

## AN OPEN SOURCE FINITE ELEMENT CODE FOR STRUCTURAL DYNAMIC RESPONSE OF OFFSHORE WIND TURBINES

**Alan Lins Alves**

**Paulo Marcelo Vieira Ribeiro**

*alanlinsalves@gmail.com*

*paulo.vribeiro@ufpe.br*

*Universidade Federal de Pernambuco*

*Centro de Tecnologia e Geociências*

*Departamento de Engenharia Civil*

*Rua Acadêmico Hélio Ramos, s/n, 50740-530, Recife, Pernambuco, Brasil.*

**Abstract.** The wind energy potential of the Brazilian Exclusive Economic Zone (EEZ) is significant, with a shallow continental shelf and extremely favorable wind speed in the northeast region. The exploration of offshore wind energy emerges as an alternative for the growing energy demand of the country, as well as for renewable energy requirements. Offshore wind turbines are slender structures, subjected continuously to dynamic actions mainly from wind and sea. Therefore, these structures demand an accurate prediction of eigenvalues to avoid mechanical resonance concerning loading spectra. This paper presents a study of natural modes in NREL Phase 2 offshore wind turbine, as well as the steps required for the development of an open-source finite element solution in Python. The computational solution developed in this paper considers both fluid-structure (FSI) and soil-structure (SSI) interactions in tridimensional models. This code is embedded in SALOME preprocessor as a plugin. This plugin extends the preprocessing capabilities of SALOME to a complete code for modal analysis of offshore wind turbines. The blades, hub, tower, and monopile are discretized using DKT shell elements. The nacelle is modeled using tetrahedral elements. FSI is evaluated using additional masses, and Winkler springs define SSI. Comparisons between the proposed plugin and ANSYS simulations present errors inferior to 1%. Case studies were made, similar to those found in literature, considering elastic or rigid supports, and additional fluid masses, or neglecting FSI. The results confirm that both SSI and FSI are required for accurate modeling and ignoring these effects might lead to divergences that compromise the prediction of offshore wind turbine behavior.

**Keywords:** Offshore Wind Turbines, Structural Dynamics, Finite Element Method, Python, SALOME.

## 1 Introdução

A demanda crescente de energia nos próximos anos e as exigências de soluções com fontes de energia renováveis são inevitáveis. Isto torna-se cada vez mais evidente devido à escassez crescente de combustíveis fósseis e pelos altos níveis de emissão de gases gerada pela sua queima. Uma alternativa surge por meio de turbinas eólicas no mar, conhecidas também por aerogeradores offshore.

O potencial eólico da Zona Econômica Exclusiva brasileira é expressivo, com plataforma continental de baixa profundidade e velocidade do vento extremamente favorável na região Nordeste. O constante aumento da demanda de consumo elétrico no país reforça a necessidade de diversificação da matriz energética nacional [1]. Essa diversificação é favorável, uma vez que o país ainda depende fortemente da geração hidrelétrica (61% da matriz). Em 2018 a Petrobras anunciou a implantação da primeira turbina eólica offshore no Brasil, que será instalada no litoral do Rio Grande do Norte, até 2022.

Mais comumente as OWT's (Offshore Wind Turbines) são do tipo fixas. A Figura 1 indica algumas fundações usadas em águas de até 60m de profundidade.

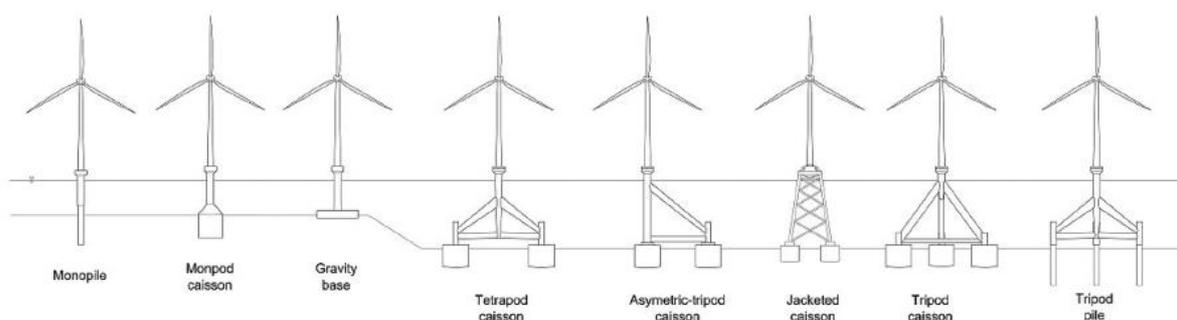


Figura 1. Fundações típicas para OWT's. Adaptado de [2].

As OWT's são estruturas muito sensíveis dinamicamente, pois aliadas à sua natureza alongada existem condições ambientais adversas e, concomitantemente a isto, as frequências naturais globais são próximas das frequências de excitação, estas provenientes de forças de meio ambiente, do rotor e das pás [3].

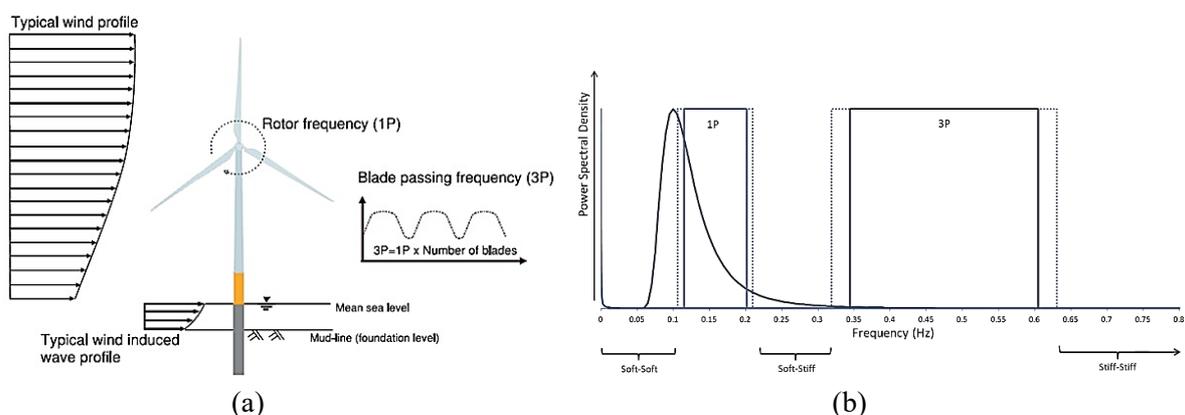


Figura 2. Em (a): Carregamentos que atuam numa turbina offshore. Adaptado de [4]. Em (b): Espectro de carregamentos. Adaptado de [2].

Como pode ser visto na Fig. 2, os aerogeradores offshore são caracterizados por um conjunto único de condições de cargas dinâmicas. Dessa forma as OWT's devem ser dimensionadas a evitar problemas de ressonância, e para isso, estudos das frequências modais e de vibrações forçadas tornam-se essenciais.

Este artigo apresenta um estudo de frequências modais em turbinas eólicas do tipo NREL 5MW, levando em consideração as interações fluido-estrutura (IFE) e solo-estrutura (ISE). O problema foi modelado totalmente em MEF, onde as pás, hub, torre e monopilar são discretizados por elementos de casca do tipo DKT. Elementos do tipo tetraédrico são empregados na nacele. Também foi realizado um acoplamento entre o elemento TE4 e a casca, mesmo eles tendo uma quantidade de graus de liberdade diferentes. A IFE é avaliada por meio de massas adicionais e a ISE é definida por meio de molas de Winkler. Todas as simulações foram realizadas por meio de um plugin desenvolvido na linguagem Python que estende a interface gráfica do pré-processador SALOME. Ao fim são comparados os resultados de cada análise considerando apoios elásticos ou rígidos e massas adicionais.

## 2 Aspectos Teóricos

Neste tópico serão discutidas as principais ferramentas teóricas utilizadas na solução do problema da turbina eólica NREL 5MW.

### 2.1 Elementos Finitos – Discussões e Estratégias

O tetraedro TE4 é um elemento finito sólido de comportamento linear, ou seja, possui apenas quatro nós. Como é mostrado por [5], a Eq. (1) define a matriz de rigidez do elemento TE4. Por simplificação, a matriz de massa concentrada foi adotada, desde que a nacele não precisa de um detalhamento muito elevado para o atual estudo. A Equação (2) mostra a matriz de massa do elemento.

$$K_{tetra} = B_{tetra}^T \cdot D \cdot B_{tetra} \cdot V. \quad (1)$$

$$M_{tetra} = \frac{\rho V}{4} \text{diag}[1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1]. \quad (2)$$

Trata-se de um elemento de simples implementação e de baixo custo computacional. Ideal para sua função nesse estudo.

