

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Influência da turbulência atmosférica na esteira aerodinâmica de turbinas eólicas: estudo experimental em túnel de vento

Manuel Alejandro Zúñiga Inestroza

Porto Alegre
2017

MANUEL ALEJANDRO ZÚÑIGA INESTROZA

**INFLUÊNCIA DA TURBULÊNCIA ATMOSFÉRICA NA
ESTEIRA AERODINÂMICA DE TURBINAS EÓLICAS:
ESTUDO EXPERIMENTAL EM TÚNEL DE VENTO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul,
como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em
Engenharia.

Porto Alegre
2017

MANUEL ALEJANDRO ZÚÑIGA INESTROZA

**INFLUÊNCIA DA TURBULÊNCIA ATMOSFÉRICA NA
ESTEIRA AERODINÂMICA DE TURBINAS EÓLICAS:
ESTUDO EXPERIMENTAL EM TÚNEL DE VENTO**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Área de Concentração Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 30 de Março de 2017

Prof. Acir Mércio Loredou-Souza
Ph.D. University of Western Ontario, Canadá
Orientador

Prof. Adrian Roberto Wittwer
Dr. pela UFRGS, Brasil
Co-orientador

Prof. Carlos Torres Formoso
Dr. pela University of Salford, Grã Bretanha
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof. Adriane Prisco Petry (UFRGS)
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Eng. Jorge Antonio Villar Alé
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Eng. Jussara Maria Leite Mattuella
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Eng. Mario Gustavo Klaus Oliveira
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Dedico este trabalho a meus pais Alba e Miguel,
e à memória de minha avó Antónia.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, por dar-me saúde, paciência, sabedoria e entendimento.

Agradeço a meus pais, Alba e Miguel, pelo amor, educação e valores ensinados. Obrigado por todos os sacrifícios e por sempre cuidar de mim. Eu amo vocês.

Agradeço às minhas irmãs, Cynthia e Lucy, e aos meus irmãos, José e Miguel, pela compreensão durante esses anos longe de vocês.

Agradeço a minha querida e melhor amiga Liliana Cabañas, por sua valiosa e incondicional amizade, pelos conselhos, pelo carinho e pelo apoio em todo momento. Obrigado por fazer de mim uma melhor pessoa e demonstrar-me que sim existem boas pessoas neste mundo.

Agradeço à Organização dos Estados Americanos (OEA) e à Coordenação de Aperfeiçoamento Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela bolsa de estudos que possibilitou a minha total dedicação no mestrado.

Agradeço ao Prof. Acir Mércio Loredo-Souza, orientador deste trabalho pelo suporte, gentileza e estima. Obrigado pela confiança depositada em mim para desenvolver esta pesquisa.

Agradeço ao Prof. Adrian Roberto Wittwer e à Eng. Jussara Maria Leite Mattuella, pelas valiosas contribuições no desenvolvimento do trabalho.

Agradeço ao pessoal do LAC, Arthur, Gustavo, Marcelo, Miguel e Roges, pela ajuda durante os ensaios.

Agradeço a Matthew Bruce Vallis, pela amizade, pelas piadas e pelos bons momentos compartilhados.

Agradeço a todos meus colegas de mestrado, em particular ao Felipe Quevedo, pela ajuda durante as disciplinas cursadas.

Agradeço a Edna Hornes, por compartilhar seu apartamento comigo, pela amizade e por ensinar-me mais sobre a língua portuguesa.

Agradeço ao Brasil e seu povo, por ter me acolhido durante estes dois anos de crescimento profissional e pessoal.

¡PIU AVANTI!

No te des por vencido, ni aún vencido,
no te sientas esclavo, ni aún esclavo;
trémulo de pavor, piénsate bravo,
y acomete feroz, ya mal herido.

Ten el tesón del clavo enmohecido
que ya viejo y ruin, vuelve a ser clavo;
no la cobarde estupidez del pavo
que amaina su plumaje al primer ruido.

Procede como Dios que nunca llora;
o como Lucifer, que nunca reza;
o como el robledal, cuya grandeza
necesita del agua, y no la implora...

¡Qué muerda y vocifere vengadora,
ya rodando en el polvo, tu cabeza !

Pedro Bonifácio Palácios

RESUMO

ZÚÑIGA INESTROZA, M.A. **Influência da turbulência atmosférica na esteira aerodinâmica de turbinas eólicas: estudo experimental em túnel de vento.** 2017.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

Aerogeradores, ou turbinas eólicas, são máquinas instaladas em grandes parques eólicos que convertem a energia cinética do vento em energia elétrica. A definição da separação e da interação entre máquinas é um fator fundamental de análise durante a fase de projeto, pois os chamados efeitos de esteira podem inviabilizar o desenvolvimento de um parque eólico. Em geral, a esteira de um aerogerador está caracterizada por um significativo déficit de velocidade e uma intensificação dos níveis de turbulência, o que ocasiona a diminuição da eficiência aerodinâmica e a redução da vida útil das máquinas localizadas a sotavento. Embora existam diferentes pesquisas destinadas à compreensão e previsão dos efeitos de esteira, o problema permanece como uma questão desafiadora que exige a adoção de ferramentas de alta precisão para sua identificação. Este trabalho apresenta uma metodologia experimental em túnel de vento, para a caracterização e avaliação do campo de escoamento na esteira aerodinâmica de um modelo reduzido, sob diferentes condições de escoamento incidente. Especificamente, investiga-se a influência da turbulência atmosférica para quatro perfis de escoamento: i) uniforme-suave; ii) uniforme-turbulento; iii) lei potencial com expoente $\alpha = 0,11$; iv) lei potencial com expoente $\alpha = 0,23$. Todos os casos foram conduzidos sob condições de estratificação neutra, e foi utilizado anemômetro de fio-quente para efetivar as medições dos perfis de velocidade média e intensidade da turbulência, em diferentes posições da esteira. Os resultados mostraram diferenças substanciais no comportamento dos perfis de esteira, em função dos níveis de turbulência incidente. Particularmente, observou-se que o incremento da turbulência atmosférica reduz o déficit de velocidade e promove uma maior mistura turbulenta, o que acelera a dissipação dos efeitos de esteira. Assim, a metodologia experimental em túnel de vento evidencia-se como uma importante ferramenta de análise que possibilita amplo espectro para a investigação, precisão e confiabilidade de projetos eólicos.

Palavras-chave: *esteira aerodinâmica; efeitos de esteira; aerogeradores; turbulência atmosférica; túnel de vento.*

ABSTRACT

ZÚÑIGA-INESTROZA, M.A. **The influence of atmospheric turbulence on wind turbine wakes: an experimental wind tunnel study.** 2017. Dissertation (Master's in Civil Engineering) – Post-graduate program in Civil Engineering, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

Wind turbines are machines installed in large wind farms to convert the wind's kinetic energy into electrical power. For an optimal wind farm siting, it is necessary to take into account the interaction between wind turbine wakes. In general, wake effects are associated with velocity deficit and enhanced turbulence intensity. This may reduce the aerodynamic efficiency and lifetime of downwind turbines, making the project unfeasible. Several experimental and numerical studies have been conducted to unravel the behavior of wind turbine wakes under different inflow conditions. However, current wind farm siting tools are incapable of accurately predicting and assessing its effects. This document presents an experimental methodology in the wind tunnel to survey the influence of the atmospheric turbulence on the wake flow field of a wind turbine model. Specifically, four different flow conditions were investigated: i) uniform-laminar; ii) uniform-turbulent; iii) power law exponent $\alpha = 0.11$; iv) power law exponent $\alpha = 0.23$. All cases were developed under neutrally stratified conditions. Hot-wire anemometry was used to obtain high-resolution measurements of the mean velocity and turbulence intensity profiles at different downwind positions. Results show that different turbulence intensity levels of the incoming flow lead to substantial differences in the spatial distribution of the wakes. Particularly, higher ambient turbulence promotes a faster wake recovery and lower velocity deficit. In conclusion, the use of wind tunnel experiments is a trustworthy alternative that brings precision and reliability to wind projects.

Keywords: *wind turbine wakes; wake effects; wind turbines; atmospheric turbulence; wind tunnel experiments.*

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	23
1.1 ENERGIA E MUDANÇA CLIMÁTICA.....	23
1.2 ENERGIA EÓLICA NO BRASIL.....	26
1.3 JUSTIFICATIVA.....	28
1.4 OBJETIVOS DO TRABALHO.....	29
1.4.1 Objetivos principais	29
1.4.2 Objetivos específicos	29
1.5 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO	30
2 REVISÃO DA LITERATURA	31
2.1 HISTÓRICO DA ENERGIA EÓLICA	31
2.1.1 Inovações técnicas.....	32
2.2 TURBINAS EÓLICAS	35
2.2.1 Turbinas eólicas de eixo horizontal (TEEH).....	36
2.2.1.1 Componentes das TEEH.....	37
2.2.1.2 Sistemas de controle	39
2.3 CAMADA LIMITE ATMOSFÉRICA	40
2.3.1 Perfil de velocidades médias – lei logarítmica	43
2.3.2 Perfil de velocidades médias – lei potencial	45
2.3.3 Número de Reynolds.....	46
2.3.4 Estratificação atmosférica	46
2.3.5 Turbulência.....	48
2.4 AERODINÂMICA DE TURBINAS EÓLICAS	50
2.4.1 Potência disponível no vento	50
2.4.2 Teoria do disco atuador.....	52
2.4.2.1 Fator de interferência axial.....	55

2.4.2.2 Coeficiente de potência	55
2.4.2.3 Coeficiente de empuxo	56
2.4.3 Teoria do disco rotor	57
2.4.4 Aerofólios	62
2.4.5 Teoria do cilindro de vórtices	65
2.4.6 Teoria de quantidade de movimento no elemento de pá (BEM)	68
2.4.6.1 Teoria do elemento de pá	68
2.4.6.2 Dimensionamento ótimo de Betz	71
2.4.7 Esteira aerodinâmica	72
2.4.7.1 Esteira próxima.....	73
2.4.7.2 Esteira distante.....	73
2.4.7.3 Efeitos de esteira em parques eólicos	74
2.4.7.4 Evolução do conhecimento e da pesquisa em esteiras aerodinâmicas	74
3 METODOLOGIA EXPERIMENTAL EM TÚNEL DE VENTO	82
3.1 INTRODUÇÃO	82
3.2 CONDIÇÕES DE SEMELHANÇA	83
3.3 SIMULAÇÃO DA CLA EM TÚNEL DE VENTO	85
3.4 TÚNEL DE VENTO PROF. JOAQUIM BLESSMANN/TV-2	86
3.5 EQUIPAMENTO.....	88
3.5.1 Tubo de Pitot-Prandtl	88
3.5.2 Anemômetro de fio-quente	89
3.5.3 Foto-tacômetro digital	89
3.6 MODELO REDUZIDO	90
3.6.1 Distorção geométrica	91
3.6.2 Efeitos de escala.....	91
3.7 INSTRUMENTAÇÃO E CONFIGURAÇÕES DE ENSAIO	93
3.7.1 Comportamento aerodinâmico do modelo.....	95
3.7.2 Características da esteira	98

4 RESULTADOS.....	102
4.1 PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS	102
4.1.1 Escoamento incidente: uniforme-suave	102
4.1.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento.....	103
4.1.3 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,11$	103
4.1.4 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,23$	104
4.1.5 Curvas de potência elétrica	104
4.1.6 Parâmetros de ensaio.....	105
4.2 PERFIS DE VELOCIDADE MÉDIA	105
4.2.1 Escoamento incidente: uniforme-suave	106
4.2.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento.....	107
4.2.3 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,11$	108
4.2.4 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,23$	110
4.3 PERFIS DE INTENSIDADE DA TURBULÊNCIA	112
4.3.1 Escoamento incidente: uniforme-suave	113
4.3.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento.....	114
4.3.3 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,11$	115
4.3.4 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,23$	117
5 ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS.....	119
5.1 PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS	119
5.2 PERFIS DE VELOCIDADE MÉDIA	121
5.2.1 Escoamento uniforme-suave	121
5.2.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento.....	121
5.2.3 Escoamento incidente: $\alpha = 0,11$	122
5.2.4 Escoamento incidente: $\alpha = 0,23$	122
5.3 PERFIS DE INTENSIDADE DA TURBULÊNCIA	123
5.3.1 Escoamento incidente: uniforme-suave	123

5.3.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento.....	123
5.3.3 Escoamento incidente: $\alpha = 0,11$	124
5.3.4 Escoamento incidente: $\alpha = 0,23$	124
6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	126
6.1 SUGESTÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.	127
REFERÊNCIAS	129

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Distribuição global das fontes de geração elétrica, no fim de 2015.....	24
Figura 2 – Capacidade instalada acumulada (GW) no período 2001-2016.....	25
Figura 3 – Capacidade eólica adicionada em 2016	25
Figura 4 – Capacidade instalada acumulada no fim de 2016	26
Figura 5 – Capacidade eólica instalada no Brasil, no período 2005–2015.....	27
Figura 6 – Visão geral dos moinhos de vento de eixo horizontal	32
Figura 7 – Evolução das turbinas eólicas a partir da década do 80.....	34
Figura 8 – Esquema ilustrativo das: a) TEEV – turbinas eólicas de eixo vertical; b) TEEH – turbinas eólicas de eixo horizontal	35
Figura 9 – Classificações das TEEH: a) quanto à localização; b) quanto à posição do rotor; c) quanto ao porte e número de pás	36
Figura 10 – Componentes de uma TEEH.....	37
Figura 11 – Sistemas de transmissão da nacela: a) com caixa multiplicadora b) sem caixa multiplicadora.....	38
Figura 12 – Tipos de torres de TEEH.....	38
Figura 13 – Tipos de fundações de TEHH	39
Figura 14 – Perfil de velocidade média e tensões de Reynolds da CLA.....	42
Figura 15 – Perfis de velocidade média para diferentes tipos de comprimento de rugosidade.....	44
Figura 16 – Componentes do vetor velocidade	49
Figura 17 – Esquema do fluxo de ar através de um volume de controle.....	51
Figura 18 – Representação do disco atuador.....	53

Figura 19 – Curva dos coeficientes de potência e de empuxo, em função do fator de indução axial	57
Figura 20 – Representação do disco atuador	58
Figura 21 – Coeficiente de potência máxima em função da velocidade de ponta, segundo a teoria do disco rotor.....	62
Figura 22 – Esquema de um aerofólio.....	62
Figura 23 – Forças atuando em aerofólio.....	63
Figura 24 – Regiões características das pás, em função das solicitações estruturais e aerodinâmicas	64
Figura 25 – Modelo do sistema de vórtices Joukowsky	65
Figura 26 – Modelo da teoria do cilindro de vórtices.....	66
Figura 27 – Visualização dos vórtices de ponta de pá.....	67
Figura 28 – Visualização da trajetória helicoidal da esteira.....	67
Figura 29 – Esquema de elemento de pá	68
Figura 30 – Distribuição de forças atuantes em um elemento de pá	69
Figura 31 – Representação da esteira aerodinâmica.....	72
Figura 32 – Esquema das condições de semelhança entre dois corpos qualquer	84
Figura 33 – Dispositivos utilizados usualmente para simular a CLA em túnel de vento.....	86
Figura 34 – Esquema do túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann/TV-2.....	87
Figura 35 – Esquema de tubo Prandtl-Pitot.....	88
Figura 36 – Esquema de funcionamento do anemômetro de fio quente	89
Figura 37 – Esquema de funcionamento do foto tacômetro digital.....	90

Figura 38 – Partes do modelo ensaiado: a) Rotor GWS/EP-7035; b) Motor CC Precision Microdrive 112-001;.....	91
Figura 39 – Dispositivos utilizados nos ensaios para simular os perfis de vento incidente: a) uniforme-suave; b) uniforme-turbulento; c) $\alpha = 0,11$; d) $\alpha = 0,23$	93
Figura 40 – Esquema do modelo utilizado para os ensaios com perfil de escoamento uniforme: i) suave; ii) turbulento.....	94
Figura 41 – Esquema do modelo utilizado para os ensaios com perfil de CLA: i) $\alpha = 0,11$; ii) $\alpha = 0,23$	94
Figura 42 – Suporte do tacômetro para medição da velocidade angular do modelo: a) no eixo do túnel; b) na altura $h=158,06$ mm.....	95
Figura 43 – Instrumentação: a) Barômetro Novus/Huva N1500; b) Micromanômetro ManoAir 500.....	96
Figura 44 – Arranjo experimental do tubo Prandtl-Pitot: a) posição de instalação; b) altura em relação ao piso do túnel.....	96
Figura 45 – Foto dos multímetros utilizados para medir a corrente e tensão elétrica gerada pelo modelo.....	97
Figura 46 – Arranjo experimental das medições da esteira com perfil: a) escoamento uniforme; b) CLA.....	98
Figura 47 – Organograma de ensaios.....	99
Figura 48 – Esquema das posições de medição na esteira com perfil de escoamento uniforme $x/D = 2; 4; 7; 10$	100
Figura 49 – Esquema das posições de medição na esteira com simulação de CLA $x/D = 2; 4; 7; 10$	101
Figura 50 – Curvas de potência elétrica.....	104
Figura 51 – Perfis de velocidade média normalizada para escoamento uniforme-suave: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	106

Figura 52 – Perfis de velocidade média normalizada para escoamento uniforme-turbulento: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	107
Figura 53 – Perfis de velocidade média normalizada $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	108
Figura 54 – Perfis do déficit de velocidade média em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	109
Figura 55 – Perfis de velocidade média normalizada $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	110
Figura 56 – Perfis do déficit de velocidade média em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	111
Figura 57 – Perfis de intensidade da turbulência para escoamento uniforme-suave: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	113
Figura 58 – Perfis de intensidade da turbulência para escoamento uniforme-turbulento: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	114
Figura 59 – Perfis de intensidade da turbulência $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	115
Figura 60 – Perfis de intensidade da turbulência adicionada pelo rotor em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	116
Figura 61 – Perfis de intensidade da turbulência $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	117
Figura 62 – Perfis de intensidade da turbulência adicionada pelo rotor em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$	118

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Comprimento de rugosidade para diferentes tipos de terreno	44
Tabela 2 – Parâmetros de Rugosidade da NBR-6123	45
Tabela 3 – Parâmetros característicos para perfil de escoamento uniforme-suave	102
Tabela 4 – Parâmetros característicos para perfil de escoamento uniforme-turbulento.....	103
Tabela 5 – Parâmetros característicos para perfil de CLA $\alpha = 0,11$	103
Tabela 6 – Parâmetros característicos para perfil de CLA $\alpha = 0,23$	104
Tabela 7 – Parâmetros de ensaio	105

LISTA DE SIGLAS

BEM	Teoria de Quantidade de Movimento do Elemento de Pá
CLA	Camada limite atmosférica
COP21	Vigésimo Primeira Conferência das Partes
DEWI	Instituto Alemão de Energia Eólica
GEE	Gases de Efeito Estufa
GW	<i>Gigawatt</i>
GWEC	Conselho Global de Energia Eólica
GWS	<i>Grand Wing Servo-Tech</i>
kW	<i>Kilowatt</i>
LAC	Laboratório de Aerodinâmica das Construções
MW	<i>Megawatt</i>
OECD	Organização para a Cooperação e Desenvolvimento Econômico
OIE	Oferta Interna de Energia
OIEE	Oferta Interna de Energia Elétrica
PDE 2024	Plano Decenal de Expansão 2024
PIV	Velocimetria por Imagem de Partículas
PROINFA	Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica
REN21	Rede de Políticas de Energias Renováveis para o século 21
TEEH	Turbina Eólica de Eixo Horizontal
TEEV	Turbina Eólica de Eixo Vertical
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul

LISTA DE SIMBOLOS

Letras Romanas:

A	área do disco atuador [m ²]
A_d	área do disco atuador [m ²]
A_w	área da esteira [m ²]
a	fator de interferência axial [-]
a'	fator de interferência angular ou tangencial [-]
B	número de pás [-]
c	corda [m]
C_d	coeficiente de arrasto [-]
C_l	coeficiente de sustentação [-]
C_p	coeficiente de potência [-]
C_{pmax}	coeficiente de potência máxima ou limite de Betz-Joukowski [-]
C_T	coeficiente de empuxo [-]
dr	largura radial de uma seção anular do disco rotor [m]
(dT/dz)	gradiente adiabático local [-]
$(dT/dz)_{ad}$	gradiente adiabático [-]
E_k	energia cinética do escoamento [Joules]
E	tensão elétrica medida [V]
E_0	tensão elétrica de velocidade inicial [V]
FE	fator de escala comprimento [-]
F_D	força de arrasto [N]
F_L	força de sustentação [N]
F_N	componente de força na direção axial do escoamento [N]

F_T	componente de força na direção tangencial do escoamento [N]
g	aceleração gravitacional [m/s ²]
$I_i(z)$	intensidade da turbulência na direção da componente i [-]
k	constante de Von Kármán [-]
L	dimensão característica para cálculo do Reynolds [m]
L	comprimento de Monin-Okulov [-]
L_m	comprimento do modelo [-]
L_p	comprimento do protótipo [-]
m	massa da corrente livre [kg]
\dot{m}	fluxo de ar [-]
P	potência disponível no vento [W]
P_o	pressão estática do escoamento [Pa]
P_d^+	pressão estática do ar frente ao disco atuador [kPa]
P_d^-	pressão estática do ar atrás do disco atuador [kPa]
P_T	pressão total no ponto de estagnação [Pa]
p_w	pressão estática do ar na esteira [kPa]
p_∞	pressão estática do ar na corrente livre [kPa]
r	raio do disco rotor [m]
Re	número de Reynolds [-]
Ri	número de Richardson [-]
Re_{crit}	número de Reynolds Crítico [-]
T	força de empuxo concentrada no disco atuador [N]
T	temperatura média [°C]
TSR	velocidade de ponta de pá [-]

T_0	temperatura de referência [°C]
T^*	diferença de temperatura [°C]
U	velocidade do escoamento [m/s]
U_d	componente axial da velocidade no disco rotor [m/s]
U_d	velocidade no plano do disco atuador [m/s]
U_{rel}	vento relativo [m/s]
U_t	componente tangencial da velocidade no disco rotor [m/s]
U_w	velocidade do escoamento na esteira [m/s]
U_∞	velocidade do escoamento não perturbado ou da corrente livre [m/s]
u^*	velocidade de fricção ou atrito junto à superfície [m/s]
\tilde{u}	vetor flutuação de velocidade ou vetor rajada [m/s]
\bar{U}	vetor velocidade média na direção predominante do escoamento [m/s]
$\bar{U}(z)$	velocidade média na altura z [m/s]
$\bar{U}(z_{ref})$	velocidade média de referência [m/s]
$u(z; t)$	componente longitudinal do escoamento [m/s]
$v(z; t)$	componente transversal do escoamento [m/s]
$w(z; t)$	componente vertical do escoamento [m/s]
w	velocidade angular ou torque de reação da esteira [rad/s]
z	altura acima do solo [m]
z_0	comprimento da rugosidade superficial [m]
z_g	altura gradiente [m]
z_d	deslocamento do plano zero [m]
z_{ref}	altura de referência [m]

Letras Gregas:

α	ângulo de ataque [graus]
Γ	circulação de vórtices [-]
ΔU_x	déficit de velocidade média na direção longitudinal do escoamento [m/s]
θ_p	ângulo de passo [graus]
$\theta_{p,0}$	ângulo de passo na ponta da pá [graus]
θ_T	ângulo de torção [graus]
λ	velocidade de ponta de pá [-]
λ_r	velocidade local de ponta [-]
μ	viscosidade dinâmica do ar [Ns/m ²]
ν	viscosidade cinemática do ar [m ² /s]
ρ	massa específica do ar [kg/m ³]
$\sigma_i(z)$	desvio padrão na direção da componente longitudinal do escoamento [m/s]
τ_w	tensões aparentes de Reynolds [kg/m·s ²]
φ	ângulo do vento relativo [graus]
Ω	velocidade angular ou torque do rotor [rad/s]

1 INTRODUÇÃO

1.1 ENERGIA E MUDANÇA CLIMÁTICA

O processo natural da terra envolve períodos de aquecimento e resfriamento. Entretanto, no último século, o sistema climático tem continuado esquentando-se cada vez mais e muitas das alterações são inigualáveis em relação a milhares de anos. Entre 1880 e 2012 houve um aumento de 0,85°C na temperatura média global, sendo que as últimas três décadas apresentam os maiores incrementos da história (IPCC, 2014). Em decorrência disso, tem se observado um maior aquecimento da atmosfera e dos oceanos, ocasionando a diminuição das quantidades de gelo e o incremento do nível dos mares, assim como fenômenos meteorológicos mais severos (IPCC, 2014; REN21, 2016).

A energia, além de ser um fator essencial na atividade econômica e no bem-estar comum, é um elemento que se encontra estreitamente ligado com a mudança climática e o aumento dos gases de efeito estufa¹ (GEE). Hoje em dia, os combustíveis fósseis (petróleo, carvão, gás natural) continuam sendo a forma predominante de geração de eletricidade, contribuindo à intensificação do efeito estufa² (IPCC, 2014). Nesse sentido, a comunidade científica aponta ao desenvolvimento e utilização de fontes alternativas renováveis que permitem reverter o impacto adverso das fontes tradicionais de energia (REN21, 2016).

No fim de 2015, foi realizada a vigésimo primeira Conferência das Partes (COP21), onde os países membros concordaram em limitar o aquecimento global em menos de 2°C (REN21, 2016). Para atingir esse objetivo, haverá que redefinir-se a forma de produção e consumo de energia, o que começa com a redução da dependência dos combustíveis fósseis. A Figura 1 mostra que apenas 23,7% da energia consumida atualmente é produzida a partir de fontes renováveis. Com uma presença de 3,7%, a energia eólica aparece como a alternativa sustentável de menor custo e que desponta como a opção mais promissora para suprir a futura demanda elétrica e reduzir a dependência dos combustíveis fósseis (REN21, 2016).

¹ Gases de efeito estufa, são aqueles gases dióxido de carbono (CO₂), metano (CH₄) e óxido nitroso (N₂O) (naturais e antropogênicos) que absorvem parte da radiação infravermelha, e dificultam seu escape para o espaço, produzindo um incremento na temperatura (BAEDE et al., 2007).

² Efeito estufa, é um fenômeno natural que mantém a temperatura da terra acima da que seria na ausência de atmosfera. A intensificação do efeito estufa provoca uma desestabilização do equilíbrio energético no planeta, dando lugar ao fenômeno conhecido como aquecimento global (BAEDE et al., 2007).

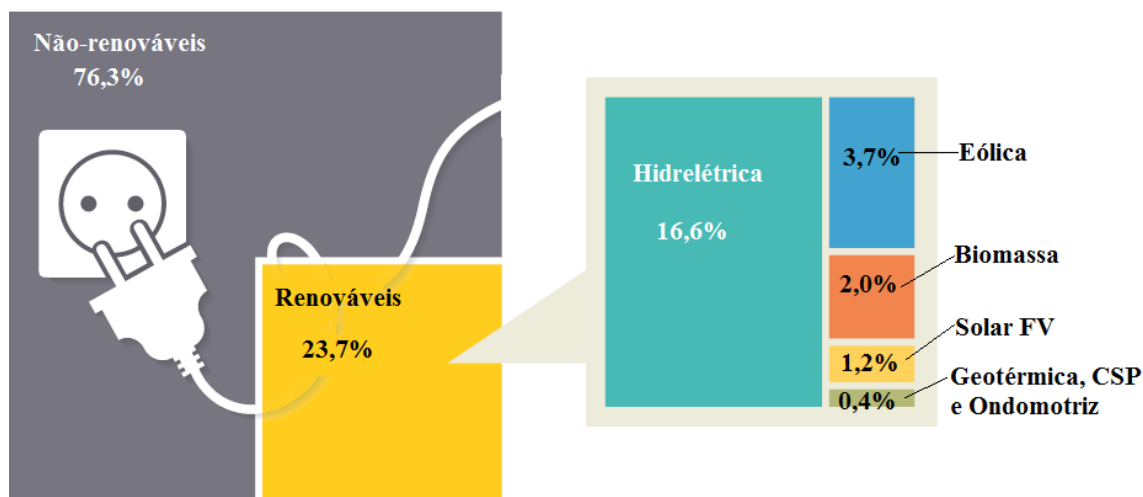


Figura 1 – Distribuição global das fontes de geração elétrica, no fim de 2015 (Fonte: adaptado de REN21, 2016)

Segundo o relatório anual do Conselho Global de Energia Eólica (GWEC), a geração eólica está batendo à competição tanto em preço quanto em desempenho e confiabilidade. Em 2015, a energia eólica foi a principal fonte de nova capacidade adicionada na Europa e nos Estados Unidos, e a segunda maior na China. Além disso, muitos dos principais fabricantes de aerogeradores bateram seus próprios recordes de instalação anual e novas fábricas abriram ou começaram a ser construídas. Salienta-se o papel dos países não membros da OECD³, os quais foram responsáveis pela maioria das instalações. Ao mesmo tempo, novos mercados surgiram na África, Ásia e América Latina, e que despontam como futuros líderes do mercado para a próxima década (GWEC, 2016; REN21, 2016).

No fim de 2016, as cifras globais alcançaram os 486,74 GW de capacidade instalada acumulada, sendo 54,60 GW de nova capacidade adicionada. Embora a China, os EUA, a Alemanha e a Índia tenham continuado na liderança do mercado eólico, o total de energia instalada durante 2016 foi menor do que os 63,6 GW adicionados em 2015. De qualquer forma, o crescimento do setor continua sendo promissor para o futuro próximo (GWEC, 2017). A Figura 2 mostra a evolução da capacidade eólica instalada acumulada no período compreendido entre 2001 e 2016.

³ OECD, Organização para a Cooperação e Desenvolvimento Econômico, composta por países desenvolvidos e com economias sólidas (elevado PIB per capita e Índice de desenvolvimento humano)

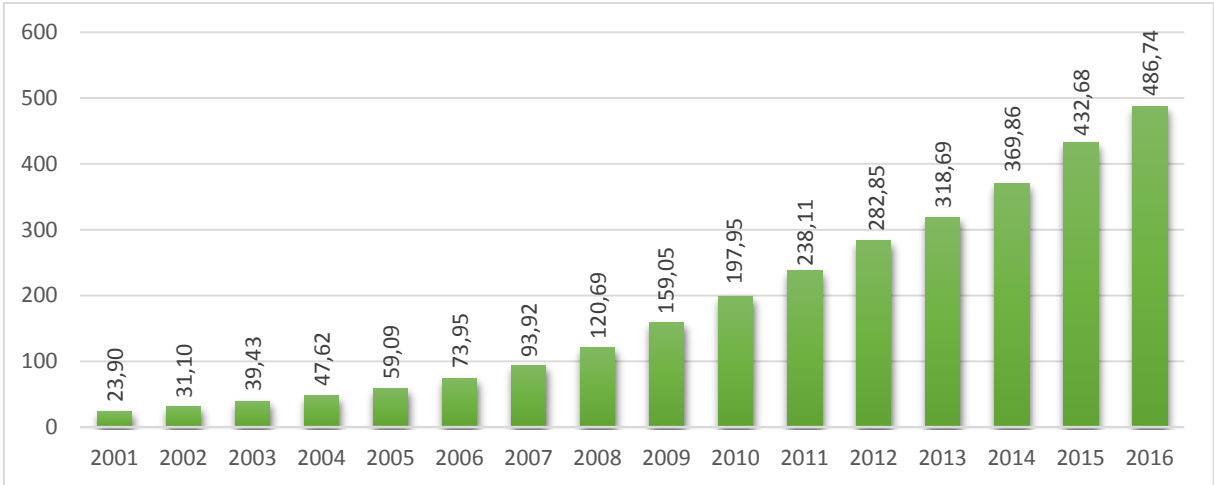


Figura 2 – Capacidade instalada acumulada (GW) no período 2001-2016 (Fonte: adaptado de GWEC, 2017)

Em termos de nova capacidade instalada, a China se manteve na primeira posição da classificação, com uma cifra de 23,32 GW. Logo, aparece o mercado dos Estados Unidos com 8,20 GW adicionados. Na sequência, a Alemanha e a Índia com 5,44 GW e 3,62 GW, respectivamente. Na quinta posição, coloca-se o Brasil com 2,01 GW instalados. A Figura 3 mostra o ranking dos dez principais países em nova capacidade instalada durante o ano de 2016 (GWEC, 2017).

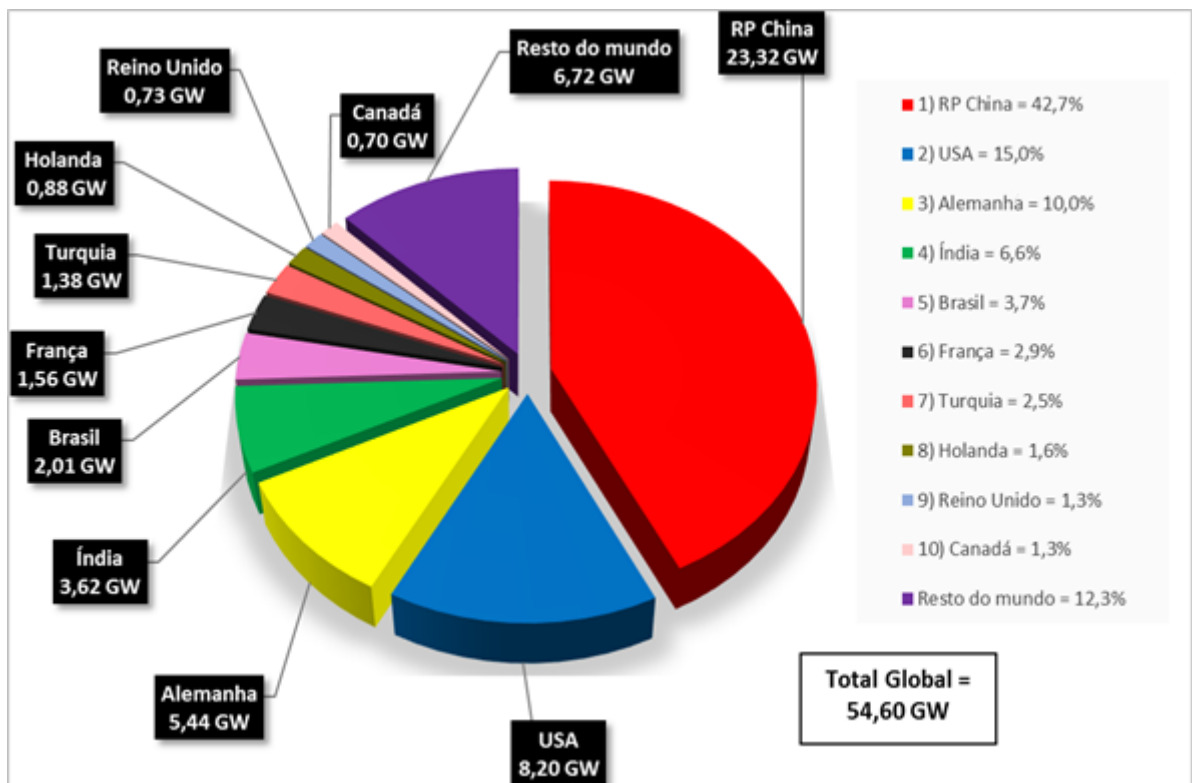


Figura 3 – Capacidade eólica adicionada em 2016 (Fonte: adaptado de GWEC, 2017)

De maneira semelhante, a Figura 4 mostra os dez países com maior capacidade eólica instalada acumulada até o fim de 2016. A China seguiu encabeçando o mercado mundial, com um total de 168,69 GW instalados. Em seguida, encontram-se os Estados Unidos com 82,18 GW, seguidos pela Alemanha e a Índia, com 50,01 GW e 28,70 GW, respectivamente. Destaca-se que o Brasil escalou uma posição com relação ao ano 2015, totalizando 10,74 GW.

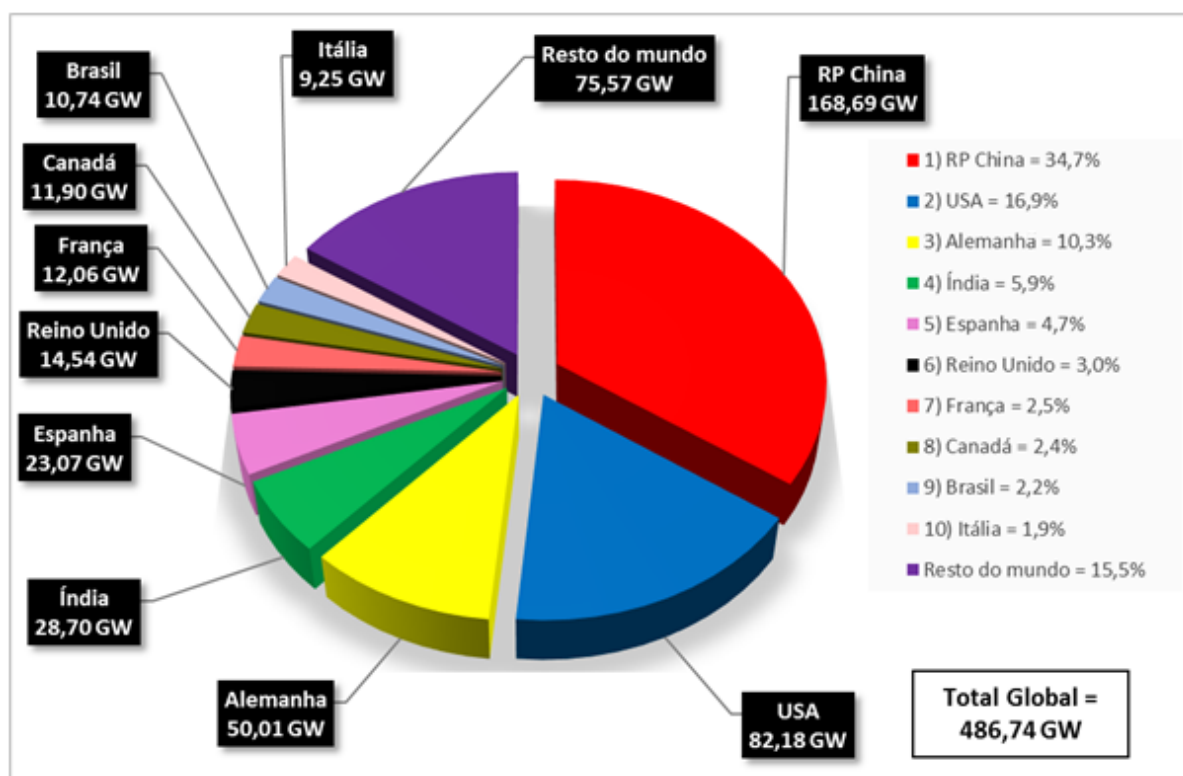


Figura 4 – Capacidade instalada acumulada no fim de 2016 (Fonte: adaptado de GWEC, 2017)

1.2 ENERGIA EÓLICA NO BRASIL

Em termos globais, a matriz elétrica brasileira ocupa uma posição destacada na utilização de fontes renováveis. Em 2015, a Oferta Interna de Energia nacional (OIE⁴) foi de 41,2% (1,5% eólica), enquanto a média mundial foi de 14,2% e de 9,4% no bloco OECD. Com relação à Oferta Interna de Energia Elétrica (OIEE), as cifras foram de 75,5% (4,7% eólica), contra apenas 24,1% da média mundial e de 23,1% do bloco OECD (MME - RESENHA ENERGÉTICA BRASILEIRA, 2016). No fim de 2016, a capacidade eólica instalada alcançou os 10,74 GW, equivalente a uma participação de 7,1% dentro da matriz. Desse modo, o setor eólico posicionou-se como a segunda fonte mais competitiva do país, apenas detrás da

⁴ OIE, também denominada matriz energética, representa toda a energia disponibilizada para ser transformada, distribuída e consumida nos processos produtivos do país (Resenha Energética Brasileira, 2015).

hidrelétrica (62,2%) (ABEEÓLICA, 2017). No entanto, ainda existe uma enorme quantidade por ser explorada. Segundo a DEWI⁵ (2015), o Brasil conta com um potencial eólico estimado em mais de 500 GW, sem considerar o potencial *offshore*. A Figura 5 mostra a curva da capacidade eólica instalada no Brasil durante o período 2005–2015.

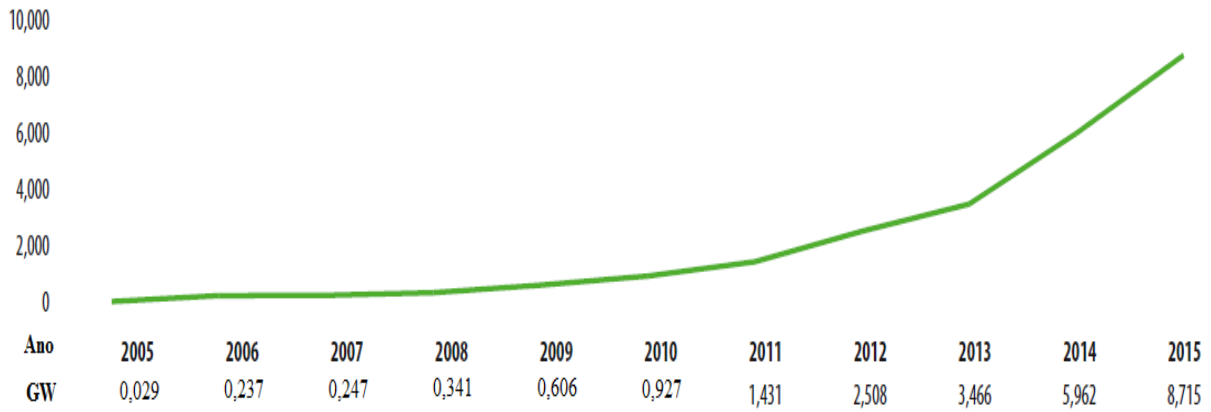


Figura 5 – Capacidade eólica instalada no Brasil, no período 2005–2015 (Fonte: adaptado de GWEC, 2016)

A demanda por fontes de energia renovável tem crescido vertiginosamente graças aos avanços tecnológicos dos sistemas de conversão e às políticas adotadas para seu incentivo. Em 2002, com a implantação do Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica (PROINFA), teve começo uma nova etapa no desenvolvimento da indústria eólica brasileira. Esse foi o primeiro grande incentivo para as fontes renováveis, dando lugar a um mercado específico para a comercialização destas. Além disso, permitiu a contratação de 1,42 GW, com preços subsidiados. Logo, em 2004, foi definido o novo modelo de geração do Setor Elétrico Brasileiro, o qual deu abertura a empreendimentos com capital privado e facilitou a diversificação da matriz elétrica (PETRY et al., 2008). Posteriormente, entre 2009 e 2014, a participação da fonte eólica em leilões de energia conduziu à contratação de mais de 12 GW. Esse intenso ritmo de contratações, resultou em preços muito competitivos e atraiu grandes fabricantes de equipamentos para atender o mercado local (MELO, 2013).

