

ESTOL DINÂMICO EM TURBINAS EÓLICAS DE EIXO VERTICAL: UMA APROXIMAÇÃO COM MODELOS SEMI-EMPÍRICOS

Jorge Villar Alé

Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul - PUCRS

Departamento de Engenharia Mecânica - EÓLUS - Grupo de Energia Eólica

Avenida Ipiranga 6681 Predio 30- Caixa Postal 1429, Porto Alegre, RS - Brasil

e-mail: villar@ee.pucrs.br

***Resumo.** O fenômeno de estol dinâmico é analisado em turbinas eólicas de eixo vertical (TEEV) utilizando modelos semi-empíricos. Alguns modelos como Boeing-Vertol, modelo MIT e modelo Indicial são revisados e proposta a utilização do modelo ONERA. O modelo fundamenta-se num conjunto de equações diferenciais que permite modelar os coeficientes aerodinâmicos de sustentação e arrasto em condições de estol dinâmico. São discutidos alguns detalhes das modificações propostas para este modelo. Os resultados das forças aerodinâmicas em TEEV são apresentados mostrando que com as modificações propostas pode-se estender o modelo para regimes de escoamento onde apresentam-se grandes amplitudes de oscilação do ângulo de ataque. Os resultados são comparados com resultados experimentais mostrando boa concordância qualitativa e quantitativa.*

***Palavras-chave:** Estol dinâmico, Aerodinâmica de turbinas eólicas.*

1. INTRODUÇÃO

Nas turbinas eólicas de eixo vertical (TEEV) o elemento de pá realiza um movimento cíclico rotacional. Na sua trajetória a velocidade relativa e o ângulo de ataque apresentam uma variação cíclica manifestando o *Fenômeno de Estol Dinâmico*, fenômeno que também pode ocorrer em outros elementos portantes como asas de avião, pás de helicópteros e em geral em pás de turbomáquinas. O fenômeno manifesta-se em pás de turbinas eólicas de eixo horizontal (TEEH), contudo nas TEEV o efeito de estol dinâmico é muito mais crítico. Em tal fenômeno ocorre a formação de vórtices no extradorso do aerofólio, provocando uma deformação na distribuição de pressão. Isto manifesta-se nas forças aerodinâmicas, trazendo conseqüências estruturais prejudiciais quando se desconhece a magnitude de tais forças, e portanto, modificando as características do torque e potência. Observa-se (Carr, 1988) que o erro na predição das forças aerodinâmicas em TEEV pode resultar numa redução pelo afeta significativamente na vida útil das pás. Efeitos de estol dinâmico, no caso extremo, produzem uma diferença de resultados estáticos superiores a 100% nas forças aerodinâmicas.

2. O FENÔMENO DE ESTOL DINÂMICO

Num aerofólio em condições não-estacionárias, com variações acentuadas no ângulo de ataque, podem ocorrer fenômenos provenientes de efeitos viscosos como a separação da camada limite e desprendimento de vórtices. Isto resulta num atraso temporal dos efeitos lineares ocorridos nas condições estáticas, aumentando consideravelmente as forças aerodinâmicas, envolvendo também efeitos de histerese. O fenômeno é denominado *estol dinâmico* (McCroskey, 1981) apresenta-se em pás de helicópteros, pás de turbomáquinas, turbinas eólicas, e em asas de avião. O ângulo (α_{ee}) crítico é denominado *ângulo de estol dinâmico* para diferenciar do *ângulo de estol estático* ocorrido em condições estacionárias. Em muitos casos este fenômeno é o fator predominante na limitação estrutural do sistema.

Trabalhos experimentais para análise de estol dinâmico têm sido realizados utilizando diversas técnicas, incluindo visualização de fluxo, medições com anemômetro de fio quente e sensores de pressão. Foi estabelecido que o fator predominante no estol dinâmico é a perturbação do escoamento por emissão de um forte vórtice a partir do bordo de ataque. Este vórtice passa sobre a superfície do aerofólio, deformando a distribuição de pressão e produzindo forças transientes e momentos que são fundamentalmente diferentes dos encontrados em condições de escoamento em regime permanente. Se estima que o vórtice se desloca com uma velocidade de 30% a 40% da velocidade do escoamento não-perturbado (U_∞). Considerando um aerofólio em movimento senoidal o ângulo de ataque pode ser representado por:

$$\alpha(t) = \alpha_m + \alpha_a \sin(k\tau), \quad (1)$$

onde α_m é o *ângulo de incidência médio* e α_a a *amplitude do movimento*. O termo k é *frequência reduzida*: $k = \omega b / U_\infty$, com ω a velocidade angular, b a semi-corda do perfil. O tempo adimensional é dado como: $\tau = t U_\infty / b$ onde t é o tempo real. Para tal caso a Fig.1 mostra a modelagem do fenômeno, em termos do valor do coeficiente de sustentação, C_L , com modelos semi-empíricos (Alé, 1996) representando um perfil oscilatório com diferentes amplitudes de oscilação (McCroskey, 1981).

