

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE NUMÉRICA DO DESEMPENHO DA TURBINA EÓLICA DE EIXO  
HORIZONTAL NREL UAE PHASE VI

por

José Leandro Rosales Luz

Dissertação para obtenção do Título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, abril de 2012

ANÁLISE NUMÉRICA DO DESEMPENHO DA TURBINA EÓLICA DE EIXO  
HORIZONTAL NREL UAE PHASE VI

por

José Leandro Rosales Luz  
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para obtenção do Título de Mestre em Engenharia.

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Energia

Orientador: Prof<sup>ª</sup>. Dr<sup>ª</sup>. Adriane Prisco Petry

Aprovada por:

Prof. Dr. Francis Henrique Ramos França

Prof. Dr. Arno Krenzinger

Prof<sup>ª</sup>. Dra. Sonia Magalhaes dos Santos

Prof. Dr. Francis H. R. França  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 23 de abril de 2012

*À minha esposa, Anelise, pelo apoio incondicional.*

## **AGRADECIMENTOS**

A todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho. À minha esposa pelo apoio incondicional. À UFRGS por disponibilizar um ambiente propício à esta pesquisa. À orientação dada pela Prof<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup>. Adriane Prisco Petry, que me ajudou a superar os percaustos dessa jornada. Aos professores do PROMEC/UFRGS pelos conhecimentos transmitidos. Aos colegas do GESTE pela amizade e pelo apoio. Ao CESUP pelos recursos computacionais. Ao CNPq pelo apoio financeiro, através da bolsa de pesquisa, tão necessário durante o desenvolvimento dessa pesquisa.

## RESUMO

O presente trabalho realiza um estudo do desempenho aerodinâmico da turbina eólica de duas pás e 10 m de diâmetro da *UAE Phase VI*, testada pelo NREL no túnel de vento NASA Ames, através do uso de dinâmica dos fluidos computacional (CFD). Para tanto são apresentados conceitos fundamentais para análise da performance do aerogerador, a metodologia aplicada para a análise numérica e os resultados obtidos. O modelo geométrico da turbina foi inserido em ambiente computacional num domínio com as mesmas dimensões da seção de testes do túnel de vento. A esse domínio foi empregada uma malha de elementos tetraédricos. A modelagem numérica e as simulações foram efetuadas através do código comercial ANSYS FLUENT 13.0 e utilizaram as equações médias de Reynolds e modelos de turbulência *k $\omega$ -SST* e *Spalart-Allmaras*. A turbina simulada possui ângulo de giro (*yaw*) e de cone de 0°. Os casos simulados foram de turbina com ângulos de passo das pás de 0° e 3°, para velocidades de ar na entrada do domínio de 5 m/s, 7 m/s e 9 m/s. As simulações foram feitas em regime transiente utilizando o método de malha móvel. Dados provenientes da simulação numérica são comparados aos dados experimentais de empuxo, torque e potência, divulgados pelo laboratório. Os modelos de turbulência testados apresentaram boa concordância com os resultados experimentais de empuxo. O torque e a potência foram bem previstos para velocidades de entrada do domínio baixas, mas foram subdimensionados para velocidades mais altas. A separação da camada limite foi prevista por ambos os modelos. Na comparação com resultados obtidos com outros autores para o mesmo caso, o início de descolamento da camada limite se deu antes do previsto. A metodologia adotada nas simulações numéricas realizadas mostrou-se adequada e representativa nas análises desse estudo.

Palavras-chave: Turbina Eólica de Eixo Horizontal, Dinâmica dos Fluidos Computacional, NREL *UAE Phase VI*, Modelos de Turbulência, Desempenho do Rotor.

## ABSTRACT

This study makes a CFD analysis of the aerodynamic performance of the NREL *UAE Phase VI* two-bladed wind turbine, which have been tested in the NASA Ames wind tunnel. Fundamental concepts on the evaluation of turbine performance, the applied methodology for the numerical analysis and the results are presented. A numerical model has been inserted in a computational environment that has the same dimensions as the real wind tunnel section, and a tetrahedral mesh has been created to fill this domain. Numerical modeling and the simulations have been performed using the ANSYS FLUENT 13.0 commercial code, making use of the RANS equations and the  $k\omega-SST$  and *Spalart-Allmaras* turbulence models. The simulated turbine has 0 degrees of cone and yaw angle. Simulations were performed in unsteady state using the moving mesh technique. Results are compared to experimental data regarding to thrust, torque and power. The  $k\omega-SST$  and *Spalart-Allmaras* turbulence models have shown good agreement with experimental values of thrust. Torque and power have been adequately predicted to lower free flow velocities, but have been underpredicted to higher velocities. Separation of the boundary layer has been adequately predicted by both models, but the beginning of the separation occurred earlier than expected in comparison with results of other authors to the same case. The methodology used in the numerical simulations proved to be adequate and representative in this study.

Keywords: Horizontal Axis Wind Turbine, Computational Fluid Dynamics, NREL UAE Phase VI, Turbulence Models, Rotor Performance.

# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1	Matriz energética mundial e nacional.....	1
1.1.1	Fontes renováveis .....	3
1.2	Energia eólica .....	5
1.3	Mecânica dos Fluidos .....	5
1.3.1	Dinâmica dos fluidos computacional.....	6
1.4	Motivação e objetivos.....	7
<b>2</b>	<b>TURBINAS EÓLICAS DE EIXO HORIZONTAL - TEEH.....</b>	<b>9</b>
2.1	Características e funcionamento .....	9
2.1.1	Tipo A: de rotação fixa .....	11
2.1.2	Tipo B: de rotação variável com resistência do rotor variável .....	12
2.1.3	Tipo C: de rotação variável com conversor parcial .....	12
2.1.4	Tipo D: de rotação variável com conversor total.....	12
2.1.5	Controle por estol ( <i>stall control</i> ) .....	13
2.1.6	Controle por passo ( <i>pitch control</i> ).....	13
2.1.7	Estol ativo ( <i>active stall</i> ) .....	13
2.2	Aerofólio e aerodinâmica .....	14
2.2.1	Forças aerodinâmicas sobre o aerofólio .....	15
2.2.2	Ângulo de ataque .....	18
2.2.3	Estol .....	19
2.3	Performance da TEEH.....	21
2.3.1	Potencial eólico.....	21
2.3.2	Razão de ponta de pá .....	23
2.3.3	Coefficiente de potência.....	23
2.3.4	Coefficiente de torque .....	25
2.3.5	Coefficiente de empuxo .....	26
2.3.6	Coefficiente de pressão .....	27
2.3.7	Solidez .....	27
2.4	Modelagem de rotores de turbinas eólicas.....	30
2.4.1	Fatores de indução .....	30
2.4.2	Disco Atuador.....	32
2.4.3	Teoria do momento do elemento de pá – BEM.....	34
2.4.4	Modelagem completa do rotor .....	35
<b>3</b>	<b>MODELAGEM MATEMÁTICA E NUMÉRICA .....</b>	<b>37</b>
3.1	Modelagem matemática RANS .....	37
3.2	Modelagem da turbulência .....	39
3.2.1	Modelo $k\varepsilon - RNG$ .....	40
3.2.2	Modelo $k\omega - SST$ .....	41
3.2.3	Modelo <i>Spalart – Allmaras</i> .....	42
3.3	Modelagem numérica .....	43
3.3.1	Discretização espacial - Método dos volumes finitos.....	43
3.3.2	Discretização temporal .....	44
3.3.3	Algoritmo de solução.....	45

3.3.4	Acoplamento velocidade-pressão .....	45
<b>4</b>	<b>O EXPERIMENTO DA TURBINA DA NREL UAE PHASE VI.....</b>	<b>48</b>
4.1	Túnel de vento e seção de testes .....	48
4.2	A turbina .....	50
4.3	Instrumentação.....	52
<b>5</b>	<b>METODOLOGIA COMPUTACIONAL .....</b>	<b>54</b>
5.1	Ambiente Computacional .....	54
5.1.1	Domínio e geometria computacional.....	54
5.1.2	Geração da malha de volumes finitos.....	55
5.2	Condições Iniciais e de Contorno.....	57
5.2.1	Condições de Contorno.....	57
5.2.2	Condições Iniciais.....	59
5.2.3	Tratamento de parede .....	59
5.3	Qualidade da malha .....	61
5.4	Influência de passo de tempo.....	63
<b>6</b>	<b>RESULTADOS .....</b>	<b>64</b>
6.1	Análise do desempenho da turbina eólica.....	65
6.2	Análise qualitativa .....	70
<b>7</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>74</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>77</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Oferta total de energia no mundo em 1973 e 2009. (Fonte: IEA 2011) .....	2
Figura 1.2 – Histórico da oferta interna total de energia. ....	3
Figura 1.3 – Histórico da oferta de energia a partir de fontes renováveis e não renováveis no Brasil. (Fonte: MME 2011) .....	4
Figura 1.4 – Estimativa da oferta total de energia no mundo para 2035. (Fonte: IEA 2011) ....	4
Figura 1.5 – Dados de empuxo e torque variando a velocidade de entrada para alguns códigos de CFD.....	8
Figura 2.1 – Turbina eólica Smith-Puttnam. (Fonte: <a href="http://www.wikipedia.org">www.wikipedia.org</a> ).....	10
Figura 2.2 – Evolução das TEEH. (Fonte: <i>International Energy Agency – IEA</i> ).....	10
Figura 2.3 – Componentes de uma turbina eólica de eixo horizontal. (Fonte: ANEEL, 2012)	11
Figura 2.4 – Seção de um aerofólio mostrando suas partes. (adaptado de Manwell, 2002) ....	14
Figura 2.5 – Escoamento de ar sobre um perfil aerodinâmico. ....	15
Figura 2.6 – Esforços aerodinâmicos (aplicados a $c/4$ da corda do aerofólio). (Adaptado de Ivanell, 2009).....	16
Figura 2.7 – Triângulo de velocidades. ....	18
Figura 2.8 – Ângulo de ataque $\alpha$ . ....	18
Figura 2.9 – Coeficientes de sustentação e empuxo em função do ângulo de ataque. (Adaptado de Manwell, 2002).....	19
Figura 2.10 – Relação pressão $\times$ velocidade no escoamento sobre aerofólio mostrando o surgimento de gradiente adverso de pressão. (Adaptado de Manwell, 2002) .....	20
Figura 2.11 – Efeitos do estol com o aumento do ângulo de ataque. ....	21
Figura 2.12 – Curva de performance $C_p - \lambda$ de uma turbina moderna de três pás. (Fonte: Burton, 2001).....	24
Figura 2.13 – Relação entre coeficiente de potência e coeficiente de empuxo. (Adaptado de Custódio, 2008) .....	27
Figura 2.14 – Influência da solidez e da razão de ponta no coeficiente de potência. (Adaptado de Burton, 2001) .....	28
Figura 2.15 – Influência da solidez e da razão de ponta no coeficiente de torque. (Adaptado de Burton, 2001).....	29
Figura 2.16 – Influência da solidez e da razão de ponta no coeficiente de empuxo. (Adaptado de Burton, 2001).....	29
Figura 2.17 – Fatores de indução. (Adaptado de Carcangiu, 2010) .....	31
Figura 2.18 – Tubo de corrente e variação de parâmetros ao longo do mesmo. (Adaptado de Burton, 2001).....	32
Figura 2.19 – Variação dos coeficientes de potência e de empuxo com o fator de indução. (Adaptado de Manwell, 2002) .....	33
Figura 2.20 – Modelo do método do momento do elemento de pá. (Fonte: Mikkelsen, 2003)	34
Figura 4.1 – Túnel de vento NASA Ames. (fonte: NREL/Google). ....	49
Figura 4.2 – Sensores de velocidade na entrada do túnel (fonte: NREL). ....	49
Figura 4.3 – Turbina na seção de testes do NREL. (Fonte: NREL) .....	50
Figura 4.4 – Perfil aerodinâmico S809. (Fonte: Hand, 2001) .....	51
Figura 4.5 – Ângulo de torção $\times$ envergadura da pá. (Adaptado de Hand, 2001).....	51
Figura 4.6 – Detalhe do <i>hub</i> e do ângulo de cone. (Fonte: Internet).....	52
Figura 4.7 – Dimensões planificadas da pá. (Adaptado de Hand, 2001) .....	52

Figura 4.8 – Sensores de pressão sobre o perfil. (Adaptado de Hand, 2001).....	53
Figura 5.1 – Dimensões do domínio de cálculo. ....	55
Figura 5.2 – Aspecto da malha na superfície do rotor.....	56
Figura 5.3 – Aspecto da malha do domínio de cálculo. ....	57
Figura 5.4 – Condições de contorno.....	58
Figura 5.5 – Domínio fixo e domínio do rotor mostrando as condições de contorno. ....	59
Figura 5.6 – $y^+$ para velocidade de entrada de 7 m/s. ....	60
Figura 5.7 – Variação do coeficiente de empuxo com o número de volumes do domínio. ....	62
Figura 6.1 – Variação do empuxo em relação à velocidade de entrada para ângulo de passo de $0^\circ$ .....	66
Figura 6.2 – Variação do empuxo em relação à velocidade de entrada para ângulo de passo de $3^\circ$ .....	67
Figura 6.3 – Variação do torque com a velocidade de entrada para ângulo de passo de pá de $0^\circ$ .....	68
Figura 6.4 – Variação do torque com a velocidade de entrada para ângulo de passo da pá de $3^\circ$ .....	68
Figura 6.5 – Variação da potência em relação à velocidade de entrada para ângulos de passo de $0^\circ$ e $3^\circ$ . ....	69
Figura 6.6 – Velocidades nas seções $r/R = 30\%$ , $47\%$ , $63\%$ , $85\%$ e $90\%$ . ....	71
Figura 6.7 – Distribuição de pressão nas seções $r/R = 30\%$ , $47\%$ , $63\%$ , $85\%$ e $90\%$ .....	72
Figura 6.8 – Linhas de corrente sobre a região de sucção da pá para velocidades de entrada de 5 m/s, 7 m/s e 9 m/s. ....	72
Figura 6.9 – Linhas de corrente sobre a pá para velocidade de entrada de 7 m/s, a $r/R = 47\%$ . ....	73
Figura 6.10 – Linhas de corrente sobre a pá para velocidade de entrada de 7 m/s, a $r/R = 80\%$ . ....	73

## LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 – Número de volumes e coeficientes de empuxo obtidos.....	62
Tabela 5.2 – Influência do passo de tempo nos dados de saída.....	63
Tabela 6.1 – Casos simulados.....	65
Tabela 6.2 – Comparação entre os modelos de turbulência na sequência 1.....	65
Tabela 6.3 – Empuxo e coeficiente de empuxo para diferentes velocidades de entrada de ar no domínio e ângulo de passo de 0° e 3°.....	70
Tabela 6.4 – Torque e coeficiente de potência para diferentes velocidades de entrada de ar no domínio e ângulos de passo de 0° e 3°.....	70

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
BEM	<i>Blade Element/Momentum Theory</i>
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CDS	<i>Central Differencing Scheme</i>
CFD	<i>Computacional Fluid Dynamics</i>
CFL	Número ou critério de Courant-Friedrich-Levy
CPS	<i>Current Policy Scenarium</i>
CT	Coeficiente de Empuxo
DC	<i>Direct Current</i>
DES	<i>Detached Eddy Simulations</i>
DFC	Dinâmica dos Fluidos Computacional
DFIG	<i>Doubly Fed Induction Generator</i>
EAAE	Associação Européia de Energia Eólica
EDP	Equações Diferenciais Parciais
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
EWEA	<i>European Wind Energy Association</i>
GWEC	<i>Global Wind Energy Council</i>
IEA	<i>International Energy Agency</i>
LES	<i>Large Eddie Simulation</i>
MME	Ministério de Minas e Energias
MVF	Método dos Volumes Finitos
NACA	<i>National Advisory Committee for Aeronautics</i>
NASA	<i>National Aerounautics and Space Administration</i>
NREL	<i>National Renewable Energy Laboratory</i>
N-S	<i>Navier-Stokes</i>
ONU	Organização das Nações Unidas

PS	<i>Policy Scenarium</i>
QUICK	<i>Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics</i>
R&D	<i>Research &amp; Development</i>
RANS	<i>Reynolds-Averaged Navier-Stokes</i>
S-A	<i>Spalart-Allmaras</i>
SIMPLE	<i>Semi Implicit Linked Equations</i>
SIMPLEC	<i>Semi Implicit Linked Equations - Consistent</i>
SST	<i>Shear Stress Transport</i>
TEEH	<i>Turbina Eólica de Eixo Horizontal</i>
tep	<i>Tonelada Equivalente de Petróleo</i>
UAE	<i>Unsteady Aerodynamics Experiment</i>
UDS	<i>Upwind Differencing Scheme</i>

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Símbolos romanos

$a$	Fator de indução axial
$a'$	Fator de indução tangencial
$A$	Área circular do rotor, $[m^2]$
$B$	Número de pás
$c$	Comprimento da corda do perfil aerodinâmico, $[m]$
$C_D$	Coefficiente de arrasto
$C_L$	Coefficiente de sustentação
$C_p$	Coefficiente de potência
$C_{P,BETZ}$	Coefficiente de potência de Betz
$C_T$	Coefficiente de empuxo
$dF_D$	Força de arrasto na pá, $[N]$
$dF_L$	Força de sustentação, $[N]$
$dF_N$	Força de arrasto na torre, $[N]$
$dF_T$	Torque útil, $[Nm]$
$dr$	Raio $[m]$
$D$	Diâmetro do rotor, $[m]$
$f_v$	Função de amortecimento viscoso
$k$	Energia cinética da turbulência, $[m^2/s^2]$
$l$	Escala de comprimento, $[m]$
$n$	Número de rotações
$p$	Pressão, $[Pa]$
$p^*$	Pressão estimada $[Pa]$
$p'$	Pressão corrigida $[Pa]$
$P$	Potência gerada, $[W]$
$P_{BETZ}$	Potência máxima de Betz, $[W]$
$Q$	Torque resultante, $[Nm]$
$r$	Raio relativo, $[m]$

$t$	Tempo, [s]
$u^*$	Componente de velocidade obtida por $p^*$ [m/s]
$U_\infty$	Velocidade de corrente livre axial, [m/s]
$u_i, u_j$	Componentes de velocidade nas direções $i$ e $j$ , [m/s]
$U$	Velocidade local, [m/s]
$U_{rel}$	Velocidade relativa, [m/s]
$\overline{u_i}, \overline{u_j}$	Componentes médias da velocidade, [m/s]
$u'_i, u'_j$	Componentes de perturbação da velocidade, [m/s]
$v$	Velocidade no plano de rotação, [m/s]
$v^*$	Componente de velocidade obtida por $p^*$ [m/s]
$\vec{v}$	Vetor velocidade, [m/s]
$w$	Velocidade resultante para a máxima potência de Betz, [m/s]
$w^*$	Componente de velocidade obtida por $p^*$ [m/s]
$\vec{x}$	Vetor posição, [m]
$x_i, x_j$	Coordenadas nas direções $i$ e $j$ , [m]
$x_{min}$	Menor dimensão da célula, [m]
$y^+$	Distância adimensional à parede
$V$	Volume da célula, [m <sup>3</sup> ]

## Símbolos gregos

$\alpha$	Ângulo de ataque do vento, [ <i>rad</i> ]
$\Gamma_i$	Coefficiente de difusão para uma variável
$\delta_{ij}$	Delta de <i>Kronecker</i>
$\Delta$	Diferença percentual, [%]
$\varepsilon$	Dissipação de tensões turbulentas, [ $m^2/s^3$ ]
$\lambda$	Razão de velocidade de ponta de pá
$\nu$	Viscosidade cinemática, [ $m^2/s$ ]
$\nu_t$	Viscosidade turbulenta, [ $m^2/s$ ]
$\rho$	Massa específica, [ $kg/m^3$ ]
$\tau_{ij}$	Tensor de Reynolds sub-malha
$\phi$	Ângulo relativo do vento, [ <i>rad</i> ]
$\varphi$	Variável escalar genérica

# 1 INTRODUÇÃO

Resíduos nocivos à natureza e ao ser humano, oriundos da produção de energia para aplicações diversas, são despejados todos os dias em quantidades cada vez maiores no meio ambiente. O aumento da demanda energética, advinda do crescimento populacional e do atual sistema econômico, está ocasionando a escassez de recursos naturais; a extinção de algumas espécies de animais; o aumento dos casos de doenças respiratórias e alérgicas; a destruição da camada de ozônio, entre outros fatores já apresentados em estudos da Organização das Nações Unidas (ONU) que revelam a urgência de uma mudança no uso dos recursos naturais. Numa época em que o racionamento de energia elétrica, a economia de água e o já constatado aquecimento global, são assuntos recorrentes, a busca por soluções limpas e renováveis para a geração de energia torna-se imprescindível.

Pesquisas sobre fontes renováveis de geração de energia vêm avançando, fato que se reflete na otimização do uso das fontes de energia limpas existentes (que hoje representam aproximadamente 13%, no mundo). Neste trabalho desenvolve-se um estudo com foco na energia eólica, que produz energia elétrica a partir da energia cinética dos ventos. Estudos sobre conversão de energia do vento estão sendo realizados para ampliar a compreensão do fenômeno e, assim, aperfeiçoar processos de transformação de energia, determinar o emprego de materiais mais adequados para a fabricação dos componentes do aerogerador, dentre outros avanços. As fontes renováveis, especialmente a energia eólica, têm avançado no cenário mundial e brasileiro, conforme apresentado no item 1.1.

## 1.1 Matriz energética mundial e nacional

Os recursos disponíveis para a geração de energia de uma dada região compõem sua matriz energética. As fontes energéticas mais expressivas na matriz mundial são: petróleo e seus derivados, carvão e turfa, nuclear, hidráulica, biocombustíveis e outras fontes renováveis. Em 2011, a IEA (International Energy Agency), divulgou um boletim energético “*Key World Energy Statistics*”, onde constam dados sobre suprimento, transformação e consumo das maiores fontes energéticas. Segundo esse boletim, a energia total fornecida no mundo em 2009 teve um crescimento de 98,82% em relação ao ano de 1973.

A Figura 1.1 apresenta gráficos que comparam o total de energia disponível no mundo nos anos de 1973 e 2009. As fatias do gráfico indicam as fontes energéticas em questão.

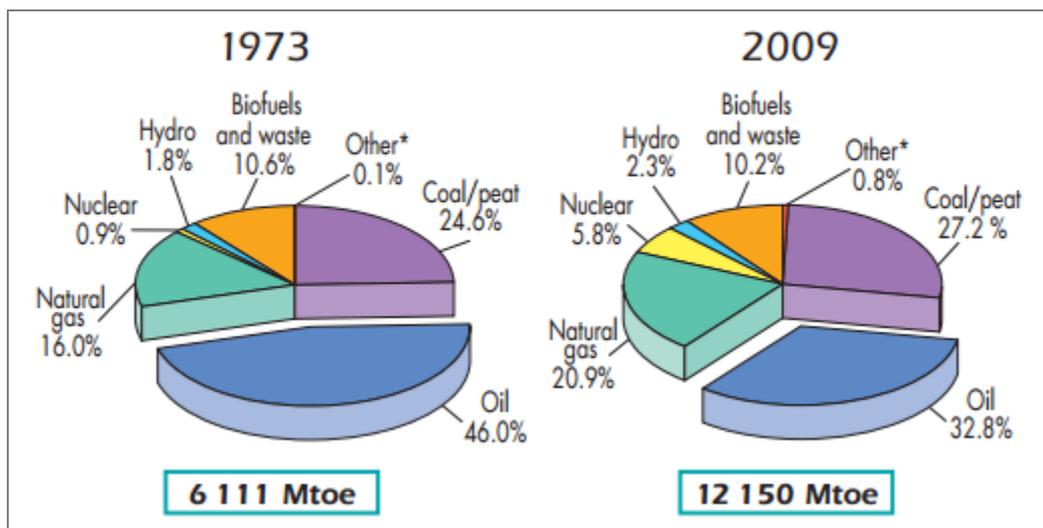


Figura 1.1 – Oferta total de energia no mundo em 1973 e 2009. (Fonte: IEA 2011)

A oferta total de energia é uma medida do que foi produzido mais o que foi importado menos o que foi exportado em determinada região. A unidade de produção de energia apresentada na Figura 1.1 é milhão de tonelada equivalente de petróleo (Mtep/Mtoe) que equivale a  $8.6E-5$  GWh. A fatia denominada “Other” inclui: energia solar, eólica, geotérmica e outras.

Como visto em relação ao quadro de 1973, o petróleo ainda se destaca como fonte dominante, mas apresentou uma queda de aproximadamente 29% no percentual de participação no cenário energético. Já as outras fontes que compõe a matriz não renovável aumentaram sua participação. O carvão e seus derivados tiveram um aumento em torno de 11% e o gás natural, aumento de quase 31% em sua significância. O aumento mais expressivo foi o da parcela da energia nuclear, 540%. Atualmente, segundo esses dados, as fontes não renováveis constituem 87% da matriz energética mundial.

No Brasil, segundo dados do Ministério de Minas e Energias (MME) do Governo Federal (BRASIL, 2008) a matriz energética é compreendida por: biomassa, hidráulica e eletricidade, urânio, carvão mineral, gás natural e petróleo e derivados. O petróleo e seus derivados têm a maior participação no cenário energético brasileiro com cerca de 40%. Gás natural e carvão mineral são, assim como o petróleo, fontes não renováveis, altamente poluentes. No Brasil, as fontes não renováveis representam aproximadamente 54% da matriz energética.

Desde 1970 até 2010, segundo dados do MME, a evolução da oferta interna de energia modificou-se de acordo com o gráfico da Figura 1.2.

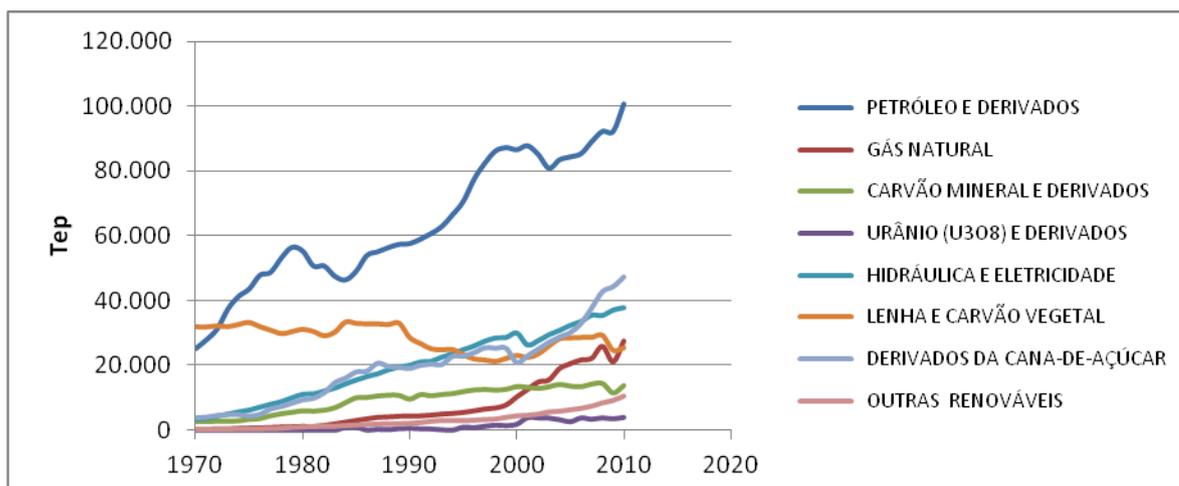


Figura 1.2 – Histórico da oferta interna total de energia.