Para os próximos anos, o Plano Decenal de Expansão de Energia – PDE 2024 prevê uma forte presença das fontes renováveis na matriz energética brasileira, as quais deverão representar aproximadamente 45,2% em 2024. De igual forma, espera-se uma predominância das renováveis (86%) na matriz de geração de energia elétrica. A estimativa para a energia eólica é de 24 GW em 2024, cobrindo 11,6% da matriz elétrica (MME/EPE - PDE, 2015). As projeções

⁵ DEWI: Deutsches Windenergie-Institut, Instituto Alemão de Energia Eólica.

do setor são todavia maiores e acreditam que em 2020 a participação da fonte eólica na matriz será de 12%, e entre 2025–2030 alcançara um 20%–25% (ABEEOLICA, 2015).

1.3 JUSTIFICATIVA

Atualmente, a abrangência dos projetos eólicos é cada vez maior e demanda extensas áreas para sua instalação. Dessa maneira, a planificação de parques eólicos pressupõe a acurada e minuciosa avaliação do escoamento do vento, principalmente quanto aos efeitos advindos das esteiras, tanto aerodinâmicas quanto topográficas, as quais também interagem com o fluxo atmosférico (MATTUELLA et al., 2016). Em geral, na esteira aerodinâmica de uma turbina eólica, a velocidade do vento diminui e os níveis de turbulência intensificam-se. Portanto, se uma turbina está localizada na esteira de outra, receberá um vento com menor quantidade de movimento e, por conseguinte, a geração de eletricidade será reduzida. Além disso, o incremento da turbulência pode acelerar a fadiga dos componentes solicitados, reduzindo a vida útil das máquinas (SANDERSE, 2009).

Idealmente, a separação entre máquinas deveria ser a máxima possível para evitar os efeitos de esteira. Entretanto, quanto maior for o afastamento entre as máquinas, tanto maior será a área necessária para a instalação do parque, levando à inviabilidade econômica da planta. Nesse sentido, deve existir uma compensação entre os espaçamentos adotados e as restrições ocasionadas pelas esteiras aerodinâmicas, a fim de obter-se o layout que produza a maior quantidade de energia possível. Tal situação indica que a correta avaliação das esteiras aerodinâmicas pode conduzir a uma otimização do desenvolvimento de parques eólicos.

Embora existam diversos estudos experimentais e numéricos destinados à compreensão de esteiras de aerogeradores, nenhuma ferramenta mostra-se capaz de avaliar e prever de forma acurada os efeitos de esteira (KROGSTAD et al., 2015). Isso, principalmente pela complexidade e dificuldade na previsão da interação entre as turbinas e os fluxos atmosféricos, os quais envolvem diferentes fenômenos complexos, tais como: rugosidade superficial, estratificação térmica, topografia complexa (WU; PORTÉ-AGEL, 2012). Desse modo, destaca-se a necessidade de implementar ferramentas de alta precisão que permitem identificar tais fenômenos para aprimorar o desenvolvimento de projetos eólicos. Nesse cenário, a comunidade científica aponta em direção ao uso de metodologias comparativas que permitam definir o melhor e exato posicionamento de cada máquina dentro da área de investigação (VERMEER et al., 2003). Uma das diferenças que a metodologia experimental agrega aos projetos é a possibilidade de avaliação precisa das variáveis do projeto sob condições controladas. Assim,

a metodologia experimental em túnel de vento se comprova como uma alternativa importante para a compreensão do problema, sendo capaz de fornecer dados de alta precisão para comparação e validação de simulações numéricas, modelos analíticos e medições em campo (KROGSTAD et al., 2015; PIERELLA et al., 2014).

Esta pesquisa tem como foco o estabelecimento de uma metodologia experimental em túnel de vento, para o estudo e a caracterização do escoamento na esteira de turbinas eólicas sob diferentes condições de escoamento incidente. Especificamente, busca-se analisar o comportamento dos perfis de velocidade média e de intensidade da turbulência na esteira aerodinâmica de um modelo em escala reduzida de um aerogerador hipotético de grande porte, para diferentes níveis de turbulência atmosférica.

1.4 OBJETIVOS DO TRABALHO

1.4.1 Objetivos principais

A presente pesquisa tem como principal objetivo estabelecer uma metodologia experimental em túnel de vento, para avaliar o comportamento do escoamento na esteira de turbinas eólicas sob diferentes condições de escoamento incidente, visando otimizar o desenvolvimento de projetos de energia eólica.

1.4.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos são:

- a) reproduzir as características básicas da esteira de um modelo reduzido para quatro diferentes perfis de escoamento incidente;
- b) medir os perfis de velocidade média em diferentes posições da esteira;
- c) medir os perfis de intensidade da turbulência em diferentes posições da esteira;
- d) avaliar e comparar a influência da turbulência atmosférica no comportamento dos perfis medidos.

1.5 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

O presente trabalho está dividido em 6 capítulos, sendo que o primeiro faz uma introdução ao tema de investigação, justificativa e objetivos da pesquisa. O capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura, começando com uma introdução sobre o desenvolvimento histórico da energia eólica. Em seguida, descreve-se o funcionamento das turbinas eólicas, seus componentes, as classificações e os sistemas de controle. Na sequência são abordados os principais conceitos sobre camada limite atmosférica e aerodinâmica de turbinas eólicas. Posteriormente, são definidas as esteiras aerodinâmicas, suas características e seu comportamento. Além disso, são referenciados alguns estudos analíticos, experimentais e numéricos sobre a esteira aerodinâmica.

O capítulo 3 descreve a metodologia experimental em túnel de vento, o que inclui os critérios de semelhança, equipamento, instrumentação, configurações de ensaio e desenvolvimento dos modelos reduzidos utilizados na pesquisa.

No capítulo 4 são apresentados os resultados das medições experimentais da esteira em túnel de vento. Estes são divididos em subseções para cada uma das configurações de ensaio.

No capítulo 5 são analisados e discutidos os resultados apresentados no capítulo 4.

O capítulo 6 sumariza as atividades realizadas ao longo da pesquisa e apresenta as considerações finais sobre os resultados. Finalmente, são indicadas algumas sugestões e recomendações para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Antes de abordar os aspectos mais técnicos da geração eólica, apresenta-se um breve resumo sobre o histórico da energia eólica que serve para adquirir uma perspectiva geral da sua evolução. Além disso, são mencionados alguns dos principais marcos desde o surgimento dos moinhos de vento até o desenvolvimento das turbinas eólicas modernas.

2.1 HISTÓRICO DA ENERGIA EÓLICA

Como uma fonte de energia renovável disponível na maior parte do mundo, a energia eólica tem desempenhado um papel importante ao longo da história humana. Acredita-se que seu uso possa ter começado na região do Mediterrâneo há mais de 5000 anos, com o emprego de veleiros propulsionados pelo vento (SORENSEN, 1995). Segundo historiadores, as primeiras máquinas que utilizaram a energia eólica foram operadas na Babilônia, por volta do 1700 a.C. Menciona-se que o rei *Hammurabi* usava moinhos de vento para irrigação nas planícies da Mesopotâmia (GASCH; TWELE, 2012). A próxima referência remonta-se às proximidades do 400 a.C., no livro Hindu chamado *Arthasastra de Kantilya*, o qual sugere o uso de moinhos para bombeamento de água (SORENSEN, 1995).

A primeira evidência documentada sobre um moinho de vento data do primeiro século d.C., na obra *Pneumatica*, do autor Heron de Alexandria (MANWELL et al., 2009). Esta apresentava a descrição de vários aparelhos engenhosos que funcionavam por meio de moinhos acionados por água ou por vento. De acordo com Al-Tabari (800) e Al-Mas'udi (900), os primeiros moinhos de vento foram propostos por Abu Lulua no 644 d.C. Estes possuíam eixo vertical e eram utilizados na região Persa de Sistão, agora sudeste do Irã, para moagem de grãos e irrigação. Logo, no 1000 d.C., semelhante aos moinhos persas, surgem as rodas de arrasto chinesas, as quais tinham a capacidade de aproveitar o vento independentemente de sua direção. No século XIV, foram encontrados moinhos de estilo Persa em Sumatra e na Índia, indicando uma disseminação gradual para o Oriente (SORENSEN, 1995; GASCH; TWELE, 2012).

No século XII, teve lugar a aparição do moinho de eixo horizontal no norte da Europa, especificamente na Inglaterra. Estes eram consideravelmente mais eficientes que os de Sistão, e serviam para quase qualquer tarefa mecânica, o que incluía bombeamento de água, moagem de grãos, serragem de madeira e drenagem. O principal diferencial estava em que os rotores do Oriente eram impulsionados pela força de arrasto enquanto os europeus eram impulsionados pela força de sustentação. Não há respostas concretas sobre como esta transição surgiu, mas

existem diversas especulações indicando que o conceito foi trazido do Oriente Médio em alguma viagem dos vikings ou por técnicos que acompanhavam às cruzadas.

O vento continuou sendo uma importante fonte de energia até o começo da Revolução Industrial. Após esse tempo, a energia eólica começou a diminuir em importância devido a sua impossibilidade de ser armazenada ou transportada em relação a outras fontes como o carvão. A Figura 6 mostra os moinhos típicos prévios à revolução industrial (MANWELL et al., 2009).

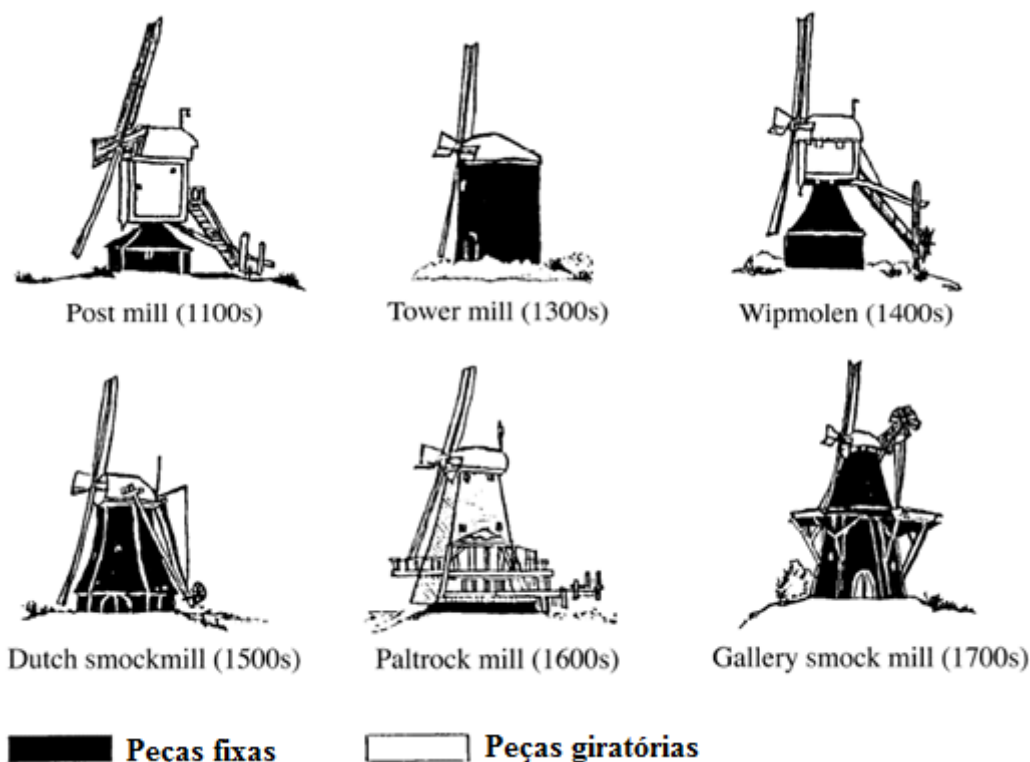


Figura 6 – Visão geral dos moinhos de vento de eixo horizontal (Fonte: adaptado de GASCH; TWELE, 2012)

2.1.1 Inovações técnicas

A transição do moinho de vento tradicional para a turbina eólica moderna teve lugar durante os últimos doze anos do século XIX. Em 1888, o norte-americano Charles Brush construiu a primeira turbina eólica destinada à produção de energia elétrica. O rotor de 144 pás contava com um diâmetro de 17 metros montado sobre uma torre de 18 metros de altura e fornecia 12 kW de corrente contínua para sua residência em Cleveland, Ohio. O modelo de Brush foi um marco na história dos rotores multi-pás, constituindo a primeira tentativa de combinar a tecnologia estrutural e aerodinâmica dos moinhos de vento, com o recente desenvolvimento da

tecnologia elétrica. Além disso, serviu para demonstrar a inviabilidade dos rotores multi-pás para geração de energia elétrica em grande escala (SHEPHERD, 1990).

Em 1891, o dinamarquês Poul LaCour (1891) realizou estudos sistemáticos da aplicação de energia eólica para a geração de eletricidade, e estabeleceu um conjunto de regras para otimizar a eficiência dos aerogeradores convencionais. Assim, LaCour desenvolveu uma turbina eólica autônoma de quatro pás com um gerador de corrente contínua, capaz de produzir entre 5 e 25 kW em localidades rurais. Durante a Primeira Guerra Mundial (1914–1918), mais de 250 turbinas deste tipo operaram na Dinamarca (GASCH; TWELE, 2012; SHEPHERD, 1990).

Nas primeiras décadas do século XX, o projeto de aerogeradores vivenciou um transcendental avanço, graças ao advento e desenvolvimento do avião. Isto originou pesquisas intensivas para a análise e o projeto aerodinâmico de hélices de aviões militares e civis, cujos princípios e teorias poderiam ser diretamente aplicados na tecnologia de aerogeradores. Dessa forma, em 1920, Betz e Joukowsky determinaram a energia máxima que poderia ser extraída do vento e convertida em energia mecânica por um aerogerador (GASCH; TWELE, 2012; SHEPHERD, 1990).

Com esta nova base teórica, emergiram muitas abordagens promissoras para a concepção dos aerogeradores modernos. Um dos primeiros passos no desenvolvimento de parques eólicos de grande escala teve lugar na Rússia em 1931, com a construção de um aerogerador de 100 kW conectado a uma rede de corrente alternada. Seu diâmetro era de 30 metros e, apesar de sua rusticidade, funcionou por mais de dois anos. No entanto, o início da Segunda Guerra Mundial interrompeu estes começos, e apenas nos Estados Unidos foi continuado o desenvolvimento de aerogeradores. Em 1941, como resultado da parceria entre o engenheiro Palmer Putnam e a empresa S. Morgan Smith, foi construído o primeiro e maior aerogerador de grande porte da época. Este tinha um rotor de duas pás, diâmetro de 53,3 m e capacidade de 1,25 MW. O aerogerador Smith-Putnam demonstrou, por meio de mais de 1000 horas de operação, que uma turbina eólica de grande escala poderia operar em conjunto com uma central de energia e fornecer uma quantidade significativa de corrente alternada (MANWELL et al., 2009; SHEPHERD, 1990).

Um dos marcos mais importantes na história da energia eólica coincide com o envolvimento do governo dos Estados Unidos na investigação e no desenvolvimento da fonte eólica. Após a crise do petróleo de 1973, o mercado comercial de aerogeradores passou de aplicações domésticas e agrícolas com 1–25 kW, para parques eólicos conectados à rede elétrica, com 50–600 kW.

Neste contexto, os primeiros indícios de utilização da energia eólica de grande escala encontram-se na Califórnia, onde mais de 16.000 aerogeradores, variando entre os 20 e 350 kW (1,7 GW em total), foram instaladas entre 1981 e 1990. Isto, como resultado dos incentivos, tais como investimento federal e créditos energéticos, fornecidos pelo governo dos EUA. Por outro lado, com o aumento do custo da energia elétrica no norte da Europa, as instalações de energia eólica se expandiram de forma constante durante os anos 80 e 90, levando à criação de um estável pequeno mercado. Depois de 1990, a maior atividade da indústria deslocou-se para a Europa, trazendo a energia eólica para a frente do cenário global, com grandes investimentos em todas as regiões do mundo (KALDELLIS; ZAFIRAKIS, 2011; VESTERGAARD et al., 2004).

Nos últimos 30 anos, os sistemas de conversão eólica têm evoluído de maneira excepcional. Conforme ilustrado na Figura 7, o tamanho das maiores turbinas eólicas comerciais aumentou de aproximadamente 25 kW para 6 MW, com máquinas de até 10 MW sob projeto.

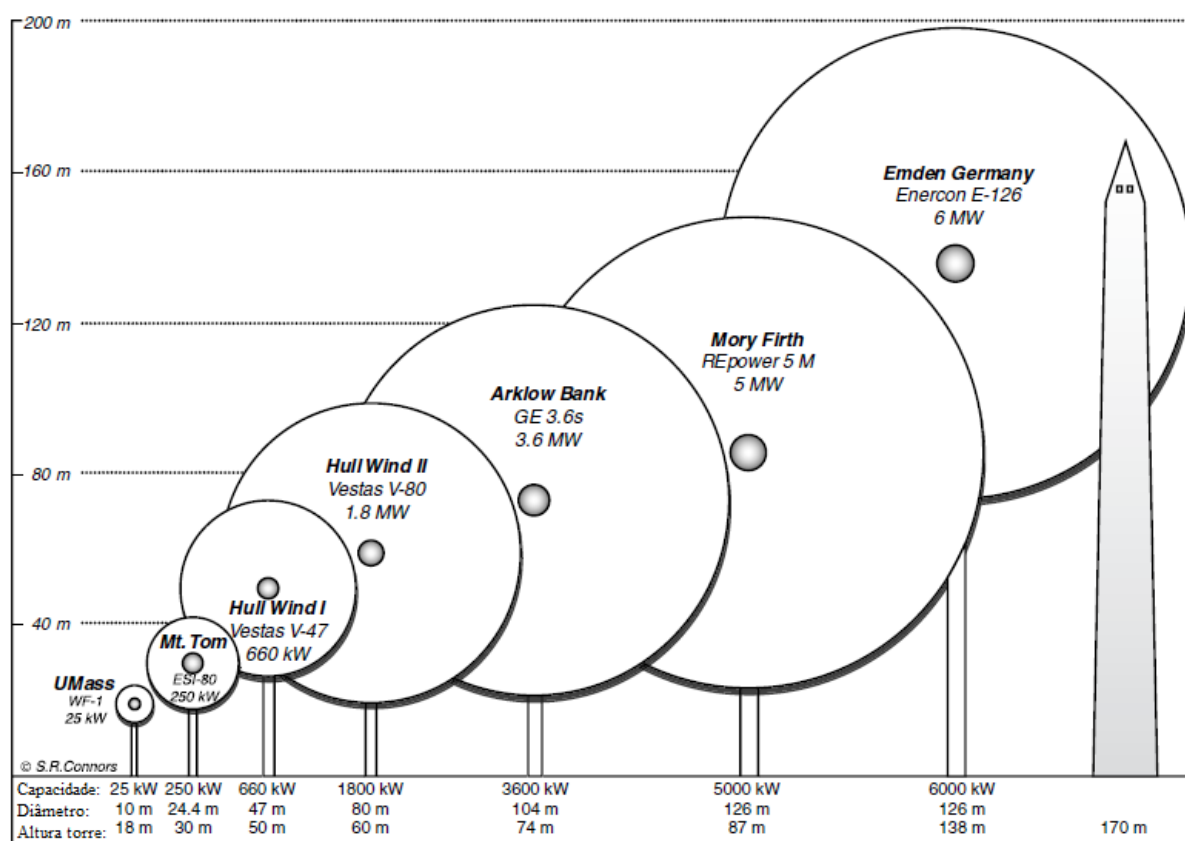


Figura 7 – Evolução das turbinas eólicas a partir da década do 80 (Fonte: adaptado de MANWELL et al., 2009)

2.2 TURBINAS EÓLICAS

As turbinas eólicas ou aerogeradores, são máquinas que convertem a energia do vento em energia elétrica. De maneira geral, o processo de conversão envolve duas etapas: a primeira consiste em produzir energia rotacional mecânica, por meio da interação aerodinâmica entre as pás do rotor e o vento incidente; e a segunda consiste em transformar essa energia mecânica em energia elétrica, por meio de um gerador acoplado ao eixo do rotor. (GASCH; TWELE, 2012). Para os fins desta pesquisa, interessa o estudo da primeira etapa.

Segundo seu eixo de rotação, os aerogeradores podem ser classificados em: turbinas eólicas de eixo horizontal (TEEH) e turbinas eólicas de eixo vertical (TEEV), Figura 8. Estas se diferenciam pelo princípio aerodinâmico empregado para seu funcionamento. Por um lado, as TEEV tem seu eixo de rotação paralelo ao vento incidente, e podem girar devido à força de arrasto ou à força de sustentação. Por outro lado, as TEEH possuem seu eixo de rotação perpendicular ao escoamento incidente, e giram unicamente por causa da força de sustentação (GASCH; TWELE, 2012).

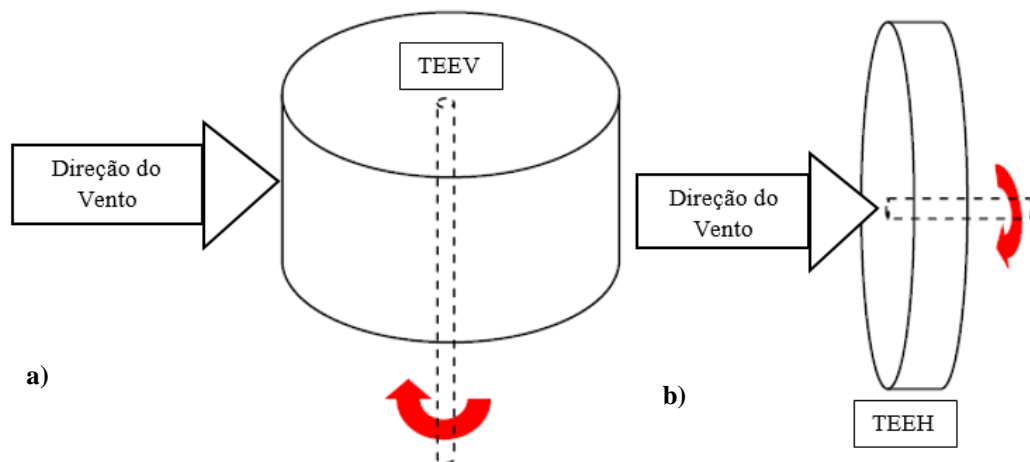


Figura 8 – Esquema ilustrativo das: a) TEEV – turbinas eólicas de eixo vertical; b) TEEH – turbinas eólicas de eixo horizontal (Fonte: adaptado de SCHUBEL; CROSSLEY, 2012)

Ambas configurações apresentam diferentes características e peculiaridades. Por exemplo, as TEEV têm a vantagem de operarem indistintamente da direção do vento, sem necessidade de um sistema de orientação para captar a energia. Além disso, o equipamento elétrico a nível de solo reduz as cargas estruturais na torre e facilita os trabalhos de manutenção. Entretanto, a estagnação do seu desenvolvimento se deve ao fato de terem baixa eficiência aerodinâmica,

principalmente pelo elevado torque de arranque e pela dificuldade para regular a velocidade do rotor ante ventos fortes (SCHUBEL; CROSSLEY, 2012).

Hoje em dia, as TEEH dominam o mercado eólico de grande porte, graças à capacidade de gerar energia em grande escala e com muito maior eficiência que as TEEV. Além disso, os avançados sistemas de controle empregados permitem sua operação em condições de vento variadas (SCHUBEL; CROSSLEY, 2012). Em vista disso, a seguinte seção será dedicada às diferentes configurações deste tipo de máquinas de eixo horizontal.

2.2.1 Turbinas eólicas de eixo horizontal (TEEH)

Existem diferentes classificações para as TEEH, podendo variar em quanto à capacidade de geração (micro, pequeno, mediano ou grande porte), localização (*onshore* ou *offshore*), posição do rotor (a barlavento ou a sotavento da torre), número de pás (1, 2, 3 ou multi-pás), velocidade de operação (constante ou variável), entre outros. Na Figura 9 mostram-se alguns tipos de TEEH (MANWELL et al., 2009).

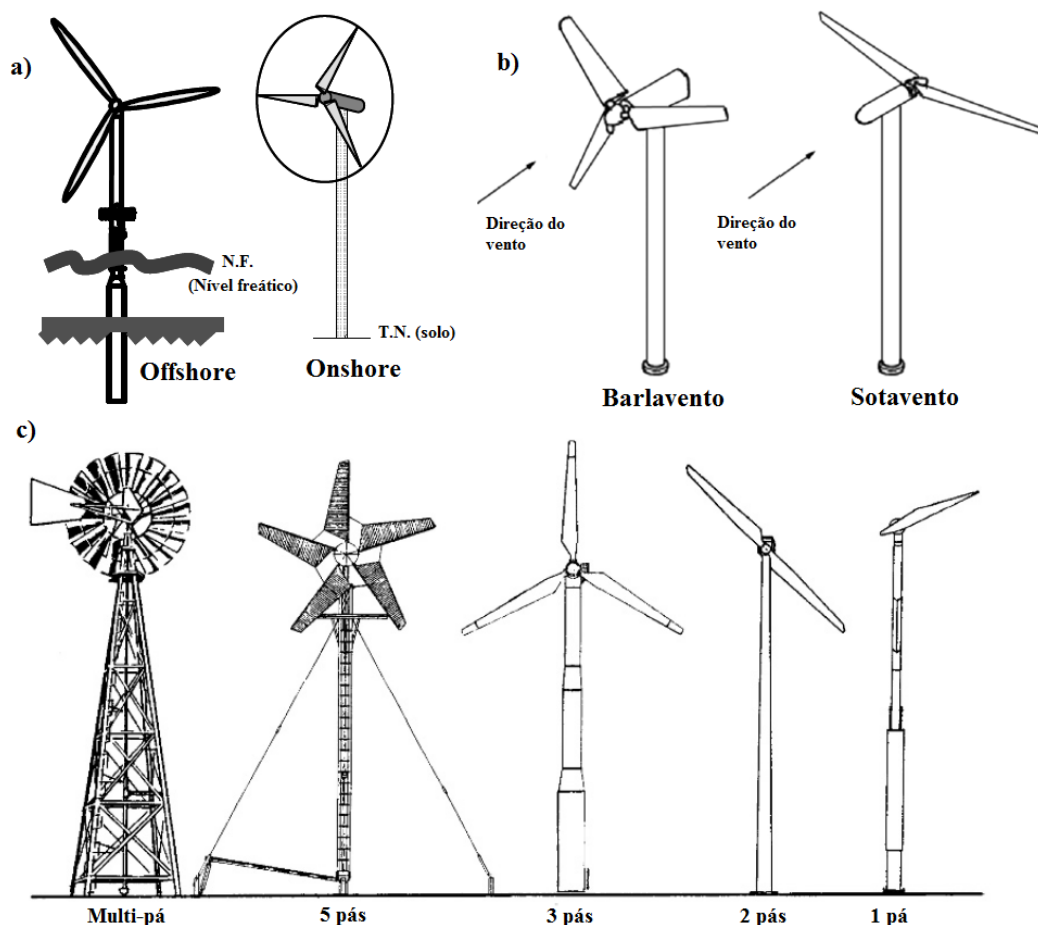


Figura 9 – Classificações das TEEH: a) quanto à localização; b) quanto à posição do rotor; c) quanto ao porte e número de pás (Fonte: adaptado de GASCH; TWELE, 2012; MANWELL et al., 2009)

2.2.1.1 Componentes das TEEH

Em geral, as TEEH estão constituídas por quatro componentes principais: rotor, nacele, torre e fundação (Figura 10). Abaixo, segue uma breve descrição desses elementos:

- rotor: considera-se a parte mais importante da turbina, tanto do ponto de vista técnico como financeiro, e está constituído pelas pás e o cubo (*hub*). As pás são responsáveis por captar e converter a energia cinética do vento em energia rotacional mecânica. No cubo são fixadas as pás, e por sua vez é conectado a um eixo que transmite a rotação do conjunto para o gerador elétrico (MANWELL; MCGOWAN; ROGERS, 2009);

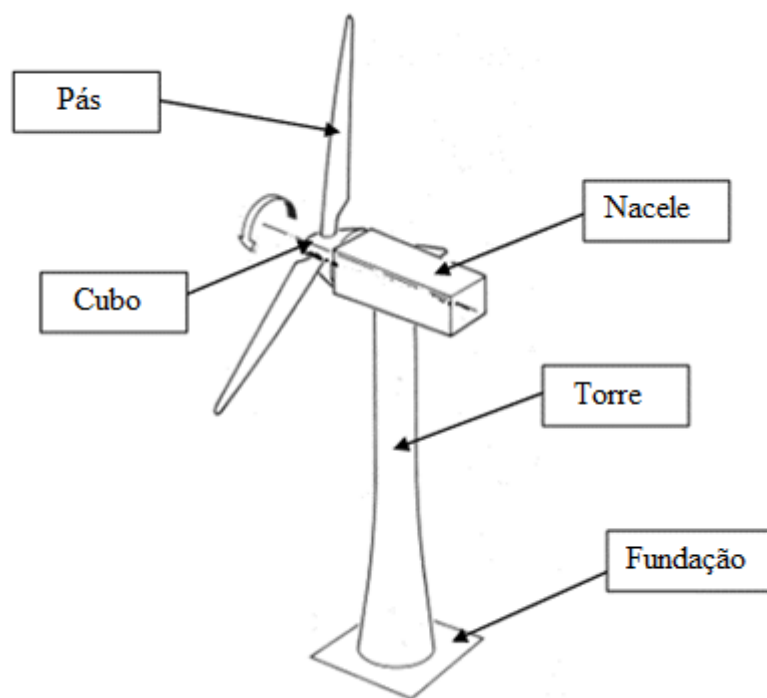


Figura 10 – Componentes de uma TEEH (Fonte: adaptado de GASCH; TWELE, 2012)

- nacele: compartimento instalado no alto da torre que abriga todo o equipamento necessário para a conversão da energia rotacional mecânica em energia elétrica (Figura 11). Usualmente inclui um sistema de transmissão (*drive train*) constituído por um eixo de baixa velocidade acoplado ao cubo do rotor, com caixa multiplicadora (dependendo do fabricante pode ser dispensada) e um eixo de alta velocidade conectado a um gerador elétrico. Além disso, outros componentes que a compõem são: rolamentos de suporte, embreagens, mancais, freio mecânico, gerador elétrico, sistema de orientação, sistemas de medição e de controle do vento (MANWELL et al., 2009);

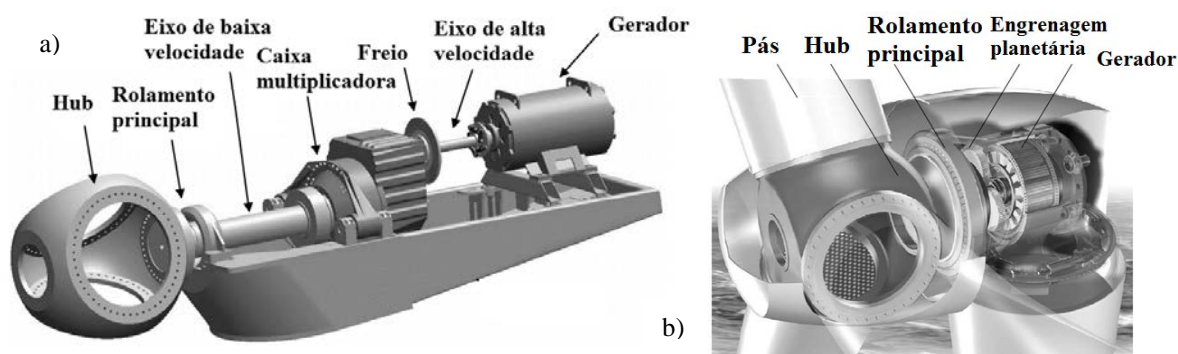


Figura 11 – Sistemas de transmissão da nacele: a) com caixa multiplicadora b) sem caixa multiplicadora (Fonte: adaptado de GASCH; TWELE, 2012; OYAGUE, 2009)

- torre: elemento que suporta o rotor e a nacele. Existem três tipos de torres de uso comum: treliça, tubular engastada e estaiadas. Estas costumam ser de concreto, aço ou mistas (Figura 12). Tanto a estabilidade estrutural, como a geração de energia dependem da altura da torre. Assim, a relação entre a altura do cubo e o diâmetro do rotor costuma situar-se em torno de 1 e 1.5 (MANWELL et al., 2009);

Aço				Concreto		
Torre cilíndrica	Base cônica	Torre treliçada	Torre com treliça estaiada	Segmentos pré-moldados	Base cônica, concreto in situ	Torre cônica concreto in situ

Figura 12 – Tipos de torres de TEEH (Fonte: adaptado de GASCH; TWELE, 2012)

- fundação: elemento estrutural responsável pela transmissão das solicitações na torre e demais componentes ao terreno. A fundação deve ser capaz de manter a estabilidade da superestrutura sob as mais extremas condições de projeto. Na Figura 13 são ilustradas algumas fundações que costumam ser utilizadas em TEEH (MANWELL et al., 2009).

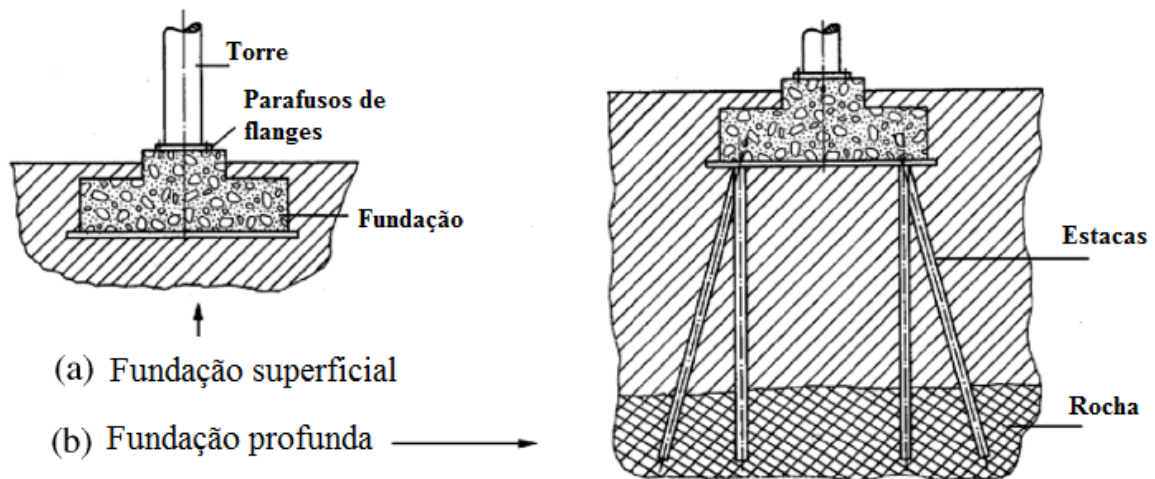


Figura 13 – Tipos de fundações de TEHH (Fonte: adaptado de MANWELL et al., 2009)

2.2.1.2 Sistemas de controle

Com o intuito de maximizar a geração de energia, é necessário que o potencial eólico seja explorado ao máximo. Nesse sentido, os aerogeradores são projetados para operarem com uma velocidade nominal⁶, obtida durante os períodos de avaliação do potencial eólico. Em consequência da natureza aleatória do recurso eólico, é comum utilizar sistemas de controle que permitem regular a potência de saída da máquina para situações em que a velocidade é inferior ou superior à velocidade nominal. Estes sistemas permitem diminuir o risco de fadiga dos componentes e/ou o baixo desempenho aerodinâmico (ANDRESEN, 2013).

De maneira geral, as TEEH começam a girar na medida em que a corrente de ar passa através do rotor. A velocidade de conexão é de aproximadamente 3–5 m/s. Logo, a velocidade nominal é alcançada à medida que a velocidade do vento continua aumentando (situa-se em torno de 10 m/s). Depois disso, o sistema de controle limita a velocidade rotacional para não superaquecer o gerador e evitar a fadiga. Assim, a velocidade de desconexão é de aproximadamente 25 m/s (IVANELL, 2009).

Os sistemas de controle utilizados variam significativamente de turbina para turbina. A escolha dos componentes e configurações do sistema depende das particularidades da turbina eólica (velocidade constante ou variável). Na sequência, são descritos os sistemas de controle mais utilizados pelas TEEH:

⁶ Velocidade nominal: é a velocidade média que ocorre com maior frequência durante um determinado período.

- controle por estol (*passive stall control*): as pás são projetadas aerodinamicamente para que a partir de certo ângulo de ataque haja perda da sustentação. À medida que a velocidade aumenta, ocorre separação do escoamento e uma simultânea perda de sustentação;
- controle por passo (*pitch control*): as pás são torcidas em torno do seu próprio eixo, de forma a manter um ângulo de ataque ótimo. Quando a velocidade do vento supera a velocidade nominal, o mecanismo diminui o ângulo de ataque na direção do *feather*;
- estol ativo (*active stall*): mistura o controle por estol e por passo. Quando a velocidade do vento supera a velocidade nominal, o mecanismo aumenta o ângulo de ataque na direção do estol;
- controle por *yaw*: permite manter o rotor alinhado a 90 graus com relação à direção do escoamento incidente (IVANELL, 2009).

Além dos sistemas de controle aerodinâmico, as turbinas possuem também um sistema de frenagem mecânica, empregados em casos de emergência ou simples manutenção. Atualmente, por razões de eficiência, controle, ruído e estética, o mercado de turbinas eólicas é dominado pelas TEEH de três pás, sendo que a energia gerada varia em função das dimensões das máquinas e das particularidades de cada projeto.

Até o momento, têm sido apresentados conceitos básicos sobre turbinas eólicas e seu desenvolvimento histórico. Na sequência, serão abordados os principais conceitos sobre camada limite atmosférica e aerodinâmica de turbinas eólicas.

2.3 CAMADA LIMITE ATMOSFÉRICA

Em termos gerais, o ar atmosférico é uma mistura de gases constituído essencialmente por moléculas de nitrogênio (78%), oxigênio (21%), vapor de água e outros gases (1%). Entretanto, as propriedades físico-químicas do ar não são constantes e variam com a altitude devido às condições locais de pressão e temperatura. Dessa forma, a atmosfera costuma estar classificada em cinco camadas diferentes: troposfera, estratosfera, mesosfera, termosfera e exosfera. A troposfera é a camada de maior interesse, por ser a região onde ocorrem os fenômenos meteorológicos. Por outro lado, a circulação atmosférica tem como causa principal as diferenças de pressão e temperatura, provocadas pelo aquecimento desigual da superfície terrestre, e que somadas ao movimento rotacional da terra originam correntes de ar que se deslocam de regiões de alta pressão para outras de baixa pressão. Esse movimento é perpendicular às linhas isobáricas e chama-se de vento natural (BLESSMANN, 2013).

Em 1904, Prandtl demonstrou que o escoamento de fluidos de pequena viscosidade, tais como o ar, pode ser tratado como um fluido ideal, ou seja, incompressível e sem viscosidade. Essa simplificação é possível em todo o escoamento, com exceção de uma fina camada situada nas proximidades da superfície dos corpos sólidos chamada de Camada Limite (CL). Em virtude disso, a velocidade dentro da CL varia desde zero, na superfície do contorno sólido, até o valor correspondente à corrente livre. Fora da CL, a viscosidade praticamente não tem efeito sobre o escoamento e pode ser desprezada. A constituição da CL pode ser caracterizada por três zonas: camada limite laminar, camada de transição e camada limite turbulenta. Na primeira, o escoamento é laminar e tem fortes gradientes de pressão que não permitem a manutenção de turbilhões e redemoinhos. Na segunda, a velocidade do escoamento varia em cada ponto e vai aumentando para sotavento até transformar-se em turbulência plenamente desenvolvida. Na última zona, a espessura da CL aumenta ainda mais e há uma maior mistura turbulenta de partículas, o qual ocasiona uma distribuição mais uniforme da velocidade em toda a CL, e portanto, uma variação muito rápida de velocidades nas vizinhanças da superfície. Além disso, na camada turbulenta, existe uma camada muito fina que escoar em regime laminar conhecida como subcamada laminar e que impede a formação de redemoinhos (BLESSMANN, 2011).

De posse dos conceitos supracitados, a camada limite atmosférica (CLA) pode ser definida como a região da troposfera influenciada diretamente pela presença da superfície terrestre, ou seja, pela rugosidade superficial, topografia e gradientes verticais de temperatura e pressão. Todos esses fatores originam flutuações do escoamento dentro da CLA até uma certa altura em que o escoamento torna-se quase uniforme. Assim, denomina-se altura gradiente (z_g) ou espessura da CLA, à distância sobre o terreno onde os efeitos da turbulência são desprezíveis. Essa altura situa-se entre 250 e 600 metros, podendo alcançar valores bem superiores em função das características do terreno. Dessa forma, quanto maior for a rugosidade superficial, tanto maior será a agitação mecânica e a altura gradiente (BLESSMANN, 2013).

Na CLA, a transferência de quantidade de movimento entre as camadas horizontais de ar é dada pelas tensões de cisalhamento turbulento aparente, também conhecidas como tensões de Reynolds (τ_w). Em função dessas tensões, distinguem-se duas regiões características da CLA: a camada superficial e a camada de Ekman. Na camada superficial, as tensões de Reynolds variam menos que 10% do seu valor médio e no seu interior encontra-se a subcamada laminar, cuja espessura é chamada de deslocamento do plano zero (z_d). Esta, no caso de zonas urbanas, corresponde à altura média dos edifícios e em campo aberto ou mar pode ser desprezada. Na

camada de Ekman, as tensões de Reynolds decrescem com a altitude até quase ser nulas na altura gradiente, Figura 14 (LOREDO-SOUZA; SCHETTINI; PALUCH, 2004).

