

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DE PERFIS AERODINÂMICOS PARA  
APRIMORAMENTO DO PROJETO DE TURBINAS H-DARRIEUS

por

GUILHERME LEO ROSSI REIS

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, Novembro de 2013.



Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Escola de Engenharia

Departamento de Engenharia Mecânica

ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DE PERFIS AERODINÂMICOS PARA  
APRIMORAMENTO DO PROJETO DE TURBINAS H-DARRIEUS

por

GUILHERME LEO ROSSI REIS

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS  
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

**ENGENHEIRO MECÂNICO**

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Dr. Thamy Cristina Hayashi

Coordenadora do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Energia e Fenômenos de Transporte**

Orientador: Prof. Dr. Adriane Prisco Petry

Comissão de Avaliação:

Prof. Paulo Smith Schneider

Prof. Volnei Borges

Prof. Thamy Cristina Hayashi

Porto Alegre, 14 de Novembro de 2013

## **AGRADECIMENTOS**

Esta conquista também pertence aos meus pais, *Ademir e Laís* que me instruíram e guiaram durante toda vida e me apoiaram nos meus sonhos e metas.

Aos meus tios, *Morvan e Heloísa* por tornarem este sonho possível.

A minha orientadora, *Prof<sup>a</sup> Dra. Adriane Prisco Petry* pelas portas abertas.

Aos meus amigos e namorada pela compreensão, apoio e amizade.

## RESUMO

ROSSI REIS, G.L. Análise Numérica E Experimental De Perfis Aerodinâmicos Para Aprimoramento Do Projeto De Turbinas H-Darrieus. 2013. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2013.

Este trabalho consiste na análise da influência de uma cavidade na parte inferior de um perfil aerodinâmico utilizado em turbinas eólicas H-Darrieus. A análise é feita utilizando a dinâmica dos fluídos computacional e testes experimentais. Utiliza-se o software comercial ANSYS – Fluent 14.0 para a solução das equações da *conservação de massa* e de Navier-Stokes com média de Reynolds. Os modelos de turbulência Spalart-Allmars, k-epsilon, k- $\omega$  e k- $\omega$  SST são utilizados e comparam-se alternativas de discretização espacial com a finalidade de avaliar a influência nos valores obtidos com uma velocidade prescrita na entrada do domínio de 10m/s. Pelas forças originadas pelo atrito viscoso e pelos gradientes de pressão nas pás, obtêm-se o coeficiente de torque e de potência em cada uma das simulações. Através da integração das pressões e das forças de arrasto sobre os perfis testados em túnel aerodinâmico, levantam-se as curvas dos coeficientes de sustentação e arrasto de cada perfil, respectivamente, através das quais é possível obter o torque gerado pela turbina. Os resultados encontrados são bastante representativos para o fenômeno estudado, uma vez que as velocidades prescritas são da ordem de operação desse tipo de turbina. Mostra-se que o perfil com cavidade apresenta um melhor desempenho em relação ao perfil original para uso em turbinas H-Darrieus.

**PALAVRAS-CHAVE** : Turbina Eólica H-Darrieus, Dinâmica dos Fluídos Computacional, Túnel Aerodinâmico, Cavidade, Desempenho

**ABSTRACT**

ROSSI REIS, G.L.: **Airfoil Numerical And Experimental Analisis for H-Darrieus Wind Turbine Optimization**, 2013. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2013.

This work consist on the analysis of the influence of a cavity on the lower surface of an airfoil used in H-Darrieus Wind Turbine. The analysis is performed using Computational Fluid Dynamics and experimental tests. The commercial software ANSYS – Fluent 14.0 is used in order to solve the continuity and Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations. Spalart-Allmars, k-epsilon, k- $\omega$  and k- $\omega$  SST turbulence models and different spatial discretization are used in order to evaluate their influence on results using an inlet prescribed velocity of 10m/s.. By the airfoil viscous friction forces and pressure gradient, power and torque coefficients are obtained. Through pressure integration over airfoil areas and the force acting directly on the airfoil, tested in wind tunnel, it's possible to evaluate lift and drag coefficients. Furthermore, wind turbine torque can be determined. The results are very representative according to the studied phenomenon, once wind speed tested is in the wind speed range of H-Darrieus use. It is noticed that the airfoil containing the cavity has a better performance when compared with original one for H-Darrieus Wind Turbine use.

**KEYWORDS:** H-Darrieus Wind Turbine, Computational Fluid Dynamics, Wind Tunnel, Cavity, Performance

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	1
<b>2 OBJETIVOS</b> .....	1
<b>3 TURBINAS EÓLICAS</b> .....	1
3.1 TURBINAS EÓLICAS DE EIXO VERTICAL E EIXO HORIZONTAL.....	1
3.2 O LIMITE DE BETZ .....	2
<b>4 CARACTERÍSTICAS DAS TURBINAS EÓLICAS</b> .....	3
<b>5 H-DARRIEUS</b> .....	5
<b>6 COEFICIENTES DE ARRASTO E DE SUSTENTAÇÃO</b> .....	6
<b>7 TORQUE MÉDIO</b> .....	6
<b>8 SELEÇÃO DOS AEROFÓLIOS ABORDADOS NESTE ESTUDO</b> .....	7
8.1 AEROFÓLIOS CURVADOS.....	7
<b>9 MODELAGEM MATEMÁTICA</b> .....	7
9.1 EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS .....	7
9.2 MODELOS DE TURBULÊNCIA E PARÂMETROS PARA ANÁLISE .....	8
<b>10 METODOLOGIA</b> .....	9
10.1 METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	9
10.2 METODOLOGIA COMPUTACIONAL .....	10
<b>11 RESULTADOS</b> .....	11
11.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	11
11.2 RESULTADOS NUMÉRICOS.....	12
<b>12 POTÊNCIA EXTRAÍDA PELAS TURBINAS</b> .....	13
<b>13 CONCLUSÃO</b> .....	14
<b>14 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	15
<b>APÊNDICE A</b> .....	16
<b>APÊNDICE B</b> .....	18
<b>APÊNDICE C</b> .....	20

## 1 INTRODUÇÃO

Em tempos onde a demanda energética aumenta a passos largos, aumenta-se também a preocupação em formas de diminuir o impacto causado no meio ambiente. Dentre os conceitos em desenvolvimento, o que ganha grande força é o da energia limpa e renovável, onde se encaixa a micro geração de energia aproveitando a força dos ventos. A energia eólica é uma alternativa promissora para uma sociedade sustentável, mas para ser economicamente viável ainda precisa ser otimizada. Uma das propostas para este melhoramento é a modificação da geometria da pá de uma turbina eólica de eixo vertical (TEEV) a fim de aumentar o coeficiente de potência. Através deste aprimoramento uma cavidade é desenvolvida no perfil a fim de se melhorar o coeficiente de torque produzida pelas turbinas H-Darrieus

Além disso um projeto aprovado pela Agência Nacional de Energia Elétrica (Aneel) permite que qualquer pessoa produza sua própria energia, utilizando métodos alternativos e, em troca, ganhe créditos na conta de luz. Trata-se do Sistema de Compensação de Energia, que autoriza o consumidor a instalar pequenos geradores e negociar a produção com a concessionária local. De acordo com a Aneel, a regra é válida para quem utiliza fontes incentivadas de energia, como a hídrica, a solar, a biomassa, a cogeração qualificada e a energia eólica. A regulamentação inclui a microgeração, com até 100 KW de potência, e a minigeração, de 100 KW a 1 MW. O que for gerado poderá ser usado em todos os setores da casa e o que não for consumido será injetado no sistema da fornecedora de energia daquela cidade [site globo.com, 2012]. Tudo isso incentivou este estudo para se construir um desenvolvimento sustentável que ainda se acredita ser possível.

## 2 OBJETIVOS

Os objetivos deste estudo são:

- Avaliar o uso da dinâmica dos fluídos computacional no levantamento das curvas dos coeficientes de sustentação e arrasto de perfis aerodinâmicos;
- Analisar o desempenho de dois perfis aerodinâmicos no túnel aerodinâmico e compará-los;
- Desenvolver conhecimentos sobre a metodologia e aprofundar o conhecimento no assunto;
- Selecionar um perfil aprimorado para uso em turbinas H-Darrieus através de cálculos matemáticos.

A seguir é apresentado um resumo sobre o conteúdo proposto.

## 3 TURBINAS EÓLICAS

As turbinas eólicas são classificadas de acordo com a capacidade da turbina, local de instalação e posição do eixo de rotação da turbina relativa ao escoamento de ar [Tong, 2010, Akwa 2010].

### 3.1 TURBINAS EÓLICAS DE EIXO VERTICAL E EIXO HORIZONTAL

Dependendo da orientação do eixo de rotação das turbinas, elas podem ser classificadas em turbinas de eixo horizontal (TEEH) e turbinas eólicas de eixo vertical (TEEV). As TEEH são mais difundidas comercialmente devido a fatores como maior eficiência, alta densidade de potência, menores velocidades de cut-in (velocidades para a turbina iniciar sua rotação) e menor custo por unidade de energia produzida.