A unidade de medida adotada é a tep (tonelada equivalente de petróleo). O crescimento do uso de petróleo e seus derivados é expressivo e pronunciado com relação ao das outras fontes e sua produção anual, que chega a cem mil tep, é em torno de 100% maior que a dos derivados da cana-de-açúcar, como o etanol (fonte renovável que também se destaca nesse cenário sendo, hoje, o segundo recurso mais explorado, tendo ultrapassado a fonte hidráulica e eletricidade).

### 1.1.1 Fontes renováveis

A importância do uso de fontes renováveis está ligada à diminuição dos impactos ambientais da conversão de energia no planeta. Em 2009, segundo dados da IEA, foram despejadas 29 bilhões de toneladas de CO<sub>2</sub> na atmosfera, 86% mais emissões que em 1973.

Atualmente o Brasil conta com aproximadamente 47% de fontes energéticas renováveis, ou seja, fontes que se recuperam em curto prazo. Esse número é expressivo quando comparado à matriz mundial que possui aproximadamente 13% de fontes renováveis.

O gráfico da Figura 1.3, gerado a partir dos dados do balanço energético de 2011 – realizado pela EPE (Empresa de Pesquisa Energética) em parceria com o MME – mostra que a disponibilidade de fontes renováveis para geração de energia acompanha o crescimento das não renováveis, conquanto em menor expressão.

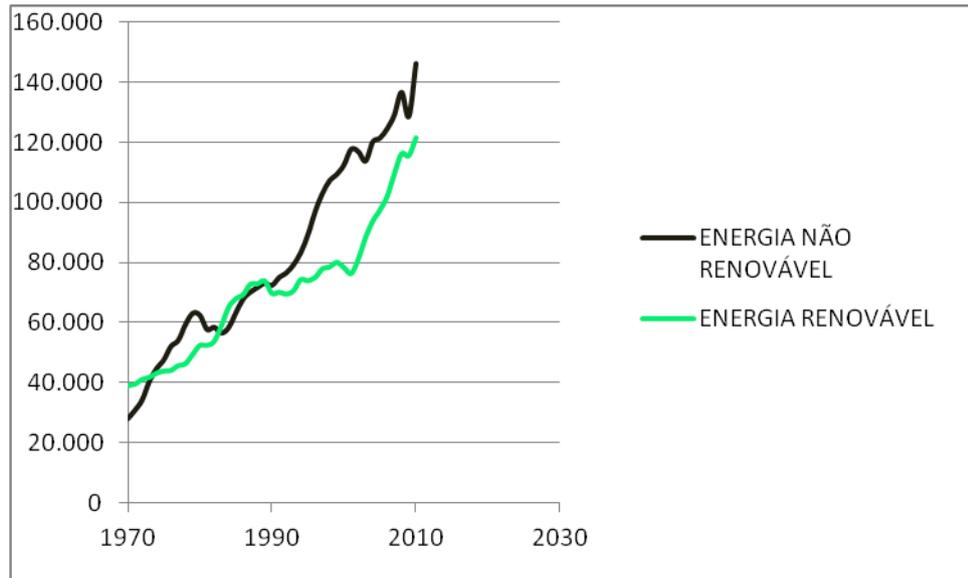


Figura 1.3 – Histórico da oferta de energia a partir de fontes renováveis e não renováveis no Brasil. (Fonte: MME 2011)

Mundialmente as energias renováveis que em 1973 representavam 12,5% da matriz energética, tiveram um aumento pouco expressivo de menos de 1% em sua participação na matriz em relação a 2009. Contudo, nesse cenário, as fontes como solar, eólica e geotérmica, estão 700% mais presentes, como mostram os dados do boletim da IEA (Figura 1.1).

O mesmo boletim faz uma estimativa do cenário energético para o ano de 2035, baseado no cenário político atual (CPS) e no cenário de políticas 450 PS (baseado em um quadro pós-2012 de políticas climáticas para estabilizar a concentração de gases do efeito estufa em 450 ppm de CO<sub>2</sub> equivalente).

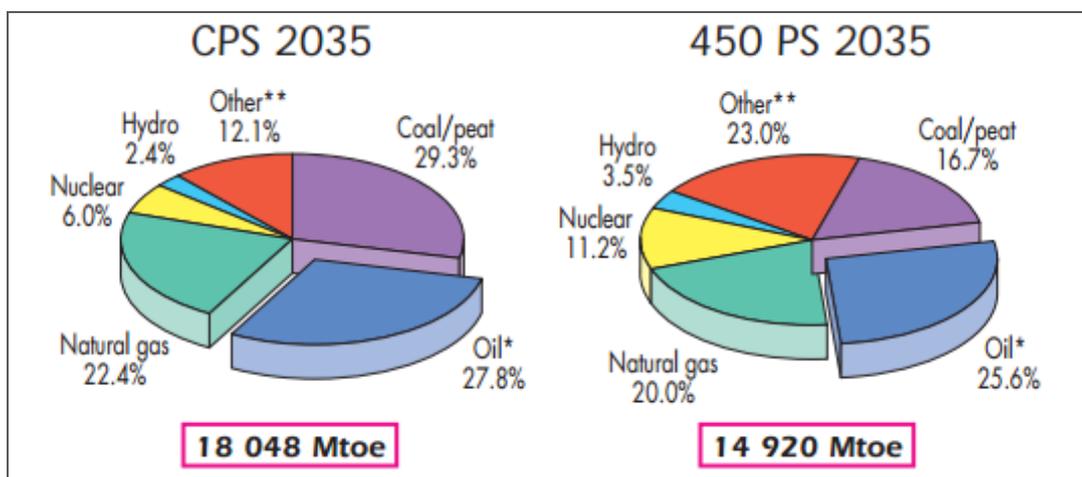


Figura 1.4 – Estimativa da oferta total de energia no mundo para 2035. (Fonte: IEA 2011)

A estimativa, segundo a política corrente, é de que o uso de fontes renováveis seja de 14.4% em 2035. Pela estimativa do cenário baseado em políticas ainda sob consideração, 450 PS, a representatividade dos recursos renováveis quase dobra em relação à primeira, chegando aos 26.5% da matriz. Em 2035, a parcela das renováveis (biomassa, energia solar, energia eólica, energia geotérmica), segundo o 450 PS, terá um crescimento de 110%, em sua participação na matriz energética, em relação a 2009.

## **1.2 Energia eólica**

Em se tratando da energia eólica, segundo dados reunidos pela ANEEL (Agência Nacional de Energia Elétrica), em 1990, a capacidade instalada no mundo era inferior a 2.000 MW. Em 1994, ela subiu para 3.734 MW, em 1998 atingiu os 10.000 MW. No final de 2002 a capacidade total instalada no mundo ultrapassou os 32.000 MW. O mercado tem tido um crescimento substancial nos últimos anos, principalmente na Alemanha, nos EUA, na Dinamarca e na Espanha, países onde a potência cresce mais de 3.000 MW anualmente [BTM, 2000; EWEA; GREENPEACE, 2003].

Esse crescimento levou a EAEE (Associação Europeia de Energia Eólica) a estabelecer novas metas e, assim, passou a indicar que até 2020, a energia eólica poderá suprir 10% da energia elétrica total requerida no mundo. Em alguns países a energia eólica já representa uma parcela considerável da eletricidade produzida chegando a 25 % do parque de energia elétrica em algumas regiões da Europa [GWEC, 2005].

No Brasil, segundo a ANEEL (2012), a capacidade instalada que em 1993 era de 3 MW, hoje chega aos 1.471,2 MW, distribuídos pelas 73 usinas eólicas do país. Órgãos ligados ao governo, pesquisadores e empresas passam a investir no desenvolvimento das tecnologias renováveis no intuito de tornar os processos de produção mais eficientes e, assim, mais econômicos e viáveis.

## **1.3 Mecânica dos Fluidos**

Nesse estudo a ferramenta computacional é utilizada para a modelagem e solução de um caso de escoamento através de uma turbina eólica de eixo horizontal.

Há muitos séculos a humanidade tenta entender o movimento dos fluidos e as forças que originam esse movimento. Historicamente a mecânica dos fluidos estudou o

comportamento desses elementos de maneira experimental antes de modelar matematicamente.

Os homens da antiguidade já aplicavam, intuitivamente, conceitos de dinâmica de fluidos a alguns instrumentos que utilizavam como às suas flechas finas e pontiagudas que contavam até com estabilizadores nas caudas. No Egito antigo havia instrumentos de medida de tempo (clepsidras) que funcionavam pelo escoamento da água; os romanos construíram aquedutos para levar água às cidades; e já no tempo das primeiras embarcações construídas pelo homem, remos e velas eram utilizados.

Avançando no entendimento da física dos fluidos newtonianos, Arquimedes descobriu o empuxo, que descreveu em seu tratado “Sobre os Corpos Flutuantes”, e quase um milênio depois, Da Vinci deduziu as equações de conservação de massa para escoamentos unidimensionais. Além desses, teve importância fundamental nos estudos de hidrodinâmica, Leonard Euler, que em 1750, deduziu as equações diferenciais do movimento para fluidos ideais (incompressíveis e sem viscosidade) e, no século XIX, a descrição matemática do comportamento dos fluidos culminou com o trabalho de Claude Navier (1822), Simeon Poisson (1825) e George Stokes (1845) nas chamadas equações de Navier-Stokes (N-S), além de tantos outros como Bernoulli, Rayleigh, Reynolds e Prandtl.

### 1.3.1 Dinâmica dos fluidos computacional

Apesar do progresso na descrição do comportamento dos fluidos, a solução analítica de problemas de escoamento era somente feita para poucos casos, isso porque as equações de N-S são diferenciais, parciais e não lineares (EDP's) e, a teoria matemática dessa classe de equações não foi desenvolvida plenamente para permitir soluções analíticas em regiões arbitrárias e condições de contorno gerais. Além disso, a turbulência é inerentemente tridimensional e dependente do tempo e, por isso, uma enorme quantidade de informação é necessária para descrever completamente escoamentos turbulentos [Wilcox, 1993]. Assim, os estudos experimentais, tais como os realizados em túneis de vento, tanques de água, etc., progrediram para permitir um entendimento mais prático e realista dos fenômenos em questão. Porém, os problemas envolvendo escoamento tornaram-se tão complexos quanto os avanços tecnológicos o exigem, e a análise experimental nem sempre é factível devido à dificuldade da reprodução de muitos casos em laboratório e aos custos impeditivos envolvidos na montagem dos experimentos.

Em meados dos anos 50, com o desenvolvimento da computação, os métodos numéricos tornaram-se passíveis de serem utilizados, já que o computador conseguia executar os inúmeros cálculos iterativos em curto período de tempo, sendo muitas vezes a única alternativa aos métodos analíticos e experimentais. A partir daí, a solução numérica para problemas de escoamento passou a ser largamente utilizada. A computação avançou e, no âmbito da simulação numérica, softwares foram desenvolvidos criando uma interface didática com o usuário e permitindo a simulação de casos reais através de ferramentas computacionais.

Com o desenvolvimento da DFC (Dinâmica dos Fluidos Computacional) foram viabilizadas as soluções de muitos casos que envolvem escoamentos mais complexos, o que resultou e resulta em melhorias nos projetos. A velocidade de processamento e o tempo de simulação são proporcionais ao poder computacional dos processadores, assim, à medida que esses componentes ficam mais eficientes, mais completo pode ser o tratamento de um determinado problema, tornando os resultados mais confiáveis.

#### **1.4 Motivação e objetivos**

O objetivo desta dissertação é o desenvolvimento de um estudo sobre a utilização da dinâmica dos fluidos computacional para a análise do desempenho aerodinâmico do rotor de uma turbina eólica de eixo horizontal, através da comparação do emprego de diferentes alternativas de modelos de turbulência com os resultados experimentais da NREL *UAE Phase VI* publicados, definindo-se metodologia adequada, limitações e qualidades do método.

A dinâmica dos fluidos computacional é uma ferramenta que permite realizar análises de problemas envolvendo escoamento, com baixos custos econômicos e de tempo. A precisão dos resultados depende de fatores como capacidade de processamento computacional, tempo de simulação e uso de modelos de turbulência adequados. Assim, esse estudo pretende avançar no entendimento da modelagem numérica, através da simulação da turbina eólica de eixo horizontal da NREL *UAE Phase VI*.

O laboratório de energias renováveis norte-americano, NREL, que desenvolve pesquisas na área das energias renováveis, realizou uma campanha de testes no túnel de vento AMES, da agência espacial norte-americana NASA, com o aerogerador em tamanho real. Seus dados são divulgados gratuitamente e, assim, pesquisadores em dinâmica dos fluidos computacional de diversos países têm utilizado esses dados para efeitos de comparação com diversos códigos computacionais a fim de entender e validar os mesmos. Nos estudos

comparativos mencionados, nota-se que os resultados obtidos com diversos códigos testados ainda não têm boa precisão como mostra a Figura 1.5, que apresenta os resultados de empuxo e torque da turbina da *UAE Phase VI* por diversos códigos comparados com os dados experimentais.

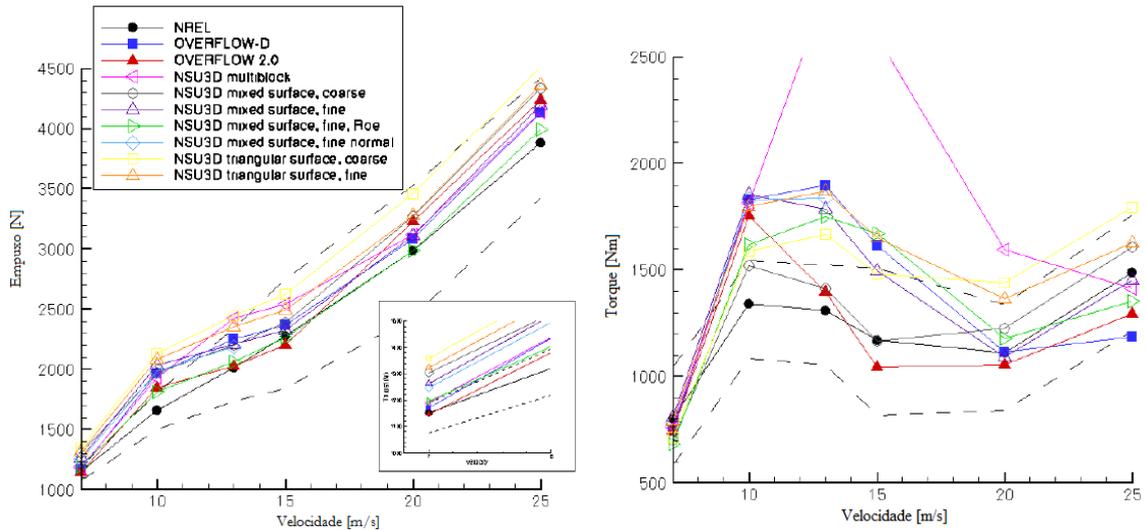


Figura 1.5 – Dados de empuxo e torque variando a velocidade de entrada para alguns códigos de CFD.

(Adaptado de Potsdam, 2009)

O progresso do uso de CFD para solução de problemas de escoamento contribui de maneira geral para o avanço tecnológico da extração de energia dos ventos e para a viabilização da inserção prevista das tecnologias renováveis no cenário energético mundial. Especificamente o objetivo desse trabalho é realizar o modelamento e análise numérica da turbina do NREL com três diferentes modelos de turbulência, através do código comercial ANSYS FLUENT 13.0 e estudar seus desempenhos na avaliação da performance da mesma.

As simulações do presente estudo foram realizadas com o apoio do Centro Nacional de Supercomputação (CESUP) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. O centro disponibilizou quatro processadores do seu cluster, o *Sun Fire* (batizado de *Newton*).

## **2 TURBINAS EÓLICAS DE EIXO HORIZONTAL - TEEH**

A turbina eólica de eixo horizontal é uma máquina de fluxo que converte a energia cinética dos ventos e a transforma em energia útil, na maior parte das aplicações, energia elétrica. Para obter o melhor rendimento nessa transformação é necessário um entendimento sobre o funcionamento da mesma sob o ponto de vista fluido-mecânico. Nesse âmbito, as Seções 2.2 e 2.3 trazem um esclarecimento acerca do assunto.

A discussão acerca da performance da turbina eólica de eixo horizontal culmina na utilização da ferramenta numérica para avaliação de seu desempenho, tratada no Capítulo 3 do presente trabalho. Antes, contudo, é apresentado um breve histórico da evolução dos aerogeradores para entendimento do avanço desse tipo de máquina e, após, são apresentadas as características gerais e o funcionamento dos aerogeradores modernos.

As turbinas eólicas de eixo horizontal são largamente utilizadas no mundo, superando o uso dos outros tipos de turbina existentes. As primeiras turbinas horizontais para geração de eletricidade foram adaptadas dos moinhos de vento no fim do século XIX a partir de um gerador 12 kW DC, construído por Charles Brush nos Estados Unidos, a partir de pesquisas de Poul de La Cor na Dinamarca.

Outra máquina que merece ser mencionada é a turbina de 1250 kW Smith-Putnam construída nos Estados Unidos em meados da década de 30. Essa turbina é considerada uma notável exceção, pois, com um rotor de 53m de diâmetro, foi a maior turbina eólica construída durante 40 anos [Burton et al., 2001].

O tamanho das turbinas eólicas comerciais aumentou drasticamente nos últimos 25 anos, de aproximadamente uma potência nominal de 50kW e um diâmetro de rotor de 10-15 m até as – hoje disponíveis comercialmente – máquinas de 5 a 6 MW com um diâmetro de rotor de mais de 120 m [Carcangiu, 2008]. A Figura 2.2 ilustra essa evolução:

### **2.1 Características e funcionamento**

Nas turbinas eólicas a transformação da energia dos ventos em energia elétrica ocorre diretamente, mas passa antes por outras transformações. O vento que incide em suas pás provoca o desenvolvimento de uma distribuição de forças que resultam em um torque sobre o eixo do rotor, fazendo-o girar [Carcangiu, 2008]. A Figura 2.3 apresenta a representação

esquemática de uma turbina eólica de eixo horizontal moderna com seus principais componentes.



Figura 2.1 – Turbina eólica Smith-Putnam. (Fonte: [www.wikipedia.org](http://www.wikipedia.org))

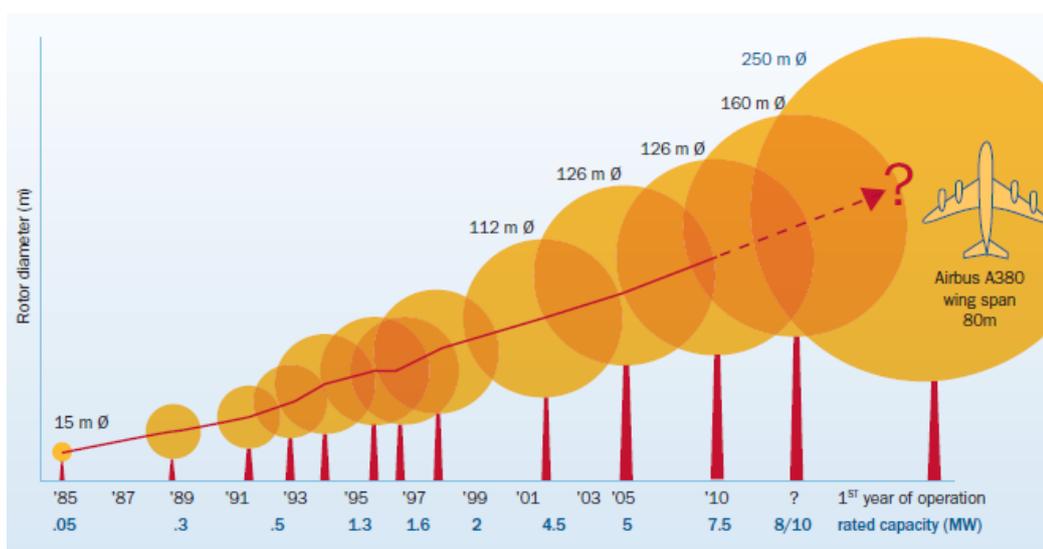


Figura 2.2 – Evolução das TEEH. (Fonte: *International Energy Agency – IEA*)

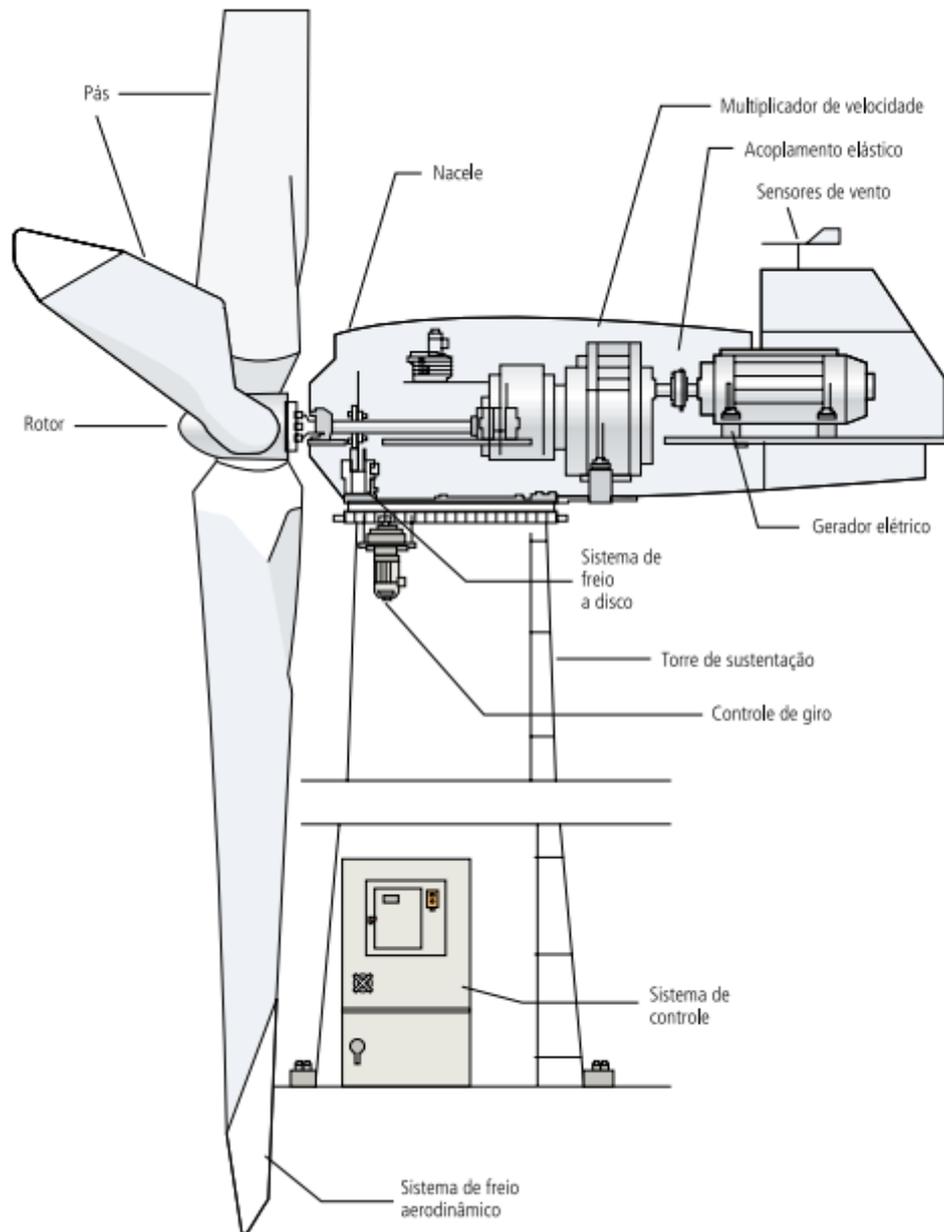


Figura 2.3 – Componentes de uma turbina eólica de eixo horizontal. (Fonte: ANEEL, 2012)

O eixo transmite o torque das pás para o gerador e essa passagem pode ser feita de maneiras diversas. A maneira como é feita essa conexão entre rotor, gerador e rede elétrica, classifica o tipo de turbina segundo o tipo de rotação, descritos a seguir.

### 2.1.1 Tipo A: de rotação fixa

O conceito adotado é o dinamarquês “*Danish concept*” onde uma caixa de engrenagens de três passos conecta o eixo do rotor (lenta) ao eixo do gerador (rápida) que é

ligado diretamente à rede elétrica e resulta numa velocidade fixa de rotação do rotor que só varia com uma mudança na frequência da rede.

#### 2.1.2 Tipo B: de rotação variável com resistência do rotor variável

Mesma configuração do tipo A, contudo o gerador de indução é controlado por uma resistência variável, onde a rotação pode variar em até 10% da rotação síncrona.

#### 2.1.3 Tipo C: de rotação variável com conversor parcial

Neste caso, com controle variável de rotação, o gerador de indução é duplamente alimentado, denominado *doubly-fed* (DFIG), onde o estator é conectado diretamente na rede e o rotor é controlado através de um conversor de potência parcial, além do controle por passo. A rotação varia entre +/- 30% da rotação síncrona.

#### 2.1.4 Tipo D: de rotação variável com conversor total

Este conceito não utiliza multiplicador de velocidades, possui controle por passo e é conectado à rede elétrica através de um conversor total da potência. Utiliza um gerador multipolos do tipo síncrono que pode ser excitado eletricamente ou através de ímãs permanentes, ou pode ser usado gerador de indução do tipo gaiola de esquilo. O controle da rotação é de 0 a 100% da rotação síncrona, contudo apresenta maiores perdas na eletrônica de potência em comparação ao tipo C.

Os sistemas de controle de uma turbina eólica, tanto elétricos/eletrônicos quanto aerodinâmicos, funcionam a fim de se extrair o máximo de energia em função da variação do vento. Os aerogeradores modernos de grande porte possuem rotação e ângulo de passo variável, controlados de acordo com o vento monitorado através de sensores posicionados acima da nacelle.

A velocidade do vento para início de geração (*cut-in*), varia em torno de 3 a 4 m/s, e a medida que a velocidade aumenta, a potência de geração também aumenta, até chegar à potência nominal (para velocidade em torno de 12 m/s), quando há a limitação do excedente. Por medida de segurança, as turbinas eólicas possuem uma velocidade de vento limite de operação (*cut-off*), geralmente 25 m/s, quando o giro do rotor é freado. O sistema de controle

aerodinâmico atua entre a potência nominal e o *cut-off*, agindo de forma a alcançar a máxima eficiência ou controle de potência, após atingir a potência nominal. São três os tipos de controle aerodinâmicos, descritos a seguir.

