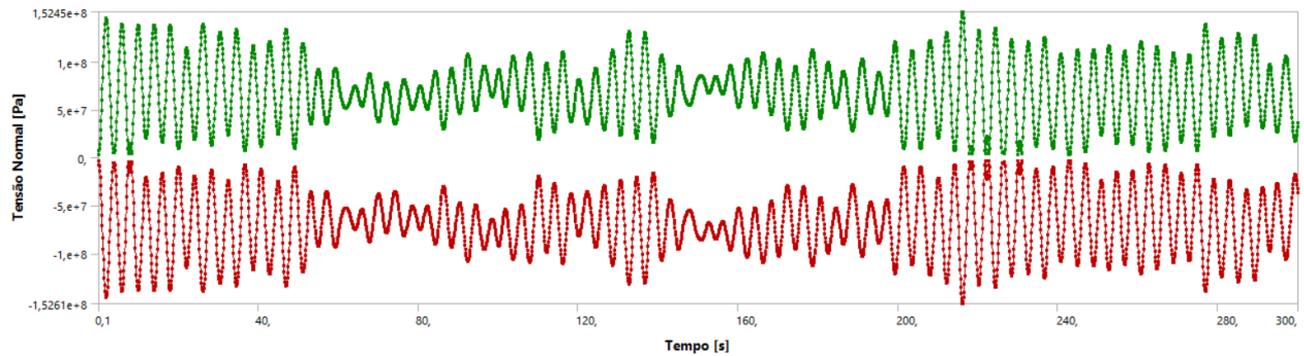


Fonte: O Autor (2020).

Assim como no caso 1D, a frequência de deslocamento do topo está em torno de $0,25\text{ Hz}$, que está de acordo com a frequência fundamental encontrada para o modelo FH-3D. Nos gráficos da Figura 39 estão indicadas as tensões de cisalhamento e normal em Pa máximas ocorridas ao longo do tempo de análise.

Figura 39 – a) Tensões de cisalhamento e b) normais máximas ocorridas na estrutura





(b)

Fonte: O Autor (2020).

Quanto às tensões máximas atuantes, a maior tensão de cisalhamento observada foi de aproximadamente 11,6 MPa no topo da torre e a maior tensão normal foi de 152,5 MPa na base. Ambas as tensões ficaram bem próximas daquelas obtidas pelo modelo 1D, com uma diferença de aproximadamente 2,1% para a tensão normal e 1,4% para a de cisalhamento. Estes resultados indicam que é possível obter uma boa aproximação também para as tensões utilizando o MAMC no modelo 1D.

7 CONCLUSÕES

Tendo em vista o cenário atual de busca por fontes de energia renováveis para suprir as demandas mundiais e aos sinais de crescimento apresentados pela indústria de turbinas eólicas no país, assim como pela necessidade de modelos numéricos capazes calcular com precisão os modos e respostas transientes da estrutura das turbinas, este trabalho teve por objetivo o desenvolvimento de dois modelos numéricos pelo MEF para a análise dinâmica de aerogeradores *offshore* com fundação em monopilar.

Em ambos os modelos propostos, a análise dinâmica foi feita considerando aspectos fundamentais de cálculo como a influência das interações solo-estrutura (ISE), fluido-estrutura (IFE). Para a resposta transiente da torre ao longo de 5 minutos, se estimou a carga variável do vento no rotor através de teorias de espectro de vento, como proposto por Kjølraug (2013) e Maiolino (2014).

Os dois modelos numéricos escolhidos consistiram em:

I) Modelo numérico unidimensional com elementos de pórtico plano desenvolvido pelo autor utilizando o MATLAB como ferramenta de implementação computacional. Nele, a ISE foi feita através dos modelos simplificados de comprimento artificial, molas acopladas e molas distribuídas, enquanto que para a IFE se utilizou o Método da Massa Hidrodinâmica Adicional. Neste modelo se avaliou ainda o efeito da carga axial no comportamento dinâmico da estrutura através da matriz de rigidez geométrica. Em seguida, a resposta transiente foi calculada por integração direta pelo Método da Aceleração Média Constante (MAMC) com matriz proporcional de amortecimento de Rayleigh.

II) Modelo tridimensional com elementos de casca para a estrutura e fluido acústico para água utilizando o *software* ANSYS. Neste modelo, a ISE foi realizada pelo método do Comprimento Artificial Modificado e a IFE foi resolvida através do problema vibroacústico.

A análise modal foi realizada para uma série de modelos de teste, especificados em 6.2.2, com o intuito de se avaliar o impacto das diferentes considerações de cálculo nas respostas. Por fim, ambos os resultados foram validados pela literatura existente e os modelos foram aplicados a um estudo de caso da fase II da turbina de referência NREL 5MW. As principais descobertas estão pontuadas a seguir.