As TEEV, vista na figura (3.1.1), tem seu eixo de rotação perpendicular ao solo. A principal vantagem deste tipo de turbina é que ela capta ventos provindos de qualquer direção, além de componentes da turbulência, não necessitando de um sistema posicionador (yaw control). Além disso, a torre de sustentação, gerador e caixa multiplicadora de velocidades podem ser dispostas junto ao solo, tornando mais econômica a montagem e manutenção dos

componentes. Por outro lado, há desvantagens como a necessidade do uso de energia externa ou sistema auxiliar para iniciar o movimento das pás e a limitação da altura da torre. Apesar disso, é uma ótima alternativa em áreas urbanas ou com obstáculos além de ser mais silenciosas do que as TEEH, devido às suas menores velocidades de rotação, facilitando seu uso em áreas habitadas. [Vries,1979, Sadhu, Akwa 2010].

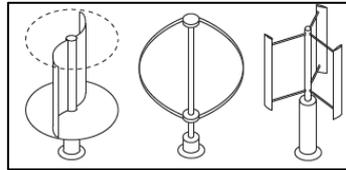


Fig. 3.1.1 – Turbinas eólicas dos tipos Savonius, Darrieus e Giromill, [http://www.envento-windenergie.com/20\_faqs.php].

### 3.2 O LIMITE DE BETZ

Segundo Burton, 2001 e Vries, 1979, o limite ótimo de extração de potencia do vento, limite de Betz, pode ser derivado de três leis da conservação, sendo elas a lei da *continuidade*, *momentum* e *energia* que são aplicadas a um escoamento unidimensional, para simplificação de cálculos.

Nesta dedução, a turbina eólica é substituída por um disco atuador (Figura 3.2.1), o que implica na continuidade da vazão mássica dentro do volume de controle, segundo equação (3.2.1) (conservação de massa), porém ocorre o decaimento da pressão estática através do rotor (energia absorvida pela turbina). Considera-se que toda a queda de energia do escoamento ocorre no disco e o decaimento da pressão é constante através do disco atuador (escoamento unidimensional). Isso implica que a pressão total na esteira é constante (diferentemente da pressão total fora da esteira) e a equação de Bernoulli pode ser aplicada para este caso.

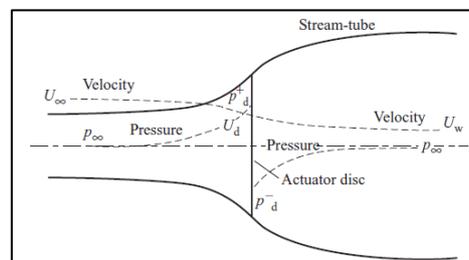


Fig 3.2.1 – Disco atuador – Adaptado Burton, 2001.

$$\rho A_{\infty} U_{\infty} = \rho A_d U_d = \rho A_w U_w \quad (3.2.1)$$

A força de arrasto é oriunda da diferença de pressão através do disco atuador, segundo a equação (3.2.2), onde  $D$  é a força de arrasto e  $A$  é a área total varrida pelas pás da turbina.

$$D = (p_1 - p_2)A \quad (3.2.2)$$

Aplicando a equação de Bernoulli entre ambos os lados do disco leva à equação (3.2.3), onde  $A$  é a área perpendicular,  $U_{\infty}$  é a velocidade do escoamento não perturbada e  $U_w$  é a velocidade distante após o disco.

$$D = (p_1 - p_2)A = \frac{1}{2} \rho (U_{\infty}^2 - U_w^2)A \quad (3.2.3)$$

A equação do momento axial aplicada à figura 3.1 leva à equação (3.2.4).

$$D = \rho U_r A (U_{\infty} - U_w) \quad (3.2.4)$$

Através das equações (3.2.3) e (3.2.4) obtemos a equação (3.2.5), onde  $U_d$  representa a velocidade no disco.

$$U_d = \frac{1}{2}(U_\infty + U_w) \quad (3.2.5)$$

A velocidade do escoamento no disco atuador é a média aritmética entre a velocidade não perturbada do escoamento e a velocidade distante após o disco.

A essência do limite de Betz está no fato de que, a partir da potencia disponível no escoamento que atravessa a turbina, a extração da potência resulta na redução da velocidade posterior, contudo esta velocidade não pode ser levada a zero, pois esta condição reduz a vazão mássica que atravessa a turbina também à zero. Por este fato, alguma potência eólica é liberada após a turbina, logo a potência extraída não pode ser 100% da potência disponível.

A potência extraída pela turbina  $P$  é igual à diferença da potência existente antes e depois da turbina, expressa pela equação (3.2.6).

$$P = \frac{1}{2}\rho U_r A (U_\infty^2 - U_w^2) \quad (3.2.6)$$

Substituindo a equação (3.2.5) na equação (3.2.6) e usando a definição de coeficiente de potência da equação (3.2.7), e a razão de velocidade de ponta da pá  $\lambda$  (equação 3.2.8), onde  $\omega$  é a velocidade de rotação da turbina em (rad/s),  $T$  é o torque,  $r$  é o raio da turbina e  $C_T$  é o coeficiente de torque da turbina, obtêm-se a equação (3.2.9).

$$C_{P_{ideal}} = \frac{P_{ideal}}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 A} = \frac{T\omega}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 A} = \frac{T}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 A r} \lambda = C_T \lambda \quad (3.2.7)$$

$$\lambda = \frac{\omega R}{U_\infty} \quad (3.2.8)$$

$$C_p = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 A} = 4 \left(\frac{U_d}{U_\infty}\right)^2 \left(1 - \frac{U_d}{U_\infty}\right) \quad (3.2.9)$$

A potência ideal se dá para  $U_d/U_\infty = 2/3$  e  $U_w/U_\infty = 1/3$ . Deduz-se então, a equação (3.2.10).

$$C_{P_{ideal}} = \frac{16}{27} \quad (3.2.10)$$

No caso da TEEV, como citado por Tong, 2010, é necessário de dois discos atuadores para representá-la, um para a zona à montante do rotor, definida para ângulos de azimute entre  $0^\circ$  e  $180^\circ$  e o outro para a zona a jusante do rotor, que define os ângulos azimutais de  $180^\circ$  a  $360^\circ$ . Então, a teoria do *momentum* para dois discos independentes é aplicada. Com isso, o fator de indução – representado por  $a$  – varia com a posição das pás da turbina. Todavia, o  $C_{P_{ideal}}$  continua sendo  $\frac{16}{27}$  mas a geração de energia divide-se em 80% no disco frontal e 20% no disco traseiro.

#### 4 CARACTERÍSTICAS DAS TURBINAS EÓLICAS

Como os diferentes tipos de turbinas eólicas tem características próprias já citadas acima, parâmetros adimensionais foram estabelecidos para tornar possível a comparação entre elas, como as curvas  $C_T$  versus  $\lambda$  e  $C_p$  versus  $\lambda$ . A figura (4.1) relaciona  $C_p$  com  $\lambda$ , caracterizando o comportamento de cada tipo de turbina, como citado por Sadhu e Akwa, 2010.

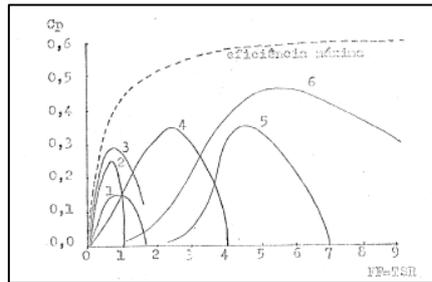


Fig.4.1 – Coeficiente de potência versus  $\lambda$  para diferentes turbinas 1-Savonius; 2- Filippini; 3- Múltiplas Pás; 4- Moinho Holandês; 5- Darrieus; 6- TEEH 3 Pás – Adaptada de Sadhu.

Conforme figura (4.1), a turbina Darrieus é uma das turbinas com maior coeficiente de potência, o que incentivou o estudo nesta área. Dois parâmetros são fundamentais na caracterização das turbinas Darrieus, a razão de velocidade de ponta de pá e o fator de bloqueamento descritos abaixo.

A razão de velocidade de ponta de pá ( $\lambda$ ) é um importante objeto de estudo na escolha das configurações ideais para as turbinas eólicas. Como citado por Spera, 2009, maiores  $\lambda$  reduzem as perdas devido à turbulência na esteira e com isso aumenta o coeficiente de potência máximo teórico da turbina, além de que um maior valor de  $\lambda$  significa uma maior velocidade do eixo da turbina (para um dado diâmetro de turbina) e com isso um menor torque para uma mesma potência. Em suma, isso significa menores caixas multiplicadoras de velocidades, rolamentos, engrenagens e como consequência, um menor peso e menores esforços junto com um menor tamanho de turbina para uma mesma potência.

O fator de bloqueamento ( $\sigma$ ), também chamado de solidez da turbina, assim como citado por Vries, 1979 e Carrigan, 2010, representa a área projetada máxima das pás, dividida pela área varrida pelo rotor da turbina, (Equação 4.1). Na equação (4.1)  $N$  é o número de pás,  $c$  a corda de cada pá e  $D$  o diâmetro da turbina. Este fator é inversamente proporcional à  $\lambda$  então, maiores valores de  $\lambda$  levam a menores áreas das pás e consequentemente menos material aplicado. Isto se torna mais importante para grandes turbinas onde o preço das pás se torna mais substancial.

$$\sigma = \frac{Nc}{D} \quad (4.1)$$

Na figura (4.2) têm-se um estudo realizado por Brian, 1998, onde somente o fator de bloqueamento para TEEV é alterado. Conclui-se pelas curvas apresentadas na figura (4.2) que duas turbinas de tamanhos diferentes, mas com um mesmo fator de bloqueamento podem ter um mesmo coeficiente de potência.

