



XIII SIMMEC

Simpósio de Mecânica Computacional

29 de Outubro a 1º de Novembro de 2018

UFES - Campus Goiabeiras - Vitória, ES



PREVISÃO DA POTÊNCIA DE EIXO DE UMA TURBINA EÓLICA ATRAVÉS DO MÉTODO BLADE ELEMENT MOMENTUM

SHAFT POWER PREDICTION OF A WIND TURBINE BASED ON THE BLADE ELEMENT MOMENTUM METHOD

Diego Magela Lemos (1); Daniel Sampaio Souza (2)

(1) Mestrando em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte - MG, Brasil.

(2) Dr. Prof., Universidade Estadual Paulista, São João da Boa Vista, São Paulo - MG

Resumo: O presente artigo avalia uma metodologia para previsão da potência gerada por uma turbina eólica baseada no método Blade Element Momentum (BEM). Coeficientes aerodinâmicos bidimensionais dados por simulações com o software XFOIL foram utilizados para alimentar o algoritmo BEM. Usaram-se correções para a perda devido a rotação do fluxo pela ponta e pelo cubo, *tip loss* e *hub loss*, respectivamente, correção para elevada indução axial e correção para efeitos rotacionais 3D devido à separação do escoamento e influências das forças de Coriolis e centrífugas. Usando a correção para efeitos rotacionais houve uma sobrestimação da potência. Adotando uma nova metodologia para extrapolação dos dados e desconsiderando os efeitos rotacionais obteve-se bons resultados. Com isso concluiu-se que o método é eficaz quando se necessita prever a potência de eixo de uma turbina eólica.

Palavras-chave: Turbina Eólica; método Blade Element Momentum; XFOIL.

Abstract: The present paper evaluates a methodology for predicting the shaft power generated by a wind turbine based on the Blade Element Momentum method. Two-dimensional aerodynamic coefficients given by simulations with XFOIL were used to feed the BEM algorithm. Corrections were used for tip loss and hub loss, Glauert correction to account for high axial induction and correction for 3D rotational effects due to the separation of the flow and influences of Coriolis and centrifugal forces. Initially a mesh test was performed on the simulations made by XFOIL and the results of the simulations were compared with experimental data from a wind tunnel. The BEM method was evaluated using an extrapolation of data considering the last converged value of the simulations. Use of the correction for rotational effects resulted in overestimation of the power. By adopting a new methodology for extrapolating the data and disregarding the rotational effects good results were obtained. The results indicate that the method is effective when it is necessary to predict the shaft power of a wind turbine.

Keywords: Wind Turbine; Blade Element Momentum Method; XFOIL.



XIII SIMMEC

Simpósio de Mecânica Computacional

29 de Outubro a 1º de Novembro de 2018

UFES - Campus Goiabeiras - Vitória, ES



1 INTRODUÇÃO

Com o intuito de utilizar métodos simples e com baixo custo computacional, muitos pesquisadores têm aplicado o método Blade Element Momentum (BEM) para prever a potência de turbinas eólicas de eixo horizontal. ElQatary e Elhadidi (2014) compararam resultados obtidos pelo BEM e o *software* livre OpenFOAM CFD em uma zona de operação de velocidade variável, mostrando bons resultados pela curva de potência gerada pelo BEM e OpenFOAM. Segundo Koh e Ng (2016), o método BEM é uma importante ferramenta inicial para o projeto e análise. Sun et al. (2016) utilizaram o método, incrementando-o com modelos para a influência na queda de pressão causada pela esteira de rotação e o efeito da velocidade radial no disco do rotor. Chen e Agarwal (2014) modificaram o método BEM incluindo um simples modelo de fluxo dinâmico de entrada para capturar o comportamento transiente de turbinas eólicas em uma larga escala de tempo. Eles mostraram que o modelo implementado é capaz de prever a performance em situações de operações transientes.

O objetivo do trabalho descrito aqui foi analisar o efeito na previsão da potência de um rotor de turbina eólica para diferentes modelos aplicados a um código baseado no método BEM. Foram avaliados os modelos de *tip e hub loss*, que têm como objetivo corrigir as perdas causadas pelos vórtices na ponta da pá e no cubo, respectivamente, o modelo de *stall delay* que corrige os dados bidimensionais do aerofólio para os efeitos rotacionais tridimensionais, o modelo para correção de altos valores da indução axial e para extrapolação dos dados aerodinâmicos bidimensionais após o estol. Os dados aerodinâmicos bidimensionais do aerofólio foram gerados por simulações utilizando o XFOIL, descrito em Drela e Giles (1987) e Drela (1989), e as previsões pelo código foram comparadas com resultados experimentais de Hand et al. (2001).

2 PROCEDIMENTO COMPUTACIONAL

O BEM combina a teoria de quantidade de movimento com os fenômenos locais de pás reais. Um tubo de corrente é dividido em N elementos anulares de altura dr , por conseguinte, as pás também são, como mostra a Fig. 1, onde r é a posição radial do volume de controle anular, R é o raio do rotor, dr o comprimento do volume de controle diferencial e c a corda do aerofólio da pá. O método clássico assume que o escoamento em cada elemento de pá é independente dos elementos vizinhos - ou seja, cada elemento se comporta como uma aerofólio bi-dimensional - e que o carregamento aerodinâmico é uniforme em cada elemento anular, o que representa o comportamento de um rotor com infinitas pás. O escoamento sentido por uma seção da pá é uma combinação da velocidade axial, U_d , e tangencial, U_{rot} , no plano do rotor, denotado por velocidade relativa, U_{rel} , como mostra a Fig. 2a, onde α é o ângulo de ataque, formado entre a velocidade relativa U_{rel} e a corda do aerofólio, θ é o ângulo de passo, formado entre a corda e o plano do rotor.