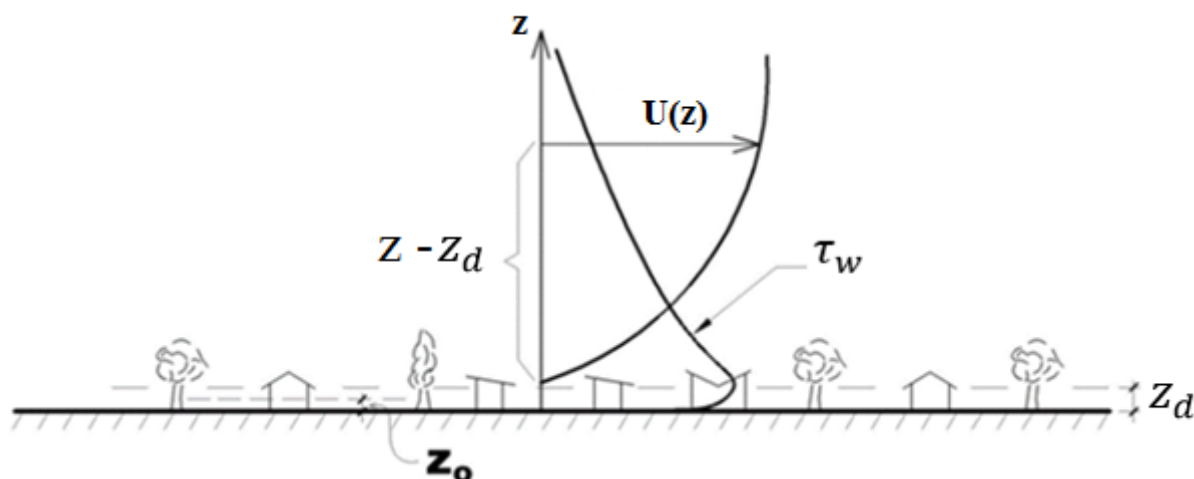


Figura 14 – Perfil de velocidade média e tensões de Reynolds da CLA (Fonte: adaptado de LOREDO-SOUZA et al., 2004)

Acima da CLA, o vento não é mais afetado pela fricção da superfície (forças de atrito) e predominam os efeitos ocasionados pela rotação da terra (forças de Coriolis) e pelas trajetórias curvas das partículas de ar (forças de inércia). Assim, tem-se dois casos a serem considerados: o vento geostrófico, caracterizado pelo equilíbrio entre as forças de Coriolis e de pressão; e o vento gradiente, definido pelo equilíbrio entre as forças de pressão, de Coriolis e de inércia (BLESSMANN, 2013).

Existem diversas expressões teóricas para determinar o perfil de velocidade da CLA, porém a lei potencial e a lei logarítmica são as mais utilizadas na área de engenharia do vento. Na sequência, explicam-se cada uma delas de maneira sucinta. Para uma leitura mais aprofundada sobre os aspectos diversos da CLA recomendam-se os textos de Blessmann (2011) e (2013).

2.3.1 Perfil de velocidades médias – lei logarítmica

Esta teoria está baseada na lei da parede de Prandtl, e descreve bem o comportamento da CLA nas proximidades da superfície (aproximadamente 100 m de altura acima do terreno). O perfil de velocidade média é calculado pela seguinte expressão:

$$\frac{\bar{U}(z)}{u^*} = \frac{1}{k} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \right] \quad (2.1)$$

Onde:

$$\left(u^* = \sqrt{\tau_w / \rho} \right) \quad (2.2)$$

Sendo,

$\bar{U}(z)$: velocidade média do vento na altura z [m/s]

u^* : velocidade de fricção junto à superfície [m/s]

τ_w : tensão de Reynolds [kg/m·s²]

ρ : massa específica do ar [kg/m³]

k : constante de Von Kármán, normalmente igual a 0,4 [-]

z : altura acima do solo [m]

z_0 : comprimento da rugosidade superficial [m]

A velocidade de fricção (u^*) é um parâmetro que depende tanto da rugosidade superficial como da velocidade média do vento. Sua definição está ligada ao conceito de comprimento de mistura, ou seja, a distância média percorrida por uma partícula de ar na direção transversal ao escoamento até esta alcançar a velocidade da região para a qual se deslocou (BLESSMANN, 2013).

O comprimento de rugosidade (z_0) é o principal parâmetro para definir o perfil de velocidade média, e está diretamente ligado à altura dos obstáculos presentes na superfície. Em termos gerais, representa a distância sobre o terreno onde a velocidade do escoamento é teoricamente zero. A Tabela 1, mostra valores aproximados do comprimento de rugosidade para diferentes tipos de terreno. A Figura 15 exemplifica a influência de z_0 no comportamento do perfil de velocidade média.

Tabela 1 – Comprimento de rugosidade para diferentes tipos de terreno

Tipo de terreno	z_0 (m)
Gelo ou lama, superfície lisa	0,00001
Mar calmo	0,0002
Mar agitado	0,0005
Superfície com neve	0,003
Gramma curta	0,008
Pasto	0,01
Campo de pousio	0,03
Plantações	0,05
Poucas árvores	0,1
Muitas árvores, sebes, poucos prédios	0,25
Florestas e matas	0,5
Subúrbios	1,5
Centro de cidades com prédios altos	3,0

(Fonte: MANWELL et al., 2009)

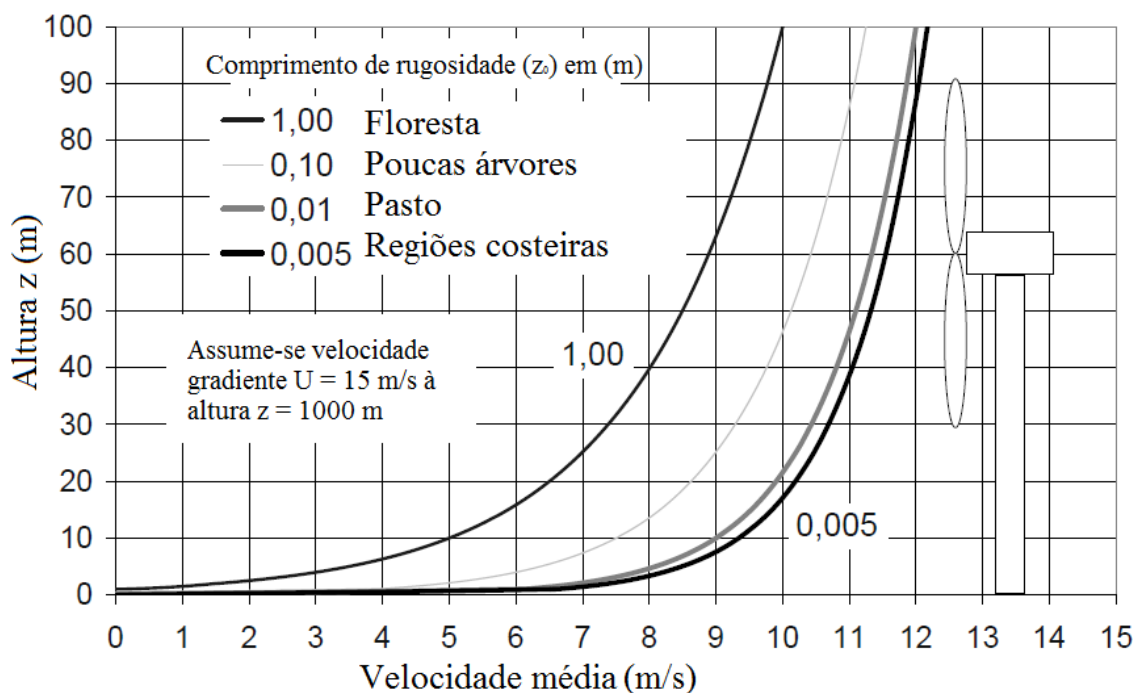


Figura 15 – Perfis de velocidade média para diferentes tipos de comprimento de rugosidade (Fonte: adaptado de GASCH; TWELE, 2012)

2.3.2 Perfil de velocidades médias – lei potencial

A lei de potência representa uma metodologia simplificada para a obtenção do perfil de velocidade média do vento. Em contraste com a lei logarítmica, a lei potencial não possui uma sólida base teórica e física, entretanto sua aplicação fornece uma melhor e mais acurada representação do perfil de velocidades em toda a espessura da CLA. Sua expressão de cálculo é dada por:

$$\frac{\bar{U}(z)}{\bar{U}(z_r)} = \left(\frac{z}{z_r}\right)^\alpha \quad (2.3)$$

Onde:

$\bar{U}(z)$: velocidade média na altura z [m/s]

$\bar{U}(z_r)$: velocidade média na altura de referência [m/s]

z_r : altura de referência [m]

z : altura acima do solo [m]

α : expoente da lei de potência [-]

O expoente da lei de potência (α) é determinado empiricamente, e varia em função da altura, da estratificação atmosférica, da rugosidade e da orografia do terreno. A Tabela 2 exemplifica a relação entre o expoente α e o comprimento de rugosidade (z_0) para as cinco categorias de terreno indicadas na Norma Brasileira de Vento NBR6123.

Tabela 2 – Parâmetros de Rugosidade da NBR-6123

Categoria de terreno segundo a NBR-6123	Parâmetros		
	α	z_0 (m)	z_g (m)
I	0,10	0,005	250
II	0,16	0,070	300
III	0,20	0,300	350
IV	0,25	1	420
V	0,35	2,5	500

(Fonte: BLESSMANN, 2013)

2.3.3 Número de Reynolds

O número de Reynolds (Re) é um parâmetro adimensional que estabelece uma relação entre as forças de inércia e as forças de viscosidade, sendo um dos fatores mais importantes para definir as características do escoamento. Para caracterizar a passagem do regime laminar para o turbulento, se utiliza o número de Reynolds Crítico (Re_{crit}). Dessa forma, valores elevados do Re indicam que as forças de inércia são preponderantes, e valores pequenos do Re correspondem a forças de viscosidade predominantes (BLESSMANN, 2011). O Re é dado pela seguinte expressão:

$$Re = \frac{UL}{\nu} = \frac{\rho UL}{\mu} \quad (2.4)$$

Onde:

U : velocidade do escoamento [m/s]

L : dimensão característica [m]

ρ : massa específica do ar [kg/m^3]

μ : viscosidade dinâmica [$\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$]

ν : viscosidade cinemática ($\nu = \rho/\mu$) [m^2/s]

2.3.4 Estratificação atmosférica

Em geral, o movimento vertical do ar pode ser considerado adiabático, ou seja, sem troca de calor com a atmosfera circundante. Dessa forma, é conveniente considerar o conceito de gradiente adiabático $(dT/dz)_{ad}$, isto é, a variação da temperatura com a altitude. Esse gradiente térmico diminui com o aumento da umidade, variando entre $-10^\circ\text{C}/1000$ m e $-5^\circ\text{C}/1000$ m (BLESSMANN, 2011).

Em função do gradiente adiabático local (dT/dz) , consideram-se as seguintes condições de estratificação térmica (SANDERSE, 2009):

- estratificação instável ou convectiva: ocorre quando a diminuição da temperatura da massa de ar que sobe adiabaticamente é menor que a diminuição da temperatura do ar circundante [$dT/dz < (dT/dz)_{ad}$]. Portanto, o ar que sobe fica mais quente e mais leve, formando correntes de convecção com turbilhões de grande escala. Nesse caso, a temperatura tem um gradiente vertical superadiabático;

- estratificação estável: ocorre quando a diminuição da temperatura da massa de ar que sobe adiabaticamente é maior do que a diminuição da temperatura do ar circundante [$dT/dz > (dT/dz)_{ad}$]. Desse modo, a massa de ar fica mais fria e mais densa do que o ar circundante, o que faz com que o ar volte para sua posição inicial. No caso em que $dT/dz > 0$, ocorre uma inversão térmica da temperatura, tornando o ambiente ainda mais estável;
- estratificação neutra: ocorre quando a diminuição da temperatura da massa de ar que sobe desde a superfície é igual que a diminuição da temperatura do ar circundante [$dT/dz = (dT/dz)_{ad}$]. Nesse caso, a temperatura tem um gradiente vertical adiabático.

Outro parâmetro utilizado para determinar a estratificação atmosférica é o número de Richardson (Ri). Este é definido pela razão entre a turbulência criada termicamente (estratificação atmosférica) e a turbulência mecânica, causada pelas forças de atrito (SANDERSE, 2009). Expressa-se por:

$$Ri = \frac{g}{T_0} \cdot \frac{\frac{dT}{dz}}{\left(\frac{dU}{dz}\right)^2} \quad (2.5)$$

Onde:

g : aceleração gravitacional [m/s^2]

T_0 : temperatura de referência [$^{\circ}C$]

T : temperatura média [$^{\circ}C$]

z : altura acima do solo [m]

Teoricamente, a atmosfera encontra-se em equilíbrio neutro quando o número de Richardson é nulo ($Ri = 0$). Assim, Magnusson e Smedman (1999) estabelecem as seguintes categorias para o número de Richardson:

- $Ri < -0,05$: estratificação instável (durante o dia e alta insolação);
- $-0,05 < Ri < 0,05$: estratificação neutra (em períodos com fortes ventos);
- $Ri > 0,05$: estratificação estável (durante a noite ou no inverno).

Ligado ao número de Richardson, tem-se o comprimento de Monin-Okulov (L). Este define-se como a altura sobre a superfície onde a turbulência térmica e mecânica estão em equilíbrio (SANDERSE, 2009). Pode ser calculado pela seguinte expressão:

$$L = \frac{T_0 U^{*2}}{kgT^*} \quad (2.6)$$

Onde:

T^* : diferença de temperatura [°C]

O valor do comprimento de Monin-Okulov indica:

- $L > 0$: estratificação estável;
- $L < 0$: estratificação instável;
- $L = \infty$: estratificação neutra.

2.3.5 Turbulência

Em geral, o conceito de turbulência está associado com flutuações da velocidade do vento em torno de um valor médio, as quais provocam a formação de múltiplos turbilhões ou redemoinhos de diversas dimensões. Essas flutuações têm origem mecânica e/ou térmica, sendo causadas pela rugosidade superficial e a estratificação térmica, respectivamente. Além disso, são também denominadas de rajadas e ocorrem em uma sequência aleatória de frequências e intensidades (BLESSMANN, 2013).

Matematicamente, a turbulência é definida como flutuações irregulares da velocidade, governadas por equilíbrio estatístico. Assim, para um tempo t e em um ponto r , o vetor velocidade “ $U(r; t)$ ” pode ser expressado por um vetor velocidade média, função do vetor posição r , e os componentes vetoriais das flutuações segundo três eixos coordenados retangulares, tal que:

$$U(r; t) = \bar{U}(r) + \tilde{u}(r; t) \quad (2.7)$$

Onde:

$\bar{U}(r)$: vetor velocidade média, na direção predominante do escoamento [m/s]

$\tilde{u}(r; t)$: vetor flutuação de velocidade ou vetor rajada [m/s]

O vetor rajada pode ser decomposto em seus componentes, de maneira que:

$$\tilde{u}(r; t) = u(r; t) + v(r; t) + w(r; t) \quad (2.8)$$

Onde:

$u(r; t)$: componente longitudinal do escoamento [m/s]

$v(r; t)$: componente transversal do escoamento [m/s]

$w(r; t)$: componente vertical do escoamento [m/s]

O sistema de eixos de direções 1,2 e 3, tem o eixo 1 orientado na direção e sentido do vetor velocidade média. A Figura 16 mostra os componentes do vetor velocidade “ $U(r; t)$ ”.

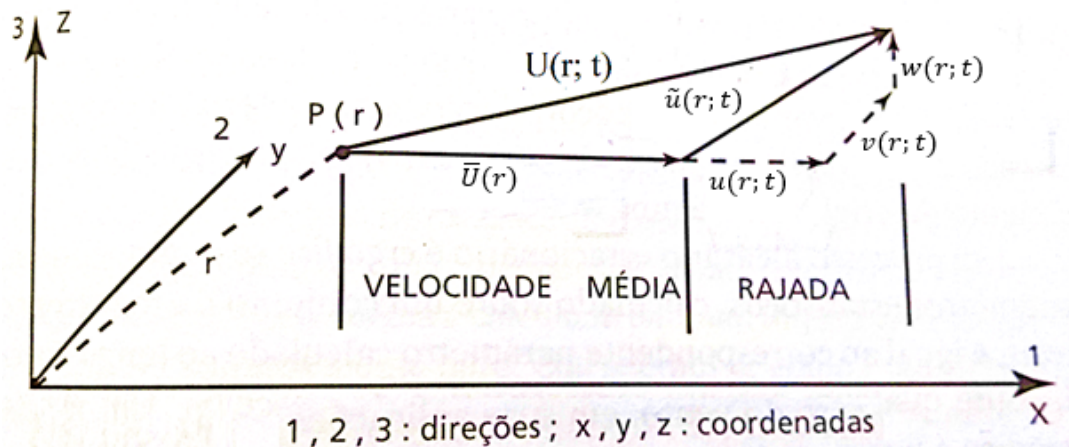


Figura 16 – Componentes do vetor velocidade (Fonte: adaptado de BLESSMANN, 2011)

A intensidade da turbulência é de particular interesse, pois representa uma medida adimensional da energia cinética contida nos componentes flutuantes da velocidade. Por definição é igual à relação entre o desvio padrão das flutuações e uma velocidade de referência. Essa referência pode ser a velocidade no ponto em que se determinou o desvio padrão (intensidade local da turbulência), ou uma velocidade de normalização (intensidade normalizada da turbulência) (BLESSMANN, 2011). Sua expressão de cálculo é dada por:

$$I_i(z) = \frac{\sigma_i(z)}{\bar{U}(z)} ; i = 1,2,3 \quad (2.9)$$

Onde:

$I_i(z)$: intensidade da turbulência na direção do componente i [-]

$\sigma_i(z)$: desvio padrão na direção do componente i [m/s]

$\bar{U}(z)$: velocidade média do vento na altura z [m/s]

Outras propriedades estatísticas utilizadas para descrever o escoamento turbulento são: distribuição de probabilidade, correlação espacial, espectro de potência e espectro cruzado.

2.4 AERODINÂMICA DE TURBINAS EÓLICAS

Durante as primeiras décadas do século XX, investigadores das principais escolas de pesquisa aerodinâmica de Europa começaram a estudar a eficiência ideal das turbinas eólicas. Os maiores avanços são atribuídos a cientistas da escola britânica, liderada por Froude e Lanchester, da escola alemã, liderada por Prandtl e Betz, e da escola russa, liderada por Joukowsky e Vetchinkin (OKULOV; VAN KUIK, 2012).

A determinação da quantidade máxima de energia que pode ser extraída do vento, constitui uma aplicação muito importante na exploração de energia eólica. Segundo o princípio de conservação da energia, a energia não pode ser criada nem destruída, pode apenas transformar-se. Nesse sentido, todo sistema de conversão tem eficiência menor que 100%, já que é fisicamente impossível transformar um tipo de energia em outro tipo de energia sem sofrer perdas. No caso específico da geração eólica, resulta impossível capturar toda a energia contida no vento, pois isso precisaria de um bloqueio total do escoamento no plano de rotação, e a velocidade que ser nula na região a sotavento, o qual é uma impossibilidade física. Por outro lado, se todo o ar passasse através do rotor, sem nenhuma redução da velocidade, não haveria extração de energia e a eficiência seria nula. Dessa forma, existe um limite teórico da quantidade de energia máxima que pode ser extraída do vento, chamado de limite de Betz-Joukowsky. Este foi definido a partir de alguns modelos teóricos, e constitui o fundamento da aerodinâmica de turbinas eólicas (MANWELL et al., 2009). Nos próximos itens, serão discutidos os principais modelos teóricos, utilizados para a definição da eficiência ideal de um aerogerador.

2.4.1 Potência disponível no vento

De forma geral, a energia contida em um fluido pode existir em diferentes formas, tais como energia potencial, pressão termodinâmica, energia cinética e energia térmica. No caso da energia eólica, interessa apenas a energia cinética e a energia de pressão, pois os efeitos gravitacionais e de temperatura podem ser desprezados. Tal como mostra a Figura 17, a potência disponível no vento pode ser determinada considerando uma massa de ar, invíscida e incompressível, escoando através de um volume de controle. De acordo com a equação de continuidade do fluidos, o fluxo de ar (\dot{m}) ao longo de um tubo de corrente permanece constante, tal que:

$$\dot{m} = \frac{dm}{dt} = \rho AU \quad (2.10)$$

Onde:

ρ : massa específica do ar [kg/m^3]

A : área do disco [m^2]

U_∞ : velocidade da corrente livre perpendicular ao plano de rotação [m/s]

Logo, a equação da energia cinética do vento (E_k) é dada por:

$$E_k = \frac{1}{2} m U_\infty^2 \quad (2.11)$$

Por definição, potência é a taxa de variação da energia, ou simplesmente, quantidade de energia concedida por unidade de tempo. Dessa forma, substituindo (2.10) e (2.11) na equação de potência, obtém-se a seguinte expressão para a energia total disponível no vento:

$$P = \frac{dE}{dt} = \frac{1}{2} \dot{m} U^2 = \frac{1}{2} \rho A U^3 \quad (2.12)$$

Onde:

P : potência disponível no vento [W]

Finalmente, a densidade potencial do vento (W/m^2) pode ser expressada por:

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

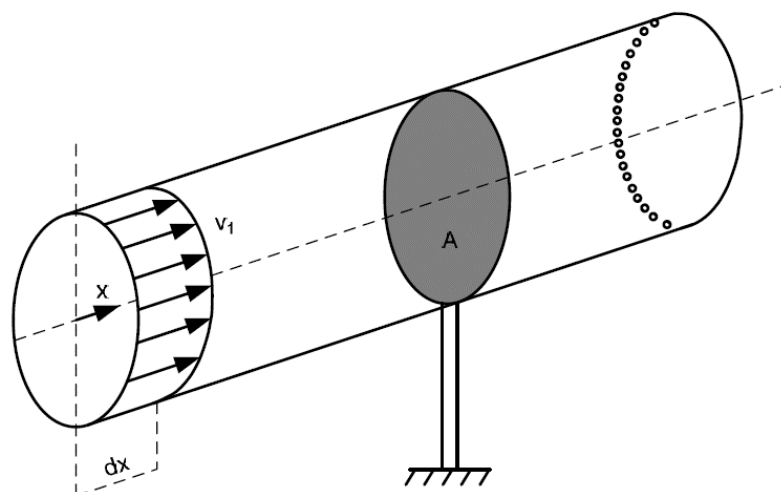


Figura 17 – Esquema do fluxo de ar através de um volume de controle (Fonte: GASCH; TWELE, 2012)

2.4.2 Teoria do disco atuador

A teoria do disco atuador é um modelo simplificado que explica as forças aerodinâmicas que atuam em um aerogerador e a potência máxima deste, para condições ideais. A teoria foi introduzida por Rankine em 1865, e posteriormente melhorada por Froude em 1889. A análise está baseada nas equações de conservação de massa, conservação de energia e conservação da quantidade de movimento linear. Basicamente, o modelo considera que a extração de energia é causada pela queda de pressão do ar que escoar através de um rotor ideal, representado por um "disco atuador". Note-se que a análise não se limita a um tipo de rotor em específico (MANWELL et al., 2009; VAN KUIK et al., 2014).

O modelo leva em consideração as seguintes simplificações de análise:

- escoamento uniforme, invíscido, incompressível e regime permanente;
- rotor com um número infinito de pás;
- empuxo uniforme sobre a área do disco;
- esteira sem efeitos de rotação;
- pressão estática igual à pressão atmosférica não perturbada, na região distante do rotor a montante e a jusante.

A presença do disco atuador representa um obstáculo para o escoamento incidente, o que ocasiona uma desaceleração gradual da velocidade, desde um valor U_∞ , na região da corrente livre, para um valor U_d , no plano de rotação. Como resultado dessa desaceleração, o tubo de corrente se expande e a pressão estática incrementa. Especificamente, a pressão estática incrementa desde um valor de p_∞ , na região da corrente livre, para um valor P_d^+ , exatamente frente ao disco. Logo, devido à troca de energia entre o disco atuador e as partículas de ar, observa-se uma abrupta queda de pressão para P_d^- , na região a jusante do disco. Essa diferença de pressão é causante de a redução de energia do ar e da perda de velocidade na esteira. Eventualmente, a pressão na esteira se recupera até alcançar o equilíbrio com a pressão atmosférica (p_∞), o que provoca uma desaceleração adicional do escoamento (U_w) (Figura 18) (BURTON et al., 2011; MANWELL et al., 2009; SANDERSE, 2009).

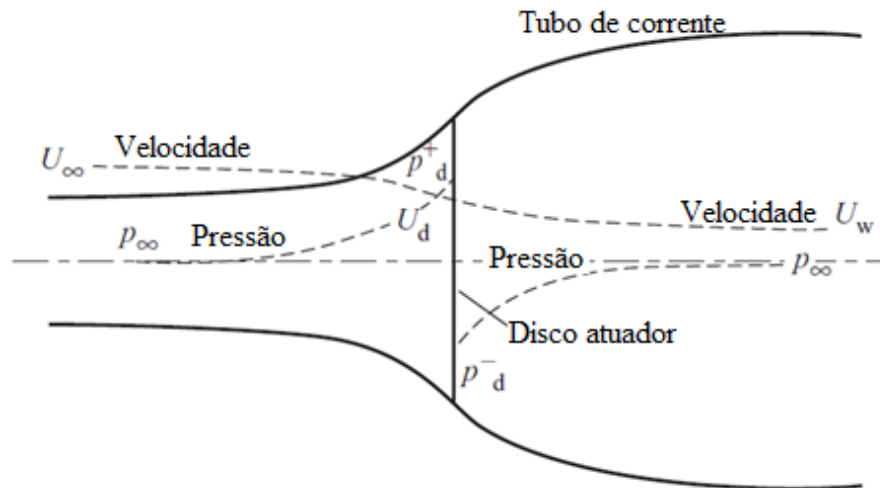


Figura 18 – Representação do disco atuador (Fonte: adaptado de BURTON et al., 2011)

Aplicando a equação de continuidade dos fluidos, o fluxo de massa permanece constante em todos as seções do tubo de corrente, de modo que:

$$\dot{m} = (\rho AU)_{\infty} = (\rho AU)_d = (\rho AU)_w \quad (2.14)$$

Dado que o vento exerce uma força sobre o disco atuador, o disco também exerce uma força de reação, a qual freia o escoamento. Essa força é chamada de empuxo (T), e pode ser determinada pela variação de quantidade de movimento através do disco atuador, tal que:

$$T = U_{\infty}(\rho AU)_{\infty} - U_w(\rho AU)_w \quad (2.15)$$

Logo, substituindo (2.14) em (2.15):

$$T = \dot{m}(U_{\infty} - U_w) \quad (2.16)$$

Adicionalmente, a força de empuxo também pode ser determinada pela diferença de pressões através do disco, de forma que:

$$T = A_d(P_d^+ - P_d^-) \quad (2.17)$$

Essa diferença de pressões pode ser resolvida por meio da equação de conservação de energia dos fluidos (Princípio de Bernoulli), entre a seção de entrada do tubo de corrente e a face frontal do disco, e entre a face posterior do disco e a seção de saída do tubo de corrente, obtendo as seguintes equações:

Na região a montante do disco:

$$p_{\infty} + \frac{1}{2}\rho U_{\infty}^2 = P_d^+ + \frac{1}{2}\rho U_d^2 \quad (2.18)$$

Na região a jusante do disco:

$$P_d^- + \frac{1}{2}\rho U_d^2 = p_w + \frac{1}{2}\rho U_w^2 \quad (2.19)$$

Igualando as equações (2.18) e (2.19), considerando que a pressão na esteira distante se recupera até alcançar o valor da pressão atmosférica ($p_{\infty} = p_w$), e que a velocidade através do disco permanece constante ($U_d = cte$), obtém-se que:

$$(P_d^+ - P_d^-) = \frac{1}{2}\rho(U_{\infty}^2 - U_w^2) \quad (2.20)$$

Substituindo (2.20) em (2.17), resulta a seguinte expressão para a força de empuxo:

$$T = \frac{1}{2}\rho A_d (U_{\infty}^2 - U_w^2) \quad (2.21)$$

Igualando as equações do empuxo (2.16) e (2.21), tem-se que:

$$\dot{m}(U_{\infty} - U_w) = \frac{1}{2}\rho A_d (U_{\infty}^2 - U_w^2) \quad (2.22)$$

Resolvendo (2.22), e aplicando a equação de conservação de massa, tem-se que ($U_d = \dot{m}/\rho A_d$). Assim, chega-se à seguinte equação para a velocidade do vento no plano do rotor:

$$U_d = \frac{U_{\infty} + U_w}{2} \quad (2.23)$$

A equação (2.23) indica que a velocidade no disco é igual à média das velocidades a montante e jusante do disco atuador. Portanto, o modelo teórico considera que a metade da aceleração deve ocorrer antes do disco, e a outra metade depois deste (OKULOV; VAN KUIK, 2012).

Na sequência, são apresentados os coeficientes aerodinâmicos necessários para a determinação da eficiência ideal de um aerogerador.

2.4.2.1 Fator de interferência axial

Define-se o fator de interferência axial (a), como a variável adimensional que estima a redução do componente axial de velocidade do vento, ocasionada pela interação entre o escoamento incidente e o disco atuador, tal que:

$$a = \frac{U_\infty - U_d}{U_\infty} \quad (2.24)$$

A velocidade através do disco atuador pode ser obtida em termos do fator de interferência axial, resolvendo para U_d em (2.24):

$$U_d = U_\infty(1 - a) \quad (2.25)$$

Além disso, a velocidade na esteira distante pode ser calculada em termos do fator de interferência axial, substituindo (2.25) em (2.23), e resolvendo para U_w , de forma que:

$$U_w = U_\infty(1 - 2a) \quad (2.26)$$

A velocidade no plano do disco atuador é uma mistura da velocidade não perturbada a montante (U_∞), e a velocidade induzida no rotor ($-aU_\infty$). Quanto maior for o fator de interferência axial (a), tanto menor será a velocidade no plano de rotação (U_d), reduzindo a eficiência da turbina. A teoria do disco atuador se torna inválida para valores de $a \geq 1/2$, pois isso implica que a velocidade na esteira seja nula ou assuma valores negativos ($U_w \leq 0$). Nesses casos, torna-se necessário fazer algumas modificações empíricas no modelo teórico (BURTON et al., 2011).

2.4.2.2 Coeficiente de potência

Utilizando a equação (2.21), é possível calcular a potência da turbina a partir do produto da força de empuxo (T) vezes a velocidade no disco (U_d), de modo que:

$$P = \frac{1}{2} \rho A_d (U_\infty^2 - U_w^2) U_d \quad (2.27)$$

Substituindo (2.25) e (2.26) em (2.27), obtém-se uma expressão para a potência fornecida pela turbina eólica, em termos do fator de indução axial:

$$P = \left[\frac{1}{2} \rho A_d U_\infty^3 \right] 4a(1 - a)^2 = 2\rho A_d U_\infty^3 a(1 - a)^2 \quad (2.28)$$

O coeficiente de potência (C_p) é caracterizado pela razão entre a potência fornecida pela turbina e a potência contida no vento. Este coeficiente descreve a fração da potência do vento que pode ser convertida em trabalho mecânico por um aerogerador, sendo que:

$$C_p = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 A_d} = 4a(1-a)^2 \quad (2.29)$$

Considerando que o valor máximo de uma função acontece quando sua derivada é nula. O coeficiente de potência máxima pode ser determinado pela derivada de (2.29) em relação ao fator de interferência axial, tal que:

$$\frac{dC_p}{da} = 4(1-a)(1-3a) = 0 \quad (2.30)$$

A partir da derivada de (2.29), chega-se a uma equação quadrática da forma $12a^2 - 16a + 4$, cujas raízes são: $a = 1$; $a = 1/3$. Substituindo os valores das raízes em (2.29), obtém-se o coeficiente de potência máximo quando $a = 1/3$, portanto:

$$C_{pmax} = 16/27 = 0.5926 \quad (2.31)$$

Neste caso, o fluxo de massa através do disco corresponde a 2/3 do escoamento total. Dessa forma, um rotor ideal alcançará sua eficiência máxima quando a velocidade no plano de rotação for igual a 2/3 de U_∞ . O resultado da equação (2.32) é conhecido como o limite de Betz-Joukowski, e estabelece que não mais de 59,3% da energia cinética de um fluido pode ser convertida em trabalho útil pelo disco atuador (MANWELL et al., 2009; VAN KUIK et al., 2014).

2.4.2.3 Coeficiente de empuxo

A teoria do disco atuador também permite obter uma expressão para determinar a força de empuxo, a partir das equações (2.21), (2.25) e (2.26), tal que:

$$T = \left[\frac{1}{2} \rho A_d U_\infty^2 \right] 4a(1-a) = 2\rho A_d U_\infty^3 a(1-a) \quad (2.32)$$

O coeficiente de empuxo é definido pela relação entre a força de empuxo e a força dinâmica exercida pelo escoamento incidente, de modo que:

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 A_d} = 4a(1-a) \quad (2.33)$$

O coeficiente de potência alcança seu valor máximo ($a = 1/3$), para um coeficiente de empuxo igual a $8/9$. Note-se que a esteira sofre uma expansão ($A_w > A_d$), como consequência da perda de velocidade na esteira do rotor ($U_w < U_d$). Por outro lado, o coeficiente de empuxo alcança seu valor máximo ($dC_T/da = 0$), quando o fator de interferência axial é igual a $1/2$. Nesse caso, a velocidade na esteira torna-se nula e, portanto, a teoria do disco atuador não é mais aplicável, sendo preciso fazer algumas modificações empíricas ao modelo. A Figura 19 mostra um gráfico para os coeficientes de empuxo e potência máximo, em função do fator de interferência axial.

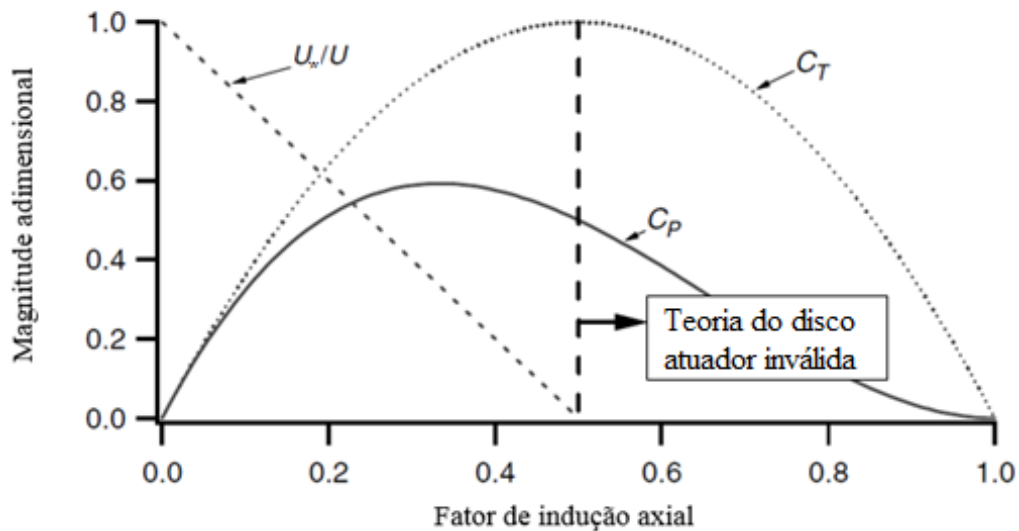


Figura 19 – Curva dos coeficientes de potência e de empuxo, em função do fator de indução axial (Fonte: MANWELL et al., 2009)

2.4.3 Teoria do disco rotor

Para maior proximidade da realidade, a teoria do disco atuador pode ser estendida, considerando a rotação do rotor. Previamente foi mencionado que os aerogeradores utilizam um rotor com certo número de pás, as quais captam a energia cinética do vento e a transformam em energia rotacional mecânica. Nesse processo, a interação entre o escoamento de ar e as pás induzem um torque (Ω) que faz girar o rotor. Ao mesmo tempo, um torque de reação (w) é induzido no escoamento ao longo da esteira, com sentido oposto ao giro do rotor. Dessa maneira, a teoria do disco rotor considera, além do componente axial de velocidade (U_d), um componente tangencial ($U_t = \Omega r + wr$) do escoamento (MANWELL et al., 2009).

Em geral, a teoria do disco rotor considera um disco constituído por uma série de elementos anulares de raio (r), largura radial (dr) e área ($2\pi r dr$), onde a pressão, a rotação da esteira e os fatores de interferência, estão em função do raio (Figura 20). Além disso, a teoria assume que cada elemento atua de forma independente, transmitindo quantidade de movimento angular ao escoamento que passa através do disco. Dessa maneira, o torque induzido no disco rotor transmite um componente tangencial ao escoamento na esteira, enquanto que a força de empuxo ocasiona a redução do componente axial de velocidade na esteira. Também, assume-se que a velocidade angular transmitida ao escoamento (w) é menor que a velocidade angular da turbina (Ω), e que a transferência de movimento rotacional ocorre através da espessura do disco (MANWELL et al., 2009).

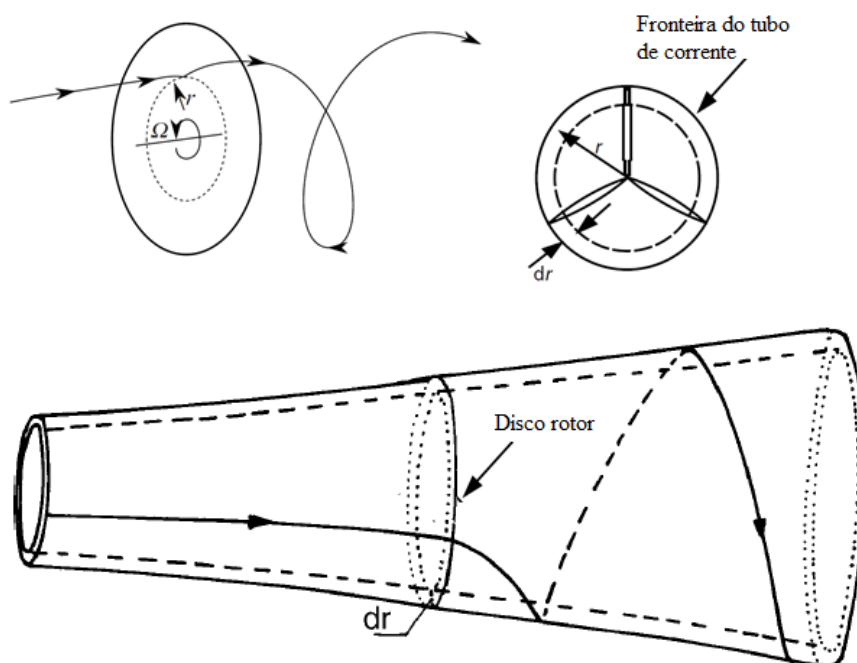


Figura 20 – Representação do disco atuador (Fonte: adaptado de MANWELL et al., 2009)

Comparado com a teoria do disco atuador, a rotação do escoamento na esteira ocasiona uma diminuição da energia que pode ser extraída pelo rotor. Quanto maior for o torque exercido pelo escoamento, tanto maior serão as perdas de energia por rotação da esteira. Portanto, aerogeradores multi-pás (com baixa velocidade de rotação e alto torque de arranque) experimentam maiores perdas por rotação na esteira do que aerogeradores tipo hélice (com alta velocidade de giro e baixo torque de arranque) (MANWELL et al., 2009).

Em analogia com a teoria do disco atuador, aplica-se o princípio de Bernoulli considerando a rotação do rotor e da esteira, de modo que:

$$p_d^+ + \frac{1}{2}\rho U_d^2 + \frac{1}{2}\rho(\Omega r)^2 = p_d^- + \frac{1}{2}\rho U_d^2 + \frac{1}{2}\rho(\Omega r + wr)^2$$

$$p_d^+ - p_d^- = \rho \left(\Omega + \frac{1}{2}w \right) wr^2 \quad (2.34)$$

A força de empuxo que atua em cada elemento anular do rotor é dada por:

$$dT = (p_d^+ - p_d^-)A_d = \left[\rho \left(\Omega + \frac{1}{2}w \right) wr^2 \right] 2\pi r dr \quad (2.35)$$

A indução do componente tangencial na esteira representa um incremento da energia cinética do ar, a qual é compensada com uma perda de pressão estática, e que se acrescenta às perdas ocasionadas pelo déficit de velocidade axial. Dessa forma, as diferenças de pressão a través do disco são maiores, resultando em uma redução da quantidade de energia que pode ser extraída. Para estimar o decréscimo da velocidade tangencial no plano do disco rotor, é conveniente introduzir o conceito de fator de interferência angular ou tangencial (a'), que é dado por:

$$a' = \frac{w}{2\Omega} \quad (2.36)$$

O fator de interferência angular tende a zero nos extremos do rotor e incrementa nas proximidades do cubo. Resolvendo para w em (2.36), e substituindo em (2.35), o empuxo fica em termos do componente tangencial e do fator de indução tangencial:

$$dT = [4a'(1 + a')] \frac{1}{2} \rho \Omega^2 r^2 2\pi r dr \quad (2.37)$$

Derivando a equação (2.32) da teoria do disco atuador, obtém-se que:

$$dT = [4a(1 - a)] \frac{1}{2} \rho U_\infty^2 2\pi r dr \quad (2.38)$$

Igualando (2.37) com (2.38):

$$[4a'(1 + a')] \frac{1}{2} \rho \Omega^2 r^2 2\pi r dr = [4a(1 - a)] \frac{1}{2} \rho U_\infty^2 2\pi r dr \quad (2.39)$$

Resolvendo (2.39), obtém-se uma expressão para a velocidade de ponta local (λ_r):

$$\lambda_r^2 = \frac{a(1 - a)}{a'(1 + a')} = \frac{\Omega^2 r^2}{U_\infty^2} \quad (2.40)$$

A velocidade de ponta da pá (TSR) está diretamente relacionada com a potência das turbinas eólica, pois indica quão rápido gira o rotor em relação à velocidade do escoamento incidente. A TSR pode ser calculada pela razão entre o produto da velocidade angular do rotor vezes o raio e a velocidade do vento incidente, tal que:

$$TSR = \lambda = \frac{\Omega R}{U_\infty} \quad (2.41)$$

A velocidade local de ponta para um elemento anular qualquer é dada por:

$$\lambda_r = \frac{\Omega r}{U_\infty} = \frac{\lambda r}{R} \quad (2.42)$$

O torque induzido em cada elemento anular do disco rotor pode ser determinado aplicando o princípio de conservação de quantidade de movimento angular, de modo que:

$$dQ = \dot{m}(wr)(r) = (\rho U_d 2\pi r dr)(wr)(r) \quad (2.43)$$

Substituindo (2.25) e (2.36) em (2.43):

$$dQ = 4a'(1-a) \left[\frac{1}{2} \rho U_\infty \Omega r^2 2\pi r dr \right] \quad (2.44)$$

A potência de cada elemento anular é dada pelo produto do torque vezes a velocidade angular, tendo que:

$$dP = \Omega dQ \quad (2.45)$$

A potência total do disco rotor pode ser calculada pela integral da potência de todos os elementos anulares (dr), de forma que:

$$P = \int_0^R \Omega dQ \quad (2.46)$$

Substituindo (2.44) em (2.45), e considerando a equação (2.42), obtém-se a seguinte expressão de potência:

$$dP = \frac{1}{2} \rho A_d U_\infty^3 \left[\frac{8}{\lambda^2} a'(1-a) \lambda_r^3 d\lambda_r \right] \quad (2.47)$$

A equação (2.47) mostra que a potência de cada elemento anular (dr) é função dos fatores de interferência axial (a) e angular (a'), assim como da velocidade de ponta de pá (TSR). Os fatores de interferência axial e angular, determinam a magnitude e direção do escoamento no plano do rotor, enquanto que a velocidade local é função da velocidade de ponta de pá e do raio.