- a) Para os três modelos apresentados de ISE (comprimento artificial, molas acopladas e molas distribuídas) observou-se uma boa convergência dos resultados quando as duas primeiras frequências naturais nas direções x e y são comparadas com os valores de referências (erros máximos menores que 1%) fornecidos por Bir e Jonkman (2008). Além disso, optou-se por executar os demais testes utilizando apenas o modelo de molas acopladas, pois os três modelos de ISE escolhidos apresentaram desempenhos semelhantes.
- b) Na estimativa das frequências naturais do sistema, em ambos os modelos numéricos,

percebeu-se que os efeitos de maior importância são a flexibilidade do solo, ainda que esta seja feita de forma simplificada, e a IFE na região submersa. No modelo unidimensional, a ignorância desses efeitos pode provocar erros de até 14,2% na primeira frequência e 28,6% na segunda, crescendo à medida em que se avança o modo de vibração, enquanto que para o modelo 3D erros gerados por não considerar estes efeitos são de aproximadamente 15,2% na primeira frequência e 29,7% na segunda.

- c) A influência da consideração da carga axial no modelo 1D foi medida pela comparação entre os modelos F e FG. Nota-se que a carga axial tem um papel significativo na redução do primeiro modo de vibração, com uma redução de aproximadamente 2% na primeira frequência para as duas direções. Nos demais modos de vibração avaliados, sua influência é pouco significativa (menor que 0,4%). Isto pode ser explicado pelo fato de que é no primeiro modo onde há o maior deslocamento modal no topo da torre, local de aplicação da carga axial.
- d) Ao se avaliar a interação fluido-estrutura pelos dois métodos mencionados (MHA no caso 1D e Fluido Acústico no caso 3D) as frequências do sistema foram comparadas entre os modelos F e FH (Tabela 11). Para ambos os casos, as diferenças no valor das frequências cresceram com o aumento do modo de vibração, variando de 0,1% no primeiro modo a 16% de diferença no quarto modo. O impacto do fluido no primeiro modo do sistema foi considerado insignificante (redução máxima de 0,3% no modelo 3D), no entanto para os demais modos é um aspecto importante a se considerar. Isto se dá provavelmente porque uma pequena parcela da estrutura está em contato com o fluido no caso da fase II NREL 5MW, onde a profundidade d'água representa cerca de 20% do trecho acima do nível do solo da estrutura.

Tabela 11 – Diferença relativa (%) nas frequências obtidas pelos modelos F e FH

Modo de vibração	Diferença relativa (%) entre os modelos F e FH	
	Modelo 1D (MHA)	Modelo 3D (Fluido Acústico)
1 ^o – <i>xx</i>	0,08	0,24
1 ^o – <i>yy</i>	0,12	0,32
2 ^o – <i>xx</i>	3,05	3,29
2 ^o – <i>yy</i>	4,76	4,78
3 ^o – <i>xx</i>	9,66	9,76
3 ^o – <i>yy</i>	9,30	9,49
4 ^o – <i>xx</i>	16,03	16,06
4 ^o – <i>yy</i>	15,17	15,10

Fonte: O Autor (2020).

- e) Na comparação do impacto nas frequências naturais da IFE pelos dois métodos abordados (MHA e Fluido Acústico), pode-se notar que os dois métodos mostraram-se equivalentes. De maneira que se pode afirmar para o caso da fase II da NREL 5MW o modelo simplificado de Massa Hidrodinâmica Adicional é suficiente quando se quer considerar a interação fluido-estrutura. Esta é uma conclusão interessante, uma vez que o método é de simples aplicação e requer baixo custo computacional.
- f) Por fim, vale salientar a importância das três considerações de cálculo abordadas (i. e. a flexibilidade do solo, a interação fluido-estrutura e a carga axial) na obtenção das frequências do sistema, o que pode ser observado no gráfico da Figura 24. Apesar de ambas as frequências fundamentais se encontrarem no intervalo de projeto, é notável a diferença entre elas, que é acentuada à medida em que se aumenta o modo.
- g) As forças aerodinâmicas encontradas variaram entre 420 kN e 800 kN, como apresentado no espectro da Figura 32. Estes esforços, atuando ao longo de 5 min no altura do *hub* da turbina, geraram a resposta transiente da estrutura. No modelo 1D, com a utilização do Método da Aceleração Média Constante para um passo (h) de 0,01s e uma razão de amortecimento (ξ) de 1%, foram estimados deslocamentos na ponta de até 1,39 m, enquanto que para o modelo 3D com um passo (h) de 0,1s o deslocamento alcançou 1,43m. Estes resultados validam o MAMC na obtenção da resposta dinâmica para o modelo numérico de barras.
- h) Através da análise transiente foi possível obter ainda os esforços e tensões atuantes na estrutura durante o tempo de simulação. Para o caso 1D, os momentos fletores máximos foram de aproximadamente 112 MN.m na base da torre e 158 MN.m no monopilar, gerando uma tensão máxima característica de 148 MPa, enquanto que enquanto que os esforços cortantes máximos variaram entre 1539 kN a 1273 kN, gerando uma tensão máxima de 11,1 MPa no topo da torre. Já para o caso 3D as tensões características máximas observadas foram de 152 MPa para a normal e 11,6 MPa para a de cisalhamento. Estes resultados validam também o MAMC na obtenção das tensões para o modelo numérico de barras. Além disso, eles podem justificar a necessidade de uma análise não-linear física para o problema, em uma abordagem mais completa dos esforços atuantes.