#### 2.1.5 Controle por estol (*stall control*)

É um sistema passivo de controle de potência de turbinas eólicas que reage à velocidade do vento. As pás são fixas em relação ao seu eixo e são projetadas para funcionar em ângulos de ataque ótimos, de acordo com a velocidade média do local. Para velocidades do vento maiores que a velocidade, ocorre a separação do escoamento ao redor da pá, limitando a força de sustentação. À medida que a velocidade aumenta, a sustentação sobre as pás diminui, devido ao aumento do estol, e as cargas aerodinâmicas adicionais são totalmente dissipadas;

#### 2.1.6 Controle por passo (*pitch control*)

É um sistema de controle ativo que necessita de um sinal do gerador de potência. As pás podem girar em seu próprio eixo através de motores elétricos ou acionamentos hidráulicos, de forma a obter ângulos de ataque adequados de maneira a se alcançar a potência nominal. Após alcançar a potência máxima, o controle permite limitar a carga aerodinâmica através da diminuição do ângulo de ataque e consecutiva perda de sustentação.

#### 2.1.7 Estol ativo (*active stall*)

É sistema híbrido que mistura o controle por estol e por passo. Com o controle de passo, buscam o torque máximo em baixas velocidades de vento. Assim que a potência nominal é alcançada, as pás são torcidas de forma a promover o estol, dissipando a carga aerodinâmica. Em altas velocidades este tipo de controle age de forma oposta ao controle por passo, aumentando o ângulo de ataque.

Além dos controles aerodinâmicos, os aerogeradores possuem um sistema de freios mecânicos que são utilizados em casos de emergência ou quando da manutenção da mesma.

## 2.2 Aerofólio e aerodinâmica

A experiência tem mostrado que os principais aspectos do desempenho da turbina eólica (potência média e cargas médias) são determinados pelas forças aerodinâmicas geradas pelo vento médio [Manwell *et al.*, 2002]. Essas forças são geradas nas pás do rotor eólico.

As pás do rotor são estruturas com formas geométricas específicas projetadas para gerar forças mecânicas devido ao movimento relativo do fluido circundante em torno do mesmo [Manwell *et al.*, 2002], ou seja, esses elementos devem ser desenhados para converter a energia cinética dos ventos em torque no eixo do rotor [Burton *et al.*, 2001].

Assim, as seções transversais de pás das turbinas eólicas têm o formato de perfis aerodinâmicos. A largura e o comprimento desses perfis são projetados em função do desempenho aerodinâmico desejado e da potência máxima desejada e são realizadas segundo considerações sobre os esforços envolvidos. A Figura 2.4 mostra a seção de um aerofólio com suas principais partes e os esforços oriundos do movimento do fluido sobre ele.

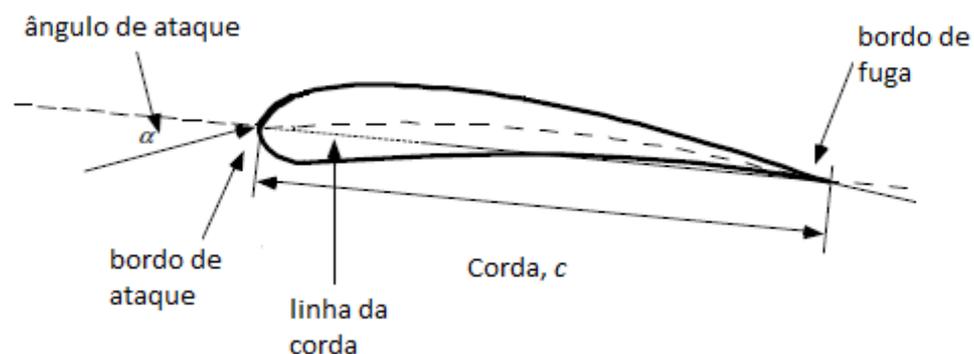


Figura 2.4 – Seção de um aerofólio mostrando suas partes. (adaptado de Manwell, 2002)

Muitos perfis são utilizados em aerofólios de turbinas eólicas. Dentre os mais populares estão os perfis NACA (*National Advisory Committee for Aeronautics*). Parâmetros geométricos como: tamanho da corda, espessura do perfil, formato do bordo de ataque, ângulo do bordo de fuga e outros, têm grande influência no desempenho aerodinâmico do aerofólio, bem como nas forças atuantes sobre o perfil.

### 2.2.1 Forças aerodinâmicas sobre o aerofólio

O escoamento sobre as pás do rotor gera uma distribuição de pressão e forças de atrito que geralmente podem ser resumidas a três esforços principais, que atuam na corda do aerofólio à uma distância de  $c/4$  do bordo de ataque [Manwell *et al.*, 2002; Fox, 2004].

- Força de sustentação: perpendicular à direção do fluxo de ar incidente. É oriunda fundamentalmente da distribuição desigual de pressões nas superfícies superior e inferior do perfil aerodinâmico.
- Força de arrasto: paralela à direção do escoamento incidente. É decorrente tanto das forças de atrito viscoso na superfície do aerofólio como da pressão desigual nas superfícies do bordo de ataque e no bordo de fuga.
- Momento de passo: atua sobre um eixo perpendicular à superfície de sustentação transversal.

As forças de arrasto, sustentação e momento de passo surgem principalmente da diferente distribuição de pressões causada pela incidência dos ventos nos aerofólios. A Figura 2.5 mostra o escoamento do ar sobre uma seção da pá e a Figura 2.6 mostra os esforços aerodinâmicos originados.

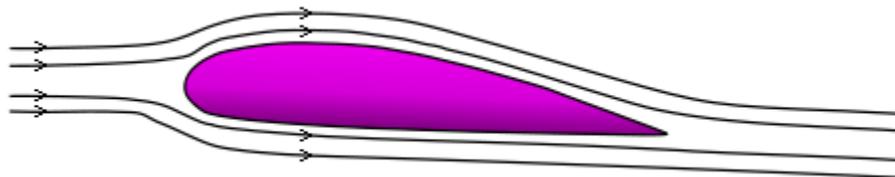


Figura 2.5 – Escoamento de ar sobre um perfil aerodinâmico.

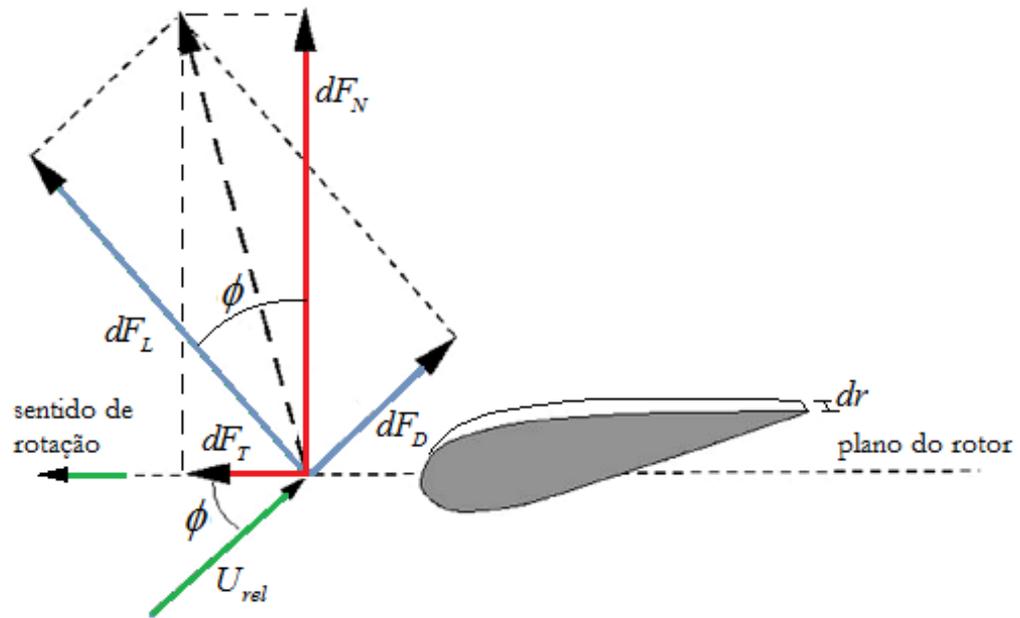


Figura 2.6 – Esforços aerodinâmicos (aplicados a  $c/4$  da corda do aerofólio). (Adaptado de Ivanell, 2009)

As forças aerodinâmicas são geralmente caracterizadas por parâmetros adimensionais. No caso do rotor, esses coeficientes são utilizados em duas dimensões. O coeficiente de sustentação é dado por:

$$C_L = \frac{F_L/l}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 c} = \frac{\text{força de sustentação/comprimento}}{\text{pressão dinâmica/comprimento}} \quad (2.1)$$

onde  $c$  representa o tamanho da corda,  $\rho$ , a densidade do ar e  $l$ , o comprimento característico. O coeficiente de arrasto é descrito como:

$$C_D = \frac{F_D/l}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 c} = \frac{\text{força de arrasto/comprimento}}{\text{pressão dinâmica/comprimento}} \quad (2.2)$$

A partir desses coeficientes é possível determinar a relação das Equações 2.3 a 2.5, como descrito em Ivanell (2009).

$$dF_L = C_L \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 c dr \quad (2.3)$$

$$dF_D = C_D \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 c dr \quad (2.4)$$

Sendo a velocidade relativa,  $U_{rel}$ , dada por:

$$U_{rel} = \frac{U_{\infty}(1-a)}{\sin \phi} \quad (2.5)$$

onde  $a$  é o fator de indução abordado na seção 2.4.1.

Conforme apresentado na Figura 2.6, essas forças podem ser decompostas em uma força perpendicular ao plano de rotação e numa força paralela ao plano. A força normal resulta da decomposição da força de sustentação e de arrasto na direção normal ao plano rotacional Equação 2.6 e a força tangencial é oriunda da decomposição do arrasto e da sustentação em uma direção paralela ao plano. Essas forças podem ser expressas por:

$$dF_N = dF_L \cos \phi + dF_D \sin \phi \quad (2.6)$$

$$dF_T = dF_L \sin \phi - dF_D \cos \phi \quad (2.7)$$

Suas aplicações unidirecionais, são um facilitador na análise da performance da turbina. A integral da força normal sobre o rotor resulta no empuxo e a integral sobre a força tangencial, aplicado ao raio, é o torque. A força total será a soma das forças em todas as seções de uma pá, multiplicada pelo número total de pás,  $B$  [Ivanell, S., 2009; Burton *et al.*, 2001].

Para uma seção, em dado raio  $r$ , a força normal que conduzirá à força de empuxo será:

$$dT = B \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) c dr \quad (2.8)$$

O torque,  $Q$ , num determinado raio  $r$ , oriundo da resultante das forças sobre as pás do rotor, será:

$$dQ = BrdF_T = B \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) c r dr \quad (2.9)$$

Os outros esforços (arrasto e sustentação) são funções do ângulo de ataque [Spera, 2009], dessa forma, podem variar suas direções de aplicação de acordo com a velocidade relativa.

### 2.2.2 Ângulo de ataque

Devido ao giro do rotor, a velocidade que incide nas pás é uma resultante da velocidade de corrente livre,  $U_\infty$ , e da velocidade de rotação em função do raio,  $\Omega r$ . A Figura 2.7 mostra o triângulo de velocidades.

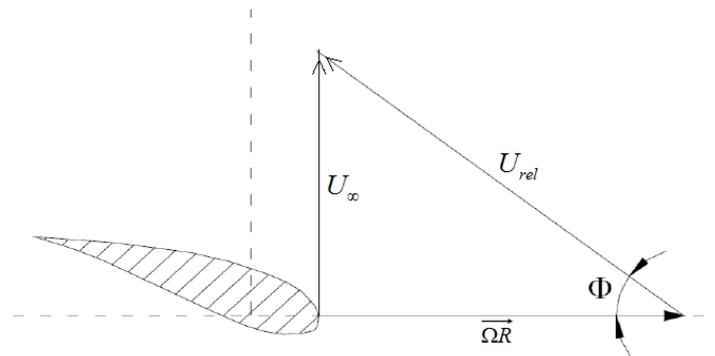


Figura 2.7 – Triângulo de velocidades.

O ângulo de ataque,  $\alpha$ , é definido como o ângulo entre a corda do aerofólio e a velocidade relativa  $U_{rel}$ , como mostra Figura 2.8.

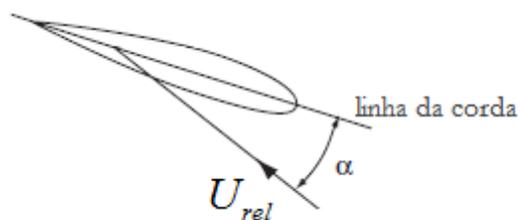


Figura 2.8 – Ângulo de ataque  $\alpha$ .

Os coeficientes de sustentação e arrasto são, também, funções do ângulo de ataque. Para perfis aerodinâmicos simétricos, ângulos de ataque altos geram uma grande força de

arrasto e baixa sustentação. À medida que o ângulo de ataque diminui, a sustentação aumenta e o arrasto decresce. Há, portanto, uma correlação entre a sustentação e o arrasto.

Deve-se ressaltar que, apesar dessa correlação apresentar valores mais próximos à realidade para ângulos de ataque baixos, existem diferenças significativas entre a operação de um aerofólio real e o desempenho teórico para ângulos maiores de ataque. As diferenças se devem principalmente à hipótese, na estimativa teórica do coeficiente de sustentação, que o ar é invíscido. Como mencionado, a fricção da superfície devido à viscosidade diminui a velocidade do escoamento próximo à parede do perfil aerodinâmico, podendo resultar na sua separação da superfície, quando em ângulos de ataque acentuados, e numa queda abrupta na sustentação [Manwell *et al.*, 2002].

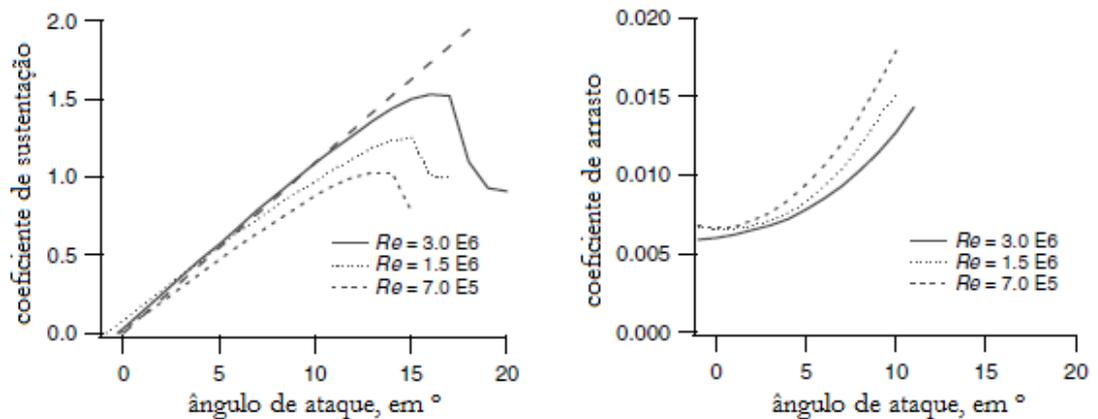


Figura 2.9 – Coeficientes de sustentação e empuxo em função do ângulo de ataque. (Adaptado de Manwell, 2002)

Na Figura 2.9, no gráfico à esquerda podemos observar que para ângulos de ataque acentuados há uma queda no valor do coeficiente de sustentação. Esse fenômeno que ocasiona perda da força de sustentação no aerofólio é conhecido como estol aerodinâmico e é tratado a seguir.

### 2.2.3 Estol

O estol aerodinâmico é caracterizado pela perda da força de sustentação no aerofólio. O fluxo de ar é forçado a ir de uma zona de pressão muito baixa (pico de sucção) para uma região de alta pressão, no bordo de fuga, surge um gradiente adverso de pressão. Quando a quantidade de movimento do fluido não é suficiente para vencer o gradiente adverso, as

partículas do fluido começam a se descolar da superfície do aerofólio ocasionando uma zona turbulenta de baixa pressão que aumenta o arrasto e diminui a sustentação. A Figura 2.9 mostra a relação da pressão e da velocidade no escoamento sobre o perfil evidenciando o surgimento do gradiente adverso de pressão.

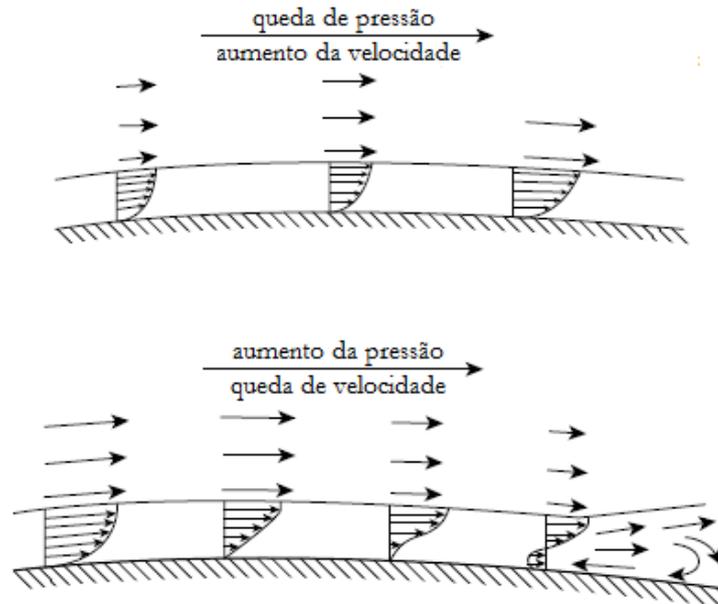


Figura 2.10 – Relação pressão  $\times$  velocidade no escoamento sobre aerofólio mostrando o surgimento de gradiente adverso de pressão. (Adaptado de Manwell, 2002)

Com o aumento do ângulo de ataque essa zona de recirculação, ou de descolamento, avança sobre o dorso do aerofólio até o bordo de ataque ocasionando a perda total de sustentação, Figura 2.10.

No primeiro perfil mostrado na Figura 2.11, o escoamento é aderente à pá (o ponto de separação está junto do bordo de fuga) e, portanto, a força de sustentação aerodinâmica da pá é maior, assim, há maior transferência da potência do vento [Custódio, 2007]. Com o aumento do ângulo de ataque há um deslocamento do ponto de separação da camada limite devido à presença do gradiente adverso de pressões. À medida que esse ponto se aproxima do bordo de ataque há um descolamento completo da camada limite da superfície da pá. Nessa região não haverá sustentação aerodinâmica [Custódio, 2007]. Quando há somente escoamento descolado (último perfil mostrado na Figura 2.11) na superfície da pá a força de sustentação é nula e não há transferência de potência.

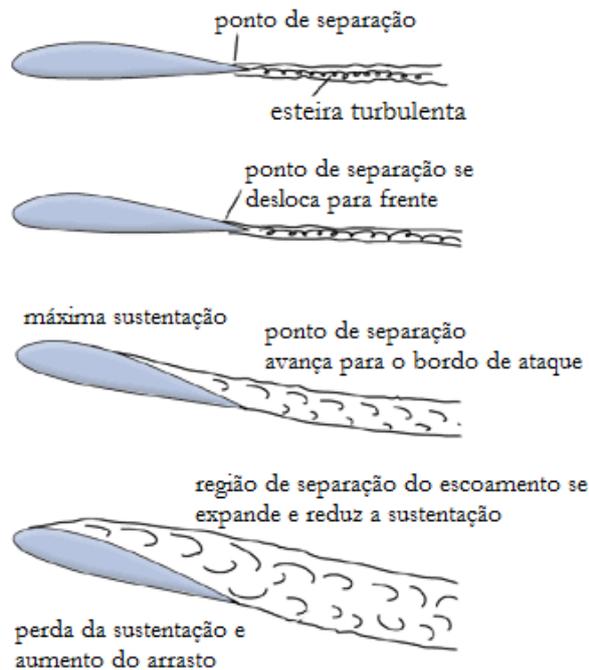


Figura 2.11 – Efeitos do estol com o aumento do ângulo de ataque.

## 2.3 Performance da TEEH

Segundo Burton et. al. (2001), três fatores são determinantes na performance do rotor, caracterizados pela maneira como eles variam com a velocidade do vento incidente. São estes: potência, torque e empuxo.

De maneira geral a potência diz da quantidade de energia disponível nos ventos passível de ser capturada pelo rotor; o torque desenvolvido determina o tamanho da caixa de engrenagens que será acoplada ao gerador elétrico e movida pelo rotor; o empuxo é importante para a definição estrutural da torre do aerogerador [Burton *et al.*, 2001]. Antes de abordar o potencial da turbina importa saber sobre o potencial disponibilizado pelos ventos.

### 2.3.1 Potencial eólico

A potência dos ventos pode ser entendida como a energia cinética  $E$  da massa de ar  $m$  passando através de uma determinada área  $A$  em um dado período de tempo [Gasch e Twele, 2002].

$$E = \frac{1}{2} m U_{\infty}^2 \quad (2.10)$$

Essa vazão mássica  $\dot{m}$  através da área do rotor é dada por:

$$\dot{m} = \rho A \frac{dx}{dt} = \rho A U_{\infty} \quad (2.11)$$

Considerando que potência é energia por unidade de tempo, temos:

$$P = \frac{E}{t} = \frac{1}{2} \dot{m} U_{\infty}^2 \quad (2.12)$$

Substituindo a vazão mássica, a potência disponível desse vento fica:

$$P = \frac{1}{2} \rho A U_{\infty}^3 \quad (2.13)$$

sendo:

$P$  = potência disponibilizada pelo vento [W];

$\rho$  = massa específica do ar [kg/m<sup>3</sup>];

$A$  = área da seção transversal [m<sup>2</sup>];

$U_{\infty}$  = velocidade do vento [m/s].

Da conversão de energia cinética em energia mecânica, resulta uma diminuição da velocidade dos ventos à jusante do rotor. Não é possível converter toda a energia cinética em energia mecânica, pois isso causaria uma redução acentuada na velocidade do vento à jusante do rotor, a ponto de criar uma barreira à massa de ar incidente, que então passaria a contornar o rotor [Ludwig, 2011].

Assim, a potência máxima que pode ser extraída por uma turbina eólica é atingida quando a velocidade do vento na saída do rotor é aproximadamente 1/3 da velocidade do vento incidente [Gasch e Twele, 2002; Custódio, 2009]. Esta condição é conhecida como Limite de Betz e seu valor teórico é de 16/27 da potência disponível.

Com essa condição, a potência máxima que pode ser extraída do vento é:

$$P_{betz} = \frac{16}{27} \left( \frac{1}{2} \rho A U_{\infty}^3 \right) \quad (2.14)$$

### 2.3.2 Razão de ponta de pá

Os coeficientes adimensionais geralmente podem ser expressos como função da razão de ponta de pá [Manwell *et al.*, 2002], que é um importante fator na medição da performance de uma turbina eólica [Zahle e Sorensen, 2007]. Esse número adimensional é expresso como a razão entre a velocidade tangencial da ponta das pás do rotor e a velocidade do vento:

$$\lambda = \frac{\Omega R}{U_{\infty}} \quad (2.15)$$

onde:

$\lambda$  = razão de ponta de pá;

$\Omega$  = velocidade angular do rotor [rad/s];

$R$  = raio do rotor [m];

$U_{\infty}$  = velocidade não perturbada dos ventos [m/s].

Este fator diz das condições de operação de uma turbina e, para turbinas modernas, segundo Zahle (2007), o valor típico da razão de ponta de pá é de 6 a 8. A velocidade angular é dada por:

$$\Omega = \frac{2\pi n}{60} \quad (2.16)$$

onde  $n$  é rotação do rotor em [rpm].

### 2.3.3 Coeficiente de potência

O coeficiente adimensional de potência representa a fração do potencial eólico que é extraído pelo rotor:

$$C_p = \frac{P}{\frac{1}{2} \rho A U_\infty^3} \quad (2.17)$$

Onde  $P$  é a potência extraída pelo rotor eólico.

Como esclarecido, a máxima potência suscetível de ser extraída pela máquina é  $16/27$  da potência total e o coeficiente de potência, devido ao limite de Betz é:

$$C_{p,\max} = \frac{16}{27} = 0.5926 \quad (2.18)$$

O método usual de apresentar a performance potencial de uma turbina eólica é a curva adimensional  $C_p - \lambda$  [Burton *et al.*, 2001]. A Figura 2.12 representa a curva de performance para uma turbina moderna de 3 pás.

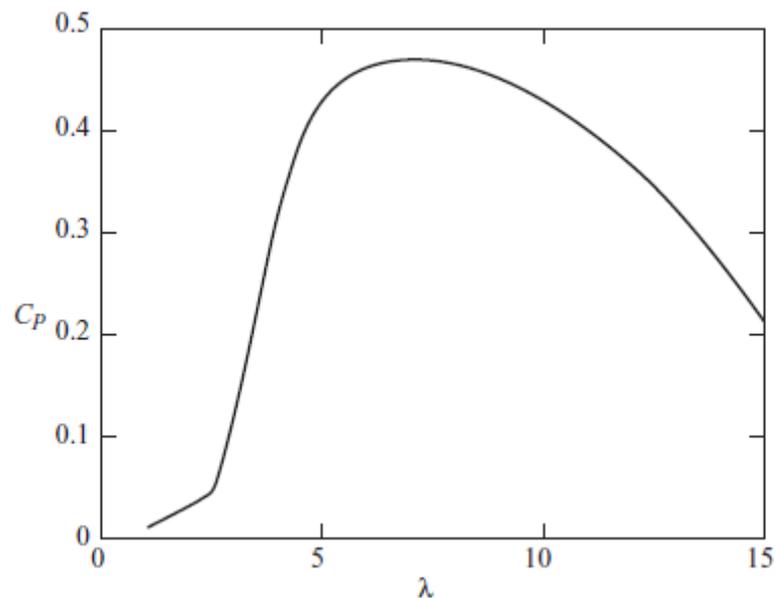


Figura 2.12 – Curva de performance  $C_p - \lambda$  de uma turbina moderna de três pás. (Fonte: Burton, 2001)

A variação do coeficiente de potência observada (em relação à  $\lambda$ ) deve-se ao fato das pás do rotor da turbina alterarem suas eficiências aerodinâmicas em função da velocidade dos ventos incidentes [Custódio, 2007]. Analisando esse e outros gráficos do tipo, nota-se que o

ponto onde ocorre o máximo desempenho da turbina fica abaixo do limite de Betz ( $C_p = 0,59$ ). Segundo Manwell *et al.*, (2002), na prática, três efeitos levam a essa diminuição na potência máxima alcançável:

- . a rotação da esteira à jusante do rotor;
- . o número finito de pás no rotor e os efeitos de ponta;
- . arrasto aerodinâmico diferente de zero.