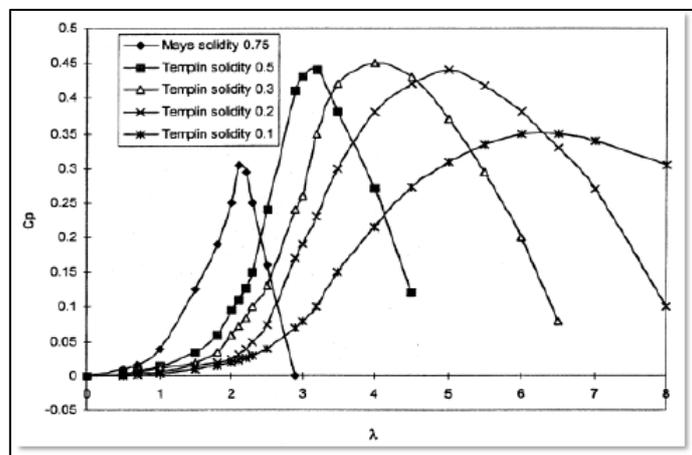


Fig. 4.2 – Relação do  $C_p$  em relação a  $\lambda$  para diferentes fatores de bloqueamento, adaptado de Brian, 1998.

## 5 H-DARRIEUS

Apesar de a turbina do tipo H-Darrieus ser uma das mais simples, tanto em relação à construção das pás como da estrutura, o estudo da sua aerodinâmica é bem complexa. Isso é devido ao fato de que as pás variam seu ângulo de ataque enquanto rotacionam. Na figura (5.1) uma das pás de uma turbina de raio  $R$ , gira a  $\omega$  (rad/s), em um escoamento com velocidade não perturbada  $U_\infty$ , em uma posição azimutal  $\theta$ , com uma velocidade relativa da pá  $W$ . [Islam e Mazharul, 2008].

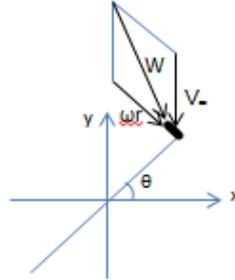


Fig. 5.1 – Modelo Bidimensional da Turbina H-Darrieus

A velocidade não perturbada do escoamento  $U_\infty$  pode ser decomposta em duas componentes, uma normal à corda da pá da turbina, denominada  $U_n$  e outra componente paralela à corda da pá, denominada  $U_t$  segundo equações (5.1) e (5.2).

$$U_t = r\omega + U_\infty \cos(\theta) \quad (5.1)$$

$$U_n = -U_\infty \sin(\theta) \quad (5.2)$$

Nota-se que  $U_n$  não depende da velocidade de rotação da turbina, mas  $U_t$  tem sua intensidade modificada tanto por  $U_\infty$  como por  $\omega$  e conseqüentemente por  $\lambda$ .  $U_t$  e  $\lambda$  são diretamente proporcionais e se aumentarmos  $\lambda$ ,  $U_t$  se torna a componente dominante da velocidade de escoamento. Portanto o ângulo de ataque é definido segundo equação (5.3).

$$\alpha = \tan^{-1} \left( \frac{U_n}{U_t} \right) \quad (5.3)$$

Substituindo as equações (5.1) e (5.2) em (5.3), deduz-se a equação (5.4);

$$\alpha = \tan^{-1} \left( \frac{-U_\infty \sin(\theta)}{U_\infty \cos(\theta) + \lambda U_\infty} \right) = \tan^{-1} \left( -\frac{\sin(\theta)}{\cos(\theta) + \lambda} \right) \quad (5.4)$$

Chega-se à conclusão que o ângulo de ataque é função apenas da posição azimutal da pá e da razão de velocidade de ponta da pá. Na figura (5.2) observam-se alguns exemplos da variação do ângulo de ataque em função da posição azimutal  $\lambda$ .

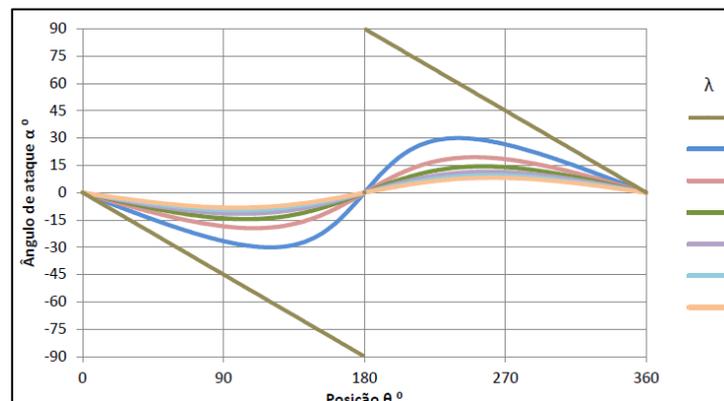


Fig. 5.2 – Ângulo de ataque versus posição azimutal para diferentes  $\lambda$ .

Através da figura (5.2) nota-se que quanto maior  $\lambda$ , menor é a variação do ângulo de ataque da pá e como citado por Fujisawa, 2001, para  $\lambda$  maiores que três, o que representa o ângulo de ataque máximo menor que  $20^\circ$ , os efeitos de perda nas pás pode ser desprezado.

## 6 COEFICIENTES DE ARRASTO E DE SUSTENTAÇÃO

As forças agindo sobre as pás de uma turbina podem ser decompostas em duas componentes, referentes à velocidade relativa sobre a pá. Como citado por Burton, 2001, negligenciando-se efeitos de flutuação, as forças de sustentação e arrasto podem ser associadas aos efeitos que ocorrem devido às baixas velocidades na camada limite do fluido em contato com um corpo (Apêndice B).

Conforme escrito por Fox, 2010, o arrasto é a componente da força que atua paralelamente à direção do movimento relativo. O coeficiente de arrasto,  $C_D$ , é definido pela expressão (6.1), onde  $F_D$  é a força de arrasto,  $\rho$  é a massa específica do ar,  $U$  é a velocidade do escoamento e  $A$  é a área de referência que no caso de perfis aerodinâmicos é dada pelo produto da corda pela envergadura. A força de arrasto total é a soma do arrasto de atrito e do arrasto de pressão e pode ser entendido como o coeficiente de resistência ao movimento relativo ao fluido

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2}\rho U^2 A} \quad (6.1)$$

A sustentação é definida como a componente da força do fluido perpendicular ao movimento do fluido [Fox, 2010]. Para um aerofólio, o coeficiente de sustentação pode ser definido pela expressão (6.2), onde  $F_L$  é a força de sustentação e  $C_L$  é o coeficiente de sustentação.

$$C_L = \frac{F_L}{\frac{1}{2}\rho U^2 A_p} \quad (6.2)$$

## 7 TORQUE MÉDIO

Para calcular o torque médio de uma turbina, necessita-se conhecer os coeficientes de sustentação e arrasto das pás, obtidos com experimentos, ou simulações numéricas usando CFD (Computational Fluids Dynamics). Utiliza-se dos coeficientes para calcular o coeficiente da força tangencial da turbina, expresso pela equação (7.1) [Carrigan, 2010].

$$C_t = C_l \sin(\alpha) - C_d \cos(\alpha) \quad (7.1)$$

Multiplicando-se  $C_t$  pela pressão dinâmica obtêm-se a força tangencial  $F_t$ , evidenciada na equação (7.2), onde  $c$  é a corda da turbina,  $h$  é a altura da turbina e  $W$  é a velocidade relativa.

$$F_t = \frac{1}{2} C_t \rho c h W^2 \quad (7.2)$$

A equação (7.2) é válida para uma única posição azimutal então para se encontrar a força tangencial média  $F_{t_{med}}$ , é preciso integrar-se a força para uma rotação completa da turbina, segundo a equação (7.3).

$$F_{t_{med}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} F_t(\theta) d\theta \quad (7.3)$$

O torque médio  $\tau$  para uma turbina com  $N$  pás com um raio  $r$  é expresso pela equação (7.4).

$$\tau = N F_{t_{med}} r \quad (7.4)$$

## 8 SELEÇÕES DOS AEROFÓLIOS ABORDADOS NESTE ESTUDO

### 8.1 AEROFÓLIOS CURVADOS

Aerofólios curvados, como o modelo SG6042 [Lyon, 1997], (Apêndice A) têm suas cordas curvadas e como citado por Burton, 2001, isso permite a eles produzirem uma força de sustentação também com ângulo de ataque igual a zero. Geralmente aerofólios curvados tem uma maior razão sustentação/arrasto do que os aerofólios comuns para ângulos de ataque positivos.

Considerando-se as características próprias das TEEV, o aumento da eficiência deste tipo de turbina é o foco deste trabalho. Como a grande maioria dos aerofólios usados em turbinas eólicas não foram projetados para este uso, o perfil SG6042 foi escolhido, pois foi desenvolvido para manter o arrasto o menor possível, considerando-se o coeficiente de sustentação projetado [Lyon, 1997]. Segundo [Abbott, 1959] e a equação (5.4), o ângulo de ataque é governado por  $\lambda$ . Pequenas razões de velocidade de ponta de pá resultam em altos ângulos de ataque e vice-versa. Nota-se que o valor de  $\lambda$  é importante ao passo que grandes mudanças no ângulo de ataque levam ao estol aerodinâmico, segundo figura (8.1), e pode aumentar a carga cíclica na turbina. Conclui-se que aerofólios mais espessos são melhores para baixos valores de  $\lambda$ , uma vez que suportam maiores ângulos de ataque antes do estol aerodinâmico enquanto aerofólios mais finos funcionam melhor para altos  $\lambda$ .