7.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Tendo em vista os resultados e as discussões apresentadas anteriormente, algumas sugestões podem ser dadas para trabalhos futuros:

- a) Como foi visto, a flexibilidade do solo desempenha um papel importante nas frequências naturais do sistema e conseqüentemente na resposta transiente. Uma sugestão interessante seria a análise dinâmica para uma série de perfis de solo, com a possível inclusão da não-linearidade, de forma que pudesse ser verificada a influência da rigidez no solo nas análises. Poderia ser incluído no código 1D já desenvolvido neste trabalho uma integração com o *software* LPILE para a obtenção direta dos coeficientes de mola uma vez fornecido os parâmetros do solo.

- b) Outro ponto a se considerar seria as não-linearidades do material e da geometria da torre. Uma vez que foram verificados deslocamentos significativos na altura do *hub*, estes podem ocasionar o escoamento do material e efeitos de 2ª ordem na estrutura para torres de altura maiores ou em uma análise dos carregamentos com a inclusão de sismos.

- c) Não é comum os fabricantes de aerogeradores fornecerem dados como a curva empuxo \times velocidade do vento. Assim, uma integração do código 1D com *softwares* de dinâmica dos fluidos aplicado a aerogeradores - a exemplo do QBlade ou FAST - permitiria a estimativa da carga do vento a partir dos dados de geometria das pás.

REFERÊNCIAS

- 3BL Media. *Novo Nordisk Named Most Sustainable Pharma Co.* 2016. Disponível em: <<https://www.3blmedia.com/News/Novo-Nordisk-Named-Most-Sustainable-Pharma-Company>>.
- AASEN, S. et al. Effect of foundation modelling on the fatigue lifetime of a monopile-based offshore wind turbine. *Wind Energy Science*, v. 2, p. 361–376, 2017.
- Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL). *Capacidade de Geração do Brasil.* 2019. Disponível em: <<http://www2.aneel.gov.br/aplicacoes/capacidadebrasil/capacidadebrasil.cfm>>.
- ALKMIM, M. H.; MORAIS, M. V. G. de; FABRO, A. T. Vibration reduction of wind turbines using tuned liquid column damper using stochastic analysis. *Journal of Physics: Conference Series*, v. 744, p. 1–11, 2016.
- ANSYS Inc. *ANSYS Documentation: Mechanical APDL 2019.* 2019. Disponível em: <https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v195/ans_elem/Hlp_E_SHELL181.html>.
- Associação Brasileira de Energia Eólica (ABEEólica). *InfoVento nº 14.* São Paulo, 2019. Disponível em: <http://abeeolica.org.br/wp-content/uploads/2019/12/Infovento-14_PT.pdf>.
- BIR, G.; JONKMAN, J. *Modal Dynamics of Large Wind Turbines with Different Support Structures.* US, 2008.
- BOUAANANI, N.; LU, F. Y. Assessment of potential-based fluid finite elements for seismic analysis of dam–reservoir systems. *Computers and Structures*, v. 87, p. 206–224, 2008.
- BURGOS, R. G. *Solução de problemas vibroacústicos bidimensionais: exemplos, códigos e aplicações computacionais.* Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Pernambuco, 2017.
- CLOUGH, R. W.; PENZIEN, J. *Dynamics of Structures.* 3rd. ed. Berkeley, CA: Computers & Structures Inc, 2003.
- DESMET, W.; VANDEPITTE, D. *Finite Element Method in Acoustics.* 1st. ed. Belgium: LMS International, 2002.
- DNV; RISØ. *Guidelines for the Design of Wind Turbines.* 2nd. ed. Denmark: DSI Grafisk Service, 2002.
- DNV-OS-J101. *Design of Offshore Wind Turbine Structures.* Denmark, 2014.
- GOYAL, A.; CHOPRA, A. K. Simplified evaluation of added hydrodynamic mass for intake towers. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 115, n. 7, p. 1393–1412, 1989.
- GUPTA, B. K. *Soil-Structure Interaction Analysis of Monopile Foundations Supporting Offshore Wind Turbines.* Tese (Doutorado) — University of Waterloo, 2018.
- HANSEN, M. O. L. *Aerodynamics of Wind Turbines.* 2nd. ed. UK: Earthscan, 2013.
- HOWARD, C. Q.; CAZZOLATO, B. S. *Acoustic Analyses Using MATLAB and ANSYS.* 1st. ed. Florida, US: CRC Press, 2015.