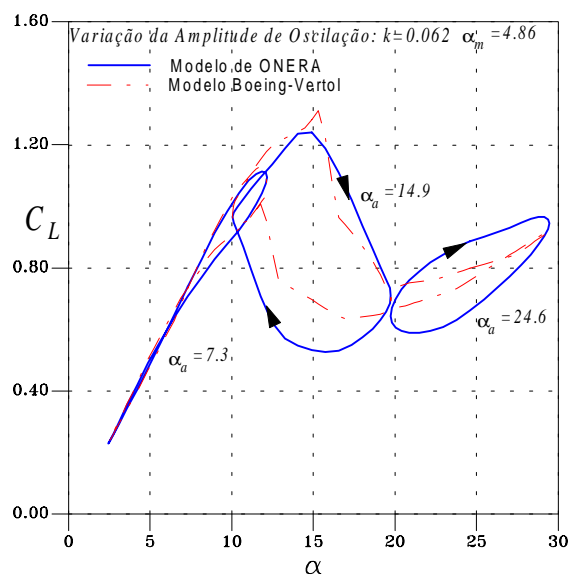


Figura 1 - Estol dinâmico em perfil com movimento oscilatório.

3. O FENÔMENO EM TEEV

Para modelagem do escoamento em TEEV têm sido utilizados modelos de vórtices (Strickland et al., 1979), modelo de tubos de corrente (Paraschivoiu et Allet, 1988) e as Eqs. de Navier-Stokes (Allet et al., 1997). Contudo, não existe até o presente um modelo capaz de prever plenamente os efeitos não-estacionários neste tipo de turbinas. A maior parte das contribuições no modelamento do fenômeno têm sido feitas utilizando os denominados *modelos semi-empíricos*. Estes métodos, desenvolvidos para análise de pás de helicópteros, apresentam expressões para descrever os efeitos não-estacionários das forças aerodinâmicas. Muitos destes equacionamentos incluem termos obtidos diretamente de testes experimentais onde os aerofólios são submetidos a movimentos oscilatórios, geralmente senoidais, com determinados ângulos médios, amplitude e frequência de oscilação. No caso de sua aplicação em pás de TEEV, estes são introduzidos como algoritmos para determinar os coeficientes de sustentação e arrasto em modelos específicos para estudo da performance das turbinas, como os modelos de tubos de corrente e modelos de vórtices.

Sabemos que o fenômeno de estol dinâmico manifesta-se acentuadamente nos movimentos oscilatórios quando α supera o ângulo de estol estacionário, α_{ee} . No movimento rotacional de pás retas, em TEEV, o ângulo de ataque instantâneo pode ser dado por (Alé, 1996):

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{(U_{\infty} + u) \sin \psi + w \cos \psi}{(U_{\infty} + u) \cos \psi - w \sin \psi + \Omega R} \right), \text{ do escoamento não-perturbado} \quad (2)$$

onde ψ é o ângulo azimutal, U_{∞} é a velocidade do escoamento não-perturbado, ΩR a velocidade tangencial (com Ω a velocidade angular e R o raio da turbina), e u, w as velocidades locais induzidas entre as velocidades de ponta de pá e de escoamento não-perturbado. Considerando as velocidades induzidas muito pequenas, e introduzindo a relação $\lambda = \Omega R / U_{\infty}$, pode-se obter uma representação gráfica de α (Fig.2) para diferentes valores de λ .

