

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

ANÁLISE NUMÉRICA DA ESTEIRA DE TURBINAS EÓLICAS DE EIXO HORIZONTAL:
ESTUDO COMPARATIVO COM MODELOS ANALITICOS

por

Guilherme München Wenzel

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Junho de 2010.

ANÁLISE NUMÉRICA DA ESTEIRA DE TURBINAS EÓLICAS DE EIXO HORIZONTAL:
ESTUDO COMPARATIVO COM MODELOS ANALITICOS

por

Guilherme München Wenzel

Engenheiro Mecânico

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

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Energia

Orientadora: Prof. Dr. Adriane Prisco Petry

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Jorge Antônio Villar Alé, PUCRS

Prof. Dr. Jorge Rodolfo Silva Zabadal, PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Horácio Antônio Vielmo, PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Horácio Antônio Vielmo
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 25 de Junho de 2010.

RESUMO

O presente trabalho apresenta o estudo da esteira de turbinas eólicas de eixo horizontal, utilizando um modelo de turbina eólica testada em túnel de vento. Trata-se de uma turbina eólica de duas pás com 10 m de diâmetro, conhecida como *UAE Phase VI*, testada pelo NREL no túnel de vento NASA Ames. Desta turbina foi obtida a geometria e dados experimentais, como o coeficiente de empuxo, além das características do túnel de vento.

Utilizando este experimento como modelo, são realizadas simulações com equações médias de Reynolds e modelo de turbulência $k-\omega$ SST, com o uso de malha móvel e abordagens permanente e transiente, com o *software* de volumes finitos Star-CCM+[®]. São empregadas malhas poliédricas em um domínio de grande extensão na esteira, para apenas uma velocidade do vento.

São apresentados três modelos de esteira, dois analíticos e outro considerado numérico, para fins de comparação com os resultados simulados. Estes modelos de esteira tem o objetivo de descrever o campo de velocidade a jusante da turbina. Os dados de entrada dos modelos são os mesmos, retirados da simulação. Além dos modelos para o déficit de velocidade, são apresentados equacionamentos para se obter a intensidade de turbulência na esteira, com bons resultados.

No modelo analítico de esteira PARK, a constante de decaimento é baixa, pois o caso estudado possui escoamento sem grandes perturbações. Verifica-se que esta constante deve variar ao longo da esteira para se ajustar ao campo médio de velocidades simulado.

Outro modelo analítico proposto por Werle foi estudado, não apresentando boa concordância com a simulação, pois apresenta um rápido incremento da velocidade na linha central na esteira distante. Este modelo se ajustou bem com o campo não perturbado a montante da turbina.

O modelo de viscosidade turbulenta é um modelo de esteira com equacionamento original de segunda ordem para obter um campo de velocidade. Contudo, é apresentado e calculado com uma simplificação para primeira ordem, obtendo-se somente a velocidade na linha de centro. Este modelo tem o melhor ajuste com a simulação.

A metodologia adotada para simulação numérica do escoamento apresenta boa concordância com os resultados experimentais de C_T , já os dados anemométricos medidos na esteira próxima não foram reproduzidos com a mesma qualidade, contudo aproximam-se de

forma qualitativa. A comparação com os modelos de esteira da literatura confirma que o modelo de viscosidade turbulenta é o que mais se aproxima dos resultados da simulação.

Palavras-chave: Modelos de esteira, UAE Phase VI, intensidade de turbulência, CFD.

ABSTRACT

“Numerical Analysis of Wakes of Horizontal Axis Wind Turbines: A Comparison Study With Analytical Models”

This study presents wakes of horizontal axis wind turbines, using as model a wind turbine tested in wind tunnel. It is a two bladed wind turbine with 10 m diameter, known as UAE Phase VI, tested by NREL in the NASA Ames wind tunnel. From this experiment was obtained the geometry and measured data, as the thrust coefficient, and the characteristics of the wind tunnel.

Using this experiment as model, simulations are performed with Reynolds Averaged Navier-Stokes equations and $k-\omega$ SST turbulence model, using moving mesh and permanent and transient approaches, with help of the finite volume software Star-CCM+[®]. Polyhedral meshes are employed in a domain with large extent downwind, for just one wind speed.

There are presented three wake models, two analytical and other considered numerical, for purposes of comparison with simulated results. These wake models aims to describe the velocity field downstream of the turbine. The input data of the models are the outputs of the simulations. Besides the models for the velocity deficit, are given equations to derive the turbulence intensity on the wake, with good results.

In the analytical PARK wake model, the decay constant is low, as the study case has low perturbed flow. It is noted that this constant should vary along the wake to fit the average speeds field simulated.

Another analytical model proposed by Werle is presented, not showing good results when comparing with the simulation, since it shows a rapid increase in the centerline velocity on the far wake. This model fits well with the undisturbed field upwind of the turbine.

The turbulent viscosity is a wake model with the original second order equation to obtain the velocity field. However, it is presented and calculated in a simplified way to first order, obtaining only the centerline velocity. This model has the best fit with the simulation.

The methodology adopted for numerical simulation of the flow shows good agreement with the experimental results of C_T , since the wind data measured on the near wake

are not reproduced with the same quality, yet close to a qualitative manner. The comparison with the wake models from the literature confirms that the eddy viscosity wake model is closest to the simulation results.

Key-words: Wake models, UAE Phase VI, turbulence intensity, CFD.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO	1
1.1 Energia Eólica e Aspectos Principais de Conversão	1
1.2 Turbinas Eólicas de Eixo Horizontal	2
1.3 Importância dos Efeitos de Esteira	5
1.4 Objetivo	6
2. MODELAGEM DA ESTEIRA DE TURBINAS EÓLICAS DE EIXO HORIZONTAL.....	8
2.1 Modelo PARK	8
2.2 Modelo de Viscosidade Turbulenta (<i>Eddy Viscosity</i>).....	10
2.3 Modelo Analítico de Werle	13
2.4 Intensidade de Turbulência.....	19
3. MODELAGEM NUMÉRICA	22
3.1 Aplicação de CFD em TEEH	22
3.2 Modelagem Matemática RANS.....	23
3.3 Modelo de Turbulência: $k-\omega$ SST	24
3.4 Discretização Espacial	24
4. CASO EM ESTUDO: NREL / NASA AMES PHASE VI.....	28
4.1 Túnel de Vento	28
4.2 Rotor Eólico.....	30
4.3 Dados Experimentais.....	30
5. MODELO COMPUTACIONAL.....	34
5.1 Condições Iniciais e de Contorno	34
5.2 Qualidade da Malha.....	37
5.3 Resultados Numéricos	40
6. APLICAÇÃO E COMPARAÇÃO DOS MODELOS DE ESTEIRA	46
6.1 Aplicação do Modelo PARK.....	47
6.2 Aplicação do Modelo de Viscosidade Turbulenta.....	48
6.3 Aplicação do Modelo Analítico de Werle	50
6.4 Comparação dos Modelos de Esteira.....	52
7. CONCLUSÕES	54
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	57
ANEXO I.....	60

LISTA DE SÍMBOLOS

P_0	potência disponível no vento		(W)
ρ	massa específica do ar		(kg/m ³)
A	área varrida		(m ²)
V_0	velocidade do vento		(m/s)
P_e	potência elétrica		(W)
C_p	coeficiente de potência	$P/(0,5\rho AV_0^3)$	(-)
η	rendimento do conjunto multiplicador de velocidades e gerador.		(%)
P	potência mecânica		(W)
C_T	coeficiente de empuxo	$T/(0,5\rho AV_0^2)$	(-)
T	empuxo (força axial)		(N)
U_w	velocidade a jusante do rotor (PARK)		(m/s)
U_i	velocidade do vento (PARK)		(m/s)
D	diâmetro do rotor		(m)
k	constante de decaimento da esteira (PARK)		(-)
x	distância a jusante		(m)
h	altura do cubo		(m)
z_0	rugosidade média da superfície		(m)
D_w	diâmetro da esteira (PARK)		(m)
\overline{uv}	tensão de cisalhamento		(m ² /s ²)
r	distância radial (Viscosidade Turbulenta)		(m)
U	velocidade axial		(m/s)
V	velocidade radial		(m/s)
ε	viscosidade turbulenta		(m ² /s)
L_m	escalas de comprimento		(m)
U_m	escalas de velocidade		(m/s)
F	função filtro (Viscosidade Turbulenta)		(-)
K_1	constante adimensional (Viscosidade Turbulenta)		(-)
B_w	largura da esteira (Viscosidade Turbulenta)		(m)

U_0	velocidade do vento		(m/s)
U_c	velocidade na linha de centro da esteira (Viscosidade Turbulenta)		(m/s)
I_0	intensidade de turbulência da corrente livre		(%)
K_k	constante de von Kármán		(-)
D_m	déficit de velocidade na linha de centro (Viscosidade Turbulenta)	$1-(U_c/U_0)$	(%)
u_i	velocidade adimensional invíscida na linha de centro (Werle)	U_c/U_0	(-)
u_0	velocidade prevista infinitamente a jusante (Werle)	U_0/U_0	(-)
X	distância adimensional	x/D	(-)
D_i	diâmetro adimensional da esteira intermediária (Werle)	(diâmetro)/D	(-)
D_p	diâmetro adimensional do rotor (Werle)	D/D	(-)
D_V	diâmetro adimensional da esteira distante (Werle)	(diâmetro)/D	(-)
K	constante universal relacionada com o comprimento de mistura de Prandtl		(-)
u_V	velocidade adimensional na linha de centro na esteira distante (Werle)	U_c/U_0	(-)
X_m	distância adimensional do início da esteira distante (Werle)	x/D	(-)
X_i	distância adimensional do início da esteira intermediária (Werle)	x/D	(-)
K_m	constante relacionada com o comprimento da esteira intermediária (Werle)		(-)
u_w	velocidade na linha de centro na esteira (Werle)	U_c/U_0	(-)
σ_0	desvio padrão da velocidade do vento		(m/s)
IT	intensidade de turbulência		(%)
I_+	intensidade de turbulência adicional		(%)
$I_{esteira}$	intensidade de turbulência na esteira		(%)
R	raio da turbina		(m)
B	número de pás		(-)
λ	relação de velocidade de ponta (TSR)		(-)
\bar{f}_i	força de campo		(-)
ν_t	viscosidade turbulenta		(kg/ms ²)

ω	dissipação da energia cinética	(m ³ /kg)
k	energia cinética turbulenta	(m ² /s ²)
p	ordem de convergência	(-)
f_i	função objetivo	(-)
h_i	função de espaçamento da malha	(-)
C	constante assintótica	(-)
E	erro	(%)
f_{exata}	função exata quando o espaçamento da malha tende a zero	(-)
ε	erro relativo	(%)
GCI_{malha}	índice de convergência de malha	(%)
F_s	fator de segurança (GCI)	(-)

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

PROMECC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
PUCRS	Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul
TEEH	Turbina Eólica de Eixo Horizontal
TEEV	Turbina Eólica de Eixo Vertical
NREL	National Renewable Energy Laboratory
NASA	National Aeronautics and Space Administration
CFD	Computational Fluid Dynamics
SST	Shear-Stress Transport
RANS	Reynolds-averaged Navier-Stokes Equations
WAsP	Wind Atlas Analysis and Application Program
UAE	Unsteady Aerodynamics Experiment

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 - Evolução do tamanho e potência das TEEH (Fonte: European Wind Energy Association).....	4
Figura 1.2 - TEEH: Principais componentes (Fonte: www.coriolis-energy.com).....	5
Figura 1.3 - Imagem aérea dos efeitos de esteira em um parque eólico <i>off-shore</i> na Dinamarca (Fonte: www.ecn.nl).....	6
Figura 2.1 -Perfil da esteira utilizado no modelo PARK.....	9
Figura 2.2 -Perfil da esteira utilizado no modelo de viscosidade turbulenta.....	10
Figura 2.3 -Perfil das três regiões da esteira de TEEH.....	14
Figura 2.4 - Nomenclatura no escoamento invíscido.....	16
Figura 2.5 - Estrutura da esteira intermediária.....	18
Figura 2.6 - Estrutura da solução de esteira composta.....	18
Figura 4.1 - Túnel de vento NASA Ames (fonte: NREL/Google).....	28
Figura 4.2 - Sensores de velocidade na entrada do túnel (fonte: NREL).....	29
Figura 4.3 - Variação da intensidade de turbulência em função da velocidade.....	29
Figura 4.4 -Configuração de medições na esteira próxima (fonte: NREL).....	31
Figura 4.5 - Posicionamento dos anemômetros sônicos.....	31
Figura 5.1 - Dois modelos de domínios e condições de contorno utilizados (mesma seção).....	35
Figura 5.2 - Três modelos de rotores utilizados (diferentes ângulos de torção) e condições de contorno.....	36
Figura 5.3 - Y+ na superfície das pás, obtido em regime permanente para malha grossa.....	37
Figura 5.4 - Malha de 80 m no sentido do escoamento em corte no plano central.....	38
Figura 5.5 - Detalhe das três malhas geradas sobre as pás ($r=3$ m).....	38
Figura 5.6 -Variação do coeficiente de empuxo em função do refinamento da malha.....	40
Figura 5.7 - Velocidade adimensional na linha de centro obtidas por simulações em regime permanente.....	42
Figura 5.8 - Comparação das velocidades adimensionais na linha de centro obtidas por simulações em regime permanente e transiente.....	43
Figura 5.9 - Influência temporal na esteira próxima.....	44
Figura 5.10 - Gradiente de velocidades no plano central, vista superior, para regime transiente com $dt=0,05$ s.....	44
Figura 5.11 - Intensidade de Turbulência na linha de centro para todos os casos.....	45
Figura 6.1 - Comparação da IT: simulação (passo= 3°) e modelo.....	46
Figura 6.2 - Variação de k no modelo PARK, comparação com os resultados da simulação.....	47
Figura 6.3 - Perfis obtidos pelo modelo PARK (linhas) e simulados (símbolos).....	48
Figura 6.4 - Velocidade na linha de centro pelo modelo de viscosidade turbulenta.....	49
Figura 6.5 - Perfis obtidos pelo modelo de viscosidade turbulenta (linhas) e simulados (símbolos), com inicialização do modelo em $X=2$	49
Figura 6.6 - Velocidade na linha de centro para esteira próxima.....	50
Figura 6.7 - Velocidade na linha de centro para esteira distante, utilizando $X_r=2$	51
Figura 6.8 - Velocidade na linha de centro no modelo de Werle, utilizando $X_r=2$ e $K_m=0,1$	51
Figura 6.9 - Comparação de velocidades dos modelos e simulações.....	52
Figura 6.10 - Comparação da largura da esteira dos modelos e simulações.....	53
Figura I.1 - Regime permanente com passo= 0°	60
Figura I.2 - Regime permanente com passo= 3°	60
Figura I.3 - Regime permanente com passo= 5°	61
Figura I.4 - Regime transiente com passo= 3° e $dt=0,05$ s.....	61
Figura I.5 - Regime transiente com passo= 3° e $dt=0,1$ s.....	61

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 4.1 - Medições dos anemômetros reportadas por Larwood para velocidade igual a 9 m/s.	32
Tabela 4.2 - Resultados experimentais de cinco sequências com velocidade igual a 9 m/s.	32
Tabela 5.1 -Características das malhas e resultados obtidos.....	39
Tabela 5.2 - GCI obtidos para as malhas.....	39
Tabela 5.3 - Casos simulados.....	41
Tabela 5.4 - Resultados de coeficiente de empuxo.	41

1. INTRODUÇÃO

1.1 Energia Eólica e Aspectos Principais de Conversão

A energia eólica é proveniente da movimentação das massas de ar, com origem em dois fenômenos permanentes, a rotação do planeta e seu aquecimento não uniforme pela radiação solar. Desta forma, o vento é considerado uma fonte renovável de energia.