- HUGHES, T. J. R. *The Finite Element Method*. 3rd. ed. New York: Prentice-Hall Inc, 1987.
- JONKMAN, J. et al. *Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development*. US, 2009.
- JONKMAN, J.; MUSIAL, W. *Offshore Code Comparison Collaboration (OC3) for IEA Task 23 Offshore Wind Technology and Deployment*. US, 2010.
- KJØRLAUG, R. A. *Seismic Response of Wind Turbines: Dynamic Analysis of a Wind Turbine in Horizontal and Vertical Direction-Subject to Earthquake, Wind & SSI*. Dissertação (Mestrado) — Norwegian University of Science and Technology, 2013.
- KJØRLAUG, R. A.; KAYNIA, A. M. Vertical earthquake response of megawatt-sized wind turbine with soil-structure interaction effects. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, v. 44, p. 2341–2358, 2015.
- LOMBARDI, D.; COX, J. A.; BHATTACHARYA, S. Long-term performance of offshore wind turbines supported on monopiles and suction caissons. *Proceedings of the 8th International Conference on Structural Dynamics*, 2011.
- MAIOLINO, P. *Análise Dinâmica de Turbina Eólica Offshore do Tipo Monocoluna*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro - COPPE, 2014.
- National Renewable Energy Laboratory (NREL). *2017 Renewable Energy Data Book*. US, 2019. Disponível em: <<https://www.nrel.gov/docs/fy19osti/72170.pdf>>.
- PASSON, P. *Memorandum: Derivation and Description of the Soil-Pile-Interaction Models*. US, 2006.
- PINTO, M. de O. *Fundamentos de Energia Eólica*. 1ª. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2014.
- PROWELL, I. *An Experimental and Numerical Study of Wind Turbine Seismic Behavior*. Tese (Doutorado) — University of California, 2011.
- PROWELL, I.; ELGAMAL, A.; LU, J. Modeling the influence of soil structure interaction on the seismic response of a 5 m wind turbine. *International Conferences on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics*, v. 5, p. 1–9, 2010.
- SOUSA JR., L. C. d. *Uma Aplicação dos Métodos dos Elementos Finitos e Diferenças Finitas à Interação Fluido-Estrutura*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de Brasília, 2006.
- STRØMMEN, E. N. *Theory of Bridge Aerodynamics*. 2nd. ed. Norway: Springer, 2010.
- SUN, C. Mitigation of offshore wind turbine responses under wind and wave loading: Considering soil effects and damage. *Structural Control and Health Monitoring*, v. 25, p. 1–22, 2018.
- UŚCIEŁOWSKA, A.; KOŁODZIEJ, J. A. Free vibration of immersed column carrying a tip mass. *Journal of Sound and Vibration*, v. 1, n. 216, p. 147–157, 1998.
- WEI, K.; YUAN, W. Seismic analysis of deep water pile foundation based on three-dimensional potential-based fluid elements. *Journal of Construction Engineering*, v. 2013, p. 1–10, 2013.
- WILSON, E. L. *Three Dimensional Static and Dynamic Analysis Of Structures*. 2nd. ed. Berkeley, CA: Computers & Structures Inc, 1998.

World Steel Association. *Steel solutions in the green economy: Wind turbines*. 2012. Disponível em: <<https://www.worldsteel.org/en/dam/jcr:41f65ea2-7447-4489-8ba7-9c87e3975aab/Steel+solutions+in+the+green+economy:+Wind+turbines.pdf>>.

WU, J.-S.; HSU, S.-H. A unified approach for the free vibration analysis of an elastically supported immersed uniform beam carrying an eccentric tip mass with rotary inertia. *Journal of Sound and Vibration*, v. 291, p. 1122–1147, 2006.

XIAO, D. et al. A novel reflection removal method for acoustic emission wave propagation in plate-like structures. *Journal of Vibroengineering*, v. 17, p. 2322–2337, 2015.

ZYL, W. V.; ZIJL, G. V. Dynamic behaviour of normally reinforced concrete wind turbine support structures. *Journal of the South African Institution of Civil Engineering*, v. 57, n. 4, p. 38–44, 2015.