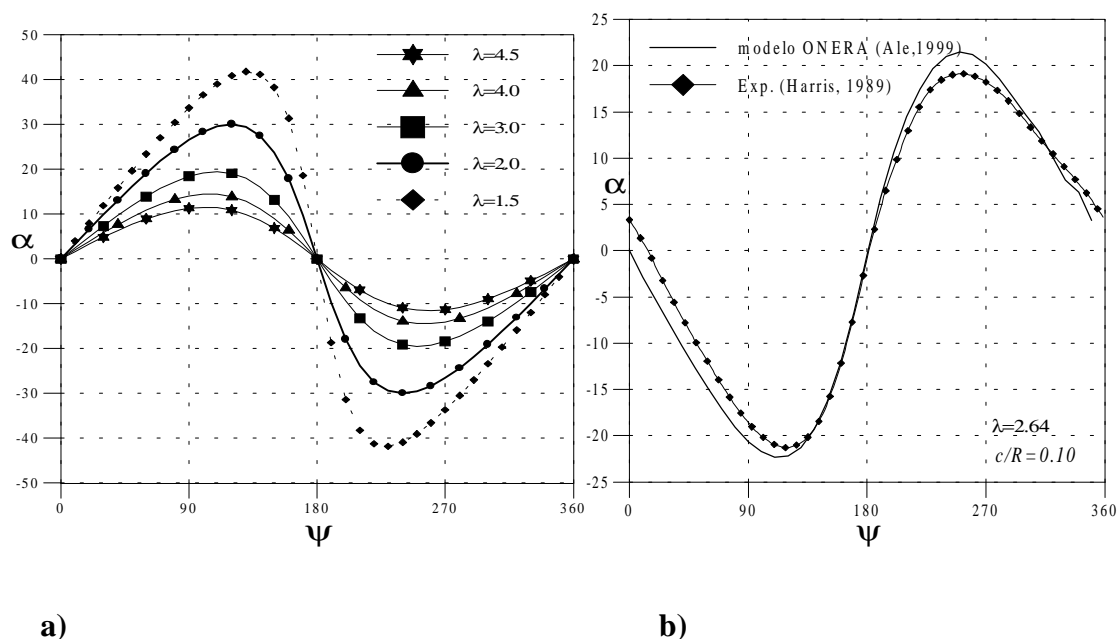


Figura 2 - Variação do ângulo de ataque em TEEV teórico (a) e real (b).

Na situação real (Fig. 2b) o ângulo de ataque não mantém a simetria nas semi-trajetórias, alcançando um valor diferente de α_{\max} . Isto se deve, principalmente, a que o campo de velocidades é diferente nestas trajetórias, onde as velocidades induzidas afetam a velocidade relativa local, a qual é determinante para obter α . Observa-se além disto, que o aerofólio, numa revolução, experimenta câmbios no ângulo de ataque similar a um aerofólio em movimento oscilatório. Este ângulo oscila aproximadamente em torno de um ângulo médio nulo. A amplitude de oscilação depende de λ , a qual por sua vez também é um indicativo da frequência de oscilação. Desta forma o fenômeno de estol dinâmico está associado em TEEV a λ , e os regimes de estol intenso manifestam-se para valores baixos de λ .

4. APROXIMAÇÃO COM MODELOS SEMI-EMPÍRICOS EM TEEV

Trabalhos anteriores (Alé, 1997 e 1999) têm mostrado que existem basicamente quatro modelos semi-empíricos para análise do fenômeno de estol dinâmico TEEV: Modelo Being-Vertol (Gormont, 1973), modelo MIT (Noll e Ham, 1982), modelo Indicial (Leishman e Beddoes, 1982) e modelo ONERA (Petot, 1989). Resultados mostram que o modelo ONERA modificado (Alé, 1999) representado pela Eq.3 apresenta uma adequada descrição da sustentação para condições críticas em TEEV.

$$\dot{C}_{L_1} + \lambda \frac{W_0}{b} C_{L_1} = \lambda \frac{W_0}{b} C_{L_{linear}} + (\lambda s + \sigma) Kp + s \frac{b}{W_0} \ddot{\alpha}, \quad (3)$$

$$\ddot{C}_{L_2} + a \frac{W}{b} \dot{C}_{L_2} + r \left(\frac{W}{b} \right)^2 C_{L_2} = -r \left(\frac{W}{b} \right)^2 \Delta C_L + EKp,$$

$$C_L = C_{L_1} + C_{L_2}.$$

W é a velocidade relativa e W_0 definida como: $W_0 = U_\infty + \Omega R$. Os coeficientes λ , σ , r , a , E são obtidos experimentalmente em condições não-estacionárias e dependem do tipo de aerofólio, definidos por Petot (1989). O termo ΔC_L e sua importância é discutido no presente trabalho. O parâmetro característico de estol é dado por:

$$Kp = \left| \frac{\dot{\alpha} b}{W_0} \right|^{1/2} sig(\alpha), \quad (4)$$

onde $sig(\alpha)$ é o sinal de α . No modelo original de ONERA (Petot, 1989) o arrasto é dado como:

$$C_{D_{linear}} = C_{D_L} + (\lambda s + \sigma) \frac{W}{b} \dot{\alpha} + s \left(\frac{W}{b} \right)^2 \ddot{\alpha},$$

$$\ddot{C}_{D_2} + a \frac{W}{b} \dot{C}_{D_2} + r \left(\frac{W}{b} \right)^2 C_{D_2} = -r \left(\frac{W}{b} \right)^2 \Delta C_D - E \frac{W}{b} \dot{\alpha}, \quad (5)$$

$$C_D = C_{D_1} + C_{D_2}.$$

Da mesma forma que na Eq.4 os coeficientes envolvidos na Eq.5 dependem do tipo de aerofólio definidos por Petot (1989). Para uma melhor performance do modelo do arrasto foram propostas modificações (Ale, 1997) apresentadas no presente trabalho.

4.1 Equacionamento da Força de Arrasto

Para estudar a influência da força de arrasto foram analisados três modelos: i) expressão empírica de Takamatsu; ii) expressão de Beddoes do modelo indicial; iii) expressão do arrasto do modelo de ONERA (Eqs. 5). A análise detalhada dos equacionamento de tais modelos encontra-se no trabalho de Alé (1996).

Expressão de Takamatsu. A expressão é fornecida por Takamatsu et al. (1991), obtida indiretamente através de medições realizadas das forças normal e tangencial num modelo reduzido de TEEV em canal hidráulico:

$$C_D = C_{D0} + k_0 \alpha^2. \quad (6)$$

Para o aerofólio NACA 0018 os autores fornecem $k_0=1,27$ e o coeficiente de arrasto para incidência nula $C_{D0}=0,018$. Os testes efetuados por tais autores correspondem a um modelo com alta solidez e alta relação de velocidade periférica. O maior ângulo de ataque apresentado nos testes corresponde a 23° .

Expressão de Beddoes. O modelo de arrasto de Beddoes (1984) fundamenta-se numa expressão empírica que descreve o comportamento não-linear do C_D . Considera uma mudança de posição do ponto de separação da camada limite no bordo de fuga. No aerofólio, em condições estáticas, o ponto onde ocorre a separação, x_{sep} , move-se desde o bordo de fuga ao bordo de ataque, quando aumenta-se o ângulo de ataque. Na forma adimensional este ponto é dado por: $f=x_{sep}/c$, onde c é a corda do perfil. A relação entre f e α no modelo é obtida por duas curvas exponenciais, que dividem o escoamento sem separação e o escoamento plenamente separado. O ponto de separação que delimita as duas curvas é considerado na posição $f=0,7$, ocorrendo para o ângulo $\alpha=\alpha_1$. Considerando este efeito a expressão do arrasto é dada por:

$$C_D = C_{D0} + k_1 C_L \sin \alpha + k_2 C_L \sin(\alpha - \alpha_d), \quad (7)$$

onde $k_1=0.035$, k_2 é o parâmetro que considera a forma exponencial do ponto de separação e α_d é o ângulo que representa o ponto de quebra da linearidade da curva estática de C_D , dependendo basicamente do formato do aerofólio e número de Mach. Para $\alpha < \alpha_1$, $k_2=0$ e para $\alpha \geq \alpha_1$, $k_2=2,7 \exp(-c^* f)$, onde c^* é uma constante. Os coeficientes na expressão de C_D são dados por Beddoes (1984) para aerofólio NACA 0012.

Análise Comparativa do Arrasto. Na dificuldade de contar com dados experimentais para comparar o coeficiente de arrasto obtido pelas expressões estudadas, procurou-se um indicador da ordem de grandeza deste coeficiente, nas condições de estol dinâmico. Para tal foi realizado um procedimento inverso, no qual se obteve uma expressão de C_D a partir de resultados experimentais na forma:

$$C_D = C_N \sin \alpha - C_T \cos \alpha \quad (8)$$

onde o coeficiente da força normal (C_N) e tangencial (C_T) foram obtidos dos dados experimentais de Harris et al. (1989). Os resultados de C_D obtidos pela expressão acima, junto às expressões de Takamatsu, Beddoes e ONERA são mostrados na Fig.3a. Observa-se que os modelos de ONERA e Beddoes superestimam os resultados e o modelo de Takamatzu os subestima. Cabe ressaltar que a expressão de arrasto de Takamatsu et al. (1991) foi deduzida para um aerofólio NACA 0018, e na expressão de Beddoes (1984) utilizam-se parâmetros válidos para aerofólio NACA 0012. Esta-se, portanto, incluindo erros nos resultados do modelamento, já que Harris (1989) utiliza um aerofólio NACA 0015 nos resultados experimentais. Contudo é a única informação com que se conta atualmente para ser avaliada.