A contribuição incremental de cada elemento anular (dr), para o coeficiente de potência está dada por:

$$dC_p = \frac{dP}{\frac{1}{2}\rho A_d U_\infty^3} \quad (2.48)$$

O coeficiente de potência do disco rotor é calculado como:

$$C_p = \frac{8}{\lambda^2} \int_0^\lambda a'(1-a)\lambda_r^3 d\lambda_r \quad (2.49)$$

A solução analítica da equação (2.49), implica várias relações das variáveis a , a' e λ_r (ver Sengupta, Verma, 1992). Resolvendo a equação (2.40) para a' em termos de a , obtém-se que:

$$a' = -\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\left[1 + \frac{4}{\lambda_r^2} a(1-a)\right]} \quad (2.50)$$

As condições aerodinâmicas para a máxima geração de energia ocorre quando o termo $a'(1-a)$, da equação (2.49), alcança seu valor máximo. Substituindo (2.50) em $a'(1-a)$, derivando em relação a “ a ” e igualando a zero, se tem que:

$$\lambda_r^2 = \frac{(1-a)(4a-1)^2}{1-3a} \quad (2.51)$$

Esta equação representa a velocidade local de ponta em função do fator de interferência axial. Substituindo (2.51) em (2.40), encontra-se a seguinte expressão para cada elemento dr :

$$a' = \frac{1-3a}{4a-1} \quad (2.52)$$

A teoria do disco rotor mostra que o coeficiente de potência aumenta com a velocidade de ponta de pá, aproximando-se ao limite de Betz-Joukowski. A Figura 21 compara a curva do coeficiente de potência em função da velocidade de ponta, para a teoria do disco atuador e a teoria do disco rotor.

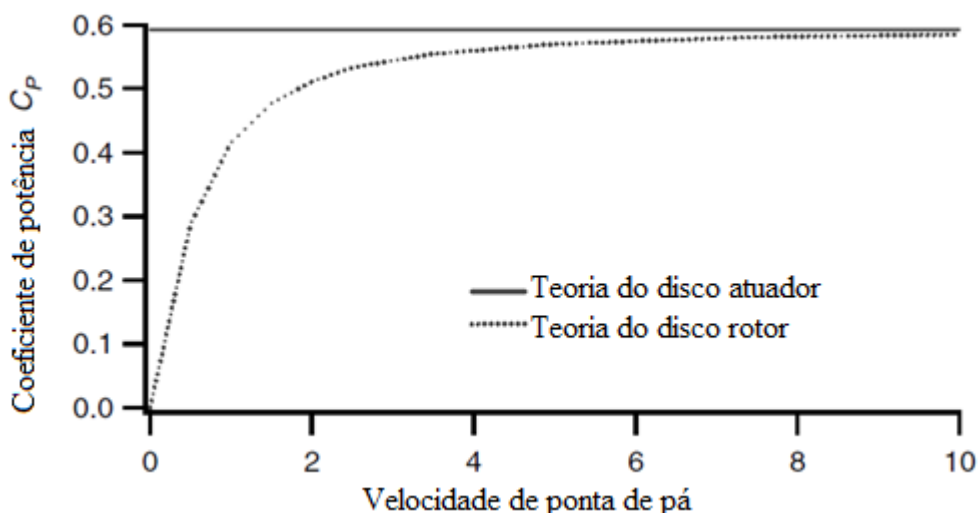


Figura 21 – Coeficiente de potência máxima em função da velocidade de ponta, segundo a teoria do disco rotor (Fonte: adaptado de MANWELL et al., 2009)

2.4.4 Aerofólios

As pás do rotor são um dos principais componentes de um aerogerador, pois são responsáveis pela conversão da energia cinética do vento em energia rotacional mecânica. Em geral, as pás estão constituídas por aerofólios com diferentes seções transversais ao longo do vão, que permitem maximizar a energia capturada pelo rotor e obter um coeficiente de potência máximo. Esses aerofólios são elementos com formas geométricas específicas, que induzem forças aerodinâmicas devido à interação entre o fluido e o perfil destes. A largura e o comprimento das pás varia em função do desempenho aerodinâmico desejado, da potência máxima do rotor, das características específicas dos aerofólios e das forças atuantes (MANWELL et al., 2009).

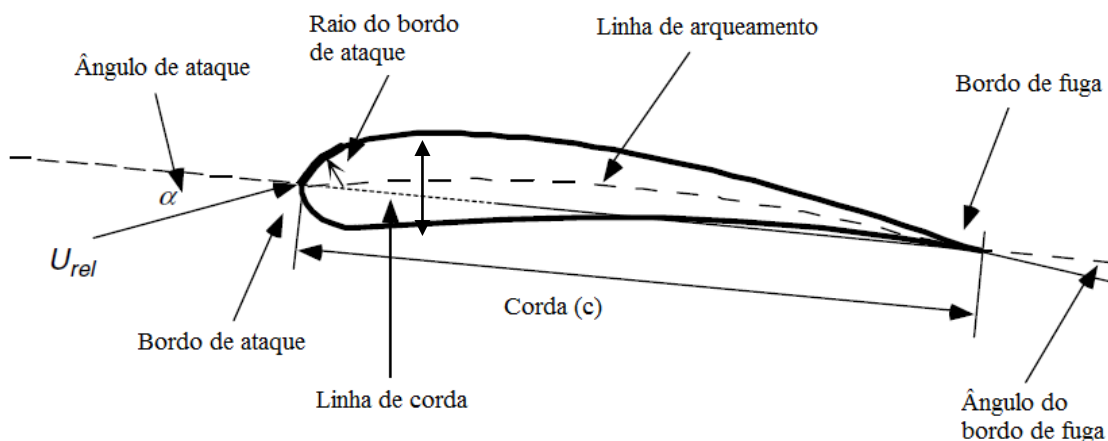


Figura 22 – Esquema de um aerofólio (Fonte: Adaptado de MANWELL et al., 2009)

A Figura 22 mostra a nomenclatura utilizada para caracterizar um aerofólio, as quais são definidas como:

- bordo de ataque: ponto mais dianteiro do aerofólio;
- bordo de fuga: ponto mais traseiro do aerofólio;
- linha de arqueamento: é a linha média ou local dos pontos intermediários entre as superfícies superior e inferior do aerofólio;
- linha de corda: linha reta que liga os bordos de ataque e de fuga;
- corda (c): distância exata entre o bordo de ataque e o bordo de fuga, mensurada ao longo da linha de corda;
- arqueamento máximo: é a distância máxima entre a linha de arqueamento e a corda, mensurada perpendicularmente à corda;
- espessura: distância entre a superfície superior e inferior;
- ângulo de ataque (α): ângulo entre o vento relativo e a linha de corda;
- vão do aerofólio: é o comprimento do aerofólio perpendicular à sua seção transversal.

Quando o ar passa através de um aerofólio, o escoamento se divide em duas parcelas que provocam uma diferença de pressões entre a superfície superior e inferior, assim como uma tensão de cisalhamento entre o escoamento e os contornos do aerofólio. Dessa forma, surgem dois componentes de força (sustentação e arrasto), e um momento de passo, que atuam no centro aerodinâmico do aerofólio, ou seja, em uma distância de $c/4$ a partir do bordo de ataque (Figura 23). A força de sustentação é definida como o componente perpendicular ao vento relativo, enquanto que a força de arrasto é o componente paralelo ao vento relativo. O momento de passo é definido em torno de um eixo perpendicular à seção transversal do perfil aerodinâmico (MANWELL et al., 2009).

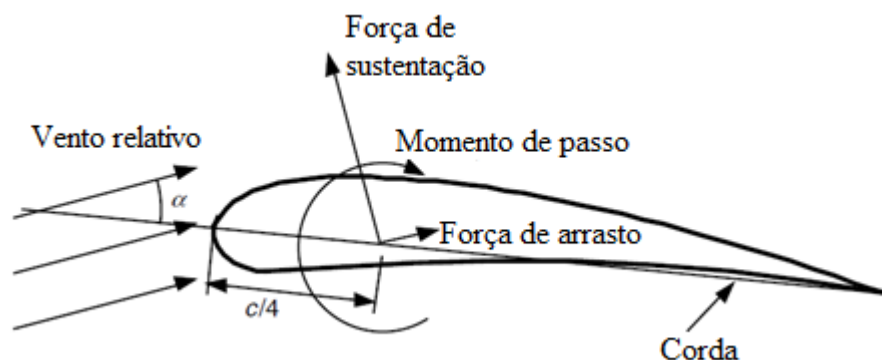


Figura 23 – Forças atuando em aerofólio (Fonte: adaptado de MANWELL et al., 2009).

As pás são posicionadas de forma que o vento incidente atinja a superfície inferior dos aerofólios e a velocidade relativa fique tangente ao centro aerodinâmico de cada seção. Quanto maior o ângulo de ataque, tanto maior será a força de sustentação. No entanto, elevados ângulos de ataque provocam que as pás estolem, induzindo um grande arrasto e uma queda considerável da sustentação. Portanto, as pás são projetadas para uma razão sustentação/arrasto máxima que permite maximizar a eficiência aerodinâmica. Para cumprir com esse propósito, as pás utilizam diferentes aerofólios ao longo do seu comprimento. Deste modo, quando são sobrepostas as seções individuais da pá, obtém-se uma contínua torção desde a base até a ponta das pás. (MANWELL et al., 2009).

Segundo Schubel e Crossley (2012), as pás podem ser divididas em três regiões características, em função das características aerodinâmicas e estruturais (Figura 24):

- base da pá: esta seção experimenta as maiores solicitações, e tem baixa velocidade devido ao pequeno raio de giro. Esta baixa velocidade conduz a uma sustentação reduzida e um maior comprimento de corda. O problema da baixa sustentação é agravado pela necessidade de seções com maior espessura para garantir a integridade estrutural. Portanto, a base das pás está constituída por aerofólios de grande espessura e baixa eficiência aerodinâmica;
- região intermediária da pá: a razão sustentação/arrasto torna-se significativa. Utilizam-se aerofólios mais finos e com maior eficiência aerodinâmica (alta sustentação e baixo arrasto);
- ponta da pá: a razão sustentação/arrasto é máxima. Os aerofólios têm uma menor seção com geometrias concebidas para reduzir o ruído e as perdas de ponta (SCHUBEL; CROSSLEY, 2012).

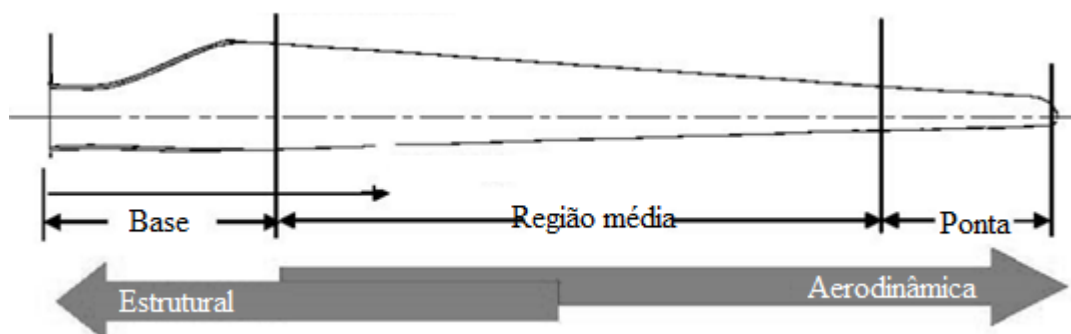


Figura 24 – Regiões características das pás, em função das solicitações estruturais e aerodinâmicas (Fonte: adaptado de SCHUBEL; CROSSLEY, 2012)

2.4.5 Teoria do cilindro de vórtices

Para aprofundar no comportamento do escoamento em torno de uma turbina eólica é conveniente introduzir o conceito de vorticidade. Em lugar de estimar as velocidades induzidas no plano do rotor por meio das equações de conservação de quantidade de movimento, pode ser empregado um modelo mais exato em analogia com a teoria de asas de vão finito, chamado de teoria do cilindro de vórtices (SANDERSE, 2009).

Em geral, os modelos de vórtices estão baseados em teorias de sustentação, tais como: linha de sustentação, superfície de sustentação e painel de sustentação. Nesse sentido, é importante mencionar alguns parâmetros relacionados com a vorticidade. Segundo o teorema de Kutta-Joukowski, a força de sustentação gerada pelas pás está ligada à distribuição de um vórtice de superfície ($\Delta\Gamma$) cuja expressão de cálculo é dada por: ($L = \rho U \Delta\Gamma$). Logo, o teorema de Kelvin estabelece que esse vórtice tem uma circulação constante ao longo da pá ($D\Gamma/Dt = 0$), sendo responsável pelo desprendimento de vórtices de base e de ponta. Esses vórtices primeiro são de diâmetro reduzido devido à expansão da esteira e posteriormente aumentam devido aos efeitos da viscosidade (HANSEN et al., 2006; SANDERSE, 2009).

A teoria do cilindro de vórtices está baseada nas premissas anteriores e no modelo proposto por Joukowsky para avaliar o sistema de vórtices de um aerogerador com número finito de pás (B). O modelo considera que cada pá está associada com um vórtice de superfície com circulação radial uniforme ($\Delta\Gamma$), resultando em uma esteira de vórtices composta por " B " vórtices helicoidais de ponta com circulação ($\Delta\Gamma$) e um núcleo de vórtices de base com magnitude $\Gamma = B\Delta\Gamma$ e trajetória retilínea (Figura 25). Fora dessas regiões, assume-se que o escoamento permanece irrotacional (OKULOV et al., 2015).

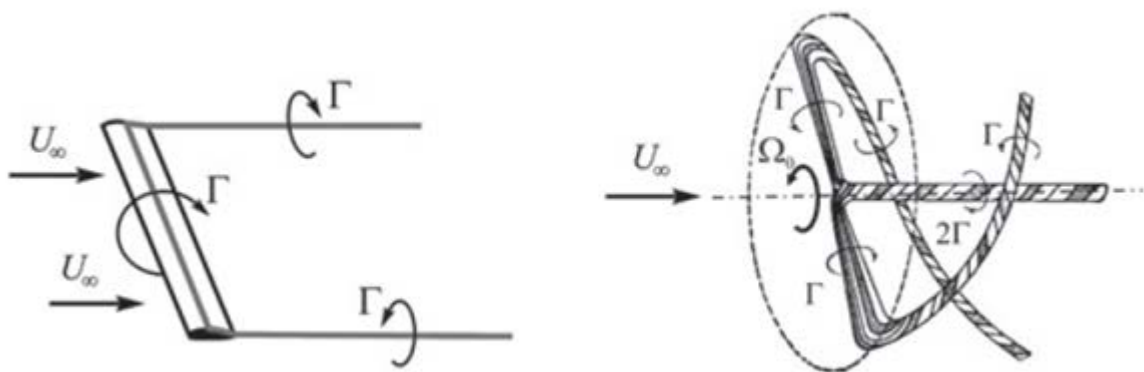


Figura 25 – Modelo do sistema de vórtices Joukowsky (Fonte: OKULOV; VAN KUIK, 2012)

Quando o número de pás tende a infinito, origina-se uma estrutura tubular de vórtices, ocasionada pela proximidade dos vórtices helicoidais de ponta. Para altos valores de velocidade de ponta de pá, a trajetória dos vórtices torna-se quase paralela ao plano de rotação. O tubo de vórtice se expande à medida que o escoamento é desacelerado na esteira, porém essa expansão é desconsiderada no modelo, mantendo uma estrutura cilíndrica constante (Figura 26). Para determinar, em qualquer ponto, a velocidade induzida pela circulação dos vórtices utiliza-se a lei de Biot-Savart (BURTON et al., 2011).

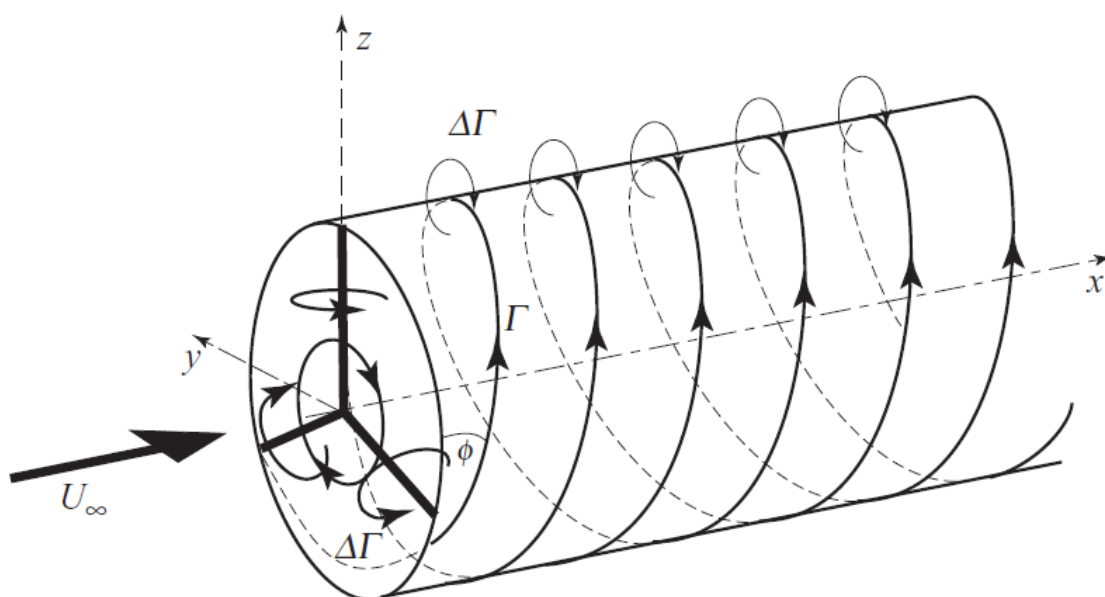


Figura 26 – Modelo da teoria do cilindro de vórtices (Fonte: BURTON et al., 2011)

Apesar das simplificações, a teoria do cilindro de vórtices permite determinar o campo de escoamento de forma acurada e fornece uma boa descrição da concentração de vórtices (SANDERSE, 2009). Entretanto, a teoria deve ser usada com cautela, pois desconsidera a viscosidade do escoamento e a variação dos vórtices de superfície ao longo do vão. As Figuras 27 e 28 mostram, em um ambiente experimental, os vórtices de ponta e a estrutura helicoidal da esteira de um aerogerador sob condições de escoamento uniforme.



Figura 27 – Visualização dos vórtices de ponta de pá (Fonte: VERMEER et al., 2003)



Figura 28 – Visualização da trajetória helicoidal da esteira (Fonte: VERMEER et al., 2003)

2.4.6 Teoria de quantidade de movimento no elemento de pá (BEM)

Nas seções anteriores, foram descritas as teorias do disco atuador e do disco rotor. Estas empregaram os princípios de conservação de massa, de energia, de quantidade de movimento linear e angular, para explicar o processo de extração de energia do vento. Entretanto, existe outra teoria chamada de teoria do elemento de pá, a qual utiliza a geometria das pás para determinar as forças que atuam em cada elemento. Os resultados destas abordagens podem ser unificados para obter a dedução da teoria de quantidade de movimento no elemento de pá (BEM), a qual permite dimensionar as pás do rotor e que atualmente continua sendo a base para projetos de turbinas eólicas (MANWELL et al., 2009). Na sequência, apresenta-se uma breve descrição da teoria do elemento de pá, e em seguida, a metodologia simplificada de Betz para resolver a teoria BEM.

2.4.6.1 Teoria do elemento de pá

Esta teoria relaciona a forma geométrica das pás, com a capacidade de extrair energia do vento que escoar através do rotor. A teoria assume que a pá está dividida em N seções ou elementos que atuam de forma independente (Figura 29). Estes induzem forças aerodinâmicas, as quais podem ser expressadas em função dos coeficientes de sustentação e de arrasto, e do ângulo de ataque do perfil aerodinâmico (MANWELL et al., 2009).

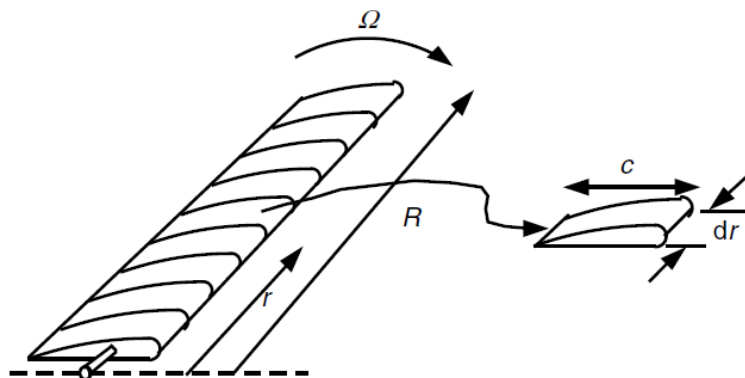


Figura 29 – Esquema de elemento de pá (Fonte: adaptado de MANWELL et al., 2009)

A figura 30 ilustra a distribuição e relação das várias forças, ângulos e velocidades que atuam nas pás do rotor. Como já foi mencionado, a força de arrasto (dF_D) é paralela ao vento relativo (U_{rel}), e a força de sustentação (dF_D) é perpendicular a este. Alternativamente, a força resultante do vento que atua na pá pode ser decomposta em um componente na direção axial (dF_N) e outro na direção tangencial (dF_T).

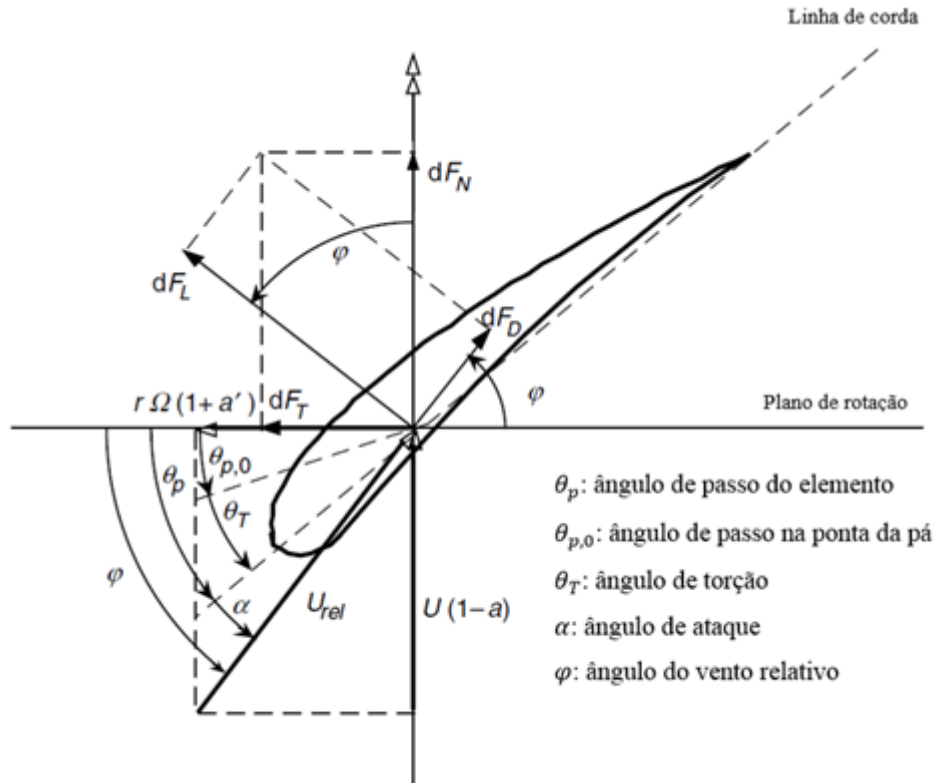


Figura 30 – Distribuição de forças atuantes em um elemento de pá (Fonte: adaptado de MANWELL et al., 2009)

Na Figura 30, o módulo da velocidade relativa do vento é dado por:

$$U_{rel} = \sqrt{(U_d)^2 + (U_t)^2} = \sqrt{(U_\infty(1-a))^2 + (\Omega r(1+a'))^2} \quad (2.53)$$

A diferença entre o ângulo de passo local e o ângulo de passo na ponta da pá, fornece o ângulo de torção, de modo que:

$$\theta_T = \theta_p - \theta_{p,0} \quad (2.54)$$

O ângulo do vento relativo está em função do ângulo de ataque e do ângulo de passo, tal que:

$$\varphi = \theta_p + \alpha \quad (2.55)$$

A partir da Figura 30, podem ser deduzidas as seguintes relações:

$$U_{rel} = \frac{U_d}{\sin \varphi} = \frac{U_\infty(1-a)}{\sin \varphi} \quad (2.56)$$

$$U_{rel} = \frac{U_t}{\cos \varphi} = \frac{\Omega r(1+a')}{\cos \varphi} \quad (2.57)$$

$$\tan\varphi = \frac{U_\infty(1-a)}{\Omega r(1+a')} = \frac{1-a}{\lambda_r(1+a')} \quad (2.58)$$

As forças aerodinâmicas induzidas em cada elemento de pá, podem ser definidas em função dos coeficientes de sustentação e de arrasto, por meio das seguintes equações:

$$dF_L = \frac{1}{2} C_l \rho U_{rel}^2 c dr \quad (2.59)$$

$$dF_D = \frac{1}{2} C_d \rho U_{rel}^2 c dr \quad (2.60)$$

Onde:

C_l : coeficiente de sustentação

C_d : coeficiente de arrasto

O componente que contribui ao empuxo é dado por:

$$dF_N = dF_L \cos \varphi + dF_D \sin \varphi \quad (2.61)$$

O componente tangencial que contribui ao torque é calculado por:

$$dF_T = dF_L \sin \varphi - dF_D \cos \varphi \quad (2.62)$$

Para um rotor constituído por certo número de pás (B), a força de empuxo pode ser calculada para cada elemento de pá, pela seguinte expressão:

$$dT = B dF_N = B \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi) c dr \quad (2.63)$$

Além disso, o torque de cada elemento de pá pode ser calculado como:

$$dQ = B r dF_T = B \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi) c dr \quad (2.64)$$

As duas equações anteriores permitem calcular a força de empuxo e o torque em cada elemento ao longo das pás.

2.4.6.2 Dimensionamento ótimo de Betz

Esta abordagem permite simplificar os cálculos da teoria BEM. Quando as teorias do disco a atuador e do elemento de pá são unificadas, obtém-se uma complexidade algébrica que dificulta o dimensionamento das pás do rotor. Abaixo, segue uma breve descrição da metodologia simplificada de análise, chamada de dimensionamento ótimo de Betz.

A teoria leva em consideração as seguintes simplificações:

- não há movimento rotacional da esteira ($a' = 0$);
- não há forças de arrasto ($C_d = 0$);
- não há perdas associadas a vórtices de ponta;
- o coeficiente de potência tem um valor máximo ($a = 1/3$).

Para o cálculo da corda e do ângulo de torção, devem ser pré-definidos os seguintes parâmetros:

- velocidade de ponta (TSR);
- número de pás (B);
- raio do rotor (R);
- perfil de aerofólio com coeficientes de sustentação e arrasto conhecidos;
- ângulo de ataque com uma razão sustentação/arrasto máxima.

Substituindo os fatores de interferência, para o caso com coeficiente de potência máximo ($a = 1/3$; $a' = 0$), obtém-se as seguintes expressões:

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{2}{3\lambda_r} \right) \quad (2.65)$$

$$c = \frac{8\pi r \sin \varphi}{3BC_l \lambda_r} \quad (2.66)$$

Existem outros métodos de solução iterativos e numéricos que não serão abordados por não serem o foco do trabalho. Para aprofundar nas teorias aerodinâmicas, recomenda-se ao leitor os livros de Manwell et al. (2009) e Burton et al. (2011).

2.4.7 Esteira aerodinâmica

As esteiras de turbinas eólicas são estruturas complexas de escoamento turbulento, caracterizadas pela redução da quantidade de movimento (déficit de velocidade) e intensificação dos níveis de intensidade da turbulência (incremento das solicitações dinâmicas). Dessa forma, existem dois aspectos de particular interesse para o estudo dos efeitos de esteira dentro de um parque eólico: 1) perdas de energia ocasionadas por déficit de velocidade; e 2) redução da vida útil das pás devido ao aumento da solicitações dinâmicas (CHAMORRO; PORTÉ-AGEL, 2009).

De maneira geral, as pás do rotor eólico são uma das principais fontes de turbulência na esteira. Tal como foi mencionado na teoria do cilindro de vórtices, a esteira está composta por um sistema de vórtices de ponta e de base, que se deslocam para jusante com uma circulação constante. As diferenças de velocidade entre o escoamento dentro da esteira e o escoamento circundante dão lugar a uma camada cisalhante, a qual está caracterizada pela presença de turbilhões e redemoinhos que originam uma mistura turbulenta do escoamento. Essa camada se expande para jusante, dissipando os vórtices de ponta e diminuindo o déficit de velocidade na esteira (Figura 31). Outra fonte de turbulência na esteira, é a turbulência mecânica deixada pela nacelle e torre. Esta se acrescenta aos vórtices de base na região central da esteira, gerando maior déficit de velocidade. Entretanto, esses vórtices costumam ser de alta frequência e são dissipados rapidamente (ANDRESEN, 2013; SANDERSE, 2009).

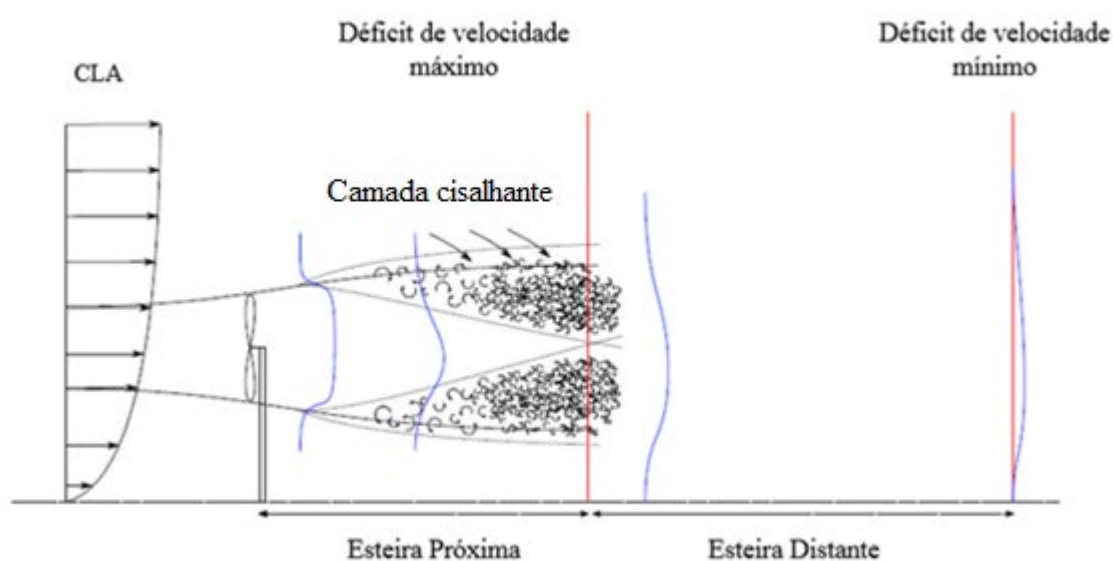


Figura 31 – Representação da esteira aerodinâmica (Fonte: adaptado de SANDERSE, 2009)

A esteira aerodinâmica está normalmente dividida em duas regiões características: a esteira próxima e a esteira distante, as quais são definidas nos itens embaixo.

2.4.7.1 Esteira próxima

É a região localizada imediatamente após o plano de rotação até uma distância de aproximadamente 1–3 diâmetros de rotor a jusante. Nela, o campo de escoamento está diretamente influenciado pela geometria e o número de pás do rotor. Portanto, os gradientes de pressão são os principais responsáveis pelo desenvolvimento do déficit de velocidade (VERMEER et al., 2003).

Normalmente, o déficit máximo de velocidade é atingido após 1–2 diâmetros de rotor. Porém, em casos com baixa turbulência ambiental essa distância pode ser maior. Também, existe uma região de transição, entre 2–5 diâmetros de rotor a jusante, na qual a camada cisalhante torna-se tão espessa que atinge o eixo central da esteira. Neste ponto, a esteira próxima alcança seu fim (SANDERSE, 2009).

2.4.7.2 Esteira distante

É a região posterior à esteira próxima, onde a presença do rotor e os gradientes de pressão deixam de ser relevantes no comportamento do escoamento. Nesta região, o déficit de velocidade e a intensidade da turbulência apresentam um comportamento mais uniforme e com certa simetria em torno do eixo central da esteira (SANDERSE, 2009).

Na esteira distante, os principais fatores que determinam as condições de escoamento são a convecção e a difusão turbulenta. A turbulência atua como um eficiente dissipador, pois mistura as partículas de baixa velocidade dentro da esteira com as partículas do escoamento circundante de maior velocidade. Nesse sentido, a camada mais veloz perde quantidade de movimento e a mais lenta ganha. Dessa forma, a esteira se expande, o déficit de velocidade diminui e a turbulência se torna mais uniforme (VERMEER et al., 2003; ANDRESEN, 2013).

Para condições de escoamento uniforme, uma aproximação parabólica pode ser apropriada para descrever esta região. Espera-se que em uma região suficientemente afastada, os efeitos de esteira desapareçam, obtendo uma recomposição total do perfil de vento incidente (VERMEER et al., 2003).

2.4.7.3 Efeitos de esteira em parques eólicos

A instalação de aerogeradores em parques eólicos requer o uso de ferramentas adequadas que permitam maximizar a geração total de energia e garantir a integridade estrutural das máquinas. As pesquisas mostram que a superposição de múltiplas esteiras faz com que o déficit de velocidade e o incremento das solicitações dinâmicas seja dissipado com maior rapidez nas máquinas situadas após a primeira fileira de aerogeradores. No entanto, a eficiência aerodinâmica é reduzida, principalmente na segunda fileira do parque, devido à perturbação do escoamento gerado pela extração de energia. Assim, quando a turbulência adicionada pelo rotor alcança um equilíbrio, as perdas de energia entre máquinas sucessivas diminui até atingir um valor aproximadamente constante (BLOMHOFF, 2012; HORN, 2010; SANDERSE, 2009).

Existem vários fatores que afetam as características da esteira aerodinâmica em parques eólicos, tais como: a rugosidade superficial, a topografia do terreno (plana ou complexa), a estratificação atmosférica (estável, instável ou neutra), o layout do parque (alinhado ou escalonado) e seu espaçamento, as condições de operação das turbinas a montante (*yawed* ou não *yawed*), entre outras (LIU et al., 1983; OZBAY, 2012). Nesse sentido, diversos modelos de esteira têm sido propostos para prever o campo de escoamento e as interações aerodinâmicas entre turbinas. Esses são geralmente baseados em: modelos de rugosidade superficial, modelos semi-empíricos, modelos de viscosidade e soluções completas das equações de Navier-Stokes (MANWELL et al., 2009). Porém, destaca-se a necessidade de ferramentas complementares que permitam calibrar, validar e provar a confiabilidade destes modelos, para futuras aplicações da indústria.

2.4.7.4 Evolução do conhecimento e da pesquisa em esteiras aerodinâmicas

Neste item, são apresentadas algumas pesquisas relacionadas ao estudo de esteiras aerodinâmicas. Mencionam-se estudos analíticos e numéricos, entretanto, a maior parte é voltada à parte experimental em túnel de vento.

Milborrow (1980) fez um estudo comparativo entre medições de campo, dados experimentais em túnel de vento e modelos analíticos, para avaliar o desempenho e a interação entre aerogeradores. Os resultados mostraram uma boa concordância entre as metodologias utilizadas, concluindo que as perdas de energia podem ser de aproximadamente 25% para espaçamentos de 10 diâmetros de rotor entre turbinas (MILBORROW, 1980). Jensen (1983) desenvolveu um modelo analítico simplificado para prever o déficit de velocidade na esteira de aerogeradores. As previsões do modelo foram comparadas com dados de campo e forneceram

resultados satisfatórios. Este modelo continua sendo a base para alguns dos softwares comerciais usados na atualidade. No mesmo ano, Liu et al. (1983) apresentaram um modelo numérico baseado nas equações de Navier-Stokes. Os resultados obtidos bateram com os dados experimentais utilizados para comparação. Posteriormente, Neustadter e Spera (1985) propuseram um modelo para estimar a eficiência de parques eólicos. O estudo se limitou à análise da interação entre duas turbinas, uma atrás da outra, de forma que a segunda turbina se encontrasse completamente dentro da esteira da primeira. Os resultados mostraram um decréscimo de 10% na geração de energia para uma distância de separação entre turbinas igual a 7 diâmetros de rotor. Em 1988, Ainslie publicou um modelo numérico para prever o campo de esteira. Os resultados mostraram que o modelo poderia ser utilizado de maneira confiável para estimar o déficit de velocidade na esteira, sob diferentes condições ambientais (AINSLIE, 1988). Por outro lado, Neff e Meroney (1990) conduziram um programa experimental em túnel de vento, para avaliar o comportamento de vários modelos em escala 1:50 e definir qual seria capaz de reproduzir acuradamente as condições naturais.

Crespo e Hernández (1996) apresentaram algumas expressões analíticas para estimar a energia cinética turbulenta e a taxa de dissipação do campo de escoamento na esteira aerodinâmica. Os resultados mostraram uma boa concordância com os dados experimentais e as simulações em CFD. Assim, os autores sugeriram que as equações propostas podem ser utilizadas como estimativas preliminares da evolução das características turbulentas da esteira. No entanto, ressaltaram a necessidade de mais pesquisas a fim de obter uma melhor precisão dos parâmetros considerados no modelo (CRESPO; HERNÁNDEZ, 1996). Mas adiante, Crespo et al. (1999) fizeram uma revisão e análise dos diferentes modelos de esteira utilizados até o momento. O estudo concluiu que a maioria de modelos propostos mostram uma correspondência com os dados experimentais, porém existe uma lacuna de validade para casos gerais (CRESPO et al., 1999).

Parkin et al. (2001) aplicaram a metodologia de velocimetria por imagem de partículas (PIV) para analisar o comportamento da esteira de um modelo reduzido sob diferentes ângulos de *yaw*, em uma distância de até 5 diâmetros de rotor. Os resultados sugeriram que o controle ativo por *yaw* pode ser vantajoso para maximizar a geração de energia das turbinas a sotavento (PARKIN et al., 2001).

Vermeer et al. (2003) apresentaram uma revisão dos principais estudos referentes à compreensão de esteiras aerodinâmicas até essa data. Os autores concluíram que os resultados

mais promissores são obtidos a partir de ensaios em túnel de vento, com o uso de modelos em escala real (por exemplo: projeto NREL da NASA e MEXICO da União Europeia). Entretanto, mencionam a dificuldade ligada a esse tipo de experimentos devido aos custos elevados e às dimensões limitadas dos túneis de vento. Em geral, observaram uma boa concordância entre ensaios em túnel de vento e simulações numéricas, porém os resultados distam de serem aplicáveis para casos gerais. Além disso, comentam que apesar da bagagem de estudos analíticos e experimentais, existem grandes incertezas associadas com a simulação de vários aspectos relevantes do escoamento (VERMEER et al., 2003).

Dahlberg e Medici (2003) fizeram um estudo experimental sobre o possível incremento da eficiência de parques eólicos por meio do controle ativo da esteira. Primeiramente, foi avaliado o comportamento da esteira de um modelo reduzido operado isoladamente sob diferentes ângulo de *yaw* e posteriormente, foram determinadas as variações da eficiência devido à interação entre vários modelos. Os resultados mostraram a possibilidade de reduzir as perdas de energia das turbinas a sotavento, em função do ângulo de *yaw*. Além disso, foram observados incrementos da eficiência de até 10%, para duas turbinas, e de 2–3% para 6 turbinas (DAHLBERG; MEDICI, 2003).

Maeda et al. (2004) estudaram experimentalmente a interação entre turbinas eólicas visando compreender os efeitos de esteira nos casos com topografia complexa. Para isso, foram investigadas duas condições de escoamento incidente com: i) alta turbulência; ii) baixa turbulência. Os resultados indicaram que o coeficiente de potência diminui com o incremento da não uniformidade e da turbulência do escoamento incidente, porém os efeitos de esteira foram dissipados em uma menor distância de afastamento. Além disso, os autores sugerem adotar layouts assimétricos com o intuito de diminuir a interação das esteiras (MAEDA et al., 2004).

Medici (2005a) investigou a influência do número de pás na esteira próxima de modelos com 1, 2 e 3 pás. O trabalho ilustra os efeitos no campo de escoamento quando a TSR e o número de pás mudam. A pesquisa experimental consistiu em medições do componente radial e longitudinal de velocidade do escoamento, assim como na análise dos coeficientes de potência e de arrasto dos três modelos, para diferentes TSR. Além disso, foram efetivadas comparações da esteira da turbina de 1 pá com aquela de 3 pás, em uma distância de até 9 diâmetros de rotor e para um coeficiente de potência máximo. Outra comparação entre a esteira da turbina de 2 pás e 3 pás, indicou um comportamento de recuperação diferente das esteiras para um mesmo

coeficiente de arrasto. Os resultados revelaram que o incremento do número pás e da TSR ocasiona maior interação entre os vórtices da esteira (MEDICI, 2005a).