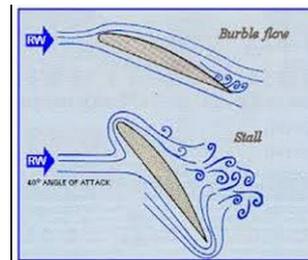


Fig. 8.1.1 – Estol Aerodinâmico, adaptado de [http://www.formula1-dictionary.net/f\\_duct.html](http://www.formula1-dictionary.net/f_duct.html).

Como este aerofólio foi desenvolvido para turbinas eólicas em geral, a melhoria proposta por este trabalho é desenvolver uma cavidade no inferior do aerofólio (Apêndice A) onde o princípio é extrair energia do vento em todas as direções e gerar torque quando perfis normais produzem torque contrário à produção de energia [Noguchi, 2006].

## 9 MODELAGEM MATEMÁTICA

### 9.1 EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS

As equações de Navier-Stokes [Fox, 2010] são as equações básicas para a formulação matemática do escoamento de um fluido viscoso. Obtidas através da aplicação da Segunda Lei de Newton para um elemento infinitesimal do fluido em estudo e é também chamada de equação do *Momentum*. Este equacionamento é completado com as equações de conservação de massa, chamadas de equação da *continuidade* e da *energia*.

As equações da *continuidade*, *momentum* e *energia* para um fluido compressível podem ser escritas em (9.1), (9.2) e (9.3), respectivamente.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho u_j] = 0 \quad (9.1.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho u_i u_j + p \delta_{ij} - \tau_{ji}] = 0, \quad i = 1, 2, 3 \quad (9.1.2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho e_0) + \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho u_j e_0 + p u_j + q_j - u_i \tau_{ji}] = 0 \quad (9.1.3)$$

A dinâmica dos fluidos computacional é empregada para obter a solução numérica aproximada das equações, resultando na obtenção dos campos de pressão e velocidade de escoamentos (Método dos Volumes Finitos). Neste trabalho emprega-se o software comercial ANSYS – Fluent [Akwa, 2010, Bortholin, 2012], resolvendo as equações de conservação de massa e de Navier-Stokes com média de Reynolds (Reynolds-Averaged Navier-Stokes – RANS) escritas na forma conservativa para cada um dos volumes elementares. Este é o único método para a solução de problemas estacionários com escoamentos turbulentos. Neste método, grandes vórtices não são resolvidos e toda turbulência é modelada [Ansys, 2009]. Por este método, o domínio do modelo é dividido em um número finito de volumes de controle elementares. Esta discretização transforma as equações que regem o escoamento em um sistema linear de equações algébricas, resolvido iterativamente através da substituição de diferenças infinitesimais por diferenças finitas entre as variáveis (pressão e velocidade). Para contornar o problema de existirem mais incógnitas do que equações, utilizam-se modelos de turbulência, como por exemplo o modelo k- $\omega$  SST. Os valores das variáveis calculados são atribuídos aos centroides de cada um dos volumes, assim a solução será discreta, em função do número de volumes elementares presentes no domínio de cálculo [Maliska, 2004].

## 9.2 MODELOS DE TURBULÊNCIA E PARÂMETROS PARA ANÁLISE

Durante as simulações CFD (Computational Fluid Dynamics) é preciso tomar muito cuidado com os resultados obtidos. Os pontos fracos e fortes de cada modelo de turbulência devem ser bem avaliados. Um modelo mais caro computacionalmente, com equações extras também significa mais tempo de processamento e mais valores de entrada, os quais não são facilmente determinados. O refinamento do modelo deve ser avaliado segundo as necessidades e complexidades de cada caso. No caso em estudo, o número de Reynolds, da equação (9.2.1) é 500.000, onde  $L$  é a corda do perfil aerodinâmico,  $V$  é a velocidade do escoamento, e  $\rho$   $\mu$  são, respectivamente a massa específica e a viscosidade do fluido. Número de  $Re$  menores que 2300 geralmente representam escoamentos laminares, portanto desenvolveram-se modelos de escoamento para fechamento das equações [Fox, 2010, Maliska, 2004].

$$Re = \frac{\rho V L}{\mu} \quad (9.2.1)$$

Spalart-Allmaras é um modelo de uma equação. Este modelo emprega uma equação diferencial parcial adicional para o transporte da viscosidade cinemática turbulenta. Diferente das outras versões deste algoritmo, no Fluent [ANSYS, 2009] esta versão [14.0] consegue identificar pontos onde a malha não está refinada o suficiente e então utilizar uma função de tratamento nas paredes do modelo. Entretanto uma resolução de malha na camada limite entre  $3 < y^+ < 30$  deve ser evitada uma vez que estes limites correspondem ao tamanho da linha utilizado na função de tratamento das paredes usada inicialmente. Este modelo representa uma nova classe de modelos com uma equação onde não é necessário se calcular o comprimento relativo à espessura da camada cisalhante em cada ponto. Este modelo foi desenvolvido justamente para aplicações aerodinâmicas envolvendo escoamentos sobre paredes e tem se mostrado bem eficiente para casos onde existem grandes gradientes de pressão na camada limite.

O modelo Realizable k-epsilon (k-  $\epsilon$ ) de 2 equações é baseado nas equações de transporte para a energia cinética de turbulência (k) e sua taxa de dissipação ( $\epsilon$ ). O termo *Realizable* se refere ao cumprimento de algumas variáveis matemáticas referentes às tensões de Reynolds. O modelo Realizable k-epsilon tem uma abordagem diferente para as equações da  $\epsilon$  baseadas na flutuação da vorticidade.

O também modelo de duas equações k  $\omega$  é baseado nas equações da energia cinética de turbulência (k) e na sua taxa de dissipação ( $\omega$ ). O modelo k  $\omega$  SST se difere do modelo padrão por considerar também os efeitos das tensões cisalhantes turbulentas durante o transporte do fluido. Uma vantagem do modelo k- $\omega$  sobre o k- $\epsilon$  é que o primeiro oferece uma

maior precisão no desenvolvimento da camada limite, podendo ser utilizado inclusive na subcamada viscosa da camada limite, sem maiores alterações. Uma desvantagem do modelo  $k-\omega$  é a elevada sensibilidade às condições de contorno em escoamentos internos.

Durante os testes com a malha estruturada todos os modelos de turbulência citados acima foram utilizados nas simulações a fim de se comparar os resultados. Nos testes com malha não estruturada, devido ao maior tempo de processamento e seguindo os parâmetros da literatura [Akwa, 2010 e Bortholin et al., 2012], o modelo de turbulência  $k-\omega$  SST foi utilizado para levantar as curvas de sustentação e arrasto. Foram considerados ângulos de ataque de  $-12^\circ$  até  $12^\circ$ .

## 10 METODOLOGIA

### 10.1 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

O intuito dos testes no túnel aerodinâmico Professor Debi Pada Sadhu, do laboratório de Mecânica dos Fluidos da UFRGS (Apêndice C) é levantar as curvas dos coeficientes de arrasto e sustentação dos aerofólios desenvolvidos. Como velocidade do escoamento é maior na parte superior do perfil do que na parte inferior, a pressão na parte superior do perfil é menor, gerando a força de sustentação.

Existem diversas maneiras de se avaliar as forças de sustentação e arrasto [Wenzel, 2010], mas neste experimento, as forças de sustentação serão determinadas através da integração da distribuição de pressão medida sobre as superfícies dos aerofólios, através de tomadas de pressão na parte central do perfil segundo a figura (10.1.1) e Apêndice C. Através das tomadas de pressão, é definida uma pressão para a área correspondente e através disso é definida a força atuando nas superfícies superior e inferior de perfil, resultando na força de sustentação agindo na pá. A força de arrasto será medida através da força exercida no aerofólio pelo escoamento, quanto maior a força exercida no perfil, maior a variação da leitura da balança.

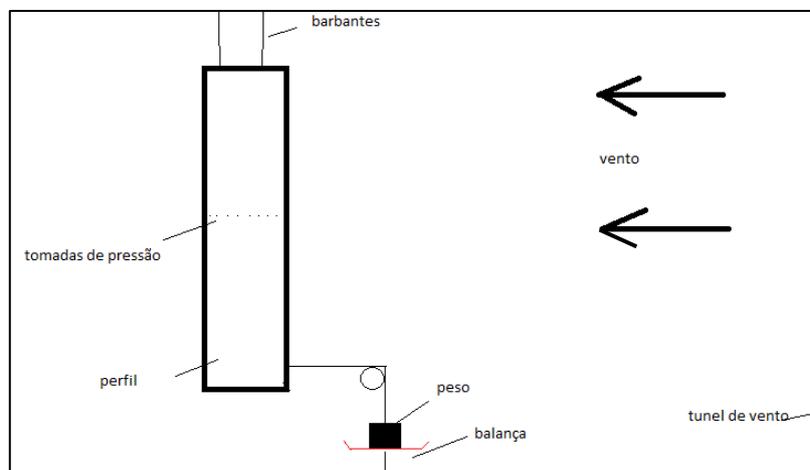


Fig. 10.1.1 – Esquema Túnel de Vento

Neste experimento, utilizou-se um túnel de vento de pequenas dimensões, com seção de 1m x 1m. As velocidades do escoamento variaram entre 4 m/s e 7 m/s.