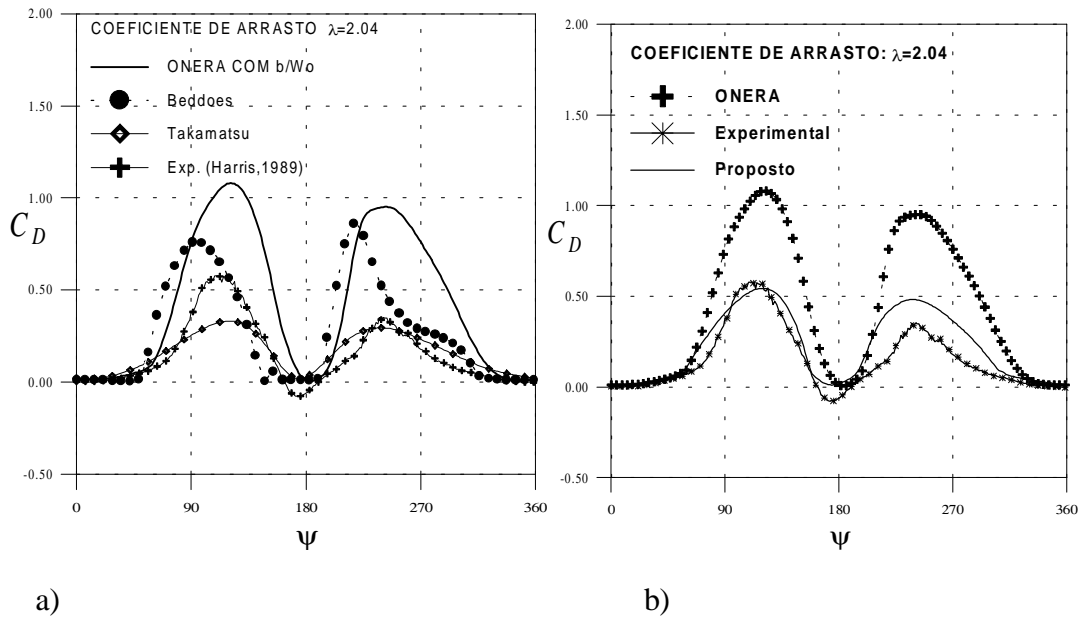


Figura 3 - Coeficiente de arrasto para $\lambda=2.04$.

Expressão do Arrasto Proposta. Pela importância do termo de arrasto na força tangencial, e pelas dificuldades em representar tal força com as expressões do arrasto expostas anteriormente, foi proposta uma nova formulação. A idéia básica foi utilizar as equações do arrasto do modelo ONERA, modificando-as com a finalidade de diminuir seu efeito. A expressão proposta foi derivada diretamente dos coeficientes normal e tangencial, fundamentados na constatação que em outros modelos, como o modelo Indicial (Leishman, e Beddoes, 1982), o coeficiente da força tangencial C_T é determinado em função de C_N e não de C_L e C_D . Com a nova expressão de C_D (Alé, 1996) foi possível aprimorar os resultados (Fig. 3b) da força tangencial, sem contudo poder-se afirmar que tal expressão explique a contribuição experimental desta força. Segue-se a expressão:

$$C_D^* = C_D \frac{\sin^2 \alpha}{\cos \alpha}, \quad (9)$$

onde C_D is obtido da Eq. 5 e C_T é dado como:

$$C_T = C_L \sin \alpha - C_D^* \cos \alpha. \quad (10)$$

4.2 Efeito dos Coeficientes Aerodinâmicos Estáticos

Como outros modelos semi-empíricos, o modelo ONERA é sensível ao uso apropriado de valores experimentais estáticos dos coeficientes aerodinâmicos os quais, por sua vez, dependem, no caso de perfis subsônicos, do formato do aerofólio e número de Reynolds. Isto pode ser observado lembrando que, no modelo proposto os coeficientes σ , r , a , E são obtidos em condições não-estacionárias em túnel aerodinâmico, definidos como:

$$\begin{aligned}\sigma &= \sigma_0 + \sigma_1 |\Delta C_L|, \\ r &= (r_0 + r_2 \Delta C_L)^2, \\ a &= a_0 + a_2 \Delta C_L^2, \text{ e} \\ E &= E_2 \Delta C_L^2.\end{aligned}\tag{11}$$

Os parâmetros σ , r , a , E são dependentes de $\Delta C_L = C_{Li} - C_{Ls}$ que representa a diferença entre o coeficiente aerodinâmico linear estático C_{Li} (extrapolado do domínio sem estol) e seu valor estático real C_{Ls} .

