

OPTIMIZED STRUCTURAL DESIGN OF TUBULAR TOWERS OF WIND TURBINES IN COMPOSITE MATERIAL

Antonio Porfirio da Gama Junior

juniorporfirio@hotmail.com

Raphael de Oliveira Guedes de Melo

raphael.melo@ceca.ufal.br

Márcio André Araújo Cavalcante

marcio.cavalcante@ctec.ufal.br

Federal University of Alagoas

Av. Lourival Melo Mota, S/N, Tabuleiro do Martins, Maceió, 57072-900, Alagoas, Brazil.

Abstract. The wind energy is an important renewable energy resource, and it has been recently explored in Brazil, with a strong tendency to increase in the next decades, considering the Brazil's potential. The most common way to explore the wind energy is through the wind turbines, usually designed to have the maximum efficiency. The tower is an important part of the wind turbine design, once it defines the wind turbine efficiency and must be designed to resist to different loadings, responding for 30% of the wind turbine cost, approximately. The composite materials are an interesting choice to manufacture tubular towers of small wind turbines, because they present great relations between strength and weight, and also between stiffness and weight, and they offer more flexibility in the structural design, in comparison with the conventional materials. This work presents a structural optimization study of tubular towers of wind turbines in composite materials, within a framework based on the strength of materials and the principle virtual work for the structural analysis of the tower, besides optimization techniques, with the goal to minimize the tower's weight. Some comparisons are made with optimized steel and aluminum towers. The minimization of the tower's weight through the employment of optimization techniques allows a reduction of the costs with inputs, transportation, assembling and maintenance of the tower, with the intention to make feasible the manufacturing of composite material towers for small wind turbines, especially those ones that will be installed in remote areas with difficult access, besides contributing with the study of this technology not much explored in Brazil.

Keywords: Wind turbines; composite materials; structural optimization.

1 Introdução

Estima-se que a primeira utilização do vento como fonte de energia ocorreu a mais de 3000 anos, através dos moinhos de vento empregados na moagem de grãos e no bombeamento de água. A energia eólica, fonte de energia proveniente da força do vento, passou por um período de preterição, porém, nos últimos anos vem despontando como uma das principais fontes energéticas devido ao seu caráter renovável, a uma maturidade tecnológica, boa infraestrutura e competitividade comercial.

A capacidade mundial de energia eólica instalada vem crescendo, atingindo em 2018 a capacidade de 563.726 MW [1], como mostra a Fig.1. Esse aumento é compreensível, pois alguns países estão investindo em energias renováveis com o objetivo de reduzir a emissão de dióxido de carbono na atmosfera, que em excesso leva à poluição do ar, chuva ácida e possível desequilíbrio do efeito estufa.

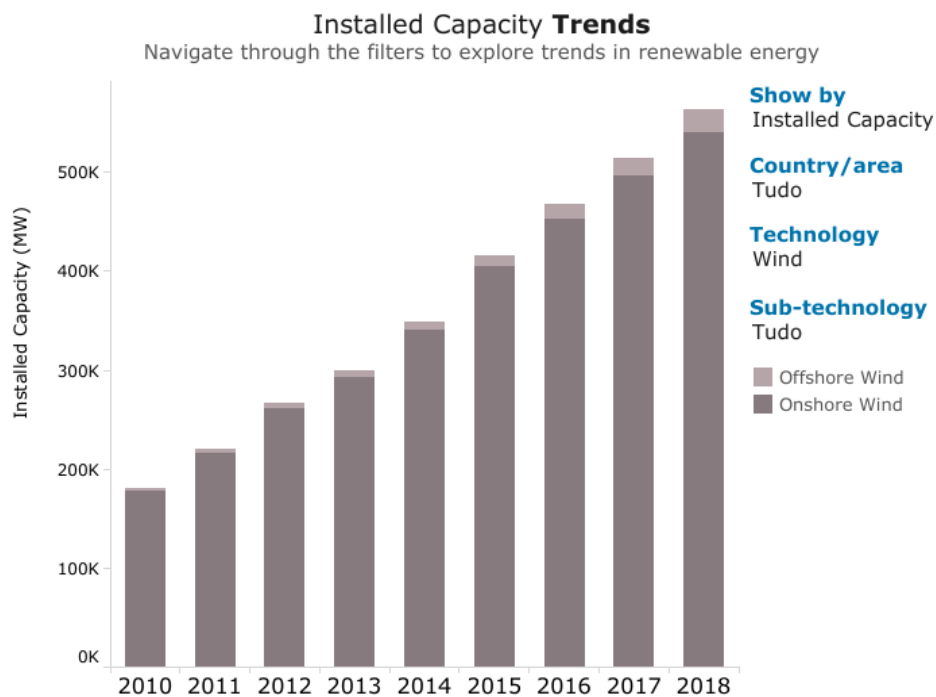


Figura 1. Gráfico da capacidade de energia eólica instalada num período de oito anos [1].

No Brasil, o cenário de aproveitamento da energia eólica tem apresentado um crescimento nos últimos anos e uma forte tendência a aumentar nas próximas décadas, considerando o grande potencial nacional, por possuir uma posição privilegiada em relação a produção de energia eólica mundial [2]. O incentivo ao aumento da exploração da energia eólica é estabelecido através de políticas públicas que priorizam energias renováveis em detrimento de energias provenientes de combustíveis fósseis, ocasionando, assim, uma redução no custo da produção e uma maior eficiência no aproveitamento do potencial eólico.

A maneira mais comum de explorar a energia eólica é através das turbinas eólicas. O projeto de uma turbina eólica pode ser dividido em basicamente duas importantes estruturas: os aerogeradores e as torres.

Os aerogeradores são classificados como de eixo horizontal ou de eixo vertical. Os aerogeradores de eixo vertical são menos eficientes e mais simples, enquanto os aerogeradores de eixo horizontal são usados em todas as turbinas modernas, pois apresentam um melhor aproveitamento do potencial eólico ao apresentar uma elevada razão entre a potência extraída e a área de varredura do rotor [3]. Outra importante classificação dos aerogeradores é quanto ao seu porte, classificando-se em pequeno, médio ou grande, de acordo com o seu potencial.

A torre exerce papel fundamental num projeto de turbina eólica, pois ela posiciona o aerogerador

na melhor altura de trabalho, proporcionando um melhor desempenho deste. Elas ainda apresentam a importante característica de resistir a diferentes tipos de ações, possuindo, para isso, diferentes soluções estruturais. As torres tubulares, cilíndricas ou cônicas, e treliçadas, são exemplos dos tipos de estruturas adotadas para as torres de turbinas eólicas [4].

Os materiais que mais são utilizados na fabricação de torres são o aço e o concreto, porém, as torres tubulares de turbinas eólicas confeccionadas com materiais compósitos vêm sendo objeto de estudo, pois estes materiais apresentam alta resistência e rigidez específicas e alta resistência à corrosão [5]. Os compósitos são materiais estruturais formados de dois ou mais constituintes, a fase de reforço, que pode ser formada por fibras, partículas ou flocos, e a matriz, que é geralmente contínua, sendo combinados a um nível macroscópico e não são solúveis entre si [6].

Além da sua importância no desempenho energético do aerogerador, as torres apresentam um custo significativo, estimado em torno de 20% a 30% de todo o projeto de implementação de geradores eólicos [3], tornando a redução do seu custo um importante objeto de estudo. Essa redução pode ser atingida ao minimizar a massa da torre, pois ela reduzirá o custo com insumos, transporte, montagem e manutenção da torre, especialmente as que serão instaladas em aéreas remotas e de difícil acesso.

Esse processo de minimização da massa da torre é viabilizado pela implementação de processos de otimização. A otimização matemática demonstra ser uma ferramenta valiosa para a elaboração de projetos estruturais, pois o comportamento físico de uma estrutura pode ser descrito por equações matemáticas, tornando, assim, possível o processo de otimização para o dimensionamento estrutural [7].

Apresenta-se neste trabalho uma formulação para o dimensionamento ótimo de torres tubulares de aço, alumínio e material compósito compostas de n segmentos. As ações externas consideradas são a ação do vento, o peso próprio da torre e o peso do aerogerador, essas ações serão aplicadas observando as recomendações das normas brasileiras. O processo de otimização proposto contempla uma função objetivo, algumas variáveis de projeto pré-determinadas, além de restrições lineares e não-lineares.

2 Análise de Materiais Compósitos

2.1 Propriedades elásticas efetivas (modelo de três fases)

O Modelo Auto-Consistente Generalizado (ACG), Fig. 2, foi originalmente proposto e formulado por Christensen & Lo (1979) [8], e depois analisado por Christensen (1990) [9]. Esse modelo considera a interação entre a inclusão e a matriz, assim como a interação entre as inclusões.

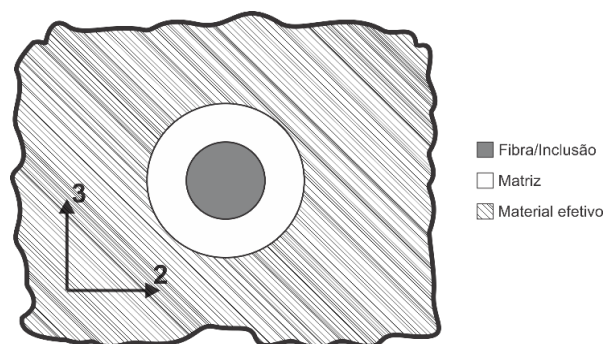


Figura 2. Esquema do Modelo Auto-Consistente Generalizado.