O ângulo de passo local é a combinação do ângulo de passo e a torção da pá, β , como $\theta = \theta_p + \beta$, ϕ é ângulo de fluxo, formado entre a velocidade relativa e o plano do rotor. De

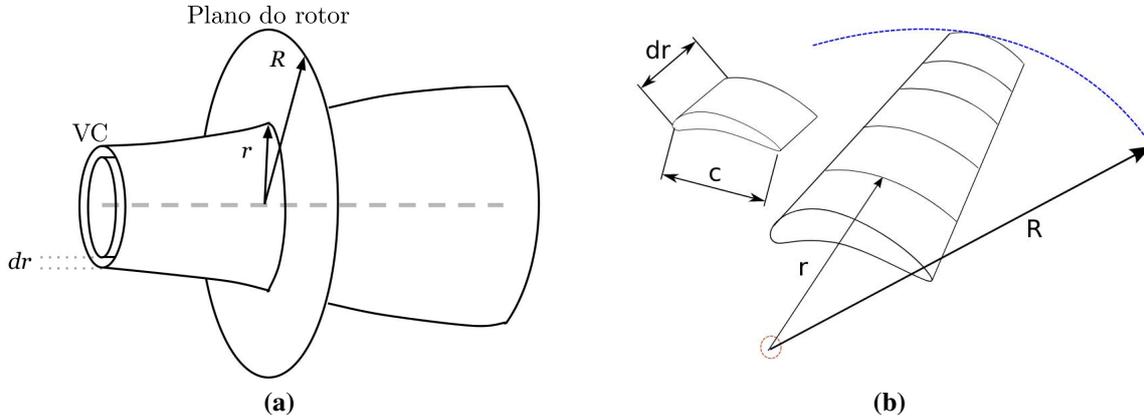


Figura 1. Representação esquemática do método Blade Element Momentum. (a) Volume de controle anular; (b) Divisão da pá em N elementos.

Fonte: (a) Adaptado de Hansen (2008); (b) (INGRAM, 2005)

acordo com a Fig. 2a, os ângulos de fluxo e ataque locais podem ser obtidos como:

$$\tan \phi = \frac{(1 - a)U_{\text{rel}}}{(1 + a')\omega r} \quad \text{e} \quad \alpha = \phi - \theta \quad (1)$$

onde ω é a velocidade angular do rotor, a o fator de indução axial e a' o fator de indução tangencial. Esses fatores de indução ocorrem no escoamento devido a rotação do rotor da turbina eólica. Como mostra a Fig. 2b, L é a força de sustentação, D a força de arrasto, perpendicular e paralela à velocidade relativa, respectivamente e R a força resultante entre elas. A força tangencial, F_T , paralela ao plano do rotor, e a força normal, F_N , perpendicular ao plano do rotor, podem ser escritas em função das forças L e D , e o ângulo ϕ .

$$F_N = L \cos \phi + D \sin \phi \quad \text{e} \quad F_T = L \sin \phi - D \cos \phi \quad (2)$$

Na Eq. (2), F_T é a força que causa a rotação do rotor e F_N a força perpendicular a ela. Essas forças são normalizados em relação a $\frac{1}{2}\rho U_{\text{rel}}^2 c$ fazendo:

$$C_n = C_L \cos \phi + C_D \sin \phi \quad \text{e} \quad C_t = C_L \sin \phi - C_D \cos \phi \quad (3)$$

onde C_n é o coeficiente da força normal, F_N , C_t o coeficiente da força tangencial, F_T , C_D é o coeficiente da força de arrasto, D , e C_L é o coeficiente da força de sustentação L . Além disso, uma solidez σ é definida como sendo uma fração da área anular no volume de controle que é ocupada pelas pás

$$\sigma(r) = \frac{c(r)B}{2\pi r} \quad (4)$$

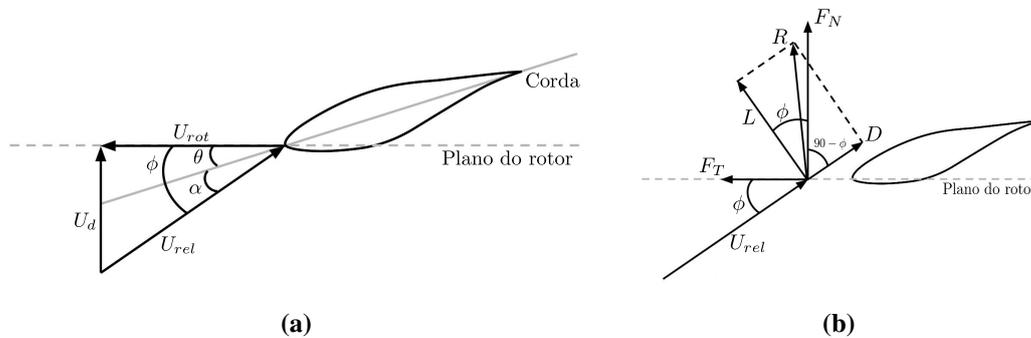


Figura 2. (a) Velocidades na seção da pá no plano do rotor; (b) Carregamentos locais numa seção da pá.

Fonte: Adaptado de Hansen (2008).

onde B é o número de pás, $c(r)$ é a corda local e r a posição radial do volume de controle. Dado que F_N e F_T são forças por unidade de comprimento, a equação para a força normal e para o torque no volume de controle de espessura dr são escritas como é mostrado abaixo:

$$dT = BF_N dr \quad \text{e} \quad dM = BF_T dr \quad (5)$$

O fator de indução axial e tangencial, a e a' , respectivamente, podem ser calculados como:

$$a = \frac{1}{\frac{4 \sin^2 \phi}{\sigma C_n} + 1} \quad \text{e} \quad a' = \frac{1}{\frac{4 \sin \phi \cos \phi}{\sigma C_t} - 1} \quad (6)$$

O algoritmo para se calcular esses carregamentos, Algoritmo 1, pode ser seguido em qualquer elemento ao longo da pá, desde que cada elemento é independente. Posteriormente aplicar o algoritmo do BEM para todas as seções da pá, a força tangencial e normal ao rotor são conhecidas. Em posse desses carregamentos, é possível calcular a potência de eixo, tração e momentos fletores. Nesse trabalho, a potência mecânica foi calculada usando uma variação linear entre r_i e r_{i+1} para integrar os carregamentos tangenciais (ver Fig. 3).