Medici (2005b) estudou o escoamento imediatamente a montante do rotor para diferentes ângulos de *yaw* (0° , 10° , 20°). Os perfis de velocidades medidos evidenciaram que a presença do rotor não só afeta a esteira da turbina, senão também a região a montante do rotor. Da mesma forma, a força gerada pela turbina operando em *yaw* influencia ambas regiões do escoamento. Além disso, o campo de pressões mostra que o lado a barlavento contribui ao *yaw* total com um momento restaurador. Dessa forma, o artigo mostra que a teoria do disco atuador pode ser aplicada efetivamente na região a barlavento da turbina (MEDICI, 2005b).

Medici e Alfredsson (2006) apresentaram um estudo experimental dos três componentes de velocidade na esteira de um modelo de 2 pás para diferentes ângulos *yaw* do rotor em relação ao vento incidente ($0 - 20^\circ$). Em analogia com outras pesquisas, os resultados revelaram um comportamento assimétrico da esteira e com vórtices que seguem uma trajetória no sentido contrário ao giro do rotor. Um fato relevante, foi a presença de flutuações de baixa frequência na esteira e no escoamento circundante, tanto para condições de escoamento incidente laminar e turbulento, como para condições de operação com *yaw*. A frequência do desprendimento de vórtices, quando expressa em termos do número de Strouhal, mostrou-se independente da velocidade da corrente livre e dos níveis de turbulência. No entanto, as baixas frequências só foram observadas para altos valores da TSR. Além disso, a frequência do desprendimento de vórtices variou com o ângulo de *yaw*, tal como é observado em corpos rombudos (MEDICI; ALFREDSSON, 2006).

Alé et al. (2008) apresentaram uma metodologia para avaliar a curva de potência de aerogeradores de pequeno porte. Os resultados mostram um comportamento satisfatório, indicando a possibilidade de empregar a metodologia experimental em túnel de vento como uma ferramenta complementar às medições de campo. Além disso, os autores salientam a possibilidade de fazer análise térmica do aerogerador (ALÉ et al., 2008).

Hu e Du (2009) fizeram um estudo experimental das características da esteira próxima, a fim de adquirir uma melhor compreensão do processo físico de conversão e do desempenho de turbinas eólicas. O objetivo principal foi determinar o comportamento tridimensional do escoamento na esteira aerodinâmica, para diferentes comprimentos de corda e diferentes TSR. Em concordância com a teoria da esteira aerodinâmica, os resultados revelaram que os vórtices de ponta seguem uma trajetória helicoidal e com giro em sentido oposto à rotação da turbina.

Além disso, observou-se intensificação dos níveis de intensidade da turbulência e redução da velocidade dentro da esteira (HU; DU, 2009).

Chamorro e Porté-Agel (2009) realizaram um estudo sobre a influência da turbulência atmosférica e da rugosidade superficial na esteira aerodinâmica. Para isso, foram consideradas duas diferentes categorias de rugosidade, sob condições de estratificação neutra. Os resultados mostraram, para ambos os casos, que os efeitos de esteira não deixam de ser consideráveis em uma distância de 15 vezes o diâmetro do rotor. Na região superior da esteira, houve um incremento dos níveis de turbulência, enquanto que na região inferior, observou-se uma redução da tensão tangencial e da intensidade da turbulência em relação ao escoamento incidente. O déficit de velocidade e a intensificação da turbulência foi menor para o caso com maior rugosidade superficial (CHAMORRO; PORTÉ-AGEL, 2009).

Chamorro e Porté-Agel (2010) estudaram os efeitos da estratificação atmosférica na esteira aerodinâmica de um modelo reduzido, para duas categorias de estratificação atmosférica: i) neutra; ii) estável. Os resultados mostraram que os efeitos de esteira continuam presentes após uma distância igual a 20 diâmetros de rotor. No caso de estratificação neutra, os picos de turbulência foram localizados em uma distância de 4–5,5 diâmetros de rotor. Comparativamente, no caso com estratificação estável, os picos apresentaram maiores intensificações e foram encontrados em uma distância de entre 3–6 diâmetros de rotor. Dessa maneira, observou-se que a diminuição do déficit de velocidade é maior para condições de estratificação estável (CHAMORRO; PORTÉ-AGEL, 2010)

Yang et al. (2011) fizeram um estudo experimental para caracterizar os carregamentos aerodinâmicos e a evolução dos vórtices de ponta, assim como as características da esteira aerodinâmica. Os resultados mostraram que a evolução dos vórtices de ponta de pá, dos déficits de velocidade e da intensificação dos níveis turbulência variam significativamente em função da TSR. Além disso, os autores indicam a possibilidade de aplicar os resultados obtidos para melhorar a estimativa das cargas aerodinâmicas no projeto de turbinas eólicas (YANG et al., 2011).

Chamorro e Porté-Agel (2011) pesquisaram experimentalmente as características do escoamento dentro e fora da região superior da esteira aerodinâmica. Os ensaios foram conduzidos para simular um parque eólico constituído por 10 filas e 3 colunas de modelos reduzidos. Na direção longitudinal foram utilizadas duas distâncias de separação: $x/D = 5$ e $x/D = 7$, e na direção transversal foi utilizada uma única separação de $x/D = 4$. Os resultados

indicaram que o escoamento turbulento pode ser caracterizado em duas amplas regiões, as quais permitem considerar os parques eólicos como um caso particular de transição de rugosidade superficial. A primeira localiza-se abaixo do extremo superior do rotor, e afeta diretamente o desempenho das turbinas. Nela, o escoamento turbulento parece alcançar o equilíbrio a partir da terceira ou quarta fileira para ambas as distâncias investigadas. A segunda região fica logo acima da primeira e está caracterizada por duas camadas: uma CL interna onde o escoamento é afetado tanto pelo escoamento incidente quanto pela presença do aerogerador, e uma camada de equilíbrio, na qual o escoamento se ajusta completamente ao parque eólico (CHAMORRO; PORTÉ-AGEL, 2011).

Adaramola e Krogstad (2011) fizeram um estudo experimental do desempenho de dois modelos reduzidos, um atrás do outro, sob diferentes condições de operação. Os resultados mostraram que a redução máxima do coeficiente de potência da turbina a sotavento, varia em função das condições de operação da turbina a barlavento e da distância de separação entre ambas. Nesse sentido, as perdas de energia da segunda turbina variaram entre 20 e 46% quando comparadas com a primeira, operando isoladamente. Assim, os autores sugerem que a eficiência de um parque eólico pode aumentar instalando uma turbina a montante com coeficiente de potência menor do que as turbinas a sotavento. Além disso, mostram um incremento de 12% da potência quando a turbina a montante é operada em posição de *yaw* (ADARAMOLA; KROGSTAD, 2011).

Chamorro et al. (2011) pesquisaram o comportamento da esteira de um parque eólico com um layout assimétrico. O arranjo experimental consistiu em 10 fileiras, com 2 ou 3 colunas, separadas a cada 5 diâmetros de rotor na direção longitudinal e a cada 4 diâmetros de rotor na direção transversal. Os ensaios foram conduzidos para condições de estratificação neutra e com pouca rugosidade superficial. Os resultados foram comparados com um layout simétrico e se observou incremento da eficiência do parque para o layout assimétrico, sugerindo um aumento de 10% na geração de energia. As grandes diferenças dos níveis de turbulência e dos déficits de velocidade entre ambos os casos, evidenciam a importância da avaliação e parametrização do layout para algoritmos de otimização (CHAMORRO et al., 2011).

Chamorro et al. (2012) continuaram na mesma linha experimental para estudar a independência do número de Reynolds dos parâmetros estatísticos do escoamento (velocidade média, intensidade da turbulência, tensão de cisalhamento, etc.) na esteira de um modelo reduzido. Os ensaios foram conduzidos em uma CLA desenvolvida ao longo de uma superfície lisa sob

condições de estratificação neutra. Os perfis de esteira foram medidos e comparados em diferentes posições da esteira ($x/D = 2; 4; 6; 8; 10; 12$), para diferentes números de Reynolds, variando a velocidade do escoamento incidente entre 2,3–24,7 m/s. Os resultados mostraram que a velocidade média torna-se independente do Re a partir de $Re = 4,8 \times 10^4$, enquanto que a intensidade da turbulência e a tensão de cisalhamento para valores de $Re = 4,8 \times 10^4$. Além disso, as propriedades estatísticas do escoamento na esteira próxima se mostraram mais sensíveis ao Re, do que na esteira distante (CHAMORRO et al., 2012).

Andresen (2013) estudou o comportamento da esteira para determinar se o *yaw* pode ser utilizado como um método de controle ativo, a fim de aumentar a geração de energia das turbinas a sotavento. Os ensaios em túnel de vento foram conduzidos para um arranjo de dois modelos reduzidos. Primeiramente, foi avaliada a performance de um modelo isolado para diferentes ângulos de *yaw* e com velocidade angular constante. Posteriormente, foi examinado o déficit de velocidade e o incremento de intensidade da turbulência na esteira. Por último, foi estudada a eficiência e os carregamentos dinâmicos induzidos no modelo localizado a três diâmetros de rotor a sotavento do primeiro. Os resultados confirmaram uma diminuição dos coeficientes de potência e de empuxo da turbina operada em *yaw*. Assim, o trabalho concluiu que o mecanismo de controle por *yaw* não é vantajoso para o aumento da eficiência geral de um parque eólico, pois o incremento de potência das turbinas a sotavento é insignificante comparado com as perdas sofridas pelas turbinas a barlavento, operadas em *yaw* (ANDRESEN, 2013).

Zhang et al. (2013) estudaram a influência da estratificação atmosférica no comportamento da esteira aerodinâmica. Para isso, foi ensaiado um modelo reduzido submetido a dois tipos de estratificação atmosférica: i) neutra; ii) instável. Os resultados mostraram menor déficit de velocidade para o caso com instabilidade atmosférica, devido ao incremento do transporte vertical de quantidade de movimento, particularmente na região inferior da esteira. Por outro lado, os picos de intensidade da turbulência coincidiram em ambos os casos, em uma distância de aproximadamente 3 diâmetros de rotor a sotavento e no extremo superior da esteira. Entretanto, houve uma maior intensificação de dos picos para os ensaios com estratificação instável (20% maior do que nos ensaios com estratificação neutra). Além disso, para o caso com estratificação instável, o fluxo turbulento de calor teve um aumento de quase 25% na região inferior da esteira, o que ocasionou um efeito de resfriamento nas proximidades da superfície (ZHANG et al., 2013).

Ismail et al. (2015) realizaram um estudo em túnel de vento para investigar a influência dos efeitos de esteira na geração de energia em parques eólicos. A partir das medições realizadas foram propostas algumas equações empíricas para determinar o déficit de velocidade, a intensidade da turbulência e o raio de expansão da esteira. Os resultados experimentais mostraram que as perdas de energia alcançam 20% para uma distância de separação entre turbinas de 8,85 diâmetros, enquanto os resultados numéricos apresentaram perdas de apenas 11 % para a mesma distância de separação (ISMAIL et al., 2015).

Wittwer et al. (2015) conduziram um estudo experimental em túnel de vento sobre o componente longitudinal do escoamento incidente e da esteira de um modelo reduzido. Foram feitas medições do perfil de velocidade média e da variância das flutuações para três alturas diferentes. Os resultados dos espectros de potência apresentaram um incremento das flutuações em todas as posições medidas na esteira. O estudo deixa pendente a avaliação das funções de autocorrelação e sugere novos testes que possam fornecer uma maior semelhança do fenômeno (WITTWER et al., 2015).

Tobin et al. (2015) fizeram um estudo experimental para avaliar a estrutura das flutuações da potência de turbinas eólicas, sob condições de escoamento turbulento com estratificação neutra. Para isso, foram comparados os dados de ensaios em túnel de vento para um modelo reduzido com diâmetro de rotor de 0,12 m, e os dados de medições de campo de duas turbinas eólicas com diâmetro de rotor de 3,2 m e 96 m, respectivamente. Por meio da composição espectral do escoamento turbulento e das propriedades mecânico-estruturais da turbina, encontrou-se uma base física do comportamento temporal das flutuações de potência. Os resultados mostraram uma concordância para as diferentes escalas geométricas investigadas, sugerindo uma independência do número de Reynolds (TOBIN et al., 2015).

Iungo (2016) fez um estudo experimental para avaliar o comportamento da esteira aerodinâmica, frente a diferentes condições de estratificação atmosférica. As metodologias utilizadas foram: i) ensaios em túnel de vento para um modelo reduzido submetido a escoamento de baixa turbulência, e ii) medições de campo de uma turbina ENERCON E-70 de 2MW. Os resultados indicaram que a dissipação dos efeitos de esteira é mais rápida sob condições de estratificação instável do que sob condições de estratificação neutra. Além disso, a pesquisa sugere que a interação entre aerogeradores deve ser levada em conta para modelos avançados de esteiras para a otimização de geração de energia (IUNGO, 2016).

3 METODOLOGIA EXPERIMENTAL EM TÚNEL DE VENTO

Este capítulo descreve a técnica experimental em túnel de vento, incluindo os critérios de semelhança considerados, assim como as configurações de ensaio e o desenvolvimento dos modelos utilizados no trabalho.

3.1 INTRODUÇÃO

O estudo da ação e dos efeitos do vento em estruturas civis demanda o emprego de boas técnicas de simulação da camada limite atmosférica (CLA). Nesse sentido, os ensaios conduzidos em túneis aerodinâmicos clássicos são incapazes de simular o comportamento turbulento e os gradientes verticais de velocidade do vento natural. Em contraste, os chamados túneis de vento de camada limite permitem reproduzir fielmente as principais características do escoamento natural sob condições controladas, graças às técnicas de simulação utilizadas e à relação comprimento/altura da câmara de ensaios (≥ 8) (BLESSMANN, 2011). Existem inúmeras variações nas características de cada túnel, entretanto, costumam ser classificados em dois tipos básicos: a) túneis de retorno fechado, onde o escoamento recircula; e b) túneis de retorno aberto, onde o escoamento é absorvido em um extremo e descarregado em outro (BARLOW et al., 1999).

Uma das diferenças que a metodologia experimental agrega aos projetos eólicos é a possibilidade de avaliação precisa das variáveis do projeto sob condições controladas. Diversos estudos têm revelado valiosas informações relacionadas com a aerodinâmica dos aerogeradores, seus aerofólios, suas pás e suas esteiras. Tudo isso, auxiliando não apenas na compreensão dos fenômenos físicos envolvidos, mas também na validação e calibração de modelos matemáticos avançados (BOTTASSO et al., 2014). Assim, a metodologia experimental em túnel de vento se comprova como uma importante ferramenta de análise que possibilita amplo espectro para a investigação, precisão e confiabilidade de projetos eólicos. Além disso, é capaz de fornecer dados de alta precisão para comparação e validação de simulações numéricas, modelos analíticos e medições em campo

3.2 CONDIÇÕES DE SEMELHANÇA

O estudo de modelos em escala reduzida em túnel de vento exige o cumprimento de alguns parâmetros adimensionais chamados de condições de semelhança. Isto, com o intuito de garantir uma fiel reprodução das condições naturais do escoamento dentro do ambiente experimental. Blessmann (2011) define as seguintes condições de semelhança para ensaios em túnel de vento:

1. semelhança geométrica: implica que o modelo reduzido e o protótipo devem ter dimensões e rugosidades semelhantes. Para isso, o fator de escala de comprimento (FE) deve ser constante em cada seção, tal que:

$$FE = \frac{L_p}{L_m} = constante \quad (3.1)$$

Onde:

L_p : comprimento do protótipo

L_m : comprimento do modelo

2. semelhança cinemática: implica que a distribuição de velocidades médias e as características de turbulência devem ser análogas nos dois escoamentos. No caso particular de modelos de aerogeradores, a semelhança cinemática é atingida uma vez que o parâmetro de velocidade de ponta de pá (TSR) do modelo, atinge a mesma TSR que um aerogerador em operação. Normalmente, o valor da TSR de TEEH de grande porte com três pás fica na faixa entre 4 e 8. Tal como foi definido previamente, a TSR é calculado pela seguinte expressão:

$$TSR = \frac{\Omega R}{U_{cubo}} \quad (3.2)$$

Onde:

Ω : velocidade angular do rotor [rad/s]

R : raio do rotor do modelo [m]

U_{cubo} : velocidade do escoamento incidente na altura do cubo [m/s]

3. semelhança dinâmica: implica que a relação entre qualquer par de forças deve ser a mesma no modelo e no protótipo. De forma geral, a semelhança dinâmica é satisfeita uma vez que o número de Reynolds (Re) é constante. Tal como foi visto no capítulo 2,

o Re é definido pela razão entre as forças de inércia e as forças de viscosidade, de forma que:

$$Re = \frac{UL}{\nu} \quad (3.3)$$

Onde:

U : velocidade do escoamento [m/s]

D : Diâmetro do rotor [m]

ν : viscosidade cinemática [m^2/s]

Em geral, os modelos reduzidos de aerogeradores utilizados em túnel de vento apresentam baixos valores de Re em relação ao Re de aerogeradores em escala real. Dessa forma, existe uma predominância das forças de viscosidade, o que reduz a eficiência aerodinâmica do rotor (menor sustentação e maior arrasto). Na seção 3.6.2, será abordada e detalhada a questão relacionada com a dificuldade de obter o Re de um aerogerador, no ambiente experimental. A Figura 32 mostra um esquema das condições de semelhança para dois corpos qualquer.

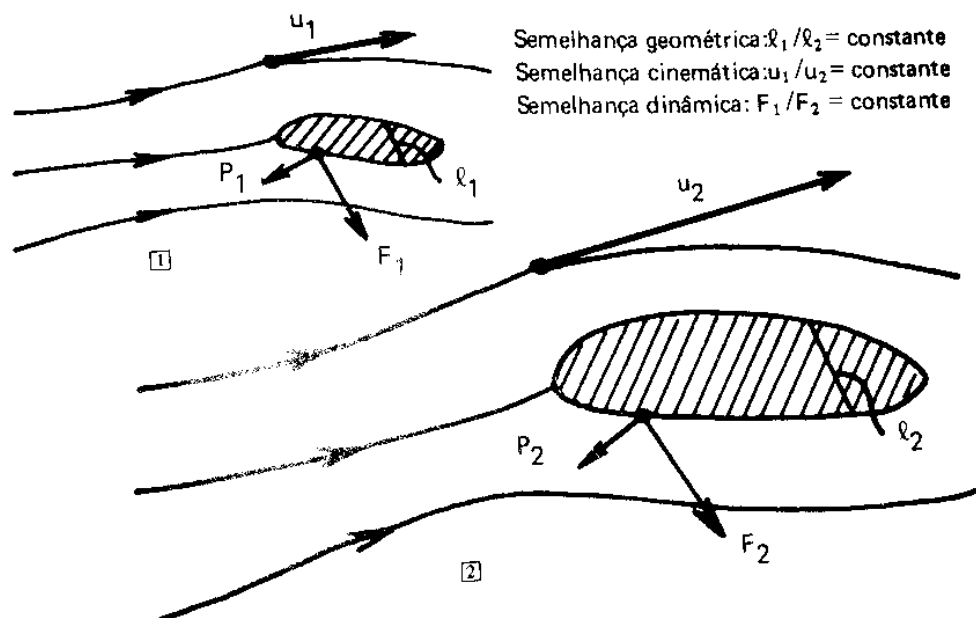


Figura 32 – Esquema das condições de semelhança entre dois corpos qualquer (Fonte: BLESSMANN, 2011)

3.3 SIMULAÇÃO DA CLA EM TÚNEL DE VENTO

As principais técnicas empregadas para reproduzir a camada limite atmosférica em túnel de vento, podem ser divididas em métodos: artificiais e naturais, que aplicam diferentes dispositivos para a simulação do vento. Os métodos de crescimento natural, utilizam elementos de rugosidade que cobrem um comprimento considerável do piso da câmara de ensaios. Esses dispositivos de rugosidade estabelecem o perfil de tensões de Reynolds e determinam os principais parâmetros da lei logarítmica. Isto permite obter uma escala apropriada da estrutura do vento natural em condições de estratificação neutra, porém o crescimento natural da CLA é relativamente lento e se requerem túneis longos (BLESSMANN, 2011; COOK, 1978). Por outro lado, os métodos artificiais passivos permitem reproduzir o perfil de velocidades média em túneis de menores dimensões, utilizando barreiras e dispositivos de mistura. Esses elementos funcionam como obstáculos colocados no início da câmara de ensaios, gerando turbulência e déficit da quantidade de movimento (COOK, 1978). Blessmann (2011) cita os seguintes dispositivos que costumam ser empregados para simular a CLA:

- tela uniforme;
- telas curvas ou planas de malha variável;
- grelhas de barras horizontais de seção retangular ou circular, variando o diâmetro e/ou o espaçamento;
- grelhas de malha variável ou diversas grelhas superpostas;
- barras finas metálicas de seção circular;
- triângulos de diversas dimensões e proporções.

De maneira geral, as técnicas descritas acima causam um déficit da velocidade média do túnel, devido ao uso de corpos sólidos para reproduzir as características do vento. Outra técnica artificial ativa consiste em utilizar meios puramente aerodinâmicos. Esta consiste em lançar jatos de ar perpendiculares ao escoamento gerado no túnel, evitando que a velocidade média diminua (BLESSMANN, 2011; COOK, 1978). Hoje em dia, os métodos de simulação têm aumentado sua precisão e cada túnel possui suas configurações de dispositivos necessários para simular determinados perfis de velocidades médias. A Figura 33 mostra um arranjo típico dos dispositivos de simulação em túnel de vento proposto por Cook (1978).

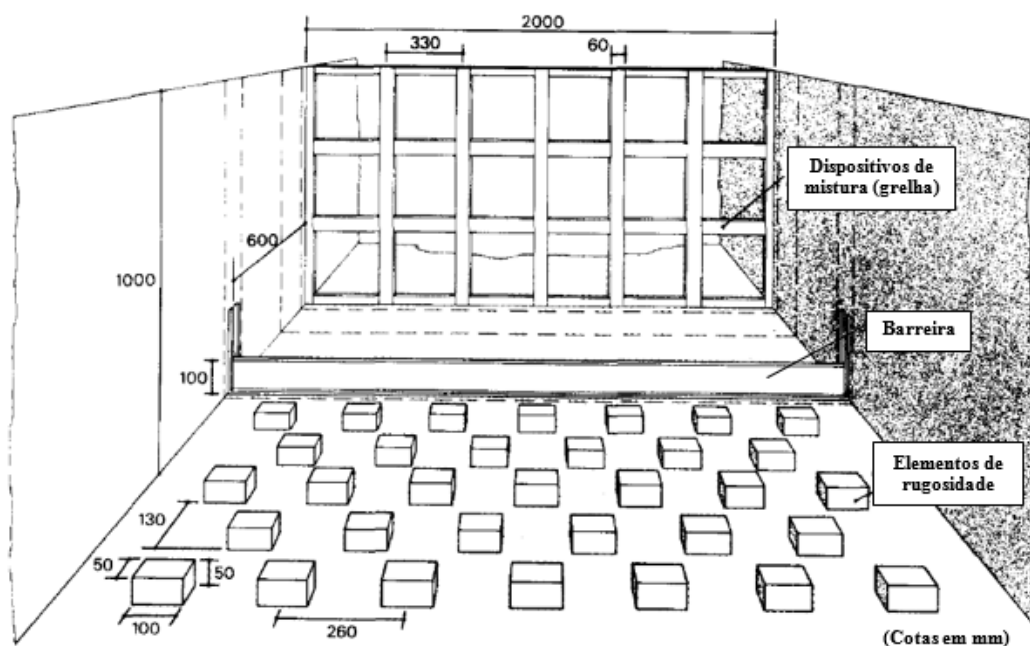


Figura 33 – Dispositivos utilizados usualmente para simular a CLA em túnel de vento (Fonte: adaptado de COOK, 1978)

3.4 TÚNEL DE VENTO PROF. JOAQUIM BLESSMANN/TV-2

Os ensaios deste trabalho foram conduzidos no túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann/TV-2, localizado no Laboratório de Aerodinâmicas das Construções (LAC) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), Figura 34. O túnel é de circuito fechado, e permite desenvolver estudos de efeitos estáticos e dinâmicos sobre modelos reduzidos da construção civil em geral. Tem uma relação comprimento/altura de 10,3, com dimensões 1,30 m x 0,90 m x 9,32 m (largura x altura x comprimento). Conta com um motor de 100 HP de potência, que aciona as hélices do ventilador e faz o ar circular, atingindo uma velocidade máxima de 42 m/s na seção principal de ensaios. Apresenta valores de turbulência menores do que 0,5%, para condições de escoamento uniforme-suave. Para manter a pressão estática constante, a largura varia ao longo da câmara de ensaios, de 1,2 m para 1,3 m. A velocidade do escoamento é controlada por meio de um dispositivo inversor de frequências, que muda a corrente de alimentação do motor (BLESSMANN, 1982, 2011).

Além disso, dispõe de quatro mesas giratórias que permitem estudos diversos sobre os efeitos do vento. Blessmann (2011), cita as aplicações particulares de cada mesa:

- a) mesa M-I: serve para ensaios de tipo aeronáutico no piso do túnel; pesquisa básica em modelos bi ou tridimensionais com geometrias simples; ensaios para construção civil com geradores de turbulência colocados na câmara de simuladores;
- b) mesa M-II: serve para ensaios de tipo aeronáutico no eixo do túnel, ensaios para construção civil com blocos colocados no piso e/ou geradores de turbulência na câmara de simuladores e/ou em outras secções; estudos de fenômenos de instabilidade aerodinâmica com modelos 2D colocados na horizontal;
- c) mesa M-III: projetada para ensaios dinâmicos em estruturas de grande alteamento. A mesa possui uma grande rigidez, e as frequências naturais superam os 500 Hz;
- d) mesa M-IV: serve para ensaios de dissipação de poluentes, influência da topografia sobre o vento, modelos de pontes, etc. Tem uma seção transversal de 240 x 210 cm, e está localizada no retorno do túnel.

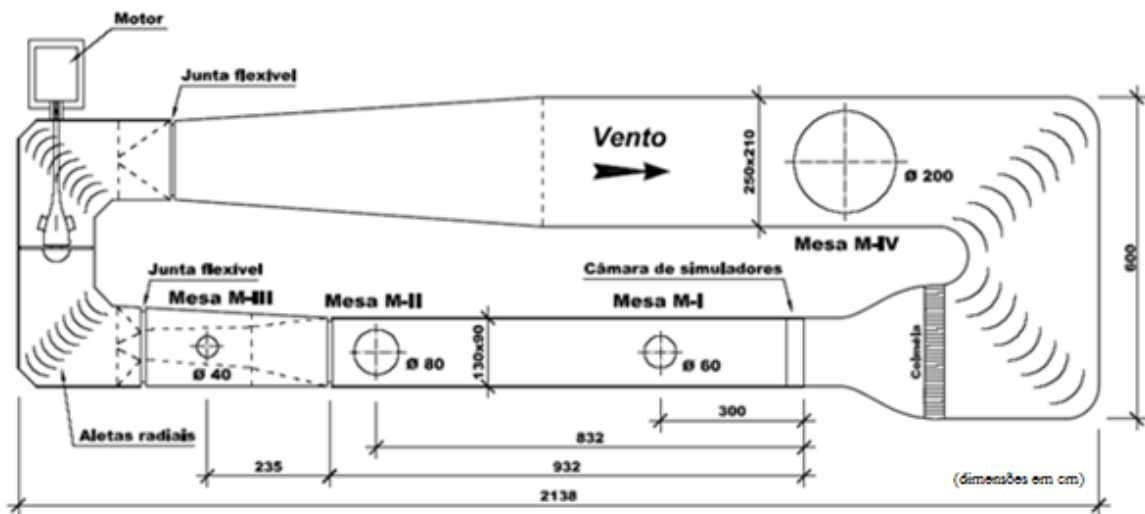


Figura 34 – Esquema do túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann/TV-2 (Fonte: BLESSMANN, 2011)

O túnel permite reproduzir fielmente, os perfis de velocidade média correspondentes à lei de potência com expoentes $\alpha = 0,11$; $0,23$ e $0,34$; indicados na norma de vento NBR-6123. As técnicas empregadas para a simulação, incluem o uso de elementos de rugosidade, agulhas e placas perfuradas. Ademais, podem ser utilizados um grupo de jatos transversais. (LOREDO-SOUZA et al., 2004).

3.5 EQUIPAMENTO

Nesta seção, descrevem-se as principais técnicas de medição utilizadas durante os ensaios.

3.5.1 Tubo de Pitot-Prandtl

É um instrumento de medição de pressão que permite determinar a velocidade do escoamento. O princípio fundamental consiste em medir simultaneamente a pressão estática do escoamento livre e a pressão total em um ponto de estagnação. Para isso, conta com dois sensores de pressão acoplados em um mesmo dispositivo (Figura 35). A pressão total é medida no tubo interior, enquanto que a pressão estática é medida através de uma série de pequenos orifícios perpendiculares ao tubo exterior. Nos pontos em que o fluido estagna, a pressão dinâmica é transformada em pressão estática, pois a velocidade se anula. Portanto, essa pressão estática é equivalente à pressão total (BLESSMANN, 2011).

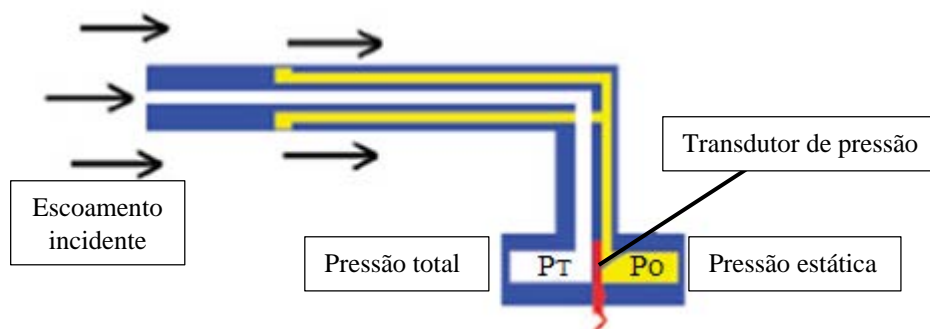


Figura 35 – Esquema de tubo Prandtl-Pitot (Fonte: adaptado de ANDRESEN, 2013)

Além disso, um transdutor de pressões é conectado a cada um dos extremos do tubo Pitot-Prandtl. Assim, o transdutor calcula a diferença de pressão entre o orifício central e os orifícios laterais do tubo ($P_T - P_o$), ou seja a pressão de obstrução. Logo, a velocidade média pode ser calculada utilizando o princípio de Bernoulli:

$$U_{\infty} = \sqrt{\frac{2(P_T - P_o)}{\rho}} \quad (3.4)$$

Onde:

U_{∞} : velocidade do corrente livre [m/s]

P_T : pressão total no ponto de estagnação [Pa]

P_o : pressão estática do escoamento [Pa]

3.5.2 Anemômetro de fio-quente

É uma técnica de alta precisão que permite determinar a velocidade e as flutuações de alta frequência do escoamento. Basicamente, o dispositivo consta de uma sonda ou sensor, um pequeno fio aquecido eletricamente que fica exposto ao escoamento, e um circuito elétrico, que mantém constante a temperatura⁷ do sensor. A resistência do fio varia em função da velocidade local do escoamento, e portanto também a tensão (Volts) necessária para equilibrar a temperatura. Logo, pode estabelecer-se uma relação entre a velocidade de velocidade do escoamento e a diferença de potencial.

Devido às características pouco intrusivas, robustez, e alta resolução espaço-temporal, a anemometria de fio-quente representa uma ferramenta apropriada para avaliar e caracterizar o comportamento turbulento da esteira aerodinâmica. As dimensões típicas do sensor são fios de tungstênio de 5 μm de diâmetro e 1–3 mm de comprimento, montados em duas pontas com forma de agulha. Dependendo do número de fios, o sensor pode medir os três componentes do vetor velocidade (x, y, z), Figura 36.

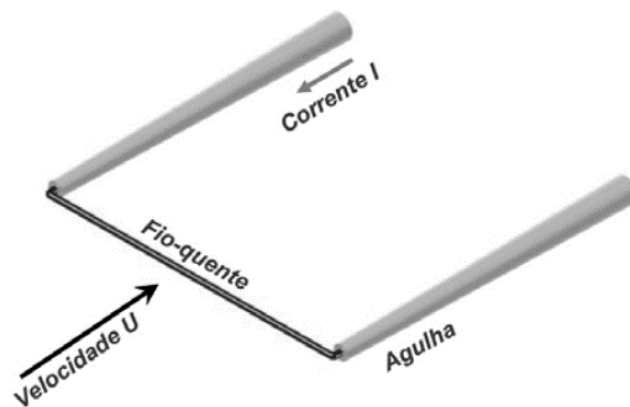


Figura 36 – Esquema de funcionamento do anemômetro de fio quente (Fonte: FREIRE; ILHA; COLAÇO, 2006)

3.5.3 Foto-tacômetro digital

É um instrumento utilizado para medir as rotações por unidade de tempo de um objeto que gira (Figura 37). O aparelho dispara um laser que reflete na superfície em rotação e registra a medida

⁷ Além do anemômetro de temperatura constante, também existem os anemômetros de corrente constante e de fio-quente pulsátil. Para maior detalhe ver: FREIRE et al., 2006

por efeito fotoelétrico. A leitura costuma ser mostrada em rotações por minuto (rpm), e a partir de uma simples conversão pode ser expressada em rad/s ou em Hz.

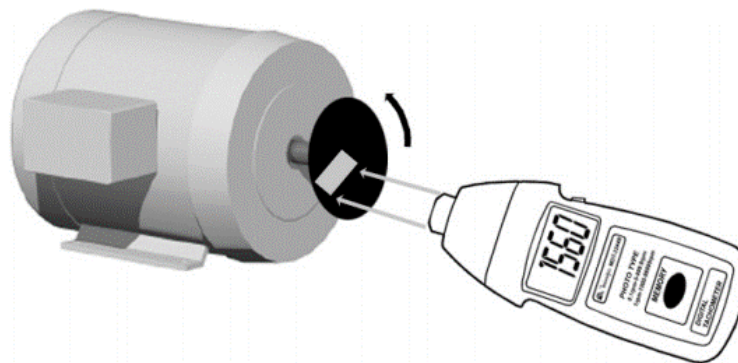


Figura 37 – Esquema de funcionamento do foto tacômetro digital (Fonte: MINIPÁ, 2010)

3.6 MODELO REDUZIDO

O modelo utilizado durante os ensaios foi concebido para reproduzir, em uma escala de 1:500, as características básicas da esteira aerodinâmica de um aerogerador de eixo horizontal de grande porte (≈ 2 MW) com um rotor de 90 m e uma torre de 80 m de altura. A montagem do modelo consistiu em um rotor de três pás (GWS/EP-7035), um motor de corrente contínua (Precision Microdrive 112-001) e uma barra roscada de aço, Figura 38. O rotor tem 177,8 mm de diâmetro e foi conectado diretamente ao eixo do motor por meio de um adaptador especial. As pás do rotor são de plástico, possuem boa flexibilidade e têm um formato semelhante com placas planas. O motor tem 12 mm de diâmetro, 20 mm de comprimento, tensão nominal de 2,4 V, resistência interna de 2 ohms, velocidade de carga nominal de 12000 rpm e 3 polos magnéticos feitos com fios de arame e escovas de metal precioso para comutação. Em caso de rotações excessivas o motor poderia ser utilizado como controlador da velocidade angular de rotor (Ω), aplicando uma tensão e/ou uma resistência externa. Entretanto, as terminais do motor foram conectadas diretamente ao sistema de aquisição de dados para medir a saída elétrica do motor, sem necessidade de aplicar o freio. A barra roscada tem 4 mm diâmetro e serviu como torre de suporte para o conjunto rotor-motor. Foram utilizadas duas alturas de torre em função do perfil de escoamento simulado. No caso dos ensaios com escoamento uniforme a altura do cubo do modelo foi de 450 mm acima do piso do túnel, enquanto que para os ensaios com simulação do perfil de CLA foi de 158,06 mm. Essa última altura foi definida conforme às

dimensões típicas utilizadas na literatura, mantendo uma relação entre a altura do cubo e o diâmetro do rotor igual a 0,89.

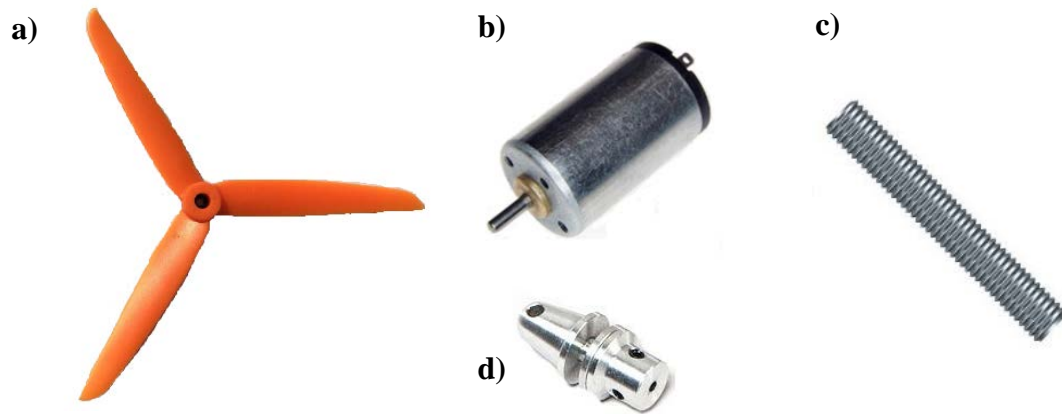


Figura 38 – Partes do modelo ensaiado: a) Rotor GWS/EP-7035; b) Motor CC Precision Microdrive 112-001; c) Barra roscada de aço; d) Adaptador de 3 mm para 1,5 mm

3.6.1 Distorção geométrica

A utilização do rotor GWS/EP-7035 implica a distorção geométrica em relação ao protótipo de grande porte. No entanto, esta distorção é normalmente feita neste tipo de estudo experimental privilegiando a reprodução da TSR e do Re mínimo. Apesar de serem originalmente concebidos para aplicações em hélices de drones e/ou aeromodelismo, sua seção transversal tem uma superfície de sobrepressão bem adaptada para aplicações com baixo número de Reynolds. Diversas pesquisas têm empregado modelos semelhantes para investigar o comportamento da esteira aerodinâmica em túnel de vento, tais como: CHAMORRO et al., 2011, 2012, CHAMORRO e PORTÉ-AGEL, 2009, 2011; HOWARD et al., 2015; YANG et al., 2011; ZHANG et al., 2013. Adicionalmente, um estudo feito por Iungo (2016) revelou uma boa concordância entre as medições experimentais e os resultados obtidos a partir de medições em campo de um aerogerador ENERCON E-70. Portanto, foi assumido que o rotor poderia ser utilizado satisfatoriamente para simular a esteira de um aerogerador hipotético de grande porte.

3.6.2 Efeitos de escala

O principal problema associado ao estudo de modelos reduzidos de aerogeradores em túnel de vento, reside na dificuldade de satisfazer as condições de semelhança (geométrica, cinemática e dinâmica). Em vista dos efeitos de escala, resulta impossível garantir a semelhança de todos os parâmetros adimensionais com relação ao protótipo. Idealmente, os parâmetros de TSR e Re deveriam ser os mesmos para obter uma simulação acurada das condições reais de uma turbina

eólica. A literatura mostra que o critério de TSR pode ser alcançado facilmente (entre 4 e 8 para TEEH em operação) enquanto o Re nunca é atingido (ADARAMOLA; KROGSTAD, 2011). Apesar disso, várias pesquisas indicam a possibilidade de reproduzir corretamente as principais características da esteira (tais como: vórtices helicoidais de ponta, rotação e expansão da esteira), desde que seja atingido um valor adequado do Re (ADARAMOLA; KROGSTAD, 2011; BOTTASSO et al., 2014; DE VRIES, 1983; KROGSTAD; LUND, 2012; KROGSTAD; ADARAMOLA, 2012; KROGSTAD et al., 2015; PIERELLA et al., 2014; VERMEER et al., 2003). De Vries (1983) sugere um valor mínimo de $Re = 9,3 \times 10^5$ para garantir uma boa semelhança das características da esteira aerodinâmica. Isto, para um Re calculado com a corda média do aerofólio (c) e a velocidade da corrente livre (U_∞). Porém, o uso da corda média como dimensão característica do Re dificulta o emprego de modelos reduzidos com diâmetros de rotor inferiores a 1 m. Assim, Chamorro et al., (2012) mostraram que os perfis de velocidade média na esteira tornam-se independentes do Re a partir de valores superiores a $4,8 \times 10^4$ e os perfis de intensidade da turbulência, a partir de valores maiores do que $9,3 \times 10^4$. Isso, para um Re calculado com o diâmetro do rotor (D) e a velocidade do vento incidente na altura do cubo (U_{cubo}). Dessa forma, os experimentos foram conduzidos nesse regime de independência do número de Reynolds ($Re \geq 9,3 \times 10^4$).

Outro parâmetro que deve ser considerado é o bloqueio do escoamento. Este é definido pela razão entre a área de varredura do rotor do modelo e a área da seção transversal do túnel. De Vries (1983) sugere que seu valor seja inferior que 10%. Para o modelo utilizado neste estudo, obteve-se uma razão de bloqueio de aproximadamente 2,1%. Portanto os efeitos de bloqueio foram desprezados.

3.7 INSTRUMENTAÇÃO E CONFIGURAÇÕES DE ENSAIO

Os ensaios deste trabalho foram realizados na Mesa M-II do túnel de vento Prof. Joaquim Blessman/TV-2, para quatro diferentes perfis de escoamento incidente: i) uniforme-suave; ii) uniforme-turbulento; iii) lei potencial com expoente $\alpha = 0,11$; iv) lei potencial com expoente $\alpha = 0,23$ (Figura 39).