O Modelo ACG fornece os mesmos valores para as propriedades efetivas de lâminas reforçadas por fibras longas do modelo CCA [10], com exceção do módulo de elasticidade transversal angular. Por ser composto por três fases, inclusão, matriz e meio efetivo, esse modelo também é conhecido como o Modelo de Três Fases.

O elemento de volume representativo (EVR) utilizado no modelo CCA, Fig. 3, consiste em um sólido cilíndrico de raio “ a ” (fibra), envolto por uma casca cilíndrica de raio externo “ b ” (matriz). A fração volumétrica de fibras de cada EVR deve ser igual à fração volumétrica de

fibras de todo o material compósito, e para cada EVR deve ser mantida a relação da Eq. (1), onde f_f = fração volumétrica de fibras.

$$f_f = \frac{a^2}{b^2} \quad (1)$$

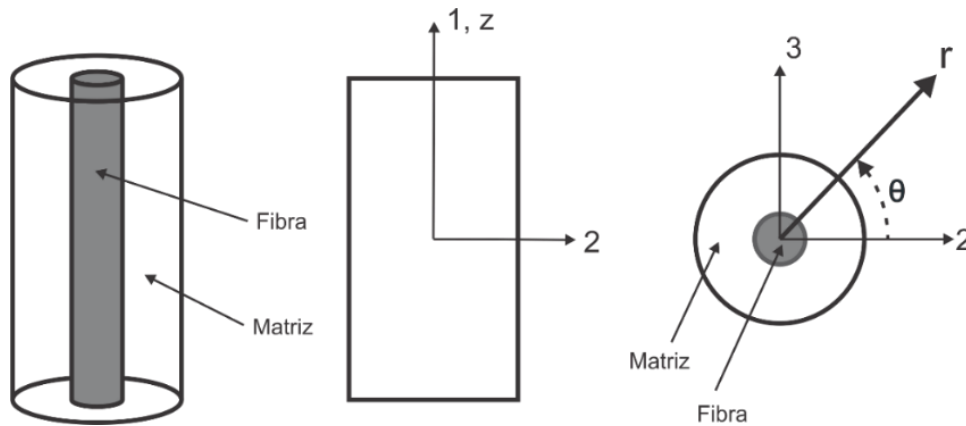


Figura 3. EVR utilizado no modelo CCA.

Os EVRs são elementos constituídos por uma porção de inclusão e outra de matriz, que devem conter as mesmas frações volumétricas de matriz e inclusão encontradas no material compósito e fornecer as mesmas respostas para as propriedades efetivas do material, seja para uma condição de contorno homogênea em tensão ou em deformação.

No modelo CCA, esses EVRs aparecem distribuídos por todo o material, possuindo diferentes dimensões, para que seja possível preencher toda a geometria do mesmo, Fig. 4. Como os EVRs desse modelo possuem comportamento axissimétrico em seu plano de isotropia, podem ser utilizados para estimar as propriedades efetivas de laminados reforçados por fibras longas e contínuas, que possuem a característica de apresentarem comportamento isotrópico no plano transversal ao eixo longitudinal das fibras.

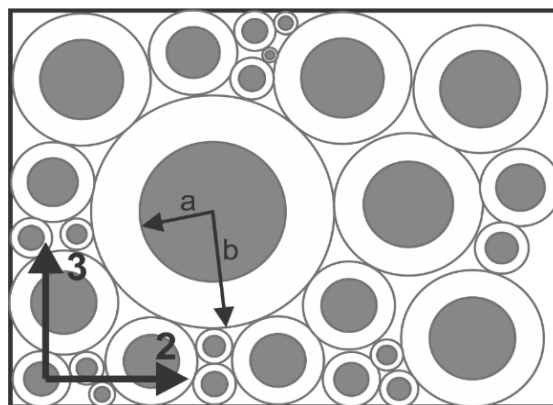


Figura 4. Esquema do modelo CCA.

As expressões obtidas pelo modelo ACG para as propriedades efetivas do material compósito reforçado por fibras longas estão na Tabela 1, onde f representa a fração volumétrica do constituinte, E o módulo de elasticidade longitudinal, ν o coeficiente de Poisson, μ o módulo de elasticidade de cisalhamento e k o módulo de elasticidade volumétrica no plano de isotropia, considerando um estado plano de deformação. Os subscritos f e m representam as propriedades da fibra e da matriz, respectivamente.

Tabela 1. Propriedades Elásticas Efetivas do Material Compósito Reforçado por Fibras Isotrópicas

Módulo de Elasticidade Longitudinal (E_{11})

$$E_{11} = f_f E_f + f_m E_m + \frac{4 f_f f_m (v_f - v_m)^2 \mu_m}{f_m \mu_m / (k_f + \mu_f / 3) + f_f \mu_m / (k_m + \mu_m / 3) + 1}$$

Coefficiente de Poisson Longitudinal (ν_{12})

$$\nu_{12} = f_f \nu_f + f_m \nu_m + \frac{f_f f_m (v_f - v_m) \left[\mu_m / (k_m + \mu_m / 3) - \mu_m / (k_f + \mu_f / 3) \right]}{f_m \mu_m / (k_f + \mu_f / 3) + f_f \mu_m / (k_m + \mu_m / 3) + 1}$$

Módulo de Elasticidade Volumétrico em Estado Plano de Deformação (k_{23})

$$k_{23} = k_m + \frac{\mu_m}{3} + \frac{f_f}{1 / \left[k_f - k_m + \frac{1}{3} (\mu_f - \mu_m) \right] + f_m / \left(k_m + \frac{4}{3} \mu_m \right)}$$

Módulo de Elasticidade de Cisalhamento Longitudinal (μ_{12})

$$\mu_{12} = \mu_m \left[\frac{\mu_f (1 + f_f) + \mu_m f_m}{\mu_f f_m + \mu_m (1 + f_f)} \right]$$

Módulo de Elasticidade de Cisalhamento Transversal (μ_{23})

$$A \left(\frac{\mu_{23}}{\mu_m} \right)^2 + 2B \left(\frac{\mu_{23}}{\mu_m} \right) + C = 0, \text{ onde:}$$

$$A = 3 f_f f_m^2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) + \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + \eta_f \eta_m - \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right] \left[f_f \eta_m \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) - \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + 1 \right) \right]$$

$$B = -3 f_f f_m^2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) + \frac{1}{2} \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) f_f + 1 \right] \times \left[(\eta_m - 1) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) - 2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right]$$

$$+ \frac{f_f}{2} (\eta_m + 1) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right]$$

$$C = 3 f_f f_m^2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) + \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) f_f + 1 \right] \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right],$$

com $\eta_f = 3 - 4\nu_f$ e $\eta_m = 3 - 4\nu_m$.

O módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson transversais podem ser avaliados utilizando as Eqs. (2) e (3), respectivamente. Como o material é transversalmente isotrópico no plano 2-3, são válidas as seguintes relações: $E_{33} = E_{22}$, $\nu_{13} = \nu_{12}$, $\mu_{13} = \mu_{12}$, $\nu_{32} = \nu_{23}$, $\nu_{21}/E_{22} = \nu_{12}/E_{11}$ e $\nu_{31}/E_{33} = \nu_{13}/E_{11}$.

$$E_{22} = \frac{4\mu_{23}k_{23}}{k_{23} + \mu_{23} + 4\nu_{12}^2 \mu_{23} k_{23} / E_{11}} \quad (2)$$

$$\nu_{23} = \frac{k_{23} - \mu_{23} - 4\nu_{12}^2 \mu_{23} k_{23} / E_{11}}{k_{23} + \mu_{23} + 4\nu_{12}^2 \mu_{23} k_{23} / E_{11}} \quad (3)$$

Para o caso de fibras transversalmente isotrópicas (fibras de carbono), devem ser realizadas as modificações apresentadas na Tabela 2 nas propriedades das fibras [11].

Tabela 2. Modificações necessárias para a estimativa das propriedades elásticas de lâminas constituídas por fibras transversalmente isotrópicas

Propriedade efetiva	Fibras isotrópicas	Fibras transversalmente isotrópicas
$k_{23}, \mu_{23}, E_{22}, \nu_{23}$	k_f	k_f
	μ_f	$\mu_{23,f}$
	E_f	$\mu_{23,f} (3 - \mu_{23,f} / k_f)$
	ν_f	$0.5 \times (1 - \mu_{23,f} / k_f)$
μ_{12}	μ_f	$\mu_{12,f}$
E_{11}	E_f	$E_{11,f}$

2.2 Parâmetros de resistência (resistência dos materiais)

No processo de estimativa dos parâmetros de resistência das lâminas de material compósito, foram utilizadas expressões desenvolvidas com base na Resistência dos Materiais [6], sendo realizadas as devidas modificações para o caso de lâminas reforçadas por fibras transversalmente isotrópicas (Tabela 3), onde ϵ e γ representam as deformações normais e angulares últimas dos constituintes.