O elemento de casca foi desenvolvido a partir de elementos relativamente simples onde os efeitos de flexão e membrana, avaliados por meio da teoria das placas e elasticidade 2D, são superpostos. Segundo [6], o estado de membrana é caracterizado como deformações de alongamento ou encurtamento e distorção da estrutura com distribuições de tensões através da espessura. Já o estado de flexão é consequência de deformações proveniente de momentos que tendem a fletir ou torcer a estrutura e de esforços cortantes que tentam cisalhar a mesma.

A abordagem de placas com elementos DKT despreza parte da energia de deformação produzida pelas tensões de cisalhamento. Portanto, como consequência, as soluções obtidas com esse elemento convergem para o problema de placas de pequena espessura, onde o problema de flexão é governante.

Como é mostrado em [7], o elemento de flexão da placa possui uma deflexão transversal  $w$  e rotações de flexão  $\theta_x$  e  $\theta_y$  como graus de liberdade em cada nó. Por outro lado, o elemento de membrana possui dois graus de liberdade  $u$  e  $v$  referente aos deslocamentos do plano.

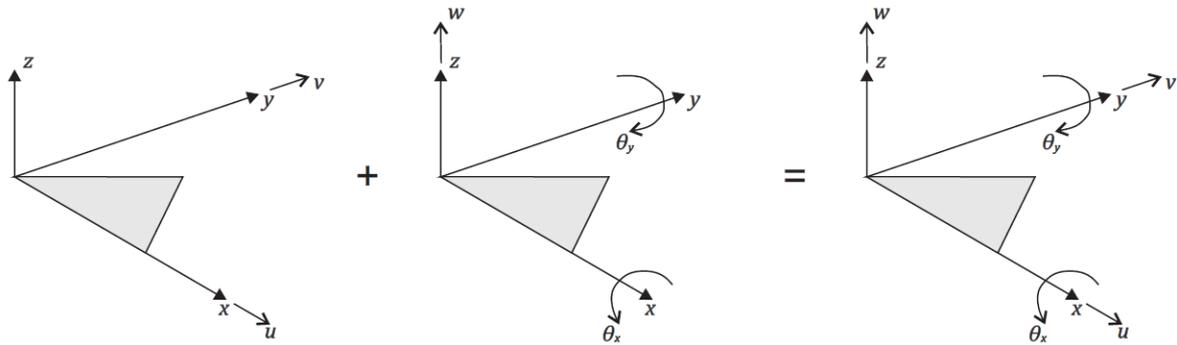


Figura 3. Elemento de membrana, elemento de flexão de placa e elemento de casca. Adaptado de [7].

A combinação desses dois elementos envolve apenas cinco graus de liberdade em cada nó. O sexto grau de liberdade  $\theta_z$  é chamado de “drilling” e permanece indeterminado, ou seja, não há anergia associada a ele [8]. A aproximação para contornar esse problema é introduzir um valor fictício de rigidez a esse grau de liberdade. Tal valor não deve ser tão grande a ponto de tornar a estrutura mais rígida nem tão pequeno para que a matriz de rigidez possa ser singular. A matriz de rigidez em um nó do elemento de casca tem a forma da Eq. (3), como segue.

$$K_{casca_i} = \begin{bmatrix} [K_m]_{i_{2 \times 2}} & [0]_{2 \times 3} & 0 \\ [0]_{3 \times 2} & [K_b]_{i_{3 \times 3}} & 0 \\ 0 & 0 & k_{\theta_z} \end{bmatrix}. \quad (3)$$

As matrizes  $[K_m]_{i_{2 \times 2}}$ ,  $[K_b]_{i_{3 \times 3}}$  indicam a matriz de rigidez em cada nó dos elementos de membrana e de flexão de placas, respectivamente. A rigidez admitida para o grau de liberdade “drilling”,  $k_{\theta_z}$ , foi da ordem matemática de  $10^{-10}$  N/rad. Foi adotada a matriz de massa discreta para o elemento de casca. Uma vez que o modelo numérico possui um alto grau de refinamento de malha, a convergência da solução do problema é garantida mesmo com o emprego da Eq. (4).

$$M_{casca} = \frac{\rho A t}{3} \text{diag}[1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]. \quad (4)$$

Em [7], o acoplamento entre casca e tetraedro foi realizado de maneira simples. A matriz de rigidez do TE4 deve ser expandida de forma a incluir os graus de liberdade de rotação antes inexistentes. Com essa estratégia os graus de liberdade de translação de ambos elementos são sincronizados e as rotações são relacionadas somente à casca. A matriz de rigidez expandida do elemento TE4 tem a seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} [K_{tetra}]_{1,1,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [K_{tetra}]_{1,2,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [K_{tetra}]_{1,3,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [K_{tetra}]_{1,4,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} \\ & K_{\theta} & [0]_{3 \times 3} \\ & & [K_{tetra}]_{2,2,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [K_{tetra}]_{2,3,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [K_{tetra}]_{2,4,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} \\ & & & K_{\theta} & [0]_{3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} \\ & & & & [K_{tetra}]_{3,3,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} & [K_{tetra}]_{3,4,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} \\ & & & & & K_{\theta} & [0]_{3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} \\ & & & & & & [K_{tetra}]_{4,4,3 \times 3} & [0]_{3 \times 3} \\ & & & & & & & K_{\theta} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} [d_T]_1 \\ [d_{\theta}]_1 \\ [d_T]_2 \\ [d_{\theta}]_2 \\ [d_T]_3 \\ [d_{\theta}]_3 \\ [d_T]_4 \\ [d_{\theta}]_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} [F]_1 \\ [0] \\ [F]_2 \\ [0] \\ [F]_3 \\ [0] \\ [F]_4 \\ [0] \end{Bmatrix}. \quad (5)$$

Onde, os vetores  $[d_T]_i$ ,  $[d_\theta]_i$  e  $[F]_i$  indicam translações, rotações e forças, respectivamente, dos nós  $i$ . As  $K_{tetra,i,j}$  são submatrizes da Eq. (1) e  $K_\theta$  é definida pela Eq. (6):

$$K_\theta = \begin{bmatrix} k_{\theta_x} & & \\ & k_{\theta_y} & \\ & & k_{\theta_z} \end{bmatrix}. \quad (6)$$

em que os coeficientes  $k_\theta$  são pequenos o suficiente para a não singularidade. Essa estratégia permite a combinação entre tetraedros e elementos de casca do tipo DKT.

## 2.2 Dinâmica das Estruturas – Frequências Naturais e Modos de Vibração

As equações diferenciais que descrevem o comportamento dinâmico de um modelo de múltiplos graus de liberdade são representadas de forma compacta pela equação:

$$[M]\{\ddot{d}\} + [C]\{\dot{d}\} + [K]\{d\} = \{f\}. \quad (7)$$

Trata-se de um sistema de equações diferenciais de segunda ordem na variável tempo, cuja resolução não é uma tarefa simples, pelo fato de essas equações estarem acopladas e poderem ser em número muito elevado [9]. Considerando-se, entretanto, uma análise de vibrações livres não amortecidas, a Eq. (7) pode ser reduzida a um problema muito mais simples já que as parcelas de amortecimento e força externa são nulas.

$$[M]\{\ddot{d}\} + [K]\{d\} = 0. \quad (8)$$

Tendo em vista que cada grau de liberdade apresenta um movimento de vibração livre semelhante a um sistema massa-mola de apenas um grau de liberdade, as vibrações livres se processam harmonicamente. Ou seja, cada grau de liberdade descreverá em cada modo de vibrar um movimento dado por uma função horária do tipo:

$$d = d_0 \text{sen}(\omega t - \phi). \quad (9)$$

sendo,  $d_0$  a amplitude do movimento,  $\omega$  a frequência modal e  $\phi$  o ângulo de fase. É perceptível que a Eq. (9) descreve um movimento harmônico simples (MHS).