Para estudar a influência dos coeficientes aerodinâmicos estáticos nestes parâmetros (Eq.11) do modelo ONERA realiza-se uma análise comparativa com os resultados experimentais de uma TEEV (Harris,1989) que utiliza perfil NACA 0015. Inicialmente utilizamos valores estáticos de C_L e C_D para aerofólio NACA 0012 e com $Re=7,6 \times 10^5$. Posteriormente foram utilizados os dados de um aerofólio NACA 0015 com $Re=6,55 \times 10^5$, e corrigidos para levar em consideração efeitos de perdas nas pontas. Nos resultados mostram-se as forças aerodinâmicas normais e tangenciais adimensionais: $F_N = C_M (W/U_\infty)^2$ e $F_T = C_T (W/U_\infty)^2$. Verifica-se na Fig.4 uma significativa melhoria do modelo utilizando a mesma geometria que a dos testes experimentais. Isto é explicado analisando-se os coeficientes aerodinâmicos estáticos dos dois tipos de aerofólios observando-se diferenças significativas dos valores de C_L e C_D , especialmente na região entre $10^\circ \leq \alpha \leq 40^\circ$, região onde o modelo utiliza o termo ΔC_L .

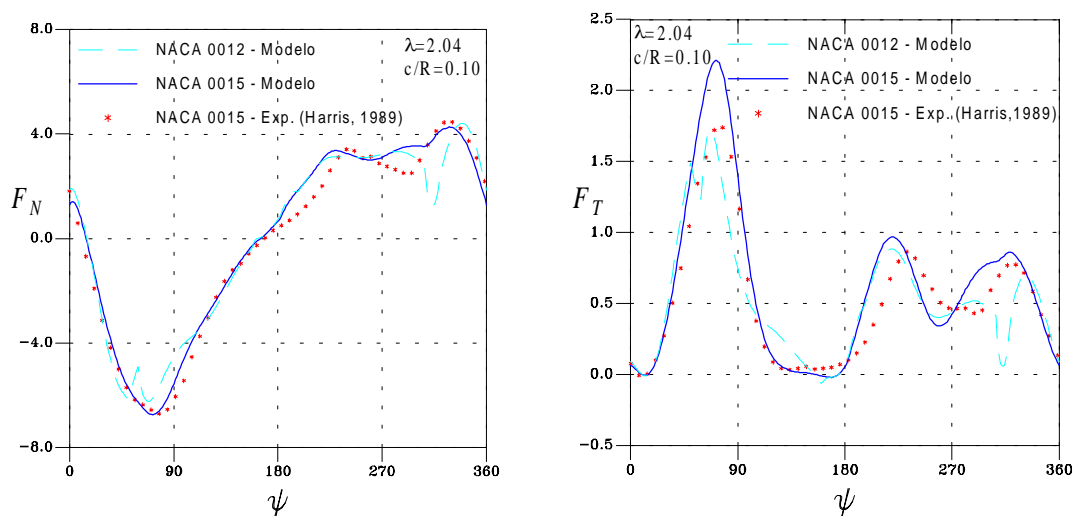


Figura 4 - Força normal e tangencial para $\lambda=2.04$.

Os resultados das forças aerodinâmicas normais e tangencias são representadas nas Fig.5 e Fig.6 utilizando o modelo ONERA com as modificações apresentadas para duas relação de velocidades $\lambda = \Omega R / U_\infty$.