Tabela 3. Parâmetros de resistência das lâminas

Resistência à tração na direção paralela às fibras:

$$X_T \leq \begin{cases} E_{11} \times (\epsilon_{11,f})_{ult} \\ E_{11} \times (\epsilon_m)_{ult} \end{cases}$$

Resistência à tração na direção perpendicular às fibras:

$$Y_T \leq \begin{cases} E_{22} \times \left[\frac{d}{s} \times \frac{E_m}{E_{22,f}} + \left(1 - \frac{d}{s} \right) \right] \times (\epsilon_m)_{ult} \\ E_{22} \times \left[\frac{d}{s} + \left(1 - \frac{d}{s} \right) \times \frac{E_{22,f}}{E_m} \right] \times (\epsilon_{22,f})_{ult} \end{cases}$$

Resistência ao cisalhamento no plano da lâmina:

$$S \leq \begin{cases} \mu_{12} \times (\gamma_m)_{ult} \times \left[\frac{d}{s} \times \frac{\mu_m}{\mu_{12,f}} + \left(1 - \frac{d}{s} \right) \right] \\ \mu_{12} \times (\gamma_{12,f})_{ult} \times \left[\frac{d}{s} + \left(1 - \frac{d}{s} \right) \times \frac{\mu_{12,f}}{\mu_m} \right] \end{cases}$$

A relação d/s está relacionada à forma como as fibras estão distribuídas ao longo do plano de isotropia da lâmina [6]. A Figura 5 ilustra dois possíveis arranjos de fibra encontrados na literatura, onde s representa o espaçamento entre os centroides de cada fibra, e d o diâmetro das fibras.

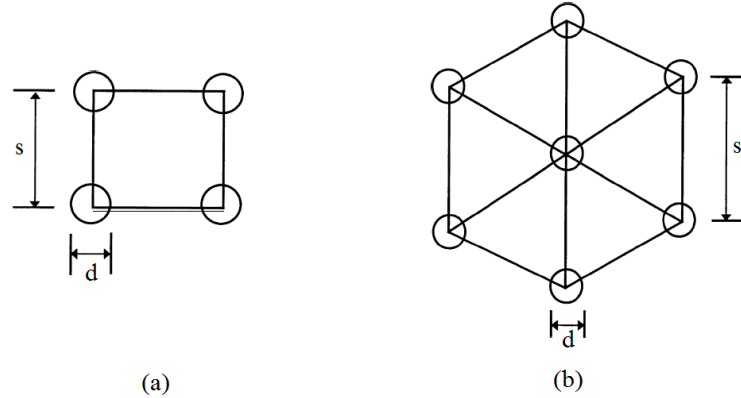


Figura 5. Espaçamento entre fibras para arranjos quadrático (a) e hexagonal (b) [6].

Neste trabalho, a relação d/s foi obtida assumindo que as fibras apresentam um arranjo hexagonal, já que o mesmo reproduz melhor a forma como as fibras se distribuem no compósito, além de apresentar um plano de isotropia transversalmente às fibras, o que não acontece no arranjo quadrático. Para o caso de arranjos quadráticos, tem-se $d/s = \left(\frac{4 \times f_f}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}}$, enquanto que para arranjos hexagonais, tem-se $d/s = \left(\frac{2 \times \sqrt{3} \times f_f}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}}$.

2.3 Teoria clássica da laminação

Geralmente, os materiais compósitos reforçados por fibras são utilizados na forma de laminados multidirecionais, constituídos por lâminas empilhadas e orientadas de formas distintas. A Teoria Clássica da Laminação utiliza uma abordagem macromecânica para analisar o comportamento mecânico do laminado [12].

Devido ao fato dos laminados apresentarem lâminas multidirecionais, é necessária a utilização de uma nomenclatura específica que possibilite a identificação adequada de cada lâmina que compõe o laminado, informando características como a localização de cada uma delas no laminado, seus materiais constituintes e o seu ângulo de orientação com relação a um eixo de referência. Esses itens são especificados pelo SLC (*Standard Laminate Code*).

Por exemplo, um laminado com ângulo de orientação de fibras iguais a $+\alpha$, $+\beta$, $-\beta$ e $-\alpha$ pode ser representado das seguintes formas: $[+\alpha/+\beta/-\beta/-\alpha]$ ou $[+\alpha/\pm\beta_2/-\alpha]$. É possível ainda indicar os materiais que compõem cada camada utilizando a seguinte representação: $[+\alpha^{Mat1}/+\beta^{Mat2}/-\beta^{Mat2}/-\alpha^{Mat1}]$ ou $[+\alpha^{Mat1}/\pm\beta^{Mat2}/-\alpha^{Mat1}]$.

Para o desenvolvimento de expressões que relacionam deformações com deslocamentos e tensões para cada lâmina que compõe o laminado, que está submetido à ação de momentos fletores (M_z e M_θ), momentos torçores ($M_{z\theta}$ e $M_{\theta z}$), esforços cisalhantes ($N_{z\theta}$ e $N_{\theta z}$) e carregamentos uniaxiais (N_z e N_θ), conforme a Figura 6, são adotadas algumas hipóteses simplificadoras [12]:

- Cada lâmina é ortotrópica, estatisticamente homogênea e apresenta um comportamento elástico linear.
- Pode-se admitir que a deformação e a tensão normal na direção da espessura do laminado são nulas ($\sigma_r = 0$ e $\varepsilon_r = 0$), pois a espessura é muito pequena.
- Não há deslocamento relativo entre as lâminas (aderência perfeita).
- Uma linha reta e perpendicular à superfície média do laminado permanece reta e perpendicular a esta superfície durante o processo de deformação ($\gamma_{zr} = \gamma_{\theta r} = 0$).
- Os esforços acontecem somente no plano do laminado ($\sigma_r = \tau_{zr} = \tau_{\theta r} = 0$).

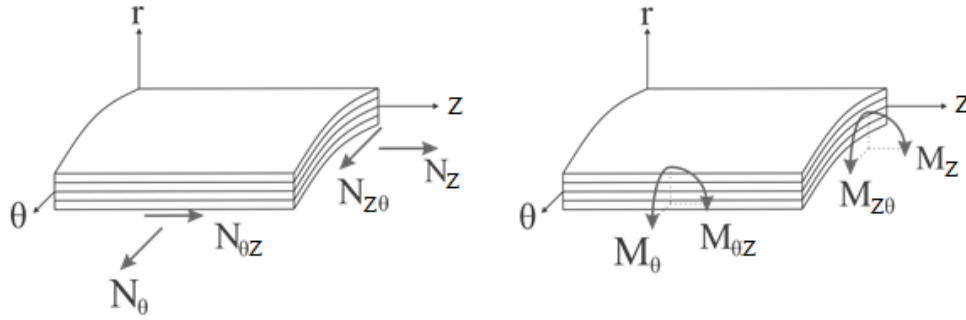


Figura 6. Esforços atuantes no plano do laminado.

Com base nas hipóteses cinemáticas mencionadas acima, é possível encontrar a seguinte expressão matricial para as deformações de um laminado, Eq. (4):

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_z \\ \varepsilon_\theta \\ \gamma_{z\theta} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_z^0 \\ \varepsilon_\theta^0 \\ \gamma_{z\theta}^0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \kappa_z \\ \kappa_\theta \\ \kappa_{z\theta} \end{Bmatrix} (r - r_0) \quad \text{ou} \quad \boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_0 + \boldsymbol{\kappa}(r - r_0) \quad (4)$$

onde $\boldsymbol{\varepsilon}_0$ representa as deformações e $\boldsymbol{\kappa}$ as curvaturas apresentadas pela superfície média do laminado. A superfície média do laminado localiza-se em $r = r_0$.

A partir da lei de Hooke e com base nas hipóteses cinemáticas e estáticas apresentadas acima, chega-se na seguinte relação entre as tensões e as deformações para cada lâmina que compõem o laminado, Eq. (5):

$$\begin{Bmatrix} \sigma_z \\ \sigma_\theta \\ \sigma_{z\theta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_z \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_{z\theta} \end{Bmatrix} \quad \text{ou} \quad \boldsymbol{\sigma} = \bar{\mathbf{Q}}\boldsymbol{\varepsilon} \quad (5)$$

onde $\bar{\mathbf{Q}}$ é a matriz constitutiva da lâmina, que pode ser avaliada a partir da matriz constitutiva da lâmina nas suas direções principais através da Eq. (6):

$$\bar{\mathbf{Q}} = \mathbf{T}^{-1} \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \mathbf{T}, \quad \text{com} \quad \mathbf{T} = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 & 2mn \\ n^2 & m^2 & -2mn \\ -mn & mn & m^2 - n^2 \end{bmatrix} \quad (6)$$

em que $m = \cos(\alpha)$ e $n = \sin(\alpha)$, sendo α o ângulo formado entre a direção longitudinal da lâmina e o eixo-z. As componentes da matriz constitutiva da lâmina nas suas direções principais são avaliadas a partir das propriedades da lâmina, conforme a Eq. (7):

$$Q_{11} = \frac{E_{11}}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}, \quad Q_{22} = \frac{E_{22}}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}, \quad Q_{12} = \frac{\nu_{21}E_{11}}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \quad \text{e} \quad Q_{66} = \mu_{12} \quad (7)$$

Como as lâminas são empilhadas possuindo orientações distintas, é necessário avaliar como cada uma delas irá trabalhar ao serem solicitadas nas direções principais do laminado (direções longitudinal e circunferencial da torre), Fig. 7.