Desde centenas de anos a humanidade se beneficia desta fonte de energia, com usos como os de barcos à vela e moinhos onde o vento é utilizado para a moagem de grãos. Com a evolução da tecnologia, o vento passou a ser utilizado para bombeamento de água, e, nos tempos atuais, principalmente para a geração de energia elétrica.

Os aerogeradores, ou turbinas eólicas, são máquinas que convertem a energia cinética do vento em energia mecânica, e a energia mecânica em energia elétrica, através do conjunto rotor-eixo-gerador. Contudo, não é possível transformar toda a energia contida no vento. A potência disponível no vento (P_0) para uma determinada área, depende da sua massa específica e é proporcional ao cubo da velocidade:

$$P_0 = \frac{1}{2} \rho V_0^3 A \quad (1.1)$$

onde ρ é a massa específica do ar, V_0 é a velocidade do vento e A é a área perpendicular ao escoamento. Já a potência elétrica de saída (P_e) é dada por:

$$P_e = C_p \eta P_0 \quad (1.2)$$

onde C_p é o coeficiente de potência e η é o rendimento do conjunto multiplicador de velocidades e gerador.

A Equação (1.2) denota que, além das perdas mecânicas e elétricas atribuídas ao rendimento do conjunto, a potência que pode ser extraída do vento depende do coeficiente de potência, que é limitado, de acordo com Betz (Hansen, 2008), em 0,59, com P sendo a potência mecânica do rotor:

$$C_P = \frac{P}{\frac{1}{2} \rho V_0^3 A} \quad (1.3)$$

De forma análoga, a força axial sobre as pás, conhecida como empuxo (*Thrust*), é proporcional ao quadrado da velocidade, como mostrado na Equação (1.4) para o coeficiente de empuxo (C_T).

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2} \rho V_0^2 A} \quad (1.4)$$

O coeficiente de empuxo caracteriza a esteira de turbinas eólicas. A medida que o coeficiente de empuxo aumenta, a expansão da esteira também aumenta, reduzindo a velocidade na esteira.

1.2 Turbinas Eólicas de Eixo Horizontal

Neste trabalho são apresentadas características apenas de turbinas eólicas de eixo horizontal (TEEH), as quais são comercialmente mais viáveis em comparação com turbinas eólicas de eixo vertical (TEEV). Além disto, as TEEH apresentam maiores valores de coeficiente de potência, operam em alturas mais elevadas da camada limite atmosférica com vento mais intenso e uniforme, e são mais estáveis mecanicamente, podendo assim, assumir tamanhos maiores (Carcangiu, 2008).

1.2.1 Classificação e Funcionamento

As TEEH são classificadas de acordo com seu funcionamento, onde são consideradas principalmente a rotação, o tipo de gerador, o sistema de controle, o número de pás, e a potência.

Quanto ao acoplamento rotor - gerador - rede elétrica, quatro conceitos podem ser distinguidos:

- Tipo A: rotação fixa

Corresponde ao conceito Dinamarquês, onde um multiplicador de velocidades liga o eixo do rotor a um gerador de indução, que é ligado diretamente à rede elétrica, o que resulta numa rotação fixa, de acordo com a frequência da rede.

- Tipo B: rotação variável através de resistência variável
Mesma configuração do tipo A, contudo o gerador de indução é controlado por uma resistência variável, onde a rotação pode variar em até 10% da rotação síncrona.
- Tipo C: rotação variável com conversor parcial
Neste caso, com controle variável de rotação, o gerador de indução é duplamente alimentado, denominado *doubly-fed* (DFIG), onde o estator é conectado diretamente na rede e o rotor é controlado através de um conversor de potência parcial, além do controle por passo. A rotação varia entre +/- 30% da rotação síncrona.
- Tipo D: rotação variável com conversor total
Este conceito não utiliza multiplicador de velocidades, possui controle por passo e é conectado à rede elétrica através de um conversor total da potência. Utiliza um gerador multipolos do tipo síncrono que pode ser excitado eletricamente ou através de ímãs permanentes, ou pode ser usado gerador de indução do tipo gaiola de esquilo. O controle da rotação é de 0 a 100% da rotação síncrona, contudo apresenta maiores perdas na eletrônica de potência em comparação ao tipo C.

Os sistemas de controle de uma turbina eólica, tanto elétricos/eletrônicos quanto aerodinâmicos, permitem extrair o máximo de energia em função da variação do vento. A totalidade dos aerogeradores atuais de grande porte possuem rotação e ângulo de passo variáveis, que são controlados de acordo com o vento monitorado através de sensores posicionados acima da *nacele*.

A velocidade do vento para início de geração (*cut-in*), varia em torno de 3 a 4 m/s, e a medida que a velocidade aumenta, a potência de geração também aumenta, até alcançar a potência nominal (em torno de 12 m/s), quando o excedente é limitado. Por medida de segurança, as turbinas eólicas possuem uma velocidade de vento limite de operação (*cut-off*), geralmente 25 m/s, quando a turbina é freada. O sistema de controle aerodinâmico atua entre a potência nominal e o *cut-off*, agindo de forma a alcançar a máxima eficiência. São três os tipos de controle aerodinâmicos:

- Controle por estol (*stall control*)
É a maneira passiva de controle de potência de turbinas eólicas, bastante usado em máquinas antigas. As pás são projetadas para funcionar em ângulos de ataque otimizados para a velocidade média do local, desta forma em velocidades mais elevadas o ângulo de ataque aumenta e ocorre a separação, limitando a força de sustentação. A medida que a velocidade aumenta, a sustentação sobre as pás diminui, devido ao aumento do estol. As

cargas aerodinâmicas adicionais são completamente dissipadas, e nenhum controle de eficiência pode ser aplicado ao operar em velocidades de vento menores, assim como não há controle de rotação;

- Controle por passo (*pitch control*)

As pás podem ser torcidas, isto é, girar em seu próprio eixo através de motores elétricos ou acionamentos hidráulicos, de forma a obter ângulos de ataque ótimos até a potência nominal ser alcançada, e após, limitar a carga aerodinâmica pela diminuição do ângulo de ataque e consecutiva perda de sustentação;

- Estol ativo (*active stall*)

Turbinas com estol ativo possuem controle de passo, buscando o torque máximo em baixas velocidades de vento. Assim que a potência nominal for alcançada, as pás são torcidas de forma a ocorrer estol, dispersando a carga aerodinâmica. Em altas velocidades este tipo de controle age de forma oposta ao controle por passo, aumentando o ângulo de ataque.

Além do controle aerodinâmico, as turbinas eólicas possuem também um sistema de freios mecânicos, utilizados em casos de emergência ou durante paradas programadas para manutenção.

As turbinas eólicas são ainda classificadas pelo seu número de pás, tipicamente 3; pela sua rotação; velocidade de ponta (ωR), menor de 70 m/s para limitar o ruído; potência nominal; e relação altura da torre/diâmetro (H/D). A Figura 1.1 ilustra a evolução das TEEH em função da potência nominal e diâmetro. Os principais componentes de uma TEEH são mostrados na Figura 1.2.

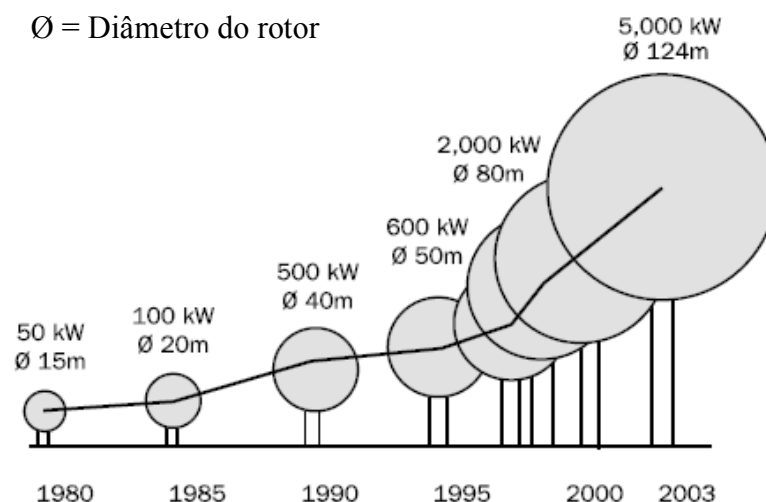


Figura 1.1 - Evolução do tamanho e potência das TEEH (Fonte: European Wind Energy Association).

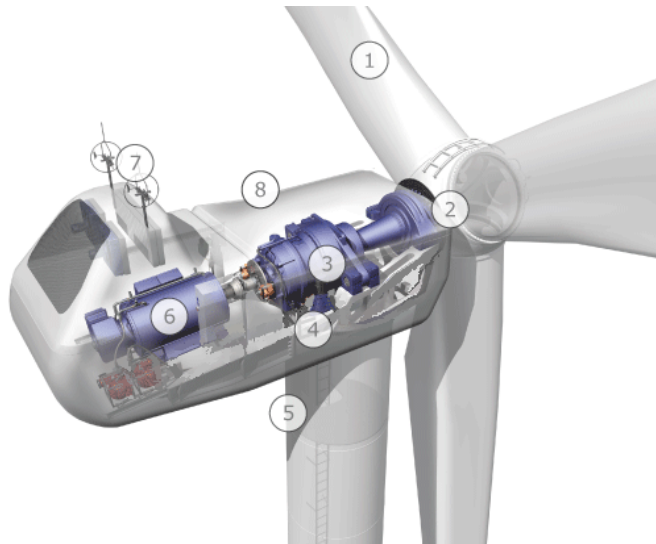


Figura 1.2 - TEEH: Principais componentes
(Fonte: www.coriolis-energy.com).

1. **Rotor:** Conjunto das pás;
2. **Cubo:** Peça de acoplamento das pás ao eixo principal de rotação;
3. **Sistema de transmissão:** Transmite torque e rotação ao gerador elétrico. A transmissão pode ser direta ou com caixa de engrenagens;
4. **Sistema de giro (Yaw):** Rotaciona a nacela 360° para manter o rotor alinhado com a direção do vento;
5. **Torre:** Torre em aço e/ou concreto com a função de suportar a nacela e o rotor;
6. **Gerador:** Converte o torque e rotação em energia elétrica;
7. **Sensores:** Medem a velocidade e direção do vento para auxiliar o sistema de controle;
8. **Nacela:** Compartimento de abrigo dos componentes principais.

1.3 Importância dos Efeitos de Esteira

Enquanto extrai energia do vento, uma turbina eólica deixa uma esteira à jusante caracterizada por velocidades de vento reduzidas e níveis de turbulência elevados. Uma turbina operando nesta esteira, ou dentro de um parque eólico onde um número de esteiras podem se sobrepor, vai então produzir menos energia e sofrer maior carga estrutural que uma turbina operando na corrente livre.

A região da esteira imediatamente atrás do rotor tem velocidades bastante reduzidas, em uma área ligeiramente mais larga que o diâmetro da turbina. Esta redução na velocidade é diretamente ligada ao coeficiente de empuxo da turbina.

No projeto de parques eólicos, o *layout* é definido de acordo com a direção predominante do vento, de modo a se obter as menores perdas por esteira. Para isto é necessária uma modelagem adequada da esteira, através de modelos capazes de estimar o déficit de velocidade e incremento da intensidade de turbulência. O uso de um modelo mais realista pode ser definitivo no arranjo das turbinas.



Figura 1.3 - Imagem aérea dos efeitos de esteira em um parque eólico *off-shore* na Dinamarca (Fonte: www.ecn.nl).

1.4 Objetivo

A aplicação de métodos numéricos em escoamentos, conhecida como Dinâmica dos Flúidos Computacional (CFD - *Computational Fluid Dynamics*), juntamente com a grande evolução computacional, permitem hoje, através de um código CFD adequado e um computador pessoal, a simulação do escoamento do vento sobre um rotor eólico em tamanho real.

De outro lado, existem modelos de equações analíticas desenvolvidos com o intuito de caracterizar o escoamento sobre rotores eólicos, baseados em experimentos com modelos em túneis de vento ou medições em tamanho real.

Contudo, devido à complexidade do problema, tanto modelos numéricos como analíticos, conseguem apenas descrever de forma aproximada o escoamento sobre turbinas eólicas e sua esteira. Experimentos com a finalidade de descrever o escoamento ao longo da esteira, em vários pontos a jusante do rotor, são praticamente indisponíveis, como no caso em estudo, restando o uso de modelos analíticos como base de comparação ao modelo

numérico. Como ferramenta computacional foi utilizado o código comercial de volumes finitos STAR-CCM+[®], licenciado à esta Universidade pelo fabricante CD-adapco.

O presente trabalho tem por objetivo a aplicação de um método numérico para descrever de forma aproximada o comportamento da esteira de uma turbina eólica. Visando avaliar a metodologia computacional adequada, são realizadas simulações numéricas do escoamento de ar sobre uma turbina eólica, comparando os resultados com os modelos analíticos empregados em projetos eólicos e com resultados experimentais.

Para tal aplicação, foi selecionada uma turbina eólica largamente testada, com alguns resultados experimentais e geometria disponíveis, conhecida como UAE Phase VI, ou *Unsteady Aerodynamics Experiment Phase VI* (Hand et al., 2001). Trata-se de um rotor de duas pás desenvolvido especialmente para testes em túnel de vento com diversas configurações, tais como diferentes ângulos de passo ou *yaw* (ângulo de ataque da pá, e ângulo entre a face do rotor e a direção do vento, respectivamente), ou ainda *upwind* e *downwind* (sentido do escoamento de frente ao rotor ou por trás, respectivamente), para uma série de velocidades de vento. As pás do rotor são constituídas pelo aerofólio S809, desenvolvido por Somers, 1997.

Alguns dados experimentais são utilizados para comparação com as simulações, tais como o coeficiente de empuxo e medições de velocidade na esteira próxima. Para verificar a qualidade da simulação na esteira distante, foram selecionados alguns modelos de esteira bastante utilizados em projetos de parques eólicos, são eles o modelo PARK, mais simples, e o modelo de Viscosidade Turbulenta, considerado mais próximo da realidade. Um novo modelo analítico proposto por Werle, 2008, também foi selecionado para teste.