Algoritmo 1: BLADE ELEMENT MOMENTUM

- 1 $a \leftarrow 0$ e $a' \leftarrow 0$
 - 2 **enquanto** $a_{i+1} - a_i > \text{tolerância}$ e $a'_{i+1} - a'_i > \text{tolerância}$ **faça**
 - 3 Calcular ϕ e α usando a Eq. (1)
 - 4 Ler $C_L(\alpha)$ e $C_D(\alpha)$ da base de dados
 - 5 Calcular C_n e C_t da Eq. (3)
 - 6 Calcular a e a' da Eq. (6)
 - 7 **fim**
 - 8 Calcular os carregamentos
-

De acordo com a Fig. 3, a força F_T entre r_i e r_{i+1} é:

$$F_T = A_i r + B_i \quad (7)$$

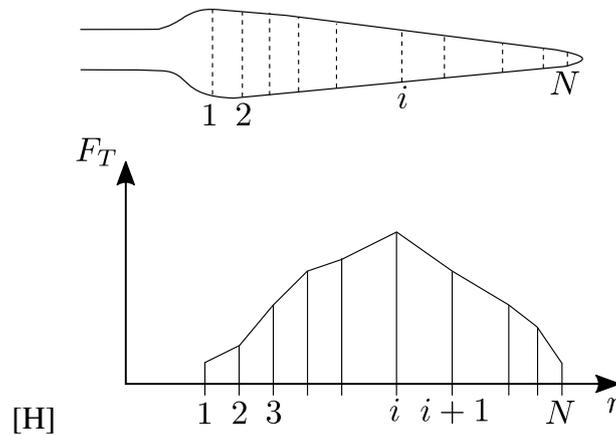


Figura 3. Variação linear do carregamento entre duas posições radiais.

Fonte: Adaptada de Hansen (2008).

Logo, o torque dM para um elemento infinitesimal da pá de espessura dr é:

$$dM = rF_T dr \quad (8)$$

Integrando a Eq. (8), o torque desenvolvido pela turbina eólica é a soma da contribuição de todos os elementos ao longo pá multiplicado pelo número de pás, B :

$$M_{\text{tot}} = B \sum_1^{N-1} \left[\frac{1}{3} A_i r^3 + \frac{1}{2} B_i r^2 \right]_{r_i}^{r_{i+1}} \quad (9)$$

Assim, a potência de eixo pode ser calculada como:

$$P_{\text{eixo}} = M_{\text{tot}} \omega \quad (10)$$

2.1 Correções ao Método BEM

O método BEM na sua forma clássica, não considera efeitos importantes que acontecem na turbina eólica. Dessa forma, os resultados obtidos não terão uma acurácia esperada. Assim, é necessário implementar correções que consideram esses efeitos.

2.1.1 Perdas pela Ponta

Os vórtices emitidos a partir da ponta das pás têm um papel importante na distribuição da velocidade induzida no escoamento no plano rotor (MORIARTY; HANSEN, 2005). Prandtl desenvolveu um método para aproximar o efeito do fluxo radial próximo a ponta da pá que compensa a aproximação para um número infinito de pás do modo BEM clássico. O fator de Prandtl é definido como

$$F_p = \frac{2}{\pi} \arccos \left[e^{-\frac{B(R-r)}{2r \sin \phi}} \right], \quad (11)$$



XIII SIMMEC

Simpósio de Mecânica Computacional

29 de Outubro a 1º de Novembro de 2018
UFES - Campus Goiabeiras - Vitória, ES



onde r é a posição radial local do elemento e R o raio total do rotor. O fator F_p é multiplicado na Eq. (6), resultando em novas equações para o fatores de indução axial e tangencial:

$$a = \frac{1}{\frac{4F_p \sin^2 \phi}{\sigma C_n} + 1} \quad \text{e} \quad a' = \frac{1}{\frac{4F_p \sin \phi \cos \phi}{\sigma C_t} - 1} \quad (12)$$

2.1.2 Perdas pelo Cubo

Assim como a correção para a perda pela ponta da pá, a correção para a perda pelo cubo serve como uma correção para a velocidade induzida resultante de vórtices próximos do cubo do rotor (MORIARTY; HANSEN, 2005).

$$F_{\text{cubo}} = \frac{2}{\pi} \arccos \left[e^{-\frac{B(r-R_{\text{cubo}})}{2r \sin \phi}} \right] \quad (13)$$

onde R_{cubo} é o raio do cubo do rotor. Caso seja considerado as duas perdas, pela ponta e pelo cubo, é usado um novo fator total.

$$F_{\text{total}} = F_p F_{\text{cubo}}. \quad (14)$$

2.1.3 Correção para altos valores de indução axial

Glauert desenvolveu uma correção para o coeficiente de tração, C_T , do rotor, baseado em medições experimentais em rotores de helicópteros com altas velocidades induzidas. Buhl (2005) obteve uma modificação para C_T da relação empírica de Glauert que inclui a correção de perda de ponta

$$C_T = \frac{8}{9} + \left(4F - \frac{40}{9}\right) a + \left(\frac{50}{9} - 4F\right) a^2. \quad (15)$$

Resolvendo para a , resulta-se em:

$$a = \frac{18F - 20 - 3\sqrt{C_T(50 - 36F) + 12F(3F - 4)}}{36F - 50}. \quad (16)$$

Se $C_T > 0,96F$, a Eq. (16) é usada para o fator de indução axial a .