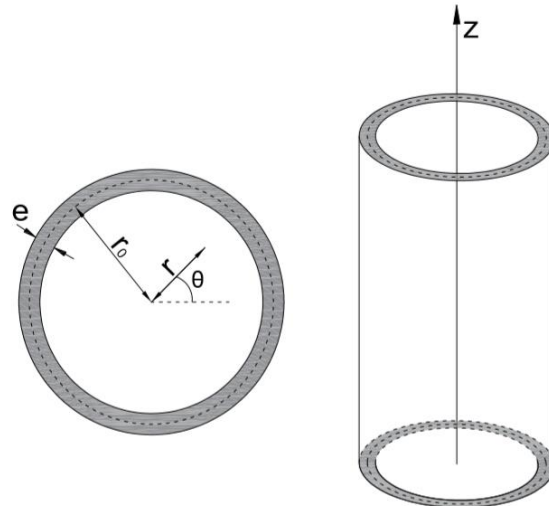


Figura 7. Eixos longitudinal e circunferencial da torre.

Integrando a Eq. (5) ao longo de toda espessura do laminado, é possível obter a relação entre forças e momentos resultantes com as deformações e curvaturas da superfície média, Eq. (8):

$$\begin{Bmatrix} N_z \\ N_\theta \\ N_{z\theta} \\ M_z \\ M_\theta \\ M_{z\theta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{zz}^0 \\ \varepsilon_{\theta\theta}^0 \\ \varepsilon_{z\theta}^0 \\ \kappa_{zz}^0 \\ \kappa_{\theta\theta}^0 \\ \kappa_{z\theta}^0 \end{Bmatrix} \quad \text{ou} \quad \begin{Bmatrix} \mathbf{N} \\ \mathbf{M} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{B} & \mathbf{D} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon} \\ \boldsymbol{\kappa} \end{Bmatrix} \quad (8)$$

Em que, **A** é a Matriz de Rigidez Extensional, **B** é a Matriz de Rigidez Extensional-Flexional e **D** é a Matriz de Rigidez Flexional. Além disso, tem-se $t_k = r_k - r_{k-1}$ (espessura da k-ésima lâmina).

2.4 Propriedades efetivas do laminado

No processo de estimativa das propriedades efetivas do laminado de material compósito, foram utilizadas expressões que consideram o laminado simétrico, na qual $[B] = 0$, $[A^*] = [A]^{-1}$ e $[D^*] = D^{-1}$. As equações precedentes nos permitem definir módulos efetivos do laminado em termos da matriz de flexibilidade extensional $[A^*]$ [6], como mostra a Tabela 4.

Tabela 4. Propriedades Efetivas do Laminado

<i>Módulo Longitudinal do Laminado na direção z (E_z)</i>
$E_z = \frac{1}{eA_{11}^*}$
<i>Módulo Longitudinal do Laminado na direção y (E_θ)</i>
$E_\theta = \frac{1}{eA_{22}^*}$
<i>Módulo de Cisalhamento do Laminado ($G_{z\theta}$)</i>
$G_{z\theta} = \frac{1}{eA_{66}^*}$
<i>Coefficientes de Poisson do Laminado ($\nu_{\theta z}$ e $\nu_{z\theta}$)</i>

$$v_{\theta z} = -\frac{A_{12}^*}{A_{22}^*} e \frac{v_{z\theta}}{E_z} = \frac{v_{\theta z}}{E_\theta}$$

3 Torres Tubulares

As torres tubulares são utilizadas com mais frequência nos projetos de turbinas eólicas, pois elas apresentam algumas vantagens em relação à outras topologias. Se comparadas as torres estaiadas, elas apresentam geralmente uma melhor estética, além de não ser necessária a utilização de uma grande área livre ao redor delas.

As torres tubulares apresentam uma boa forma estrutural, além de poderem ser concebidas com diferentes características geométricas, como: o número de trechos, espessura das paredes e tamanho dos raios. Essas torres podem ser fabricadas com diferentes materiais.

A torre tubular pode apresentar uma geometria que facilita o transporte e a instalação, pois possibilita a fragmentação da torre em n partes iguais, mas com diferentes raios, de modo a viabilizar o encaixe de suas partes uma dentro da outra, como mostra a Fig.8 (uma torre tubular de três trechos de mesmo comprimento). Essa geometria pode estabelecer ou não a relação de igualdade entre o raio externo do trecho superior e o raio interno do trecho inferior, além de propiciar uma maior flexibilidade para as espessuras.

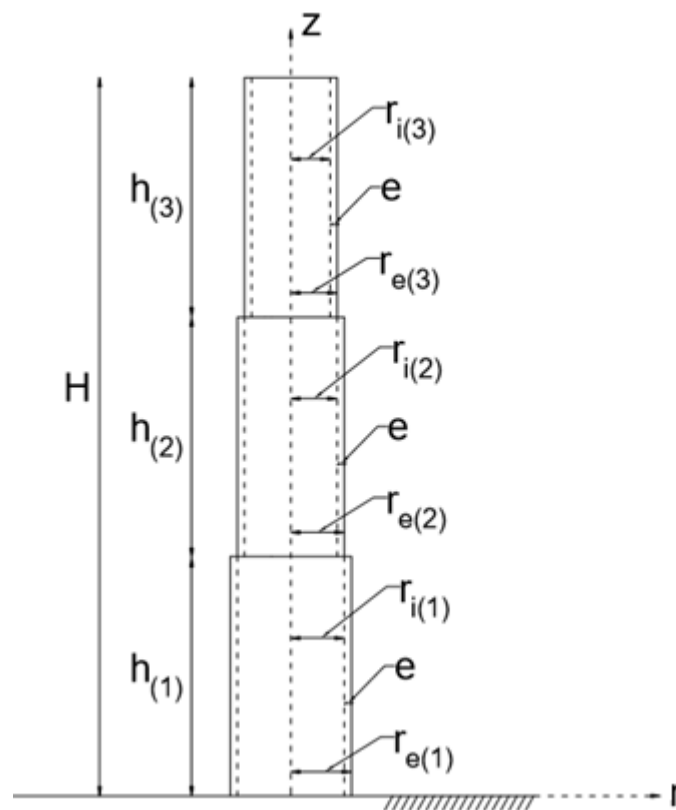


Figura 8. Geometria da torre tubular.

3.1 Ações atuantes

As ações ou carregamentos atuantes sobre a torre são descritos como: a ação do vento, o peso próprio da torre e a carga proveniente do peso do conjunto nacela e rotor [13]. No estudo da ação do vento, a velocidade do vento pode assumir diferentes velocidades básicas, variando com o caso adotado:

- Caso 1: velocidade nominal do vento;

- Caso 2: velocidade de vento de corte;
- Caso 3: velocidade de vento de tempestade.

A ação do vento vai atuar tanto na torre como no conjunto nacele e rotor, gerando uma força de arrasto determinada pela Eq. (9) [14], sendo ρ a densidade do ar, V_k a velocidade característica do vento, A_r a área de varredura do rotor n_p o número de pás do rotor.

$$F_v = \frac{1}{2} \rho V_k^2 A_r n_p \quad (9)$$

As ações atuantes na torre são apresentadas na Fig. 9, sendo P_n o peso do conjunto nacele e rotor, M_n o momento resultante da excentricidade do peso conjunto nacele e rotor, F_v a força resultante da carga de vento no conjunto nacele e rotor, M_v o momento resultante da carga de vento no conjunto nacele e rotor, q a componente horizontal do carregamento distribuído resultante da carga de vento na torre e p_t o carregamento distribuído resultante do peso próprio da torre. Essas ações atuam ao longo da vida útil da torre.