2. MODELAGEM DA ESTEIRA DE TURBINAS EÓLICAS DE EIXO HORIZONTAL

A região a jusante de turbinas eólicas, denominada região de esteira, é conhecida por seu déficit de velocidade e incremento da intensidade de turbulência. Quantificar estas propriedades da esteira adequadamente é necessário ao se projetar a distribuição das turbinas um parque eólico. Uma turbina eólica posicionada inadequadamente em um arranjo será alvo de velocidades reduzidas, acarretando menor geração de energia, e sujeita à elevada carga dinâmica devida à intensidade de turbulência, podendo sofrer danos estruturais.

Modelos matemáticos de esteira são desenvolvidos com o intuito de representar o processo físico que turbinas eólicas submetem umas às outras. Estes modelos são inseridos em sistemas computacionais capazes de calcular as perdas devidas à sobreposição de esteiras na geração de energia total de um parque eólico.

Dentre os modelos de esteira mais utilizados, estão o modelo PARK, de cálculo direto, utilizado principalmente pelo *software* WAsP (Riso) (Barthelmie, 2006) e o modelo de Viscosidade Turbulenta, de cálculo numérico de segunda ordem, utilizado dentre outros, pelo *software* WindFarmer (WindFarmer Theory Manual). Estes dois modelos são apresentados neste trabalho, além de um modelo de cálculo analítico proposto recentemente por Werle (FloDesign).

A obtenção da intensidade de turbulência na esteira não teve desenvolvimento recentemente, visto que as equações propostas nos anos 80 e início dos 90 por Vermeulen, Quarton, Ainslie e Hassan fornecem resultados adequados (Burton et al., 2001).

2.1 Modelo PARK

O modelo PARK é um modelo de esteira simples, desenvolvido originalmente por Jensen (1983) e ajustado por Katic et al. (1986). O modelo é baseado na expansão linear na esteira, respeitando a equação da quantidade de movimento, e foi desenvolvido para minimizar requisitos de entrada e carga computacional, enquanto fornece boa representação do comportamento da esteira.

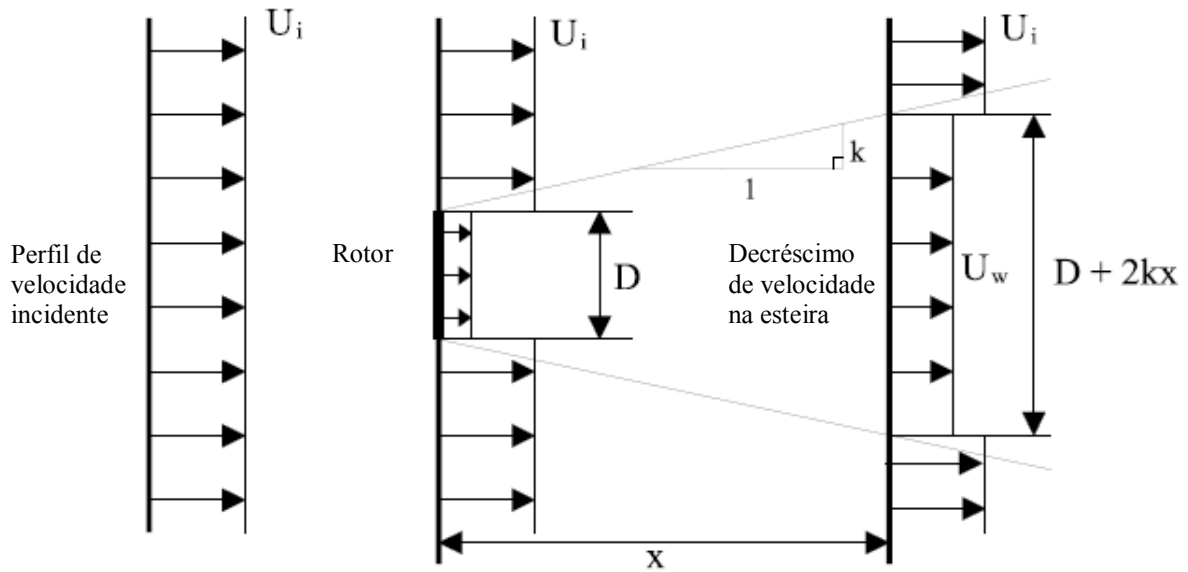


Figura 2.1 -Perfil da esteira utilizado no modelo PARK.

Para o cálculo da velocidade a jusante do rotor U_w , é necessária a definição da constante de decaimento da esteira k , que, de acordo com Barthelme et al. (2005), pode assumir o valor de 0,075 em turbinas *on-shore* (em solo) e 0,05 para máquinas *off-shore* (no mar). Nota-se que o valor de k depende diretamente da rugosidade da superfície, desta forma k pode ser obtido da expressão:

$$k = \frac{0.5}{\ln\left(\frac{h}{z_0}\right)} \quad (2.1)$$

onde h representa a altura do cubo da turbina e z_0 a rugosidade média da superfície.

A equação para a obtenção da velocidade na esteira depende somente da distância.

$$U_w = U_i \left[1 - (1 - \sqrt{1 - C_T}) \left(\frac{D}{D + 2kx} \right)^2 \right] \quad (2.2)$$

com C_T sendo o coeficiente de empuxo da turbina para a velocidade U_i e D o diâmetro do rotor.

A esteira assume o formato de um cone, com diâmetro definido por:

$$D_w = D + 2kx \quad (2.3)$$

Neste modelo a distância x a jusante é dada em metros, assim como o diâmetro.

2.2 Modelo de Viscosidade Turbulenta (*Eddy Viscosity*)

O modelo de esteira de viscosidade turbulenta é um modelo para a esteira distante, originalmente proposto por Ainslie (1988), é um cálculo numérico representando o desenvolvimento do déficit de velocidade utilizando uma solução de diferenças finitas da equação de cisalhamento de Navier-Stokes em coordenadas axissimétricas. O modelo de viscosidade turbulenta automaticamente respeita as conservações da massa e quantidade de movimento na esteira. A média de viscosidade turbulenta através de cada seção a jusante na esteira, é usada para relacionar a tensão de cisalhamento com o gradiente de déficit de velocidade. O campo médio pode ser obtido por uma superposição linear do campo de déficit de velocidade e o escoamento incidente.

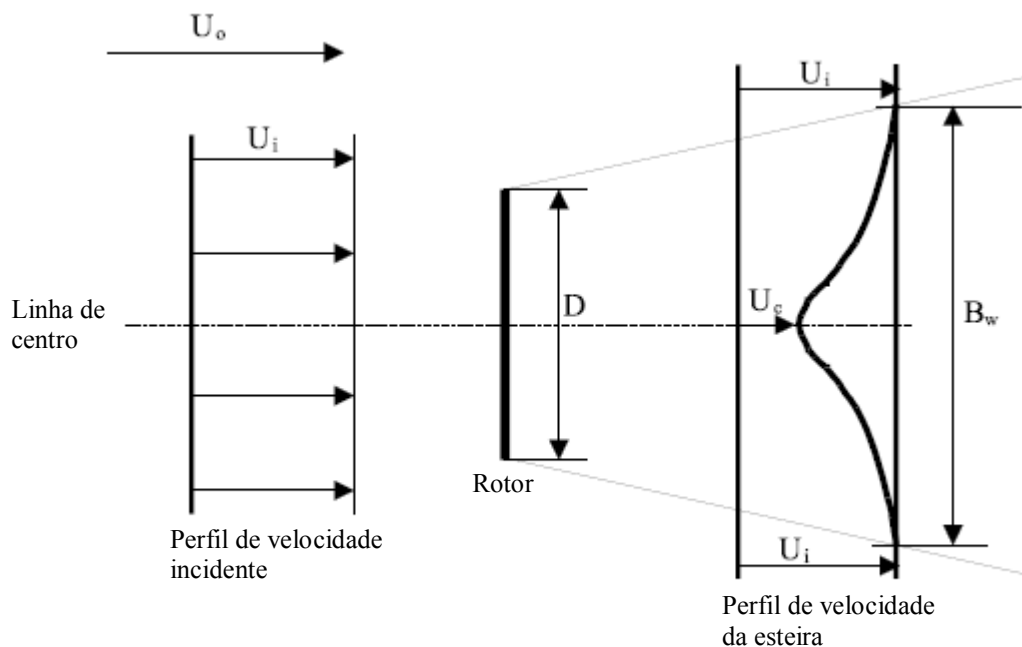


Figura 2.2 -Perfil da esteira utilizado no modelo de viscosidade turbulenta.

As equações de Navier-Stokes com tensões de Reynolds sem os termos viscosos é apresentada por:

$$U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial r} = \frac{-1}{r} \frac{\partial (r \overline{uv})}{\partial r} \quad (2.4)$$

onde U e V representam a velocidade em x e r , respectivamente, com x sendo a distância axial e r a radial; e \overline{uv} é a tensão de cisalhamento, ou média das flutuações.

O conceito de viscosidade turbulenta é usado para descrever a tensão de cisalhamento como uma viscosidade turbulenta, definido por:

$$\varepsilon(x) = L_m(x)U_m(x) \quad (2.5)$$

e

$$-\overline{uv} = \varepsilon \frac{\partial U}{\partial r} \quad (2.6)$$

com L_m e U_m como escalas de comprimento e velocidade da turbulência em função da distância x e independente de r . ε representa a viscosidade turbulenta. A escala de comprimento é proporcional com a largura da esteira B_w e a escala de velocidade é proporcional à diferença $U_r - U_c$ através da camada de cisalhamento.

A Equação (2.6) permite que o termo \overline{uv} seja expresso em termos de viscosidade turbulenta. A equação diferencial governante a ser calculada fica:

$$U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial r} = \frac{\varepsilon}{r} \frac{\partial(r \partial U / \partial r)}{\partial r} \quad (2.7)$$

O escoamento antes do rotor (corrente livre) deve ser considerado turbulento, então a viscosidade turbulenta na esteira não pode considerar apenas a contribuição do cisalhamento, e sim, incluir um termo ambiental. Desta forma a viscosidade turbulenta na esteira é dada por:

$$\varepsilon = F K_1 B_w (U_0 - U_c) + \varepsilon_0 \quad (2.8)$$

com:

$$\varepsilon_0 = F K_k^2 \frac{I_0}{100} \quad (2.9)$$

onde ε é a viscosidade turbulenta, U_c é a velocidade na linha de centro da esteira e I é a intensidade de turbulência, com o sub-índice θ representando o escoamento de corrente livre. A função filtro F é um fator aplicado para condições de esteira próxima, este filtro pode ser definido como unitário para esteira distante, como resultado de comparação entre modelos e

medições. K_k é a constante de von Karman, com valor igual a 0,4. A constante adimensional K_l possui valor igual a 0,015 em todo o escoamento.

Baseando-se em dados experimentais, Ainslie assumiu que o perfil de velocidades na esteira é Gaussiano, da forma:

$$1 - \frac{U(r)}{U_0} = D_m e^{-3,56 \left(\frac{r}{B_w}\right)^2} \quad (2.10)$$

onde $U(r)$ representa a velocidade em função do raio.

Pela conservação do momento, é possível relacionar o déficit de velocidade na linha de centro (D_{mi}) com o coeficiente de empuxo do rotor (C_T), e então obter uma expressão inicial para o modelo, com origem a dois diâmetros do rotor:

$$D_{mi} = 1 - \frac{U_c}{U_0} = C_T - 0,05 - \left[(16 C_T - 0,5) \frac{I_0}{1000} \right] \quad (2.11)$$

A largura da esteira pode então ser obtida por:

$$B_w = \sqrt{\frac{3,56 C_T}{8 D_m (1 - 0,5 D_m)}} \quad (2.12)$$

Com as equações acima, a viscosidade turbulenta média pode ser calculada a dois diâmetros a montante do rotor, e é possível inicializar a solução através de um esquema de integração como o método Crank-Nicolson. Este é um método estável baseado em diferenças centrais no espaço e com uma regra trapezoidal no tempo, resultando em uma convergência temporal de segunda ordem. Para assegurar que a esteira possa se expandir, o domínio de integração deve possuir uma largura maior que o rotor. Como consequência, a solução pode demandar grande tempo computacional. Para eficiência computacional, não é necessário armazenar todo o campo, apenas o déficit na linha de centro e a largura da esteira, e assim calcular o campo pelo perfil Gaussiano.

De acordo com Anderson (2009), o método Crank-Nicolson produz um maior déficit de velocidade, com a expansão da largura da esteira retida pelo domínio de cálculo. Isto foi notado pela variação do coeficiente de empuxo do rotor calculado pelo modelo ao longo da esteira.

Considerando o tempo computacional e as restrições do domínio de cálculo do método Crank-Nicolson, Anderson propôs uma nova abordagem com um modelo simplificado.

A solução das equações acima revelam que o perfil da esteira é similar para todas as distâncias a montante, ou seja, a forma Gaussiana inicial é preservada e apenas mudam sua largura e profundidade. Enquanto a largura da esteira é relacionada com o déficit da esteira através da conservação do momento, apenas é necessário calcular a velocidade na linha de centro. Da Equação (2.10), temos:

$$U(r) = U_0 \left(1 - D_m e^{\left(-3,56 \left(\frac{r}{B_w}\right)^2\right)} \right) \quad (2.13)$$

e a equação da continuidade é dada por:

$$\frac{\partial U}{\partial x} = -\frac{1}{r} \left(r \frac{\partial V}{\partial r} + V \right) \quad (2.14)$$

substituindo as Equações (2.13) e (2.14) na Equação (2.7), e considerando que é necessário calcular somente a velocidade na linha de centro, com $r=0$, a seguinte expressão é então obtida:

$$\frac{dU_c}{dx} = \frac{16 \varepsilon (U_c^3 - U_c^2 - U_c + 1)}{U_c C_T} \quad (2.15)$$

onde:

$$U_c = U_0(1 - D_m) \quad (2.16)$$

Desta forma a solução é obtida por uma equação diferencial de primeira ordem, e a esteira pode ser calculada através de um método simples de diferenças finitas, tal como diferença adiantada (*UDS - Upstream Difference Scheme*).

2.3 Modelo Analítico de Werle

Em seu estudo, “Um Novo Modelo Analítico para Esteiras de Turbinas Eólicas”, Werle (2008) desenvolveu um modelo fechado que compreende três pontos críticos, um modelo exato para a região essencialmente inviscida na esteira próxima (*near wake*), uma metodologia para estimar o comprimento da região de esteira intermediária (*intermediate wake*) e um modelo

de esteira distante (*far wake*) baseado nas análises clássicas. O modelo foi verificado através de comparações com resultados medidos em parques eólicos e túneis de vento.

De acordo com Werle, a esteira aerodinâmica de turbinas eólicas de eixo horizontal possui três regimes distintos, esteira próxima, esteira intermediária e esteira distante.