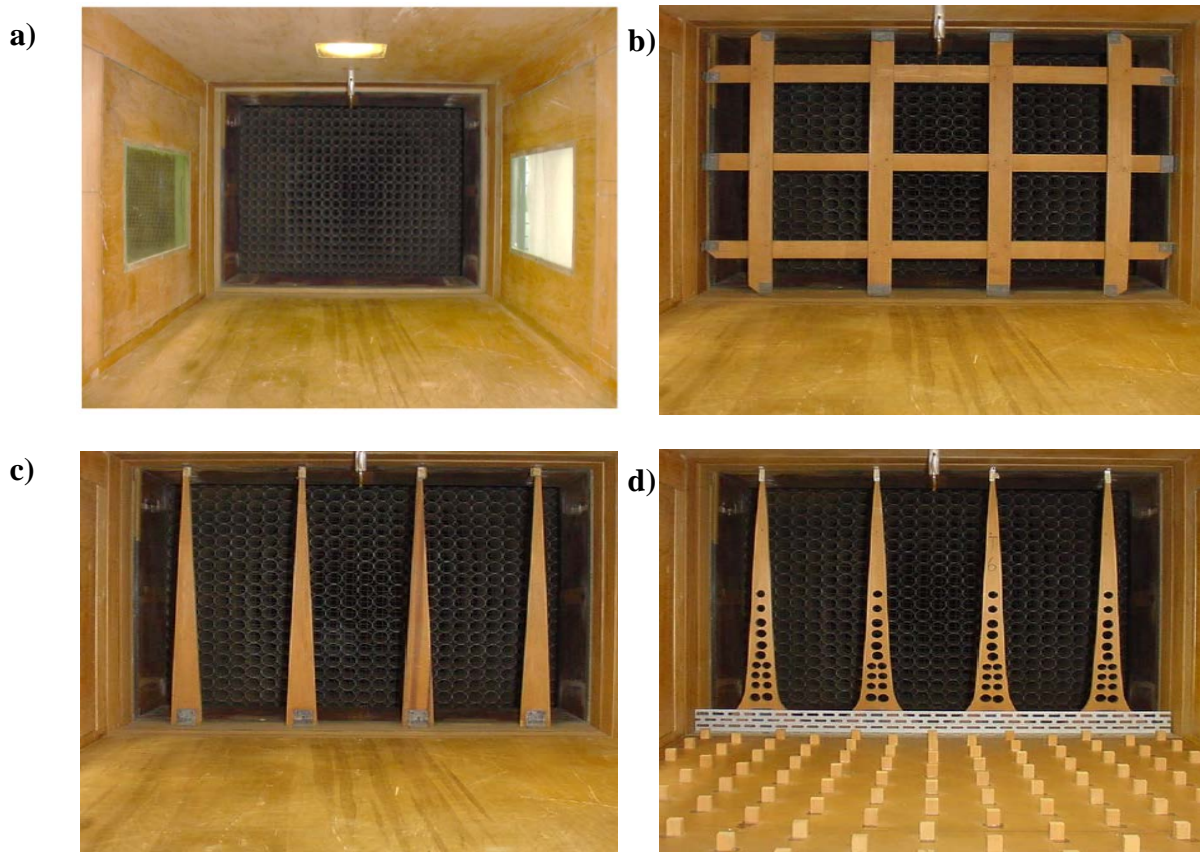


Figura 39 – Dispositivos utilizados nos ensaios para simular os perfis de vento incidente: a) uniforme-suave; b) uniforme-turbulento; c) $\alpha = 0,11$; d) $\alpha = 0,23$ (Fonte: LOREDO-SOUZA et al., 2004)

Para os dois primeiros perfis de escoamento, o modelo reduzido foi colocado no eixo central do túnel, fazendo coincidir o cubo do rotor com a altura $z = 450$ mm. Nos casos com simulação de CLA, a altura do cubo do modelo em relação ao piso do túnel foi de 158,06 mm. Esta última altura foi definida conforme às dimensões típicas indicadas na literatura para a investigação experimental de esteiras de aerogeradores de grande porte (relação entre altura do cubo e diâmetro do rotor entre 0,81–1,25). As Figuras 40 e 41 mostram um esquema das configurações de ensaios em função do perfil de escoamento incidente.

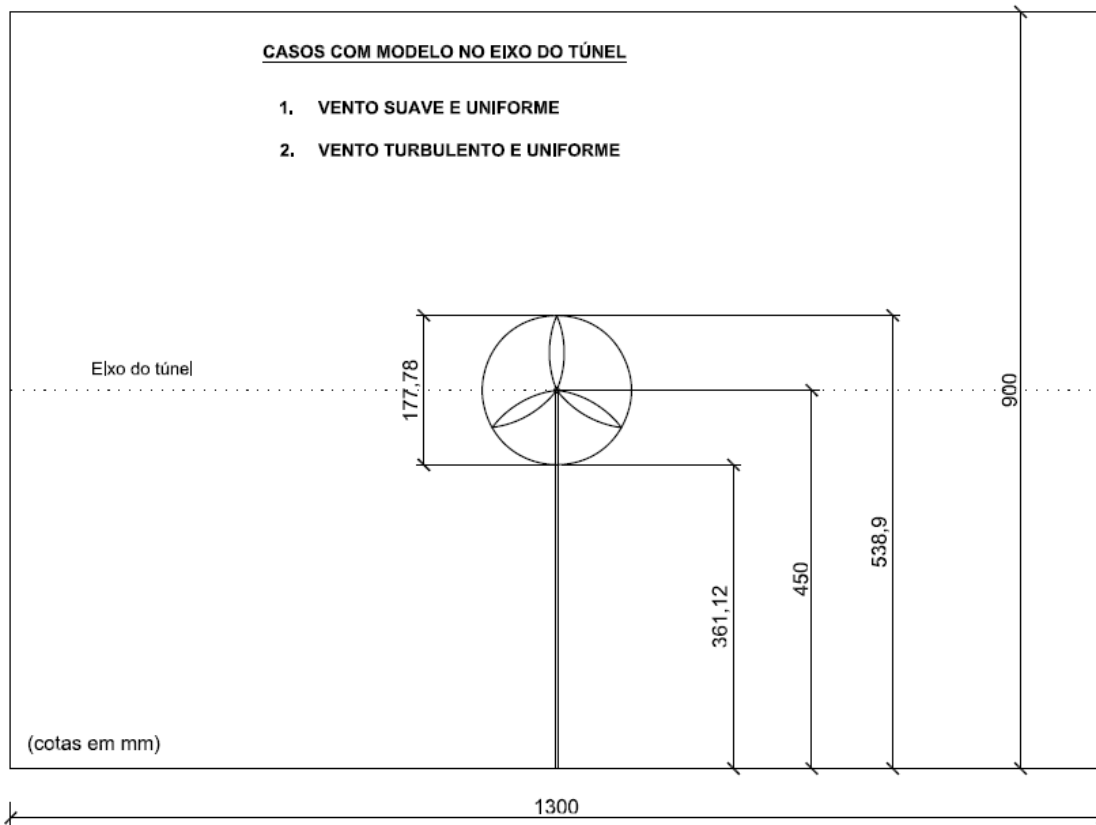


Figura 40 – Esquema do modelo utilizado para os ensaios com perfil de escoamento uniforme: i) suave; ii) turbulento

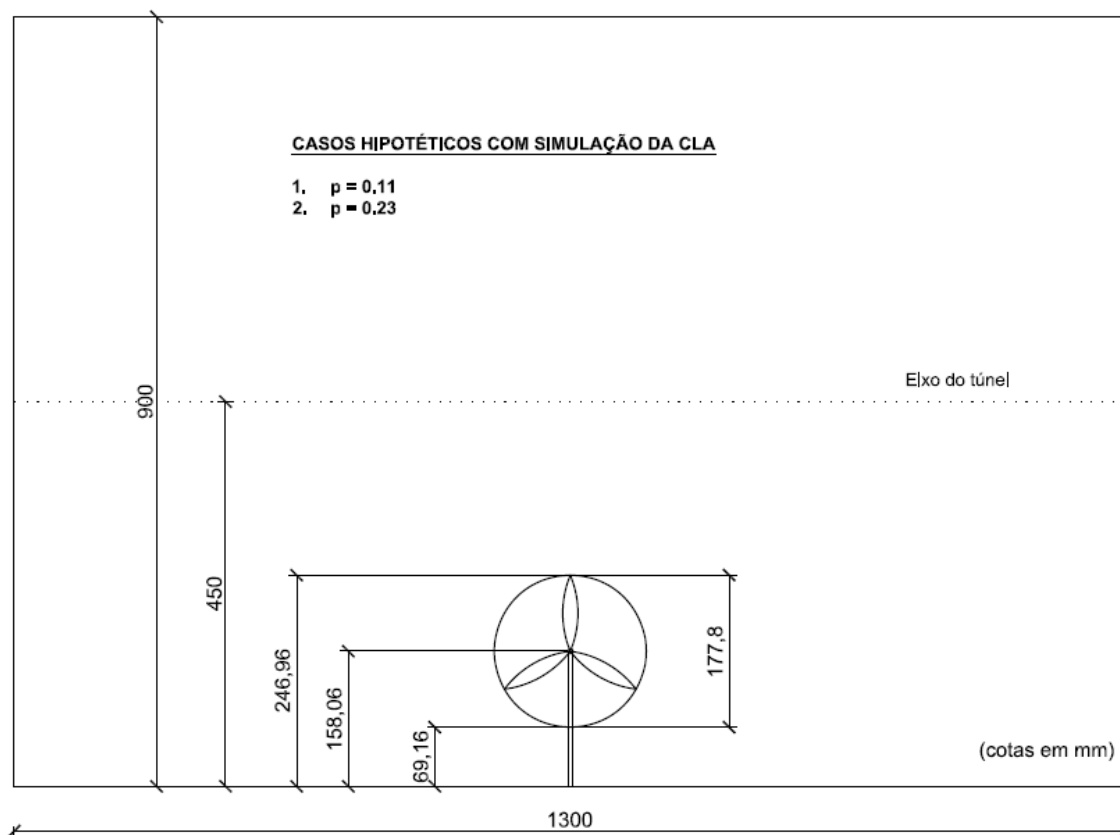


Figura 41 – Esquema do modelo utilizado para os ensaios com perfil de CLA: i) $\alpha = 0,11$; ii) $\alpha = 0,23$

3.7.1 Comportamento aerodinâmico do modelo

Antes de começar as medições da esteira, foram executados testes do desempenho do modelo para cada uma das configurações de ensaio, a fim de definir a velocidade da corrente livre que permitisse atingir os valores indicados na literatura para a TSR e o Re.

Inicialmente, a velocidade angular do modelo (Ω) foi medida em rpm utilizando um foto tacômetro digital Minipá MDT-2244B, colocado 200 mm a sotavento do eixo do rotor. Para aumentar a precisão das leituras, foram coladas três fitas refletivas de aproximadamente 20 mm na superfície do rotor, uma em cada pá (Figura 42). É importante salientar que cada leitura foi dividida por três para obter o valor real em rpm. Logo, a partir de uma simples conversão, essas rpm foram expressadas em Hz, e, posteriormente, em rad/s. Em seguida, calculou-se o componente tangencial de velocidade na ponta da pá (m/s), multiplicando o raio do rotor (m) vezes a velocidade angular (rad/s).



Figura 42 – Suporte do tacômetro para medição da velocidade angular do modelo: a) no eixo do túnel; b) na altura $h=158,06$ mm

Por outro lado, um barômetro Novus/Huba N1500 foi utilizado para medir a pressão absoluta do ar, em kPa (Figura 43-a). Além disso, um micromanômetro ManoAir 500 registrou os valores de temperatura ($^{\circ}\text{C}$) por meio de uma sonda colocada em uma parede do túnel. Simultaneamente, foi medida a pressão dinâmica do escoamento no tubo Prandtl-Pitot em (mmH₂O), para um intervalo de 60 segundos (Figura 43-b). Assim, calculou-se a densidade do ar por meio da expressão indicada por Johnson (2011):

$$\rho = \frac{3,484P}{273,15 + T} \quad (3.5)$$

Onde:

P : pressão absoluta, medida no barômetro [kPa]

T : temperatura medida no ManoAir 500 [°C]

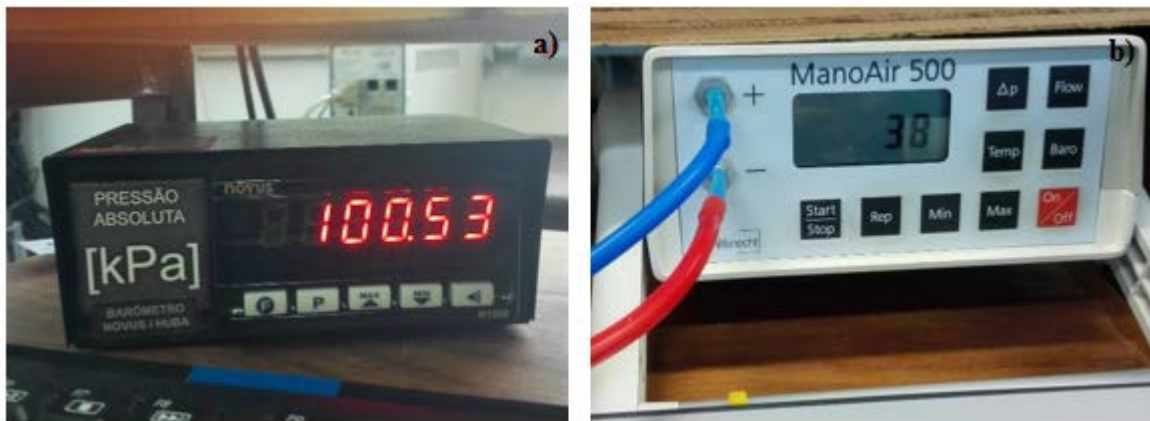


Figura 43 – Instrumentação: a) Barômetro Novus/Huva N1500; b) Micromanômetro ManoAir 500

A velocidade da corrente livre (m/s) foi obtida da expressão 3.4, fazendo uma conversão dos milímetros de água (mmH₂O) para Pascal (Pa). A Figura 44 mostra o arranjo experimental do tubo de Prandtl-Pitot, instalado a barlavento do modelo na parede interior do túnel, a 686 mm do piso e ligeiramente fora do escoamento incidente.



Figura 44 – Arranjo experimental do tubo Prandtl-Pitot: a) posição de instalação; b) altura em relação ao piso do túnel

Para o cálculo da viscosidade cinemática foi empregada a seguinte expressão, válida para temperaturas entre -10°C e $+60^{\circ}\text{C}$, com erro inferior a 1% (BLESSMANN, 2011):

$$v = (13 + 0,1T) \times 10^{-6} \quad (3.6)$$

Onde:

v : viscosidade cinemática [m^2/s]

T : temperatura medida no ManoAir 500 [$^{\circ}\text{C}$]

De posse desses dados, foi possível determinar os parâmetros adimensionais de TSR e Re . A velocidade de ponta de pá foi determinada pela razão entre a velocidade tangencial do rotor e a velocidade do escoamento incidente. O número de Reynolds foi calculado pela relação entre o produto da velocidade do escoamento incidente vezes o diâmetro do rotor, e a viscosidade do ar. Esse processo foi repetido para os quatro perfis de escoamento incidente e para diferentes frequências do inversor do túnel, até atingir os parâmetros indicados na literatura ($Re \geq 9,3 \times 10^4$; TSR entre 4–8).

Também, utilizaram-se dois multímetros para medir a corrente (A) e a tensão elétrica (V) diretamente dos terminais do motor de corrente contínua (Figura 45). Essa medições foram conduzidas desprezando as perdas internas do motor do modelo e sem aplicar nenhuma tensão ou resistência externa para frear o rotor. Assim, o produto dessas duas grandezas serviu para estimar a potência elétrica (W) gerada para cada velocidade e perfil de escoamento simulado.

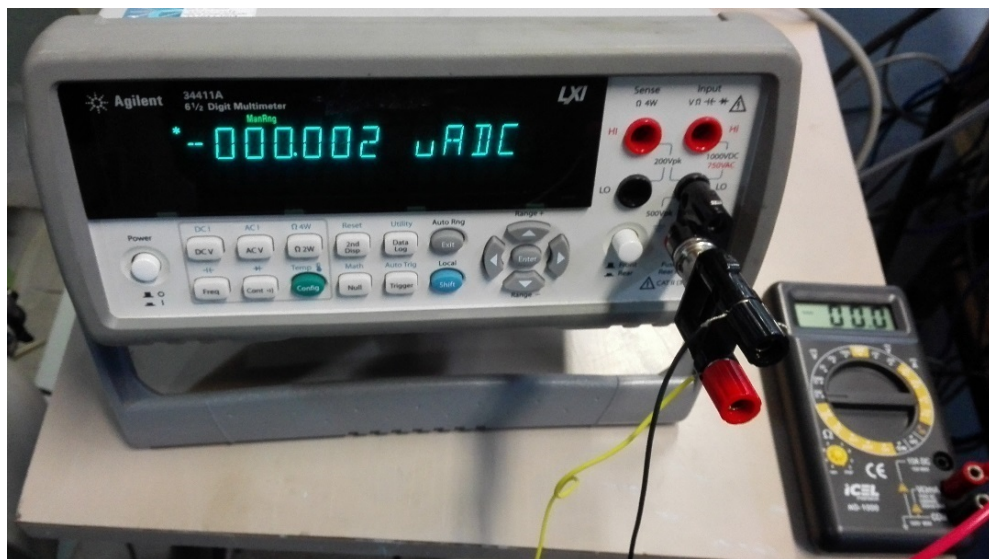


Figura 45 – Foto dos multímetros utilizados para medir a corrente e tensão elétrica gerada pelo modelo

3.7.2 Características da esteira

Esta etapa consistiu em executar medições dos perfis de velocidade média e de intensidade da turbulência, em diferentes posições da esteira do modelo. Para cada configuração de ensaio, manteve-se aproximadamente constante a velocidade da corrente livre, e portanto a TSR e o Re , segundo as avaliações prévias. Nesse sentido, o esquema do tubo *Prandtl-Pitot* e *ManoAir 500* permitiu monitorar as variações da velocidade do escoamento incidente.

A efetiva aquisição dos dados de velocidade média (m/s) e do valor quadrático médio (rms) do componente longitudinal do escoamento na esteira foi feita ponto a ponto, por meio de um anemômetro de fio-quente da marca *Dantec Dynamics*, do sistema *Streamline 90 NS*. O armazenamento e o processamento dos dados foram realizados automaticamente pelo software *StreamWare*, do mesmo sistema. A frequência de aquisição foi de 2,048 kHz, para um período de 60 segundos, obtendo um total de 122.880 amostras em cada ponto de medição. Previamente, foi realizada a calibração da sonda de fio quente com o emprego do mesmo *software*. A Figura 46 mostra o arranjo experimental durante as medições dos perfis de esteira com fio quente.

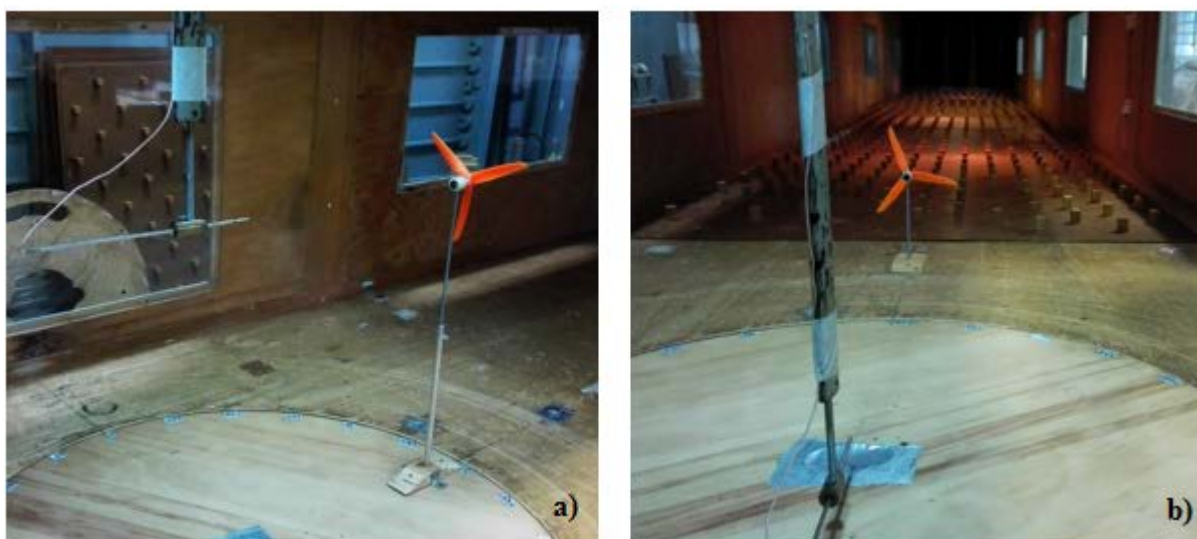


Figura 46 – Arranjo experimental das medições da esteira com perfil: a) escoamento uniforme; b) CLA

Foram efetivadas medições experimentais para a construção dos perfis verticais de velocidade média e de intensidade da turbulência na extensão da esteira ao longo do eixo longitudinal do modelo, para os quatro perfis de escoamento considerados. As posições investigadas foram $x/D = 2; 4; 7; 10$ (onde D : diâmetro do rotor; x : distância medida a partir da torre do modelo). Além disso, foram medidos os perfis de escoamento incidente na posição $x/D = 0$ para os casos com simulação de CLA, totalizando 18 perfis de esteira (Figura 47).

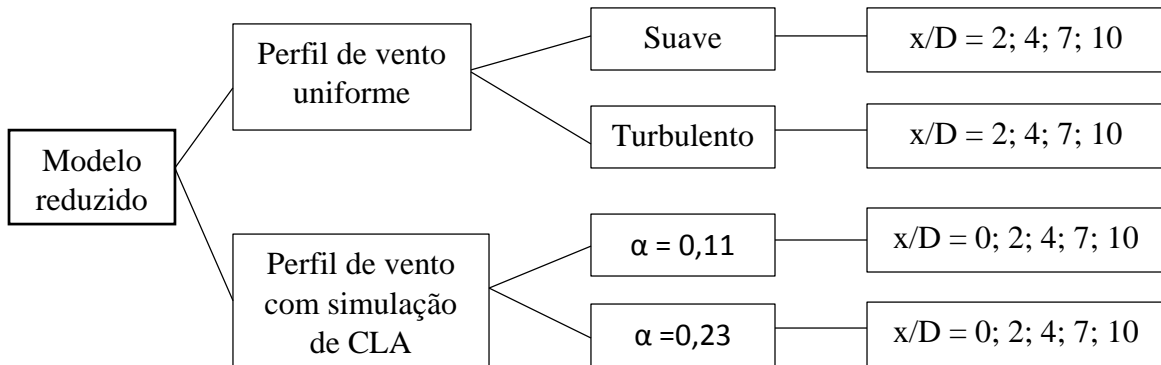


Figura 47 – Organograma de ensaios

Todas alturas de medição (z) foram normalizadas com o raio do rotor (r). Assim, nas duas primeiras configurações de ensaio cada perfil teve 25 alturas de medição $z = 270; 300; 315; 330; 345; 360; 375; 390; 405; 420; 435; 450; 465; 480; 495; 510; 525; 540; 555; 570; 585; 600; 630$ mm, ou, $z/r = -2,02; -1,86; -1,69; -1,52; -1,35; -1,18; -1,01; -0,84; -0,67; -0,51; -0,34; -0,17; 0,00; 0,17; 0,34; 0,51; 0,67; 0,84; 1,01; 1,18; 1,35; 1,52; 1,69; 1,86; 2,02$ (Figura 48). Excepcionalmente, os perfis com escoamento uniforme-suave, na posição $x/D = 4$, foram medidos a cada 10 mm. No caso dos ensaios com simulação de CLA, cada perfil integralizou 23 pontos de medição $z/r = 30; 45; 60; 75; 90; 105; 120; 135; 150; 165; 180; 195; 210; 225; 240; 255; 270; 285; 300; 320; 350; 400; 450$ mm, ou, $z/r = 0,34; 0,51; 0,67; 0,84; 1,01; 1,18; 1,35; 1,52; 1,69; 1,86; 2,02; 2,19; 2,36; 2,53; 2,70; 2,87; 3,04; 3,21; 3,37; 3,60; 3,94; 4,50; 5,06$ (Figura 49).

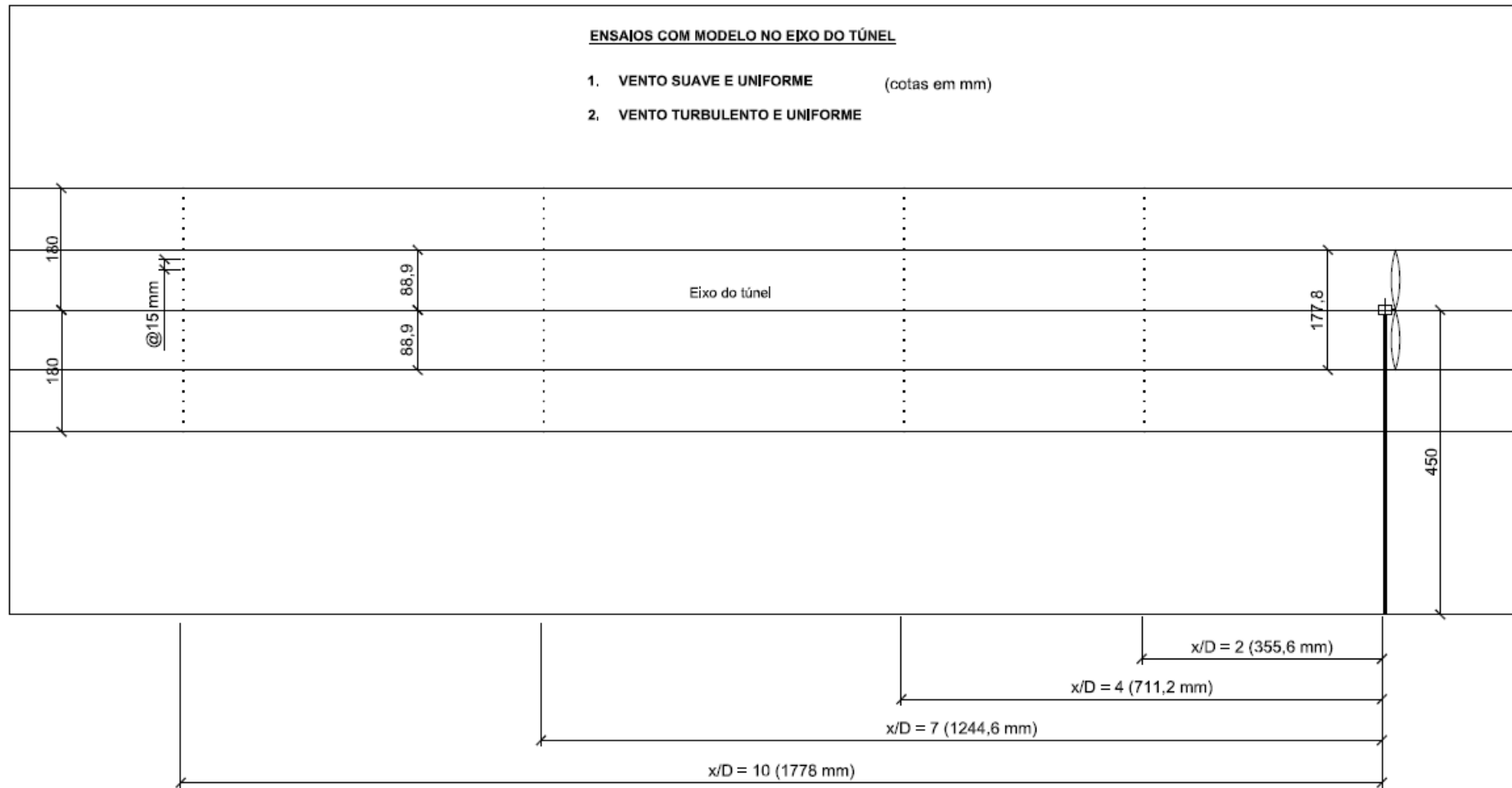


Figura 48 – Esquema das posições de medição na esteira com perfil de escoamento uniforme $x/D = 2; 4; 7; 10$

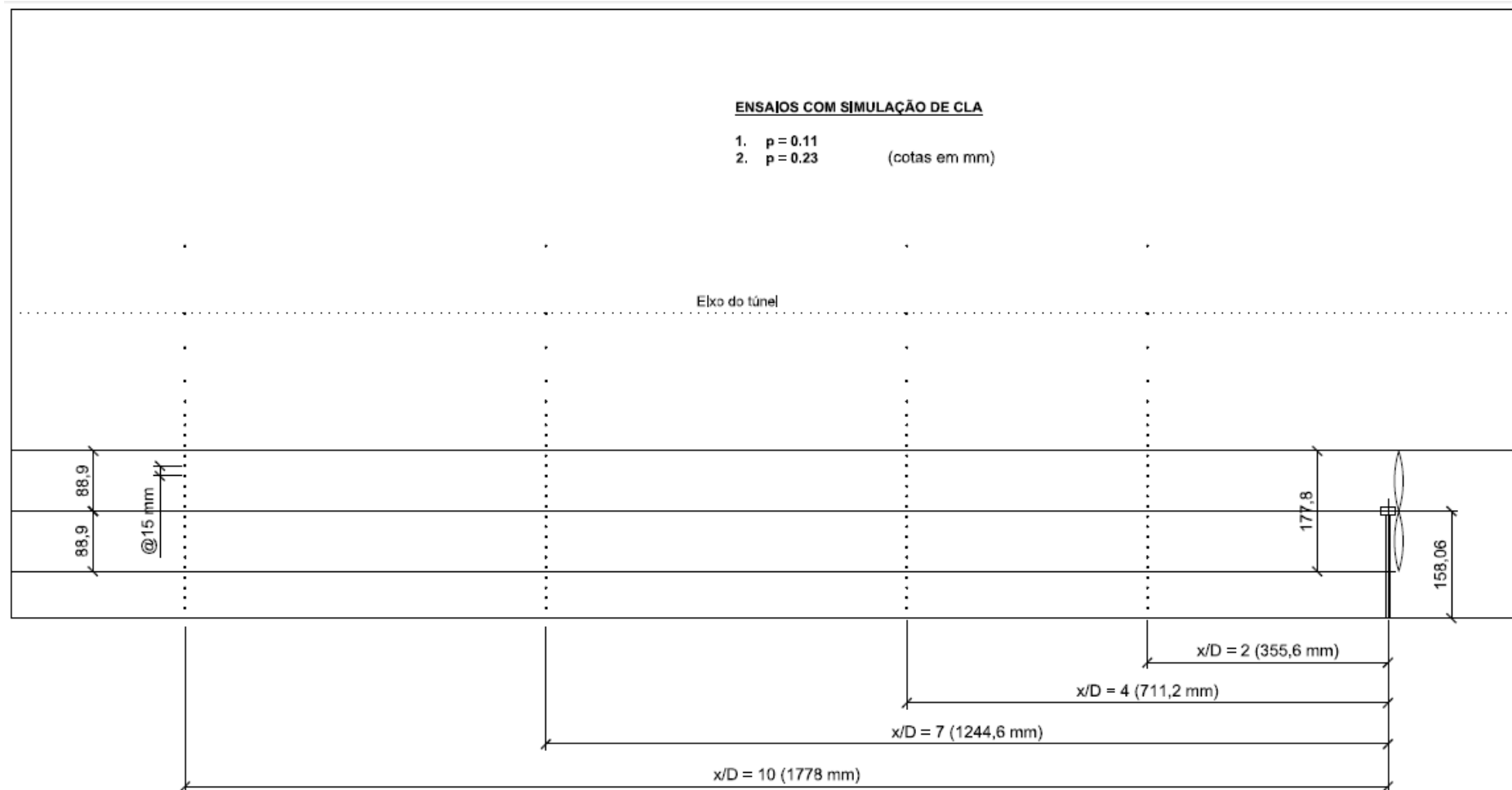


Figura 49 – Esquema das posições de medição na esteira com simulação de CLA $x/D = 2; 4; 7; 10$

4 RESULTADOS

Este capítulo apresenta os resultados obtidos a partir das medições experimentais em túnel de vento para as quatro configurações de ensaio investigadas. Primeiro, são expostos os parâmetros característicos avaliados para cada perfil de escoamento incidente, assim como sua respectiva curva de potência elétrica. Na sequência, mostram-se os perfis de velocidade média e de intensidade da turbulência. Além disso, para os ensaios com CLA, apresentam-se os perfis do déficit de velocidade e os perfis de intensidade da turbulência adicionada pelo rotor em relação ao escoamento incidente.

4.1 PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS

São apresentados os dados obtidos a partir dos testes preliminares para diferentes velocidades e perfis de escoamento incidente. Estes serviram para conhecer o comportamento aerodinâmico do modelo e estabelecer os parâmetros requeridos de TSR e Re. É importante salientar que os valores da TSR e do Re apresentados nesta seção foram calculados com base na velocidade da corrente livre (U_∞).

4.1.1 Escoamento incidente: uniforme-suave

Tabela 3 – Parâmetros característicos para perfil de escoamento uniforme-suave

Frequência inverter [Hz]	U_∞ [m/s]	Ω [rpm]	Ω [Hz]	Ω [rad/s]	TSR [-]	Re [-]	Potência [mW]
5	4,78	3322	55	347,84	6,47	$5,37 \times 10^4$	9,99
6	5,82	4170	70	436,68	6,67	$6,55 \times 10^4$	15,42
7	6,87	5022	84	525,87	6,80	$7,73 \times 10^4$	22,08
8	7,84	5853	98	612,96	6,95	$8,82 \times 10^4$	29,13
9	8,90	6715	112	703,19	7,03	$1,00 \times 10^5$	37,29
10	9,95	7580	126	793,78	7,09	$1,12 \times 10^5$	46,04
11	10,73	8350	139	874,41	7,25	$1,21 \times 10^5$	55,48

4.1.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento

Tabela 4 – Parâmetros característicos para perfil de escoamento uniforme-turbulento

Frequência inverter [Hz]	U_{∞} [m/s]	Ω [rpm]	Ω [Hz]	Ω [rad/s]	TSR [-]	Re [-]	Potência [mW]
5	3,10	1930	32	202,11	5,79	$3,57 \times 10^4$	3,15
6	3,67	2450	41	256,56	6,22	$4,22 \times 10^4$	5,31
7	4,30	2983	50	312,41	6,47	$4,95 \times 10^4$	8,09
8	4,86	3517	59	368,26	6,74	$5,59 \times 10^4$	11,33
9	5,55	4083	68	427,61	6,85	$6,39 \times 10^4$	15,34
10	6,20	4583	76	479,97	6,88	$7,14 \times 10^4$	17,07
11	6,76	5167	86	541,05	7,11	$7,79 \times 10^4$	22,31
12	7,29	5733	96	600,39	7,32	$8,40 \times 10^4$	27,17
13	7,87	6200	103	649,26	7,33	$9,06 \times 10^4$	32,71
14	8,53	6750	113	706,86	7,37	$9,82 \times 10^4$	38,27

4.1.3 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,11$ Tabela 5 – Parâmetros característicos para perfil de CLA $\alpha = 0,11$

Frequência inverter [Hz]	U_{∞} [m/s]	Ω [rpm]	Ω [Hz]	Ω [rad/s]	TSR [-]	Re [-]	Potência [mW]
5	4,59	2350	39	246,09	4,77	$5,26 \times 10^4$	4,30
6	5,59	2967	50	310,67	4,94	$6,40 \times 10^4$	7,36
7	6,56	3667	61	383,97	5,20	$7,52 \times 10^4$	11,51
8	7,48	4250	71	445,06	5,29	$8,57 \times 10^4$	15,28
9	8,49	4950	83	518,36	5,43	$9,73 \times 10^4$	20,96
10	9,49	5617	94	588,18	5,51	$1,09 \times 10^5$	26,61
11	10,41	6250	104	654,50	5,59	$1,19 \times 10^5$	33,35
12	11,17	6850	114	717,33	5,71	$1,28 \times 10^5$	38,87
13	12,08	7500	125	785,40	5,78	$1,38 \times 10^5$	44,65

4.1.4 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,23$ Tabela 6 – Parâmetros característicos para perfil de CLA $\alpha = 0,23$

Frequência inverter [Hz]	U_{∞} [m/s]	Ω [rpm]	Ω [Hz]	Ω [rad/s]	TSR [-]	Re [-]	Potência [mW]
5	4,55	1950	33	204,20	3,99	$5,22 \times 10^4$	3,30
6	5,54	2518	42	263,72	4,23	$6,36 \times 10^4$	5,34
7	6,53	3175	53	332,49	4,53	$7,48 \times 10^4$	8,66
8	7,41	3650	61	382,23	4,58	$8,50 \times 10^4$	11,48
9	8,41	4283	71	448,55	4,74	$9,64 \times 10^4$	13,85
10	9,39	4945	82	517,84	4,90	$1,08 \times 10^5$	20,13
11	10,31	5483	91	574,21	4,95	$1,18 \times 10^5$	24,99
12	11,06	6250	104	654,50	5,26	$1,27 \times 10^5$	31,37

4.1.5 Curvas de potência elétrica

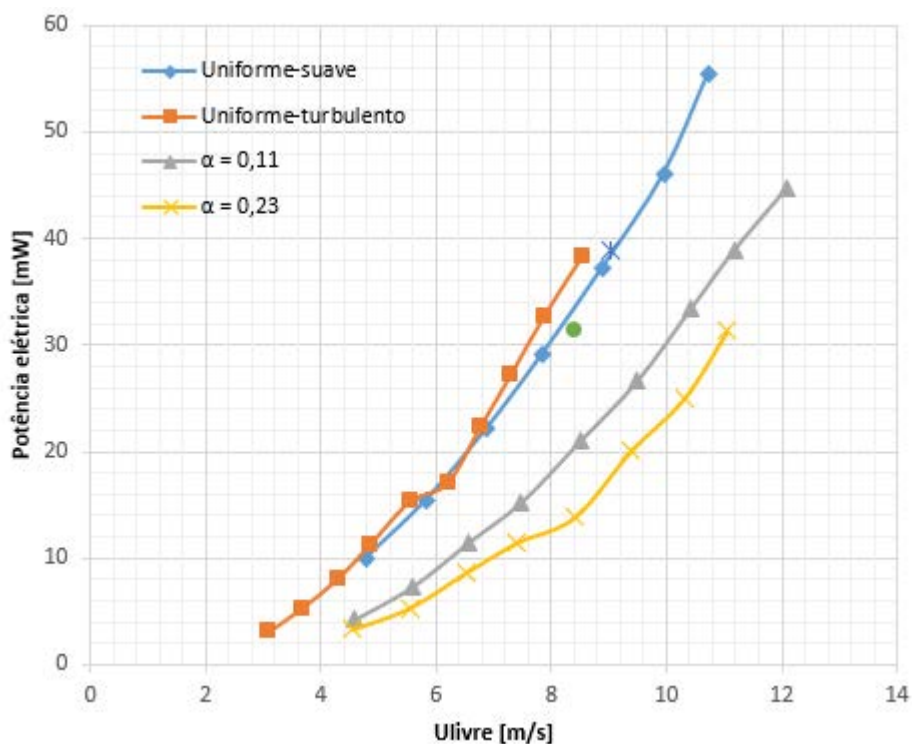


Figura 50 – Curvas de potência elétrica

4.1.6 Parâmetros de ensaio

A Tabela 7 mostra os principais parâmetros de ensaio durante as medições dos perfis de esteira, assim como os valores de TSR e Re, calculados com a velocidade na altura do cubo.