Representando de forma compacta todos os deslocamentos associados a cada grau de liberdade do modelo numérico, bem como as amplitudes associadas, escreve-se:

$$\{d\} = \begin{Bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ \vdots \\ d_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} d_{0_1} \text{sen}(\omega t - \phi) \\ d_{0_2} \text{sen}(\omega t - \phi) \\ \vdots \\ d_{0_n} \text{sen}(\omega t - \phi) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} d_{0_1} \\ d_{0_2} \\ \vdots \\ d_{0_n} \end{Bmatrix} \text{sen}(\omega t - \phi) = \{d_0\} \text{sen}(\omega t - \phi). \quad (10)$$

Obtendo a derivada segunda da Eq. (10):

$$\{\ddot{d}\} = -\{d_0\} \omega^2 \text{sen}(\omega t - \phi). \quad (11)$$

Substituindo-se a Eq. (9) e a Eq. (11) na Eq. (8) e simplificando:

$$-[M]\{d_0\}\omega^2 \text{sen}(\omega t - \phi) + [K]\{d_0\}\text{sen}(\omega t - \phi) = 0. \quad (12)$$

$$[K]\{d_0\} = \omega^2 [M]\{d_0\}. \quad (13)$$

A última equação representa o equilíbrio dinâmico do sistema vibrando harmonicamente. Ela define um problema de autovalor e autovetor generalizado de n-soluções não triviais, um problema simples comparado a Eq. (7).

### 2.3 Interação Fluido-Estrutura e Solo-Estrutura

O artifício utilizado para avaliar o efeito de massa adicional causada pela água parte da consideração de um volume submerso de altura infinitesimal  $dh$ .

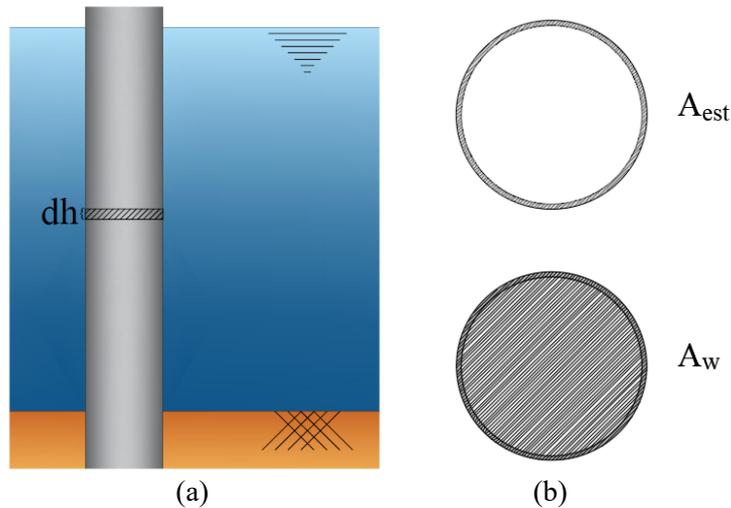


Figura 4. (a): Volume submerso de altura infinitesimal. (b): Áreas consideradas no desenvolvimento teórico da densidade equivalente.

Admitindo que a massa equivalente desse volume é a soma da massa da estrutura com a massa de água deslocada, hipótese clássica proposta pela teoria de fluxo potencial em [10], temos:

$$M_{eq} = M_{est} + M_w. \quad (14)$$

Tornando evidente as densidades por meio da relação matemática  $m = \rho V$  e simplificando a equação resultante:

$$\rho_{eq} \cdot A_{est} dh = \rho_{est} \cdot A_{est} dh + \rho_w \cdot A_w dh. \quad (15)$$

$$\rho_{eq} = \rho_{est} + \rho_w \frac{A_w}{A_{est}}. \quad (16)$$

onde,  $A_{est}$  e  $A_w$  são áreas das seções transversais consideradas para a estrutura e fluido, respectivamente.

Um breve desenvolvimento matemático leva à expressão da densidade equivalente, representada pela Eq. (16). Apesar de sua simplicidade, a expressão encontrada funciona de maneira coerente desde que  $A_w$  é bem maior que  $A_{est}$ , o que mostra que a densidade equivalente sempre será maior que a densidade da estrutura. O uso da Eq. (16) para a avaliação da interação fluido-estrutura acaba por ser uma forma bem prática e eficiente de incluir no código computacional, uma vez que apenas é considerada uma densidade fictícia representada apenas por um valor numérico.

O modelo adotado para a avaliação da interação solo-estrutura foi o das molas de Winkler, que admite molas discretas nos suportes localizados entre a estrutura e o solo. Embora o modelo estudado seja tridimensional, ou seja, cada nó possui seis graus de liberdade, neste artigo, as análises foram feitas considerando apenas o efeito das molas nas direções  $x$  e  $y$  (Fig. 5.b).

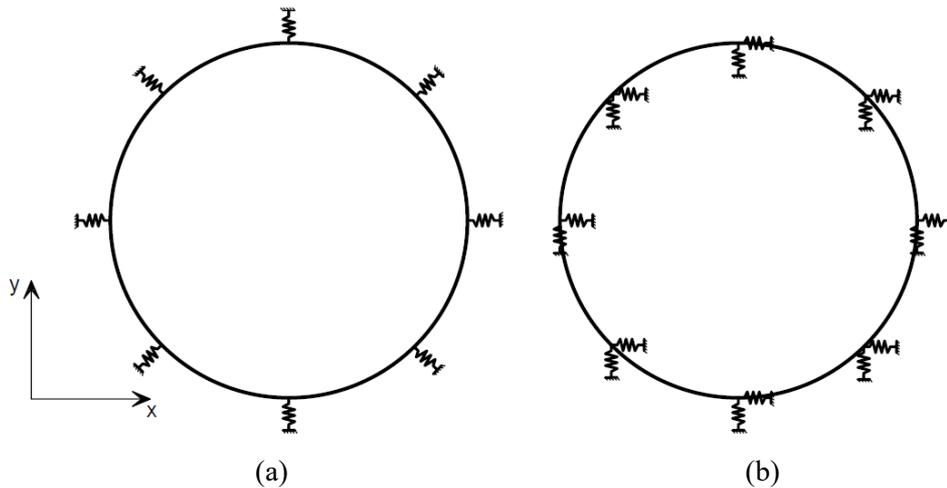


Figura 5. Discretização dos apoios elásticos por meio de molas Winkler na base do monopilar. Em (a): molas com direções radiais. Em (b): molas nas direções  $x$  e  $y$ .

Essa estratégia foi adotada devido ao falso valor de rigidez de solo gerado quando as molas possuem direções radiais à seção (Fig. 5.a). Isso ocorre devido às diferentes inclinações dos elementos de interação solo-estrutura. Portanto, ao assumir molas de Winkler nas direções  $x$  e  $y$  garante que as frequências naturais e modos de vibrações encontrados sejam corretos, desde que a estrutura e, conseqüentemente, a seção que contém os suportes movam-se ao longo desses eixos.

Tratando-se de casos unidimensionais, a mola de Winkler tem matriz de rigidez dada pelo modelo de molas acopladas:

$$K_{Winkler} = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} \\ k_{21} & k_{22} \end{bmatrix}. \quad (17)$$

onde,  $k_{11}$ ,  $k_{22}$  e  $k_{12}/k_{21}$  representam a rigidez lateral, rotacional e cruzada da fundação, respectivamente, como se pode ver na imagem a seguir.

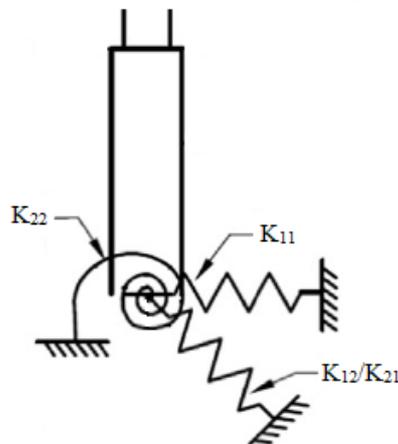


Figura 6. Representação geométrica dos termos de rigidezes da Eq. (17). Adaptado de [11].

O acoplamento entre mola e casca ocorreu de forma similar ao caso dos elementos TE4 e casca. A matriz foi expandida para suportar seis graus de liberdade e as rigidezes de translação, rotação e cruzada foram estrategicamente dispostas de forma a considerar apenas as direções dos eixos adotados.

$$K_{Winkler_E} = \begin{bmatrix} k_{11} & 0 & 0 & k_{12} & 0 & 0 \\ 0 & k_{11} & 0 & 0 & k_{12} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{21} & 0 & 0 & k_{22} & 0 & 0 \\ 0 & k_{21} & 0 & 0 & k_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (18)$$

### 3 Aspectos Computacionais

Neste tópico serão discutidos alguns aspectos da integração Python-Salome, estratégias de geração de malhas, principais características do plugin e detalhes de sua funcionalidade.