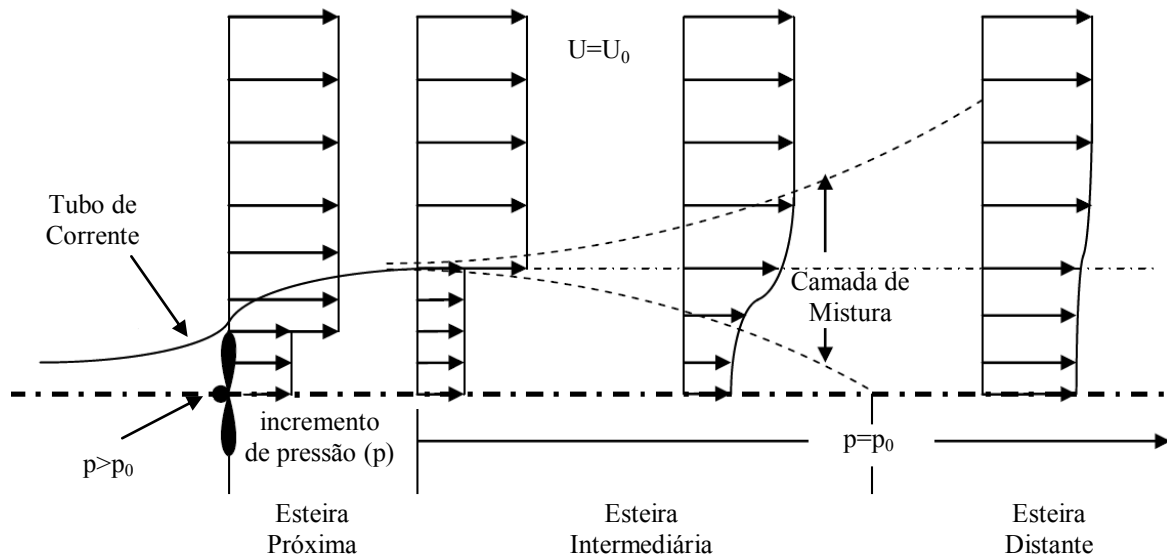


Figura 2.3 -Perfil das três regiões da esteira de TEEH.

As principais características de cada regime são descritas a seguir.

Esteira Próxima:

- A pressão em frente à turbina aumenta à medida que o tubo de corrente se expande até o diâmetro da turbina, em seguida cai abruptamente ao passar pela turbina e então incrementa até se igualar à pressão da corrente livre p_0 ;
- A velocidade dentro do tubo de corrente decresce à medida que se aproxima da turbina, permanece constante através da turbina e então diminui mais enquanto a pressão não alcança a pressão de corrente livre;
- A espessura da esteira próxima depois da turbina (tubo de corrente) aumenta para um diâmetro fixo quando a pressão alcança p_0 e a velocidade diminui para satisfazer a conservação de massa e quantidade de movimento;
- Esta região é dominada por um processo invíscido, e é conhecida por possuir comprimento a jusante da ordem de um diâmetro do rotor.

Esteira Intermediária:

- A pressão é constante e igual a p_0 ;
- A velocidade na linha de centro permanece constante enquanto a mistura turbulenta aumenta na camada externa da esteira devido ao grande gradiente da velocidade axial na direção radial;
- A propagação da camada de mistura pode ser aproximada utilizando a solução de Prandtl;
- O comprimento desta região pode ser de diversos diâmetros a jusante, e termina quando a camada de mistura alcança a linha de centro e inicia uma mudança na velocidade na linha de centro.

Esteira Distante:

- A pressão é constante e igual a p_0 ;
- A velocidade na linha de centro inicia um incremento permanente em direção à velocidade de corrente livre, devido à mistura turbulenta;
- A propagação lateral (radial) da região de mistura foi prevista por Prandtl e Swain a ser governada por potências fracionais da distância axial e coeficiente de empuxo da turbina eólica;
- A solução de Prandtl/Swain contém duas constantes empíricas, uma constante absoluta aplicada à todas esteiras axissimétricas que deve ser obtida por experimentos, e uma constante arbitrária representando a origem da esteira distante, que deve ser determinada do comportamento das regiões próxima e intermediária.

2.3.1 Esteira Próxima

A região de esteira próxima pode ser governada por forças de pressão invíscidas com a camada de mistura turbulenta que inicia no rotor tendo efeito desprezado. A velocidade adimensional invíscida na linha de centro pode ser calculada por uma solução exata da Lei de Biot Savart aplicada ao campo de vorticidade:, dada por:

$$u_i = 1 - \left(\frac{1 - u_0}{2} \right) \left(1 + \frac{2X}{\sqrt{1 + 4X^2}} \right) \quad (2.17)$$

com $X=x/D_p$, e u_0 igual a velocidade prevista infinitamente a jusante, relacionada com o coeficiente de empuxo:

$$u_0 = \sqrt{1 - C_T} \quad (2.18)$$

Assim, pela conservação da massa, o diâmetro do tubo de corrente para a região de esteira próxima pode ser calculado por:

$$D_i = D_p \sqrt{\frac{1 + u_0}{2 u_i}} \quad (2.19)$$

O perfil do escoamento e a nomenclatura na região invíscida da esteira próxima são mostrados na Figura 2.4 abaixo.

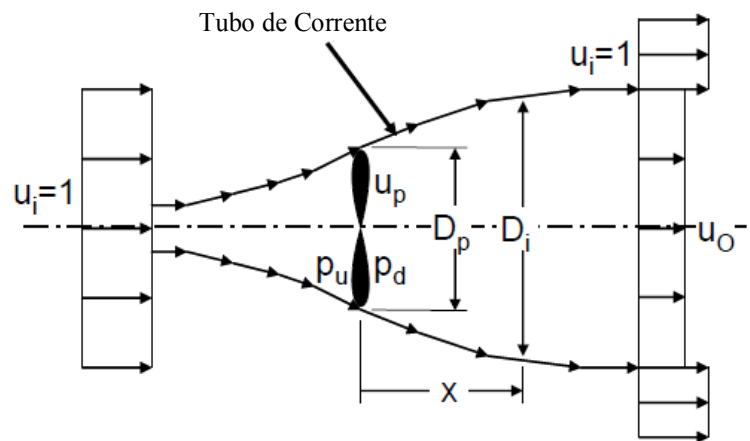


Figura 2.4 - Nomenclatura no escoamento invíscido.

2.3.2 Esteira Distante

A modelagem da esteira distante estabelece um caminho no qual as três regiões da esteira se ligam analiticamente para o fechamento. A região de esteira distante é considerada viscosa, e de acordo com Swain o crescimento da esteira, D_v , é dado por:

$$D_V = D_p K (C_T X)^{\frac{1}{3}} \quad (2.20)$$

e a velocidade viscosa induzida na linha de centro, u_v , é:

$$u_V = 1 - \frac{\left(\frac{\sqrt{C_T}}{X}\right)^{\frac{2}{3}}}{2 K^2} \quad (2.21)$$

A constante K é uma constante universal relacionada com o comprimento de mistura de Prandtl, determinada através de experimentos, e é a mesma para todos corpos axissimétricos que geram déficit na quantidade de movimento em um escoamento uniforme, até aonde a hipótese de comprimento de mistura é válida. Em seu compêndio de dados experimentais, isolando-se K e igualando as Equações (2.20) e (2.21), Werle notou clara convergência de K para a unidade.

Desta forma, é introduzido o conceito de origem virtual da esteira distante, X_0 , onde o escoamento é tratado como viscoso, e escrevendo as Equações (2.20) e (2.21) de uma forma mais geral, temos:

$$u_V = 1 - \frac{1}{2} \left[\frac{\sqrt{C_T}}{X - X_0} \right]^{\frac{2}{3}} \quad (2.22)$$

e

$$D_V = D_p [C_T (X - X_0)]^{\frac{1}{3}} \quad (2.23)$$

O valor de X_0 deve ser determinado através de um acoplamento entre as três regiões da esteira.

2.3.3 Região Intermediária

Para esta região não há solução similar. No entanto é aplicada a solução de Prandtl para suavização da descontinuidade da velocidade na camada de mistura para estabelecer um comprimento estimado da região de esteira intermediária. Isto é usado para estabelecer X_0 . A esteira intermediária inicia em um ponto próximo de X_i e termina em X_m , quando a camada de cisalhamento alcança a linha de centro. Próximo de X_i , a camada de cisalhamento é pequena comparada com a distância radial, $R_i = D_i/2 = D_0/2$, e os resultados de Prandtl são aplicados, predizendo uma razão linear de incremento para a camada de cisalhamento. Desta forma, X_m pode ser estimado por:

$$X_m = X_i + K_m \frac{D_0}{D_p} \frac{1 + u_0}{1 - u_0} \quad (2.24)$$

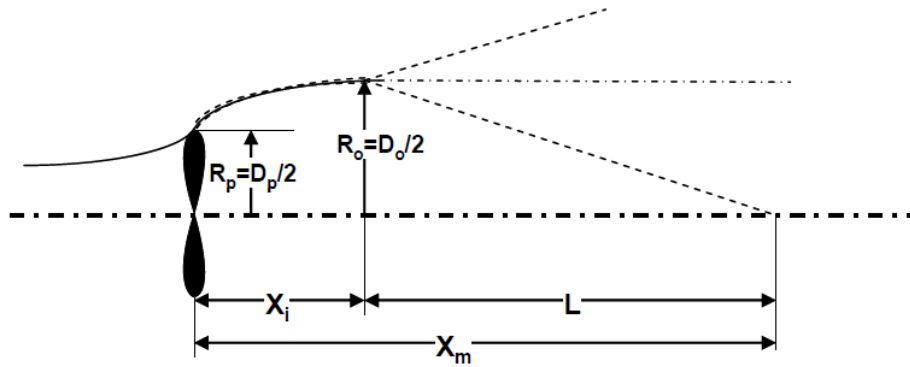


Figura 2.5 - Estrutura da esteira intermediária.

O valor K_m deve ser estabelecido através de dados experimentais, X_i assume valor igual a 2 e o diâmetro da esteira próxima perto de X_i é dado pela Equação (2.19).

2.3.4 Modelo de Esteira Composto

A Figura 2.6 retrata o método utilizado para completar a análise.

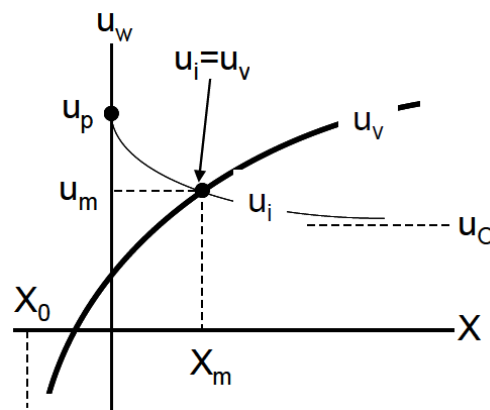


Figura 2.6 - Estrutura da solução de esteira composta.

O modelo de esteira distante é acoplado com a esteira próxima fixando a origem virtual da esteira distante X_0 . Como as velocidades u_i e u_v são iguais no ponto X_m , a velocidade na linha de centro e o diâmetro da esteira são obtidos separadamente antes e após X_m .

- Para $X < X_m$:

$$u_w = 1 + \frac{1 - u_0}{2} \left[1 + \frac{2X}{\sqrt{1 + 4X^2}} \right] \quad (2.25)$$

$$D_w = D_p \sqrt{\frac{1 + u_0}{2u_w}} \quad (2.26)$$

- Para $X > X_m$:

$$u_w = 1 - \frac{1 - u_m}{\left[\frac{(X - X_m)(2(1 - u_m))^{\frac{3}{2}}}{\sqrt{C_T}} + 1 \right]^{\frac{2}{3}}} \quad (2.27)$$

$$D_w = D_m \left[\frac{C_T(X - X_m)}{\left(\frac{D_m}{D_p}\right)^3} + 1 \right]^{\frac{1}{3}} \quad (2.28)$$

onde:

$$u_m = 1 + \frac{1 - u_0}{2} \left[1 + \frac{2 X_m}{\sqrt{1 + 4 X_m^2}} \right] \quad (2.29)$$

$$D_m = D_p \sqrt{\frac{1 + u_0}{2 u_m}} \quad (2.30)$$

A solução ainda depende de K_m , que é inversamente relacionado com o comprimento de mistura turbulenta para a região de esteira intermediária. Valores de K_m tendendo a zero correspondem a um comprimento de mistura infinitamente grande e comprimento da região de esteira intermediária tendendo a zero. Inversamente, valores de K_m infinitamente grandes correspondem a um comprimento de mistura igual a zero e uma infinitamente longa região de esteira intermediária.

2.4 Intensidade de Turbulência

A intensidade de turbulência (IT) em um escoamento é comumente definida como a razão entre o desvio padrão de uma componente de velocidade do vento e a velocidade média da corrente livre em uma determinada direção.

$$I_0 = \frac{\sigma_0}{U_0} \quad (2.31)$$

onde I representa a intensidade de turbulência, σ é o desvio padrão e U é a velocidade, com o sub índice 0 representando corrente livre, ou ambiente.

É conhecido que o rotor existe um incremento na IT, denominada intensidade de turbulência adicional (I_+). Muitos modelos analíticos foram propostos para estimar a I_+ como

uma função da intensidade de turbulência ambiente e a intensidade de turbulência total da esteira.

$$I_+ = \sqrt{I_{esteira}^2 - I_0^2} \quad (2.32)$$

com I_+ representando a intensidade de turbulência adicional, onde $I_{esteira}$ representa a intensidade de turbulência total na esteira da turbina, e I_0 é a intensidade de turbulência ambiente, ou da corrente livre.

Quarton e Ainslie (1989) examinaram diversas medições de turbulência de esteira, em túneis de vento com o uso de pequenos modelos de turbinas eólicas e em campo com turbinas reais. Como resultado, foi obtida uma equação empírica para a intensidade de turbulência adicional a uma determinada distância do rotor, com resultados em boa concordância com as medições.

$$I_+ = 4,8 C_T^{0,7} I_0^{0,68} \left(\frac{x}{x_n}\right)^{-0,57} \quad (2.33)$$

com I_+ representando a intensidade de turbulência adicional, onde C_T é o coeficiente de empuxo da turbina, I_0 é a intensidade de turbulência ambiente, x é a distância do rotor e x_n é o comprimento da esteira próxima.

Com base em seu trabalho com modelos de turbinas eólicas em túnel de vento, Hassan (1992) propôs uma equação melhorada:

$$I_+ = 5,7 C_T^{0,7} I_0^{0,68} \left(\frac{x}{x_n}\right)^{-0,96} \quad (2.34)$$

O comprimento da esteira próxima é calculado de acordo com Vermeulen (1980) em função do raio do rotor (R) e o coeficiente de empuxo (C_T):

$$x_n = \frac{n r_0}{\left(\frac{dr}{dx}\right)} \quad (2.35)$$

onde

$$r_0 = R \sqrt{\frac{m+1}{2}} \quad (2.36)$$

$$m = \frac{1}{\sqrt{1-C_T}} \quad (2.37)$$

$$n = \frac{\sqrt{0,214 + 0,144m}(1 - \sqrt{0,134 + 0,124m})}{(1 - \sqrt{0,214 + 0,144m})\sqrt{0,134 + 0,124m}} \quad (2.38)$$

e a taxa de crescimento da esteira (dr/dx) é dada por

$$\frac{dr}{dx} = \sqrt{\left(\frac{dr}{dx}\right)_\alpha^2 + \left(\frac{dr}{dx}\right)_m^2 + \left(\frac{dr}{dx}\right)_\lambda^2} \quad (2.39)$$

onde

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_\alpha = 2,5 I_0 + 0,005 \quad (2.40)$$

é a contribuição da taxa de crescimento pela turbulência ambiente,

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_m = \frac{(1-m)\sqrt{1,49+m}}{(1+m)9,76} \quad (2.41)$$

é a contribuição pela turbulência gerada pelo cisalhamento, e

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_\lambda = 0,012B\lambda \quad (2.42)$$

é a contribuição pela turbulência mecânica, onde B é o número de pás e λ é a relação de velocidade de ponta.