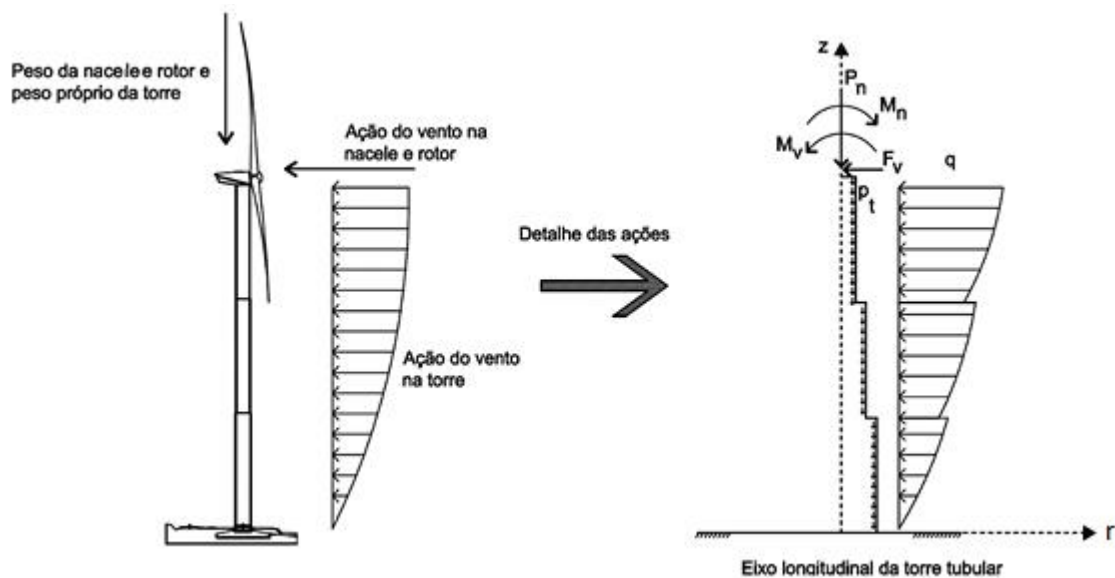


Figura 9. Ações atuantes na torre

3.2 Campos de tensão

Os campos de tensão são determinados a partir dos esforços internos solicitantes que ocorrem ao longo dos trechos da torre. Ao observar os carregamentos atuantes, é possível determinar os esforços internos solicitantes e, conseqüentemente, os campos de tensão.

A tensão normal longitudinal é determinada pela Eq. (10), na qual $N(z)$ e $M(z)$ são, respectivamente, o esforço normal e o momento fletor atuantes nos trechos, $A_{(n)}$ é a área do trecho, $I_{(n)}$ seu momento de inércia, r o raio do ponto no trecho e θ o ângulo no plano horizontal em relação ao eixo r do ponto no trecho. A tensão de cisalhamento atuante nos trechos da torre é determinada por meio do método do fluxo de cisalhamento para elementos de parede delgada, como mostra a Eq. (11), na qual $Q(z)$ é o esforço cortante no trecho, $V(\theta)$ é o momento estático de primeira ordem de um arco circular fino, $e_{(n)}$ é a espessura da parede do trecho

$$\sigma_z(\theta, r, z) = \frac{N(z)}{A_{(n)}} + \frac{M(z)}{I_{(n)}} r \cos \theta \quad (10)$$

$$\tau_{z\theta}(\theta, r, z) = -Q(z) \frac{1}{I_{(n)}} V(\theta) \frac{1}{2e_{(n)}} \quad (11)$$

3.3 Restrições não-lineares

As restrições não lineares são compostas pelo deslocamento no topo da torre, inversa da razão de resistência e pelas flambagens global e local. Os deslocamentos no topo da torre são determinados através das Eqs. (12) e (13), sendo $\delta\sigma_{z(i)}$ e $\delta\tau_{z\theta(i)}$ as tensões dos sistemas virtuais, obtidas considerando-se cargas virtuais unitárias aplicadas nas direções e sentidos dos respectivos deslocamentos, E_z é o módulo de elasticidade longitudinal da parede da torre tubular, $G_{z\theta}$ é o módulo de elasticidade transversal da parede da torre tubular, $r_{i(n)}$ é o raio interno do trecho e $r_{e(n)}$ o raio externo do trecho.

$$u_x(z) = \int_0^z \int_{r_{i(n)}}^{r_{e(n)}} \int_0^{2\pi} \left[\frac{\delta\sigma_{z(1)} \delta\sigma_z}{E_z} + \frac{\delta\tau_{z\theta(1)} \delta\tau_{z\theta}}{G_{z\theta}} \right] d\theta dr dz' \quad (12)$$

$$u_z(z) = \int_0^z \int_{r_{i(n)}}^{r_{e(n)}} \int_0^{2\pi} \left[\frac{\delta\sigma_{z(2)} \delta\sigma_z}{E_z} + \frac{\delta\tau_{z\theta(2)} \delta\tau_{z\theta}}{G_{z\theta}} \right] d\theta dr dz' \quad (13)$$

A inversa da razão de resistência é aplicada em qualquer teoria de falha, e se mostra bastante importante ao fornecer informações sobre o quanto de carga pode ser aplicado. Essa característica fornece um entendimento de quanto de carga deve ser reduzido para que a estrutura não falhe e o quanto de carga pode ser adicionado sem que a estrutura entre em colapso.

A inversa da razão de resistência foi desenvolvida com o objetivo de detectar a primeira falha sem a necessidade de um processo de análise de falhas progressivas, ou seja, o carregamento é aplicado até que ocorra a primeira falha, sem considerar a possibilidade de aumento da capacidade de carga da estrutura com danos [15]. No caso de estruturas metálicas, a condição segura ocorre quando a inversa da razão de resistência, estabelecida pela relação entre a tensão efetiva de *von-Mises* e a tensão de escoamento do material, for igual ou menor do que um. A tensão efetiva de *von-Mises* é um único valor de tensão que representa todas as tensões aplicadas em um mesmo ponto, como mostra a Eq. (14) para as componentes de tensão que surgem na torre analisada.

$$\sigma_e = \sqrt{(\sigma_z)^2 + 3(\tau_{z\theta})^2} \quad (14)$$

O Critério de Tsai-Hill é um caso particular do critério da máxima energia de distorção aplicado à materiais ortotrópicos, para situações onde o componente estudado encontra-se em Estado Plano de Tensões, que é o caso de lâminas e laminados de materiais compósitos [6], onde tem-se a Eq. (15) para a formulação clássica deste critério:

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \left(\frac{\sigma_1}{X_T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y_T} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_1 \sigma_2}{X_T^2} \right) + \left(\frac{\sigma_{12}}{S} \right)^2 \quad (15)$$

onde X_T , Y_T e S representam os parâmetros de resistência longitudinal, transversal e de cisalhamento no plano da lâmina, respectivamente, e σ_1 , σ_2 e σ_{12} são as tensões nas direções principais da lâmina. Assim, caso $f(\boldsymbol{\sigma}) < 1$ o material não apresentará falhas, e caso $f(\boldsymbol{\sigma}) \geq 1$ o material terá falhado. Para a realização da análise de primeira falha (*First Ply Failure*) de um laminado, faz-se necessária a avaliação do campo de tensões ao longo da espessura de todas as lâminas que compõem o laminado.

No procedimento de análise de resistência, são avaliados os níveis de tensão nas lâminas do laminado nas direções principais da torre. Então são avaliadas as componentes de tensão atuantes nas direções principais de cada lâmina, por meio da Eq. (16):

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = \mathbf{T} \begin{Bmatrix} \sigma_z \\ \sigma_\theta \\ \sigma_{z\theta} \end{Bmatrix} \quad (16)$$

A partir dessas componentes de tensão, é possível avaliar o índice de falha por meio da Eq. (15), e assim obter um valor para a razão de resistência (λ), Eq. (17):

$$\lambda(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{\sqrt{f(\boldsymbol{\sigma})}} \quad (17)$$

Torres tubulares com paredes finas são suscetíveis a flambagens local e global quando submetidas a cargas axiais de compressão. A flambagem local ou a tensão crítica para colunas cilíndricas de parede fina submetidas a uma carga de compressão axial para materiais isotrópicos pode ser avaliada pela Eq. (18) [16], sendo ν o coeficiente de Poisson e $r_{o(n)}$ o raio médio do trecho, enquanto que a flambagem local para materiais ortotrópicos é avaliada pela Eq. (19) [17]. A flambagem global pode ser determinada pelo método energético aproximado através das Eqs. (20) e (21) [16], nas quais H é a altura total da torre e $h_{(n)}$ é a altura de cada trecho da torre.

$$\sigma_{cr_fl(n)} = \frac{E_z e_{(n)}}{r_{o(n)} \sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad (18)$$

$$\sigma_{cr_fl(n)} = \sqrt{\frac{E_z E_\theta}{3(1-\nu_{z\theta}\nu_{\theta z})}} \frac{e_{(n)}}{r_{o(n)}} \quad (19)$$

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 E_z}{8H} \left[\sum_{i=1}^N \frac{1}{I_{(n)} h_{(n-1)}} \int_0^{h_{(n)}} \cos^2\left(\frac{\pi z}{2H}\right) dz \right]^{-1} \quad (20)$$

$$\sigma_{cr_fg(n)} = \frac{P_{cr}}{A_{(n)}} \quad (21)$$

3.4 Restrições lineares

As restrições lineares são restrições em relação à geometria da torre. A primeira restrição linear é adotada para que a teoria de vigas seja aplicável, garantindo-se uma esbelteza mínima de acordo com a Eq. (22), e a segunda restrição linear é imposta por uma questão de fabricação, considerando-se a espessura da parede do trecho não menor que dois milímetros.

$$R_{e(1)} \leq \frac{H}{20} \quad (22)$$

4 Recomendações da norma

O Brasil não possui uma norma específica para projetos de torres de turbinas eólicas, porém, é possível empregar as recomendações da NBR 8800 (2008) [19] para estruturas metálicas. A NBR 6123 (1988) [18] é a norma recomendada para determinar a velocidade básica do vento, através do mapa das

isopletas e a velocidade característica do vento, expressa pela Eq. (23), na qual V_0 é a velocidade básica do vento, S_1 , S_2 e S_3 são fatores determinados pela NBR 6123 (1988) [18], que levam em conta as variações do relevo do terreno, o efeito combinado da rugosidade do terreno com as dimensões da construção e o grau de segurança requerido e a vida útil da torre baseada em conceitos estatísticos, respectivamente.

$$V_k = V_0 S_1 S_2 S_3 \quad (23)$$

As recomendações para estruturas metálicas são abordadas pela NBR 8800 (2008) [19]. Ela contempla os coeficientes usados nas ações e no critério de resistência, além de determinar em qual estado limite esses coeficientes são aplicados.