#### 3.1 Integração Python-SALOME

O SALOME é um software livre que disponibiliza uma multiplataforma genérica para realizar simulações numéricas e pré e pós-processamento em vários domínios científicos [7]. Essa plataforma possui uma integração com a linguagem Python, o que permite a comunicação entre código e pré-processador, facilitando a coleta de dados da malha do problema e até mesmo a sua edição. Existe ainda a possibilidade da criação de módulos adicionais ou plugins que estendem o software.

O plugin `MODAL_NREL_5MW` foi desenvolvido e acoplado ao módulo Mesh do SALOME. Para essa integração funcionar, primeiramente o arquivo `.py` contendo o plugin foi movido para o diretório `SALOME\MODULES\SMESH\RELEASE\SMESH_INSTALL\share\salome\plugins\smesh`, em seguida o mesmo teve de ser declarado no Script `smesh_plugins.py`, já existente na pasta. A etapa de declaração é bem intuitiva já que no próprio Script citado estão contidos alguns exemplos. Dessa forma o plugin pode ser acessado no menu `Mesh/SMESH plugins`.

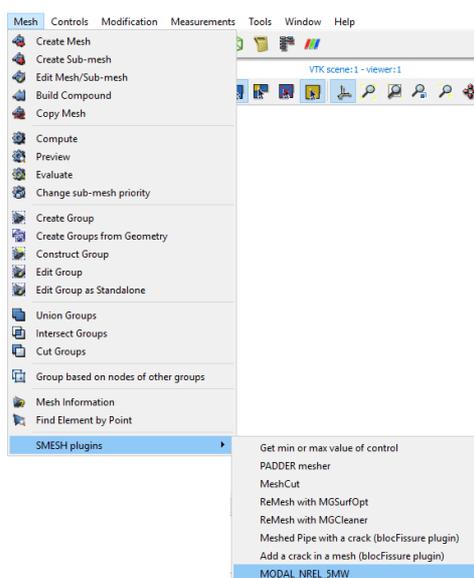


Figura 7. Acesso ao plugin desenvolvido.

### 3.2 Geração da Malha com o SALOME

Após a construção da geometria (Fig. 8) de cada peça da turbina em estudo, o que inclui monopilar, torre nacele, hub e pás no módulo Geometry, as respectivas malhas foram geradas com o módulo Mesh do SALOME que disponibiliza vários algoritmos e hipóteses.

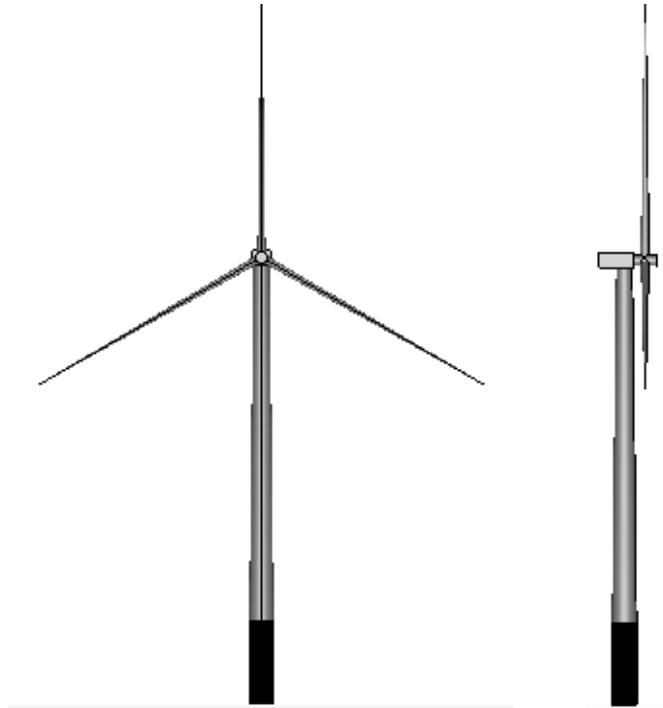


Figura 8. Geometria da NREL 5MW criada no SALOME.

Os algoritmos representam implementações de técnicas diversas de geração de malhas, como a discretização por elementos triangulares ou tetraedros. Já as hipóteses, representam condições de contorno que serão consideradas pelos algoritmos de geração de malha, como por exemplo, gerenciar o nível de detalhe da malha resultante [7]. Na figura a seguir são mostradas as malhas da torre e nacele.

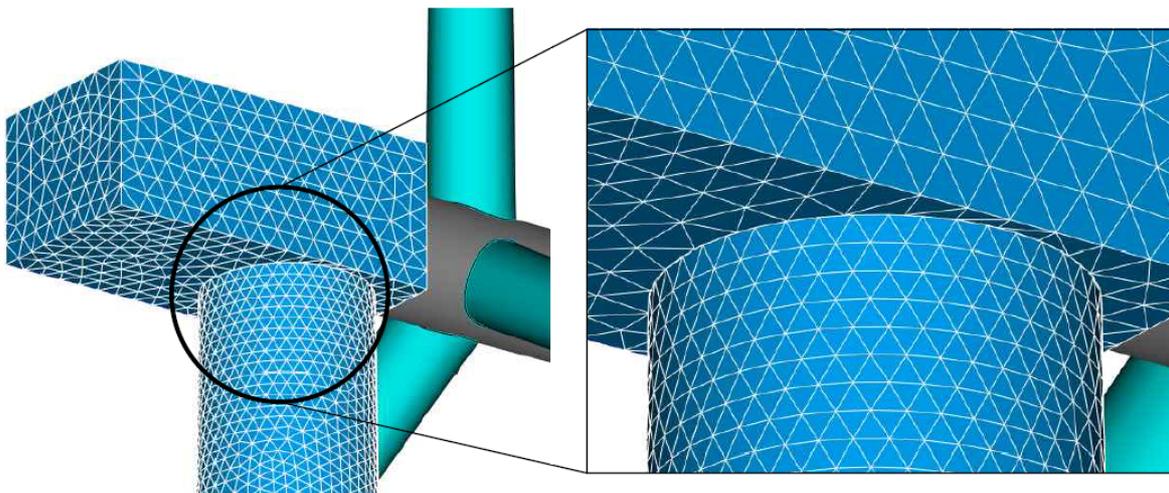


Figura 9. Detalhe das malhas da torre e nacele.

Percebe-se, da Fig. 9, que as malhas não são conformes, ou seja, os nós não são compartilhados entre elas. O plugin não suporta esse tipo de discretização de domínio, entretanto o módulo Mesh permite a criação de sub-malhas através da importação de elementos já existentes de malhas diferentes. O algoritmo *Import 1D elements from Another Mesh* faz esse processo, ele importa as arestas dos elementos triangulares da torre para os elementos tetraédricos da nacela. O que basta é apenas informar a geometria que vai receber os elementos e quais elementos serão importados. Essa estratégia foi utilizada para a conformidade total entre as malhas de cada peça. O resultado da aplicação entre a torre e nacela pode ser visto abaixo.