Existem ainda modelos complementares para a intensidade de turbulência adicional em parques eólicos, onde são considerados os espaçamentos em um arranjo de turbinas eólicas, contudo este assunto não será tratado neste estudo.

3. MODELAGEM NUMÉRICA

A dinâmica dos fluidos computacional (*CFD - Computational Fluid Dynamics*), resolve as equações diferenciais governantes do escoamento para se obter uma solução numérica para um dado domínio de cálculo com o auxílio de computadores.

No campo de aerodinâmica esta técnica vem se tornando cada vez mais importante, especialmente em turbomáquinas. O uso de CFD em um problema de fluido dinâmico apresenta algumas vantagens:

- A avaliação de um modelo se torna mais rápida e barata que o método tradicional (experimental). Além disto um escoamento pode ser avaliado em seu tamanho real, ao contrário de muitos experimentos em túnel de vento onde há a necessidade de uso de modelos em escala, muitas vezes não condizentes com a física real do escoamento;
- Os modelos numéricos hoje incorporados em *softwares* CFD possuem grande acurácia e confiabilidade com o problema físico devido à melhorias nos esquemas de solução e modelos de turbulência.;
- Nos últimos anos, a maioria dos casos de problemas envolvendo dinâmica dos fluidos não requer o uso de supercomputadores ou *clusters*, e as vezes um computador pessoal pode ser suficiente.

A modelagem numérica de um escoamento necessita primeiro a compreensão do fenômeno físico, indicando as características de interesse, como geometria, materiais e condições de contorno, para selecionar adequadamente o equacionamento e o modelo de turbulência a ser utilizado, bem como seus requisitos de discretização espacial.

3.1 Aplicação de CFD em TEEH

Até os dias de hoje, a indústria utiliza códigos baseados na teoria de elemento de pá (*BEM - Blade Element Theory*) para avaliação de rotores eólicos, no entanto, esta maneira convencional chegou a um ponto no qual nenhuma melhoria é esperada sem o entendimento físico completo do escoamento. CFD vem sendo usado em turbinas eólicas principalmente no fenômeno de extração de potência, mas sua grande vantagem se encontra no estudo da esteira, pois medições em tamanho real do perfil de velocidades ao longo da esteira se torna uma tarefa inviável.

O uso de CFD em turbinas eólicas vem sendo utilizado para avaliar a distribuição de pressão, coeficientes de arrasto e sustentação assim como o ângulo de ataque efetivo e pontos de transição laminar-turbulento sobre das pás. Bons resultados foram encontrados com o uso das Equações de Navier-Stokes com Médias de Reynolds (RANS), sendo o modelo de turbulência mais indicado o $k-\omega$ SST de Menter (Carcangiu 2008, Zahle et al. 2008 e 2009, van Kuik et al., Sorensen 2002).

3.2 Modelagem Matemática RANS

Neste trabalho emprega-se a modelagem clássica da turbulência, baseada no conceito de escoamento médio de Reynolds para as equações de Navier-Stokes (RANS - *Reynolds Averaged Navier-Stokes*), com a hipótese de que as variáveis para o tempo t podem ser expressas como a soma da média temporal com sua flutuação no tempo t .

Partindo das equações governantes do escoamento, Navier-Stokes, substituindo as variáveis pela soma de suas médias e flutuações e fazendo a operação de média das equações, obtém-se as RANS:

- Conservação da massa:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.1)$$

- Quantidade de movimento:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) - \overline{u'_i u'_j} \right) + \bar{f}_i \quad (3.2)$$

sendo \bar{u}_i a velocidade, t o tempo, x o comprimento, ν a viscosidade, \bar{p} a pressão, $\overline{u'_i u'_j}$ a perturbação e \bar{f}_i forças de campo, com os sub índices i e j representando o sistema de coordenadas.

O chamado tensor de tensões de Reynolds, $\overline{u'_i u'_j}$, insere novas incógnitas no equacionamento, resultando em um problema de fechamento. Desta forma, modelos de turbulência são utilizados para obter equações ou aproximações para o tensor de tensões de forma a igualar o número de equações, ou reduzir incógnitas, para que exista uma solução.

3.3 Modelo de Turbulência: k - ω SST

O modelo k - ω é um modelo de turbulência baseado no conceito de viscosidade turbulenta (ν_t) proposto por Boussinesq, cuja hipótese é de que as tensões de Reynolds são proporcionais à deformação do escoamento médio, agindo de forma análoga às tensões viscosas.

$$-\overline{u'_i u'_j} = \nu_t \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \quad (3.3)$$

No modelo k - ω a viscosidade turbulenta é modelada por duas equações extras para representar as propriedades turbulentas do escoamento, uma para a energia cinética turbulenta k e outra para a dissipação ω , introduzindo a seguinte relação:

$$\nu_t = \frac{k}{\omega} \quad (3.4)$$

detalhes das equações adicionais para k e ω podem ser encontradas em Wilcox (1994).

O problema do modelo k - ω original proposto por Wilcox é a sua dependência no escoamento cisalhante livre, onde seus parâmetros dependem do tipo de escoamento, desta forma o modelo é aplicável somente na região de interesse.

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

3.4 Discretização Espacial

Na análise numérica, um dos fatores mais importantes, senão o principal fator, é a discretização espacial do domínio de cálculo. O refinamento da malha depende do equacionamento e modelo de turbulência utilizados e deve observar a região de interesse, além de acordar com o resultado esperado. Deve-se equilibrar a precisão do resultado e o tempo computacional necessário para a convergência.

No método tradicional para verificação do erro embutido na discretização espacial, são geradas malhas partindo-se de uma mais grosseira e refinando-a até alcançar o nível de precisão desejado, ou até o momento em que o resultado desejado não varie significativamente com o refinamento.

Métodos modernos para a verificação do erro na discretização espacial não necessitam de inúmeras malhas, caso da Extrapolação de Richardson, que requer apenas duas, ou mais (depende do nível de confiabilidade) malhas, onde a razão de refino (r) seja igual a dois, ou seja, necessita que a próxima malha possua sempre o dobro de células da anterior.

Outro método para avaliar o erro embutido na malha foi proposto por Roache (ver Schwer, 2008), chamado Índice de Convergência de Malha (GCI - *Grid Convergence Index*), que requer apenas três malhas com a mesma razão de refino entre elas. Este é o método aplicado neste estudo e é descrito a seguir.

3.4.1 Índice de Convergência de Malha (GCI)

Este método utiliza normalmente três malhas com a mesma razão de refino entre elas, e tem por finalidade estimar o erro percentual de cada malha em comparação com o resultado hipotético onde a malha possui espaçamento zero, ou seja, infinitos números de células (Schwer, 2008 e NPARC Alliance CFD Verification and Validation Web Site).

O algoritmo numérico usado no código CFD utiliza uma ordem de convergência (p) teórica para a convecção. Uma solução de segunda ordem possui $p=2$, contudo as condições de contorno, os modelos numéricos e a malha reduzem esta ordem, de forma que a ordem de convergência observada será menor.

Utilizando três soluções onde o refinamento de malha é constante, a ordem de convergência pode ser obtida por:

$$p = \frac{\ln\left(\frac{f_3 - f_2}{f_2 - f_1}\right)}{\ln(r)} \quad (3.5)$$

onde p é a ordem de convergência, f_i é o resultado calculado onde o sub índice i representa a malha, e r é a razão de refino:

$$r = \frac{h_2}{h_1} \quad (3.6)$$

com h_i representando uma função de espaçamento da malha onde o sub índice i representa a malha.

A correta análise de um problema empregando Dinâmica dos Fluidos Computacional requer uma malha suficientemente refinada na qual a solução fique no intervalo assintótico de convergência. O intervalo assintótico de convergência é obtido quando o espaçamento da malha é suficiente no qual diferentes malhas com espaçamento h e erros E resultam em uma constante C .

$$C = \frac{E}{h^p} \quad (3.7)$$

onde o erro E é a diferença entre o resultado obtido ($f(h)$) e a solução exata (f_{exata}):

$$E = f(h) - f_{exata} \quad (3.8)$$

Mesmo sem um método analítico para se obter a função exata (função onde o espaçamento da malha tende a zero), esta pode ser obtida através de uma generalização da extrapolação de Richardson, sem a necessidade da ordem de convergência possuir valor inteiro ($p \neq 2$).

$$f_{exata} \cong f_1 + \frac{f_1 - f_2}{r^p - 1} \quad (3.9)$$

O erro relativo (ε) entre duas malhas é definido como:

$$\varepsilon = \frac{f_2 - f_1}{f_1} \quad (3.10)$$

Já o erro fracional estimado para duas malhas pode ser obtido independentemente para a malha mais refinada (fina) e para a malha mais grosseira.

$$E_{fina} = \frac{\varepsilon}{r^p - 1} \quad (3.11)$$

$$E_{grossa} = \frac{\varepsilon r^p}{r^p - 1} = r^p E_{fina} \quad (3.12)$$

GCI é uma medida da porcentagem que um valor calculado está fora do valor numérico assintótico. Isto indica uma banda de erro na qual a solução está distante do valor assintótico. Indica quanto a solução vai mudar com um maior refinamento na malha. Um pequeno valor de GCI indica que o cálculo está de acordo com o intervalo assintótico.

Ao comparar duas malhas, o GCI para a malha fina é definido por:

$$GCI_{fina} = \frac{F_s |\varepsilon|}{r^p - 1} \quad (3.13)$$

onde F_s é o fator de segurança, recomendado para ser igual a 3 para comparação de apenas duas malhas, e 1,25 para comparação de três ou mais malhas.

Quando a análise de um problema envolve diversas simulações, com um grande tempo computacional dedicado, é preferível utilizar uma malha mais grosseira. Para quantificar o erro da malha grossa, o GCI pode ser expresso por:

$$GCI_{grossa} = \frac{F_s |\varepsilon| r^p}{r^p - 1} \quad (3.14)$$

Ao se comparar três malhas, é necessário verificar se as soluções estão no intervalo assintótico de convergência, isto pode ser checado observando-se dois valores de GCI (fina ou grossa).

$$GCI_{23} = r^p GCI_{12} \quad (3.15)$$

onde os sub índices 12 e 23 representam os níveis de refinamento de malhas, sendo $h_1 < h_2 < h_3$.

4. CASO EM ESTUDO: NREL / NASA AMES PHASE VI

Dados experimentais, bem como o modelo completo de turbinas eólicas são informações restritas dos fabricantes. Contudo, o Laboratório Nacional de Energias Renováveis (NREL - *National Renewable Energy Laboratory*), juntamente com o Centro de Pesquisas Ames, da NASA (*National Aeronautics and Space Administration*), desenvolveram um projeto denominado "*Unsteady Aerodynamics Experiment Phase VI: Wind Tunnel Test Configurations and Available Data Campaigns*". Trata-se de um experimento de uma turbina eólica de duas pás, de eixo horizontal, em seu tamanho real avaliada em túnel de vento.

Os dados e o modelo deste experimento, onde inúmeros testes com diferentes configurações foram realizados, são disponibilizados gratuitamente pelos seus idealizadores para pesquisadores neste campo, sendo este experimento alvo de diversas publicações, principalmente de dinâmica dos fluidos computacional.

4.1 Túnel de Vento

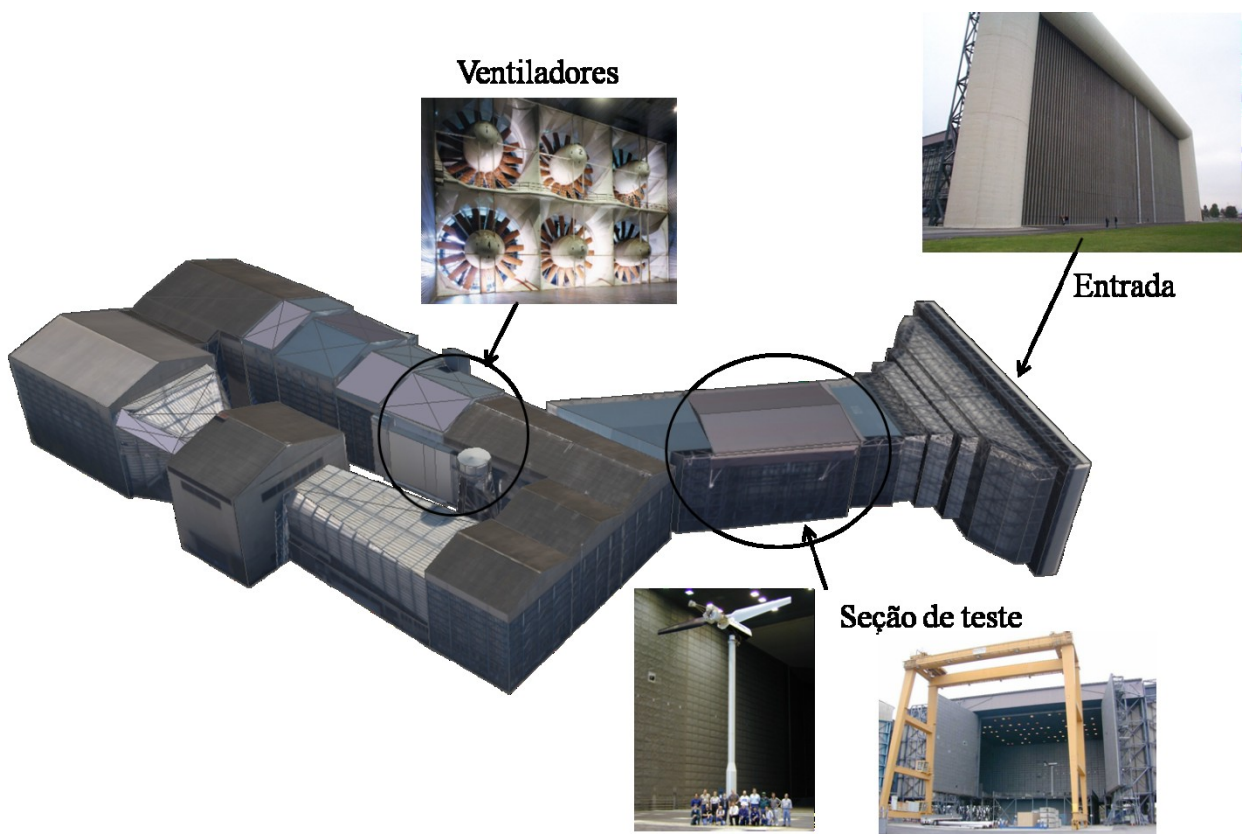


Figura 4.1 - Túnel de vento NASA Ames (fonte: NREL/Google).