Tabela 7 – Parâmetros de ensaio

Perfil de vento	Ω [Hz]	U_{∞} [m/s]	U_{cubo} [m/s]	I_{cubo} [%]	TSR [-]	Re [-]
Uniforme-suave	111,92	8,92	8,92	0,50	7,00	$1,02 \times 10^5$
Uniforme-turbulento	112,50	8,65	8,65	4,00	7,26	$9,92 \times 10^4$
$\alpha = 0,11$	114,17	11,26	9,03	5,98	7,06	$1,03 \times 10^5$
$\alpha = 0,23$	104,17	11,27	8,42	13,63	6,91	$9,67 \times 10^4$

4.2 PERFIS DE VELOCIDADE MÉDIA

A seguir são apresentados os perfis de velocidade média nas posições $x/D = 2; 4; 7; 10$ da esteira, para cada perfil de escoamento. É importante salientar que os dados de velocidade média foram normalizados com a velocidade da corrente livre na altura do cubo (U_x/U_{cubo}). As cotas de altura foram normalizadas com o raio do rotor do modelo (z/r). Além disso, são apresentados os perfis do déficit percentual de velocidade média para os casos com simulação de CLA. Estes foram calculados por meio da seguinte expressão:

$$\frac{\Delta U_x}{U_{cubo}} = \frac{U_w - U_{\infty}}{U_{cubo}} \quad (4.1)$$

Onde:

ΔU_x : déficit de velocidade média na direção longitudinal do escoamento [m/s]

U_w : velocidade média em cada ponto de medição da esteira [m/s]

U_{∞} : velocidade média do escoamento incidente na mesma altura de medição da esteira [m/s]

U_{cubo} : velocidade média do escoamento incidente na altura do cubo [m/s]

4.2.1 Escoamento incidente: uniforme-suave

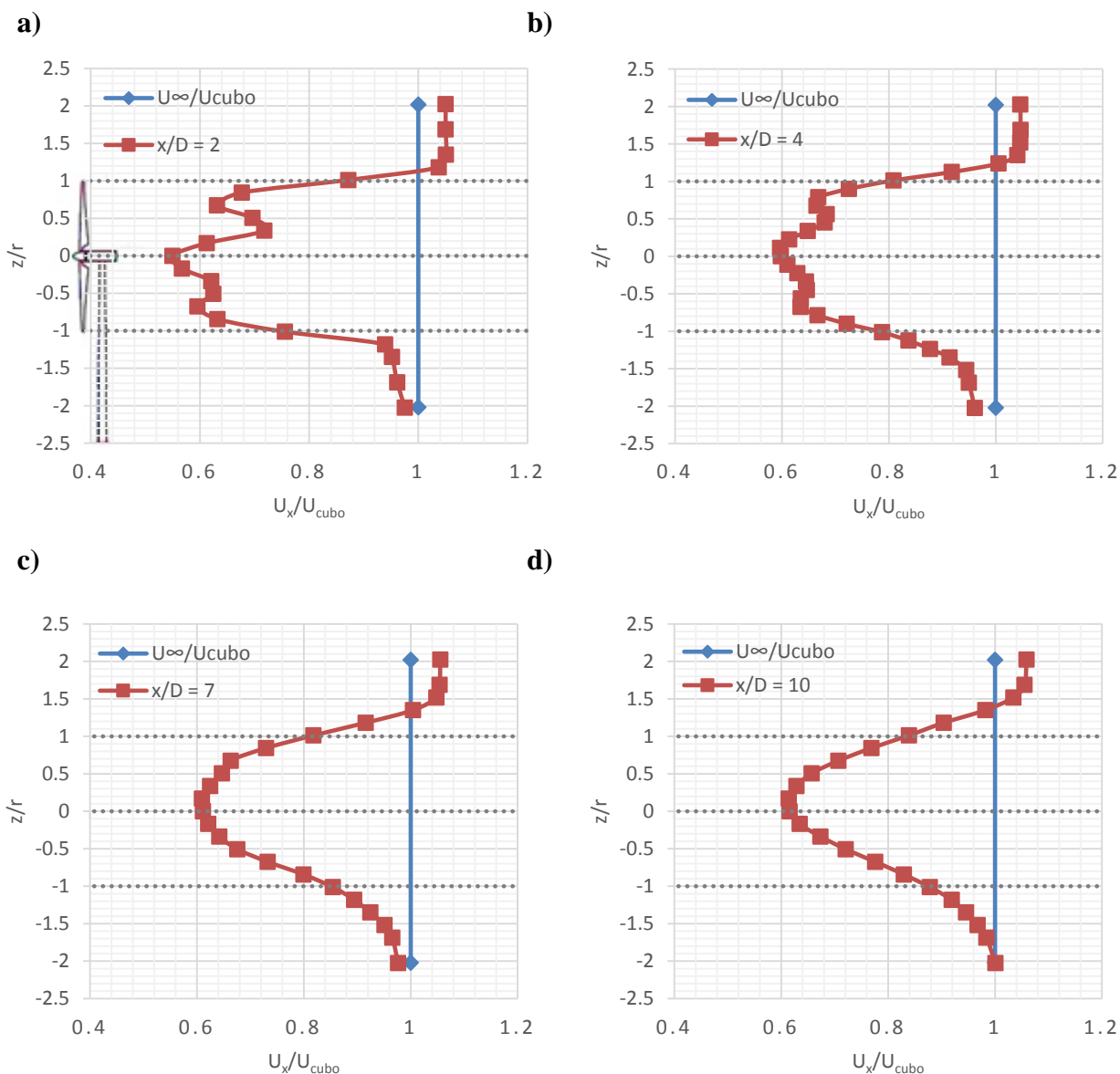


Figura 51 – Perfis de velocidade média normalizada para escoamento uniforme-suave: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

4.2.2 escoamento incidente: uniforme-turbulento

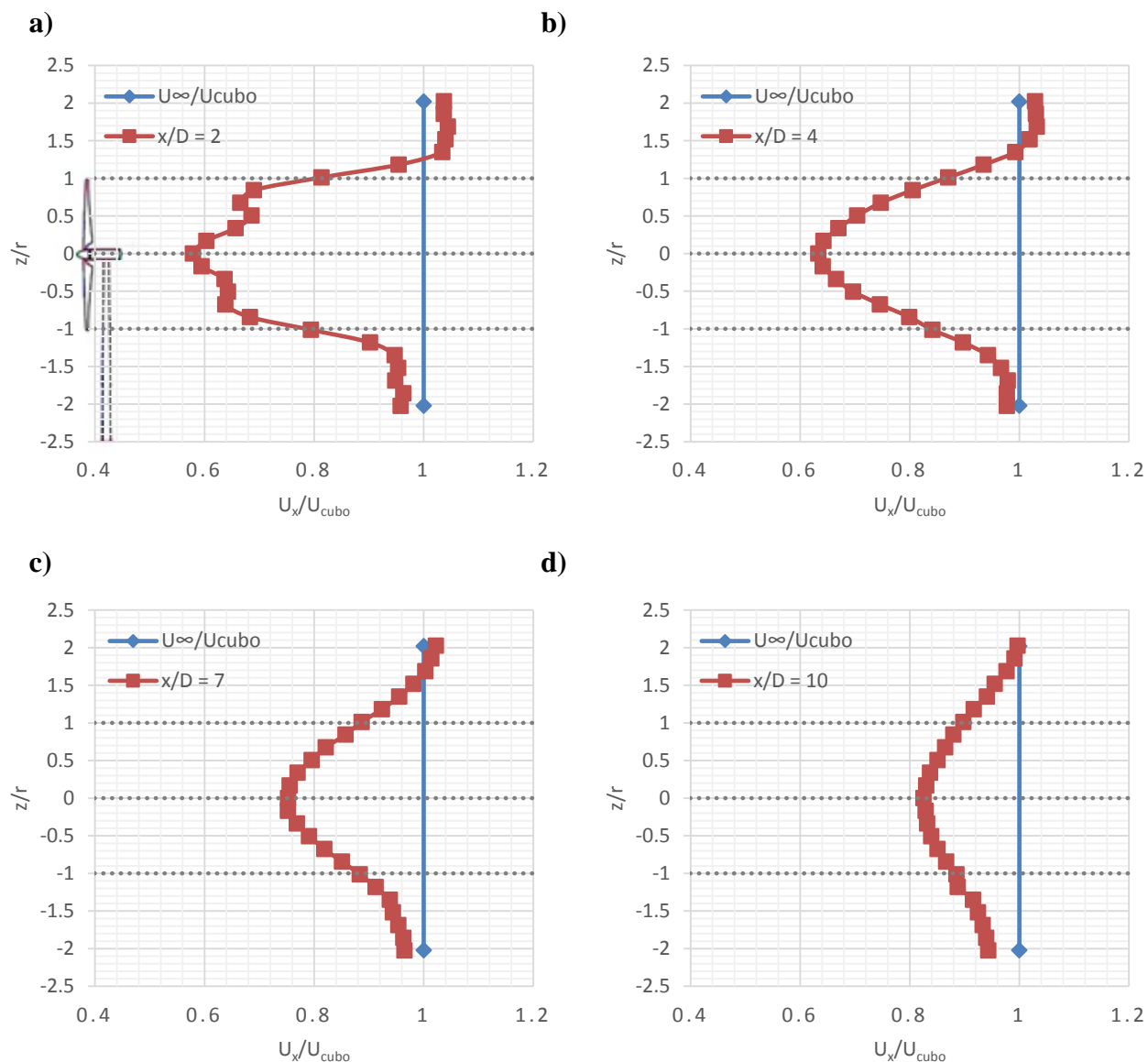


Figura 52 – Perfis de velocidade média normalizada para escoamento uniforme-turbulento: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

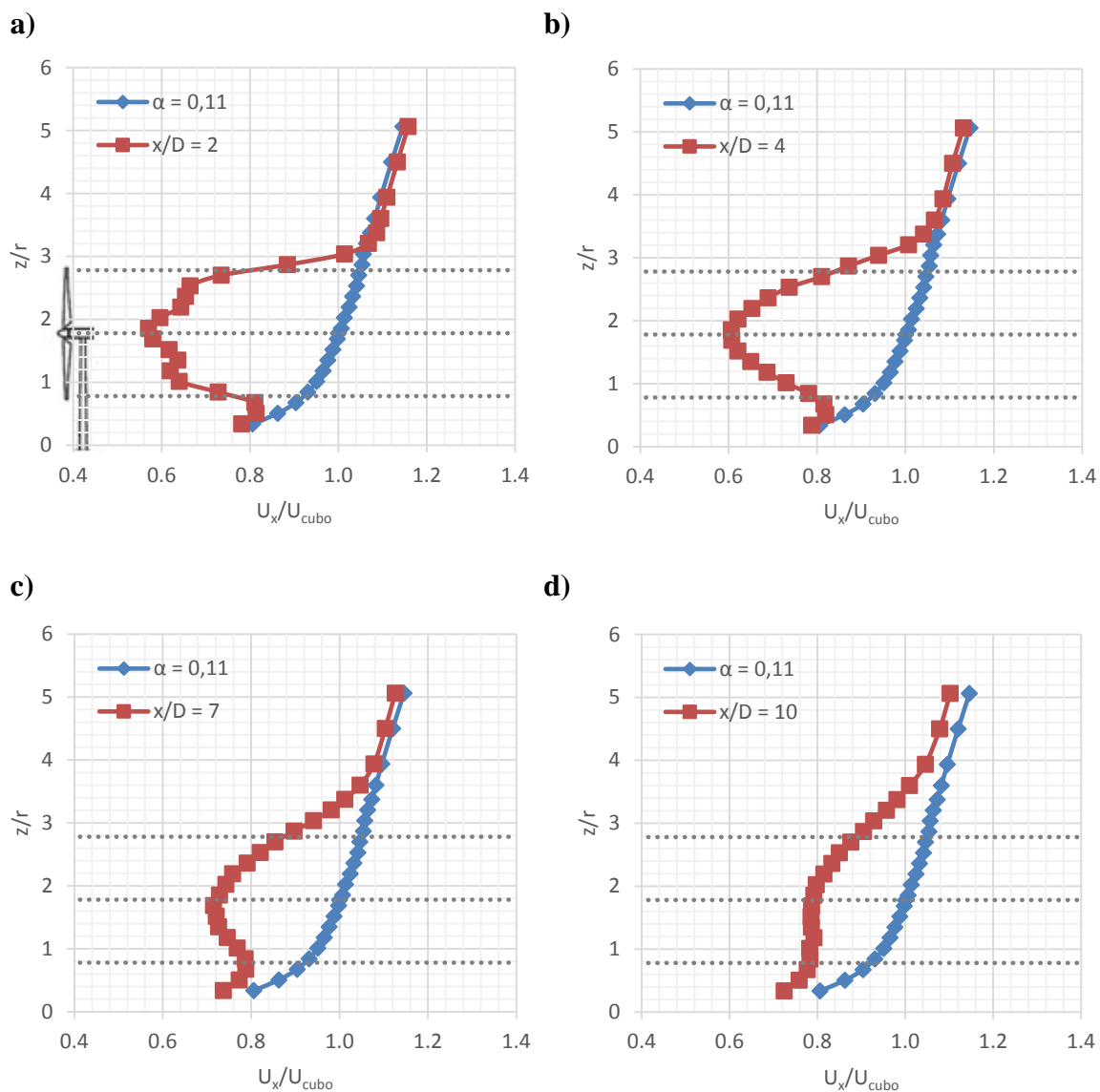
4.2.3 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,11$ 

Figura 53 – Perfis de velocidade média normalizada $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; d) $x/D = 10$

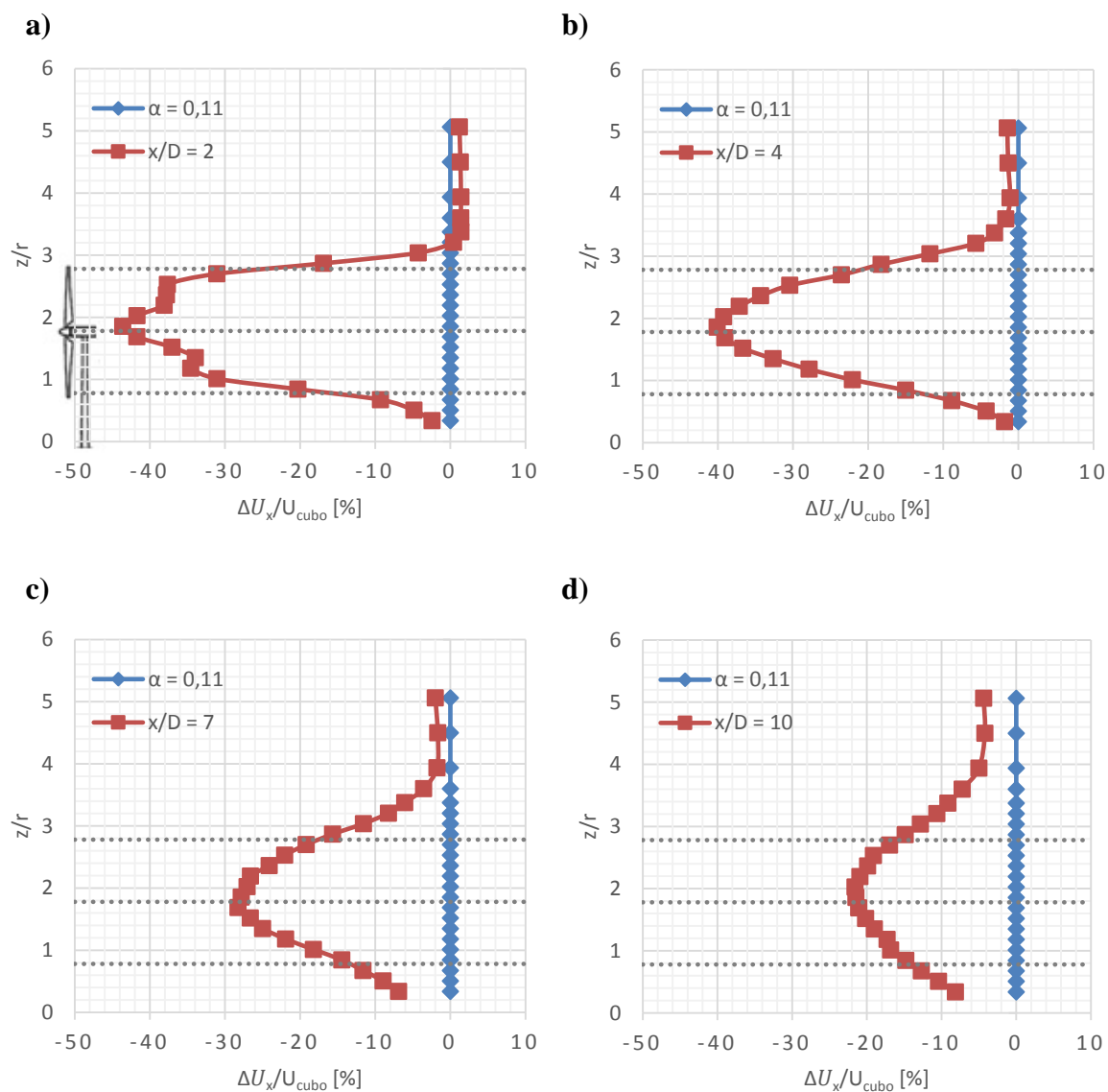


Figura 54 – Perfis do déficit de velocidade média em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

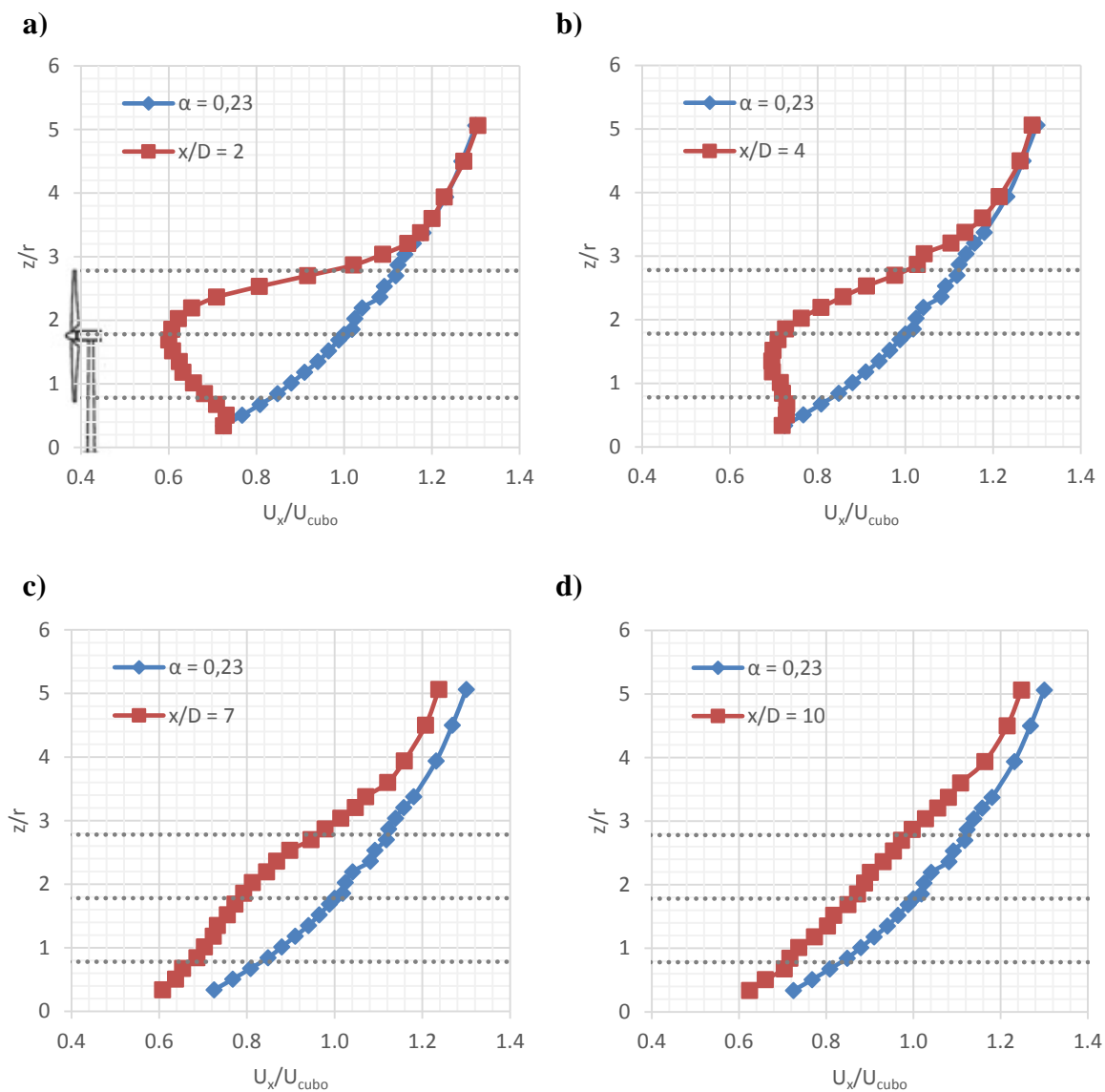
4.2.4 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,23$ 

Figura 55 – Perfis de velocidade média normalizada $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

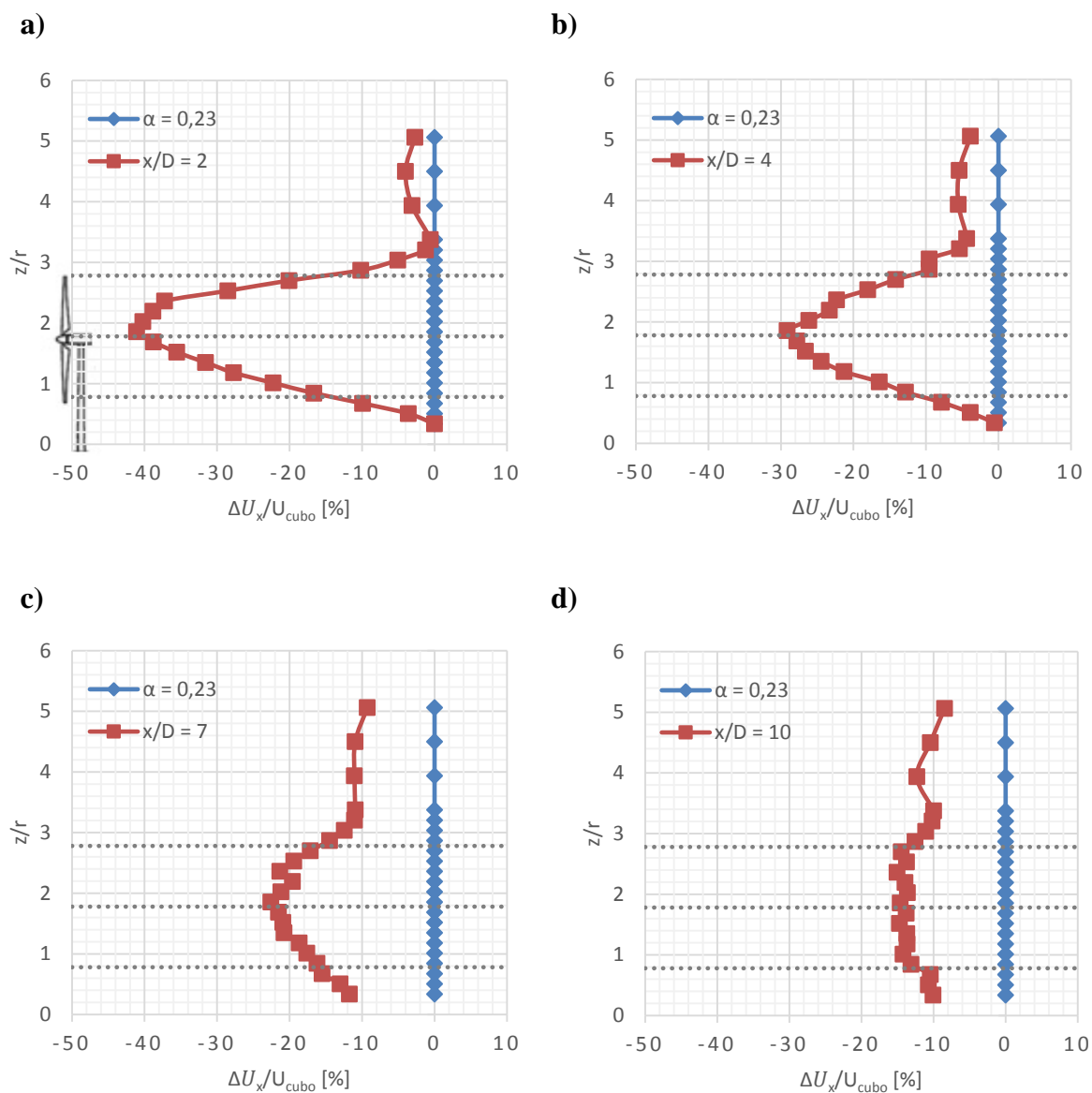


Figura 56 – Perfis do déficit de velocidade média em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

4.3 PERFIS DE INTENSIDADE DA TURBULÊNCIA

São apresentados os perfis de intensidade da turbulência para cada uma das configurações de ensaio investigadas. É importante salientar que a intensidade normalizada da turbulência foi calculada pela relação entre o desvio padrão do componente longitudinal do escoamento e a velocidade da corrente livre na altura do cubo (σ_x/U_{hub}). Também, as cotas de altura foram normalizadas com o raio do rotor do modelo em cada ponto (z/r). Além disso, para os casos com CLA, são apresentados os perfis de turbulência adicionada pelo rotor em relação ao escoamento incidente. Estes foram calculados fazendo a diferença entre o desvio padrão medido na esteira e o correspondente desvio padrão do escoamento incidente. Posteriormente, foi normalizada com a velocidade na altura do cubo, tal que:

$$\frac{\Delta I_x}{U_{\text{cubo}}} = \frac{\sigma_x - \sigma_\infty}{U_{\text{cubo}}} \quad (4.2)$$

Onde:

ΔI_x : intensidade da turbulência adicionada pelo rotor na direção longitudinal do escoamento [m/s]

σ_x : desvio padrão do componente longitudinal em cada ponto de medição da esteira [m/s]

σ_∞ : desvio padrão do componente longitudinal do escoamento incidente na mesma altura de medição da esteira [m/s]

U_{cubo} : velocidade média do escoamento incidente na altura do cubo [m/s]

4.3.1 Escoamento incidente: uniforme-suave

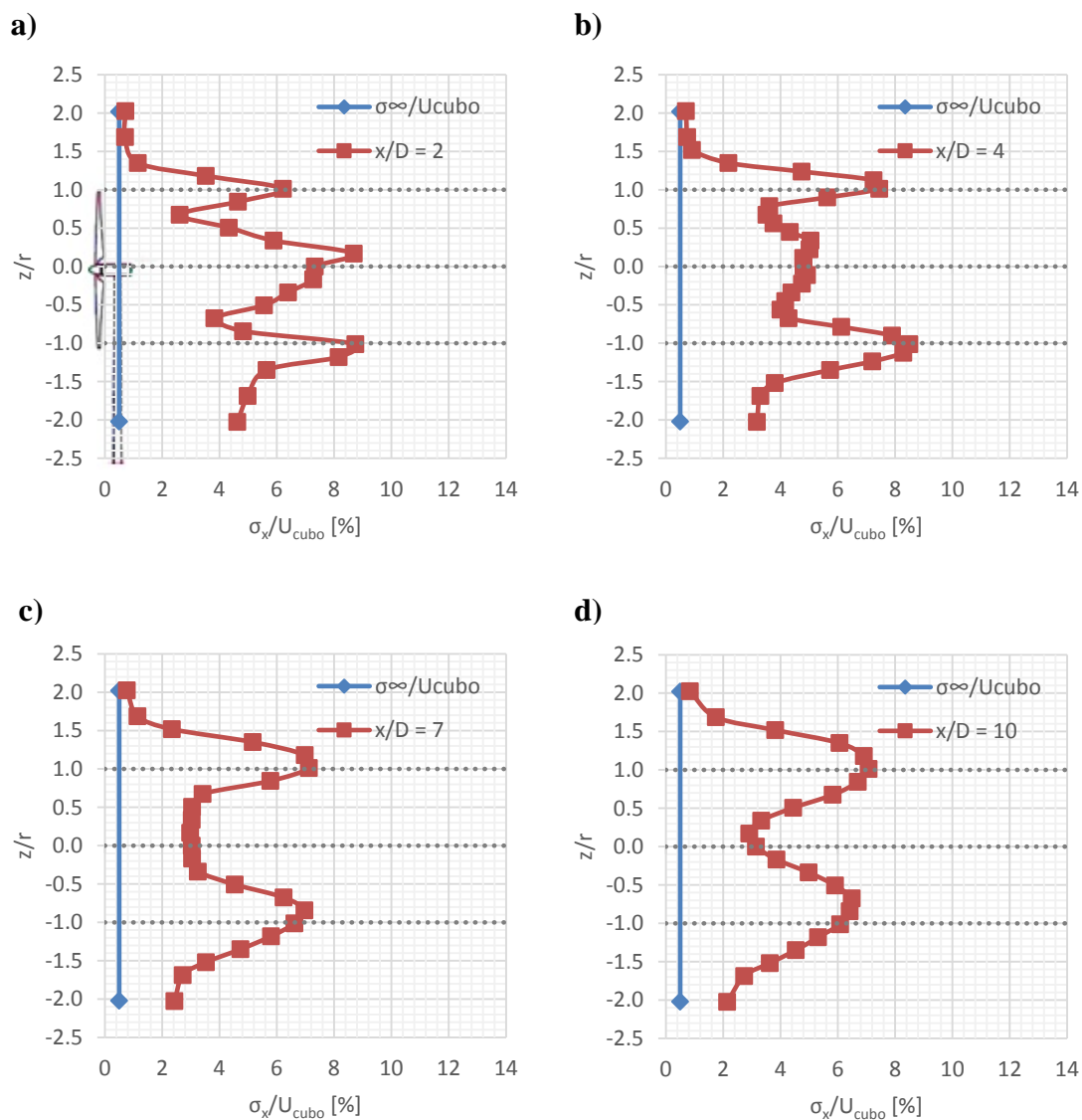


Figura 57 – Perfis de intensidade da turbulência para escoamento uniforme-suave: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

4.3.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento

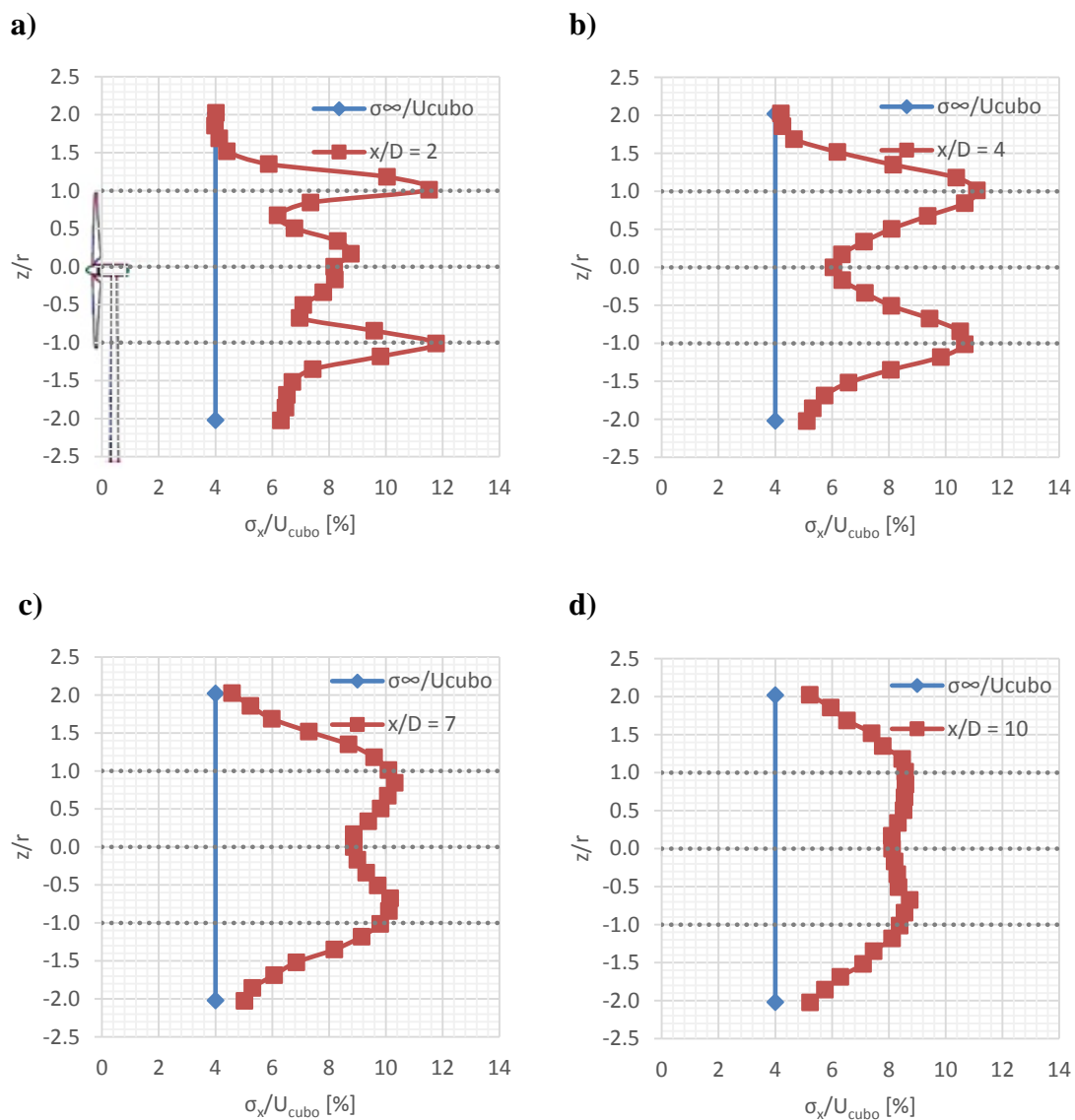


Figura 58 – Perfis de intensidade da turbulência para escoamento uniforme-turbulento: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

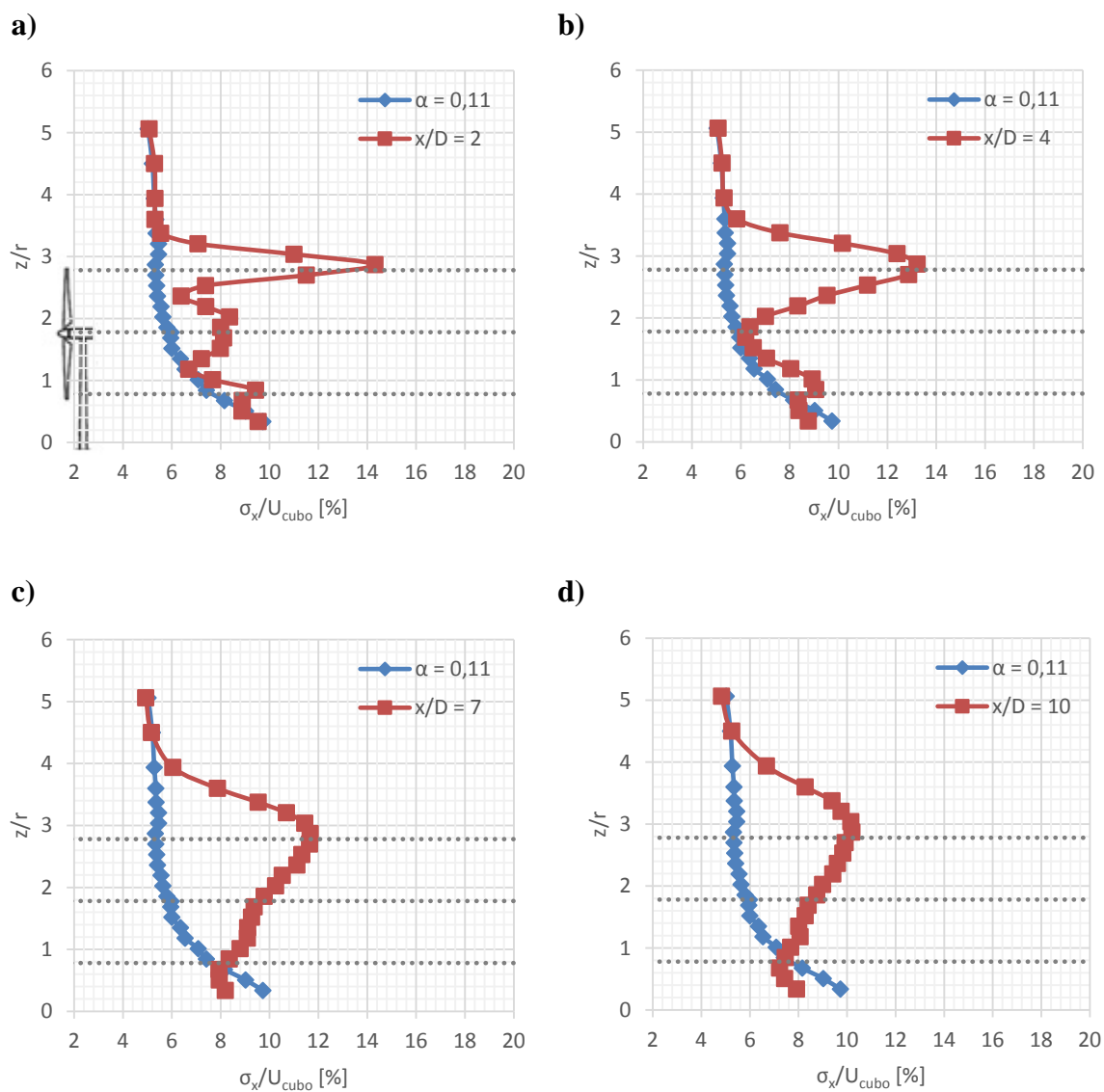
4.3.3 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,11$ 

Figura 59 – Perfis de intensidade da turbulência $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

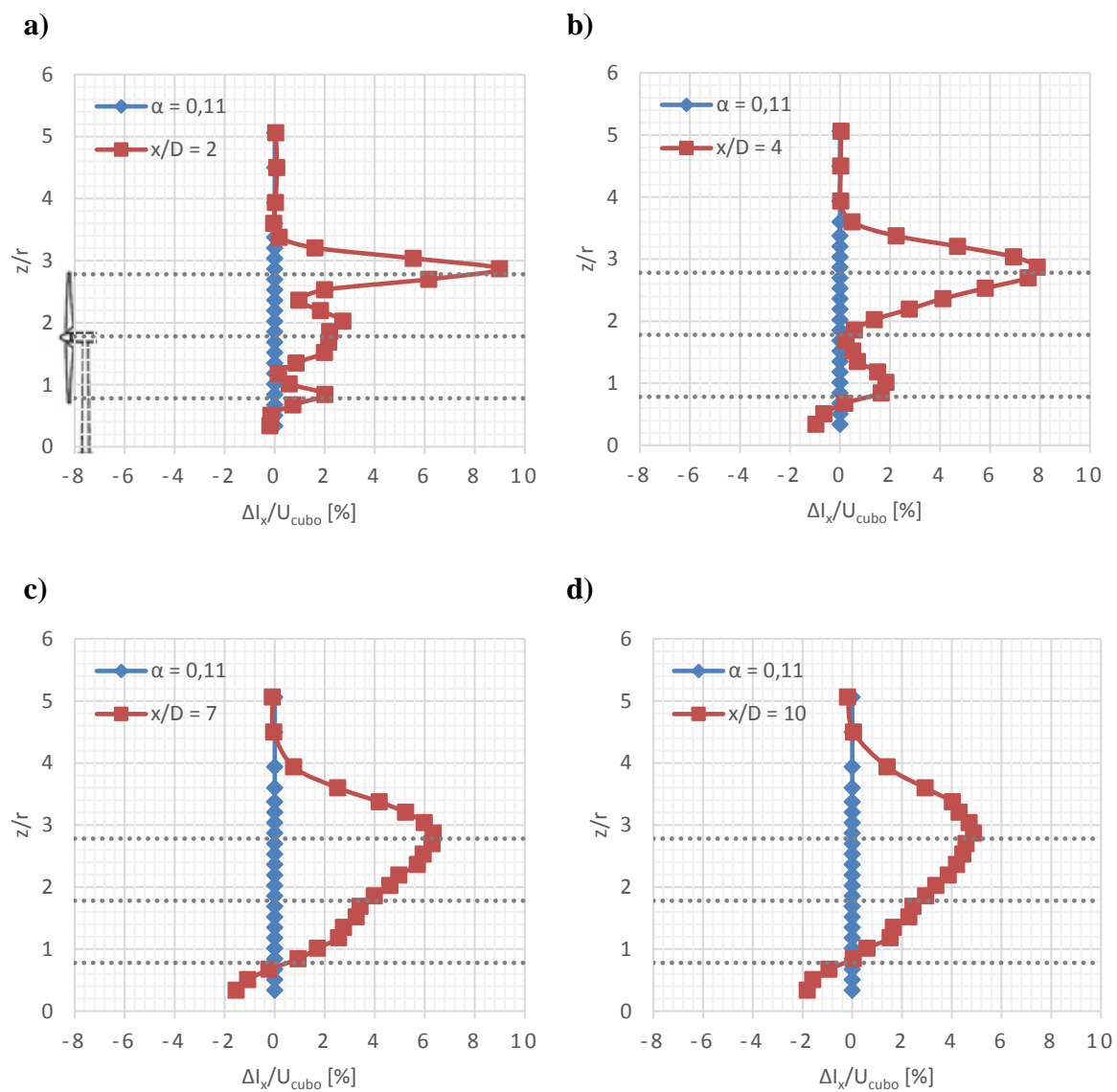


Figura 60 – Perfis de intensidade da turbulência adicionada pelo rotor em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,11$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

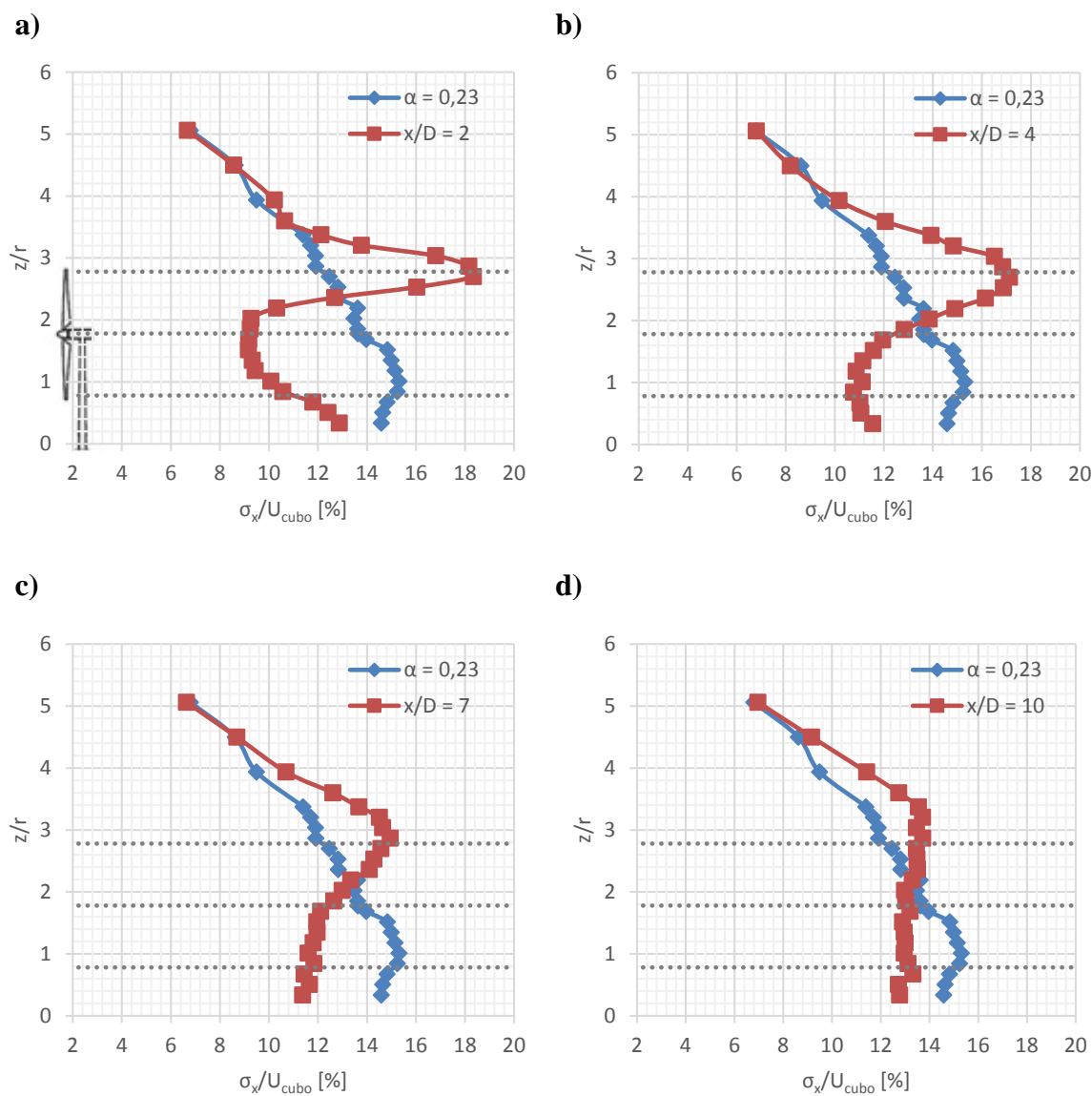
4.3.4 Escoamento incidente: perfil de CLA $\alpha = 0,23$ 

Figura 61 – Perfis de intensidade da turbulência $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

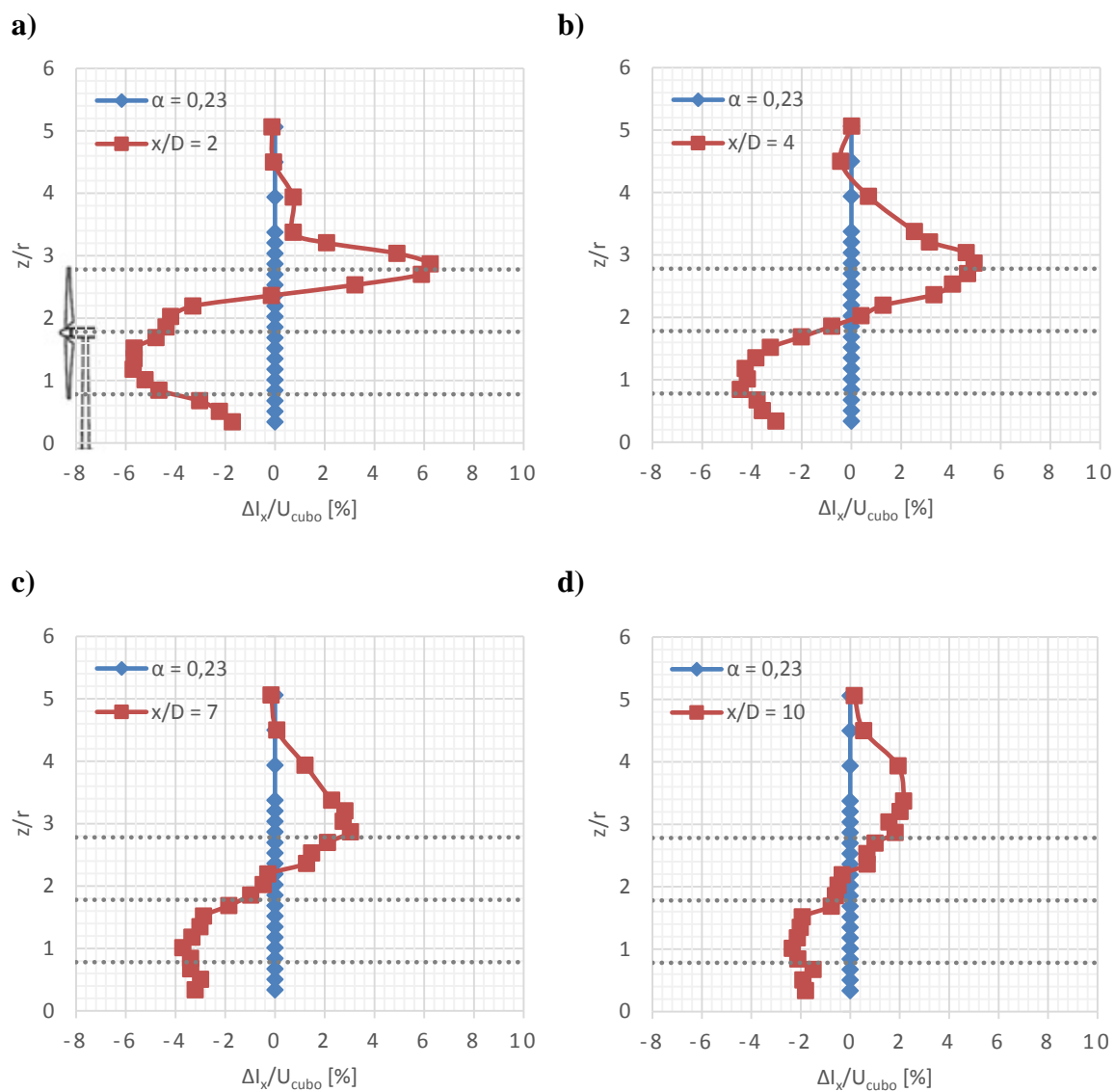


Figura 62 – Perfis de intensidade da turbulência adicionada pelo rotor em relação ao escoamento incidente $\alpha = 0,23$: a) $x/D = 2$; b) $x/D = 4$; c) $x/D = 7$; $x/D = 10$

5 ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Neste capítulo, são analisados e discutidos os resultados apresentados no capítulo 4. Primeiro, são abordados os parâmetros aerodinâmicos característicos de TSR e Re para cada uma das configurações de ensaio. Em seguida, são analisados os perfis de velocidade média da esteira. Por último, são abordados os resultados dos perfis de intensidade da turbulência.