APÊNDICE A – CÓDIGO EM MATLAB

```

%% Universidade Federal de Pernambuco
% PPGEC - Mestrado em Estruturas
%
% Aluno: Diogo Barros - Prof. Orientador: Paulo Ribeiro
%% ANÁLISE DINÂMICA DE AEROGERADORES OFFSHORE
%
% * Elemento de pórtico plano para a estrutura
% * Propriedades da turbina como massa e inércias rotacionais no topo
% * ISE por molas acopladas
% * IFE com Massa Hidrodinâmica Adicional (Goyal and Chopra, 1989)
% * Efeito de carga axial pela matriz de rigidez geométrica
% * Análise modal pela solução de autovalores e autovetores
% * Resposta dinâmica por integração direta - Método da Aceleração Média
Constante (Clough, pg.328)
clear
clc

%% PRÉ-PROCESSO

% Direção de Análise
dir = menu('Escolha a direção de análise:',...
'x', ...
'y');

% Modelos
modelo = menu('Escolha o modelo:',...
'Base engastada (R)', ...
'Base com molas acopladas (F)',...
'Base com molas acopladas + Massa hidrodinâmica (FH)',...
'Base com molas acopladas + efeito de carga axial (FG)',...
'Base com molas acopladas + Massa hidrodinâmica + efeito de carga
axial (FHG)');

%%%%%%%%%%%% DADOS DA TURBINA %%%%%%%%%%
% Referências para dados da NREL 5MW - Phase II:
% 1) https://wind.nrel.gov/forum/wind/viewtopic.php?f=3&t=842
% 2) https://www.nrel.gov/docs/fy09osti/38060.pdf

```

```

% 3) https://wind.nrel.gov/forum/wind/viewtopic.php?t=880

mp=350000; %kg massa na ponta (nacelle + hub + blades)
if dir==1
Imp=4.505e7; %kg*m2 inércia rotational da massa (nacelle + hub + blades)
else
Imp=2.4941e7;
end

%%%%%%%%%%%% DADOS DA ESTRUTURA %%%%%%%%%%%%%
% Material
E=210e9; %N/m2
rhoest=8500; %kg/m3 peso específico

% Geometria
% 1. Torre
Db=6;Dt=3.87; % Diâmetros externos da base e topo
tb=0.027;tt=0.019; % Espessuras base e topo
Ht=77.6;
% 2. Estaca
Df=6; % diâmetro externo da estaca
tf=0.060; % espessura da estaca
Hf1=10; % altura da estaca acima do nível médio do mar
Hf2=20; % altura da estaca acima do solo e abaixo do nível médio do mar

% Discretização
% 1. Torre
nelt=30; % número de elementos da torre
[At,It,Dm]=PropGeom_WindTower(Db,Dt,tb,tt,Ht,nelt);
% 2. Estaca
nelf1=round(Hf1); % número de elementos da estaca acima do nível médio do mar
nelf2=round(Hf2); % número de elementos da estaca acima do solo e abaixo do
nível médio do mar
Af=pi*tf*(Df-tf)*ones(nelf1+nelf2,1);

If=(pi/64)*(Df.^4-(Df-2*tf).^4)*ones(nelf1+nelf2,1);
A=[Af;At];I=[If;It];
D=[Df*ones(nelf2+nelf1,1);Dm]; % diâmetro médio de cada elemento

```

```

% Criação da malha
[coord,conec,tam_e2]=buildmesh1d(Hf2,Hf1,Ht,nelf2,nelf1,nelt);

% Dimensões do problema
nel=nelf1+nelf2+nelt; % nel = número de elementos
nn=nel+1; % nn = número de nós
ngln=3; % número de graus de liberdade por nó
nne=2; % nne = número de nós do elemento
ngl=ngln*nn; % ngl = número de graus de liberdade

%%%%%%%%%%%% DADOS DO ÁGUA %%%%%%%%%%%%%
rho=1000; % massa específica em kg/m3

%%%%%%%%%%%% CONDIÇÕES DE CONTORNO %%%%%%%%%%%%%

% Apoios
if modelo==1
u0=[1]; % nós apoiados na direção x
v0=[1]; % nós apoiados na direção y
theta0=[1]; % nós apoiados quanto à rotação em torno de z
else
u0=[1];
v0=[];
theta0=[];
end
gla=sort([3*u0-2 3*v0-1 3*theta0]); % graus de liberdade dos apoios

% Apoios elásticos
if modelo =1
aelast=[1];
Km=1e10*[0.257481 -2.25325;
-2.25325 26.2912]; % matriz de rigidez a ser acrescentada no nó 1 (referência
3 da NREL)
glae=[3*aelast-1,3*aelast];
end

%%%%%%%%%%%% MASSA HIDRODINÂMICA ADICIONAL %%%%%%%%%%%%%
if (modelo==3 || modelo==5)
% Acréscimo da massa hidrodinâmica nos elementos submersos (Goyal and Chopra,