Localizado no Centro de Pesquisas Ames da NASA, mostrado na Figura 4.1, a seção de testes do túnel de vento utilizada neste experimento possui 24,4 m de altura e 36,6 m de largura, com circuito aberto. Devido ao seu tamanho, o túnel possui seis ventiladores de 15 pás, cada um com motor elétrico de 16,8MW de potência. O controle variável da rotação dos motores combinado com o ângulo de passo variável das pás, permite controle preciso da velocidade do vento na seção de testes, que pode variar de próximo zero a 50 m/s.

As medições da velocidade do túnel são realizadas através de uma série de sensores, a Figura 4.2 mostra o sistema com dois sensores sônicos que medem a velocidade na entrada do túnel de vento. O fator de bloqueio durante a campanha de medição ficou em menos de 2%, sendo que na maioria dos testes o fator de bloqueio era menor que 1%.

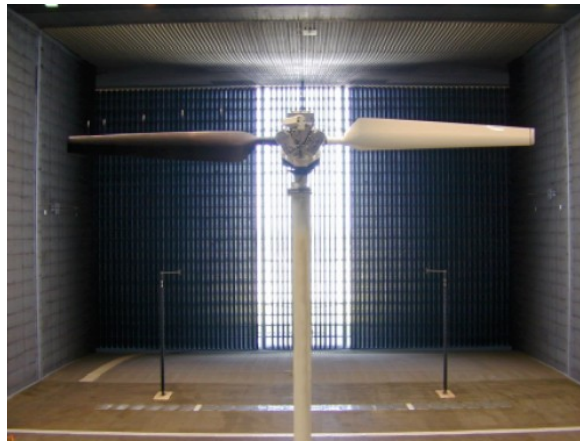


Figura 4.2 - Sensores de velocidade na entrada do túnel (fonte: NREL).

De acordo com o estudo de van Kuik et al., a intensidade de turbulência do túnel de vento durante a campanha de medição varia de acordo com o gráfico mostrado na Figura 4.3.

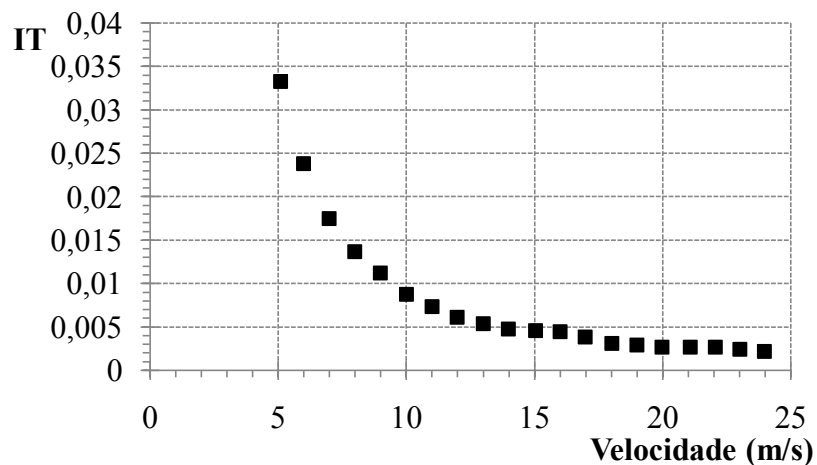


Figura 4.3 - Variação da intensidade de turbulência em função da velocidade.

4.2 Rotor Eólico

A turbina eólica utilizada neste experimento foi especialmente desenvolvida para tal, denominada *Phase VI*. O rotor utilizado em suas seqüências básicas possui 10 m de diâmetro, e é composto por duas pás torcidas que utilizam o perfil NREL S809 em sua extensão. A rotação da turbina é fixa em 72 rpm no sentido anti horário, tendo potência máxima de 19,8 kW. O controle aerodinâmico é por estol, embora o ângulo de passo possa ser controlado remotamente. A altura do cubo é de 12,2 m, posicionado no centro da seção de testes. Em algumas sequencias de testes os ângulos de giro da turbina (*yaw*) e de cone (quando as pontas das pás estão deslocadas do plano de rotação, formando um cone) são variados, contudo no presente estudo estes ângulos são igual a zero, ou seja, de frente ao vento (*upwind*).

Detalhes da geometria das pás, torre e nacele podem ser encontradas em Hand et al. (2001), relatório completo da campanha de medição.

4.3 Dados Experimentais

Devido ao grande número de medições, mais de 2000 séries de dados, este estudo é focado nas medições com velocidade do vento de 9 m/s, com o rotor fixo de frente ao escoamento.

O estudo de Larwood (2001) apresenta resultados de medições de velocidade na região de esteira próxima, em uma seqüência de testes com o uso de dois anemômetros sônicos (Figura 4.5), onde cada sensor registra a velocidade nas três componentes. O ângulo de passo das pás para esta seqüência é de 3°, e os resultados apresentados aqui (Tabela 4.1) representam medições com a turbina de frente para o vento, ilustrada na Figura 4.4.

Resultados de cinco seqüências de medições foram fornecidas pelo NREL, aqui apresentadas de A a E, correspondentes às seqüências H, I e 8 em Hand et al. (2001). O coeficiente de empuxo apresentado na Tabela 4.2 foi calculado com as médias da velocidade do túnel e da massa específica durante cada série de medição.



Figura 4.4 -Configuração de medições na esteira próxima (fonte: NREL).

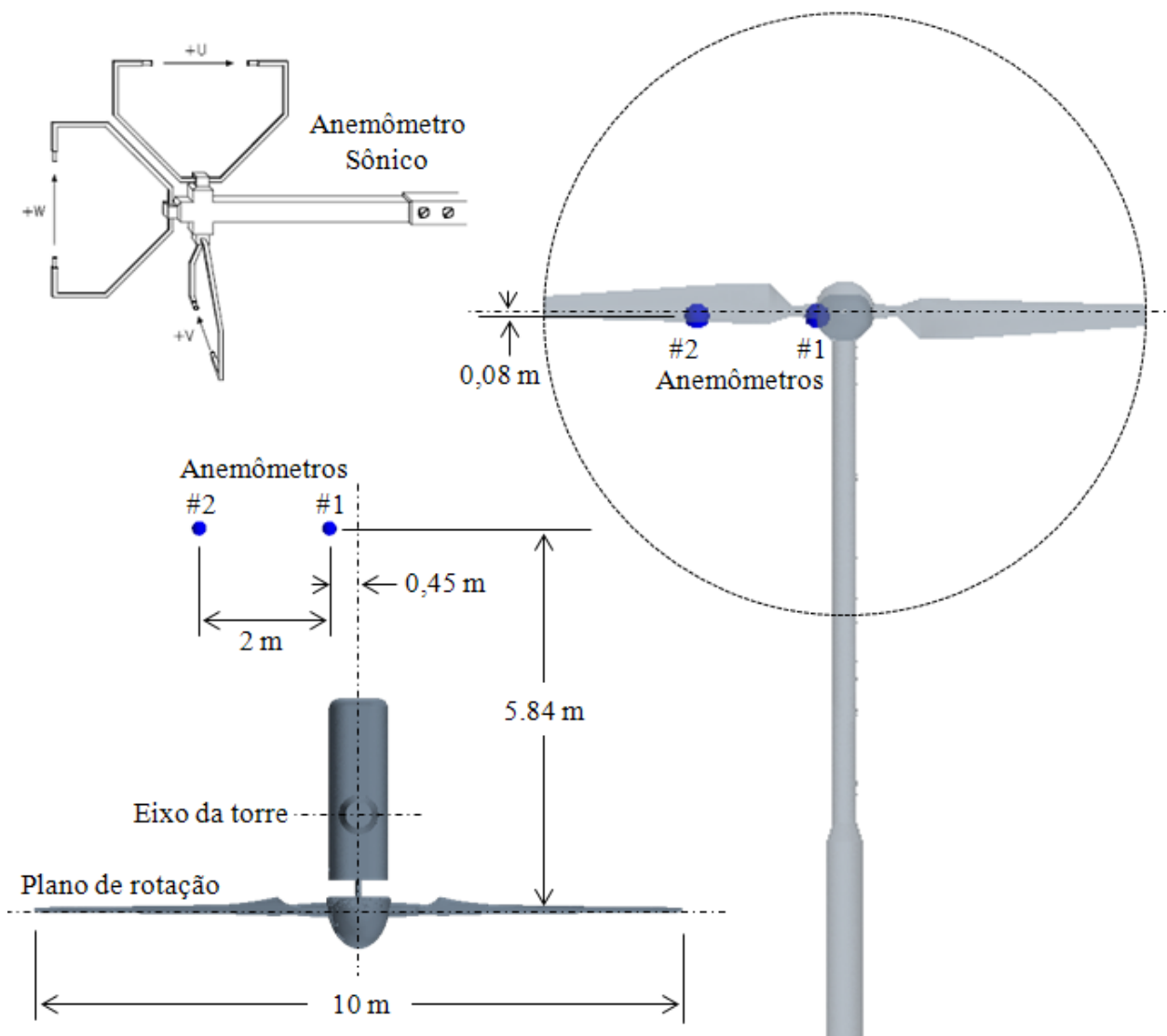


Figura 4.5 - Posicionamento dos anemômetros sônicos.

Tabela 4.1 - Medições dos anemômetros reportadas por Larwood para velocidade igual a 9 m/s.

Anemômetro	Componente	Velocidade Média (m/s)	Desvio Padrão (m/s)
#1	u_i	7.38	0.91
	u_j	0.15	0.82
	u_k	1.01	0.76
	U	7.45	
#2	u_i	5.41	0.12
	u_j	0.17	0.08
	u_k	1.05	0.12
	U	5.51	

Tabela 4.2 - Resultados experimentais de cinco sequências com velocidade igual a 9 m/s.

Ângulo de passo	Sequência	Descrição	Valor
3°	A	Empuxo estimado (N)	1504.6
		Desvio padrão empuxo (N)	18.7
		Velocidade do túnel (m/s)	9.06
		Massa específica (kg/m ³)	1.23
		C_T Calculado (-)	0.380
		Desvio padrão C_T (-)	0.005
	B	Empuxo estimado (N)	1501.0
		Desvio padrão empuxo (N)	17.1
		Velocidade do túnel (m/s)	9.06
		Massa específica (kg/m ³)	1.23
		C_T Calculado (-)	0.379
		Desvio padrão C_T (-)	0.004
	C	Empuxo estimado (N)	1461.4
		Desvio padrão empuxo (N)	18.8
		Velocidade do túnel (m/s)	9.09
		Massa específica (kg/m ³)	1.22
		C_T Calculado (-)	0.368
		Desvio padrão C_T (-)	0.005
	D	Empuxo estimado (N)	1474.2
		Desvio padrão empuxo (N)	20.3
Velocidade do túnel (m/s)		9.04	
Massa específica (kg/m ³)		1.22	
C_T Calculado (-)		0.375	
Desvio padrão C_T (-)		0.005	
0°	E	Empuxo estimado (N)	1667.6
		Desvio padrão empuxo (N)	38.1
		Velocidade do túnel (m/s)	9.06
		Massa específica (kg/m ³)	1.23
		C_T Calculado (-)	0.421
		Desvio padrão C_T (-)	0.010

As sequências A e B (originalmente H - NREL) utilizam uma configuração com o rotor de frente ao escoamento, com um ângulo de cone igual a 0° . O ângulo de passo nestas sequências é de 3° e a rotação igual a 72 rpm. Durante a campanha de medição a velocidade do vento no túnel de vento variou de 5 a 25 m/s e o ângulo de *yaw* variou de -30 a 180° , contudo são apresentados dados obtidos apenas para a velocidade de 9 m/s e ângulo de *yaw* de 0° .

Já para a sequência E, que corresponde à sequência I da campanha de medição do NREL, foi alterado apenas o ângulo de passo, de 3° para 0° .

As sequências C e D possuem a mesma configuração das sequências A e B, e são as sequências onde foram inseridos os anemômetros sônicos, conforme Figura 4.4. Estas sequências correspondem à sequência 8 do NREL.

5. MODELO COMPUTACIONAL

O modelo utilizado nas simulações computacionais segue as condições experimentais, em escala real. Algumas alterações foram realizadas, como o cubo do rotor, para simplificar a geometria; e o comprimento do domínio na direção axial, com a finalidade de estudo na esteira distante. A alteração no cubo do rotor foi necessária, pois a geometria é complexa e as dimensões não são informadas. Com a geometria simplificada do cubo, espera-se uma diminuição da perturbação do escoamento nesta região. Já com um maior comprimento do domínio na direção axial, não se espera alteração do escoamento sobre o rotor.

As simulações foram realizadas com o *software* comercial Star-CCM+, baseado em volumes finitos, desenvolvido pela empresa CD-Adapco, e licenciado à UFRGS. Este *software* possui algumas inovações, como malha poliédrica e modelos de transição.

5.1 Condições Iniciais e de Contorno

O domínio de cálculo foi decomposto em duas partes, uma estacionária, o domínio em si contendo a torre e a nacela, e outra parte rotacional, composta pelo rotor e o cubo da turbina inseridos em um disco. A parte fixa e a parte móvel trocam informações por uma condição de interface que une suas células adjacentes.

Neste texto emprega-se a expressão regime permanente (*Steady State*) para as simulações nas quais o rotor permanece fixo, com as células contidas no disco rotacional assumindo uma velocidade angular em relação ao eixo no sentido contrário ao de giro das pás, em um método onde a referência assume movimento (*Moving Reference Frame*). Já nas simulações designadas como regime transiente (*Implicit Unsteady*), todo o disco contendo o rotor gira de acordo com a rotação e o intervalo de tempo especificados.

A seção do domínio utilizada nos cálculos corresponde à seção do túnel de vento onde os experimentos foram realizados, aplicando-se condições de simetria aos quatro lados da seção, ou seja, às paredes do túnel de vento, o que indica que não existem velocidades normais ou gradientes de qualquer variável. O uso desta seção do túnel de vento para o domínio de cálculo foi utilizado por diversos autores, entre eles Zahle *et al.* (2007), para avaliar o rotor em estudo. A condição de simetria nas paredes do túnel de vento contribui ainda para o estudo da esteira, onde a expansão da esteira possui menor restrição neste tipo de condição de contorno.

A condição de saída de pressão indica que uma pressão estática fora do domínio é definida, igual a 0 Pa, criando uma condição de saída que facilita a convergência. Na entrada do domínio, a condição de velocidade prescrita é utilizada, com uma velocidade normal (axial) igual a 9 m/s para todos os casos. Esta condição de entrada é indicada para escoamentos incompressíveis. A intensidade de turbulência na entrada foi definida como a mesma do túnel de vento, e o comprimento de mistura ajustado de acordo com da espessura da menor célula, ou seja, 40% da altura da primeira camada de células sobre as pás (Saxena).