O perfil SG6042 utilizado no teste tinha uma envergadura de 58,5 cm, com uma corda de 15 cm e possuía 4 tomadas de pressão na parte superior e 4 tomadas de pressão na parte inferior, todas com 1 mm de diâmetro. Estas tomadas de pressão foram conectadas a mangueiras de silicone com 2 mm de diâmetro interno que por sua vez eram conectadas em um manômetro de coluna d'água de tubo aberto (Apêndice C). Era medida a pressão em cada ângulo de ataque três vezes com velocidades variadas e então era calculado um coeficiente de sustentação médio para as três velocidades

O perfil modificado tinha uma envergadura de 58,2 cm e contava com 10 tomadas de pressão na parte inferior e 9 na parte superior. Este elevado número de medições é devido à cavidade na parte inferior, o que influencia o escoamento e conseqüentemente a pressão naqueles pontos. As tomadas de pressão tinham 1 mm de diâmetro e as mangueiras de silicone tinham um diâmetro interno de 1 mm. Ambos os perfis foram construídos com longarinas em madeira, preenchimento de isopor intercalado com madeira e acabamento em massa corrida.

No experimento foram utilizados os equipamentos descritos abaixo, além dos já citados acima:

- Anemômetro digital ICEL Gubintec, modelo NA-10, posicionado junto à extremidade inferior da asa;
- Balança de precisão digital MARTE, com precisão de 0,1g, posicionada fora do túnel aerodinâmico;
- Manômetro de tubo aberto;
- Inversor de frequência;

O Apêndice A mostra os pontos de medição de pressão (pontos pretos sobre o perfil) nos experimentos. Foram avaliados no túnel aerodinâmico ângulos de ataque variando de  $-12^\circ$  até  $12^\circ$ , variando o ângulo de dois em dois graus. Além disso, foram feitas três medições para cada ângulo e depois extraído o valor médio do coeficiente de sustentação.

## 10.2 METODOLOGIA COMPUTACIONAL

Resultados corretos e modelos bem representados matematicamente começam com uma boa qualidade de malha. Durante a geração da malha, um parâmetro para tratamento de parede muito importante a ser avaliado é o valor de  $y^+$ , definido pela equação 10.2.1, Na equação,  $\rho$  é a densidade do ar,  $\Delta y$  é a distância até o primeiro nó,  $u_\tau$  é a velocidade de fricção definida pela equação (10.2.2),  $\mu$  é viscosidade fluido e  $\tau$  é a tensão cisalhante na parede.

$$y^+ = \frac{\rho \Delta y u_\tau}{\mu} \quad (10.2.1)$$

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau}{\rho}} \quad (10.2.2)$$

São utilizados dois tipos de malha para cada um dos perfis avaliados, uma malha estruturada do tipo C-Grid e uma malha não estruturada com uma camada de prismas ao redor dos aerofólios, como mostradas no Apêndice A.

Os casos da malha não estruturada têm 434800 células cada um e os casos com malha estruturada têm 15500 células cada um. Isto é devido ao fato de que uma malha estruturada em torno de um aerofólio permite soluções com maior exatidão do que malhas não estruturadas, porém a cavidade no aerofólio desenvolvido dificultava a construção da malha estruturada. Para se contornar este empecilho, foram criadas duas malhas no modelo com cavidade com malha estruturada, uma delas representando a cavidade e a outra representando o restante do domínio e criada uma interface entre elas. Já na malha estruturada, devido aos fatos citados acima, o tamanho de cada célula teve de ser menor e o domínio maior para se conseguir resultados mais precisos.

Um esquema de interpolação de segunda ordem para pressão foi usado com um esquema de discretização para as equações de momento e viscosidade turbulenta modificada. Estes esquemas de segunda ordem se baseiam numa expansão das séries de Taylor nos centros das células, onde é calculado não só o valor da variável, mas também o gradiente [Akwa, 2010]. O esquema SIMPLE (Semi Implicit Linked Equations) foi utilizado para realizar o acoplamento da pressão e velocidade, segundo equação (10.2.3) onde a pressão  $p$  é a soma da melhor estimativa da pressão disponível  $p^*$ , mais uma correção,  $p''$  que é calculada a fim de satisfazer a equação da continuidade. Neste algoritmo primeiro corrigem-se as velocidades

para satisfazer a equação da conservação de massa e depois avança o cálculo de pressões para fechar o ciclo iterativo [Maliska, 2004]. Além disso, foi simulada uma intensidade de turbulência de 0,05% e um comprimento característico de turbulência igual a 0,07m [ANSYS, 2009].

$$p = p^* + p'' \quad (10.2.3)$$

A condição de contorno aplicada para o domínio da malha não estruturada foi velocidade prescrita na entrada do domínio de 10m/s, enquanto que para o domínio da malha estruturada, as condições de contorno eram velocidade prescrita de 10m/s na entrada do domínio e pressão prescrita na saída do domínio igual à pressão atmosférica.

Durante as simulações, quando a magnitude do ângulo de ataque crescia e havia o descolamento da camada limite na asa, e uma análise transiente tinha de ser aplicada para se conseguir a convergência. Nas demais simulações, uma análise estacionária foi utilizada.

## 11. RESULTADOS

Os principais resultados obtidos com as simulações numéricas e com os testes práticos realizados são apresentados, avaliados e discutidos durante este capítulo do trabalho.

### 11.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os resultados das medições realizadas no túnel aerodinâmico são apresentados nas figuras (11.1.1) e (11.1.2), juntamente com os valores obtidos a partir das simulações numéricas com malha não estruturada e modelo de turbulência  $k-\omega$  SST. Nas curvas e dados representados nas figuras (11.1.1) e (11.1.2) é possível observar a concordância dos resultados simulados computacionalmente, medidos experimentalmente e os valores da literatura [Lyon, 1997].

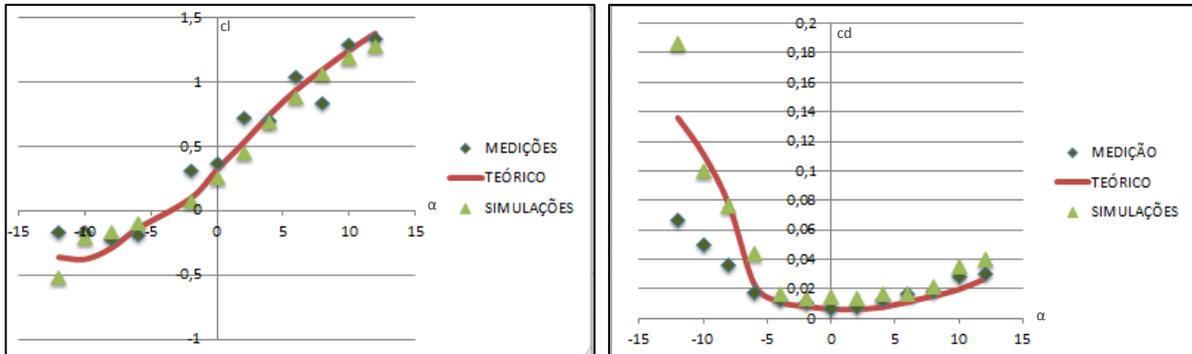


Fig. 11.1.1 – Valores medidos e teóricos dos Coeficientes de sustentação e arrasto para o perfil Sg6042

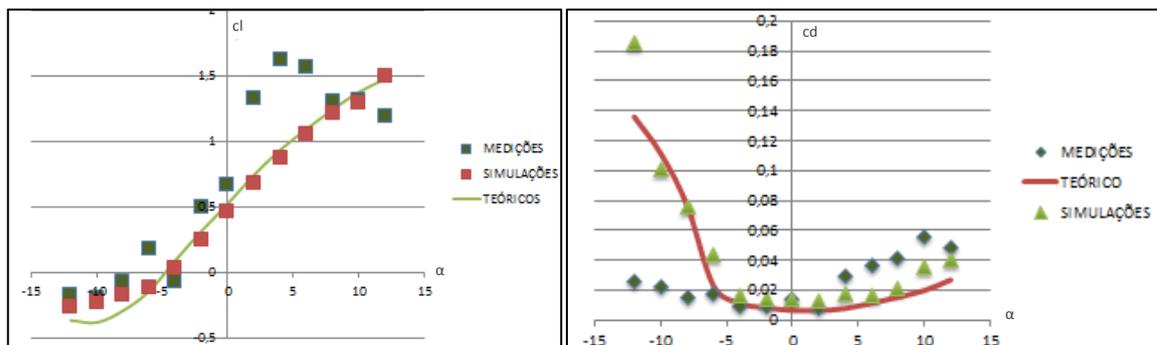


Fig. 11.1.2 – Valores medidos e teóricos dos Coeficientes de sustentação e arrasto para o perfil Sg6042 modificado

Nas figuras (11.1.1) e (11.1.2) observa-se uma maior concordância, tanto nas medições efetuadas como nos valores obtidos computacionalmente para coeficientes perto do ângulo de ataque nulo. Quanto maiores os valores do ângulo de ataque, mais os valores diferem dos dados teóricos. Isto é devido à dificuldade de prever a região de descolamento da camada limite, dificultando as medições, já que os valores variam em função do tempo.