```

```

1989)
ma=zeros(nelf2,1);
i=0;
for z=(tam_e2/2):tam_e2:Hf2
i=i+1;
ma(i)=hydrodynamic_mass(rhow,z,Df/2,Hf2);
end
rhoa=ma/Af(1); % densidade adicional
rho=rhoest*ones(nel,1); rho(1:nelf2)=rho(1:nelf2)+rhoa;
else
rho=rhoest;
end

%%%%%%%%%% FORÇAS E MOMENTOS APLICADOS %%%%%%%%%%%
% Estático
fn=[nn]; % nós em que há forças aplicadas
F=zeros(ngl,1);
F(3*fn-2)=[-mp*10]; % Forças horizontais aplicadas nos nós em N
F(3*fn-1)=[0]; % Forças verticais aplicadas nos nós em N
F(3*fn)=[0]; % Momentos aplicados nos nós em N.m

% Dinâmico
p=load('wind_simulation_force_matlab.txt'); % carga transiente do vento
famp=1e3; % fator de conversão de unidades
pn=[nn]; % nó de aplicação

%% PROCESSO 1:  MATRIZES DE RIGIDEZ E MASSA

% Coordenadas na numeração local
x1=coord(conec(:,1),1);
y1=coord(conec(:,1),2);
x2=coord(conec(:,2),1);
y2=coord(conec(:,2),2);

% Tamanho do elemento
L=sqrt((x2-x1).^2+(y2-y1).^2);

% Matrizes de rigidez dos elementos
Ke=(E*I./L.^3).*[A.*L.^2./I, zeros(nel,1), zeros(nel,1), -A.*L.^2./I,

```

```

zeros(nel,1), zeros(nel,1),...
zeros(nel,1), 12*ones(nel,1), 6*L, zeros(nel,1), -12*ones(nel,1), 6*L,...
zeros(nel,1), 6*L, 4*L.^2, zeros(nel,1), -6*L, 2*L.^2,...
-A.*L.^2./I, zeros(nel,1), zeros(nel,1), A.*L.^2./I, zeros(nel,1),
zeros(nel,1),...
zeros(nel,1), -12*ones(nel,1), -6*L, zeros(nel,1), 12*ones(nel,1), -6*L,...
zeros(nel,1), 6*L, 2*L.^2, zeros(nel,1), -6*L, 4*L.^2];

% Matrizes de rigidez geométrica dos elementos
Kge=(F(3*fn-2)./(30*L)).*[zeros(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1),
zeros(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1),...
zeros(nel,1), 36*ones(nel,1), 3*L, zeros(nel,1), -36*ones(nel,1), 3*L,...
zeros(nel,1), 3*L, 4*L.^2, zeros(nel,1), -3*L, -L.^2,...
zeros(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1),
zeros(nel,1),...
zeros(nel,1), -36*ones(nel,1), -3*L, zeros(nel,1), 36*ones(nel,1), -3*L,...
zeros(nel,1), 3*L, -L.^2, zeros(nel,1), -3*L, 4*L.^2];
if (modelo==4 || modelo==5)
K=Ke+Kge;
else
K=Ke;
end
Kaux=K; % matriz auxiliar para cálculo dos esforços

K=K';K=K(:);

% Matrizes de massa dos elementos
M=(rho.*A.*L./420).*[140*ones(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1),
70*ones(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1),...
zeros(nel,1), 156*ones(nel,1), 22*L, zeros(nel,1), 54*ones(nel,1), -13*L,...
zeros(nel,1), 22*L, 4*L.^2, zeros(nel,1), 13*L -3*L.^2,...
70*ones(nel,1), zeros(nel,1), zeros(nel,1), 140*ones(nel,1), zeros(nel,1),
zeros(nel,1),...
zeros(nel,1), 54*ones(nel,1), 13*L, zeros(nel,1), 156*ones(nel,1), -22*L,...
zeros(nel,1), -13*L -3*L.^2, zeros(nel,1), -22*L, 4*L.^2];
M=M';M=M(:);

% Graus de liberdade
gl=[3*conec(:,1)-2 3*conec(:,1)-1 3*conec(:,1)...

```

```

3*conec(:,2)-2 3*conec(:,2)-1 3*conec(:,2)];
gl=gl';

linhas= repmat(gl,nne*nngln,1);linhas=linhas(:);
%índices das linhas de KG
colunas=gl(:)';colunas=repmat(colunas,nne*nngln,1);colunas=colunas(:); %índices
das colunas de KG

% Montagem das Matrizes globais
KG=sparse(linhas,colunas,K,ngl,ngl);
MG=sparse(linhas,colunas,M,ngl,ngl);

%% PROCESSO 2:  APLICAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO

% Condições de contorno da estrutura
% Apoios
KG(gla,:)=0; % zera as linhas correspondentes aos GL dos nós apoiados
KG(gla,gla)=eye(length(gla)); % insere 1 na posição da KG que multiplica os
GLs dos nós apoiados
MG(gla,:)=0;
MG(gla,gla)=eye(length(gla)); % insere 1 na posição da MG que multiplica os
GLs dos nós apoiados
F(gla)=0;

% Apoios elásticos
if modelo =1
KG(glae,glae)=KG(glae,glae)+Km;
end

% Acréscimo da massa no topo
MG(3*nn-2,3*nn-2)=MG(3*nn-2,3*nn-2)+mp;
MG(3*nn-1,3*nn-1)=MG(3*nn-1,3*nn-1)+mp;
MG(3*nn,3*nn)=MG(3*nn,3*nn)+Imp;

%% PROCESSO 3:  CÁLCULO DOS DESLOCAMENTOS
% Resolução do sistema
d=KG\F;

%% PROCESSO 4:  ANÁLISE MODAL