5.1 PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS

Inicialmente os testes foram conduzidos sob condições de escoamento uniforme. Estes, embora não representem as condições naturais de operação de um aerogerador, permitem analisar o comportamento básico da esteira e servem como ponto de partida para comparações com outros casos mais realistas. Primeiramente, foi avaliado o comportamento do modelo para o perfil de escoamento incidente uniforme-suave e com níveis de turbulência inferiores a 0,50%. Para uma velocidade de aproximadamente 8,90 m/s, obteve-se uma TSR igual a 7,03 e um Re de $1,00 \times 10^5$ (Tabela 3). Esses valores da U_∞ e da TSR ficam por dentro da faixa de operação de turbinas eólicas em condições reais, e o Re cumpre com o valor mínimo especificado na literatura. Portanto, todos os ensaios foram conduzidos para velocidades próximas de 8,9 m/s.

No caso dos ensaios com escoamento uniforme-turbulento, a intensidade da turbulência incidente foi de aproximadamente 4%, causando instabilidade no modelo para altas velocidades. Para evitar vibrações excessivas, a velocidade foi fixada em 8,53 m/s. Assim, os valores de TSR e Re foram de 7,37 e $9,82 \times 10^4$, respectivamente (Tabela 4). O incremento da TSR pode estar atrelado às flutuações da velocidade angular durante as medições e que podem ter sobrestimado o valor real. Nos ensaios com simulação de CLA, foi necessário incrementar a velocidade da corrente livre para que a velocidade angular ficasse próxima do valor com escoamento uniforme-suave. Para o perfil de vento $\alpha = 0,11$, a velocidade não perturbada foi de 11,17 m/s com TSR igual a 5,71 e Re igual a $1,28 \times 10^5$ (Tabela 5). Para o perfil de vento $\alpha = 0,23$, esses parâmetros foram de 5,26 e $1,27 \times 10^5$, respectivamente (Tabela 6). Isso, para uma velocidade livre de 11,06 m/s. Salienta-se, que os valores de TSR e Re apresentados nas Tabelas 5 e 6 foram determinados com base na velocidade da corrente livre (U_∞). Entretanto, esses parâmetros devem ser calculados com a velocidade na altura do cubo (U_{cubo}) para compensar a não uniformidade do perfil de velocidade incidente.

A Tabela 7 mostra os parâmetros de ensaio durante as medições da esteira, assim como os valores de TSR e Re calculados com a U_{cubo} . Para o perfil de escoamento uniforme-suave,

observa-se que a média da U_{∞} foi de 8,92 m/s, ou seja, quase a mesma velocidade medida do que nos testes preliminares. No caso do escoamento uniforme-turbulento, houve um pequeno aumento da U_{∞} passando de 8,53 m/s para 8,65 m/s. Note-se que devido à uniformidade dos perfis de escoamento incidente, a velocidade da corrente livre é a mesma que na altura do cubo. Desse modo, os valores da TSR e o Re são os mesmos em todas seções de interesse. Nos ensaios com simulação de CLA também houve um pequeno aumento da U_{∞} . Para o perfil $\alpha = 0,11$, a U_{∞} foi de 11,26 m/s, com U_{cubo} de 9,03 m/s. Assim, a TSR e o Re calculados com a U_{cubo} foram de 7,06 e $1,03 \times 10^5$, respectivamente. Para o perfil $\alpha = 0,23$, a U_{∞} foi de 11,27 m/s, com uma U_{cubo} 8,42 m/s. Devido ao incremento da turbulência atmosférica do perfil $\alpha = 0,23$, verificou-se redução dos parâmetros de interesse, o que resultou em TSR de 6,91 e Re de $9,67 \times 10^4$.

Também, apesar de não ser o foco do trabalho, foi avaliada a potência da saída elétrica do motor do modelo para as quatro configurações de ensaio. Esta, foi determinada pelo produto da tensão e da corrente elétrica medida nos terminais do motor, e serviu para ter uma ideia do comportamento aerodinâmico do modelo. Para cada uma das velocidades do vento incidente foi possível observar a curva de potência elétrica para o correspondente perfil de escoamento simulado (Figura 50). A potência de um aerogerador está relacionada com sua frequência rotacional (rpm, Hz ou rad/s). Como todos os ensaios foram conduzidos para aproximadamente a mesma velocidade angular (média de 6650 rpm, ou seja, 110,83 Hz), a potência média foi de 36,45 mW, para a velocidade fixada da corrente livre (aproximadamente 8,90 m/s). Os baixos valores de potência devem-se, provavelmente, aos efeitos de escala e à distorção geométrica do modelo, o que resulta em perdas da sustentação e em incrementos do arrasto. A diminuição da potência em função do incremento dos níveis de turbulência, indica que o aumento da turbulência atmosférica reduz a eficiência aerodinâmica pois há maior separação do escoamento (estol) ao longo das pás. Portanto, seria necessário pás com melhor desempenho aerodinâmico.

5.2 PERFIS DE VELOCIDADE MÉDIA

5.2.1 Escoamento uniforme-suave

De forma geral, os perfis apresentam um comportamento quase simétrico em torno do eixo central da esteira e estão caracterizados por uma perda repentina de velocidade nas proximidades dos extremos do rotor ($z/r = 1$; $z/r = -1$). Essas perdas continuam aumentando até alcançar um valor máximo no eixo central ($z/r = 0$), devido aos fortes gradientes de pressão axial. A figura 51 mostra que o déficit máximo é de 45% em $x/D = 2$, e o mínimo é de 39% na posição $x/D = 10$. O déficit diminui com a distância em função da mistura turbulenta entre o escoamento não perturbado e o escoamento dentro da esteira, porém a degradação do déficit na região central é relativamente lenta. Na parte inferior do perfil ($z/r < 0$), a esteira da torre ocasiona um incremento do déficit, principalmente na esteira próxima. No extremo superior do rotor ($z/r > 1,10$), observa-se um incremento de aproximadamente 5% da velocidade, como resultado do ar que tenta fugir ao bloqueio ocasionado pelo rotor, tal como explica a teoria do disco atuador.

5.2.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento

Em analogia com o escoamento uniforme-suave, os perfis de velocidade média exibem um comportamento quase simétrico. No entanto, as perturbações ocasionadas pela esteira da torre são relativamente menores e a redução do déficit é visivelmente maior do que no caso anterior. A Figura 52 mostra que o máximo déficit de velocidade localiza-se no eixo central da esteira, com valor de 42% em $x/D = 2$. Logo, na posição $x/D = 4$, o perfil adota uma distribuição quase parabólica e o déficit diminui para 37%. Posteriormente, os perfis são mais achatados e apresentam um déficit de 25% em $x/D = 7$. Finalmente, a distribuição da velocidade torna-se mais uniforme e o déficit cai para 17% em $x/D = 10$. Desse modo, verifica-se que o incremento da turbulência incidente reduz o máximo déficit de velocidade e a distância de recuperação do escoamento.

5.2.3 Escoamento incidente: $\alpha = 0,11$

Diferente dos casos com o escoamento uniforme, tanto suave como turbulento, os perfis de velocidade média apresentam um comportamento assimétrico ao longo da esteira. Em geral, observa-se uma gradual redução da velocidade a partir dos extremos superior ($z/r = 2,78$) e inferior do rotor ($z/r = 0,78$), alcançando um valor máximo nas proximidades do eixo central ($z/r = 1,78$). A Figura 53 mostra que o déficit passa de 43% em $x/D = 2$, para 21% em $x/D = 10$. O déficit de velocidade diminui com a distância, como resultado da expansão da esteira e o transporte turbulento entre camadas. Além disso, a esteira da torre ocasiona um maior gradiente de pressão axial na parte inferior da esteira ($z/r < 1,78$), que resulta em um déficit maior do que na parte superior do perfil. No extremo superior do rotor ($z/r > 2,78$) é possível distinguir um pequeno aumento da velocidade da corrente livre. A Figura 54 mostra os perfis do déficit de velocidade em relação ao escoamento incidente. Nas posições $x/D = 2$ e $x/D = 4$, observa-se uma estrutura quase simétrica em torno do eixo central, semelhante à observada nos casos com escoamento uniforme. Entretanto, as posições $x/D = 7$ e $x/D = 10$ se afastam da simetria por causa da interação da esteira com a superfície.

5.2.4 Escoamento incidente: $\alpha = 0,23$

Em analogia com o perfil $\alpha = 0,11$, os perfis de velocidade média apresentam um comportamento assimétrico e o déficit máximo coincide com região central da esteira, nas proximidades de $z/r = 1,78$. Entretanto, o déficit de velocidade máximo é um pouco menor e seus efeitos são dissipados com maior rapidez. A Figura 55 mostra que o déficit passa de 40% em $x/D = 2$, para apenas 13% em $x/D = 10$. Nas posições $x/D = 7$ e $x/D = 10$, os perfis adotam uma distribuição quase idêntica ao perfil de escoamento incidente. Por outra parte, a interação da superfície com a camada cisalhante inferior e a sombra da torre ocasiona uma maior desaceleração do escoamento na região $z/r < 0,78$. A figura 56 apresenta os perfis do déficit de velocidade em relação ao perfil de escoamento incidente. Estes revelam uma menor proximidade da simetria do que no caso anterior, sendo mais evidente na esteira distante, devido à expansão da esteira e à interação com a superfície ocasiona um maior déficit. Observa-se que a altura do eixo de simetria aumenta com a distância. Portanto, novamente identifica-se que o incremento da turbulência incidente reduz o máximo déficit de velocidade e a distância de recuperação do escoamento.

5.3 PERFIS DE INTENSIDADE DA TURBULÊNCIA

5.3.1 Escoamento incidente: uniforme-suave

De maneira geral, os perfis de esteira apresentam três regiões com intensificação da turbulência: i) $z/r = 1$; ii) $z/r = 0$; iii) $z/r = -1$. O incremento nas posições $z/r = 1$ e $z/r = -1$, é associado com os efeitos induzidos pelos vórtices de ponta, enquanto que a intensificação da região central ($z/r = 0$), coincide com a presença dos vórtices de base e as estruturas turbulentas da nacele e da torre. A Figura 57 mostra diferentes assimetrias nos perfis medidos. Na posição $x/D=2$, é notável a influência da torre e do rotor no comportamento dos perfis, alcançando valores máximos de 6,22% em $z/r = 1$, 8,74% em $z/r = -1$ e 7,33% em $z/r = 0$. O incremento na cota $z/r = 0,17$ não é representativo, pois é causado pelo parafuso utilizado na fixação do motor do modelo. Na posição $x/D = 4$, constata-se uma considerável redução das flutuações na região central da esteira, 4,81% em $z/r = 0$. No extremo superior do rotor, como resultado da expansão da camada cisalhante, a turbulência aumenta para 7,45%. Na parte inferior cai para 8,50%, pois a esteira da torre gera maior mistura turbulenta. Posteriormente, na posição $x/D = 7$, a redução de intensidade da turbulência na região central é ainda maior, pois os efeitos dos gradientes de pressão não são mais perceptíveis, e dada a baixa turbulência ambiental, a expansão da camada cisalhante é lenta. Desse modo, a turbulência é de 7,12% em $z/r = 1$, 6,97% em $z/r = -0,84$ e aproximadamente 3% na maior parte da região central. Na posição $x/D = 10$, a camada cisalhante torna-se mais espessa e os picos são de 7,08% em $z/r = 1$, 6,49% em $z/r = -0,67$ e 2,91% em $z/r = 0,17$.

5.3.2 Escoamento incidente: uniforme-turbulento

Os perfis de esteira apresentam as mesmas três regiões de intensificação da turbulência do que no caso anterior. Entretanto, o incremento da turbulência incidente induz uma maior simetria e acelera a recomposição dos perfis de esteira. A figura 59 mostra para a posição $x/D=2$, valores pico de 11,52% em $z/r = 1$, 11,77% em $z/r = -1$ e 8,22% em $z/r = 0$. A perturbação ocasionada pelo parafuso é relativamente menor, pois a turbulência incidente faz com que seus efeitos sejam reduzidos. Logo, na posição $x/D = 4$, há uma pequena diminuição da magnitude do pico superior e inferior para 11,10% e 10,68%, respectivamente. Essa diminuição é maior na parte inferior, pois a esteira da torre acelera a mistura do escoamento. Na região central, como resultado da dissipação dos vórtices de base, há uma considerável redução de intensidade da turbulência, ficando em torno de 6,05%. Posteriormente, em $x/D = 7$, a expansão da camada

cisalhante ocasiona que a turbulência aumente de novo para 8,87%, e os picos se aproximam para as cotas $z/r = 0,84$ e $z/r = -0,67$, com valores de 10,31% e 10,15%, respectivamente. Finalmente, na posição $x/D = 10$, o perfil mostra uma distribuição mais uniforme, ficando em torno de 8,11% em toda a região equivalente a um diâmetro de rotor.

5.3.3 Escoamento incidente: $\alpha = 0,11$

Em analogia com os perfis de escoamento uniforme, identificam-se três regiões características de intensificação da turbulência: i) $z/r = 2,78$; ii) $z/r = 1,78$; iii) $z/r = 0,78$; as quais também coincidem com os efeitos induzidos pelos vórtices de ponta e de base, e com a presença da nacele e da torre. Entretanto, a não uniformidade da CLA e os fortes gradientes de velocidade na camada cisalhante provocam um abrupto incremento da turbulência nas proximidades do extremo superior do rotor ($z/r = 2,78$). A figura 58 mostra um valor máximo de 14,32% em $x/D = 2$, se reduz para 10,21% em $x/D = 10$. No extremo inferior do rotor ($z/r = 0,78$), o incremento da turbulência é relativamente pequeno em relação ao escoamento incidente. O comportamento das flutuações na região central da esteira ($z/r = 1,78$), é semelhante ao caso com escoamento uniforme-turbulento. Inicialmente, passa de 5,98% na corrente livre, para 8,12% em $x/D = 2$. Logo, devido à dissipação dos vórtices de base, cai para 6,20% em $x/D = 4$. Posteriormente, na posição $x/D = 7$, o incremento da espessura da camada cisalhante promove uma maior mistura turbulenta, alcançando um valor de 9,38%. Por último, o perfil adota um comportamento mais uniforme e fica em torno de 8,40% em $x/D = 10$.

A Figura 60, mostra os perfis de intensidade da turbulência adicionada pelo rotor, tanto positiva como negativa, em relação ao escoamento incidente. O pico máximo de turbulência encontrado na posição $x/D = 2$, corresponde a um incremento de 9,00%. Logo, este se reduz para 4,90% em $x/D = 10$. Além disso, percebe-se uma diminuição da turbulência nas proximidades da superfície, que pode estar associada com a redução do cisalhamento médio e da energia cinética turbulenta em relação ao escoamento incidente. Essa redução está confinada a pequenas alturas ($z/r < 1$) e tem um valor máximo de -1,80% em $x/D = 10$.

5.3.4 Escoamento incidente: $\alpha = 0,23$

Os ensaios com perfil de CLA $\alpha = 0,23$ apresentam um aumento significativo da assimetria em relação aos ensaios com $\alpha = 0,11$. A Figura 61 mostra que o maior acréscimo de turbulência acontece no extremo superior do rotor ($z/r = 2,78$), com um valor de 18,34% em $x/D = 2$. Posteriormente, o perfil adota uma distribuição vertical mais uniforme e aproximadamente

constante de 13,46% em $x/D = 10$. Na região central da esteira, verifica-se uma considerável redução de intensidade da turbulência, provavelmente, devido aos altos níveis de turbulência atmosférica que contribuem para dissipar rapidamente os vórtices de base desenvolvidos na região. A Figura 62 mostra os perfis de intensidade da turbulência adicionada pelo rotor, tanto positiva como negativa, em relação ao escoamento incidente. O pico de intensificação da turbulência positiva corresponde a um incremento de 6,25% em $x/D = 2$, e se reduz para 1,82% em $x/D = 10$. Por outro lado, comparado com o perfil $\alpha = 0,11$, a redução de intensidade da turbulência na parte inferior da esteira é consideravelmente maior. Assim, a turbulência negativa alcança um máximo de $-5,66\%$ em $x/D = 2$, e um mínimo de -2% em $x/D = 10$.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho permitiu estabelecer uma metodologia experimental em túnel de vento para identificar e quantificar os fenômenos intercorrentes na esteira aerodinâmica de turbinas eólicas, que são fatores determinantes para a definição de projetos eólicos otimizados. Por meio de uma série de experimentos, foi possível avaliar a influência da turbulência atmosférica na esteira de um modelo reduzido sob diferentes condições de escoamento incidente. O estudo foi voltado à caracterização da distribuição espacial do déficit de velocidade e do incremento de intensidade da turbulência em diferentes posições da esteira ($x/D = 2; 4; 7; 10$). Para isso, foram simulados dois perfis de escoamento uniforme: i) suave; ii) turbulento; e dois perfis de camada limite atmosférica com expoente de lei potencial: iii) $\alpha = 0,11$; iv) $\alpha = 0,23$.

Com relação aos perfis de velocidade média, os ensaios com escoamento incidente uniforme apresentaram um comportamento quase simétrico em torno do eixo central da esteira, enquanto que os ensaios com CLA incidente revelaram uma distribuição assimétrica. Em todos os casos, o déficit de velocidade máximo localizou-se no eixo central da esteira. Para o perfil de escoamento uniforme-suave, o déficit máximo foi de 45% em $x/D = 2$, e diminuiu para 39% em $x/D = 10$. Nessas mesmas posições, o perfil de escoamento uniforme-turbulento apresentou déficits de 42% e 17%, respectivamente. Nos casos com simulação de CLA, o perfil $\alpha = 0,11$ apresentou um déficit máximo de 43% em $x/D = 2$, que passou para 21% em $x/D = 10$. Para o perfil $\alpha = 0,23$, o déficit foi de 40% em $x/D = 2$, e caiu para 13% em $x/D = 10$. Dessa maneira, verificou-se que o incremento da turbulência incidente contribui na redução do déficit de velocidade e da distância de dissipação da esteira.

Com relação aos perfis de intensidade da turbulência, foram identificadas três regiões características de intensificação da turbulência incidente, as quais estão diretamente associadas com os efeitos induzidos pelos vórtices de ponta e de base e também com a presença da nacele e da torre. No entanto, o comportamento dos perfis foi marcadamente diferente entre os ensaios com escoamento uniforme e os ensaios com CLA, particularmente na localização das regiões de intensificação da turbulência. Para os ensaios com escoamento uniforme-suave, foram alcançados valores máximos, na posição $x/D=2$, de 6,22% em $z/r = 1$, 8,74% em $z/r = -1$ e 7,33% em $z/r = 0$. Logo, na posição $x/D = 10$, os picos foram de 7,08% em $z/r = 1$, 6,49% em $z/r = -0,67$ e 2,91% em $z/r = 0,17$. Para os ensaios com escoamento uniforme-turbulento, foram verificados valores máximos, na posição $x/D=2$, de 11,52% em $z/r = 1$, 11,77% em $z/r = -1$ e 8,22% em $z/r = 0$. Na posição $x/D = 10$, estes caíram para aproximadamente 8,11% em todas

as cotas. No caso dos ensaios com simulação de CLA, o incremento máximo da turbulência localizou-se no extremo superior do rotor ($z/r = 2,78$), devido à não uniformidade do escoamento incidente e aos fortes gradientes de velocidade da camada cisalhante formada entre o escoamento não perturbado e escoamento dentro da esteira. Para o perfil $\alpha = 0,11$, o pico máximo foi de 14,32% em $x/D = 2$, e se reduziu para 10,21% em $x/D = 10$. Comparativamente, o perfil $\alpha = 0,23$ apresentou um máximo de 18,34% em $x/D = 2$, e caiu para 13,46% em $x/D = 10$. Assim, foi constatado que o incremento da turbulência ambiental promove maior dissipação da turbulência adicionada pelo rotor na esteira, o que acelera a recomposição do perfil de escoamento.

Em resumo, a pesquisa demonstrou que os perfis de esteira variam em função das condições do escoamento incidente. Além disso, observou-se que a turbulência atmosférica influencia diretamente a distribuição das propriedades estatísticas do campo de escoamento na esteira. Por um lado, o aumento da turbulência incidente diminui o déficit de velocidade máximo e acelera a recomposição dos perfis na esteira, o que conduz a um eventual incremento da eficiência das máquinas localizadas a sotavento. Por outro lado, ocasiona uma maior intensificação dos níveis de turbulência na esteira, o que resulta em um incremento das solicitações dinâmicas nas turbinas situadas a sotavento, reduzindo sua vida útil. Partindo disso, as perdas totais de energia devido a efeitos de esteira podem ser maiores em parques situados offshore (com baixa turbulência ambiental), comparativamente àquela verificada em parques onshore (com alta turbulência ambiental). Em conclusão, a não consideração integral das variações ocasionadas pelos efeitos de esteira pode determinar a inviabilização do projeto. Desse modo, a metodologia experimental em túnel de vento evidencia-se como uma importante ferramenta de análise que possibilita amplo espectro para a investigação, precisão e confiabilidade de projetos eólicos.

6.1 SUGESTÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestão para trabalhos futuros, seria interessante avaliar os efeitos de esteira em função da rugosidade superficial, estratificação atmosférica, topografia complexa e diferentes ângulos de yaw . Tanto para modelos isolados como para ensaios com várias turbinas e diferentes layouts, a fim de estudar interação entre estas. Além disso, sugere-se estudar o comportamento dos perfis horizontais da esteira, aumentar os pontos e posições de medição, avaliar os coeficiente de potência e empuxo para diferentes configurações de ensaio, assim como a análise de outras propriedades estatísticas (tais como: funções de autocorrelação, correlação cruzada, espectros de potência, etc.).

Outra sugestão seria o uso da teoria BEM para o desenvolvimento de um modelo reduzido que apresente uma maior semelhança com as turbinas eólicas reais. Nesse sentido, seria ideal o emprego de aerofólios que tenham bom desempenho aerodinâmico para números baixos de Reynolds. Também, será preciso o desenvolvimento de modelos numéricos e analíticos, complementares aos experimentos em túnel de vento e às medições de campo, para otimizar e garantir uma maior confiabilidade dos projetos eólicos.

REFERÊNCIAS

- ABEEOLICA. **A força do vento agita a produção.** Disponível em: <<http://www.portalabeeolica.org.br/index.php/noticias/3198-força-do-vento-agita-a-produção.html>>. Acesso em: 15 jan. 2016.
- ABEEÓLICA. **Dados mensais: Janeiro de 2017.** Brasil: [s.n.], 2017.
- ADARAMOLA, M. S.; KROGSTAD, P.Å. Experimental investigation of wake effects on wind turbine performance. **Renewable Energy**, v. 36, p. 2078–2086, 2011.
- AINSLIE, J. F. Calculating the flowfield in the wake of wind turbines. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 27, n. 1–3, p. 213–224, 1988.
- ALÉ, J.; SIMIONI, G.; HACK, P.; SILVA, L. **Avaliação do desempenho de aerogeradores em túnel de vento.** I Congresso Latinoamericano de Energia del viento. **Anais...Montevideo: 2008**
- ANDRESEN, B. **Wake behind a wind turbine operating in yaw.** [s.l.] Norwegian University of Science and Technology, 2013.
- BAEDE, A.; VAN DER LINDEN, P.; VERBRUGGEN, A. Annex to IPCC Fourth Assessment Report. **IPCC Fourth Assessment Report**, p. 75–104, 2007.
- BARLOW, J. B.; RAE, W.H.; POPE, A. **Low-speed wind tunnel testing.** [s.l.] Wiley, 1999.
- BLESSMANN, J. The boundary layer tv-2 wind tunnel of the UFRGS. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 10, n. 2, p. 231–248, 1982.
- BLESSMANN, J. **Aerodinâmica das construções.** 3. ed. Porto Alegre: UFRGS, 2011.
- BLESSMANN, J. **O vento na engenharia estrutural.** 2. ed. Porto Alegre: UFRGS, 2013.
- BLOMHOFF, H. P. **An experimental investigation of wind turbine wakes.** [s.l.] Norwegian University of Science and Technology, 2012.
- BOTTASSO, C. L.; CAMPAGNOLO, F.; PETROVIĆ, V. Wind tunnel testing of scaled wind turbine models: Beyond aerodynamics. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 127, p. 11–28, 2014.
- BURTON, T.; JENKINS, N.; SHARPE, D.; BOSSANYI, E. **Wind Energy Handbook.** 2. ed. United Kingdom: John Wiley & Sons, Ltd., 2011.

- CHAMORRO, L. P.; ARNDT, R. E. A.; SOTIROPOULOS, F. Turbulent Flow Properties Around a Staggered Wind Farm. **Boundary-Layer Meteorology**, v. 141, n. 3, p. 349–367, 2011.
- CHAMORRO, L. P.; ARNDT, R. E. A.; SOTIROPOULOS, F. Reynolds number dependence of turbulence statistics in the wake of wind turbines. **Wind Energy**, v. 15, n. 5, p. 733–742, 2012.
- CHAMORRO, L. P.; PORTÉ-AGEL, F. A wind-tunnel investigation of wind-turbine wakes: Boundary-Layer turbulence effects. **Boundary-Layer Meteorology**, v. 132, n. 1, p. 129–149, 2009.
- CHAMORRO, L. P.; PORTÉ-AGEL, F. Effects of Thermal Stability and Incoming Boundary-Layer Flow Characteristics on Wind-Turbine Wakes: A Wind-Tunnel Study. **Boundary-Layer Meteorology**, v. 136, n. 3, p. 515–533, 2010.
- CHAMORRO, L. P.; PORTÉ-AGEL, F. Turbulent Flow Inside and Above a Wind Farm: A Wind-Tunnel Study. **Energies**, v. 4, n. 12, p. 1916–1936, 2011.
- COOK, N. J. Wind-tunnel simulation of the adiabatic atmospheric boundary layer by roughness, barrier and mixing-device methods. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 3, n. 2–3, p. 157–176, 1978.
- CRESPO, A.; HERNÁNDEZ, J. Turbulence characteristics in wind-turbine wakes. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 61, n. 1, p. 71–85, 1996.
- CRESPO, A.; HERNANDEZ, J.; FRANSEN, S. Survey of modelling methods for wind turbine wakes and wind farms. **Wind Energy**, v. 2, n. 1, p. 1–24, 1999.
- DAHLBERG, J.-A.; MEDICI, D. **Potential improvement of wind turbine array efficiency by active wake control (AWC)**. 2003 European Wind Energy Conference and Exhibition. **Anais...2003**
- DE VRIES, O. On the Theory of the Horizontal-Axis Wind Turbine. **Annual Review of Fluid Mechanics**, v. 15, n. 1, p. 77–96, 1983.
- FREIRE, A. P. S.; ILHA, A.; COLAÇO, M. J. Princípios de anemometria térmica. In: **Turbulência**. Rio de Janeiro: [s.n.], 2006.
- GASCH, R.; TWELE, J. **Wind Power Plants**. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg,

2012.

GWEC. **Global Wind Report Annual Market Update 2015**. Brussels: [s.n.], 2016.

GWEC. **Global wind statistics 2016**. Brussels: [s.n.], 2017.

HANSEN, M. O. L. et al. **State of the art in wind turbine aerodynamics and aeroelasticity** *Progress in Aerospace Sciences*, 2006.

HORN, D. A. **Análise numérica da esteira aerodinâmica formada por uma turbina eólica com dimensionamento ótimo de Betz**. Porto Alegre. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2010.

HOWARD, K. B. et al. Characterizing the response of a wind turbine model under complex inflow conditions. **Wind Energy**, v. 18, n. 4, p. 729–743, 2015.

HU, D. M.; DU, Z. H. Near Wake of a Model Horizontal-Axis Wind Turbine. **Journal of Hydrodynamics**, v. 21, n. 2, p. 285–291, 2009.

IPCC. **Climate Change 2014: Synthesis Report. Contribution of Working Groups I, II and III to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change**. [s.l: s.n.], 2014.

ISMAIL, I.; KAMAL, S.; PURNOMO, P.; SARJIYA, S.; TAMPUBOLON, S. Wake Effect and Power Production of Wind Turbine Arrays. **Modern Applied Science**, v. 9, n. 11, p. 77, 2015.

IUNGO, G. V. Experimental characterization of wind turbine wakes: Wind tunnel tests and wind LiDAR measurements. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 149, p. 35–39, 2016.

IVANELL, S. **Numerical computations of wind turbine wakes**. [s.l.] Royal Institute of Technology, 2009.

JENSEN, N. O. A note on wind generator interaction. **Risø-M-2411 Risø National Laboratory Roskilde**, p. 1–16, 1983.

JOHNSON, G. L. **Wind energy systems**. 2. ed. Kansas: Prentice Hall, 2011.

KALDELLIS, J. K.; ZAFIRAKIS, D. The wind energy (r)evolution: A short review of a long history. **Renewable Energy**, v. 36, n. 7, p. 1887–1901, 2011.

- KROGSTAD, P. Å.; LUND, J. A. An experimental and numerical study of the performance of a model turbine. **Wind Energy**, v. 15, n. 3, p. 443–457, abr. 2012.
- KROGSTAD, P. Å.; ADARAMOLA, M. S. Performance and near wake measurements of a model horizontal axis wind turbine. **Wind Energy**, v. 15, p. 743–756, 2012.
- KROGSTAD, P. Å.; SÆTRAN, L.; ADARAMOLA, M. S. “Blind Test 3” calculations of the performance and wake development behind two in-line and offset model wind turbines. **Journal of Fluids and Structures**, v. 52, p. 65–80, 2015.
- LIU, M. K.; YOCKE, M. A.; MYERS, T. C. MATHEMATICAL MODEL FOR THE ANALYSIS OF WIND-TURBINE WAKES. **Journal of energy**, v. 7, n. 1, p. 73–78, 1983.
- LOREDO-SOUZA, A. M.; SCHETTINI, E. B. C.; PALUCH, M. J. Simulação da camada limite atmosférica em túnel de vento. **IV Escola Primavera de Transição e Turbulência**, n. 1, p. 2906–2914, 2004.
- MAEDA, T.; YOKOTA, T.; SHIMIZU, Y.; ADACHI, K. Wind tunnel study of the interaction between two horizontal axis wind turbines. **Wind Engineering**, v. 28, n. 2, p. 197–212, 2004.
- MAGNUSSON, M.; SMEDMAN, A.-S. Air flow behind wind turbines. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 80, n. 1–2, p. 169–189, 1999.
- MANWELL, J. F.; MCGOWAN, J. G.; ROGERS, A. L. **Wind energy explained: theory, design and application**. 2nd. ed. UK: John Wiley & Sons Ltd, 2009.
- MATTUELLA, J. M. L.; LOREDO-SOUZA, A. M.; OLIVEIRA, M. G.; PETRY, A. P. Wind tunnel experimental analysis of a complex terrain micro-siting. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, v. 54, p. 110–119, 2016.
- MEDICI, D. **Influence of the number of blades on the wake of a wind turbine model**. Stockholm: KTH Royal Institute of Technology, 2005a.
- MEDICI, D. **The upstream flow of a 3-bladed wind turbine model in yaw**. Stockholm: KTH Royal Institute of Technology, 2005b.
- MEDICI, D.; ALFREDSSON, P. H. Measurements on a wind turbine wake: 3D effects and bluff body vortex shedding. **Wind Energy**, v. 9, n. 3, p. 219–236, 2006.
- MELO, E. Fonte eólica de energia: aspectos de inserção, tecnologia e competitividade. **Estudos avançados**, v. 27, n. 77, 2013.

MILBORROW, D. J. The performance of arrays of wind turbines. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 5, n. 3–4, p. 403–430, 1980.

MINIPÁ. **Manual de instruções: foto-tacômetro digital minipa MDT-2244B**. Disponível em: <https://www.eletopecas.com/_uploads/ProdutoDownload/produto_52.pdf>. Acesso em: 2 dez. 2016.

MME/EPE - PDE. **Plano Decenal de Expansão de Energia 2024**. Disponível em: <[http://www.epe.gov.br/PDEE/Relatório Final do PDE 2024.pdf](http://www.epe.gov.br/PDEE/Relatório%20Final%20do%20PDE%202024.pdf)>.

MME - RESENHA ENERGÉTICA BRASILEIRA; **Resultados 2015**. Disponível em: <[http://www.mme.gov.br/documents/10584/3580498/02+-+Resenha+Energética+Brasileira+2016+-+Ano+Base+2015+\(PDF\)/66e011ce-f34b-419e-adf1-8a3853c95fd4;jsessionid=B415252F7145EC1BD6596B2C8137D1B8.srv155?version=1.0](http://www.mme.gov.br/documents/10584/3580498/02+-+Resenha+Energética+Brasileira+2016+-+Ano+Base+2015+(PDF)/66e011ce-f34b-419e-adf1-8a3853c95fd4;jsessionid=B415252F7145EC1BD6596B2C8137D1B8.srv155?version=1.0)>. Acesso em: 15 ago. 2016.

NEFF, D. E.; MERONEY, R. N.; MCCARTHY, E.; DAVIS, E. Upstream and lateral wind turbine wake effects on nearby wind turbine performance. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 36, p. 1405–1414, 1990.

NEUSTADTER, H. E.; SPERA, D. A. METHOD FOR EVALUATING WIND TURBINE WAKE EFFECTS ON WIND FARM PERFORMANCE. **Journal of Solar Energy Engineering, Transactions of the ASME**, v. 107, n. 3, p. 240–243, 1985.

OKULOV, V. L.; SØRENSEN, J. N.; WOOD, D. H. **The rotor theories by Professor Joukowsky: Vortex theories** *Progress in Aerospace Sciences*, 2015.

OKULOV, V. L.; VAN KUIK, G. A. M. The Betz-Joukowsky limit: On the contribution to rotor aerodynamics by the British, German and Russian scientific schools. **Wind Energy**, v. 15, n. 2, p. 335–344, 2012.

OYAGUE, F. **Gearbox Modeling and Load Simulation of a Baseline 750-kW Wind Turbine Using State-of-the-Art Simulation Codes**. USA: [s.n.], 2009.

OZBAY, A. **Experimental investigations on the wake interferences of multiple wind turbines**. [s.l.] Iowa State University, 2012.

PARKIN, P.; HOLM, R.; MEDICI, D. **The application of PIV to the wake of a wind turbine in yaw**. DLR-Mitteilung. **Anais...**2001

PETRY, A. P.; MATTUELLA, J. M. L.; PICCOLI, G. L. **Analysis of PROINFA Program performance focusing for economic-financial brazilian wind projects feasibility**. 9th German Wind Energy Conference. **Anais...**Bremen: 2008

PIERELLA, F.; KROGSTAD, P. Å.; SÆTRAN, L. Blind Test 2 calculations for two in-line model wind turbines where the downstream turbine operates at various rotational speeds. **Renewable Energy**, v. 70, p. 62–77, 2014.

REN21. **Renewables Energy Policy Network for the 21st Century: Global Status Report 2016**. Paris: [s.n.], 2016.

SANDERSE, B. Aerodynamics of wind turbine wakes: Literature review. **Energy research Centre of the Netherlands**, p. 1–46, 2009.

SCHUBEL, P. J.; CROSSLEY, R. J. Wind Turbine Blade Design. **Energies**, v. 5, n. 12, p. 3425–3449, 6 set. 2012.

SHEPHERD, D. G. Historical development of the windmill. **Cornell Univ. Final Report**, 1990.

SORENSEN, B. History of, and Recent Progress in, Wind-Energy Utilization. **Annual Review of Energy and the Environment**, v. 20, n. 1, p. 387–424, nov. 1995.

TOBIN, N.; ZHU, H.; CHAMORRO, L. P. L. Spectral behaviour of the turbulence-driven power fluctuations of wind turbines. **Journal of Turbulence**, v. 16, n. 9, p. 832–846, 2015.

VAN KUIK, G. A. M.; SØRENSEN, J. N.; OKULOV, V. L. Rotor theories by Professor Joukowsky: Momentum theories. **Progress in Aerospace Sciences**, p. 1–18, 2014.

VERMEER, L. J.; SØRENSEN, J. N.; CRESPO, A. Wind turbine wake aerodynamics. **Progress in Aerospace Sciences**, v. 39, n. 6–7, p. 467–510, 2003.

VESTERGAARD, J.; BRANDSTRUP, L.; GODDARD, R. D. A Brief History of the Wind Turbine Industries in Denmark and the United States. **Academy of International Business (Southeast USA Chapter)**, p. 322–327, 2004.

WITWER, A. R.; DORADO, R.; DEGRAZIA, G. A.; LOREDO-SOUZA, A.M. Escoamento na esteira de turbinas eólicas : Análise espectral da turbulência mediante testes em túnel de vento. **Anais...**Santa Maria: 2015.

WU, Y. T.; PORTÉ-AGEL, F. Atmospheric turbulence effects on wind-turbine wakes: An LES

study. **Energies**, v. 5, n. 12, p. 5340–5362, 2012.

YANG, Z.; SARKAR, P.; HU, H. An Experimental Investigation on the Wake Characteristics of a Wind Turbine in an Atmospheric Boundary Layer Wind. **Aiaa**, v. 3815, n. June, p. 1–18, 2011.

ZHANG, W.; MARKFORT, C. D.; PORTÉ-AGEL, F. Wind-Turbine Wakes in a Convective Boundary Layer: A Wind-Tunnel Study. **Boundary-Layer Meteorology**, v. 146, n. 2, p. 161–179, 2013.