Condição de parede não deslizante foi aplicada aos componentes da turbina, torre, nacele e pás, sendo que somente as pás são monitoradas. A Figura 5.1 e a Figura 5.2 ilustram as dimensões, condições de contorno e diferentes configurações aplicadas às simulações.

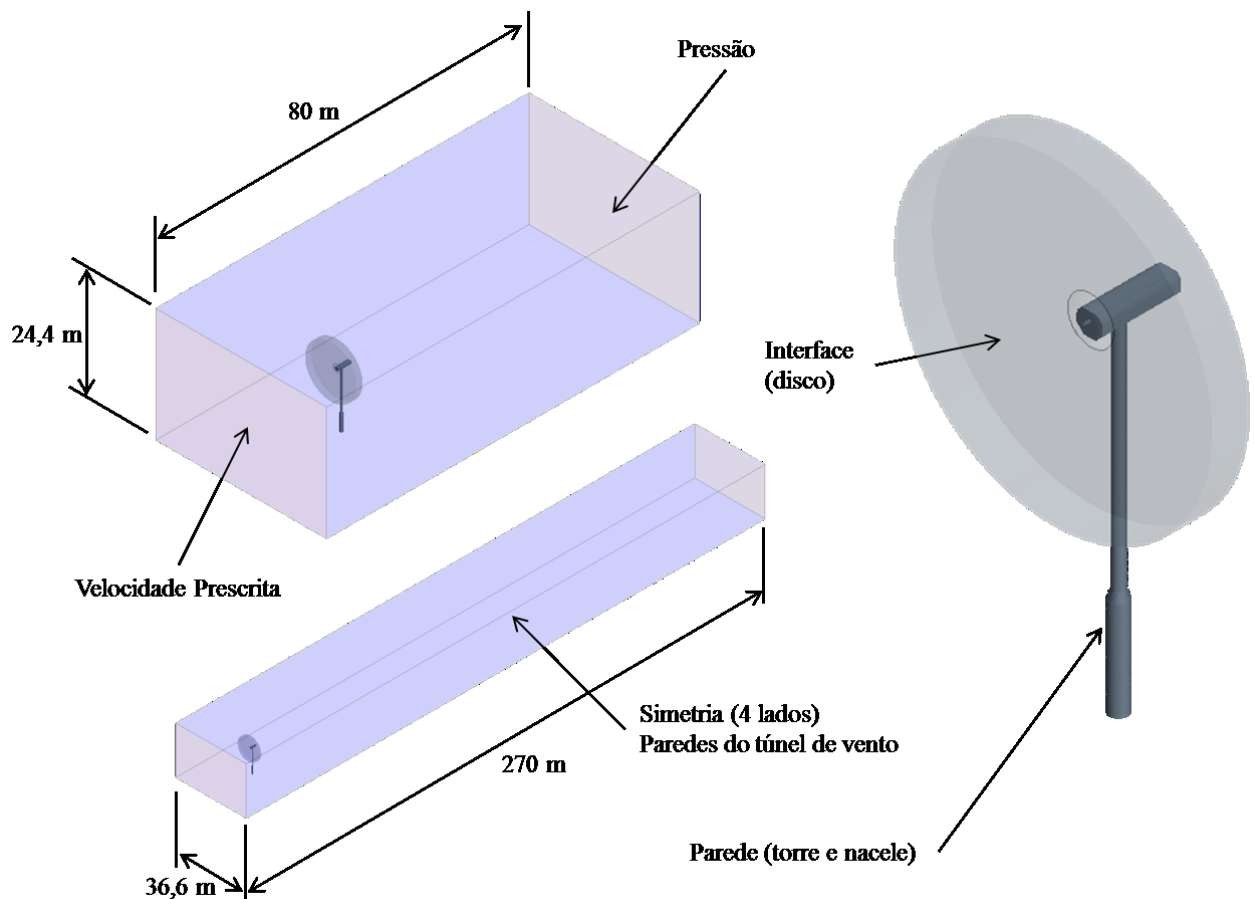


Figura 5.1 - Dois modelos de domínios e condições de contorno utilizados (mesma seção).

O domínio menor, com 80 m de comprimento foi utilizado para verificar a qualidade da malha, sendo 20 m a distância entre a condição de entrada e o plano de rotação do rotor, e 60 m do rotor à condição de saída. Já o domínio com 270 m é utilizado nas simulações de esteira, o qual possui 250 m a jusante do rotor, ou 25 diâmetros.

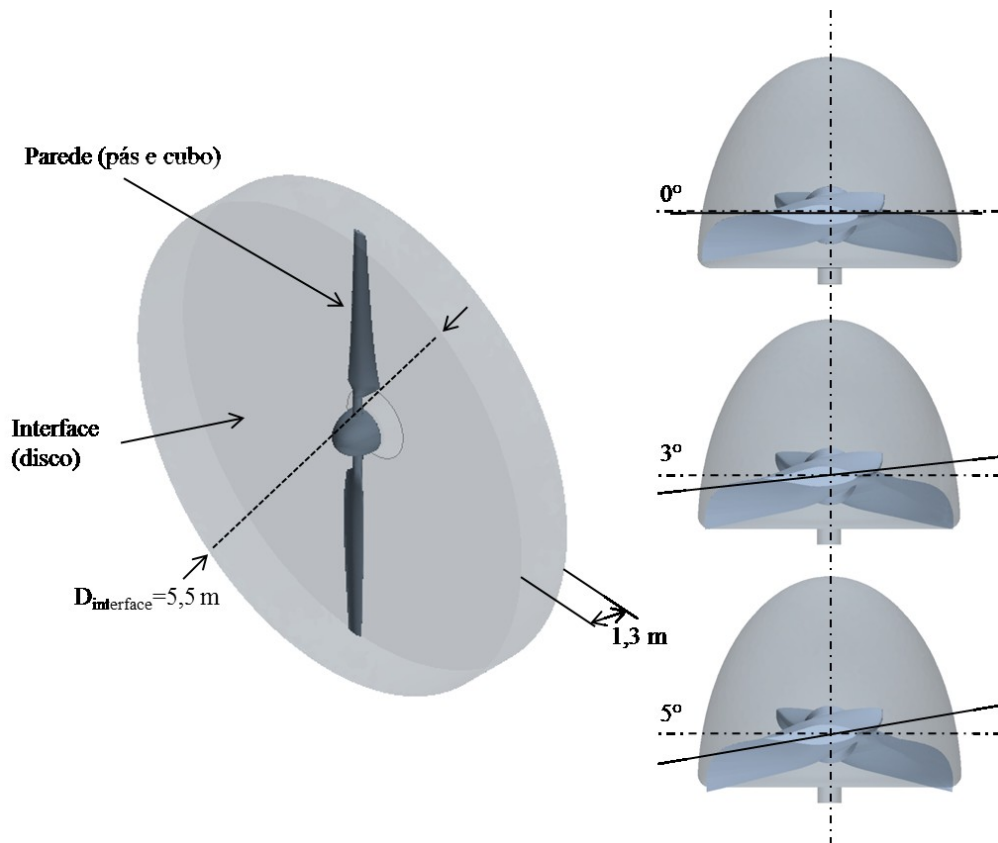


Figura 5.2 - Três modelos de rotores utilizados (diferentes ângulos de torção) e condições de contorno.

O escoamento é considerado como incompressível, com densidade constante, o que habilita o uso de um modelo segregado para a solução das equações, isto é, o modelo calcula a velocidade e a pressão separadamente, ligando-as através de um corretor. O esquema de convecção utilizado é *upwind* de segunda ordem, para ambos os modelos de escoamento segregado e $k-\omega$ SST. Os modelos foram calculados com seus coeficientes padrão.

O esquema de relaxação utilizado é o de Gauss-Seidel, tanto para turbulência quanto para velocidade e pressão, com o cuidado de que o modelo segregado exige que a soma das relaxações de velocidade e pressão não ultrapasse 1 para que o modelo possa convergir. Em regime permanente uma boa convergência é obtida com relaxação igual a 0,7 para a velocidade e em torno de 0,25 para a pressão, convergindo em aproximadamente 500 iterações. Já em regime transiente os coeficientes de relaxação passam para aproximadamente 0,95 e 0,05 para velocidade e pressão, respectivamente.

Como tratamento de parede, o programa fornece uma opção denominada *All y^+* , que trata automaticamente os diferentes y^+ nas paredes. Tratando-se de uma máquina girante, a velocidade aumenta com o raio, dificultando a geração de uma malha ideal na qual a espessura das células na superfície varie com o raio, de forma a se obter a mesma faixa de y^+ em toda a superfície, pois o y^+ depende da dimensão da célula e da velocidade no local. A opção de

tratamento para todos y^+ é válida para elevados y^+ (faixa de 30 a 300) e baixos y^+ (em torno de 1). Usar malhas com $y^+=1$ representa um refino muito grande aliado a grande esforço computacional. Faixas de y^+ unitário admitem que a subcamada viscosa é bem resolvida, enquanto tratamentos de y^+ acima de 30 modelam a camada por uma Lei de potência. A Figura 5.3 apresenta o y^+ obtido na superfície das pás. Notam-se alguns pontos com y^+ fora do recomendado, como no bordo de ataque das pás, onde há estagnação, e, de acordo com a teoria do programa, isto é considerado admissível, e muitas vezes inevitável.

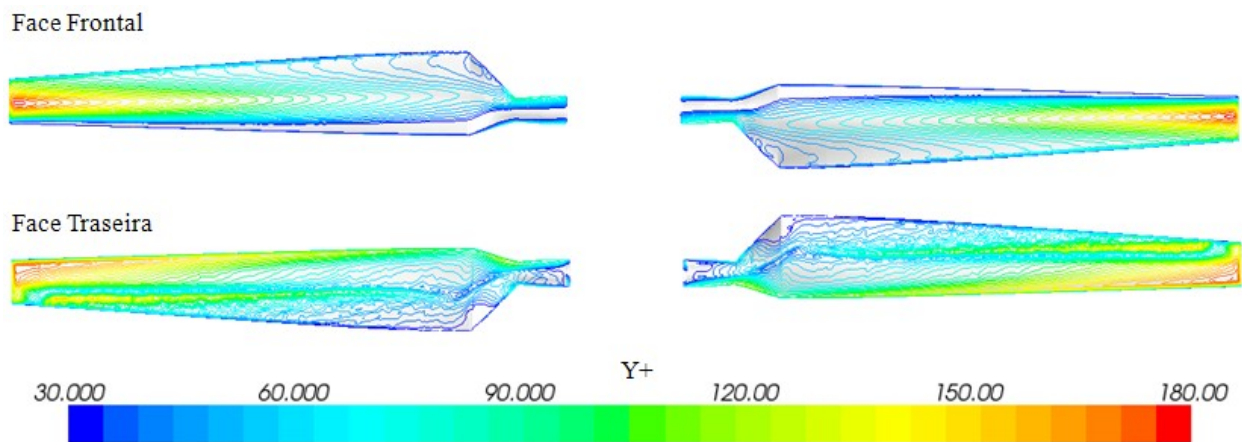


Figura 5.3 - Y^+ na superfície das pás, obtido em regime permanente para malha grossa.

5.2 Qualidade da Malha

O estudo da qualidade da discretização do domínio (malha) aqui apresentado é baseado no índice de convergência de malha, GCI, descrito no item 3.4.1, com a construção de três malhas poliédricas não estruturadas. A opção de malha poliédrica é utilizada pela sua adaptabilidade em geometrias complexas, tal como a malha tetraédrica, contudo possui em torno número de faces. Enquanto a malha tetraédrica possui quatro faces, a poliédrica possui catorze. A malha poliédrica é gerada a partir da tetraédrica, ou seja, o algoritmo gera uma malha tetraédrica e em seguida converte para uma poliédrica através da eliminação de faces, convertendo diversas células tetraédricas em uma poliédrica.

O método GCI foi desenvolvido para avaliar malhas estruturadas, onde a razão de refino entre elas pode ser facilmente controlada. Contudo é possível utilizar GCI em malhas não estruturadas, tomando certo cuidado com a razão de refino.

De forma a obter malhas com aproximadamente a mesma razão de refino, foram definidas espessuras de camada limite sobre as pás, com duas camadas prismáticas, e atribuídas alturas para a primeira célula de cada malha com razão constante. Além disto, foram alterados

alguns parâmetro de geração da malha, para que a razão do número de células se aproxime da razão de refino utilizada na camada limite. A Figura 5.4 mostra a malha gerada para o domínio, e a Figura 5.5 apresenta as três malhas geradas sobre o rotor, e a Tabela 5.1 resume as características das malhas e o coeficiente de empuxo obtido em cada simulação.

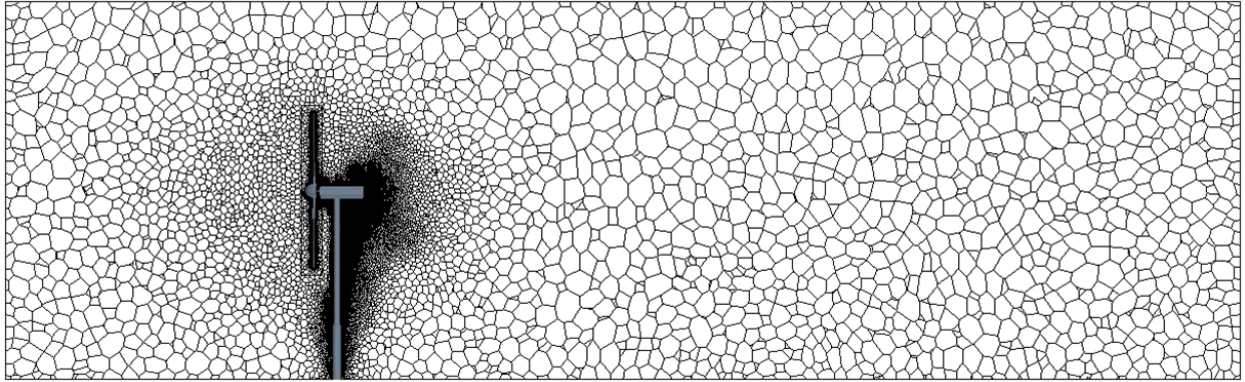


Figura 5.4 - Malha de 80 m no sentido do escoamento em corte no plano central.