2.1.4 Stall delay

Devido à rotação das pás, a aceleração centrífuga e de Coriolis promovem uma componente radial de velocidade, particularmente em regiões de camada-limite separada (HANSEN, 2008). Um dos principais efeitos dessa componente radial é redução do volume da região de escoamento separado na superfície superior do aerofólio, o que aumenta o carregamento sobre o mesmo em altos ângulos de ataque comparado aos valores previstos por experimentos 2D



XIII SIMMEC

Simpósio de Mecânica Computacional

29 de Outubro a 1º de Novembro de 2018
UFES - Campus Goiabeiras - Vitória, ES



(CHAVIAROPOULOS; HANSEN, 2000). Baseado em simulações quasi-3D, Chaviaropoulos e Hansen (2000) propõem um método para corrigir os dados do aerofólio 2D para os efeitos rotacionais 3D.

$$C_{x,3D} = C_{x,2D} + a(c/r)^h \cos^n(\beta) \Delta C_x, \quad \Delta C_x = \begin{cases} \Delta C_L = C_{L,inv} - C_{L,2D} & \text{se } x = L \\ \Delta C_D = C_{D,2D} - C_{D,2D-min} & \text{se } x = D \end{cases} \quad (17)$$

onde c é a corda local da seção, r a posição radial do seção, β é a torção da pá. O subscrito *inv* é o coeficiente para o caso invíscido, 2D são os dados bidimensionais, 3D é o coeficiente corrigido para os efeitos rotacionais tridimensionais. $C_{D,2D-min}$ é o valor mínimo de $C_{D,2D}$. De acordo com Chaviaropoulos e Hansen (2000), $a = 2$, $h = 2$, $n = 4$ e $h = 1$.

2.1.5 Extrapolação dos dados 2D

O BEM não possui a capacidade de modelar a física do fluxo que acontece após o estol. Para contornar essa incapacidade do BEM, uma alteração dos dados após o estol é necessária. Tal abordagem deve ser adaptada para captar os efeitos aerodinâmicos relacionados a geometria da pá em vez das características físicas do escoamento como nos métodos de esteira de vórtices. Para o BEM, Viterna e Corrigan (1982) desenvolveram um método, através de estudos experimentais, para relacionar os dados de C_L e C_D após o estol para toda a geometria da pá em vez das seções da pá. As equações desenvolvidas são mostradas abaixo:

$$C_{D,max} = 1,11 + 0,018AR \quad (\alpha = 90^\circ) \quad (18)$$

$$C_D = B_1 \sin^2 \alpha + B_2 \cos \alpha \quad (15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ) \quad (19)$$

onde

$$B_1 = C_{D,max} \quad \text{e} \quad B_2 = \frac{C_{D,estol} - C_{D,max} \sin^2 \alpha_{estol}}{\cos \alpha_{estol}} \quad (20)$$

$$C_L = A_1 \sin 2\alpha + A_2 \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \quad (15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ) \quad (21)$$

onde

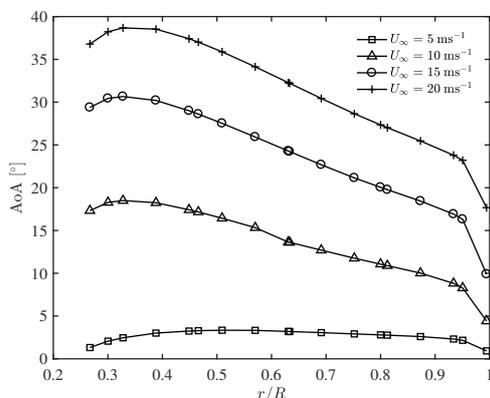
$$A_1 = \frac{B_1}{2} \quad \text{e} \quad A_2 = C_{L,estol} - C_{D,max} \sin \alpha_{estol} \cos \alpha_{estol} \frac{\sin \alpha_{estol}}{\cos^2 \alpha_{estol}} \quad (22)$$

Nas equações acima, $C_{D,max}$ é o máximo coeficiente de arrasto que acontece em 90° , AR é a razão de aspecto (*aspect ratio*), que é necessário para determinar o máximo coeficiente de arrasto da pá, $C_{D,estol}$ é o valor do coeficiente de arrasto 2D do aerofólio para o ângulo de ataque de estol, α_{estol} .

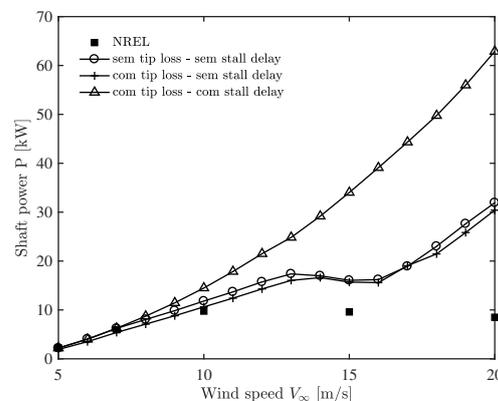
3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Com a base de dados gerada pelo XFOIL, do perfil S809 descrito em Somers (1997), é possível aplicar o método BEM para avaliar o desempenho aerodinâmico da turbina eólica. A turbina avaliada é a Phase VI, onde testes foram realizados em escala real, de acordo com relatório de Hand et al. (2001), onde seus dados geométricos e configurações são reportados. Em posse desses dados da turbina, todos os dados para utilizar o método BEM estão disponíveis. Inicialmente foi feito um estudo comparando a potência de eixo utilizando as correções de *stall delay* e *tip loss* e correção para altos valores de a . Como houve uma baixa convergência para os valores de C_D e C_L em relação ao ângulo de ataque, foi feita uma extrapolação dos dados, devido aos altos valores de ângulo de ataque, Fig. 4a, para velocidades abaixo de 10 ms^{-1} . Essa extrapolação foi feita repetindo os últimos valores de C_D e C_L para ângulos de ataque além dos convergidos na base de dados.