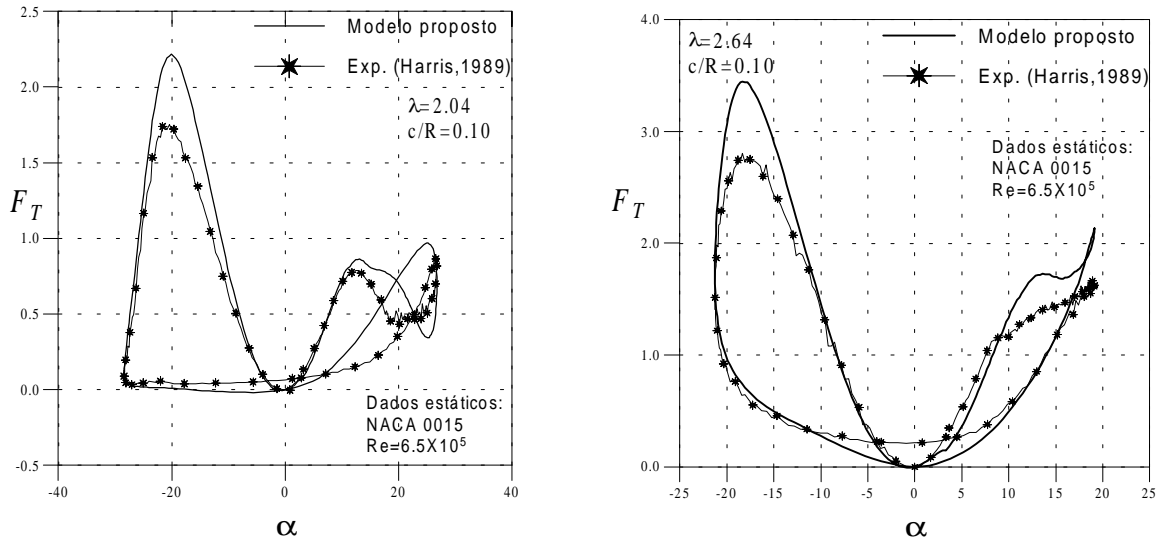


Figura 5 - Força tangenciais (adimensionais) numa TEEV para $\lambda=2,0$.

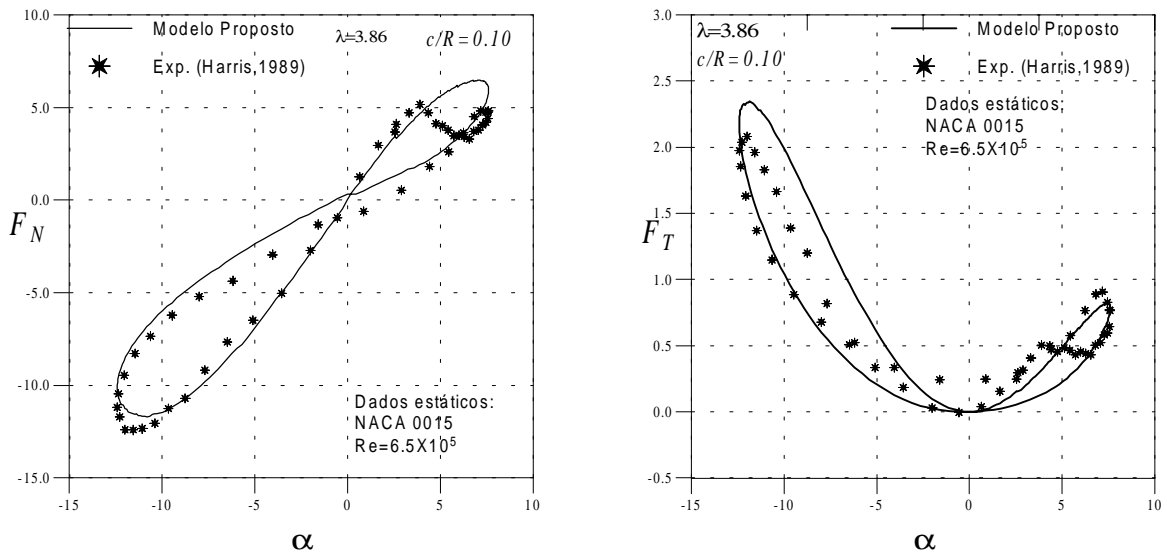


Figura 6 - Força normal e tangencial (adimensionais) numa TEEV para $\lambda=3,86$.

5. CONCLUSÕES

Em trabalhos anteriores mostra-se (Alé, 1997) a importância do parâmetro característico de estol introduzido nas Equações do modelo de ONERA para modelar com sucesso os efeitos de estol dinâmico nas TEEV. No presente trabalho verifica-se que um importante fator no sucesso do modelo ONERA é a utilização de dados de coeficientes aerodinâmicos

estáticos com geometria similar e, se possível, com número de Reynolds próximo do alcançado na situação real nas pás da turbina. Da mesma forma a utilização do modelamento do arrasto proposto apresenta resultados satisfatórios para descrever o efeito de tais coeficientes nas forças normal e tangencial das TEEV. Com estas e outras modificações apresentadas em trabalhos anteriores é possível estender a utilização do modelo de ONERA para faixas baixas da relação entre as velocidades de ponta de pá e do escoamento não perturbado, onde manifestam-se acentuadamente os fenômenos de estol dinâmico. Existe a necessidade de obter-se novos dados experimentais de outras TEEV de tal forma a validar o modelo em outras condições de escoamento e com outros perfis aerodinâmicos.