O estado limite é quando uma estrutura ou parte dela se torna, de modo efetivo ou convencional, inutilizável ou quando deixa de satisfazer as condições previstas para a sua utilização. Em um projeto estrutural são abordados dois estados limites: o de serviço e o último.

O estado limite de serviço é o estado no qual a estrutura não se encontra apta ao uso normal, esse estado está relacionado com a durabilidade da estrutura, com a aparência da construção e com o conforto do usuário. O estado limite último é o estado em que a estrutura atinge uma condição crítica, esse estado está relacionado ao colapso ou ruína da estrutura, determinando, assim, a paralisação imediata do seu uso.

O estado limite de serviço recomendado para o dimensionamento da torre está relacionado com o deslocamento máximo no topo, de forma a não prejudicar o funcionamento da turbina eólica e nem causar insegurança aos usuários. O estado limite último é aplicado para análise de resistência e de flambagens local e global da torre.

Para análise de estado limite último, a velocidade de vento a ser considerada é a do Caso 3 (velocidade de vento de tempestade), enquanto para análise de estado limite de serviço deve ser considerada a velocidade de vento do Caso 1 (velocidade nominal do vento). A NBR 8800 (2008) [19] estabelece coeficientes de majoração para as ações e de ponderação para os critérios de resistência. Esses coeficientes e suas aplicações são apresentados na Tabela 3. O coeficiente de ponderação adotado para as flambagens local e global foi 5, uma vez que a NBR 8800 (2008) [19] aborda a flambagem de forma diferente deste trabalho.

Tabela 3. Coeficientes de acordo com à NBR 8800 (2008) [19].

Coeficientes Segundo a NBR 8800 (2008)	Estado limite de serviço	Estado limite último
Ação do vento (Majoração)	1	1.4
Peso próprio (Majoração)	1	1.25
Sobre carga (Majoração)	1	1.5
Tensão de Escoamento (Ponderação)	-	1.1
Deslocamento máximo no topo	H/400	-

5 Otimização

A implementação das técnicas de otimização estrutural pode ser feita por diversos *softwares*, optando-se neste trabalho pela *toolbox* de otimização do MATLAB (R2018a) [20], pois permite ao usuário criar o seu próprio código para ser usado na otimização, além da *toolbox* incluir rotinas numéricas para vários tipos de otimização. A rotina de otimização empregada neste trabalho encontra-se no comando *fmincon* do MATLAB (R2018a) [20]. Os aspectos envolvidos no processo de otimização podem ser observados na Fig. 10.



Figura 10. Representação gráfica do processo de otimização.

6 Resultados

O fator de capacidade é uma forma de avaliar o potencial eólico da região, ele é influenciado pelas características que determinam quais as condições para a turbina eólica ser mais eficiente, observando o aerogerador que melhor atende as necessidades do projeto, qual o porte desse aerogerador, o local de instalação etc. Neste trabalho, foi considerado o dimensionamento de uma torre hipotética para um aerogerador de pequeno porte da Xzeres, modelo Skystream 3.7. As especificações técnicas do Skystream 3.7 da Xzeres são detalhadas na Tabela 5.

Tabela 5. Especificações técnicas do aerogerador Skystream 3.7 da Xzeres.

Potência máxima	2.6 kW
Diâmetro do rotor	3.72 m
Número de pás	3
Massa	77 kg

Foi considerada uma parte remota da cidade de Maceió no estado de Alagoas como local de instalação, com a velocidade básica do vento de 30 m/s, a densidade do ar de 1.131 kg/m³ e uma torre de dezoito metros de altura. As torres tubulares foram dimensionadas considerando-se o aço, o alumínio e o material compósito (epóxi reforçado com fibra de vidro e de carbono) como materiais de fabricação. Neste trabalho, as propriedades mecânicas do aço e do alumínio podem ser encontradas na Tabela 6.

Tabela 6. Propriedades mecânicas do aço e do alumínio.

Propriedades mecânicas do material	Alumínio 6061 – T6	Aço estrutural A-36
Massa específica	2710 kg/m ³	7850 kg/m ³
Módulo de elasticidade longitudinal	68900 MPa	200000 MPa
Módulo de elasticidade transversal	26000 MPa	75000 MPa
Coefficiente de Poisson	0.35	0.32
Tensão de escoamento	255MPa	250 MPa

Na Tabela 7, encontram-se as propriedades dos materiais constituintes do material compósito.

Tabela 7. Propriedades mecânicas dos materiais constituintes do material compósito.

Propriedades mecânicas	Vidro-E	Carbono T800	Epoxy 8551-7
$\rho(kg/m^3)$	2540	1800	1273,3
$E_{11}(MPa)$	72395	234500	4080
$E_{22}(MPa)$	72395	14120	4080
$\mu_{12}(MPa)$	30336,9	14700	1478
$\mu_{23}(MPa)$	30336,9	6418	1478
ν_{12}	0,2	0,246	0,38
ν_{23}	0,2	0,1	0,38
$(\sigma_{11})_{ult}(MPa)$	2150	5685	98,9
$(\sigma_{12})_{ult}(MPa)$	-	-	110,8
$(\varepsilon_{11})_{ult}(\%)$	2,97	2,42	2,423
$(\gamma_{12})_{ult}$	-	-	0,075

Por meio das expressões apresentadas nas Sessões 2.1 e 2.2, foram estimadas as propriedades elásticas efetivas e os parâmetros de resistência das lâminas de material compósito, Tabela 8, e por meio das expressões apresentadas na Sessão 2.4 foram estimadas as propriedades efetivas do laminado, como mostra a Tabela 9. O laminado é simétrico do tipo angle-ply, com lâminas de fibras de vidro orientadas a $[+15^\circ/-15^\circ]_s$ em relação ao eixo da torre e com uma fração volumétrica de fibras igual a 60%.

Tabela 8. Propriedades elásticas e parâmetros de resistência das lâminas de material compósito (Vidro-E / Epoxy 8551-7 e Carbono T800 / Epoxy 8551-7).

	Vidro-E / Epoxy 8551-7	Carbono T800 / Epoxy 8551-7
$E_{11}(MPa)$	45109,2	142354,1
$E_{22}(MPa)$	15241,3	8745,9
$G_{12}(MPa)$	5004,5	3254,8
$\nu_{12}(MPa)$	0,264	0,295
$X_T(MPa)$	1093,4	3450,7
$Y_T(MPa)$	85,9	89,4

O processo de otimização foi aplicado em torres com espessuras constantes, com diferentes números de trechos (de dois a seis trechos) e com diferentes configurações (torres sem folga entre os trechos, com cinco centímetros de folga e com dez centímetros de folga). Os resultados ótimos obtidos para torres de aço, de alumínio, epóxi reforçado com fibra de vidro e epóxi reforçado com fibra de carbono podem ser observados nas Figs. 11, 12, 13 e 14, respectivamente, nas quais podem ser verificados os raios externos da base e do topo da torre, em metros, as espessuras, em milímetros, e as

massas, em quilogramas, das configurações ótimas obtidas.

Tabela 9. Propriedades efetivas dos laminados.

Propriedades efetivas do laminado	Fibra de vidro/Epóxi	Fibra de carbono/Epóxi
Densidade	2033,32 kg/m ³	1589,32 kg/m ³
Módulo longitudinal na direção z	39567,28 MPa	113054,50 MPa
Módulo longitudinal na direção θ	14641,98 MPa	8481,03 MPa
Módulo de cisalhamento	7101,15 MPa	11611,37 MPa
Coefficiente de Poisson ($\nu_{z\theta}$)	0,4	1,16
Coefficiente de Poisson ($\nu_{\theta z}$)	0,15	0,09