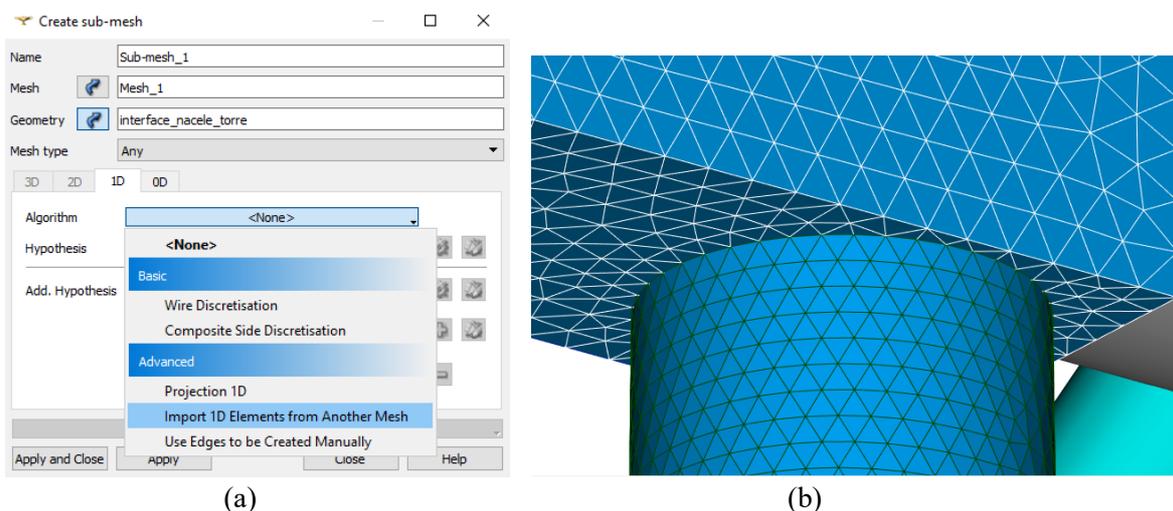


Figura 10. Em (a): Aplicação do algoritmo de importação de elementos 1D. Em (b): Detalhe da malha conforme entre torre e nacela do aerogerador offshore.

### 3.3 Principais Características do Plugin

O plugin MODAL\_NREL\_5MW foi desenvolvido com o intuito de sair na vantagem em relação aos softwares comerciais como o ANSYS, desde que ele serve para aplicações mais específicas de problemas voltados a turbinas eólicas offshore do tipo monopilar. O SALOME possui ferramentas robustas e de fácil utilização tanto para modelagem geométrica quanto para discretização do domínio em elementos finitos, isso junto com a interface gráfica intuitiva do plugin torna a experiência do usuário bem objetiva e direta em relação aos diversos softwares de análise estrutural.

A etapa referente ao pré-processamento é realizada pelo usuário, onde geometria e malha são geradas nos módulos Geometry e Mesh do SALOME, respectivamente. Já o MODAL\_NREL\_5MW é responsável pelo processamento, que parte da montagem das matrizes de rigidez e massa do modelo numérico, imposição das características de IFE e ISE no problema e posterior realização da análise modal. Após o término do processamento um arquivo *.txt* com as frequências naturais da estrutura é gerado e o usuário é habilitado de escolher quais modos de vibração serão salvos em arquivos de extensão *.vtk*. A visualização dos modos é possível no próprio SALOME pelo módulo ParaVis.

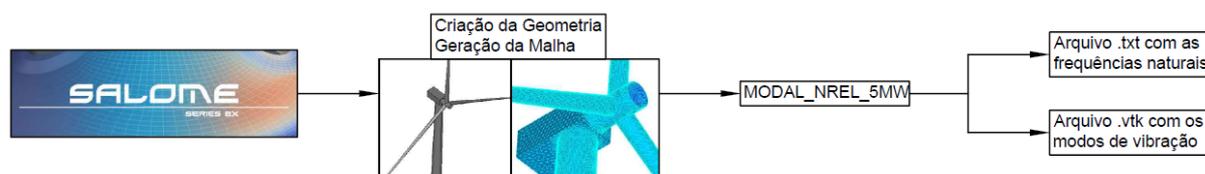


Figura 11. Fluxograma simplificado de processos.

O usuário deve alimentar o plugin com dados referentes às malhas, condições de contorno e propriedades materiais, densidade do fluido e rigidezes do solo, com todas as unidades obedecendo o Sistema Internacional. Grupos de elementos de cada componente da turbina, além de um grupo de nós para as condições de contorno devem ser criados e informados nos seus respectivos campos pelo usuário. Na Figura 12 é possível observar alguns detalhes da janela de diálogo.

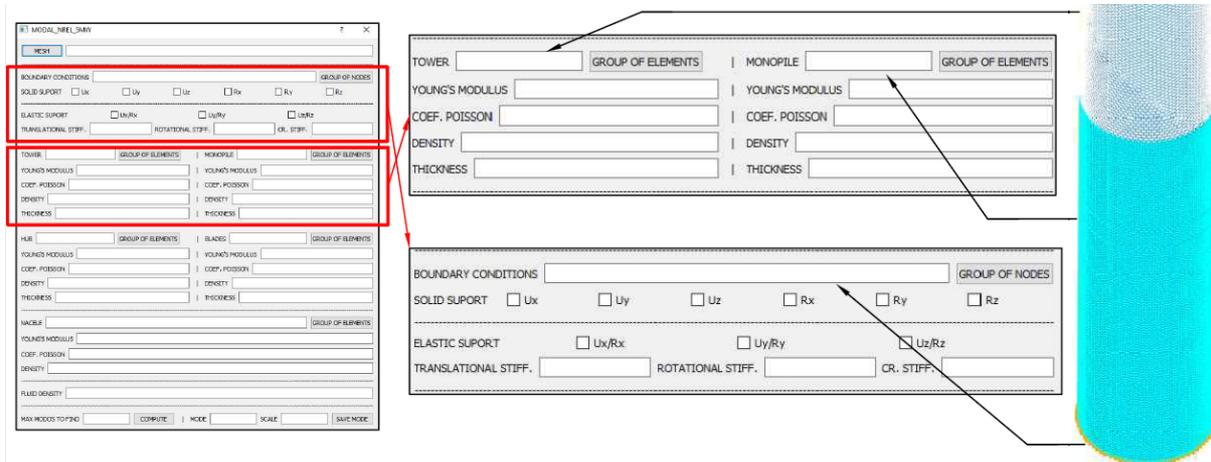


Figura 12. Detalhe da janela de diálogo do plugin e grupos de elementos (monopilar e torre) e nós a serem informados nos campos indicados.

Uma vez alimentado o plugin e o botão COMPUTE pressionado, o processamento inicia com a montagem das matrizes de rigidez e de massa globais. Nessa etapa duas estratégias foram adotadas para melhorar o desempenho do código. Uma delas foi a utilização de matrizes esparsas, que armazenam apenas valores não nulos em sua composição. A outra tática foi a vetorização matricial, o que evita loops desnecessários, reduzindo drasticamente o tempo de processamento. A vetorização consiste em transformar a matriz de rigidez ou de massa de cada elemento em um vetor linha e realocá-lo num vetor maior representado pela matriz de rigidez ou de massa global. A seguir é mostrado um esquema gráfico de como funciona esse processo.

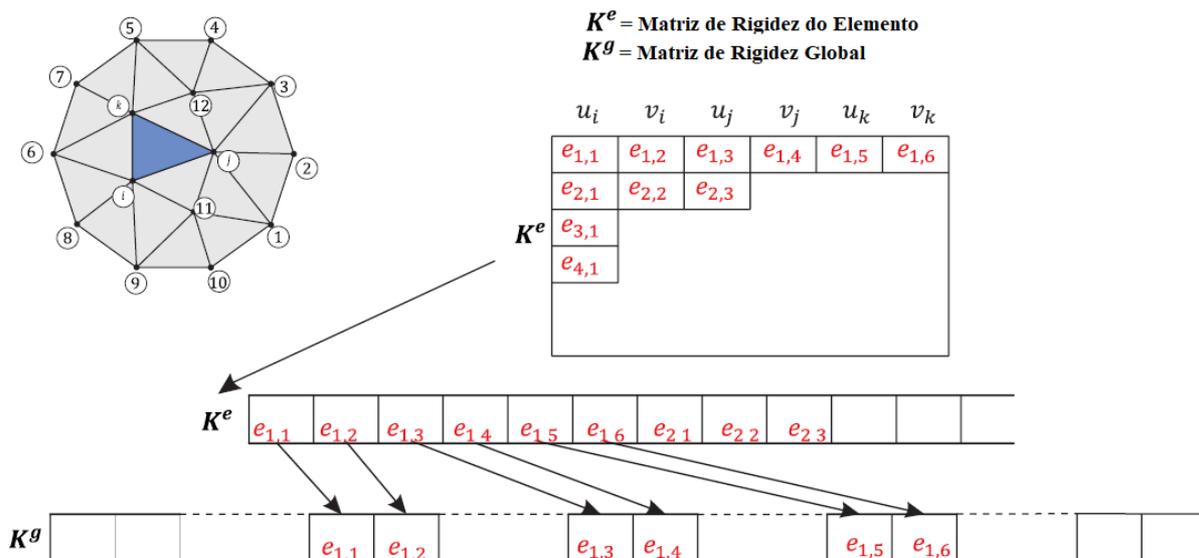


Figura 13. Alocação de um elemento CST na matriz de rigidez global do domínio. Adaptado de [7].