O arrasto não é nulo, desde que o atrito é uma força atuante, não nula, que tenta impedir o avanço dos aerofólios. A rotação da esteira gera uma força contrária ao giro do rotor que freia seu movimento. O número de pás representa a solidez da turbina e será tratado a seguir.

A perda acentuada de potência que ocorre com o aumento da razão de ponta é devida ao supracitado fenômeno conhecido por estol, no qual as pás perdem sua sustentação.

#### 2.3.4 Coeficiente de torque

Segundo Manwell *et al* (2002), o torque médio,  $Q$ , é a razão da potência pela velocidade de rotação. Para o rotor ideal, é dado por:

$$Q = \frac{P}{\Omega} \quad (2.19)$$

$$Q = \frac{1}{\Omega} \frac{16}{27} \frac{1}{2} \rho \pi R^2 U_\infty^3 = \frac{8}{27} \rho \pi R^2 \frac{U_\infty^3}{\Omega} \quad (2.20)$$

O torque geralmente é expresso em termo de coeficiente de torque  $C_Q$ , como:

$$Q = C_Q \frac{1}{2} \rho \pi R^2 U_\infty^2 \quad (2.21)$$

O coeficiente de torque diz sobre o percentual da quantidade de vento – disponibilizada pela massa de ar incidente, não perturbada – que é transmitido ao rotor como

uma força de torque no eixo [Hau, 2006]. O coeficiente de torque pode ser obtido dividindo-se o coeficiente de potência  $C_p$  pela razão de ponta de pá  $\lambda$ :

$$C_Q = \frac{C_p}{\lambda} \quad (2.22)$$

Assim podemos determinar o coeficiente de potência, a partir do torque. O principal uso da curva de  $C_Q - \lambda$  é a avaliação de torque quando o rotor está ligado à caixa de engrenagens do gerador [Burton *et al.*, 2001].

### 2.3.5 Coeficiente de empuxo

O empuxo,  $T$ , age sobre o rotor eólico exercendo uma força normal ao plano do rotor e de igual sentido ao de incidência dos ventos. É aplicado diretamente na torre que sustenta o conjunto do rotor e, por isso, tem grande influência no projeto estrutural da mesma [Burton *et al.*, 2001]. Pode ser expresso pelo coeficiente de empuxo (*thrust*),  $C_T$ , como:

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2} \rho \pi R^2 U_\infty^2} \quad (2.23)$$

O coeficiente de empuxo pode ser definido como o empuxo integral que atua sobre o rotor. Custódio (2007) relaciona o coeficiente de empuxo com o coeficiente de potência, através da expressão:

$$C_p = \frac{1}{2} C_T (1 + \sqrt{1 - C_T}) \quad (2.24)$$

Essa expressão surge a partir dos coeficientes de potência e empuxo escritos em função do fator de indução  $a$  que será abordado na seção 2.4.1 do presente trabalho. Essa relação pode ser mais bem visualizada na Figura 2.13.

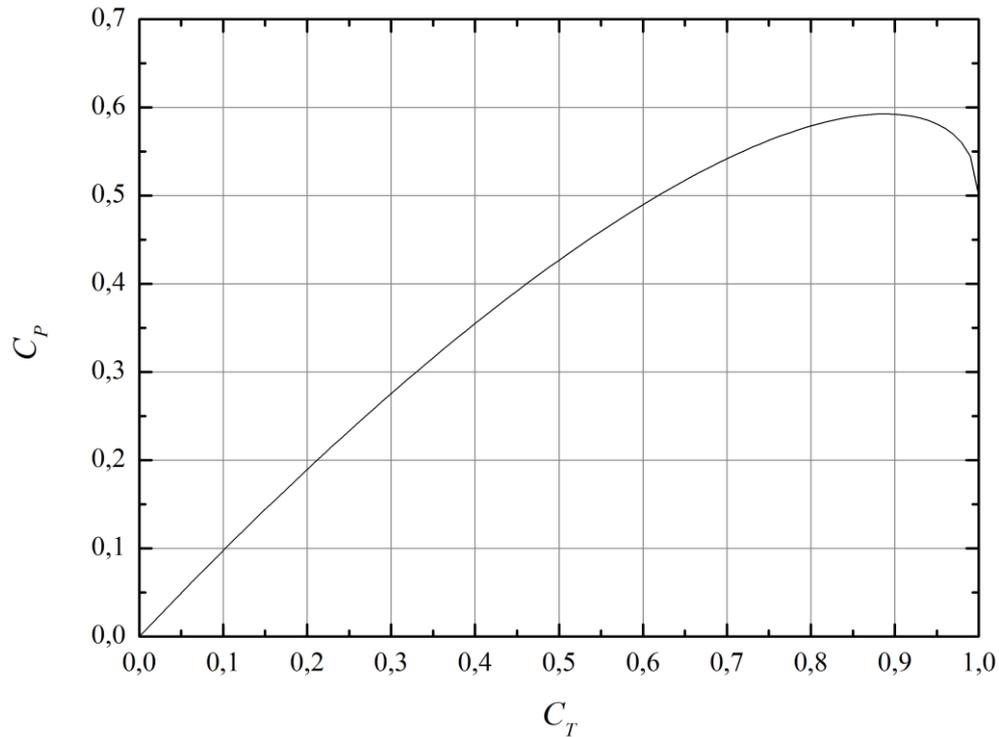


Figura 2.13 – Relação entre coeficiente de potência e coeficiente de empuxo. (Adaptado de Custódio, 2008)

### 2.3.6 Coeficiente de pressão

Outro coeficiente adimensional, também importante na análise da performance e no *design* da turbina eólica, além do coeficiente de potência e de empuxo, é o coeficiente de pressão [Manwell *et al.*, 2002], dado por:

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^2} = \frac{\text{Pressão estática}}{\text{Pressão dinâmica}} \quad (2.25)$$

### 2.3.7 Solidez

Quesito igualmente relevante no entendimento da performance dos aerogeradores é a solidez,  $\sigma$ , definida por [Manwell *et al.*, 2002] como a razão entre a área planiforme das pás e a área total varrida:

$$\sigma = \frac{\text{Área total das pás}}{\text{Área do disco}} \quad (2.26)$$

Assim, o número de pás contido no rotor (com relação às suas áreas) afeta diretamente o desempenho da turbina. A Figura 2.14 mostra que uma solidez baixa produz baixos valores de  $C_p$ , apesar de manter valores próximos ao máximo para uma ampla gama de valores de razão de ponta. O  $C_p$  máximo é baixo, pois as perdas de arrasto são elevadas [Burton *et al.*, 2001] (perdas de arrasto são mais ou menos proporcionais ao cubo da razão de ponta, como será visto adiante).

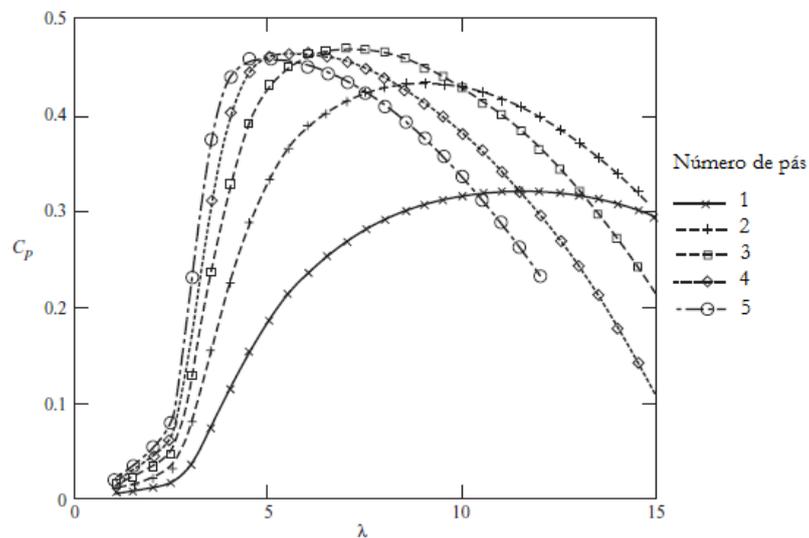


Figura 2.14 – Influência da solidez e da razão de ponta no coeficiente de potência. (Adaptado de Burton, 2001)

Alta solidez produz uma curva de desempenho estreita com um pico agudo, tornando a turbina muito sensível a alterações na razão de ponta. O valor máximo de  $C_p$  é relativamente baixo para solidez muito alta. Essa redução no  $C_p$  máximo é causada por perdas devido ao estol da pá (o fenômeno do estol será tratado adequadamente a seguir).

De acordo com o mesmo gráfico, uma solidez ótima parece ser conseguida com três pás. Uma configuração com duas pás pode ser uma alternativa aceitável, pois apesar do  $C_p$  máximo ser ligeiramente inferior, mostra uma propagação do pico mais larga o que pode resultar em uma maior captura de energia [Burton *et al.*, 2001].

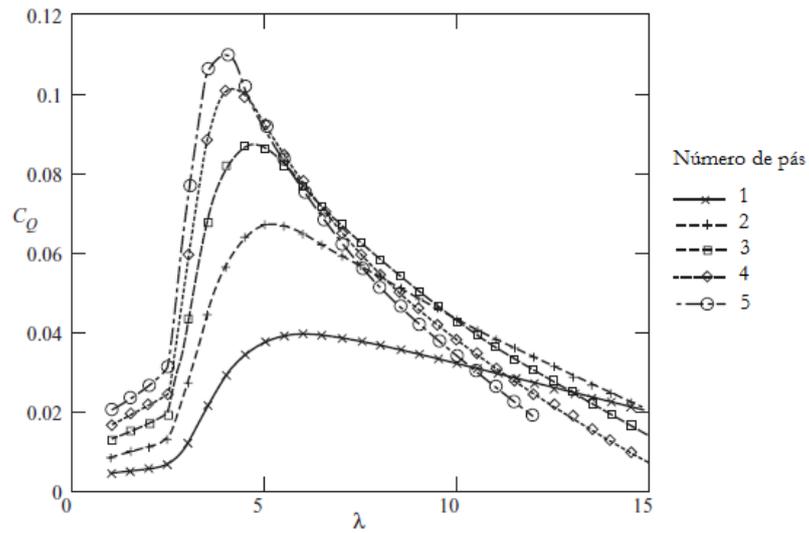


Figura 2.15 – Influência da solidez e da razão de ponta no coeficiente de torque. (Adaptado de Burton, 2001)

Pode-se notar também que o pico de máximo torque, para qualquer configuração, ocorre antes do pico de potência. Na Figura 2.15 vemos a influência da solidez no coeficiente de empuxo, pela variação da razão de ponta de pá. O gráfico evidencia um aumento do empuxo sobre a turbina com o aumento da solidez.

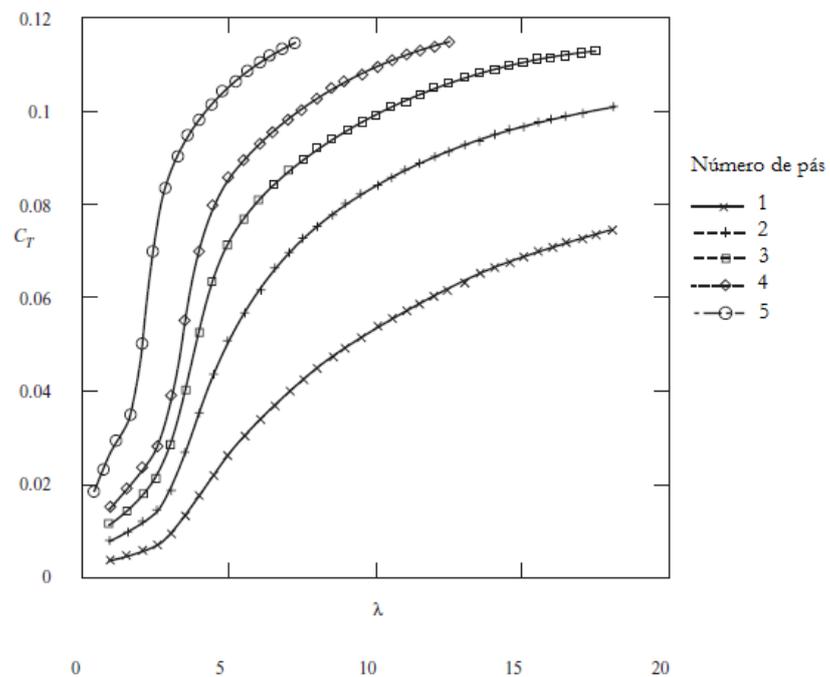


Figura 2.16 – Influência da solidez e da razão de ponta no coeficiente de empuxo. (Adaptado de Burton, 2001)

Para avaliar a performance de uma turbina eólica é necessário compreender as forças envolvidas no processo. Por conveniência, nesse intento, alguns métodos foram desenvolvidos para contemplar de maneira simplificada as forças envolvidas na interação do vento com o rotor eólico sem a necessidade de levar em conta o design do aerofólio que, pela complexidade dos formatos (com diferentes perfis aerodinâmicos, tamanhos de seção e ângulos de ataque) e da contabilização das forças envolvidas, elevaria acentuadamente o esforço analítico para averiguação do desempenho geral da turbina. Assim, uma das teorias mais antigas (ainda utilizada), criada por Rankine (1865) e W. Froude (1889) e atribuída a Betz (1926), torna possível analisar o comportamento aerodinâmico das turbinas sem a necessidade da modelagem completa do rotor, apenas considerando o processo de extração de energia [Burton *et al.*]. Além da avaliação do desempenho da turbina, esses modelos são principalmente aplicados para avaliação da esteira de ventos formada à jusante do rotor eólico.

## 2.4 Modelagem de rotores de turbinas eólicas

Todos os modelos existentes para prever o desempenho do rotor eólico e os esforços sobre ele são ainda baseados no método do Momento do Elemento de Pá (*BEM – Blade Element Moment*) [Ivanell, 2009]. Esses métodos dependem da entrada de dados empíricos que não estão sempre disponíveis e não têm grande precisão.

Dentre os modelos existentes, somente os métodos discutidos anteriormente serão abordados. O primeiro por ser o método pioneiro na análise da performance de turbinas eólicas e o segundo por ser amplamente utilizado. Após, a metodologia empregada neste trabalho, será discutida.

### 2.4.1 Fatores de indução

O vento incidente é afetado pelas pás da turbina à medida que se aproxima do rotor [Hansen, *et al.*, 1997]. A velocidade relativa, vista pela pá,  $U_{rel}$ , que foi ilustrada na Figura 2.6, pode ser decomposta em uma componente axial e tangencial, introduzindo-se os fatores de indução  $a$  e  $a'$  [Carcangiu, 2008].

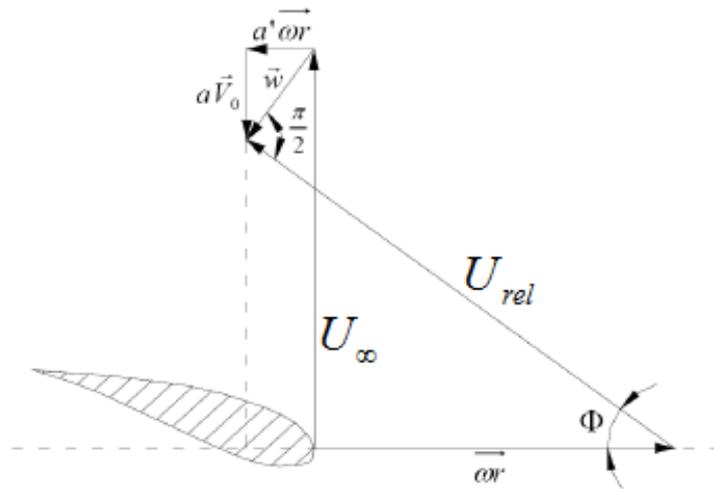


Figura 2.17 – Fatores de indução. (Adaptado de Carcangiu, 2010)

Ao atravessar o rotor, a velocidade da massa de ar é reduzida e passa a ser menor que a da corrente livre. A taxa dessa redução é o fator de indução,  $a$ , escrito como:

$$a = \frac{U_\infty - U_{rel}}{U_\infty} \quad (2.27)$$

Onde  $U_\infty$  é a velocidade da corrente livre e  $U$ , a velocidade da massa de ar no plano do rotor. A velocidade aparente efetiva vista pelas pás pode ser decomposta em uma componente axial,  $U_a$ , e outra tangencial,  $U_t$ , introduzindo-se os fatores de indução. Assim, temos as seguintes relações:

$$U_a = (1-a)U_\infty \quad (2.28)$$

$$U_t = (1-a')\Omega r \quad (2.29)$$

Onde  $a'$  é o fator de interferência azimutal e o ângulo de escoamento,  $\phi$ , é definido como o ângulo entre o plano do rotor e a velocidade relativa. Esses fatores são utilizados pelos métodos aerodinâmicos que serão tratados a seguir.

### 2.4.2 Disco Atuador

O modelo de disco atuador é provavelmente a mais antiga ferramenta analítica para avaliar o desempenho do rotor e é baseado no princípio da conservação de massa, momentum e energia. Neste modelo, criado por Rankine (1865) e W. Froude (1889), o rotor é representado por um disco permeável que permite que o escoamento o atravessasse ao mesmo tempo em que está sujeito à influência das forças de superfície [Carcangiu, 2008].

Esse modelo simples é baseado na teoria do momento linear desenvolvida há cerca de cem anos para prever a performance de propulsores de navios [Manwell *et al.*, 2002].

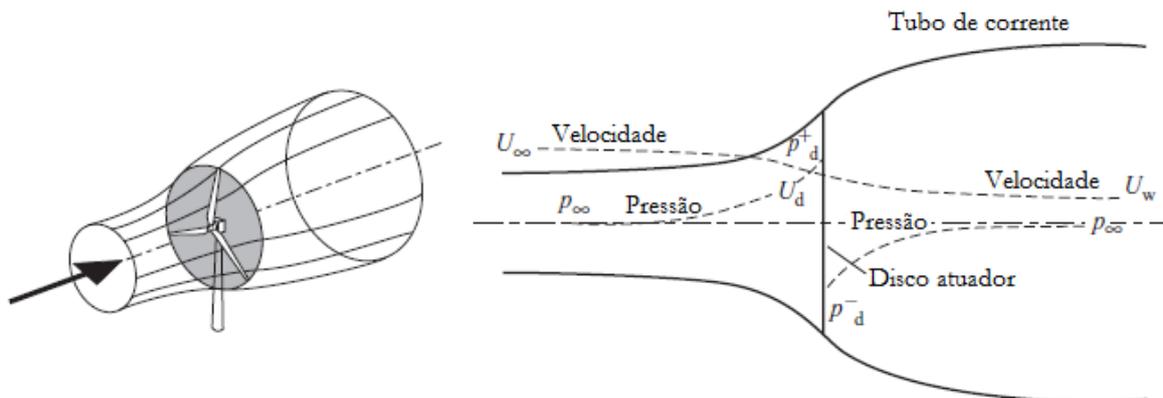


Figura 2.18 – Tubo de corrente e variação de parâmetros ao longo do mesmo. (Adaptado de Burton, 2001)

Ao passar pelo disco a massa de ar cria uma descontinuidade de pressão. A superfície do tubo de corrente e as seções de entrada e saída de ar delimitam o volume de controle. A distribuição de forças no disco atuador altera as velocidades através do disco e ao redor do mesmo [Mikkelsen, 2003].

O modelo atua como um dispositivo de arrasto, freando a velocidade da massa de ar incidente e ocasionando uma expansão no tubo de corrente [Hansen, 2008]. Essa expansão decorre da conservação da vazão mássica:

$$\dot{m} = \rho A_{\infty} U_{\infty} = \rho A_w U_w \quad (2.30)$$

Sendo  $A_w$  e  $U_w$ , respectivamente a área do tubo e a velocidade do escoamento à jusante do rotor. A partir desse modelo, aplicando-se a conservação do momentum linear e a

equação de Bernoulli a um volume de controle contendo todo o sistema, podemos obter as equações para empuxo no rotor e potência extraída, em função do fator de indução:

$$T = \frac{1}{2} \rho A U_{\infty}^2 [4a(1-a)] \quad (2.31)$$

$$P = \frac{1}{2} \rho A U_{\infty}^3 4a(1-a)^2 \quad (2.32)$$

Essas forças podem ser caracterizadas pelos seus coeficientes adimensionais. Temos, assim:

$$C_T = 4a(1-a) \quad (2.33)$$

$$C_p = 4a(1-a)^2 \quad (2.34)$$

Da equação (2.33) é concebido o limite máximo para  $C_p$ , já referido. Um problema surge para valores de fator de indução maiores que 0,5 (linhas tracejadas do gráfico), pois a velocidade da esteira é nula ou negativa. Nessas condições a teoria do momentum já não se aplica e uma modificação empírica deve ser feita [Burton *et al.*, 2001].

Abaixo a Figura 2.19 mostra a variação de  $C_p$  e  $C_T$  com o fator de indução  $a$ :

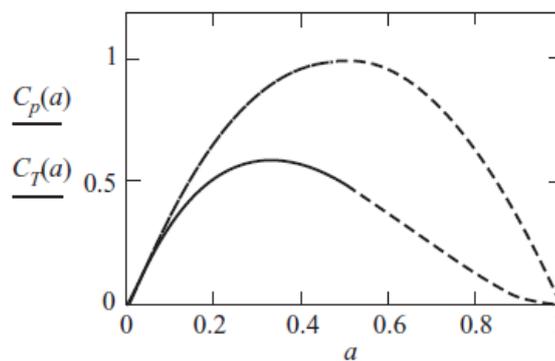


Figura 2.19 – Variação dos coeficientes de potência e de empuxo com o fator de indução. (Adaptado de Manwell, 2002)

No modelo de disco atuador numérico as equações de Navier-Stokes ou de Euler são resolvidas. A grande limitação desse modelo 1-D é a de que somente pode ser usado assumindo que o rotor é ideal, ou seja, sem atrito com o ar e sem componente de velocidade

rotacional à jusante do mesmo. Também, para utilizá-lo, se considera que o número de pás do rotor é infinito. Além disso, há outras hipóteses a serem consideradas para viabilizar seu uso que não acordam com a realidade, como a não rotação da esteira de ventos à jusante do rotor e a consideração de força de empuxo uniforme sobre o disco atuador.

A principal motivação para desenvolver esses tipos de modelo é ser capaz de analisar e verificar a validade dos pressupostos básicos que são utilizados nos modelos de engenharia mais simples e mais práticos [Carcangiu, 2008]. Combinando esse modelo com a análise do elemento de pá temos o modelo que será discutido a seguir

### 2.4.3 Teoria do momento do elemento de pá – BEM

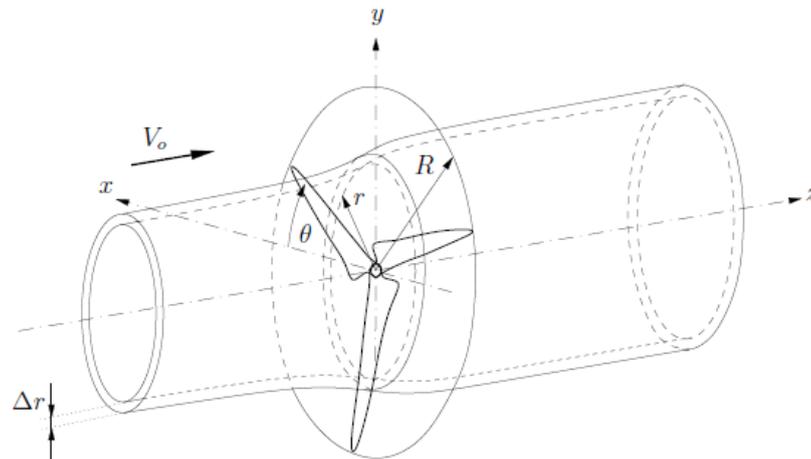


Figura 2.20 – Modelo do método do momento do elemento de pá. (Fonte: Mikkelsen, 2003)

Esse modelo, desenvolvido por Glauert (1935), é a principal ferramenta na análise e no desenvolvimento de rotores eólicos [Sørensen, 2011]. Surge da combinação das equações  $dQ$  e  $dT$  (lá da seção dos aerofólios) com as equações da teoria do momento [Ivanell, 2009]. Cargas e cálculos de desempenho de turbinas eólicas são hoje realizados pelo método do momento do elemento de pá que computacionalmente é barato e rápido e fornece resultados satisfatórios [Carcangiu, 2008].

Na teoria BEM, as cargas aerodinâmicas são calculadas utilizando dados tabelados de aerofólios em 2D, com a teoria do momento 1D [Sørensen, 2011]. O método consiste em dividir o fluxo em volumes de controle anulares e aplicar o equilíbrio do momentum e conservação de energia em cada volume de controle. Os anéis são delimitados por superfícies

de escoamento que envolvem o rotor e estendem-se da montante à jusante, como pode ser visto na Figura 2.20. As relações seguintes determinam as propriedades do fluido:

$$a = \frac{1}{4 \sin^2 \phi / (\sigma C_n) + 1} \quad (2.35)$$

$$a' = \frac{1}{4 \sin \phi \cos \phi / (\sigma C_t) - 1} \quad (2.36)$$

onde  $\sigma = Bc/2\pi r$  é a solidez do rotor, com  $B$  sendo o número de pás e  $c$  a corda no respectivo raio  $r$ .  $C_n$  e  $C_t$  representam os coeficientes 2D de força normal e tangencial, respectivamente.

Pressupostos básicos do método são de que a velocidade induzida no plano do rotor é igual à metade da velocidade induzida na sequência final e de que o escoamento pode ser analisado através da divisão da pá em um número de elementos independentes. Além disso, os esforços em cada pá são uniformemente distribuídos, o que implicaria num número infinito de pás no rotor.

Para cada elemento de pá, os esforços aerodinâmicos são obtidos utilizando dados experimentais do aerofólio captados de medições em túnel de vento e corrigidos para efeitos tridimensionais. Como se trata de um método simples e rápido de simular em um computador conquistou grande popularidade e hoje é um código amplamente utilizado na indústria. Entretanto, devido às limitações em representar muitas dos problemas de escoamento encontrados na prática, tornou-se necessário realizar correções empíricas [Potsdam, *et. al.*].

#### 2.4.4 Modelagem completa do rotor

Os modelos existentes que utilizam o método BEM não conseguem determinar o desempenho de uma turbina moderna, de grande dimensão, com uma precisão aceitável, principalmente porque os efeitos 3D estão cada vez mais importantes [Ivanell, 2009]. Sørensen, (1986) mostrou, por uma técnica de interação viscoso/não-viscoso, que a força de sustentação máxima pode aumentar mais do que 30% quando levados em conta os efeitos da turbulência.