A Fig. 4b compara a previsão de potência de eixo com os resultados experimentais de Hand et al. (2001). Pela Fig. 4b é possível observar que considerando o efeito de *stall delay* houve uma superestimação da potência. Esse resultado está de acordo com os resultados apresentados por Breton, Coton e Moe (2008). Utilizando a metodologia de Chaviaropoulos e Hansen (2000) a potência também foi superestimada. Entretanto, a base de dados usada por eles foi experimental, disponível em Hand et al. (2001), mostrando assim que, mesmo com uma base de dados experimental, o resultado foi superestimado. Porém, para velocidades abaixo de 10 ms^{-1} , obteve-se boa concordância com os experimentos. Nessa faixa de operação, o melhor desempenho foi conseguido utilizando-se a correção de ponta e desprezando o efeito do *stall delay*. Isso se deve ao fato de que ocorre baixos valores de ângulo de ataque nas seções da pá para velocidades menores que 10 ms^{-1} (Fig. 4a), e dos bons resultados das simulações feitas pela XFOIL para ângulos de ataque menores que 10° .



(a) Ângulos de ataque ao longo da pá.



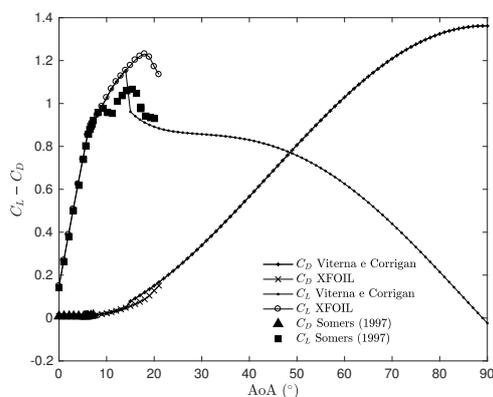
(b) Potência de eixo calculada.

Figura 4. Resultados obtidos com o método BEM.

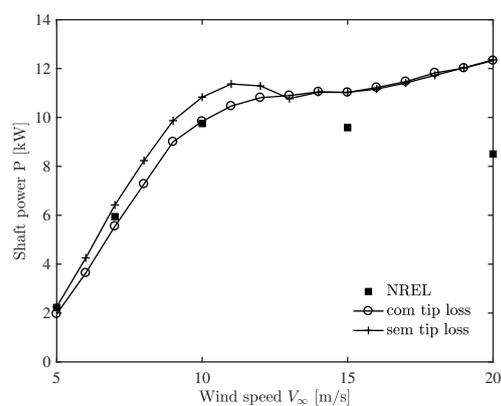
Fonte: (Autor, 2018)

Mesmo que a potência não tenha sido tão superestimada não usando a correção para o *stall delay*, valores altos de potência foram calculados para velocidades acima de 10 ms^{-1} . Isso pode ser explicado pelo fato de que para velocidades acima de 10 ms^{-1} , os ângulos de ataque são altos, acima de 10° , em quase todas as seções. Dessa forma, os valores usados para C_D e C_L foram os valores extrapolados para ângulos de ataque além dos disponíveis na base de dados.

Posteriormente, foi aplicado o método BEM utilizando a metodologia de Viterna e Corrigan (1982) para a extrapolação dos valores de C_D e C_L , mantendo-se a correção de Glauert, sendo que a forma como foi extrapolada anteriormente não se obteve bons resultados. De acordo com Tangler e Kocurek (2005) o valor de AR para a geometria considerada é 14, que também foi utilizado nesse trabalho. Do modo como é descrito em Viterna e Corrigan (1982), o valor de α_{estol} é igual 15° , que foi o valor adotado para esse trabalho. A Fig. 5a mostra essa extrapolação. Nota-se pela Fig. 5a que considerando o estol em 15° , “perdeu-se” o primeiro estol, que acontece aproximadamente em 9° , porém consegue-se reduzir um pouco os valores sobrestimados gerados pelas simulações no XFOIL para valores a partir de, aproximadamente, 9° .



(a) Extrapolação de C_L e C_D – $Re = 10^6$.



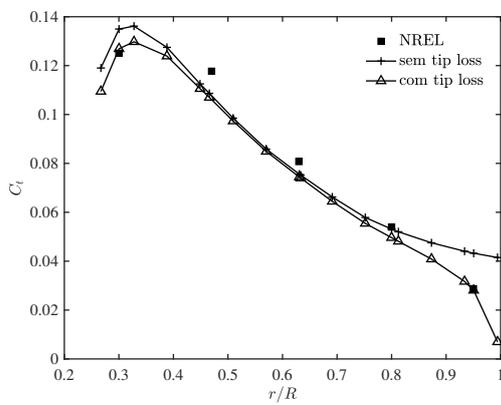
(b) Potência de eixo.