Para as medições do coeficiente de sustentação e arrasto, a diferença entre os valores das medições e dos valores teóricos foi de 30%, o que pode ser considerado aceitável devido à baixa precisão do manômetro de coluna d'água de tubo reto e do sistema utilizado para medição do coeficiente de arrasto ser um sistema simplificado, além da metodologia de medição ser diferente da apresentada por Lyon, 1997.

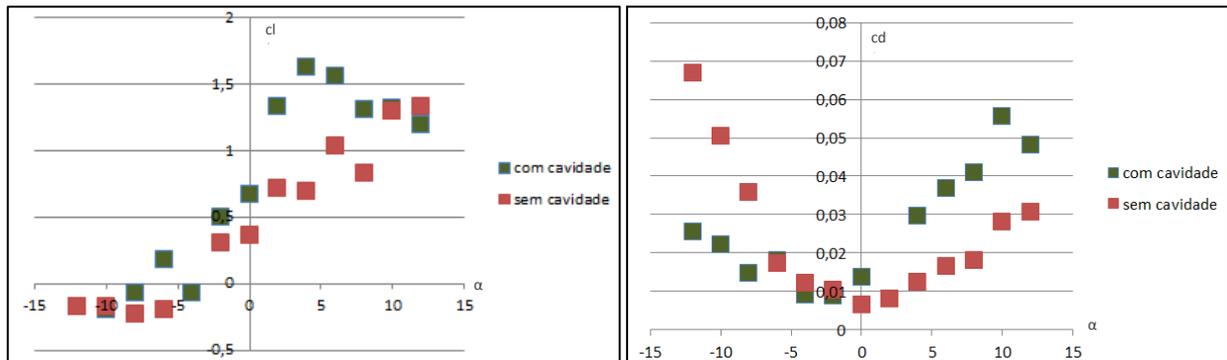


Fig. 11.1.3 – Comparação entre os coeficientes de sustentação e arrasto respectivamente, para os perfis com e sem cavidade nos testes do túnel de vento.

Os resultados experimentais (figura 11.1.3) demonstram valores levemente maiores do coeficiente de sustentação para o perfil com cavidade e no caso do coeficiente de arrasto, o perfil com cavidade tem coeficientes menores para ângulos de ataques negativos e coeficientes maiores para ângulos de ataque positivos.

## 11.2 RESULTADOS NUMÉRICOS

As simulações efetuadas a fim de obter as curvas dos coeficientes de arrasto e sustentação dos perfis, têm seus resultados apresentados nas figuras (11.2.1) e (11.2.2).

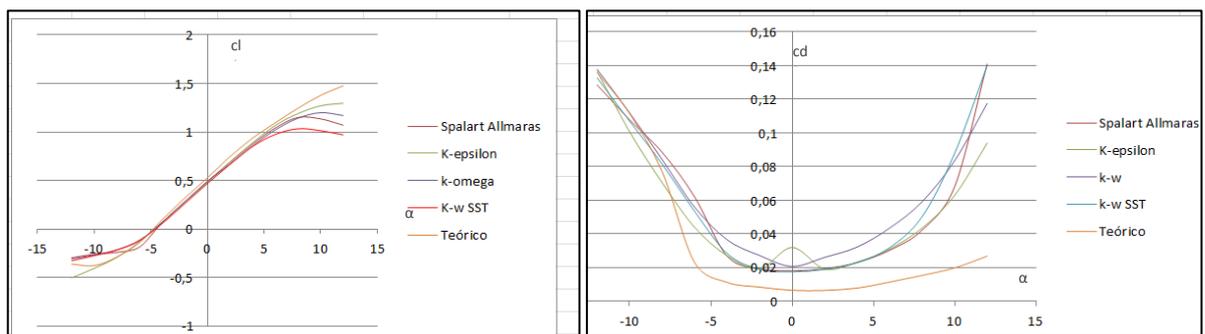


Fig. 11.2.1 – Comparação entre os modelos de turbulência com a malha estruturada do perfil SG 6042

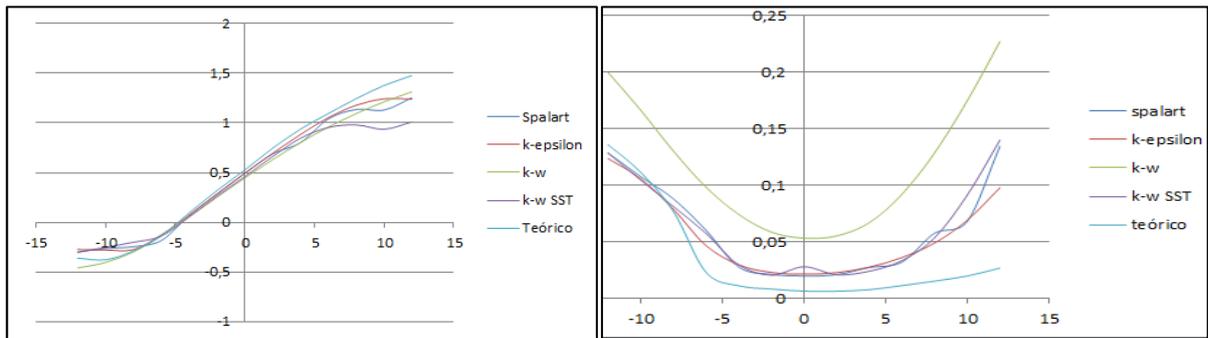


Fig. 11.2.2 – Comparação entre os modelos de turbulência com a malha estruturada do perfil SG 6042 modificado

Entre todos os modelos de turbulência simulados e avaliados para a malha estruturada, o que apresentou resultados mais precisos para o coeficiente de sustentação foi o modelo k-epsilon, com um erro relativo médio em relação aos valores teóricos [Abbott 1959] de 3,6%. Isto é devido ao valor de  $y^+$ , que está na faixa de operação para este modelo de turbulência, Já para os valores do coeficiente de arrasto, o erro relativo foi consideravelmente maior, com erros em torno de 100% para altos ângulos de ataque. Isto é devido aos baixos valores do coeficiente de arrasto, na ordem de 0,01, sua grande dependência tanto com relação ao refino de malha quanto às condições de contorno e aos parâmetros utilizados para calcular a viscosidade cinemática turbulenta, como se pôde notar durante as simulações.

Para a malha não estruturada, o erro médio do coeficiente de sustentação foi de 13,3% com o modelo k-w SST e do coeficiente de arrasto ficou em 60%, chegando a 0,7% para um ângulo de ataque igual a  $-8^\circ$ . Nas figuras podemos ver a diferença entre os coeficientes de sustentação e arrasto para o perfil com e sem cavidade.

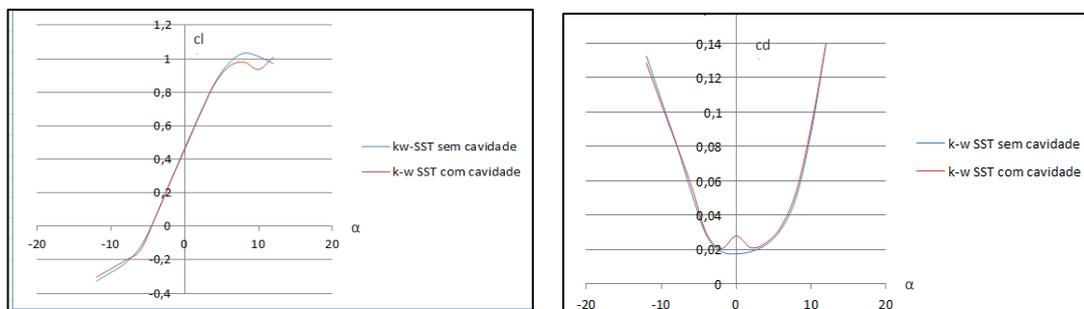


Fig 11.2.3 – Comparação entre os coeficientes de sustentação e arrasto respectivamente, para os perfis com e sem cavidade nas simulações com malha não estruturada.

## 12 POTÊNCIA EXTRAÍDA PELAS TURBINAS

Após o processo de levantar as curvas de sustentação e arrasto dos perfis em questão, e seguindo a metodologia apresentada no capítulo 7, calculou-se a potência teórica extraída por turbinas H-Darrieus construídas com os perfis em estudo. As figuras (11.3.1) e (11.3.2) representam as curvas das forças tangenciais em função do ângulo azimutal para as diferentes simulações e testes práticos.

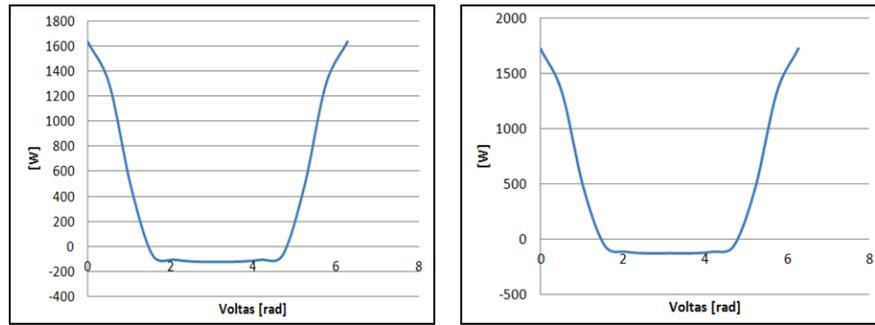


Fig. 11.3.1 – Força Tangencial em função do ângulo azimutal para as simulações dos perfis aerodinâmicos sem cavidade e com cavidade respectivamente.