Resultados obtidos por Réthoré, Sorensen e Zahle, (2010) mostram que os métodos atuadores são satisfatórios na predição dos campos de pressão e velocidade, à montante e à

justante, mas que não conseguem ter boa concordância em termos de turbulência, quando comparados à modelagem completa do rotor [Ludwig, 2011].

Ainda como destaca Ludwig (2011), essa discrepância é devida ao fato de, nos modelos atuadores, a turbulência ser gerada apenas na camada cisalhante entre o escoamento livre e a esteira (tubo de corrente). A turbulência gerada nas pás e na nacele, que não é levada em conta nos métodos abordados, é de uma ordem de grandeza menor que a turbulência atmosférica [RÉTHORÉ, SØRENSEN e ZAHLE, 2010].

Assim, para uma avaliação precisa da performance de uma turbina é necessário uma modelagem completa das pás do rotor de modo a considerar todos os efeitos e escalas do escoamento. Nesse âmbito, muitos códigos computacionais foram desenvolvidos para realizar a modelagem numérica de problemas de escoamento.

### 3 MODELAGEM MATEMÁTICA E NUMÉRICA

A Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD, do inglês: *Computational Fluid Dynamics*) resolve numericamente as equações diferenciais governantes do escoamento empregando processamento computacional. Primeiramente utilizada para predições de escoamentos em duas dimensões, essa técnica já permite análises tridimensionais de grandes e pequenas escalas.

Hoje, a indústria eólica continua utilizando códigos baseados no método do elemento de pá (BEM) para simular os rotores eólicos. Entretanto, o CFD vem ganhando importância nos estudos aerodinâmicos, pois consegue prever o escoamento e os campos de velocidade e pressão sobre o aerogerador com grande precisão e confiabilidade e de maneira mais rápida e barata que um estudo experimental e, por isso, está sendo amplamente aplicado em pesquisas na engenharia. Em estudos de turbinas eólicas, vem sendo usado principalmente no fenômeno da extração de potência e da esteira de ventos [Carcangiu, 2011].

Mesmo assim, a natureza da turbulência impossibilita a solução direta das equações governantes do escoamento devido ao grande custo computacional exigido, não compatível com o disponível atualmente no mercado. Dessa forma, o uso de modelos que resolvem todas as escalas de turbulência do escoamento como o DES (*Detached Eddy Simulation*) e o LES (*Large Eddy Simulation*) cresce lentamente.

A solução é modelar os efeitos da turbulência, o que tem se mostrado bastante eficaz. A maioria dos modelos em CFD empregados no estudo de turbinas eólicas é baseada nas equações de Navier-Stokes com Médias de Reynolds (RANS). Neste contexto diversos modelos de fechamento foram desenvolvidos, os modelos empregados nas simulações desenvolvidas nesse estudo estão descritos e comentados a seguir.

#### 3.1 Modelagem matemática RANS

Para a análise do escoamento sobre a turbina, emprega-se neste trabalho a solução das equações de Navier-Stokes com médias de Reynolds (RANS). Assumindo-se que o escoamento é incompressível, as Equações 3.1 e 3.2 governam o escoamento dos fluidos, baseadas no princípio da conservação de massa e momentum.

\*Conservação de massa:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.1)$$

\*Conservação da quantidade de movimento:

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \nu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (3.2)$$

Para abranger os efeitos da turbulência, Osbourne Reynolds (1898) decompôs as variáveis dependentes da equação de N-S numa soma da média temporal com sua flutuação no tempo:

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i \quad (3.3)$$

onde  $\bar{u}_i$  é a média temporal e  $u'_i$  a componente flutuante ( $i = 1, 2, 3$ ). Assim obteve a RANS:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.4)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \nu \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) - \overline{u'_i u'_j} \right) \quad (3.5)$$

onde  $\bar{u}_i$  é a velocidade,  $t$  o tempo,  $x$  o comprimento,  $\nu$  a viscosidade cinemática,  $\bar{p}$  a pressão e  $\overline{u'_i u'_j}$ , a perturbação média das flutuações, chamada de tensor de tensões de Reynolds.

O tensor de tensões de Reynolds,  $\overline{u'_i u'_j}$ , representa a recíproca dos fluxos de quantidade de movimento devido à presença das componentes flutuantes, e não as tensões propriamente ditas [Möller e Silvestrini, 2004]. O tensor insere novas incógnitas no equacionamento, resultando num problema de fechamento. Para resolver o fechamento são empregados modelos de turbulência desejando obtermos equações ou aproximações para esse tensor de tensões de maneira a igualar o número de equações e de incógnitas do problema.

### 3.2 Modelagem da turbulência

A turbulência se caracteriza por flutuações no escoamento caracterizadas por estruturas vorticiais de escalas variadas que vão de grandes vórtices até pequenos vórtices que se dissipam com a viscosidade (onde há a dissipação da energia cinética). Escoamentos turbulentos são muito comuns, visto que os escoamentos em regime laminar somente ocorrem para baixos números de Reynolds:

$$\text{Re}_L = \frac{\rho U_\infty L}{\mu} \quad (3.6)$$

onde  $L$  é a escala de comprimento característica dada em [m] (por exemplo, o comprimento da corda dos perfis do aerofólio),  $U_\infty$ , a velocidade da corrente de ar não perturbada em [m/s] e  $\mu$ , a viscosidade dinâmica em [Pa.s]. O número de Reynolds representa o quociente entre as forças de inércia e as forças viscosas.

Conforme comentado, é necessário o emprego de modelos para sanar o problema do fechamento. Para a modelagem da turbulência, os métodos utilizados nesse trabalho, utilizam a aproximação de Boussinesq que propôs expressar o tensor de Reynolds,  $\tau_{ij}$ , em função da taxa de deformação gerada pelo campo de velocidades e da energia cinética turbulenta que segue:

$$\tau_{ij} = -\nu_t \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (3.7)$$

onde  $k$  é a energia cinética da turbulência,  $\delta_{ij}$  é o Delta de Kronecker, e a viscosidade turbulenta,  $\nu_t$ , pode ser calculada via diferentes modelos. Existem modelos a uma e a duas equações. Os modelos a uma equação são incompletos, pois necessitam de uma relação entre a escala de comprimento das grandes escalas com uma dimensão característica do escoamento. Os modelos a duas equações são completos, ou seja, a inserção da segunda equação provê a determinação da escala de comprimento internamente ao modelo. Não necessitam de informações externas.

Neste trabalho são empregados três modelos distintos que são encontrados na literatura:  $k\varepsilon-RNG$ ,  $k\omega-SST$  e  $Spalart-Allmaras$ .

### 3.2.1 Modelo $k\varepsilon-RNG$

Os modelos mais completos para a modelagem da turbulência são os modelos a duas equações. Eles permitem não somente a solução do termo de energia cinética turbulenta  $k$ , mas também a escala de comprimento turbulenta [Wilcox, 1994].

O modelo  $k\varepsilon$  padrão é um modelo semi-empírico baseado na modelagem da equação de transporte da variável  $k$  e de sua taxa de dissipação,  $\varepsilon$ . O modelo da equação de transporte para a energia cinética turbulenta,  $k$ , é derivado de uma equação exata, enquanto para  $\varepsilon$  é obtido empiricamente [ANSYS, 2009].

O modelo  $k\varepsilon-RNG$  é derivado utilizando uma rigorosa técnica estatística. Com relação ao  $k\varepsilon$ , inclui um termo adicional na equação de  $\varepsilon$  que aumenta sua precisão em escoamentos turbulentos e, ao contrário do modelo padrão, provê uma fórmula diferencial para os efeitos viscosos e contempla os efeitos no escoamento a baixos números de Reynolds.

A equação de transporte para a variável  $k$ , nesse modelo, é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (3.8)$$

Para a variável  $\varepsilon$ , a equação de transporte é:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \alpha_\varepsilon \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon + S_\varepsilon \quad (3.9)$$

onde  $G_k$  é a geração de energia cinética turbulenta devida ao gradiente de velocidades médias e  $G_b$  é a geração de energia cinética turbulenta devido à flutuação.  $Y_M$  representa a contribuição da dilatação da turbulência incompressível flutuante para a taxa de dissipação global.  $\alpha_k$  e  $\alpha_\varepsilon$  são os números de Prandtl inversos para  $k$  e  $\varepsilon$ .  $S_k$  e  $S_\varepsilon$  são termos-fonte.  $C_{1\varepsilon}$ ,  $C_{2\varepsilon}$  e  $C_{3\varepsilon}$  são constantes e  $R_\varepsilon$  é o termo adicional, em relação ao  $k\varepsilon$  padrão.  $\mu_{eff}$  é a viscosidade efetiva.

### 3.2.2 Modelo $k\omega$ – $SST$

Baseado no conceito de viscosidade turbulenta ( $\mu_t$ ) proposto por Boussinesq, cuja hipótese é de que as tensões de Reynolds são proporcionais à deformação do escoamento médio, agindo como tensões viscosas. No modelo  $k\omega$  a viscosidade turbulenta é modelada por duas equações extras para representar as propriedades turbulentas do escoamento. Uma para a energia cinética turbulenta  $k$  e outra para a dissipação  $\omega$ . Daqui se tem a relação:

$$\mu_t = \frac{k}{\omega} \quad (3.10)$$

O modelo  $k\omega$  de transporte de tensão de cisalhamento ( $SST$  - *Shear Stress Transport*) abrange muitas classes de escoamentos, tendo bom desempenho em escoamentos cisalhantes livres, camada limite de placas planas, gradiente de pressão adverso e separação, sendo usado em aerofólios e ondas de choque transônicas. Este modelo foi desenvolvido por Menter (1993) para combinar a formulação robusta precisa do modelo  $k\omega$  na região próxima à parede, com a independência do modelo  $k\epsilon$  no escoamento livre.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_k - Y_k + S_k \quad (3.11)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \quad (3.12)$$

Assim, o modelo  $k\omega$  se converte em  $k\epsilon$  em regiões distantes da parede. Nessas equações,  $\tilde{G}_k$  é a geração de energia cinética turbulenta devida ao gradiente de velocidades médias e  $\omega$  é a geração de  $\omega$ .  $\Gamma_k$  e  $\Gamma_\omega$  representam a difusividade efetiva de  $k$  e  $\omega$ .  $Y_k$  e  $Y_\omega$  representam a dissipação de  $k$  e  $\omega$  devido à turbulência.  $D_\omega$  é o termo de difusão cruzado.  $S_k$  e  $S_\omega$  são termos-fonte.

### 3.2.3 Modelo *Spalart – Allmaras*

Esse é um modelo relativamente simples, a uma equação, que resolve uma equação de transporte modelada para a viscosidade cinemática ou turbulenta. Foi desenvolvido em 1992 por Spalart e Allmaras e faz parte de uma nova classe de modelos a uma equação, nos quais não é necessário calcular a escala de comprimento relacionada com a espessura local de cisalhamento. Esse modelo foi projetado especificamente para aplicações aeroespaciais envolvendo escoamentos limitados por paredes e apresentou bons resultados para camadas limite sujeitas a gradientes adversos de pressão [ANSYS, 2008].

Em sua forma original, esse é efetivamente um modelo para baixo número de Reynolds, exigindo que a camada limite viscosa seja devidamente resolvida. No software comercial ANSYS FLUENT o modelo SA foi implementado para utilizar funções de parede, quando a resolução da malha não for suficientemente refinada. Isso pode torná-lo a melhor escolha para simulações em malhas pouco refinadas onde os cálculos de fluxo turbulento não são precisos.

A variável transportada no modelo Spalart-Allmaras, é idêntica à viscosidade cinemática turbulenta, exceto nas proximidades da parede (subcamada viscosa). A equação de transporte para  $\tilde{\nu}$  é:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\tilde{\nu}) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\tilde{\nu}u_i) = G_\nu + \frac{1}{\sigma_{\tilde{\nu}}} \left[ \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ (\mu + \rho\tilde{\nu}) \frac{\partial \tilde{\nu}}{\partial x_j} \right\} + C_{b2} \rho \left( \frac{\partial \tilde{\nu}}{\partial x_j} \right)^2 \right] - Y_\nu + S_{\tilde{\nu}} \quad (3.13)$$

Onde  $G_\nu$  representa a produção da viscosidade turbulenta e  $Y_\nu$  a dissipação da viscosidade turbulenta que ocorre próximo à parede devido ao amortecimento viscoso. Os termos  $\sigma_{\tilde{\nu}}$  e  $C_{b2}$  são constantes e  $\nu$  é a viscosidade cinemática.  $S_{\tilde{\nu}}$  é o termo fonte.

A viscosidade cinemática turbulenta é dada por:

$$\nu_t = \tilde{\nu} f_{\nu 1} \quad (3.14)$$

onde  $f_{\nu 1}$  é a função de amortecimento viscoso, dada por:

$$f_{v1} = \frac{\chi^3}{\chi^3 + C_{v1}^3} \quad (3.15)$$

O fator  $\chi$ , é a razão da viscosidade cinemática turbulenta modificada pela viscosidade cinemática:

$$\chi = \frac{\tilde{\nu}}{\nu} \quad (3.16)$$

Demais informações acerca dos modelos de turbulência são encontradas em Wilcox (1994) e no tutorial do software ANSYS FLUENT 13.0. A equação e seus coeficientes foram calibrados a partir de escoamentos turbulentos em torno de aerofólios. Esta é a razão pela qual o modelo SA é muito eficaz para prever escoamentos aerodinâmicos.

### 3.3 Modelagem numérica

#### 3.3.1 Discretização espacial - Método dos volumes finitos

Para resolver o escoamento, sobre o domínio computacional, o código do software comercial utilizado emprega uma técnica numérica baseada nos volumes de controle da malha aos quais aplica o princípio de conservação de uma determinada grandeza escalar, ou seja, o código resolve as equações governantes do escoamento para cada volume finito. As equações discretizadas da variável dependente são obtidas integrando a equação governante sobre cada um dos volumes de controle no domínio [Gonçalves, 2007].

Segundo Carcangiu (2008), o método dos volumes finitos consiste na:

- Divisão do domínio computacional em uma malha composta por volumes de controle discretos;
- Integração das equações governantes sobre cada volume de controle resultando em equações que contém variáveis discretas como: velocidade, pressão, temperatura, etc.
- Linearização das equações discretizadas e solução do sistema de equações lineares.

Os valores das variáveis são armazenados no centróide dos volumes de controle. Nas faces desses volumes os valores das variáveis discretas são expressos por meio de funções de interpolação [Patankar, 1980; Maliska, 2004].

Entre os esquemas de interpolação se destacam: O Esquema *Upwind* (barlavento) de Primeira Ordem (*Upwind Differencing Scheme, UDS*) que assume que os valores das variáveis nas faces de um elemento são iguais aos valores armazenados no centro dos mesmos; o Esquema de Diferenças Centrais (*Central Differencing Scheme, CDS*) que utiliza interpolação linear; o Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics (*QUICK*, Leonard, 1979) que é baseado na média ponderada de um esquema *Upwind* de segunda ordem e diferenças centrais.

### 3.3.2 Discretização temporal

Em escoamentos transientes, os termos das equações governantes do escoamento, as equações de N-S, são calculadas a cada passo de tempo. O termo dependente do tempo deve ser calculado numericamente e, para tanto, é necessária a aplicação de um método para a solução numérica. Para tanto, existem diversos métodos, explícitos e implícitos.

Os métodos implícitos empregam processos iterativos na solução das equações, pois calculam os valores de velocidade, pressão e outras variáveis no instante de tempo futuro (integração implícita). Nos métodos explícitos os valores das variáveis são calculados no tempo atual e, assim, não precisam realizar iterações para alcançar o resultado. A desvantagem dos métodos explícitos é que possuem problemas de estabilidade ao se utilizar grandes passos de tempo. Por esta razão, métodos implícitos são populares em códigos de cálculo comerciais.

O método implícito de Euler de segunda ordem requer os valores de uma variável genérica  $\varphi$  nos dois passos de tempo anteriores. Com isto, o valor da derivada temporal desta variável é feito com diferenças finitas, de acordo com a seguinte equação:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} = \frac{3\varphi^{n+1} - 4\varphi^n + \varphi^{n-1}}{2\Delta t} \quad (3.17)$$

sendo :

$\varphi$  = quantidade escalar genérica;

$n + 1$  = valor no próximo instante de tempo,  $t + \Delta t$  ;

$n$  = valor no instante atual,  $t$  ;

$n - 1$  = valor no instante de tempo anterior,  $t - \Delta t$  .

### 3.3.3 Algoritmo de solução

Os algoritmos disponibilizados pelo ANSYS FLUENT 13.0 para a solução do escoamento são o *Pressure Based Solver* e o *Density Based Solver*. A opção por um ou outro desses métodos numéricos acorda com o tipo de problema e com as condições de contorno envolvidas.

Segundo o guia teórico do código (Theory Guide), historicamente, a aproximação pelo *Density Based* é utilizada em escoamentos compressíveis e a altas velocidades. No caso em questão – escoamento incompressível e a baixo número de Reynolds – o método considerado mais adequado é o *Pressure Based*. Ainda assim, segundo o guia, reformulações em ambos os métodos já permitem aplicações numa gama maior de condições de escoamento.

Ambos os métodos são empregados para resolver os campos de velocidade e pressão do escoamento. No método utilizado, o campo de velocidades é obtido através das equações de momentum equação (3.5). O campo de pressões é determinado através das equações de pressão corrigidas que são obtidas manipulando as equações de continuidade e de momentum.

As equações governantes do problema do escoamento podem ser resolvidas com algoritmo segregado ou acoplado. Com o segregado as equações para cada variável são resolvidas em sequência e, uma a uma, armazenadas na memória para os cálculos iterativos. Assim, há pouca exigência de memória computacional. Em contraponto à vantagem na eficiência do uso da memória está a velocidade de convergência dos cálculos iterativos que é lenta em relação ao modelo acoplado. No modelo acoplado a requisição de memória aumenta de 1.5 a 2 vezes em relação ao modelo segregado. [ANSYS, 2009]

### 3.3.4 Acoplamento velocidade-pressão

A solução segregada do sistema de equações de momentum e conservação de massa gera, segundo Maliska (2004), uma dificuldade na definição do valor da pressão. Como os

gradientes de pressão devem ser combinados nas três direções, não basta isolar a variável para realizar o cálculo no volume de controle. Assim, a equação de continuidade é apenas uma restrição que o campo de velocidades deve respeitar e não é utilizada como equação evolutiva.

Os métodos disponíveis pelo software para o tratamento pressão velocidade são o SIMPLE, SIMPLEC, PISO. No método SIMPLE (*Semi Implicit Linked Equations*), desenvolvido por Patankar (1980) a pressão é descrita como um valor estimado  $p^*$  que é somado a uma correção  $p'$ . O valor de correção é obtido em se inserindo o termo de pressão nas equações de Navier-Stokes. Assim, obtêm-se equações para as componentes da velocidade  $u^*$ ,  $v^*$  e  $w^*$  em função de  $p'$ . Estas componentes são inseridas na equação da continuidade, em forma discreta, de modo a obter uma equação de Poisson para  $p'$  dependente das dimensões do volume de controle e dos valores de correção de pressão dos volumes vizinhos.

Com isto, o valor de  $p$  no volume é encontrado e é utilizado nas equações de Navier-Stokes para a obtenção das incógnitas restantes. Se a equação da continuidade ainda não for obedecida, o algoritmo deve ser repetido com o valor de  $p^*$  do novo processo.

De acordo com o guia teórico do software ANSYS FLUENT (2008), o esquema de solução segue os seguintes passos, iterativamente:

Passo 1 – Atualização das propriedades do fluido – como a densidade e viscosidade além da viscosidade turbulenta (difusividade) – baseado na solução corrente;

Passo 2 – Resolução em sequência das equações de momentum utilizando os valores atualizados de pressão e vazão mássica da face dos volumes de controle;

Passo 3 – Resolução da equação da continuidade corrigida para pressão utilizando o campo recém-obtido de velocidades e a vazão mássica;

Passo 4 – Atualização da vazão mássica, da pressão e do campo de velocidades utilizando a correção de pressão obtida no passo anterior;

Passo 5 – Resolução das equações para os outros escalares, como turbulência, pelos valores correntes das variáveis de solução;

Passo 6 – Verificação da convergência das equações.

Os passos são repetidos até que o critério de convergência seja atingido.

## 4 O EXPERIMENTO DA TURBINA DA NREL UAE PHASE VI

O Laboratório Nacional de Energias Renováveis (NREL), localizado no Colorado, Estados Unidos, objetiva melhorar a compreensão sobre interações atuais e futuras e o papel das políticas energéticas, mercados, recursos, tecnologias, impactos ambientais e infraestrutura para o desenvolvimento das aplicações em energias renováveis. Estas análises são utilizadas para informar decisões como eficiência energética e avanços na tecnologia de energias renováveis, do conceito à aplicação comercial.

As competências do departamento de pesquisa e desenvolvimento do laboratório (R&D) são posicionadas em prol do desenvolvimento de inovações que mudem o modo como abastecemos nossas casas, empresas e veículos, sob o ponto de vista energético. O departamento de pesquisa e desenvolvimento do NREL realiza avanços tecnológicos em energias renováveis e na eficiência energética de maneira mais efetiva através da pesquisa e da engenharia aplicadas; testes e outros.

Com o viés de estimular a pesquisa e o desenvolvimento da tecnologia de energias renováveis, neste caso a eólica, o laboratório desenvolveu junto ao centro de pesquisa Ames da NASA (National Agency and Space Administration) um projeto denominado: “*Unsteady Aerodynamics Experiment (UAE) Phase VI: Wind Tunnel Test Configurations and Available Data Campaigns*”. O projeto consistiu de testes realizados em túnel de vento utilizando modelo em escala real de uma turbina eólica de duas pás e de eixo horizontal para diversas configurações e condições de contorno. Os resultados são disponibilizados gratuitamente e são amplamente utilizados por pesquisadores da área.

### 4.1 Túnel de vento e seção de testes

A seção de testes é localizada no Centro de Pesquisas Ames da NASA. O túnel tem 24,4 m de altura e 36,6 m de largura, com circuito aberto e conta com seis ventiladores dispostos na região de entrada. Os ventiladores possuem motores elétricos individuais de 16,8MW de potência. O controle variável da rotação dos motores permite um controle preciso da velocidade do vento. Assim, a velocidade na seção pode ser variada entre 0 e 50 m/s [Schreck, 2002].

As medições da velocidade do túnel são realizadas através de uma série de sensores. A Figura 4.2 mostra o sistema com dois sensores sônicos de medida da velocidade na entrada do túnel.

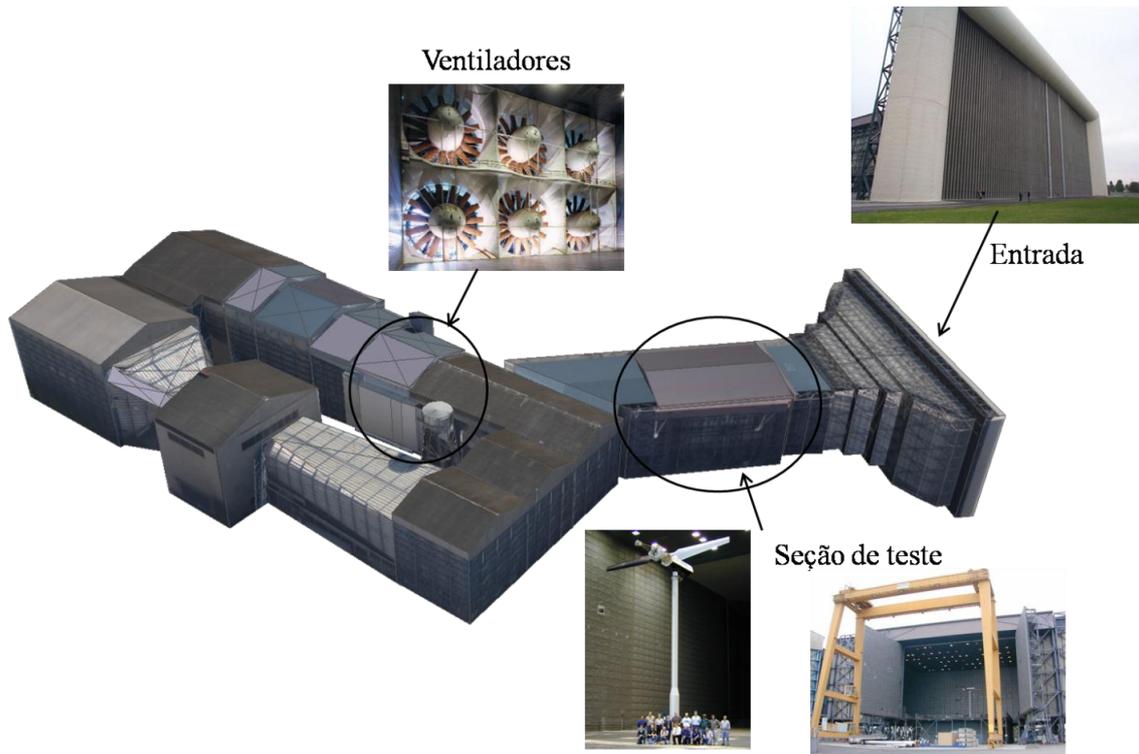


Figura 4.1 – Túnel de vento NASA Ames. (fonte: NREL/Google).



Figura 4.2 – Sensores de velocidade na entrada do túnel (fonte: NREL).

## 4.2 A turbina

A turbina eólica utilizada neste experimento foi especialmente desenvolvida para o experimento e é denominada *Phase VI*. Sua potência máxima é de 19,8 kW. Possui controle aerodinâmico por estol, mas o ângulo de passo pode ser controlado.

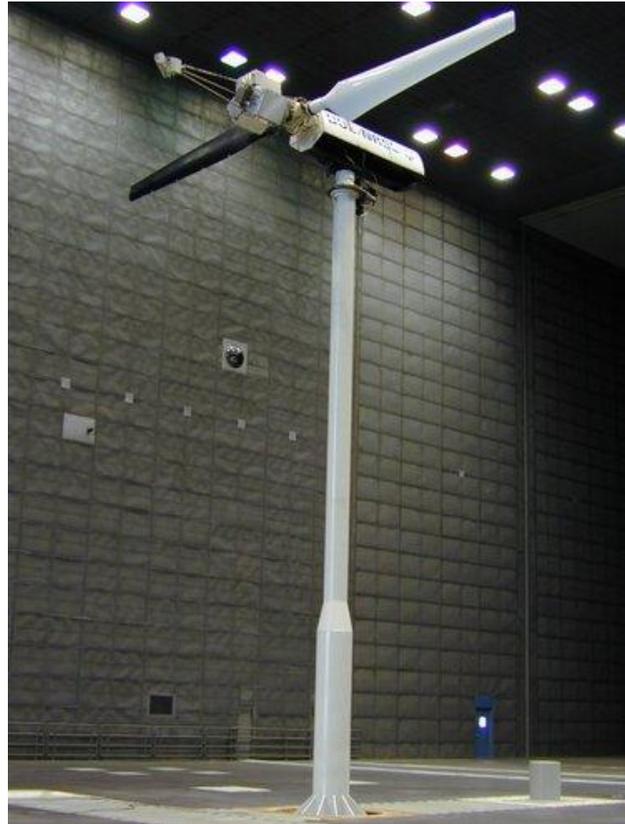


Figura 4.3 – Turbina na seção de testes do NREL. (Fonte: NREL)

Seu rotor tem 10 m de diâmetro e é constituído por duas pás torcidas sendo que a área varrida pelas pás representa uma solidez de 0,061. Cada pá possui 5,029 m e são formadas pelo perfil aerodinâmico NREL S809, Figura 4.4.