```

```

% Frequências naturais e modos de vibração da viga
[AA,BB]=eigs(KG,MG,nl,'sm');
BB=sqrt(diag(BB)');
ind=BB<1.1 | BB==0; % elimina os resíduos numéricos
BB(ind)=[];
AA(:,ind)=[];
[BB,ord]=sort(BB); % frequências em ordem crescente
AA=AA(:,ord); % ordena os modos de vibração
omega=BB(1:6);
phi=AA(:,1:6);

%% PROCESSO 5: RESPOSTA DINÂMICA

% Matriz de amortecimento proporcional (Rayleigh damping - Clough, pg. 234)
qsi=0.01; %razão de amortecimento da estrutura
a=(2*qsi/(omega(1)+omega(3)))*[omega(1)*omega(3),1];
% fatores de proporcionalidade
CG=a(1)*MG+a(2)*KG;

% Método da Aceleração Média Constante (Clough, pg. 328)
MGinv=inv(MG); % guarda a inversa da matriz de massa
t0=0; % tempo inicial
h=0.01; % incremento de tempo
t_f=300; % tempo final
it=1; % iteração
vant=zeros(nl,1); % vetor velocidade inicial
aant=zeros(nl,1); % vetor aceleração inicial
Pant=zeros(nl,1);Pant(3*pn-1)=p(it)*famp; % vetor de carga dinâmica inicial
P=zeros(nl,1);
resp=zeros(nl,round(t_f/h+1));
esf=zeros(4,round(t_f/h+1));
tant=t0;
Kc=KG+(2/h)*CG+(4/h^2)*MG; % matriz de rigidez efetiva

e_solo=1; % elemento no nível do solo
e_base=nelf2+nelf1+1; % elemento da base da torre
e_topo=nel;

for t=(t0+h):h:t_f

```

```

it=it+1;
P(3*pn-1)=p(it)*famp;
deltap=P-Pant; % incremento carga
deltapc=deltap+2*CG*vant+MG*((4/h)*vant+2*aant); % incremento carga efetiva
deltad=Kc\deltapc; % incremento de deslocamento
deltav=(2/h)*deltad-2*vant; % incremento de velocidade
d=d+deltad;
resp(:,it-1)=d;
esf(1,it-1)=Kaux(e_solo,7:12)*d(gl(:,e_solo)); % cortante no nível do solo
esf(2,it-1)=Kaux(e_solo,13:18)*d(gl(:,e_solo)); % momento fletor no nível do
solo
esf(3,it-1)=Kaux(e_base,7:12)*d(gl(:,e_base)); % cortante na base da torre
esf(4,it-1)=Kaux(e_base,13:18)*d(gl(:,e_base)); % momento fletor na base da
torre
esf(5,it-1)=Kaux(e_topo,25:30)*d(gl(:,e_topo));
esf(6,it-1)=Kaux(e_topo,31:36)*d(gl(:,e_topo));
%atualiza os dados para próxima iteração
tant=t;
Pant=P;
vant=vant+deltav;
aant=MGinv*(Pant-CG*vant-KG*d);
end

%% PÓS-PROCESSO

% Escreve os dados do problema na tela:
disp('-----')
disp("ANÁLISE DINÂMICA 2D DE AEROGERADORES OFFSHORE")
disp('-----')
if dir==1,dir='x';else, dir='y'; end
fprintf("Direção da análise:  %c \n",dir);
if modelo==1,sigla='R';elseif modelo==2,sigla='F';elseif modelo==3,sigla='FH';
elseif modelo==4,sigla='FG';elseif modelo==5,sigla='FHG';end
fprintf("Modelo:  %s \n\n",sigla);

fprintf('TURBINA:\n')
fprintf('\tMassa:  %.3e kg\n',mp)
fprintf('\tInércia rotacional:  %.3e kg.m^2\n',Imp)