Figura 5. Resultados obtidos com o método BEM extrapolando os dados 2D

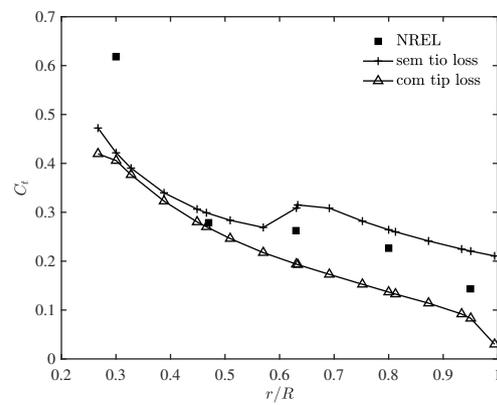
Fonte: (Autor, 2018)

A partir da nova base de dados gerada através da nova abordagem para extrapolar os dados de entrada, a potência de eixo foi novamente calculada (Fig. 5b). Avaliando o resultado da Fig. 5b, observa-se uma melhora significativa nos resultados em relação aos resultados da Fig. 4b. Com isso, pode-se concluir que a forma com que os dados são extrapolados através da metodologia de Viterna e Corrigan (1982) é satisfatória, tendo em vista os bons resultados obtidos. Mais uma vez a correção *tip loss* se mostrou importante, principalmente para baixas velocidades do vento. Entretanto, mesmo apresentando bons resultados, para velocidades acima de 10 ms^{-1} a potência continua sendo sobrestimada.

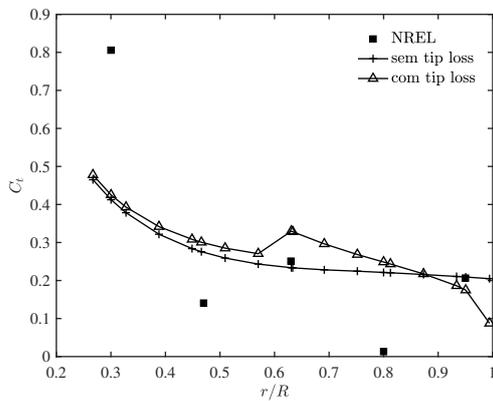
Com o intuito de avaliar esses resultados de forma mais ampla, é comparado os valores calculados para C_t , tendo em vista que esse coeficiente está intimamente relacionado a força que



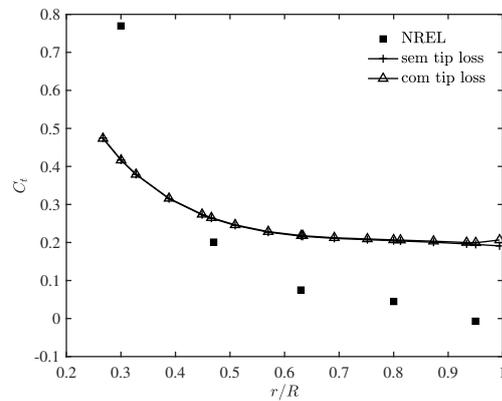
(a) $U_{\infty} = 5 \text{ ms}^{-1}$.



(b) $U_{\infty} = 10 \text{ ms}^{-1}$.



(c) $U_{\infty} = 15 \text{ ms}^{-1}$.



(d) $U_{\infty} = 20 \text{ ms}^{-1}$.

Figura 6. Comparação do coeficiente tangencial C_t com os dados experimentais de Hand et al. (2001).

Fonte: (Autor, 2018)

promove a rotação do rotor (Fig. 6). Pela Fig. 6a, observa-se uma ótima concordância entre os dados experimentais e o valor calculado, especialmente usando a correção de *tip loss*. A partir da velocidade de 10 ms^{-1} , não se alcançou bons resultados, ainda que para a velocidade de 10 ms^{-1} apresentou uma ótimo valor de potência calculada. Para velocidades acima de 10 ms^{-1} , a previsão de C_t é ruim ao longo de toda a pá, subestimando próximo a raiz e superestimando a partir de $r/R \geq 0.4$. Assim, os efeitos se compensam parcialmente fazendo com que a potência não tão longe da experimental. Com a finalidade de constatar se houve o mesmo comportamento dos dados experimentais em outros coeficiente, comparou-se também os valores de C_n (Fig. 7).