O ângulo de torção das pás pela sua envergadura pode ser visto na Figura 4.5. A rotação da turbina é fixa em 72 rpm no sentido anti-horário. A altura do cubo é de 12,2 m, que é exatamente no centro da seção de testes. Em algumas sequências de testes os ângulos de giro da turbina (*yaw*) e de cone (quando as pontas das pás estão deslocadas do plano de rotação, formando um cone) são variados. Esse estudo foi realizado com a turbina em ângulo de cone de 90° e de giro 0°.

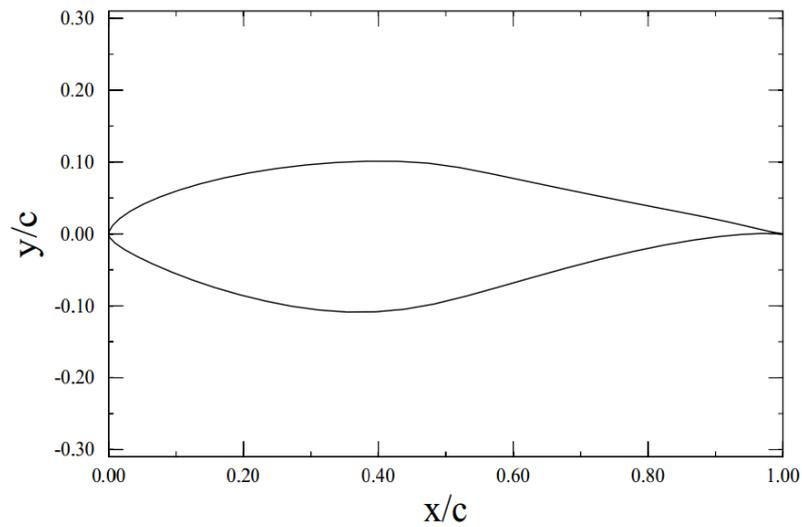


Figura 4.4 – Perfil aerodinâmico S809. (Fonte: Hand, 2001)

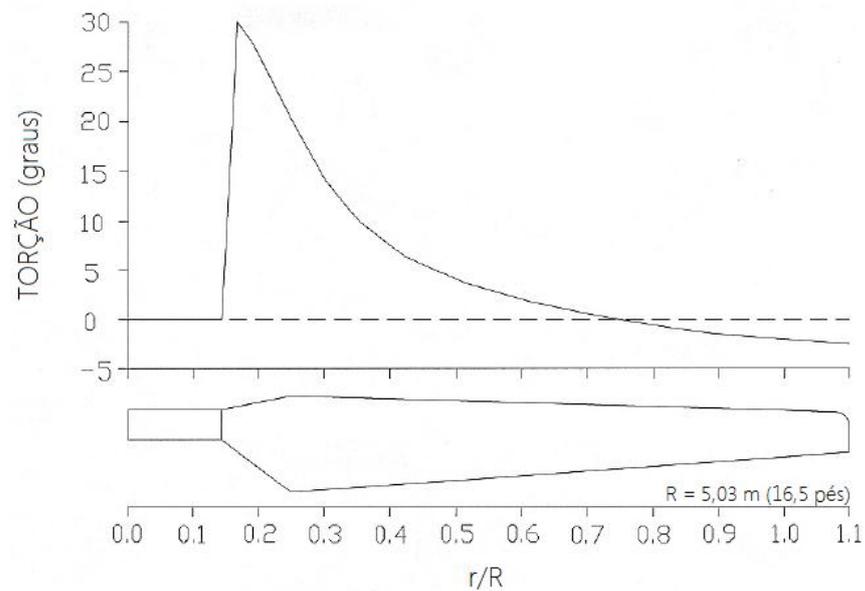


Figura 4.5 – Ângulo de torção x envergadura da pá. (Adaptado de Hand, 2001)

Na Figura 4.6 pode-se ver o formato do hub e algumas medidas específicas, dentre elas o ângulo de cone. Detalhes da geometria das pás, torre e nacele podem ser encontrados em Hand et. al. (2001), relatório completo da campanha de medição.

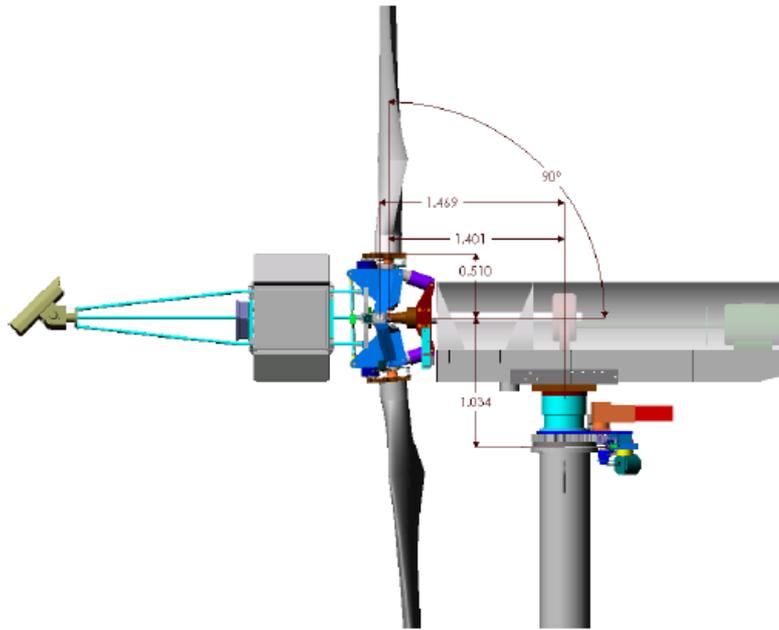


Figura 4.6 – Detalhe do *hub* e do ângulo de cone. (Fonte: Internet)

### 4.3 Instrumentação

Diversos sensores são distribuídos através da superfície das pás de maneira a captar a pressão na superfície e as tensões, Figura 4.7. Os sensores de pressão são alinhados ao longo da corda, concentrados no bordo de ataque como mostra a Figura 4.8 [Hand, *et al.*].

São 22 conjuntos de sensores em cada um dos cinco pontos primários no raio da pá: 30%, 46.6%, 63.3%, 80%, e 95%. Existem ainda outros sensores de pressão e tensão distribuídos. Detalhes sobre esse experimento são encontrados em Hand *et al.* (2001).

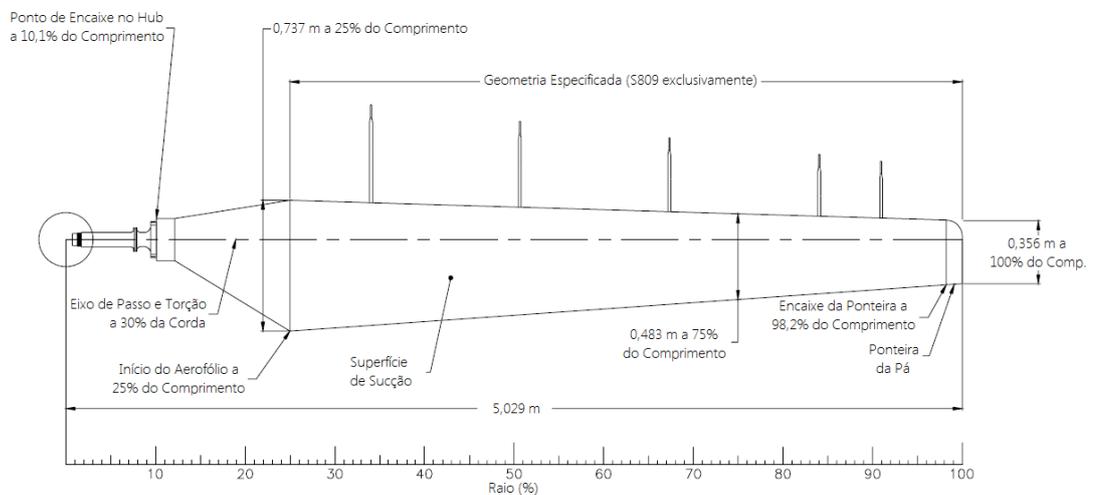


Figura 4.7 – Dimensões planificadas da pá. (Adaptado de Hand, 2001)

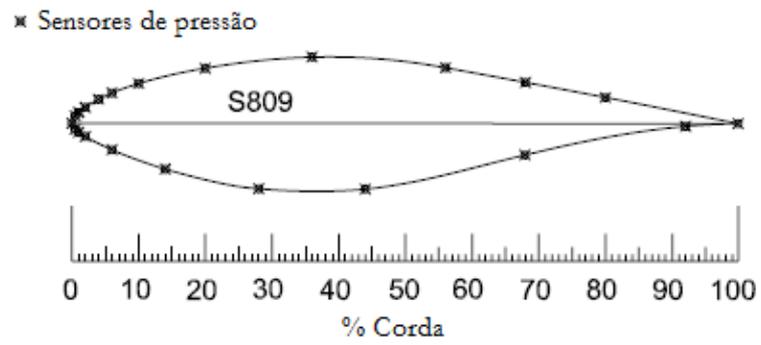


Figura 4.8 – Sensores de pressão sobre o perfil. (Adaptado de Hand, 2001)

## 5 METODOLOGIA COMPUTACIONAL

A simulação numérica realizada avaliou parâmetros importantes no desempenho da turbina de duas pás da NREL *UEA Phase VI*. Os dados obtidos da simulação foram utilizados em estudo comparativo com os dados experimentais publicados na literatura.

A reprodução do caso real em ambiente computacional é viável devido aos softwares de dinâmica dos fluidos computacional. Nessa seção será abordada a modelagem computacional indicando de que forma a turbina foi inserida no ambiente computacional para simulação, indicando as condições iniciais e de contorno prescritas, além de outras informações relevantes para o entendimento do processo.

### 5.1 Ambiente Computacional

Para realizar a série de simulações numéricas foram utilizados *softwares* comerciais que contam com uma interface amigável e permitem, através de inúmeras ferramentas, modelar a geometria da turbina, discretizar o domínio de cálculo, determinar as condições iniciais e de contorno e realizar a simulação. A seguir serão descritos os passos citados, com enfatizando-se detalhes importantes do processo.

#### 5.1.1 Domínio e geometria computacional

A turbina da *UAE Phase VI*, desenvolvida pelo NREL para a campanha de testes em túnel de vento, possui altura de cubo de 12,2 m e seu rotor de 10 m de diâmetro é composto por duas pás “torcidas” que utilizam em sua extensão o perfil NREL S809. A seção de testes possui 24,4 m e 36,6 m de largura, com circuito aberto. Os dados da geometria da turbina foram obtidos de Hand *et al.* (2001) e, assim, um modelo na mesma escala da turbina foi criado através de um software comercial CAD e inserido num domínio computacional com as mesmas dimensões de largura e altura do túnel de testes. Algumas simplificações foram realizadas por conta da complexidade geométrica de algumas peças da turbina eólica, como a ponta do hub, que foi simplificada por falta de informações relativas à sua dimensão.

À jusante, o domínio de cálculo foi reduzido em comprimento de maneira a diminuir o custo computacional sem acarretar imprecisão nos cálculos, já que o objetivo do estudo é relativo aos efeitos do escoamento através do rotor. Isso é justificável porquanto a reprodução

completa do domínio adicionaria no mínimo em torno de 1.000.000 novos volumes de cálculo, acarretando maior tempo de simulação, além do que a simplificação não deve implicar em efeitos significativos sobre a região do rotor eólico. Assim mesmo, há um comprimento considerável para captar efeitos de esteira e as análises são realizadas com a esteira já desenvolvida. As dimensões do domínio de cálculo são mostradas na Figura 5.1.

Dois ângulos de passo da turbina foram avaliados nas simulações,  $0^\circ$  e  $3^\circ$ . Esses ângulos são definidos a 75% do raio das pás.

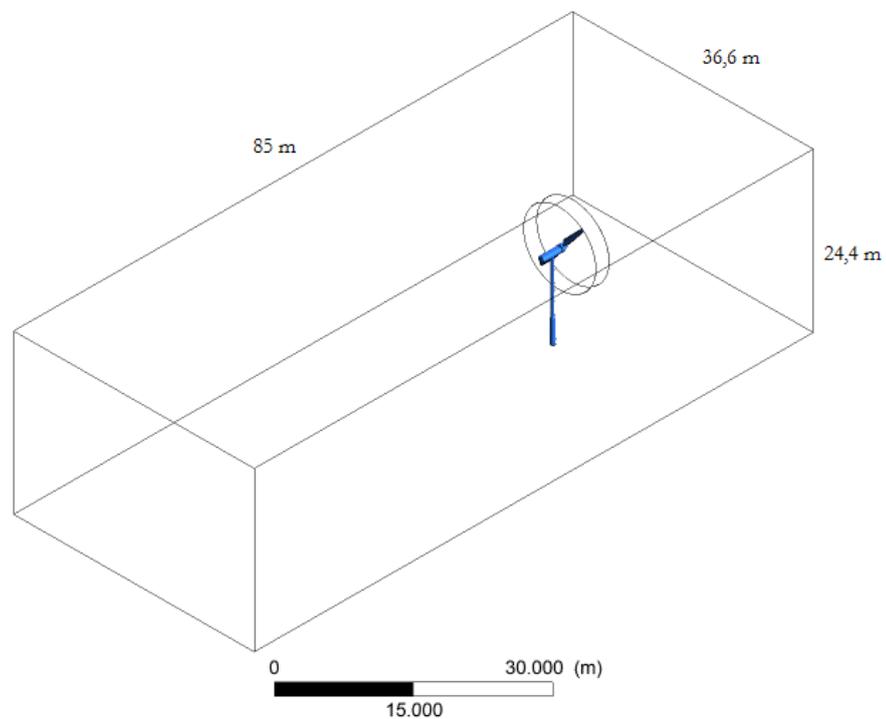


Figura 5.1 – Dimensões do domínio de cálculo.

### 5.1.2 Geração da malha de volumes finitos

O ANSYS ICEM 12.0 é um software comercial que permite a criação e a importação de geometrias em 2-D e 3-D e a posterior discretização da mesma em uma malha de elementos finitos. A malha que pode ser ou não estruturada é criada através de ferramentas e métodos disponibilizados pelo programa. Assim, a modelagem completa do rotor pôde ser efetuada. Nesse caso a geometria foi feita em um software CAD e importada para o ambiente do programa. Para esse trabalho foi criada uma malha de elementos tetraédricos.

Após a discretização espacial é feita uma análise da qualidade dos elementos criados segundo um critério que, no caso, foi a razão de aspecto. Segundo o guia teórico do programa *Theory Guide* (ANSYS, 2009), idealmente a qualidade da malha deve ser superior a 0,35. A Figura 5.2 apresenta a malha superficial do rotor com maior refinamento nas pás e nas regiões de curvatura acentuada.

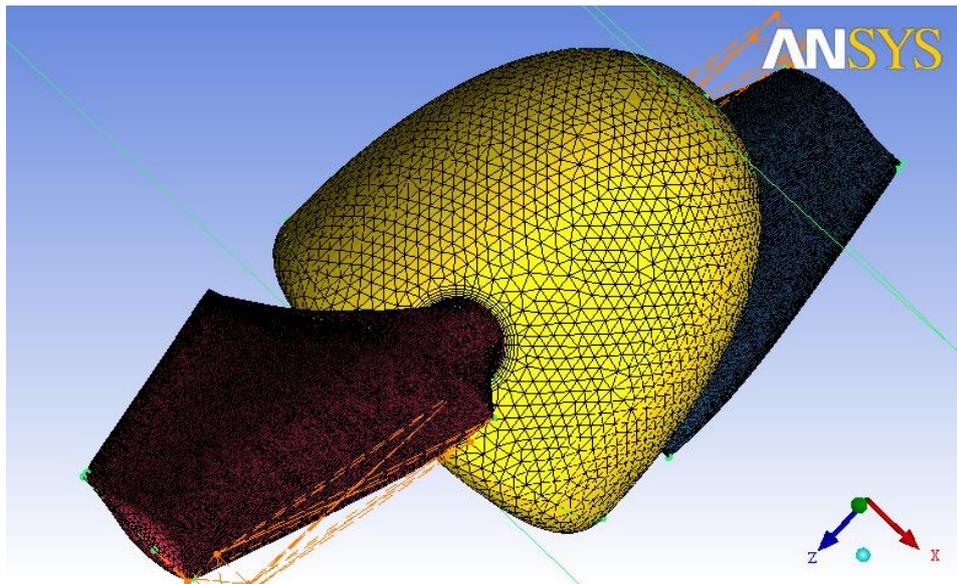


Figura 5.2 – Aspecto da malha na superfície do rotor.

Na Figura 5.2, as regiões em laranja são regiões de refinamento prescrito. É possível notar as camadas prismáticas na superfície das pás, criadas com razão de refinamento de 1,2, de maneira a captarem os efeitos do escoamento nas proximidades da superfície das pás (efeitos de parede).

O domínio cilíndrico do rotor eólico foi criado à parte e depois inserido no domínio do túnel (contendo a torre e a nacelle) numa região com as mesmas dimensões do cilindro do rotor. O domínio do rotor tem aproximadamente  $2/3$  do total de elementos da malha do caso. No domínio do túnel, à jusante do rotor, na região onde se desenvolve a esteira de ventos, foi criada uma zona de maior densidade de elementos de malha a fim de melhor captar os efeitos turbulentos e difusivos dessa região. A Figura 5.3 mostra o aspecto da malha do rotor inserida na malha do domínio. A região onde há maior densidade de elementos também está evidenciada (contorno tracejado).

## 5.2 Condições Iniciais e de Contorno do Problema

Após a modelagem do caso são definidas as fronteiras do meio, ou seja, as condições físicas para as quais as equações governantes devem ser resolvidas, bem como os parâmetros iniciais que dizem respeito às condições em que o problema se encontra num dado instante inicial e são fundamentais onde a solução é dependente do tempo. A solução do problema está diretamente ligada às condições iniciais e de contorno, de maneira que a quantidade e qualidade desses dados têm importância fundamental na precisão do resultado final.

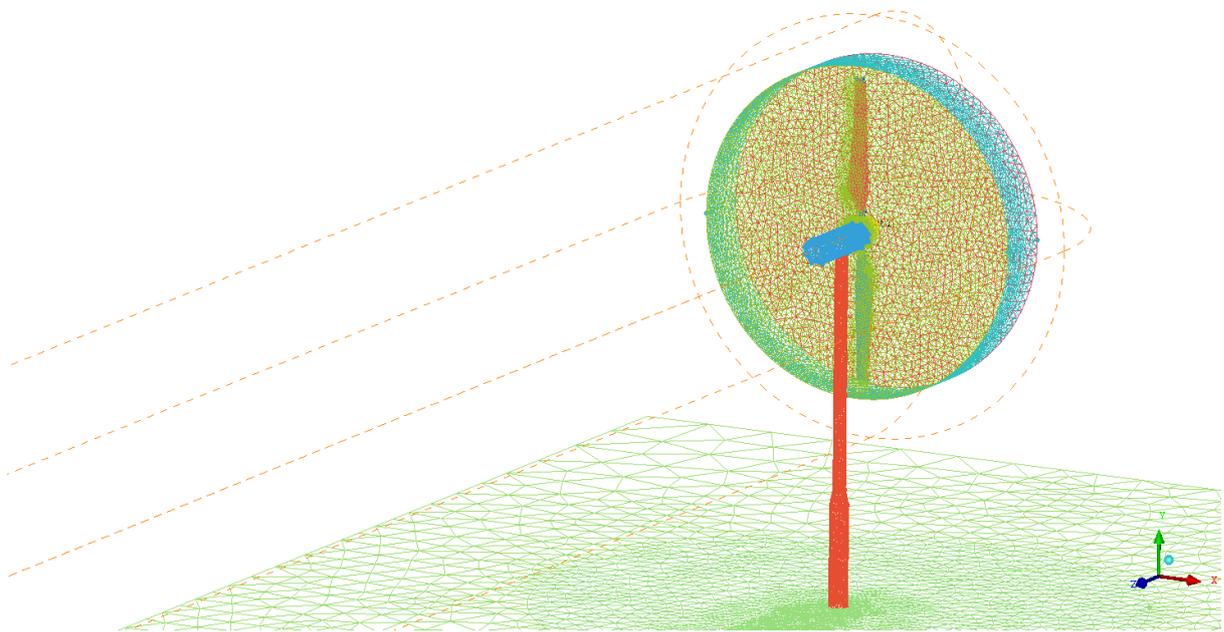


Figura 5.3 – Aspecto da malha do domínio de cálculo.

### 5.2.1 Condições de Contorno

As dimensões do domínio computacional à montante do rotor estão em acordo com as da seção de testes do NREL.

O fluido de trabalho é ar com densidade de  $[1,225 \text{ kg/m}^3]$ . Assume-se a condição de incompressibilidade com respaldo na literatura que afirma que escoamentos de gases com número de Mach com razão inferior a  $1/3$  ( $M < 0.3$ ) podem ser tratados como incompressíveis, já que a variação máxima em sua densidade é inferior a 5%. [Fox, 2004]. A máxima velocidade, no presente problema, ocorre na ponta das pás e é muito inferior a condição de compressibilidade.

O algoritmo de solução utilizado é o *Pressure Based Solver*. O esquema de interpolação utilizado é o *UpWind* de segunda ordem e o acoplamento pressão-velocidade foi feito através do método SIMPLEC.

Ao chão, ao teto e às paredes laterais é aplicada a condição de parede sem deslizamento. Todos os componentes da turbina eólica (torre, nacele e pás) também receberam a condição de parede sem deslizamento.

Como mencionado, o rotor foi modelado à parte e inserido num domínio de formato cilíndrico como mostrado na Figura 5.5. Esse tratamento é necessário para que possamos atribuir uma velocidade angular constante ao domínio do rotor em relação ao domínio do túnel e torre.

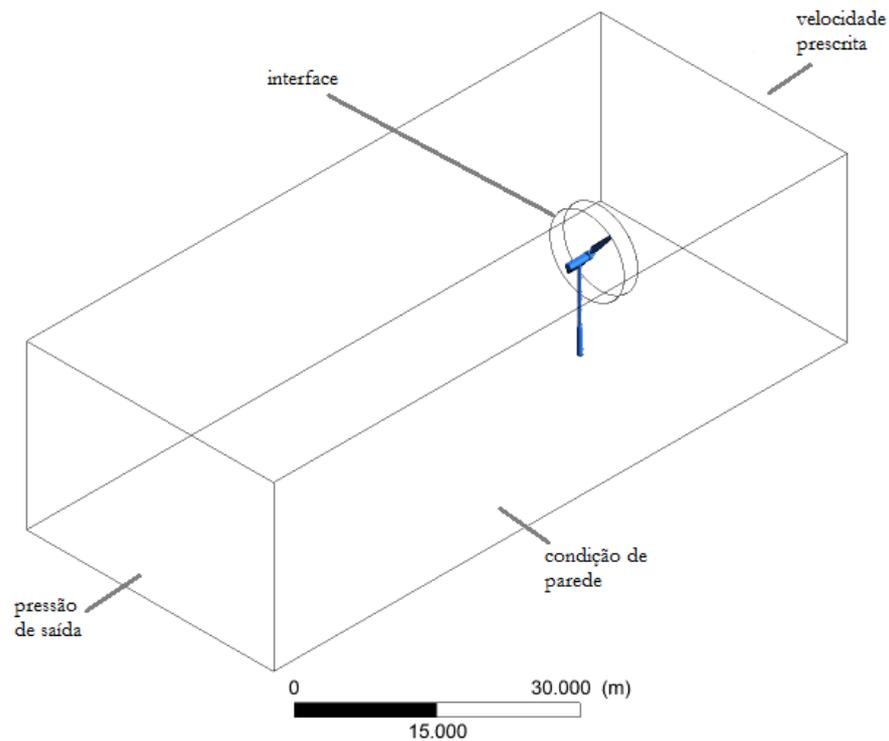


Figura 5.4 – Condições de contorno.

A Figura 5.5 mostra o domínio fixo e o domínio rotacional e as regiões de interface. O cilindro rotacional é acomodado ao cilindro fixo, de mesmas dimensões, na fase de pré-processamento, e a eles é imposta uma condição de interface que permite relacionar as células dos domínios.

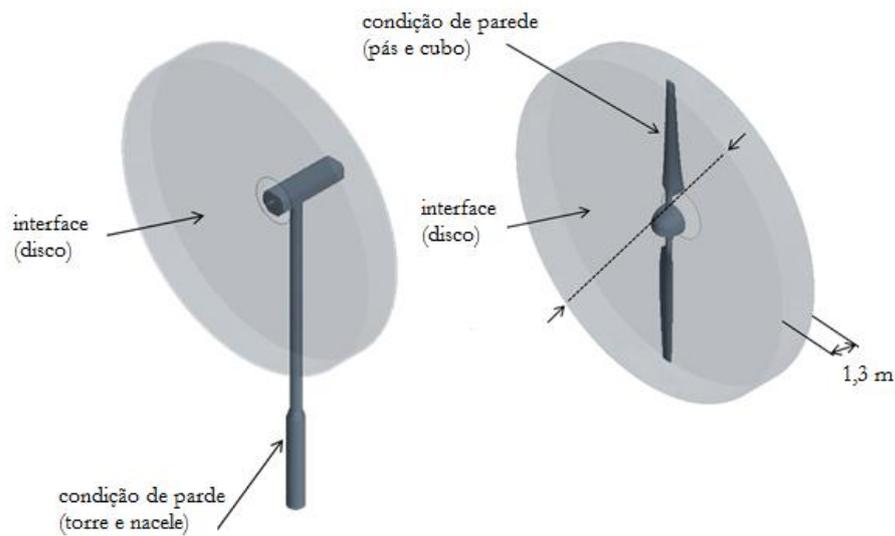


Figura 5.5 – Domínio fixo e domínio do rotor mostrando as condições de contorno.

### 5.2.2 Condições Iniciais

À entrada do domínio foi atribuída uma velocidade prescrita (*velocity entry*) normal ao plano de entrada. À área relativa à saída do domínio foi determinada uma condição de saída de pressão (*pressure-outlet*) de 0 Pa, o que contribui para a convergência dos resultados [Wenzel, 2010].

Neste trabalho, foi utilizado o esquema implícito para discretização temporal. A vantagem de usá-lo é que ele é incondicionalmente estável quanto ao passo de tempo [ANSYS, 2009].