A avaliação da IFE no código ocorre exclusivamente pelo uso da densidade equivalente na montagem da matriz de massa do monopilar. A aplicação da ISE no código computacional é bem simples, pois apenas é necessário adicionar as matrizes representadas pela Eq. (18) à matriz de rigidez global do modelo nas posições correspondentes às condições de contorno.

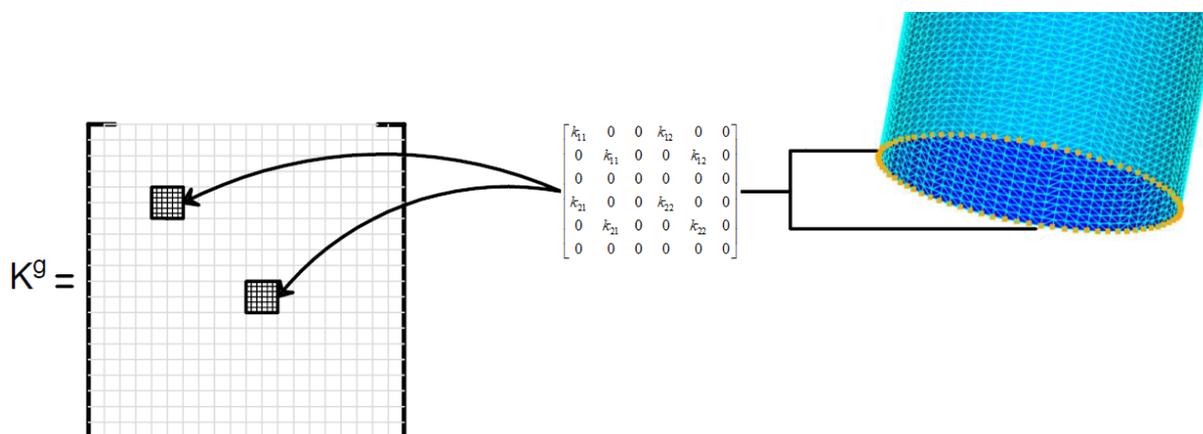


Figura 14. Adição das matrizes das molas acopladas na matriz de rigidez global.

As frequências e modos de vibração são encontrados por meio do algoritmo ARPACK desenvolvido por [12] e contido na função `scipy.sparse.linalg.eigsh` que retorna alguns autovalores e autovetores de problemas com matrizes esparsas quadradas simétricas, reais ou complexas hermitianas. Assim o problema de autovalor e autovetor generalizado de n-soluções não triviais torna-se uma tarefa simples de se resolver, desde que o usuário apenas informa a quantidade de modos a serem encontrados na janela de diálogo do plugin.

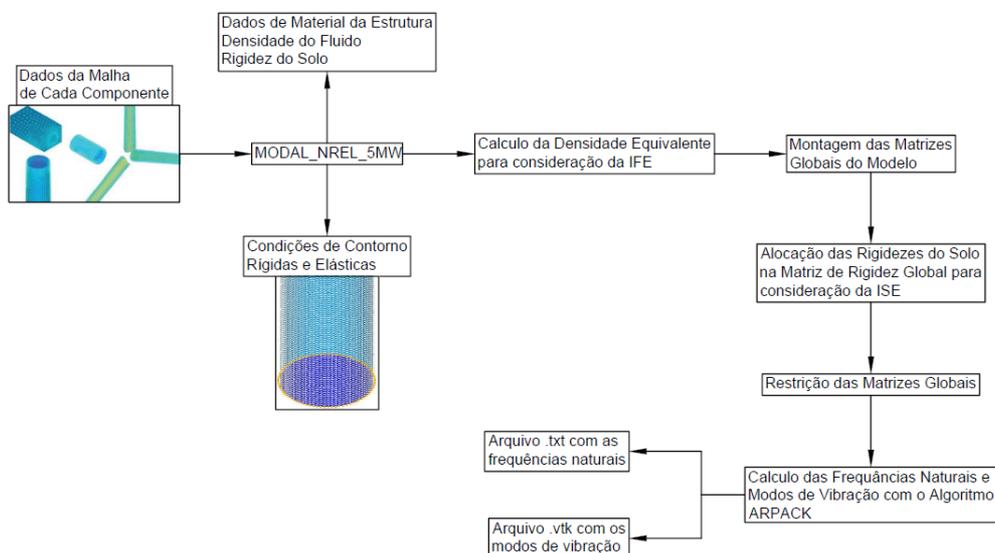


Figura 15. Fluxograma de procedimentos do MODAL\_NREL\_5MW.

## 4 Aplicações e Resultados

A NREL 5MW é uma turbina eólica offshore do tipo monopilar amplamente detalhada na literatura. Vários parâmetros, tanto geométricos quanto materiais, são fornecidos em [7], [13], [14] e [15]. As Tabelas 1 e 2 disponibilizam esses dados.

Tabela 1. Parâmetros materiais da NREL 5MW utilizados no plugin.

Componente	Densidade	Mód. De Young	Coef. Poisson
Monopilar	8500 kg/m <sup>3</sup>	210 GPa	0,3
Torre	11128,513 kg/m <sup>3</sup>	210 GPa	0,3
Nacele	1934,8 kg/m <sup>3</sup>	210 GPa	0,3
Hub	49956 kg/m <sup>3</sup>	210 GPa	0,3
Pá	3510,7857 kg/m <sup>3</sup>	10 GPa	0,3

Tabela 2. Parâmetros geométricos da NREL 5MW utilizados no plugin.

Dimensão da NREL 5MW	Valor
Altura do Monopilar	20 m
Diâmetro do Monopilar	6 m
Espessura do Monopilar	0,06 m
Altura da Torre	87,6 m
Diâmetro inferior da Torre	6 m
Diâmetro Superior da Torre	3,87 m
Espessura da Torre	0,023 m
Diâmetro da Nacele na direção x	8,3 m
Diâmetro da Nacele na direção y	4,27 m
Diâmetro da Nacele na direção z	3,5 m
Coordenadas do CM da Nacele	(-1,9; 0; 89,35) m
Comprimento do Hub	5,5 m
Diâmetro do Hub	2,86 m
Coordenadas do CM do Hub	(5,01910; 0; 90) m
Espessura do Hub	0,023 m
Comprimento das Pás	61,5 m
Espessura das Pás	0,023 m

Para efeito de comparação, três casos diferentes foram analisados, de forma semelhante à análise utilizada em [13]. Um quarto caso ainda foi analisado com a finalidade da validação do código em elementos finitos. A Figura 16 mostra as características de cada situação.

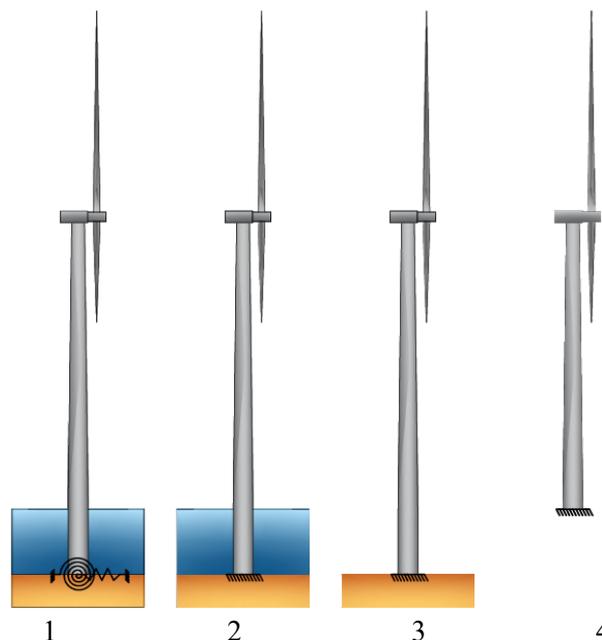


Figura 16. Estudos de caso.

As condições de contorno da primeira situação possuem os graus de liberdade de translação e rotação restringidos na direção vertical e leva em conta o modelo de molas acopladas anteriormente discutidas na seção 2.3. Os dados de rigidez da fundação encontram-se na tabela a seguir.

Tabela 3. Valores de rigidez da fundação.