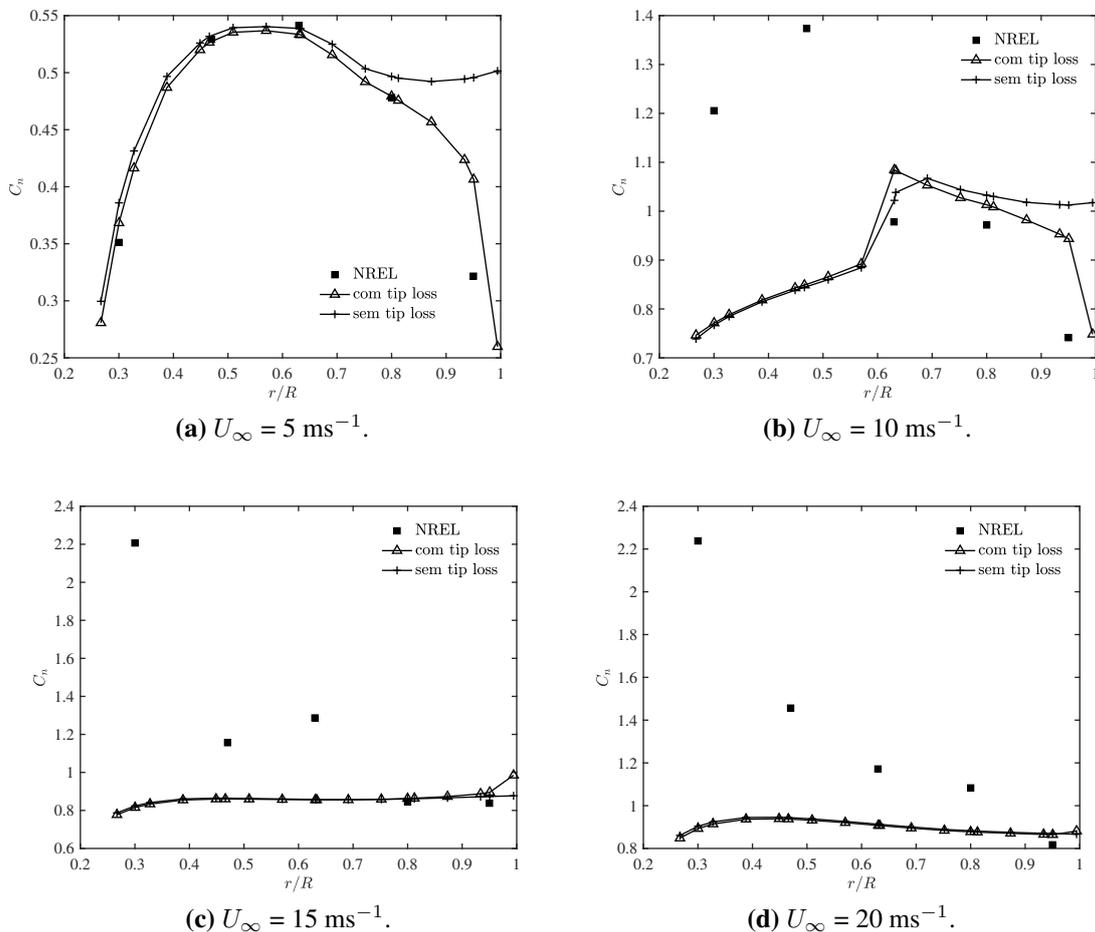


Figura 7. Comparação do coeficiente tangencial C_n com os dados experimentais de Hand et al. (2001).

Fonte: (Autor, 2018)

Percebe-se pela Fig. 7a que se obteve bons resultados para baixas velocidades, como aconteceu na Fig. 6a. Outro fato que se pode observar de forma mais expressiva nas Figs. 7a e 7b, é que utilizando a correção de *tip loss* há uma redução expressiva no valor do coeficiente

próximo a ponta da pá, como era previsto. Para altas velocidades, a correção de *tip loss* não apresenta efeito significativo nos resultados, como pode ser visualizado nas Figs. 6c, 6d, 7c e 7d.

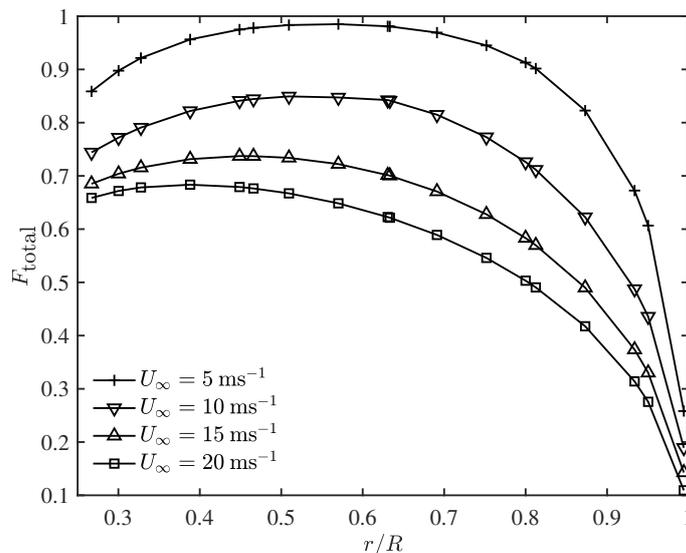


Figura 8. Variação do fator F ao longo da pá.

Fonte: (Autor, 2018)

Na Fig. 8 é mostrado a variação do fator F ao longo da pá. Mesmo o fator F sendo menor para altas velocidades, como mostra a Fig. 8, a influência do F está diretamente nos fatores de indução axial e tangencial, a e a' , respectivamente. A influência do fator F nos fatores de indução pode ser visto na Fig. 9. Através da Fig. 9a pode-se ver que o valor de a aumenta expressivamente próximo a ponta da pá quando é usada a correção *tip loss*. No entanto isso só ocorre para baixas velocidades, confirmando que a correção *tip loss* não age em altas velocidades. Para o fator de indução tangencial, Fig. 9b, observa-se altos valores para velocidades altas comparado com baixas velocidades, e uma redução do fator a' próximo ao cubo utilizando o modelo *tip loss*.

4 CONCLUSÕES

Um ponto importante que pôde ser observado é a influência da base de dados nos resultados, estando esta diretamente ligada a qualidade nos resultados. Utilizando o XFOIL para simular os coeficientes aerodinâmicos C_D e C_L para gerar a base de dados, mostrou-se que são obtidos bons resultados para ângulos de ataque abaixo do estol. Porém, consegue-se uma baixa convergência nas simulações, limitando a aproximadamente 30° . Dessa forma é necessário uma extrapolação dos valores devido aos altos valores de ângulo de ataque que ocorre nas pás em

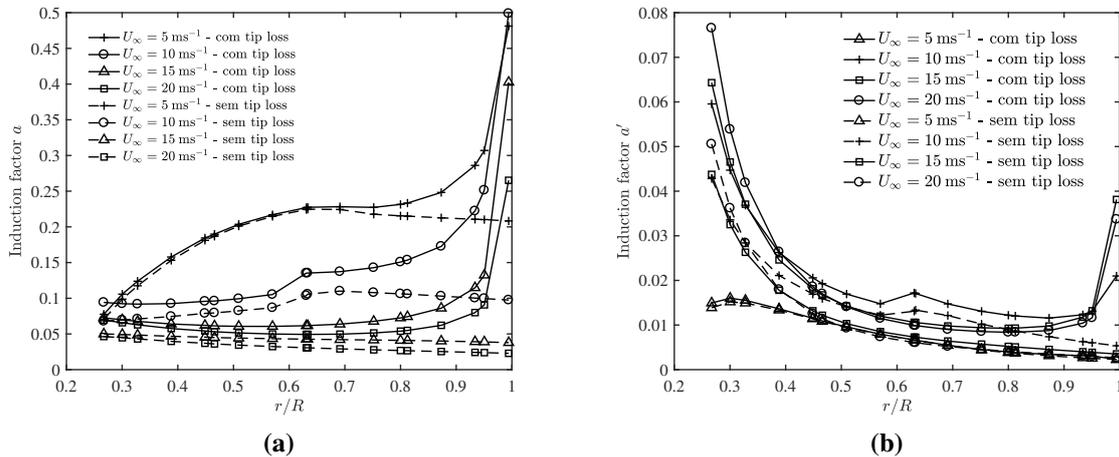


Figura 9. Influência do fator F nos fatores de indução. (a) Fator de indução axial; (b) Fator de indução tangencial.