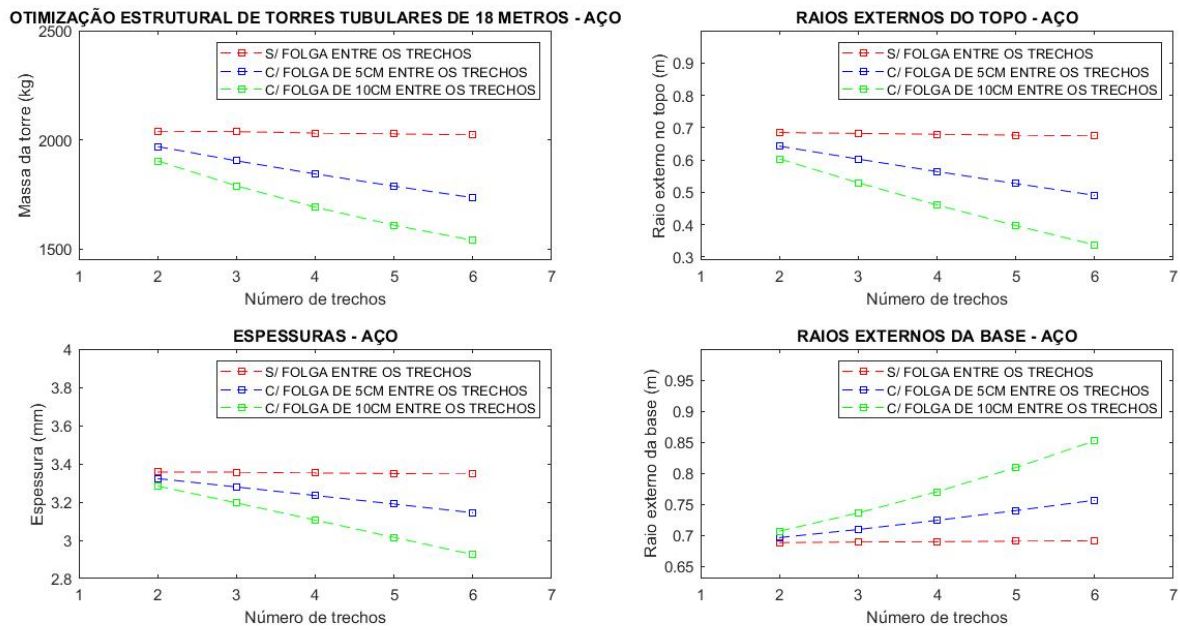


Figura 11. Otimização estrutural de torres de aço de turbinas eólicas.

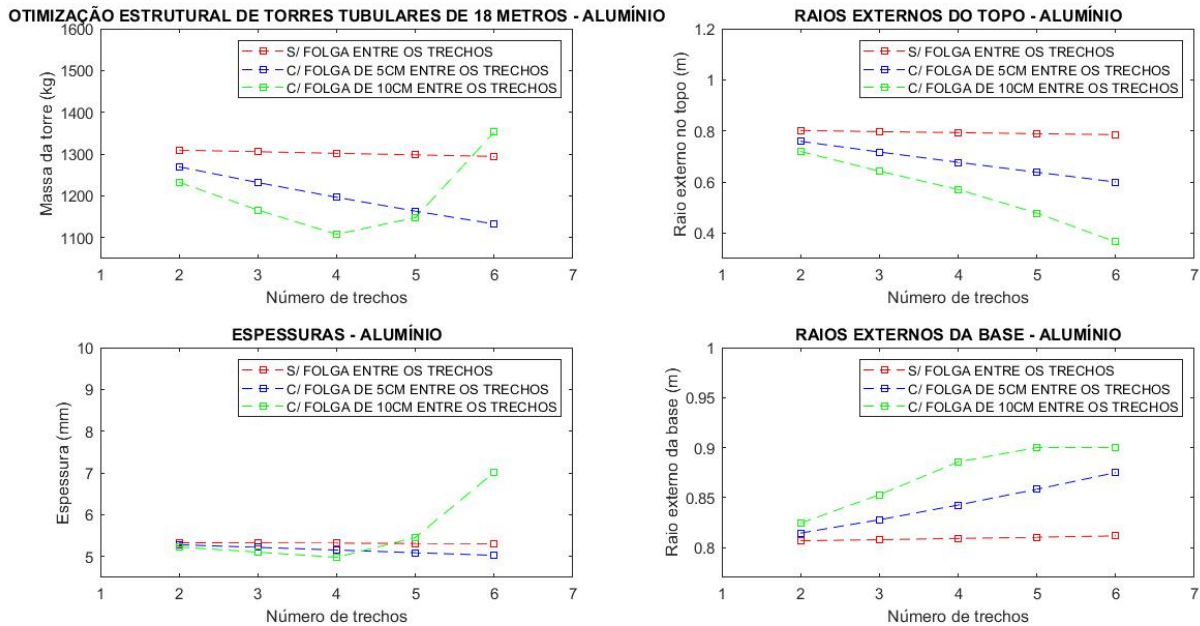


Figura 12. Otimização estrutural de torres de alumínio de turbinas eólicas.

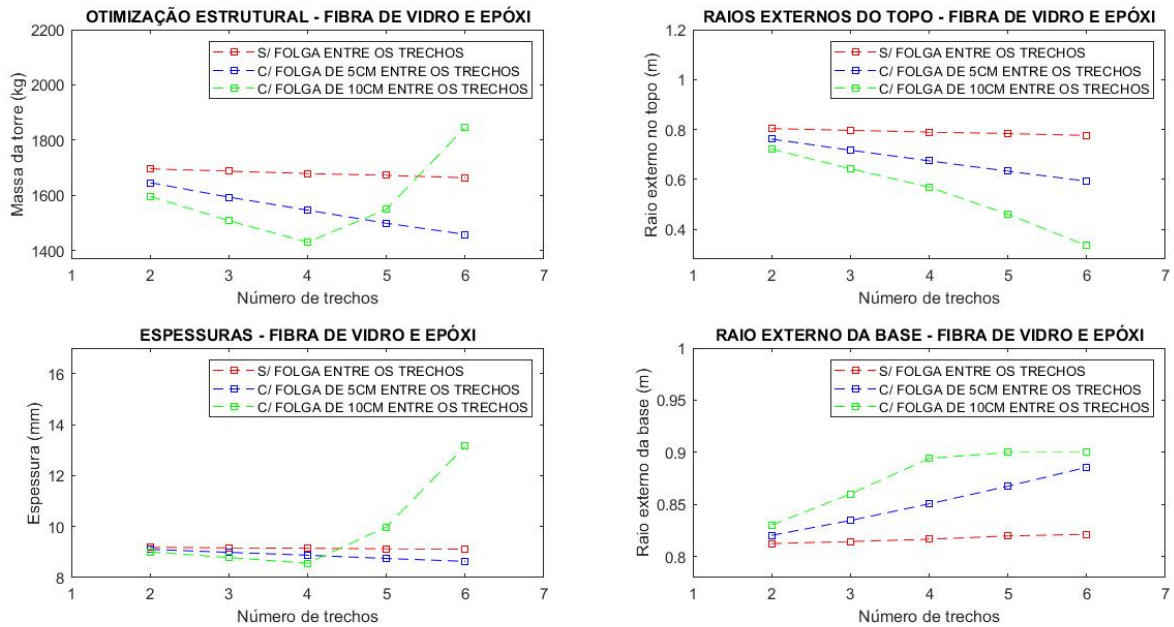


Figura 13. Otimização estrutural de torres de material compósito (Vidro-E/Epóxi) de turbinas eólicas.

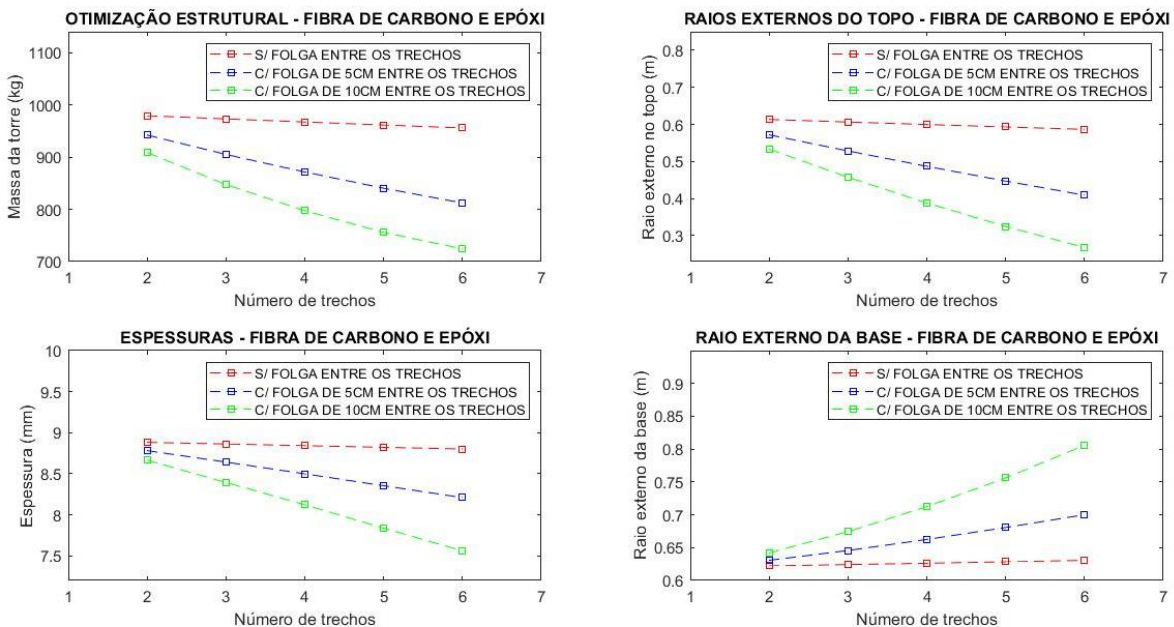


Figura 14. Otimização estrutural de torres de material compósito (Carbono T800/Epóxi) de turbinas eólicas.