O tratamento do problema é feito através do regime transiente (*Unsteady State*) e são analisados quando a física do problema está estabilizada, através da média de alguns resultados.

### 5.2.3 Tratamento de parede

As superfícies do domínio afetam significativamente o escoamento turbulento, devido à sua condição de não deslizamento. Nas proximidades das paredes há uma região intermediária entre o escoamento turbulento e o escoamento laminar da chamada subcamada viscosa, onde a viscosidade tem papel determinante no transporte de massa e quantidade de movimento.

Acima dessa camada há uma região de transição onde são importantes os efeitos viscosos e turbulentos [ANSYS, 2009]. Na região turbulenta, mais externa, os efeitos turbulentos são determinantes. Assim, para captar esses efeitos, o código FLUENT pode aplicar um tratamento de parede, dependendo do refinamento da malha.

Se a malha for refinada o suficiente para resolver a subcamada viscosa, a tensão cisalhante na parede é obtida pela relação tensão-deformação laminar. Caso a malha seja pouco refinada, o programa assume o centroide dos volumes adjacentes à parede na região “completamente turbulenta” e é empregada a Lei de Parede.

Faixas de  $y^+$  unitário admitem que a subcamada viscosa seja bem resolvida. Para valores de  $y^+$  entre 30 e 300, aproximadamente, o código modela a camada-limite usando a Lei de Potência [ANSYS, 2010]. Como se pode notar na Figura 5.6, os valores de  $y^+$  estão acima de 30 e, portanto, o código modela a camada através da lei da potência.

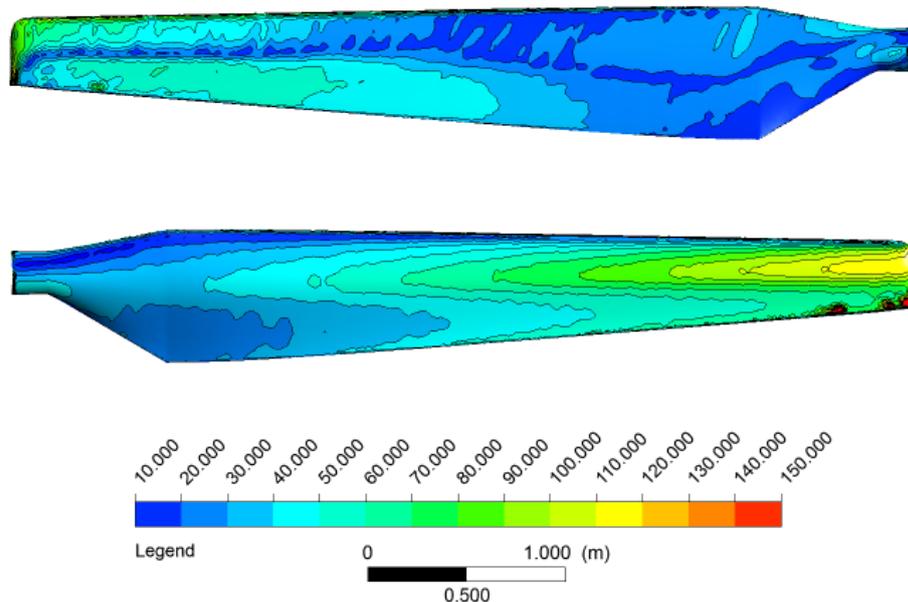


Figura 5.6 –  $y^+$  para velocidade de entrada de 7 m/s.

Alguns valores estão fora dos limites recomendados, como no bordo de ataque, onde há um ponto de estagnação. Isto é considerado admissível e, muita vez, inevitável (ANSYS, 2009). Os valores de  $y^+$  para a velocidade de entrada de 9 m/s foram calculados e a faixa de valores é muito próxima ao demonstrado na Figura 5.6 e, assim, foram omitidos. Para essa última configuração citada, a subcamada também é modelada pela lei da potência.

### 5.3 Qualidade da malha

A quantidade de volumes contidos no domínio tem influência sobre o resultado dos cálculos numéricos do escoamento. Quanto menos volumes existirem, menos representados estarão os elementos que compõem o domínio (por exemplo, as pás da turbina) e maior será a acurácia dos resultados. Um domínio de cálculo que contivesse somente um volume não conseguiria captar de forma adequada todos os campos de pressão e velocidade e as flutuações presentes.

Para se avaliar a influência do número de volumes nos resultados, o domínio para o caso da turbina com ângulo de passo  $0^\circ$  foi discretizado em quatro malhas distintas – sendo cada uma com maior número de elementos que a antecedente, numa razão de aproximadamente 1,4 – que foram simuladas sob as mesmas condições iniciais e de contorno. A velocidade do ar na entrada do domínio é de 9 m/s. As simulações foram efetuadas utilizando-se o modelo de turbulência  $k\omega-SST$ .

Escolhido um dado de saída determinado, observou-se que a variação do mesmo diminuiu com o aumento do número de células da malha. O parâmetro comparado foi o resultado médio do coeficiente de empuxo.

Para a escolha da malha de trabalho foi levada em conta apenas a variação entre os resultados do parâmetro citado. Contudo, para efeitos comparativos, é apresentada a diferença entre o resultado das simulações e os dados experimentais para o parâmetro escolhido. A Tabela 5.1 mostra os resultados obtidos para o coeficiente de empuxo com malhas de volumes distintos e, também, a diferença percentual em relação aos valores de centro das incertezas do dado experimental,  $\Delta$  (delta), descrito como:

$$\Delta = \left( \frac{\text{experimental} - \text{calculado}}{\text{experimental}} \right) \times 100 \quad (5.1)$$

A malha de trabalho deve ser escolhida de maneira a minimizar os efeitos da dependência dos resultados da simulação do número de volumes de cálculo. Na Figura 5.7, que apresenta os dados em gráfico, verifica-se que a variação dos resultados entre a malha 4 e a malha 3, de aproximadamente 0,2%, é menor que a variação entre a malha 3 e a malha 2, que fica em torno de 4%. Essa última é significativamente menor que a variação do resultado do coeficiente de empuxo entre a malha 2 e a malha 1 (em torno de 14%).

Tabela 5.1 – Número de volumes e coeficientes de empuxo obtidos

Passo	Nome	Nº volumes	$C_T$	Diferença
0°	malha 1	1.360.062	0,3508	-17,1%
0°	malha 2	1.787.246	0,4005	-5,33%
0°	malha 3	2.292.235	0,4173	-1,35%
0°	malha 4	2.875.594	0,4181	-1,13%

Analisando-se o comportamento da curva da Figura 5.7, fica evidente que um maior refinamento no número de volumes não acarretaria diferença significativa no valor do coeficiente de empuxo. Assim, optou-se pela malha 3 para as simulações desse estudo, já que apresenta pequena variação com relação à malha 4 e possui, com relação a essa última, menor quantidade de volumes, o que reduz o tempo de simulação.

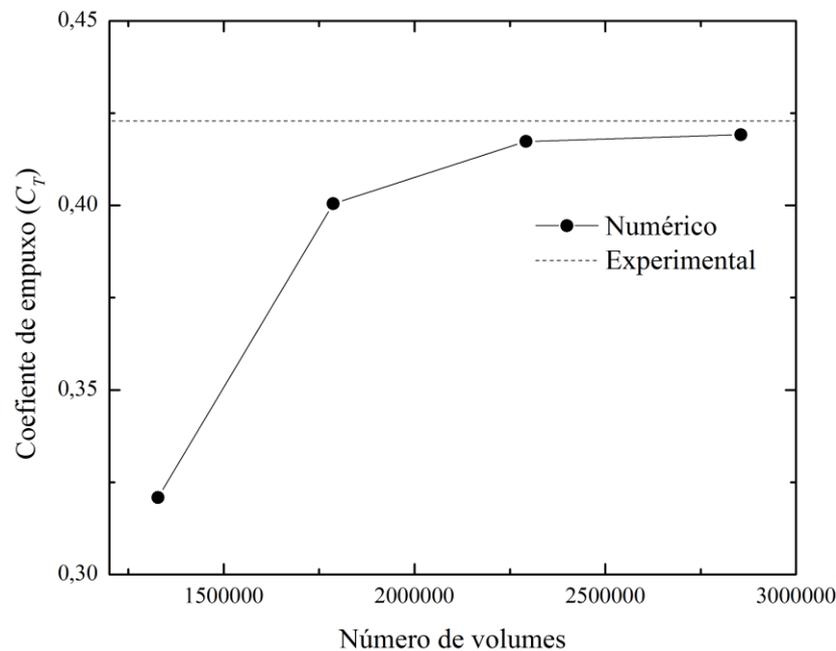


Figura 5.7 – Variação do coeficiente de empuxo com o número de volumes do domínio.

A malha de trabalho escolhida contém aproximadamente 2.250.000 volumes sendo em torno de 2.000.000 no domínio do rotor. A análise do problema é realizada em regime transiente e, portanto, é necessária uma avaliação da influência do passo de tempo adotado.

#### 5.4 Influência de passo de tempo

A utilização de um passo de tempo definido pelo número de Courant  $Cu = [\Delta t / (\Delta x / U_\infty)]$ , que relaciona a dimensão dos menores volumes com a velocidade de entrada, ou definido pelo comprimento dos volumes na interface dos domínios fixo e rotacional, através da relação entre comprimento, velocidade tangencial da malha móvel e tempo, feita por Cochran *et al.* (2004), demandam um tempo computacional muito grande [Akwa, 2010]. A formulação implícita permite que as simulações possam ser realizadas com número de Courant ( $Cu$ ) maiores que a unidade [Maliska, 1995]. Levando-se em conta que passos de tempo pequenos resultam em tempos de simulação muito extensos e passos muito grandes ocasionam erros nos resultados, faz-se necessária a escolha de um passo de tempo adequado. Para tanto a malha de trabalho é simulada para passos de tempo de 0,01 ( $Cu=30$ ) segundos e 0,005 ( $Cu=15$ ) segundos. A tabela 5.2 compara a variação dos resultados de empuxo ( $T$ ), dado em [N], para 8 segundos de simulação, com os diferentes passos de tempo.

Tabela 5.2 – Influência do passo de tempo nos dados de saída.

Tempo (s)	T [N] (p=0,1)	T [N] (p=0,05)
25 s	1645,144	1645,143
28 s	1645,148	1645,146
30 s	1645,148	1645,147
33 s	1645,147	1645,148

Durante o tempo avaliado não há diferenças significativas no valor de empuxo entre o passo de 0,1 e de 0,05, portanto, optou-se pelo maior passo de modo a se reduzir o tempo total de simulação. Além disso, passos de tempo menores requerem um menor número de iterações para atingirem a convergência.

As simulações deste trabalho são feitas em regime transiente para capturar os efeitos de passo de tempo, tais como pequenas flutuações nos resultados decorrentes de variações nos campos de velocidade e pressão no escoamento. Como há a influência da discretização temporal na solução, as análises são feitas a partir de uma média dos resultados obtidos.

O critério de convergência de  $1 \times 10^{-5}$ , estabelecido, é atingido em aproximadamente 600 iterações.

## 6 RESULTADOS

As simulações foram realizadas no cluster *Sun Fire* do CESUP em processadores Quad-Core AMD Opteron, frequência de 2.5GHz, 512KB de cache L2 por núcleo. O tempo de simulação para cada caso foi de aproximadamente quatro dias utilizando-se processamento paralelo, com quatro núcleos. Os resultados obtidos da simulação computacional foram analisados no ANSYS FLUENT e no ANSYS CFD-POST 12.0. Após a análise de qualidade de malha descrita no capítulo 5, onde três malhas com número de volumes distintos para o caso com ângulo de passo  $0^\circ$  foram simuladas e resultados foram comparados a fim de se estudar a influência do número de volumes nos dados de saída. Em seguida foi analisada a influência do passo de tempo nos resultados. O estudo de qualidade de malha para o caso de ângulo de passo de  $3^\circ$ , não é realizado, emprega-se a malha do domínio do rotor tem quantidade e tamanho de volumes semelhante à malha do domínio com ângulo de passo  $0^\circ$ .

Selecionada a malha de trabalho e o passo de tempo adequado, realizam-se as simulações com variação de parâmetros como velocidade de entrada do ar no domínio, modelos de turbulência utilizados nos cálculos e ângulos de passo das pás. Os resultados de coeficientes de torque e empuxo, para os casos com ângulo de passo de  $0^\circ$  e de  $3^\circ$ , obtidos com três modelos de turbulência distintos, são analisados e comparados aos dados experimentais disponibilizados pelo NREL UAE Phase VI e a dados obtidos por Potsdam e Mavriplis (2009) e Carcangiu (2008). Parâmetros qualitativos são igualmente avaliados. As simulações são realizadas e numeradas conforme mostra a Tabela 6.1. As primeiras quatro sequências são feitas para ângulo de passo da pá de  $0^\circ$  e velocidades de entrada de ar no domínio de 5,7 e 9 m/s (simulações de 1 a 6). As sequências de 5 e 6 que apresentam o problema para o ângulo de passo da pá de  $3^\circ$  com as mesmas velocidades de entrada de ar (5, 7 e 9 m/s). Os resultados das simulações com os modelos de turbulência *Spalart-Allmaras* e *k $\omega$ -SST* são apresentados na seção 6.1 do presente trabalho.

A Tabela 6.2 apresenta os resultados da primeira sequência de simulações, onde os valores de torque e empuxo e a diferença percentual relativa ao resultado experimental foram obtidos com o uso de cada modelo de turbulência. Constata-se que os modelos que mais se aproximaram dos resultados experimentais foram o *Spalart-Allmaras* e o *k $\omega$ -SST*. Assim, devido ao tempo demandado pelas simulações e à pouca relevância demonstrada no estudo em questão, o modelo *k $\epsilon$ -RNG* foi desconsiderado nas demais análises.

Tabela 6.1 – Casos simulados.

Sequência	Simulação		Velocidade de entrada [m/s]	Modelos de turbulência	
1	1	0°	9	$k\omega - SST$	
	2		9	$k\varepsilon - RNG$	
	3		9	<i>Spalart – Allmaras</i>	
2	4		7	$k\omega - SST$	
	5		7	<i>Spalart – Allmaras</i>	
3	6		5	$k\omega - SST$	
	7		5	<i>Spalart – Allmaras</i>	
4	8		3°	9	$k\omega - SST$
	9			9	<i>Spalart – Allmaras</i>
5	10	7		$k\omega - SST$	
	11	7		<i>Spalart – Allmaras</i>	
6	12	5		$k\omega - SST$	
	13	5		<i>Spalart – Allmaras</i>	

Tabela 6.2 – Comparação entre os modelos de turbulência na sequência 1.

Sequência 1			
Modelo	$k\omega - SST$	$k\varepsilon - RNG$	$S - A$
Empuxo [N]	1646,59	1635,04	1656,456
Diferença	-1,26%	-2,01%	-0,68%
Torque [Nm]	827,652	821,512	931,78
Diferença	-21,92%	-22,56%	-12,16%

## 6.1 Análise do desempenho da turbina eólica

Nesta seção são apresentados os resultados dimensionais obtidos para empuxo, torque e potência, determinantes no desempenho do rotor, através de simulações numéricas utilizando os modelos de turbulência: *Spalart – Allmaras* e  $k\omega - SST$ . Uma comparação entre os dados experimentais do NREL com os resultados obtidos com os modelos de turbulência citados é realizada a fim de se apresentar a relevância da utilização do CFD para avaliação do desempenho aerodinâmico do rotor eólico.

No gráfico da Figura 6.1 são mostrados os resultados de empuxo (T) para velocidades de entrada de 5, 7 e 9 m/s e ângulo de passo da pá de 0° (sequências 1, 2 e 3 da Tabela 6.1). Para esse estudo o NREL disponibilizou apenas dados relativos ao ângulo de passo de 0° e

velocidade de entrada de 9 m/s. Verificou-se que os resultados de ambos modelos de turbulência apresentaram boa precisão com os valores experimentais para essa velocidade de entrada. Identifica-se, também, uma tendência de aproximação dos valores de empuxo obtidos com cada modelo de turbulência, à medida que aumenta a velocidade de entrada.

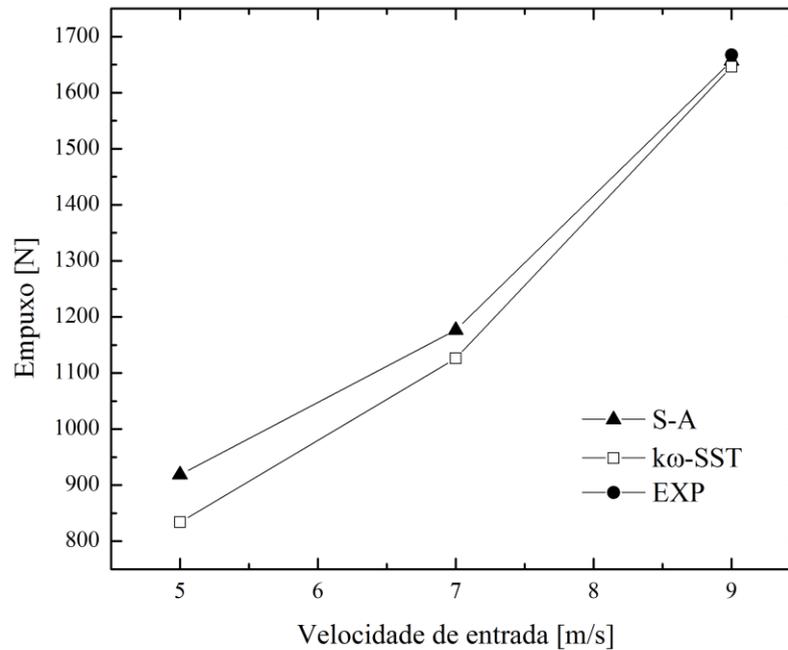


Figura 6.1 – Variação do empuxo em relação à velocidade de entrada para ângulo de passo de 0°.

Para o ângulo de passo da pá de 3° e velocidades de entrada de 5, 7 e 9 m/s (sequências 4, 5 e 6 da Tabela 6.1), foram utilizados os dados experimentais publicados por Potsdam e Mavriplis (2009), o que possibilita melhor entendimento da compatibilidade entre os resultados experimentais e numéricos, demonstrados na Figura 6.2. Verifica-se que com o aumento da velocidade de entrada há uma aproximação entre os resultados de empuxo obtidos com os modelos de turbulência (tendência também identificada no caso de ângulo de passo de 0°). Para a velocidade de entrada de 9 m/s, a diferença entre os dados experimentais e os dados da simulação foram inferiores a 1% e para a de 7 m/s os resultados apresentaram boa precisão, com diferença aproximada de 5%.

Na avaliação do torque nas sequências 1, 2 e 3 da Tabela 6.1, com exceção da simulação com modelo de turbulência  $k\varepsilon - RNG$ , os resultados obtidos apresentaram valores inferiores aos obtidos por Carcangiu (2008), através do modelo  $k\omega - SST$ , e ao dado experimental de 9 m/s disponibilizado pelo laboratório. Nota-se que a evolução do torque com

o aumento da velocidade de entrada no domínio tem comportamento linear até os 9 m/s, conforme gráfico da Figura 6.3.

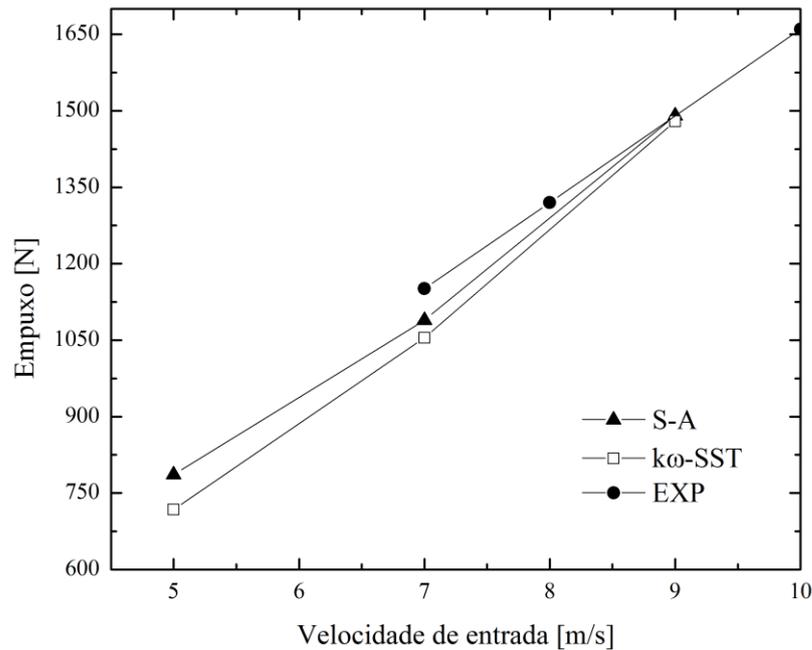


Figura 6.2 – Variação do empuxo em relação à velocidade de entrada para ângulo de passo de 3°.

Esse comportamento é igualmente identificado nas simulações realizadas com os modelos de turbulência utilizados nesse estudo, mas com um ângulo de crescimento menor. Com relação aos resultados obtidos por Carcangiu (2008), o torque foi melhor predito para baixas velocidades. O modelo *Spalart-Allmaras* teve uma diferença percentual aproximada de 15% com relação ao dado do NREL.

Os dados de torque para pás com ângulo de passo de 3°, seqüências 4, 5 e 6 de simulação (Tabela 6.1), estão presentes nos estudos de Potsdam e Mavriplis (2009) e são plotados no gráfico da Figura 6.4. Pode-se observar que o torque cresce linearmente com a velocidade de entrada do domínio. Os dados obtidos nas simulações com os modelos de turbulência *k $\omega$ -SST* e *Spalart-Allmaras*, também apresentaram um comportamento linear e novamente com ângulo de crescimento inferior ao experimental, sendo que os valores de torque para velocidades mais baixas apresentam maior precisão que os dados para entrada do ar de 9 m/s, onde o modelo S-A, apresenta uma diferença de aproximadamente 15% em relação aos dados do NREL.

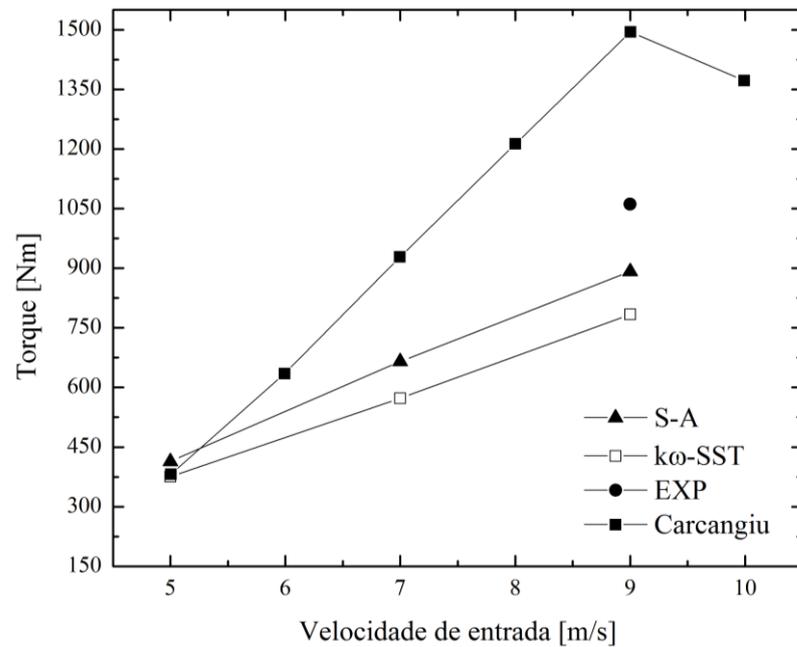


Figura 6.3 – Variação do torque com a velocidade de entrada para ângulo de passo de pá de  $0^\circ$ .

A potência do rotor é calculada através da equação (2.19) e é dada pela multiplicação do torque pela velocidade angular do rotor. A Figura 6.5 mostra o valor de potência para o ângulo de passo da pá de  $0^\circ$  e  $3^\circ$ .

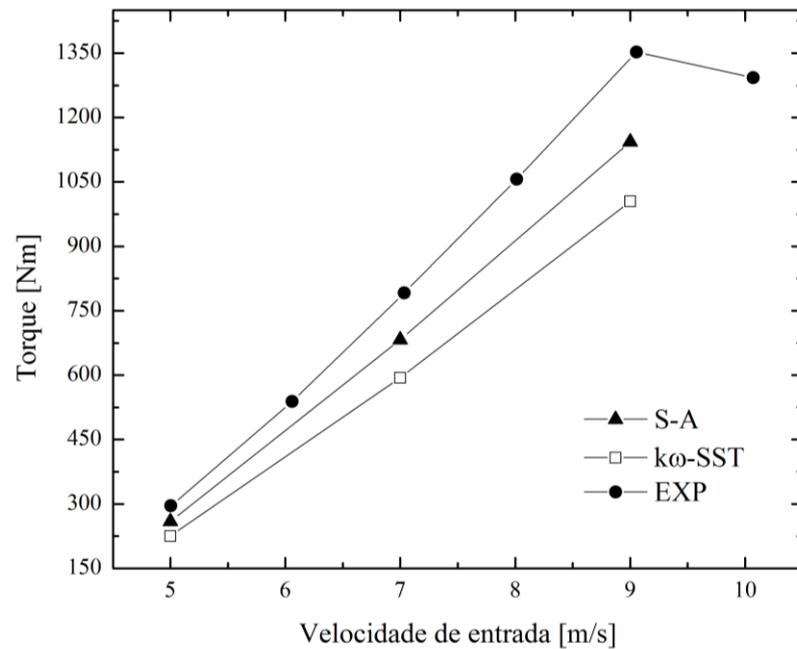


Figura 6.4 – Variação do torque com a velocidade de entrada para ângulo de passo da pá de  $3^\circ$ .

A potência obtida por Carcangiu (2008) para ângulo de  $0^\circ$ , em  $9 \text{ m/s}$  foi superior ao dado experimental do NREL, tanto para o ângulo de passo por ele avaliado, quanto para ângulo de passo  $3^\circ$ . Verifica-se que o resultado de potência do presente estudo para velocidade de  $9 \text{ m/s}$  apresenta maior precisão que o valor obtido por Carcangiu (2008) em relação ao dado experimental. Considerando os dados experimentais do NREL para ângulo de passo  $3^\circ$ , disponibilizados por Carcangiu (2008), os resultados de potência simulados apresentam melhor concordância com os dados experimentais para velocidades de corrente livre ( $U_\infty$ ) mais baixas (diferença de aproximadamente 5% com o modelo S-A). Para velocidades de entrada maiores, a diferença em relação aos dados experimentais aumenta, sendo que para  $9 \text{ m/s}$  a diferença é de aproximadamente 15%, utilizando o modelo *Spalart-Allmaras* e de 25%, utilizando o modelo *k $\omega$ -SST*.