Rigidez de fundação	Valor
Lateral	2,57481 GN/m
Cruzada	-22,5325 GN·m/m
Rotação	262.912 GN/rad

O segundo cenário trata-se de um modelo mais simplificado, pois a estrutura tem sua fundação engastada. O terceiro caso se diferencia do segundo pela omissão do efeito de massa adicional. Já o último caso possui um engaste entre o fim do monopilar e início da torre, ou seja, não são inclusos os efeitos de massa adicional, consequentemente trata-se de uma turbina onshore.

Considerando-se apenas as duas primeiras situações, o efeito de massa adicional ocorre no monopilar, visto que o fluido ( $\rho_w = 1000 \text{ kg/m}^3$ ) apenas cobre esse componente estrutural. As informações da malha gerada no SALOME estão contidas na Tabela 4.

Tabela 4. Informações de malha.

Caso	Número de Cascas	Número de Tetraedros	Número de Nós
1	140144	11222	71721
2	140144	11222	71721
3	140144	11222	71721
4	120144	11222	61721

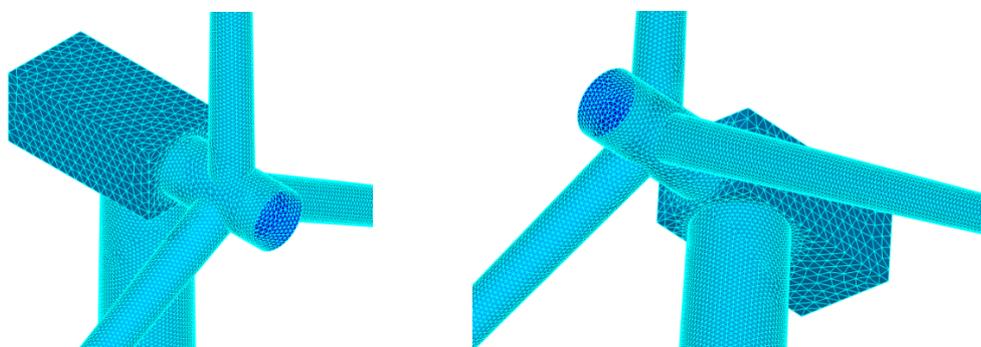


Figura 17. Malha conforme gerada no SALOME.

Na Tabela 5 a seguir é feita uma comparação entre alguns resultados obtidos do caso 4 com a solução encontrada via ANSYS por [7]. Observa-se que os erros relativos são bastante próximos dos de referência, com erros muito pequenos não passando de 0,6%. Isso mostra que o código utilizado no presente artigo é válido.

Tabela 5. Erro percentual entre as frequências naturais de referência e o caso 4.

Modo	Referência (ANSYS)	Caso 4	Erro %
7	0,28789 Hz	0,28876 Hz	0,3022 %
8	0,29444 Hz	0,29611 Hz	0,56718 %
21	2,3721 Hz	2,37923 Hz	0,30058 %
24	2,4658 Hz	2,47229 Hz	0,2632 %

Foram calculados as trinta primeiras frequências naturais e modos de vibração dos três primeiros cenários. A Figura 18 mostra os resultados encontrados.

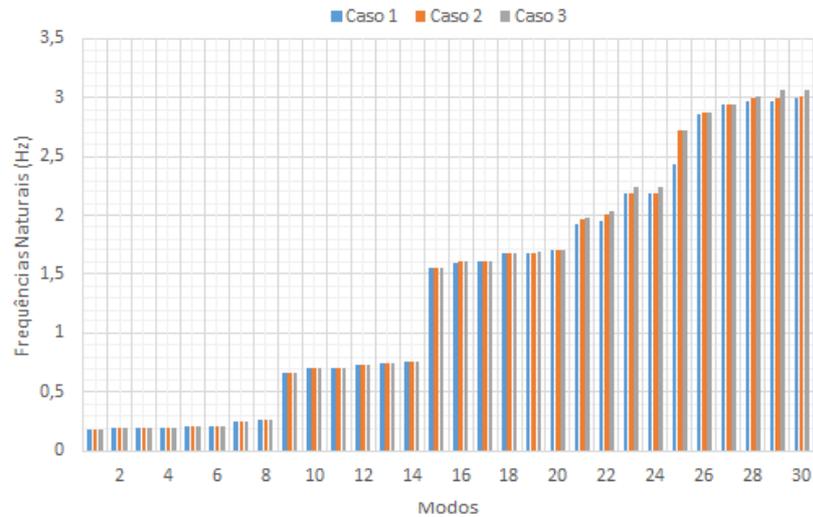


Figura 18. Trinta primeiras frequências naturais dos três modelos propostos.

Apesar da quantidade, apenas alguns modos serão avaliados pois a maioria dos resultados são de predominância modal das pás.

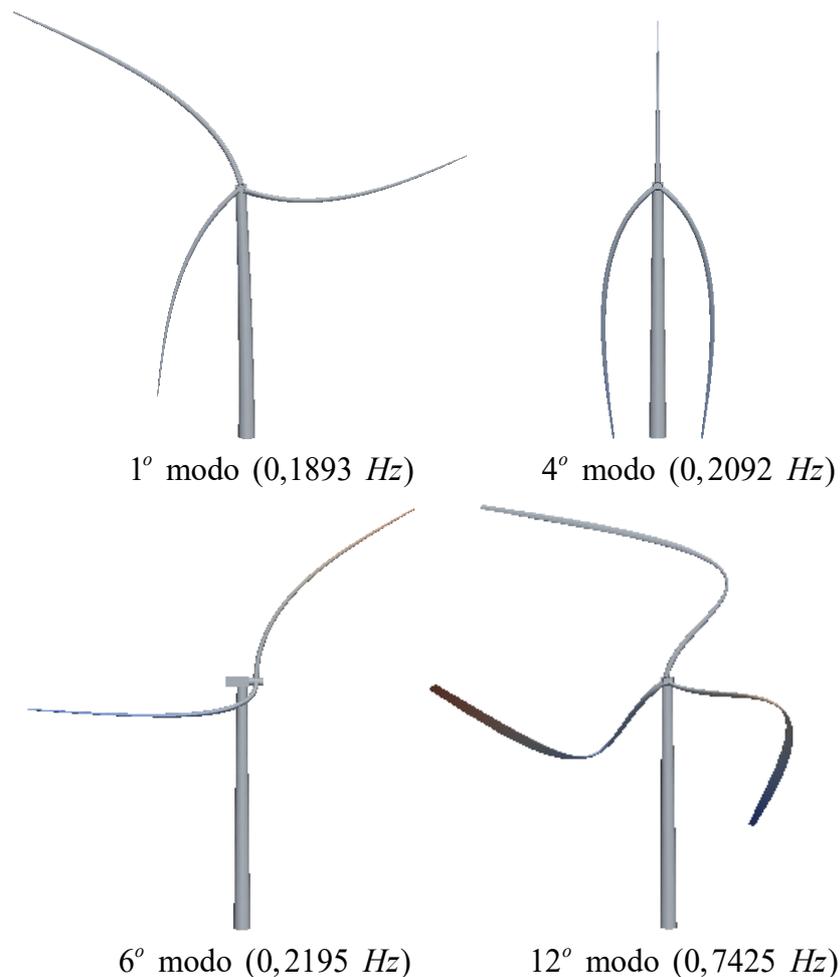


Figura 19. Alguns modos de predominância das pás (caso 2).

A seguir, nas Tabelas 6 e 7, são apresentadas algumas frequências naturais das três primeiras situações a fim de uma análise comparativa dos efeitos de massa adicional e suportes elásticos. Os modos disponibilizados nessas tabelas caracterizam-se pela considerável participação modal da torre e monopilar nas direções x ou y.

Tabela 6. Erro percentual entre as frequências modais dos casos 1 e 2.

Modo	Direção	Caso 1	Caso 2	Erro %
7	y	0,26136 Hz	0,26161 Hz	0,09565 %
8	x	0,27081 Hz	0,27103 Hz	0,08123 %
21	x	1,92436 Hz	1,96929 Hz	2,3348 %
22	y	1,95926 Hz	2,0118 Hz	2,68162 %

Tabela 7. Erro percentual entre as frequências modais dos casos 2 e 3.

Modo	Direção	Caso 2	Caso 3	Erro %
7	y	0,26161 Hz	0,26162 Hz	0,00382 %
8	x	0,27103 Hz	0,27105 Hz	0,00738 %
21	x	1,96929 Hz	1,98335 Hz	0,71396 %
22	y	2,0118 Hz	2,02834 Hz	0,82215 %

Os modos de vibração dos três casos em estudo são praticamente idênticos, diferenciando-se apenas pela amplitude. A Figura 20 representa os modos desses cenários.