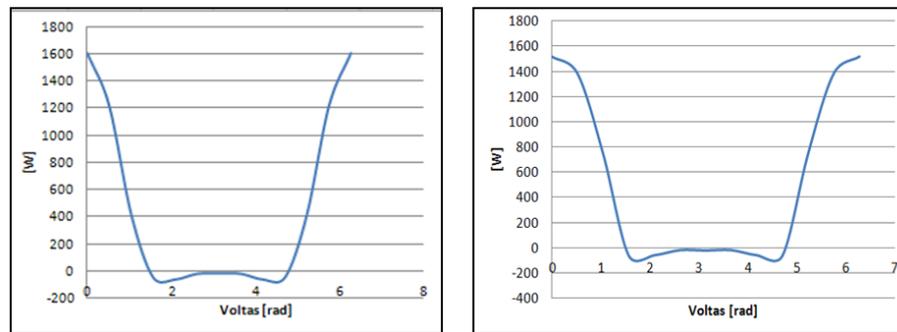


Fig. 11.3.2 – Força Tangencial em função do ângulo azimutal para as medições em túnel de vento dos perfis sem cavidade e com cavidade respectivamente.

Através das curvas representadas nas figuras (11.3.1) e (11.3.2) é possível calcular a potência teórica extraída pelas turbinas. As simulações numéricas indicam que a turbina com os perfis com cavidade gerariam 3,16% a mais de energia do que o perfil sem cavidade. Para as medições efetuadas no túnel aerodinâmico, esta diferença chegou a 15% a mais de energia gerada pelo perfil com cavidade.

### 13 CONCLUSÃO

Com base nos resultados expostos acima e com base nos resultados apresentados no Apêndice B, pode-se chegar a algumas conclusões sobre o aumento de potência nas turbinas com cavidade na parte inferior, para as velocidades de escoamento estudadas:

- As velocidades do escoamento são menores na cavidade, o que gera maiores pressões nesta área e conseqüentemente maiores coeficientes de sustentação;
- A cavidade faz com que a camada limite se descole antes do que acontece com o perfil não modificado, o que aumenta o coeficiente de arrasto;
- Para ângulos de ataque negativos, a cavidade diminui a diferença de pressão entre as faces superior e inferior do perfil, aumentando o coeficiente de sustentação;
- Quando a turbina se movimenta na mesma direção do escoamento, a cavidade gera uma força de arrasto extra, quando comparada com o perfil original.

Observou-se que mesmo possuindo leves diferenças entre os resultados, devido a diferentes abordagens utilizadas para resolver os problemas propostos por este trabalho, as mesmas tendências de curvas foram encontradas entre os valores obtidos e a teoria, tanto nas simulações quanto nos testes experimentais no túnel aerodinâmico. Isto possibilitou um intenso estudo sobre o assunto e abriu portas para futuros estudos mais aprofundados sobre energias renováveis com um desenvolvimento sustentável.

Trabalhos futuros poderiam abordar a turbina completa com uma análise transiente, representando condições que não são visualizadas em modelos estacionários. Modelos de

turbina 3D poderiam ser estudados observando os efeitos, por exemplo, da razão altura/diâmetro e dos efeitos nas extremidades dos perfis aerodinâmicos.

Este trabalho confirma a aplicabilidade do método dos volumes finitos para turbinas H-Darrieus e é uma ferramenta importante no aprimoramento do desempenho destas turbinas.

#### 14 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Abbott, I. and Doenhoff, A. von: **“Theory of Wing Sections Including a Summary of Airfoil Data”**. New York: Dover Publications, Inc., 1959.

Akwa, J. V.: **“Análise Aerodinâmica de Trubinas Eólicas Savonius Empregando Dinâmica dos Flúidos Computacional”**, Dissertação de mestrado. (Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul Porto Alegre, 2010.

ANSYS, Inc. FLUENT, **“User's Guide”**, 2009.

Bortholin T., Catalano F. M.: **“Computational Investigation of Icing Contamination on airfoil”** USP, São Paulo 2012.

Brian K. K.: **“Evaluation of Self-Starting Vertical Axis Wind Turbines for Stand-Alone Applications”**. PhD thesis, Grith University, 1998.

Burton, T. et al.: **“Wind Energy Handbook”** – Inglaterra 2001.

Carrigan, T. J.: **“Aerodynamic shape optimization of a vertical axis wind turbine”**, University of Texas, 2010

Fox, Robert W.: **“Introdução à Mecânica Dos Flúidos”**, Rio de Janeiro, 2010

Fujisawa, Nobuyuki e Shibuya, Satoshi.: **“Observations of dynamic stall on Darrieus wind turbine blades”**. Journal of wind engineering and industrial aerodynamics. 2001, Vols. 89 p.201-214.

Islam, Mazharul, Ting, David e Fartaj, Amir.: **“Aerodynamic models for Darrieus-type straight-bladed vertical axis wind turbines. Renewable & sustainable energy reviews”**. 2008, Vols. 12 p.1087-1109.

Lyon et al.: **“Summary of Low-Speed Airfoil Data”**, USA, 1997

Maliska, C. R.: **“Transferência de Calor e Mecânica dos Flúidos Computacional”**. LTC, Rio de Janeiro, Brasil. 2004.

Noguchi, T.: **“Windmill for wind power generation”**, US Patent 7,084,523,2006.

Sadhu, D. P.: **“Estudos Sobre Energia Eólica”**, Porto Alegre, Apostila UFRGS.

Spera, D. A.: **“Wind Turbine Technology – Fundamental Concepts of Wind Turbine Engineering”**, USA, 2009.

Tong, W. .: **“Wind Power Generation and Wind Turbine Design”** – UK , 2010

Vries ,O. : **“Fluid Dynaamic Aspects of Wind Energy Conversion”**, Amsterdam, Holanda,1979

Wenzel, et al. Apostila da disciplina de escoamentos Viscosos da PUCRS, **“Distribuição de Pressão sobre um Perfil Aerodinâmico em Túnel de Vento”**, 2010

APENDICE A



Fig. A1 – Aerofólio SG6042.



Fig. A2 – Aerofólio modificado com cavidade.

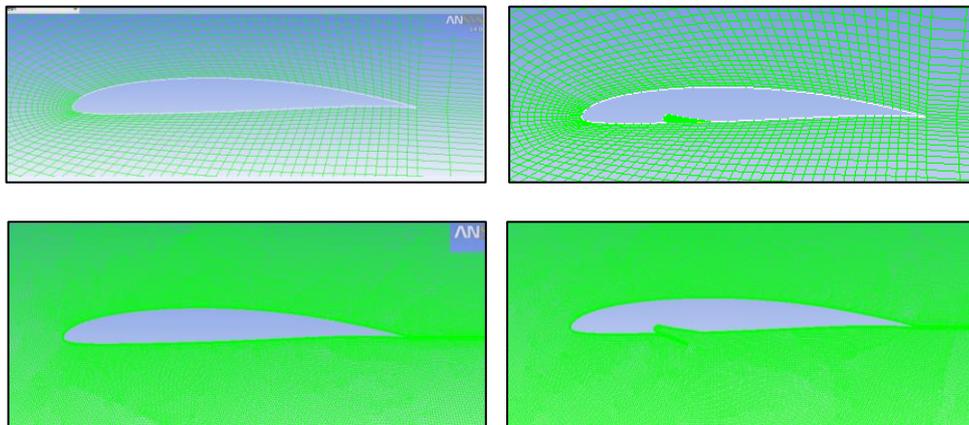
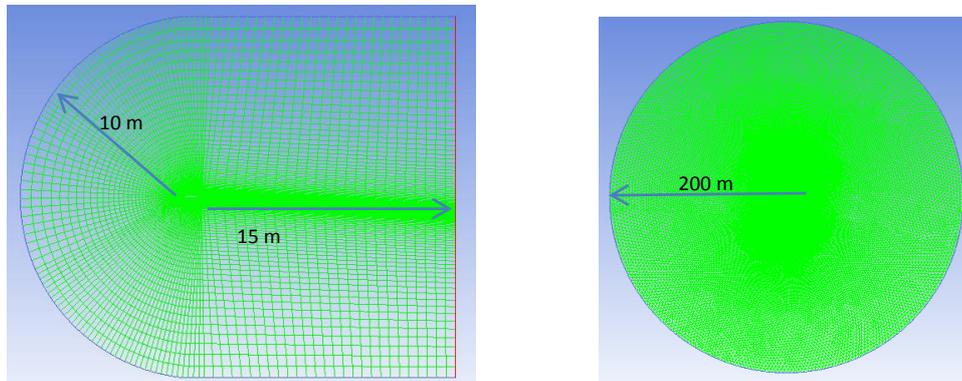


Fig. A3 – Malhas estruturadas acima e malhas não estruturadas abaixo.