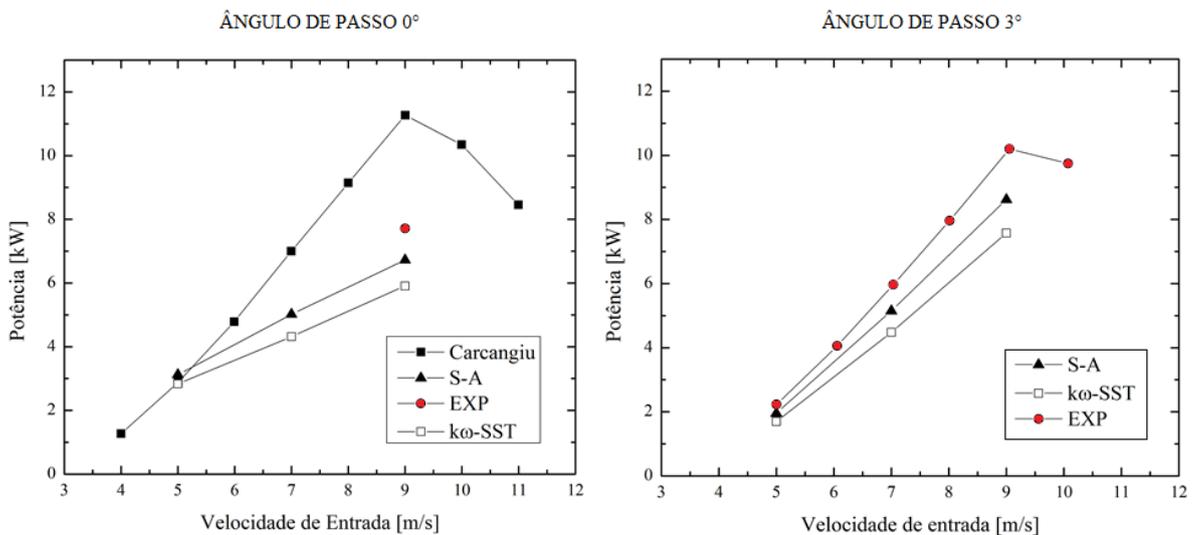


Figura 6.5 – Variação da potência em relação à velocidade de entrada para ângulos de passo de  $0^\circ$  e  $3^\circ$ .

Os dados obtidos através do presente estudo demonstram que os valores de empuxo apresentam boa concordância com os resultados experimentais, destacando-se positivamente o resultado alcançado com ambos os modelos de turbulência na velocidade de  $9 \text{ m/s}$  para as duas configurações de ângulo de passo da pá. Os modelos testados descreveram com boa exatidão os resultados de empuxo para ângulo de passo de  $3^\circ$  nas velocidades de  $7 \text{ m/s}$  a  $9 \text{ m/s}$ , sendo mais exato para  $9 \text{ m/s}$  com o modelo *Spalart-Allmaras*.

Os resultados de torque e potência foram mais consistentes para velocidades de entrada mais baixas ( $5 \text{ m/s}$ ), tanto na configuração com ângulo de passo de  $0^\circ$  como na de  $3^\circ$ , também verificado por Mahu (2010). Porém, identificou-se que com o aumento da velocidade

de entrada houve um aumento na diferença dos dados obtido com os resultados experimentais, chegando-se a uma discordância de 25% com o uso do modelo  $k\omega-SST$  e de 15% com o uso do *Spalart-Allmaras* que demonstrou maior aproximação dos dados experimentais.

Com o intuito de generalizar os resultados, as Tabela que seguem, apresentam os resultados adimensionais obtidos com o modelo S-A. A Tabela 6.3, mostra os resultados de empuxo e coeficiente de empuxo para o modelo de turbulência citado para ângulos de passo de  $0^\circ$  e  $3^\circ$ .

Tabela 6.3 – Empuxo e coeficiente de empuxo para diferentes velocidades de entrada de ar no domínio e ângulo de passo de  $0^\circ$  e  $3^\circ$ .

		5 m/s	7 m/s	9 m/s
$0^\circ$	T [N]	918,4489	1156,789	1656,456
	Ct	0,754933	0,485123	0,420231
$3^\circ$	T [N]	774,26	1064,466	1497,657
	Ct	0,636415	0,446451	0,379945

Na Tabela 6.4 são apresentados os resultados de potência com o mesmo modelo. Os resultados de potência e seus coeficientes são obtidos dividindo-se o valor de coeficiente de potência pela razão de ponta de pá,  $\lambda$ , para cada velocidade de entrada como indicado na Equação 2.22.

Tabela 6.4 – Torque e coeficiente de potência para diferentes velocidades de entrada de ar no domínio e ângulos de passo de  $0^\circ$  e  $3^\circ$ .

		5 m/s	7 m/s	9 m/s
$0^\circ$	P [kW]	3,1196	5,01696	6,72206
	Cp	0,512841	0,300566	0,189482
$3^\circ$	P [kW]	1,95398	5,14748	8,62217
	Cp	0,321221	0,308386	0,243043

## 6.2 Análise qualitativa

Analisando a Figura 6.5 para ângulo de passo de  $3^\circ$ , pode-se notar que para velocidade acima de 9 m/s há uma queda nos valores de torque e, portanto, de potência. Esse fato indica a ocorrência do estol aerodinâmico em que as pás perdem sustentação. A fim de identificar como os modelos empregados preveem o fenômeno, são mostradas na Figura 6.6 e 6.7, o

campo de velocidades e o coeficiente de pressões para ângulos de passo da pá de  $0^\circ$  e  $3^\circ$ , ambos à velocidade de 9 m/s nas seções de  $r/R = 30\%$ ,  $47\%$ ,  $63\%$ ,  $80\%$  e  $95\%$ .

É possível notar através da Figura 6.6 que o fluxo de ar que passa pela zona de sucção da pá, apresenta um gradiente de velocidade que evidencia o descolamento da camada limite, como será discutido a seguir.

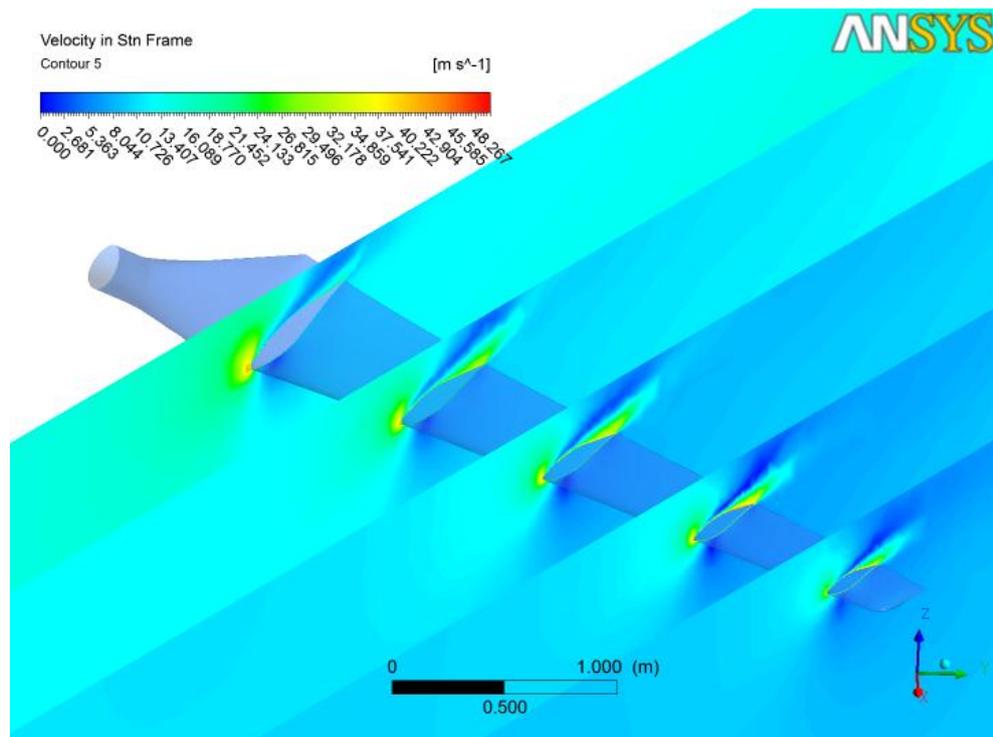


Figura 6.6 – Velocidades nas seções  $r/R = 30\%$ ,  $47\%$ ,  $63\%$ ,  $85\%$  e  $90\%$ .

A Figura 6.8 mostra as linhas de corrente para velocidades de entrada de 5 m/s, 7 m/s e 9 m/s sobre ambas as faces de uma pá. Essas linhas foram obtidas utilizando a tensão de cisalhamento na superfície da pá. Em sequência pode ser observado que, à medida que aumenta a velocidade de entrada, a corrente de ar não percorre toda a seção de maneira uniforme, mas muda de direção em dado ponto. Esse fato evidencia a transição do escoamento laminar para o turbulento na qual há o descolamento dos ventos do dorso da pá, indicando a ocorrência do estol aerodinâmico.

Na Figura 6.9 e 6.10, o fenômeno pode ser visualizado através das linhas de corrente sobre o campo de velocidades para velocidade de entrada de 7 m/s com ângulo de passo de  $3^\circ$  nas seções de  $r/R=47\%$  e  $r/R=80\%$ , nas quais fica evidente a separação da camada limite.

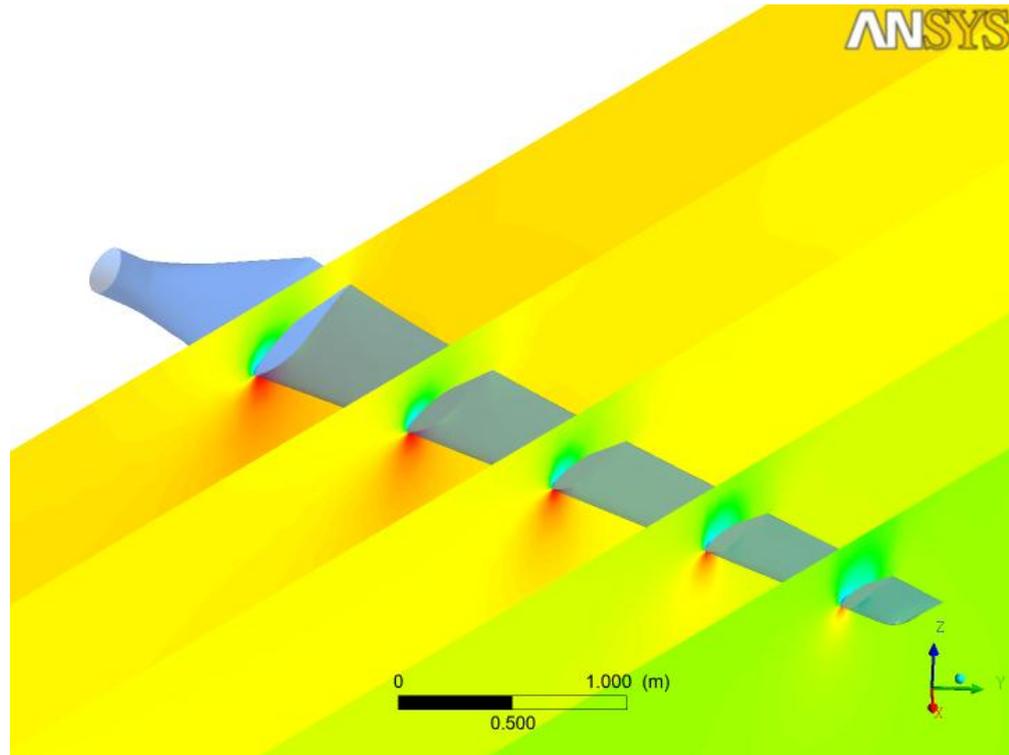
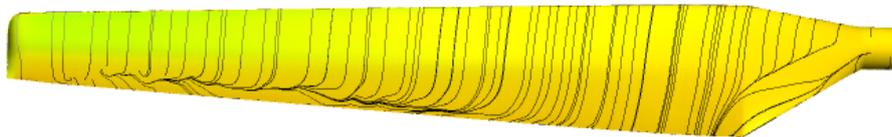
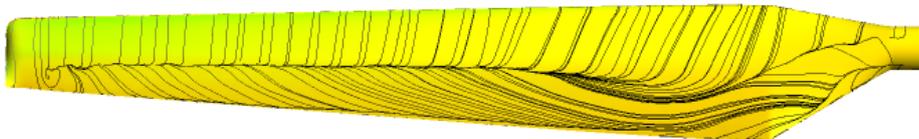


Figura 6.7 – Distribuição de pressão nas seções  $r/R = 30\%$ ,  $47\%$ ,  $63\%$ ,  $85\%$  e  $90\%$ .

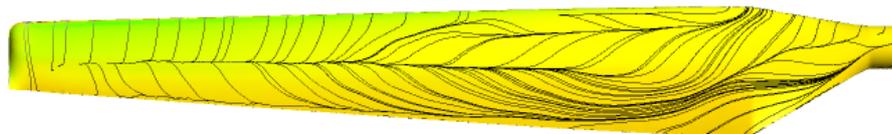
$U = 5 \text{ m/s}$



$U = 7 \text{ m/s}$



$U = 9 \text{ m/s}$



0 1.000 (m)  
0.500

Pressure  
1000  
500  
0  
-500  
-1000  
-1500  
-2000  
-2500  
-3000  
-3500  
-4000

Figura 6.8 – Linhas de corrente sobre a região de sucção da pá para velocidades de entrada de  $5 \text{ m/s}$ ,  $7 \text{ m/s}$  e  $9 \text{ m/s}$ .

É possível notar nas Figuras 6.9 e 6.10 o ponto de separação da camada limite, próximo ao centro do dorso da pá. Para velocidades de entrada mais altas (presente nos estudos de Postdam e Mavriplis, 2008) a velocidade resultante é maior e o ângulo de ataque do vento relativo em relação ao plano do rotor aumenta, o que aproxima o ponto de descolamento do bordo de ataque gerando recirculação no dorso da pá.

As predições do escoamento realizadas por ambos os modelos de turbulência foram idênticas numa análise qualitativa, pelo que não foram apresentados concernentes a um ou outro.

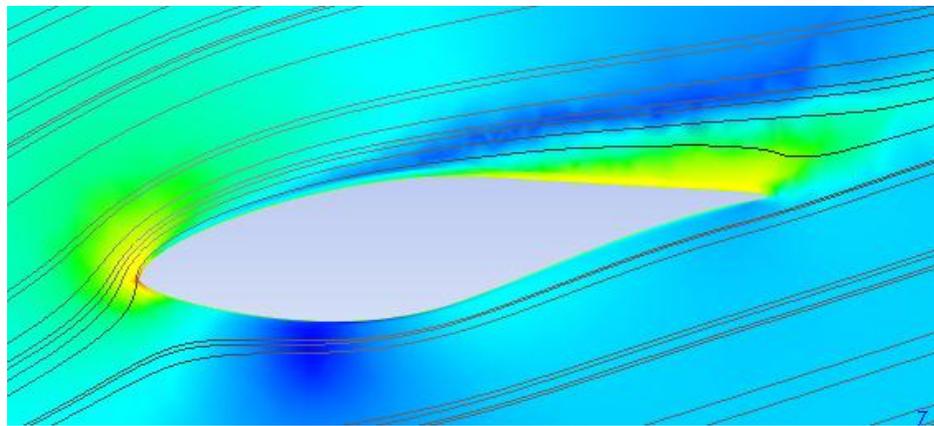


Figura 6.9 – Linhas de corrente sobre a pá para velocidade de entrada de 7 m/s, a  $r/R = 47\%$ .

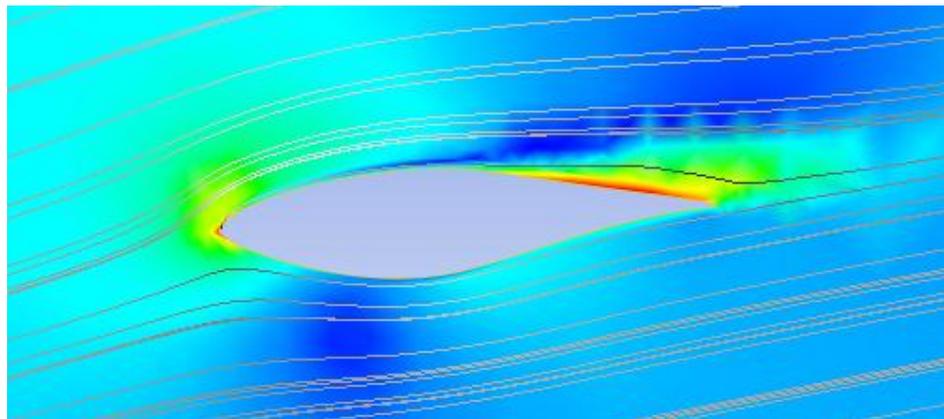


Figura 6.10 – Linhas de corrente sobre a pá para velocidade de entrada de 7 m/s, a  $r/R = 80\%$ .

## 7 CONCLUSÕES

O presente trabalho apresentou a análise do desempenho do rotor eólico de uma turbina de eixo horizontal através da comparação de dados obtidos por simulação numérica com dados experimentais do NREL. Assim a turbina UAE Phase VI foi modelada e inserida em ambiente computacional onde foi discretizada utilizando o método dos volumes finitos (MVF) e calculada através da solução iterativa das equações governantes do movimento dos fluidos – equações de Navier-Stokes com médias de Reynolds (RANS). Parâmetros relativos ao desempenho aerodinâmico do rotor foram extraídos e comparados.

Ao domínio do escoamento no entorno da turbina foi empregado uma malha não-estruturada formada por volumes tetraédricos, que apresentam boa adaptação a geometrias complexas. O processo de geração da malha exigiu uma parte importante do tempo de desenvolvimento das simulações. Primeiramente a ferramenta utilizada na geração da malha, ANSYS ICEM 12.0, não apresenta uma interface muito amigável e, assim, a compreensão e adaptação ao ambiente da ferramenta envolveram grande parte do trabalho. A obtenção de uma malha de boa qualidade e adequada ao estudo necessitou também diversos testes e ajustes.

A simulação foi realizada para uma configuração *upwind*, ângulo de passo das pás de  $0^\circ$  e  $3^\circ$  e ângulo de azimute (yaw) e de cone de  $0^\circ$ , através do código de dinâmica dos fluidos computacional ANSYS FLUENT 13.0 utilizando dois modelos de turbulência que se demonstraram mais relevantes: *k $\omega$ -SST* e *Spalart-Allmaras*. O modelo de turbulência *k $\epsilon$ -RNG* foi testado, mas optou-se por não utilizá-lo devido ao tempo necessário para realizar as simulações, já que apresentou resultado menos satisfatório que os outros modelos, confirmando os resultados de outros autores.

O modelo *Spalart-Allmaras* teve o melhor desempenho dentre os modelos utilizados destacando-se as predições de empuxo, em que apresentou diferença inferior a 1% dos dados experimentais para velocidade de entrada de ar de 9 m/s, tanto para ângulo de passo de  $0^\circ$  como para  $3^\circ$ . O modelo subdimensionou os resultados de torque para velocidades a partir de 5 m/s, chegando a divergir em 15% do valor obtido experimentalmente para entrada de ar de 9 m/s mas, segundo Potsdam e Mavriplis (2009) esse valor está em uma zona de tolerância. Além disso, levando-se em conta o caráter transiente das medições, o valor mínimo medido pelo laboratório têm divergência inferior a 8 % em relação ao valor de torque simulado para entrada de 9 m/s.

Segundo os estudos de Carcangiu (2008), Potsdam e Mavriplis (2009) e Sorensen *et. al* (2002) há um indício da separação da camada limite no bordo de fuga observado na velocidade de entrada de 7 m/s e verifica-se o descolamento da camada limite no intermeio da região de sucção da pá para a velocidade de entrada de 9 m/s. Identificou-se através da análise qualitativa que nas simulações realizadas nesse estudo, os fenômenos apresentados pelos autores ocorrem para a velocidade de entrada de 5 m/s e 7 m/s, respectivamente. Os baixos resultados obtidos para o torque podem decorrer da ocorrência precoce do descolamento da camada limite pode estar ligada já que a perda de sustentação tem influência direta nessa variável.

Para a realização desse estudo foram requeridos dados experimentais diretamente ao laboratório através de e-mail no qual deve constar especificação dos resultados desejados dados que não foram recebidos diretamente do laboratório foram obtidos em artigos publicados. As simulações foram efetuadas com processamento paralelo nas instalações do Centro Nacional de Supercomputação. Os tempos de processamento elevados aliados a problemas operacionais do sistema resultaram em longos tempos para obtenção dos resultados, inviabilizando um maior número de casos simulados.

Alguns pontos podem ser definidos para aprimorar a simulação para esse caso e realizar uma análise mais ampla e detalhada:

- aumento do refinamento da malha e da camada prismática em torno do aerofólio, além do aumento do número de camadas prismáticas;
- utilização e verificação da performance do modelo de turbulência modernos, como o  $k\varepsilon$  – realizável ;
- simulação dos casos para velocidade de entrada de ar de 10 m/s e 25m/s em que os resultados experimentais sugerem ser uma zona de estol aerodinâmico;
- utilização de DES e LES (que se tornam cada vez mais factíveis com o avanço da capacidade computacional) e comparação dos resultados com os modelos de turbulência;
- criação de malha hexaédrica para comparação com malha tetraédrica.

Por fim, destaca-se no presente trabalho a realização de um estudo comparativo entre a simulação numérica com modelos de turbulência e resultados experimentais, a partir do modelamento geométrico da turbina em questão. Os resultados do coeficiente de empuxo,  $C_T$ , apresentaram boa precisão com os resultados experimentais o que demonstra a adequação

da metodologia adotada e dos modelos de turbulência utilizados, porém, o valor de torque deve ser aprimorado. Os resultados obtidos nesse trabalho, juntamente com a metodologia empregada compõem importante fonte de dados para futuros trabalhos.

O presente trabalho contribui para o aprofundamento da análise do desempenho de turbinas eólicas de eixo horizontal apresentando um estudo sobre a dinâmica dos fluidos computacional como ferramenta relevante na ampliação e legitimação da capacidade de geração de energia eólica.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ANSYS. **ANSYS FLUENT 13.0 Theory Guide**. ANSYS, Inc. Canonsburg, 2009.
- Agência Nacional de Energia Elétrica. ANEEL. Disponível em: <<http://www.aneel.gov.br/>>. Acesso em: março 2012.
- Akwa, J.V. **Análise Aerodinâmica de Turbinas Eólicas Savonius Empregando Dinâmica dos Fluidos Computacional**. Dissertação de mestrado (Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Orientadora: PETRY, A.P., 2010.
- Burton, T.; Sharpe, D.; Jenkins, N.; Bossanyi, E. **Wind Energy Handbook**. John Wiley & Sons, Chichester, 2001.
- Carcangiu, C. E. **CFD-RANS Study of Horizontal Axis Wind Turbines**. PhD Thesis, Università degli Studi di Cagliari, Itália, 2008.
- Custódio, R.S. **Energia Eólica para Produção de Energia Elétrica**. Rio de Janeiro: Eletrobrás.2009.
- Cochran, B.C.; Banks, D.; Taylor, S.J.; **A Three-tiered Approach for Designing and Evaluating Performance Characteristics of Novel Weecs**, American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc. and American Society of Mechanical Engineers, 2004.
- EPE. **Matriz Energética Nacional 2030**. Ministério de Minas e Energia. Brasília. 2007.
- Fox, R.; McDonald, A.; Pritchard, P. **Introduction to Fluid Mechanics**. 6. Ed. John Wiley & Sons. New York. 2004.
- Gasch, R.; Twele, J. **Wind Power Plants: Fundamentals, Design, Construction and Operation**. Solarpraxis AG, Berlin, 2002.
- Global Wind Energy Council. GWEC. **Wind Force 12**. European Wind Energy Agency. Brussels. 2005.
- Hand, M.; Simms, D.; Fingersh, L.; Jager, D.; Cotrell, J.; Schreck, S.; Larwood, S. **Unsteady Aerodynamics Experiment Phase VI: Wind Tunnel Test Configurations and Available Data Campaigns**. National Renewable Energy Laboratory. Golden. 2001.
- Hansen, M. O. L. **Aerodynamics of Wind Turbine**. Earthscan, [s.n.], 2008.
- Hau, E. **Wind Turbines: Fundamentals, Technologies, Application, Economics**, Springer, Berlin, 2006.
- Ivanell, S. **Numerical Computations of Wind Turbine Wakes**. Gotland University. Stockholm. 2009.

Ludwig, D. **Análise Numérica da Influência de Fatores Atmosféricos na Esteira Aerodinâmica de Turbinas Eólicas**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2011.

Maliska, C. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. 2. ed. LTC, Rio de Janeiro, 2004.

Manwell, F.; McGowan, J.; Rogers, A. **Wind Energy Explained: Theory, Design and Application**. John Wiley & Sons, Chichester, 2002.

Mikkelsen, R. **Actuator disk methods applied to wind turbines**. Technical University of Denmark, Lyngby, 2003.

Möller, S.; Silvestrini, J. **Turbulência vol. 4**. Editora da ABCM, Porto alegre, 2004.

Patankar, S. **Numerical Heat Transfer and Fluid Flow**. McGraw-Hill, New York, 1980.

Potsdam, M.; Mavriplis, D. Unstructured Mesh CFD Aerodynamic Analysis of the NREL Phase VI Rotor. **47th AIAA Aerospace Sciences Meeting**, Orlando, 2009

Réthoré, P.E.; Sørensen, N.N; Zahle, F.. **Validation of an actuator disc model**. EWEC, Warsaw, April 2010.

Schreck, S. The NREL Full-Scale Wind Tunnel Experiment: Introduction to the Special Issue. **Wind Energy**, v. 5, p. 77-84, 2002.

Sorensen, N. N. Navier - Stokes Predictions of the NREL UAE Phase VI Rotor in the Nasa Ames 80 x 120 ft. **Wind Energy**, 2002.

Sørensen, J. N. Aerodynamic Aspects of Wind Energy Conversion. **Annual Reviews of Fluid Mechanics**, Lyngby, 2011.

Spera, D. A. **Wind Turbine Technology Fundamental Concepts of Wind Turbine Engineering**. Asme Press, New York, 2009.

Versteeg, H.; Malalasekera, W. **An Introduction to computational fluid dynamics: The Finite Volume Method**. Longman Group Ltd, Harlow, 1995.

Wenzel, G. **Análise Numérica da Esteira de Turbinas Eólicas de Eixo Horizontal: Estudo Comparativo com Modelos Analíticos**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2010.

Wilcox, D.C. **Turbulence Modeling for CFD**, DCW Industries Inc., EUA: 1993.

Zahle, F.; Sorensen, N. On the Influence of Far-Wake Resolution on Wind Turbine Flow Simulations. **Journal of Physics: Conference Series 75**, 2007.