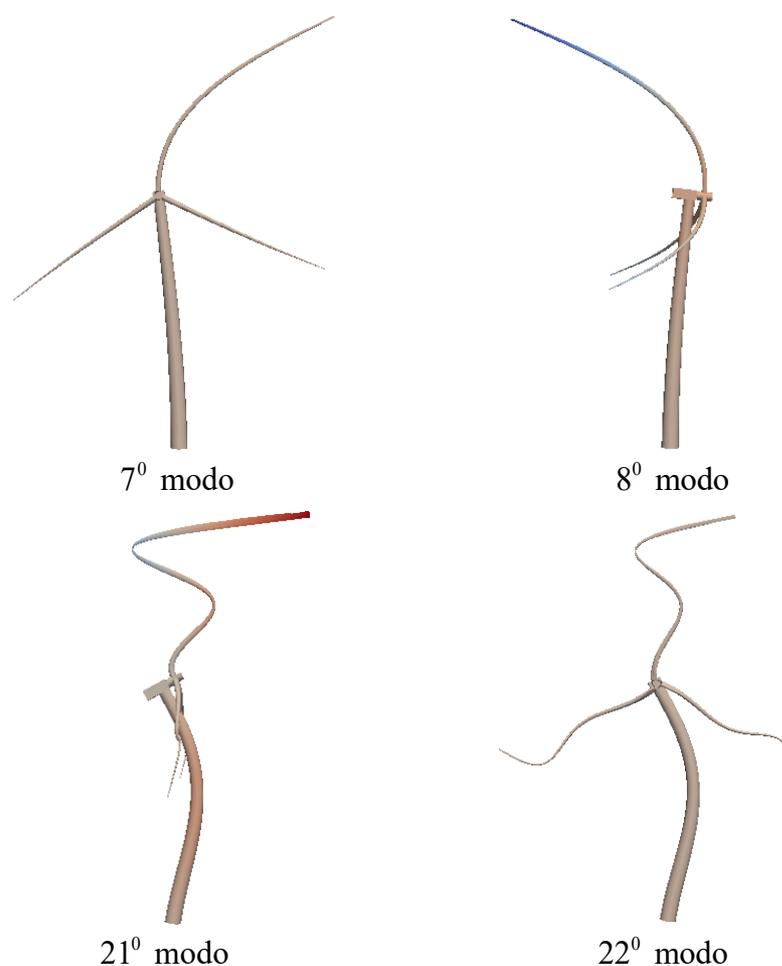


Figura 20. Modos de vibração onde existe participação modal considerável da torre e monopilar.

Na Tabela 6, percebe-se que as frequências naturais do caso 2 são sempre maiores comparado ao caso 1. Outra característica a se notar é que o erro percentual, quando se considera uma mesma direção, aumenta à medida que os modos maiores são alcançados. Ou seja, o modelo que não considera os efeitos de flexibilidade dos apoios causa divergências consideráveis, e cada vez mais notáveis, quando frequências maiores são alcançadas. Já na tabela 7, que compara os efeitos de massa adicional entre os casos 2 e 3, são observados os mesmos efeitos comentados anteriormente, porém as diferenças e erros percentuais observados são de menor escala. De toda forma o modelo que não considera IFE diverge consideravelmente para modos mais elevados.

## 5 Conclusões

O plugin MODAL\_NREL\_5MW foi desenvolvido com o intuito de sair na vantagem em relação aos softwares comerciais como o ANSYS, desde que ele serve para aplicações mais específicas de problemas voltados a turbinas eólicas offshore do tipo monopilar. Com os módulos Geometry, Mesh e ParaVIS do SALOME, todo o pré e pós processamento é realizado na própria plataforma, ficando o processamento em si encarregado pelo plugin desenvolvido, que pode ser acessado pelo menu *Mesh/SMESH plugins*. Com a ajuda do algoritmo ARPACK que está contido na função *scipy.sparse.linalg.eigsh* o problema de autovalor e autovetor generalizado de n-soluções não triviais torna-se uma tarefa simples de se resolver, desde que o usuário apenas informa a quantidade de modos a serem encontrados.

Em todos os casos estudados, um grande número de frequências naturais encontradas representavam maior participação modal das pás, portanto, as frequências consideradas de interesse maior foram aquelas em que os modos de vibração da torre e monopilar tinham a mesma direção do eixo x ou y. Foram constatadas importantes diferenças a respeito dos dois estudos comparativos. A não consideração do efeito de interação solo-estrutura causa erros percentuais relativamente baixos para os primeiros modos, não passando de 0,1%, já para os modos mais elevados o erro percentual passa dos 2%. O mesmo comportamento foi observado em relação ao estudo comparativo da interação fluido-estrutura, apenas com erros percentuais menores. Isso claramente implica que se modos maiores participam na dinâmica estrutural da NREL\_5MW, então os modelos simplificados representados pelos casos 2 e 3 podem levar a resultados indesejados.

Quando se trata de problemas que envolvem aerogeradores offshore, um bom detalhamento no domínio tridimensional assim como a consideração da IFE e ISE torna-se essencial a fim de se obter soluções mais próximas o possível da realidade. Futuramente pesquisas mais detalhadas serão realizadas, como a consideração total da fundação da estrutura e simulação de um modelo totalmente acoplado entre estrutura, solo e fluido por elementos finitos.

## 6 Agradecimentos

Os autores agradecem a Pró-reitoria de Pesquisa e Pós-Graduação da Universidade Federal de Pernambuco (PROPESQ-UFPE) pelos recursos recebidos (bolsas) para a realização deste trabalho.

## 7 Referências

[1] Costa, K. M. Reutilização de Plataformas Fixas Para Geração de Energia Eólica Offshore. Universidade Federal do Rio de Janeiro. 2018.

- [2] Bhattacharya, S. Challenges in Desing of Foundations for Offshore Wind Turbines. In IET Engineering & Tecnology Reference. 2014.
- [3] Yu, L.; Bhattacharya, S.; Li, L.; Guo, Z. Dynamic Characteristics of Offshore Wind Turbines on Different Types of Foundations. In: EJGE. 2014.
- [4] Lombardi, D.; Bhattacharya, S.; Wood, D. M. Dynamic Soil-Structure Interaction of Monopile Supported Wind Turbines in Cohesive Soil. In: Soil Dynamics and Earthwake Engineering. Vol 49. 2013.
- [5] Logan, D. L. A First Course in the Finite Element Method. 5. Ed. Cengage, 2012.
- [6] Mequita, A. D. Uma Formulação do Método dos Elementos Finitos Aplicada à Análise elastoplástica de cascas. 1998.
- [7] Reis, E. T. Integração Python-SALOME Para Solução de Problemas de Dinâmica Estrutural 2D e 3D com o MEF. Universidade Federal de Pernambuco. 2018.
- [8] Fraga, P. T. EFFECT – Efficient Finite Element Code. Universidade Nova de Lisboa. 2015.
- [9] Soriano, H. L. Introdução à Dinâmica das Estruturas. 1. Ed. Rio de Janeiro: Eselvier, 2014.
- [10] Blevins, R. D. Formulas for Natural Frequemcy and Mode Shape. 1. Ed. New York: VNR, 1979.
- [11] Arany, L. et al. Closed Form Solution of eigen Frequency of Monopile Supported Offshore Wind Turbines in Deeper Waters Incorporating Stiffness od Substructure ans SSI. Soil Dynamics and Earthquake Engineering. Vol 83. 2016.
- [12] Lehoucq, R. B.; Sorensen, D. C.; Yang, C. ARPAK USERS GUIDE: Solution of Large Scale Eigenvalue Problems by Implicitly Restarted Arnoldi Methods. SIAM, Philadelphia, PA, 1997.
- [13] Bir, G.; Jomkman, J. Modal Dynamics of Large Wind Turbines with Different Support Structures. National Renewable Energy Laboratory. 2008.
- [14] Jonkman, J. et al. Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development. National Renewable Energy Laboratory. 2009.
- [15] Jonkman, J.; Musial, W. Offshore Code Comparison Collaboration (OC3) for IEA Task 23 Offshore Wind Technology and Deployment. National Renewable Energy Laboratory. 2010.