O processo de otimização realizado demonstrou que houve uma redução na massa das torres à medida que houve um aumento do número de trechos e da folga entre os trechos. Esse comportamento é ocasionado pela redução da espessura à medida que ocorre o aumento do raio da base, porém, quando o raio da base atingiu o seu tamanho máximo, imposto pela restrição linear da Eq. (22), ocorre um aumento no tamanho das espessuras e, conseqüente, um aumento da massa da torre, determinando-se, assim, um comportamento antagônico ao esperado.

A partir desses resultados, foi possível estabelecer um comparativo entre as torres de aço, de alumínio e de material compósito. As torres de epóxi reforçado com fibra de carbono tiveram uma menor

massa comparadas às torres dos demais materiais, e devido ao comportamento citado anteriormente, a torre com 6 trechos de epóxi reforçado com fibra de vidro com folga de dez centímetros entre os trechos teve uma massa superior à torre de aço, como mostra a Fig. 15.

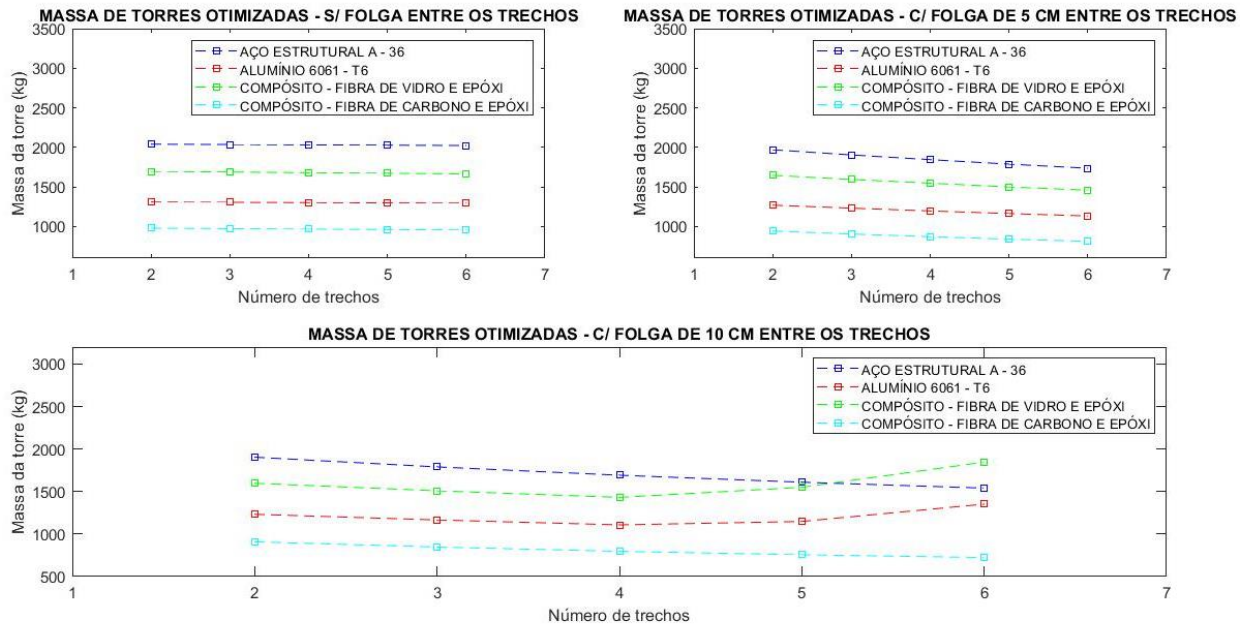


Figura 15. Massa das torres otimizadas para diferentes valores de folga.

7 Conclusões

Neste trabalho, apresentou-se uma proposta de um estudo de dimensionamento ótimo de torres de turbinas eólicas. Foi possível o dimensionamento ótimo de torres com diferentes configurações, atendendo-se aos critérios de segurança e objetivando-se a menor massa possível, com o intuito de reduzir os custos do projeto.

Era esperado que a massa da torre fosse diminuindo à medida que o número de trechos fosse aumentado, porém, isso só ocorreu até que a restrição linear que limitou o aumento do tamanho dos raios da base fosse atingida, ocasionando-se um aumento da espessura e, conseqüentemente, da massa das torres. Caso não houvesse essa restrição, as torres tenderiam a ter o comportamento previsto.

O local de maior insegurança da torre é a sua base, como já era esperado, pois é onde ocorrem as maiores tensões, provocando uma maior insegurança, considerando-se a análise de estado limite último, em termos de resistência e de estabilidade. Os critérios de restrições não-lineares mais solicitados foram as flambagens local e global, e o critério de restrição linear limitante foi o raio da base da torre ser menor ou igual a altura da torre dividida por vinte.

Com base nos resultados apresentados, percebe-se, de forma geral, um melhor desempenho das torres de epóxi reforçado com fibra de carbono, uma vez que é possível confeccionar torres com uma menor massa. Tais resultados justificam o emprego de materiais compósitos na indústria eólica, pois possibilitam uma maior capacidade de carga, apresentam uma menor massa por metro linear, possibilitando, assim, uma redução no custo do transporte e da manutenção e uma melhor condição para a instalação de turbinas eólicas em locais remotos.

Com este trabalho, espera-se ter contribuído para o estudo de torres otimizadas de projetos de turbinas eólicas, além de incentivar a inovação tecnológica na área de energias renováveis. Este trabalho tem intuito de contribuir academicamente e profissionalmente, com o possível dimensionamento de torres adotando-se a metodologia empregada neste trabalho.

Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro e ao LCCV (Laboratório de Computação Científica e Visualização) por disponibilizar a infraestrutura necessária à realização desta pesquisa.

Referências

- [1] International Renewable Energy Agency (IRENA), 2019. Disponível em: <<http://www.irena.org/wind>>. Acessado em: 06 agosto, 2019.
- [2] Global Wind Energy Council (GWEC), 2019. Disponível em: <<http://gwec.net/>>. Acessado em: 05 agosto, 2019.
- [3] B. B. P. Feijó; J. B. C. A. Lima; A. M. C. Melo and E. JR. Parente. Otimização estrutural de torres de aço tubulares para geradores eólicos. *Asociación Argentina de Mecánica Computacional*, vol. 29, pp. 781-792, 2010.
- [4] C. F. Jr. Dellezzopolles. Análise dinâmica de torres de energia eólica. *Dissertação de Mestrado*. Brasília: UnB, 2011.
- [5] C. A. Young; A. J. Goupe; H. J. Dagher and A. M. Viselli. Methodology for optimizing composite towers for use on floating wind turbines. *Journal of renewable and sustainable energy*, v. 9, p. 33306 – 33327, 2017.
- [6] A. K. Kaw. *Mechanics of Composite Materials*, Second Edition, Mechanical and Aerospace Engineering Series, 2006.
- [7] J. P. R. Maia. Otimização estrutural: estudo e aplicações em problemas clássicos de vigas utilizando a ferramenta solver. *Dissertação de Mestrado*. São Carlos, SP: USP, 2009.
- [8] R. Christensen and K. Lo. Solutions for effective shear properties in three phase sphere and cylinder models. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 27, pp. 315-330, 1979.
- [9] R. Christensen. A critical evaluation for a class of micro-mechanics models. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 38 (3), pp. 379-404, 1990.
- [10] Z. Hashin and B. W. Rosen. The elastic moduli of fiber-reinforced materials. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 31, pp. 223-232, 1964.
- [11] Z. Hashin. Analysis of Composite Material - A Survey. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 50, pp. 481-505, 1983.
- [12] I. M. Daniel and O. Ishai. *Engineering Mechanics of Composite Materials*. New York, Oxford University Press, 1994.
- [13] C. Kong, S. Lim and H. Park. A study on optimal design of filament winding composite tower for 2 MW class horizontal axis wind turbine systems. *Proceedings of ASME turbo expo 2013: Turbine technical conference and exposition*, vol. 8, pp. 1-8, 2013.
- [14] J. Song. The Comparison and Study of Cone-Shaped Tower and Truss-Type Tower of 1.5 MW Wind Turbine Generator (in Chinese). *Tese de Doutorado*. Baotou: Inner Mongolia University of Science and Technology, 2012.
- [15] A. J. Kolios. Evaluation of the Reliability Performance of Failure Criteria for Composite Structures. *World Journal of Mechanics*, vol. 2, n. 3, pp. 162–170, 2012.
- [16] S. P. Timoshenko and J. M. Gere. *Theory of elastic stability*. New York: McGraw-Hill, 1983.
- [17] M. P. Nemeth and M. M. Mikulas JR. Simple Formulas and Results for Buckling-Resistance and Stiffness Design of Compression-Loaded Laminated-Composite Cylinders. *NASA/TP-2009-215778*, 2009.
- [18] Associação brasileira de normas de normas técnicas (ABNT/ NBR) n° 6123 de 1988. Forças devidas ao vento em edificações, Rio de Janeiro, Brasil, 1988.
- [19] Associação brasileira de normas de normas técnicas (ABNT/ NBR) n° 8800 de 2008. Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, Brasil, 2008.
- [20] MATrix LABORatory (MATLAB) . The MathWorks. Incorporação Natick, Massachusetts, United States, 2018.