Fonte: (Autor, 2018)

altas velocidades do escoamento. Portanto é imprescindível usar uma metodologia para extrapolar os dados gerados pelo XFOIL, a metodologia proposta por Viterna e Corrigan (1982) se mostrou satisfatória, tendo em vista os resultados obtidos.

Outra fator importante na qualidade dos resultados são as correções incorporadas ao método. Tendo em vista a ocorrência do *stall delay* nas pás, é necessário aplicar alguma metodologia para corrigir esses efeitos. A metodologia proposta por Chaviaropoulos e Hansen (2000) não proporcionou bons resultados, dessa forma para trabalhos futuros, recomenda-se avaliar outras metodologias. A correção *tip loss* apresentou ótimos resultados, conseguindo de forma eficaz corrigir as perdas que ocorrem na pá. Entretanto, como mostrado, essa correção apenas é significativa para baixas velocidades do escoamento, ficando assim a necessidade de outra correção para altas velocidades. Julgando pelos resultados obtidos, o método BEM se mostra uma ótima ferramenta na fase de concepção de uma turbina eólica, devido ao fato de sua simplicidade e fácil implementação, além de exigir um baixíssimo custo computacional se comparado com códigos complexos de CFD.

AGRADECIMENTOS

Ao engenheiro Dr. Scott Schreck da *National Renewable Energy Laboratory* (NREL), por ter disponibilizado os dados experimentais.



XIII SIMMEC

Simpósio de Mecânica Computacional

29 de Outubro a 1º de Novembro de 2018
UFES - Campus Goiabeiras - Vitória, ES



REFERÊNCIAS

- BRETON, S.-P.; COTON, F. N.; MOE, G. A study on rotational effects and different stall delay models using a prescribed wake vortex scheme and nrel phase vi experiment data. *Wind Energy*, Wiley Online Library, v. 11, n. 5, p. 459–482, 2008.
- BUHL, M. L. J. *New Empirical Relationship between Thrust Coefficient and Induction Factor for the Turbulent Windmill State*. National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO., 2005.
- CHAVIAROPOULOS, P.; HANSEN, M. O. Investigating three-dimensional and rotational effects on wind turbine blades by means of a quasi-3d navier-stokes solver. *Journal of Fluids Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, v. 122, n. 2, p. 330–336, 2000.
- CHEN, X.; AGARWAL, R. Inclusion of a simple dynamic inflow model in the blade element momentum theory for wind turbine application. *AIAA Paper*, n. 2014-2849, 2014.
- DRELA, M. Xfoil: An analysis and design system for low reynolds number airfoils. Springer, Berlin, Heidelberg, p. 1–12, 1989.
- DRELA, M.; GILES, M. B. Viscous-inviscid analysis of transonic and low reynolds number airfoils. *AIAA journal*, v. 25, n. 10, p. 1347–1355, 1987.
- ELQATARY, I.; ELHADIDI, B. Comparison between openfoam cfd & bem theory for variable speed-variable pitch hawt. In: EDP SCIENCES. *ITM Web of Conferences*. Oldenburg, Germany, 2014. v. 2.
- GWEC. *Global Wind Statistics 2016*. [S.l.], 2017. Disponível em: http://www.gwec.net/wp-content/uploads/vip/GWEC_PRstats2016_EN_WEB.pdf. Acesso em: 7 dez 2017.
- HAND, M. et al. *Unsteady aerodynamics experiment phase VI: wind tunnel test configurations and available data campaigns*. National Renewable Energy Lab., Golden, CO.(US), 2001.
- HANSEN, M. O. L. *Aerodynamics of wind turbines*. 2. ed. London, UK: Earthscan, 2008.
- INGRAM, G. Wind turbine blade analysis using the blade element momentum method. version 1.0. *School of Engineering, Durham University, UK*, 2005.
- KOH, W.; NG, E. Effects of reynolds number and different tip loss models on the accuracy of bem applied to tidal turbines as compared to experiments. *Ocean Engineering*, Elsevier, v. 111, p. 104–115, 2016.
- MORIARTY, P. J.; HANSEN, A. C. *AeroDyn theory manual*. National Renewable Energy Lab., Golden, CO (US), 2005.
- SOMERS, D. M. *Design and experimental results for the S809 airfoil*. National Renewable Energy Lab., Golden, CO (United States), 1997.



XIII SIMMEC

Simpósio de Mecânica Computacional

29 de Outubro a 1º de Novembro de 2018

UFES - Campus Goiabeiras - Vitória, ES



UFES

SUN, Z. et al. Improved blade element momentum theory for wind turbine aerodynamic computations. *Renewable Energy*, Elsevier, v. 96, p. 824–831, 2016.

TANGLER, J.; KOCUREK, J. D. Wind turbine post-stall airfoil performance characteristics guidelines for blade-element momentum methods. In: AIAA. *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*. Reno, Nevada, 2005. p. 10–13.

VITERNA, L. A.; CORRIGAN, R. D. Fixed pitch rotor performance of large horizontal axis wind turbines. 1982.