Agradecimentos

Este trabalho tem sido apoiado pela PUCRS (Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul) e pela FAPERGS (Fundação de Amparo à Pesquisa do Rio Grande do Sul).

REFERÊNCIAS

- Alé V. J. 1996, *Modelamento de Estol Dinâmico em Turbinas Eólicas de Eixo Vertical*, Tese de Doutorado, UFRGS, Porto Alegre, RS, Brazil.
- Alé, V. J., 1997, Técnicas de Modelagem do Fenômeno de Estol Dinâmico em Turbinas Eólicas. XIV COBEM, Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, SP, (CD).
- Alé, V. J. 1999. Unsteady Aerodynamics Analysis with Semi-Emirical Models in Vertical Axis Wind Turbines. European Wind Energy Conference and Exhibition, To be published.
- Beddoes, T.S. 1984, Practical computation of unsteady lift. *Vertica* vol.8, n1, pp.55-71.
- Carr, L.W. 1988., Progress in analysis and prediction of dynamic stall. *Journal of Aircraft*, vol.25, n.1, pp.6-17, Jan.
- Gormont, R.E., 1973, A mathematical model of unsteady aerodynamics and radial flow for application to helicopter rotors; Philadelphia: U.S., Army Air Mobility R&D Laboratory, Vertol Division, (Report on Boeing-Vertol Contract J02-71-C00045).
- Harris A., Clayton B.R., McD Galbraith R.A., Graside A.J., Angell R.K., Foster J.E., 1989, Vertical Axis Wind Turbine/Aerodynamics in U.K.; EWEC'89, European Wind Energy Conference vol. 1, pp.64-69.
- Harris A., 1989, Report on 25m VAWT at Camarthan Bay; VAWT MacAlpine Ltd, UK.
- Jiang. D., Coton F.N., Galbraith McD., A., 1991. Fixed Wake Vortex Model for Vertical Axis Wind Turbines Including Unsteady Aerodynamics; *Wind Engineering* vol.15, n.6, pp.348-360.
- Leishman, J.G. Beddoes, T.S., 1982, A generalised model for airfoil unsteady aerodynamics behaviour and dynamic stall using indicial method; *Annual Forum of the American Helicopter Society*, n.42, pp.243-265.
- Noll, R.B. Ham, N.D., 1982, Effects of dynamics stall on Swecs; *Journal of Solar Energy Engineering*, vol.104, pp.96-101.
- Paraschivoiu I., Allet A., 1988, Aerodynamic Analysis of Darrieus Wind Turbine Including Dynamic Stall Effects; *Journal of Propulsion and Power* Vol.4, No5, pp472-477.
- Petot, D., 1989, Differential Equation Modeling of Dynamic Stall, *Recherche Aerospatiale*, n., pp.59-72.
- Strickland, J.H., Webster, B.T., Nguyen, T., 1979, A vortex model of the Darrieus turbine: an analytical and experimental study. *Journal of Fluid Engineering* vol.101 pp.500-505.
- Takamatsu, Y. et al., 1991, Experimental studies on a preferable profile for high efficiency and the blade characteristics of Darrieus-type cross flow water turbines. *JSME*, series II. vol.32, n.2.

McCroskey, W.J., 1981, The phenomenon of the dynamic stall. NASA TM 81264.

Abstract. *Dynamic stall phenomenon in Vertical Axis Wind Turbine (VAWT) is analyzed by semi-empirical models. Some existing models, the Boeing-Vertol, MIT and Indicial are revised and proposed the utilization of a modified ONERA model with improved performance. The model is based on a set of differential equations that permit to model the components of the lift and drag coefficients at dynamic stall. The results of the aerodynamic forces are presented with the proposed model, after realizing modifications that permit it to extend operation at low tip speed ratio where the amplitude of oscillation of the angle of attack high. The results are compared with the experiment showing a good agreement. Finally, the advantage, easiness and limitations of the proposed are analyzed methodology.*

Keywords: *Stall dynamic, Unsteady Aerodynamics.*