```

```
fprintf('\nMATERIAL:\n')
fprintf('\tMódulo de elasticidade da estrutura: %.3e N/m^2\n',E)
fprintf('\tDensidade da estrutura: %.3f kg/m^3\n',rhoest)
if (modelo==3 || modelo==5)
fprintf('\tDensidade do fluido: %.3f kg/m^3\n',rhow)
end

fprintf('\nGEOMETRIA:\n')
fprintf('\tComprimento da torre: %.3f m\n',Ht)
fprintf('\tDiâmetro da base da torre: %.3f m\n',Db)
fprintf('\tDiâmetro do topo da torre: %.3f m\n',Dt)
fprintf('\tEspessura da base da torre: %.3f m\n',tb)
fprintf('\tEspessura do topo da torre: %.3f m\n',tt)
fprintf('\n\tComprimento do monopilar: %.3f m\n',Hf1+Hf2)
if (modelo==3 || modelo==5)
fprintf('\n\tComprimento submerso do monopilar: %.3f m\n',Hf2)
end

fprintf('\tDiâmetro externo do monopilar: %.3f m\n',Df)
fprintf('\tEspessura do monopilar: %.3f m\n',tf)

fprintf('\nDISCRETIZAÇÃO:\n')
fprintf('\tNúmero de elementos da torre: %d\n',nelt)
fprintf('\tNúmero de elementos do monopilar: %d\n',nelf1+nelf2)
fprintf('\n\tNúmero total de elementos: %d\n',nel)
fprintf('\tNúmero total de graus de liberdade: %d\n',ngl)

% Menu de gráficos
escolha2=0;
while escolha2 =7
escolha2 = menu('Faça a opção do tipo de saída gráfica:',...
'MALHA DE ELEMENTOS FINITOS', ...
'FREQUÊNCIAS NATURAIS', ...
'FREQUÊNCIAS DE EXCITAÇÃO DA TURBINA',...
'MODO DE VIBRAÇÃO - TORRE', ...
'RESPOSTA TRANSIENTE', ...
'ESFORÇOS', ...
'SAIR');
```

```

if escolha2==1
% Plotta malha:
plotmesh(modelo,coord,conec,Hf2,Hf1,Ht,D)

elseif escolha2==2
% frequências naturais
fprintf('\nANÁLISE MODAL:\n')
fprintf('Frequências naturais (Hz)\n')
disp(omega/(2*pi))

elseif escolha2==3
plotfreqs(omega)

elseif escolha2==4
% plotta os modos de vibração da torre
plotmodos(coord,omega,phi,Hf2,Hf1,Ht)

elseif escolha2==5
% Plotta resposta dinâmica
t=0:h:t_f;
plotresp(t,p,nn,resp)

elseif escolha2==6
t=0:h:t_f;
% Plotta esforços dinâmicos
plotesf(t,esf)
% Escreve esforços e tensões máximos
fprintf('\n Esforços e tensões máximos nas seções críticas \n\n')
Secao = 'Nível solo';'Base torre';'Topo torre';
V_kN = [max(abs(esf(1,:)));max(abs(esf(3,:)));max(abs(esf(5,:)))]*1e-3;
ro_torre=Db/2; ri_torre=Db/2-tb;
Db2=Dt; tb2=tt;
ro_t2=Db2/2; ri_t2=ro_t2-tb2;
ro_mono=Df/2; ri_mono=Df/2-tf;
Tal_MPa = 1e-3*[(4*V_kN(1)/(3*pi))*(ro_mono^2+ro_mono*ri_mono+ri_mono^2)/...
(ro_mono^4-ri_mono^4);(4*V_kN(2)/(3*pi))*(ro_torre^2+ro_torre*ri_torre+
ri_torre^2)/(ro_torre^4-ri_torre^4);(4*V_kN(3)/(3*pi))*(ro_t2^2+ro_t2*ri_t2+
ri_t2^2)/(ro_t2^4-ri_t2^4)];
M_MNm = [max(abs(esf(2,:)));max(abs(esf(4,:)));max(abs(esf(6,:)))]*1e-6;

```

```
W_torre=(pi/64)*(Db^4-(Db-2*tb)^4)/(Db/2);
W_t2=(pi/64)*(Db2^4-(Db2-2*tb2)^4)/(Db2/2);
W_mono=(pi/64)*(Df^4-(Df-2*tf)^4)/(Df/2);
Sigma_MPa = [M_MNm(1)/W_mono;M_MNm(2)/W_torre;M_MNm(3)/W_t2];
disp(table(Secao,V_kN,Tal_MPa,M_MNm,Sigma_MPa))
end
end

% Salvamento de dados
escolha3 = menu('Salvar os dados da análise?',...
'Sim', ...
'Não');

if escolha3==1
% modos de vibração
nos=1:size(coord,1);
dlmwrite(strcat('Resultados\Modos\'',sigla,'_',dir,dir,'.txt'),
[coord(:,1),phi(3*nos-1,:)'],'\t')

% resposta
if dir=='x'
dlmwrite(strcat('Resultados\Respostas\'',sigla,'.txt'),[(0:h:t)',
resp(3*nn-1,:)'],'\t')
end
end
```