A4 – Domínio malha-estruturada e malha não estruturada, respectivamente.

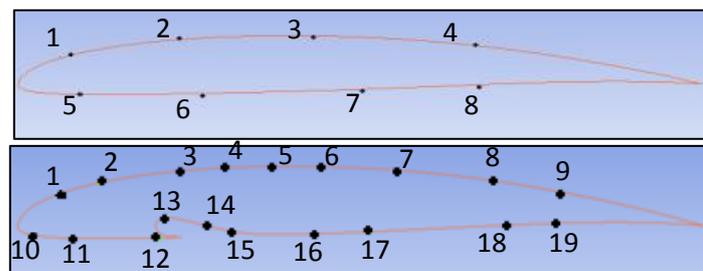


Fig. A5 – Pontos de Medições nos perfis sem cavidade e com cavidade, respectivamente.

Distância até o bordo de ataque			
Cima [mm]		Baixo [mm]	
1	15	5	24
2	33	6	41
3	70	7	78
4	92	8	103

Distância até o bordo de ataque			
Cima [mm]		Baixo [mm]	
1	12	10	4
2	21	11	13
3	40	12	32
4	47	13	35
5	56	14	45
6	68	15	54
7	83	16	68
8	105	17	80
9	117	18	108
		19	121

Fig. A.6 – Distância dos pontos de medição até o bordo de ataque dos perfis sem cavidade e com cavidade, respectivamente.

APENDICE B

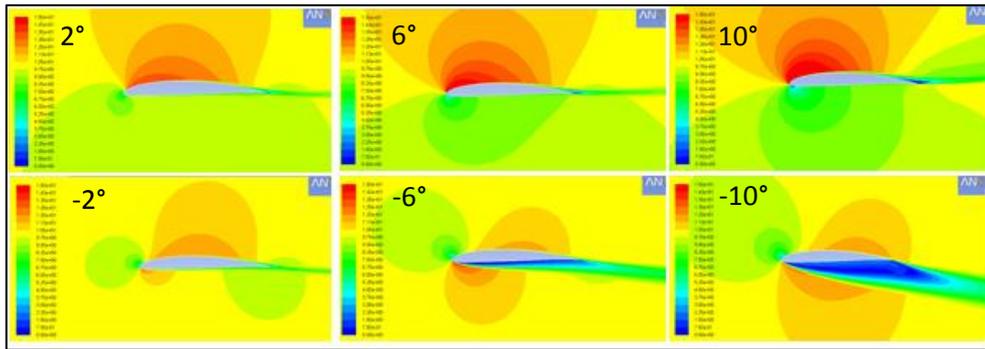


Fig. B1 – Contornos de velocidade para diferentes ângulos de ataque do perfil sem cavidade.

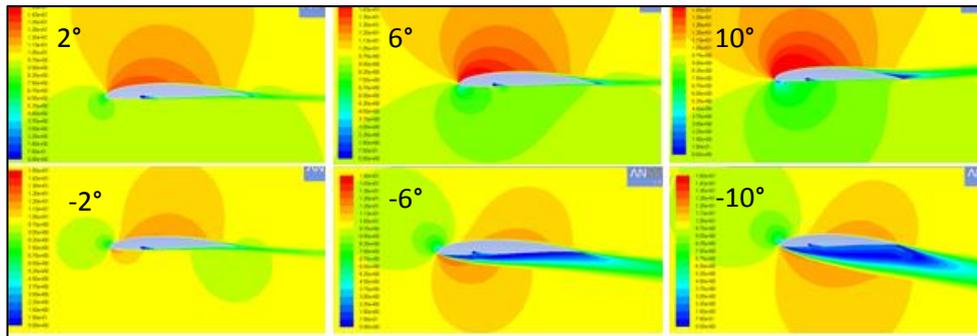


Fig. B.2 – Contornos de velocidade para diferentes ângulos de ataque do perfil com cavidade.

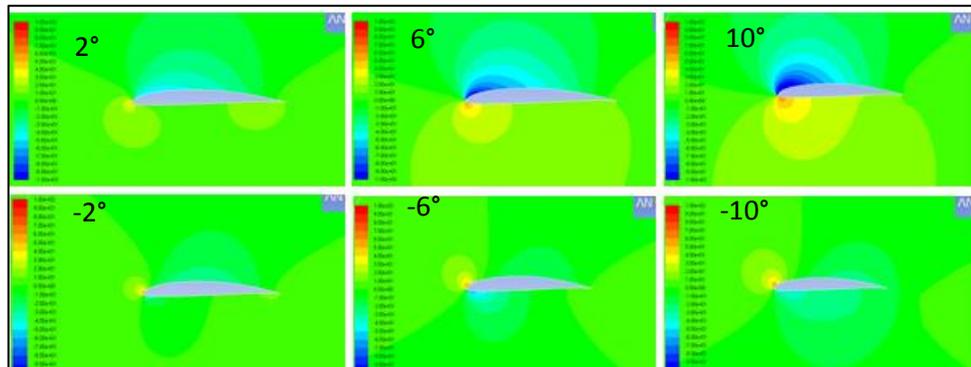


Fig. B3 – Contornos da pressão para diferentes ângulos de ataque do perfil sem cavidade.

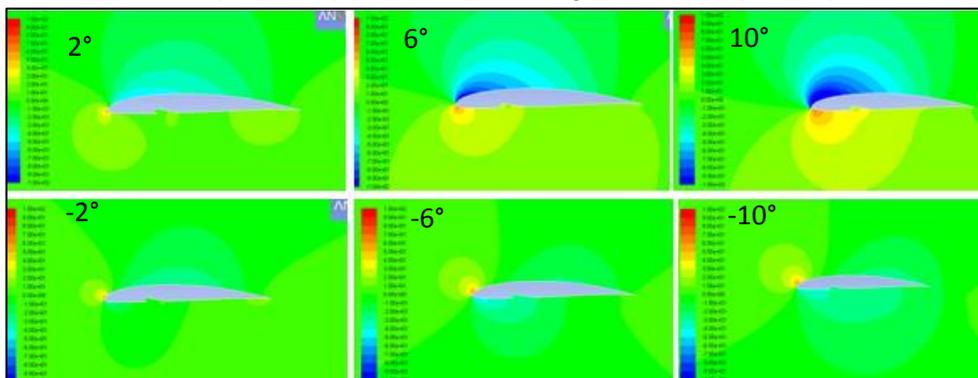


Fig. B4 – Contornos da pressão para diferentes ângulos de ataque do perfil com cavidade.

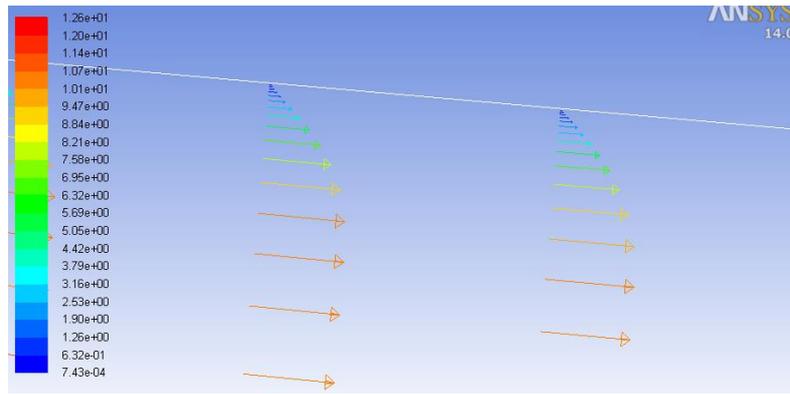


Fig. B5 – Desenvolvimento da camada limite.

## APENDICE C



Fig. C1 – Esquema de fixação do perfil no túnel de vento e suporte para balança.



Fig. C2 Túnel Aerodinâmico Professor Debi Pada Sadhu [UFRGS].

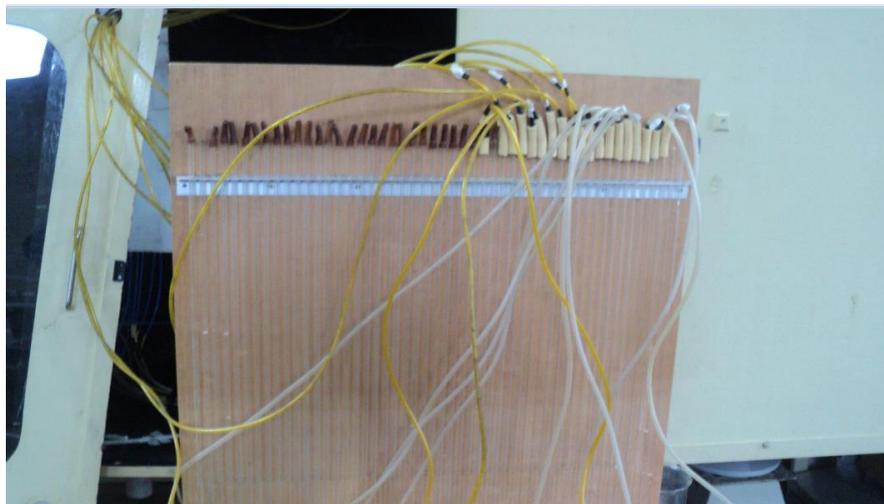


Fig. C3 – Manômetro de coluna d'água de tubo aberto.