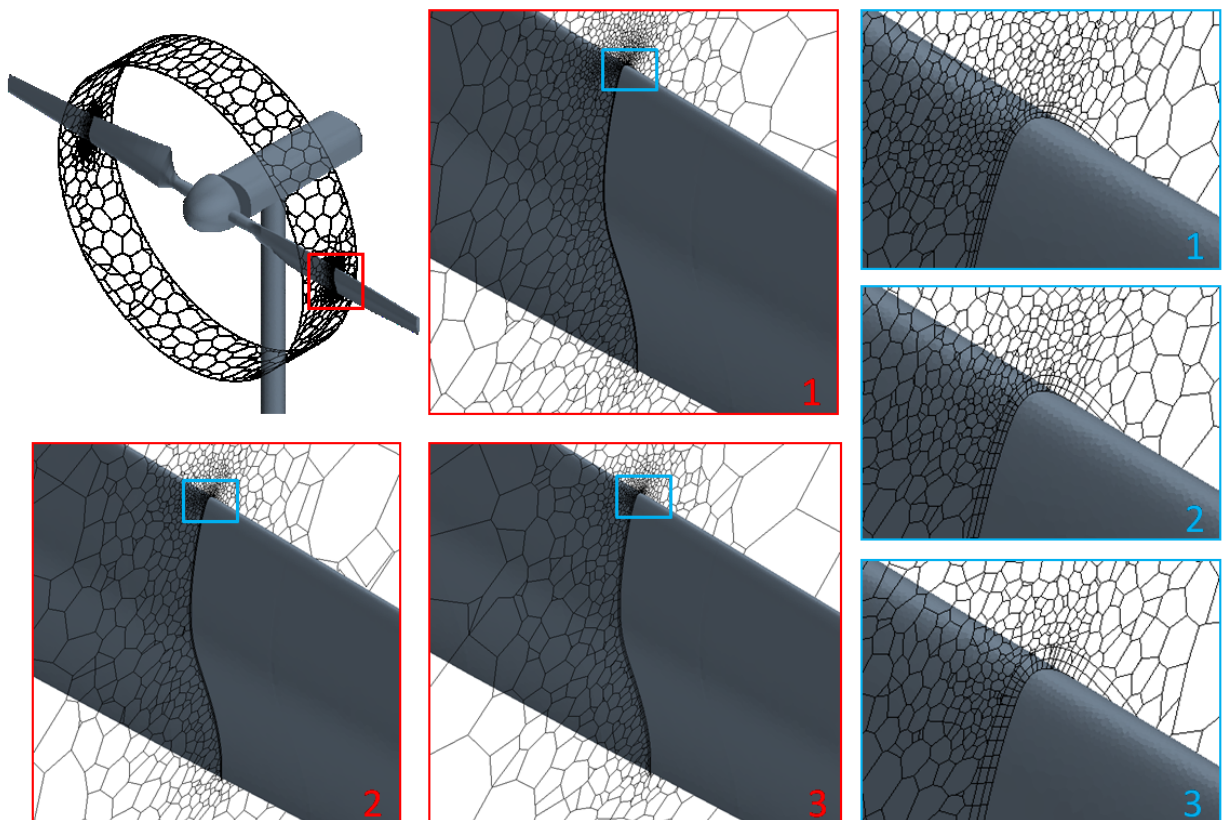


Figura 5.5 - Detalhe das três malhas geradas sobre as pás ($r=3$ m).

A função objetivo, ou o resultado desejado, é o coeficiente de empuxo, desta forma as malhas são avaliadas aplicando-se GCI aos resultados de C_T . Para avaliar as malhas,

utilizou-se o domínio de cálculo com 80 m no sentido do escoamento, com o objetivo de reduzir o número de volumes. Foi utilizada formulação para regime permanente, de forma a avaliar somente o erro da malha, sem a influência da discretização temporal. A velocidade foi fixada em 9 m/s, intensidade de turbulência de acordo com as características do túnel de vento do experimento, e pás com ângulo de passo de 3° .

Tabela 5.1 -Características das malhas e resultados obtidos.

Malha	Número de Células	Parâmetros de Geração da Malha*			Camada Limite (Pás) (mm)		C_T (-) Passo= 3° U=9m/s
		Densidade	Fator de Crescimento	Fator de Mistura	1ª Camada	2ª Camada	
1	2335862	1	1	1	1.10×10^{-3}	2.42×10^{-3}	0.396
2	1588365	0.9	1.1	1.1	1.63×10^{-3}	3.59×10^{-3}	0.395
3	1153750	0.8	1.2	1.2	2.42×10^{-3}	5.32×10^{-3}	0.392

A ordem de convergência (p) obtida foi igual a 1,99, bom resultado ao comparar com a ordem esperada (2). Isto foi obtido com uma razão de refino $r=1,48$, utilizando a espessura da primeira camada sobre as pás. Ao analisar três malhas, o fator de segurança aplicado, e recomendado na metodologia, é igual a 1,25.

Os resultados para o GCI de cada malha são apresentados na Tabela 5.2. A função exata, ou a função quando o número de células tende a infinito, foi calculada com os resultados das duas malhas mais refinadas, obtendo-se $C_T=0,3972$. O GCI indica uma banda em porcentagem na qual o resultado obtido está dentro do intervalo assintótico de convergência, demonstrado na Figura 5.6.

Tabela 5.2 - GCI obtidos para as malhas.

Malha	GCI
1	0.34%
2	0.76%
3	1.66%

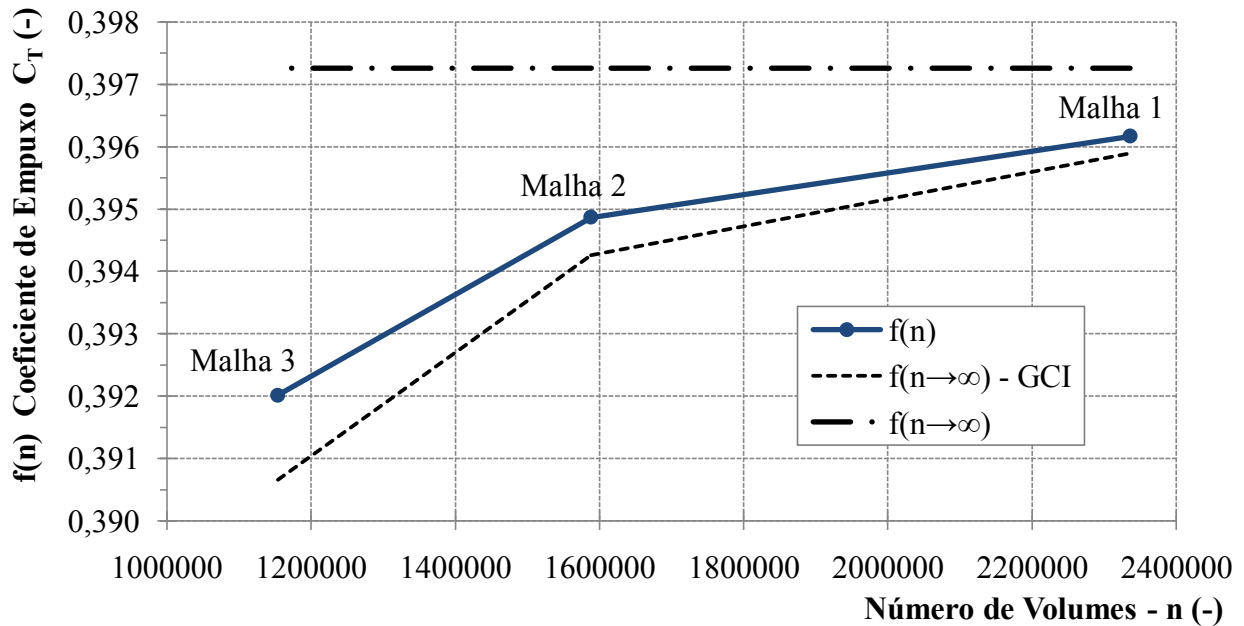


Figura 5.6 -Variação do coeficiente de empuxo em função do refinamento da malha.

Conhecendo-se o erro associado à discretização espacial, optou-se pela malha mais grosseira para realizar as simulações, pois devido ao número de células, o tempo computacional é menor e o erro obtido não é significativo, podendo chegar em até aproximadamente 0,006 do valor absoluto do coeficiente de empuxo. Aplicando-se este erro no C_T , e utilizando-se a metodologia de viscosidade turbulenta para calcular o déficit inicial da velocidade na esteira, o erro diminui de 1,66% do C_T para aproximadamente 1% da velocidade na linha de centro.

Em seu trabalho sobre a influência da resolução da malha na esteira distante, Zahle e Sorensen (2007), demonstram que o refino da malha na esteira não altera o empuxo do rotor.

5.3 Resultados Numéricos

Foram realizadas simulações tendo como principais finalidades a obtenção do coeficiente de empuxo e o campo de velocidades na esteira, para posterior comparação aos modelos apresentados neste estudo. Para tanto, a velocidade de entrada é a mesma para todos os casos, onde variou-se o ângulo de passo e a abordagem temporal. Um resumo dos casos simulados é apresentado na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Casos simulados.

Simulação	Regime	Domínio	Ângulo de passo	Malha	dt	Finalidade
1	Permanente	80 m	3°	1	-	Obter GCI
2	Permanente	80 m	3°	2	-	Obter GCI
3	Permanente	80 m	3°	3	-	Obter GCI
4	Permanente	250 m	3°	3	-	Obter C_T e avaliar a esteira
5	Transiente	250 m	3°	3	0,1 s	Avaliar a influência do intervalo de tempo e a esteira
6	Transiente	250 m	3°	3	0,05 s	Avaliar a influência do intervalo de tempo e a esteira
7	Permanente	250 m	0°	3	-	Obter C_T e avaliar a esteira
8	Permanente	250 m	5°	3	-	Obter C_T e avaliar a esteira

As simulações em regime permanente apresentaram boa convergência em todos os casos, atingindo o critério de parada, fixado para um resíduo de 1×10^{-5} , em aproximadamente 500 iterações.

Para o ângulo de passo de 3°, conforme simulação número 4, o coeficiente de empuxo obtido foi de 0,39, enquanto a média dos resultados experimentais foi de 0,376, com um desvio padrão de aproximadamente 0,005. Já para 0° de passo, o C_T obtido na simulação 7, foi de 0,44, e experimentalmente, 0,42, com desvio padrão de 0,01. Com o ângulo de passo de 5°, o C_T encontrado foi de 0,35, este valor foi comparado com o calculado por Giguère e Selig, 1999, no documento de projeto do rotor em questão, onde o C_T é de 0.356. Considerando um desvio padrão acima nos resultados experimentais, o erro percentual dos resultados obtidos nestes três casos foi menor de 5%, conforme Tabela 5.4. Contudo não há como se reproduzir fielmente os resultados experimentais através de CFD, pois ambos possuem erros inerentes à suas configurações e/ou simplificações.

Tabela 5.4 - Resultados de coeficiente de empuxo.

Passo (°)	C_T		Erro
	Experimental	Permanente	
0	0.421	0.443	5.34%
3	0.376	0.392	4.38%
5	0.356	0.351	-1.42%

O gráfico da Figura 5.7 compara a velocidade na linha de centro para três ângulos de passo, estes resultados foram obtidos das simulações de números 4, 7 e 8. Nota-se que a velocidade que chega ao rotor é 20% menor que a velocidade na entrada, isto acontece devido a um aumento no tubo de corrente onde velocidade diminui para satisfazer a quantidade de movimento. Após o rotor há uma queda brusca na velocidade, devido à recirculação na sombra da nacele, e não é considerado para fins de estudo de esteira, pois não depende do empuxo do rotor. Em torno de 15 m a jusante do rotor se encontra a velocidade mais baixa na esteira propriamente dita, de acordo com a teoria, este é o ponto onde inicia a esteira distante. De acordo com estes resultados, o empuxo não altera o ponto onde inicia a esteira distante, mas exerce influência direta no déficit da velocidade.

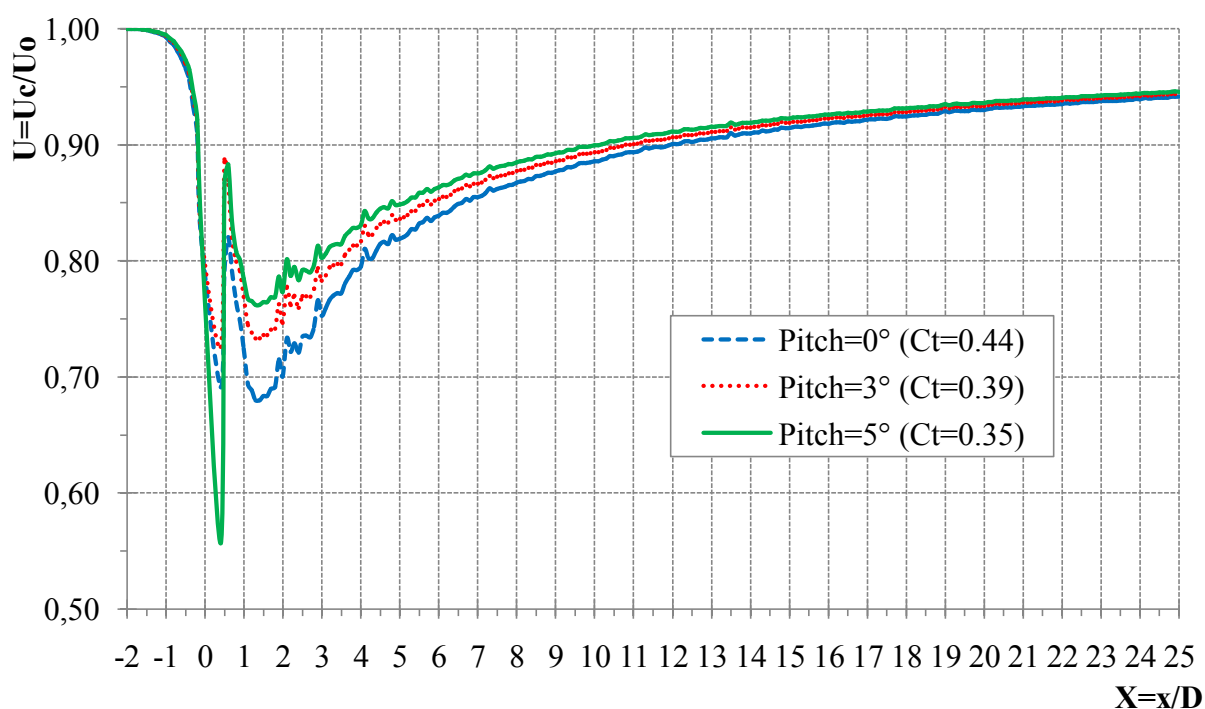


Figura 5.7 - Velocidade adimensional na linha de centro obtidas por simulações em regime permanente.

Simulações em regime transiente necessitam o tempo físico mínimo no qual uma molécula de ar da condição de entrada atravesse todo o domínio de cálculo. Neste estudo, com um domínio de cálculo de 270 m e velocidade do vento de 9 m/s, é necessário um tempo físico de 30 s, o que requer grande tempo computacional. Desta forma, intervalos de tempo dt muito pequenos significam muitos passos de tempo, tornando-se inviável. Os intervalos de tempo adotados neste estudo são de 0,1 s e 0,05 s, que correspondem a 300 e 600 passos de tempo, ou 43,2° e 21,6° de rotação do rotor, respectivamente, com discretização temporal de primeira ordem.

Para avaliar os intervalos de tempo adotados, a Figura 5.8 compara o déficit de velocidades na linha de centro das simulações 4, 5 e 6, mostrando grande influência no regime de cálculo adotado, mas que não apresenta grande diferença em relação ao intervalo de tempo. Neste gráfico nota-se um deslocamento do ponto inicial da esteira distante, de 15 m avaliado em regime permanente para aproximadamente 25 m na abordagem transiente. nota-se também que a recuperação da velocidade é retardada, com incremento mais suave.

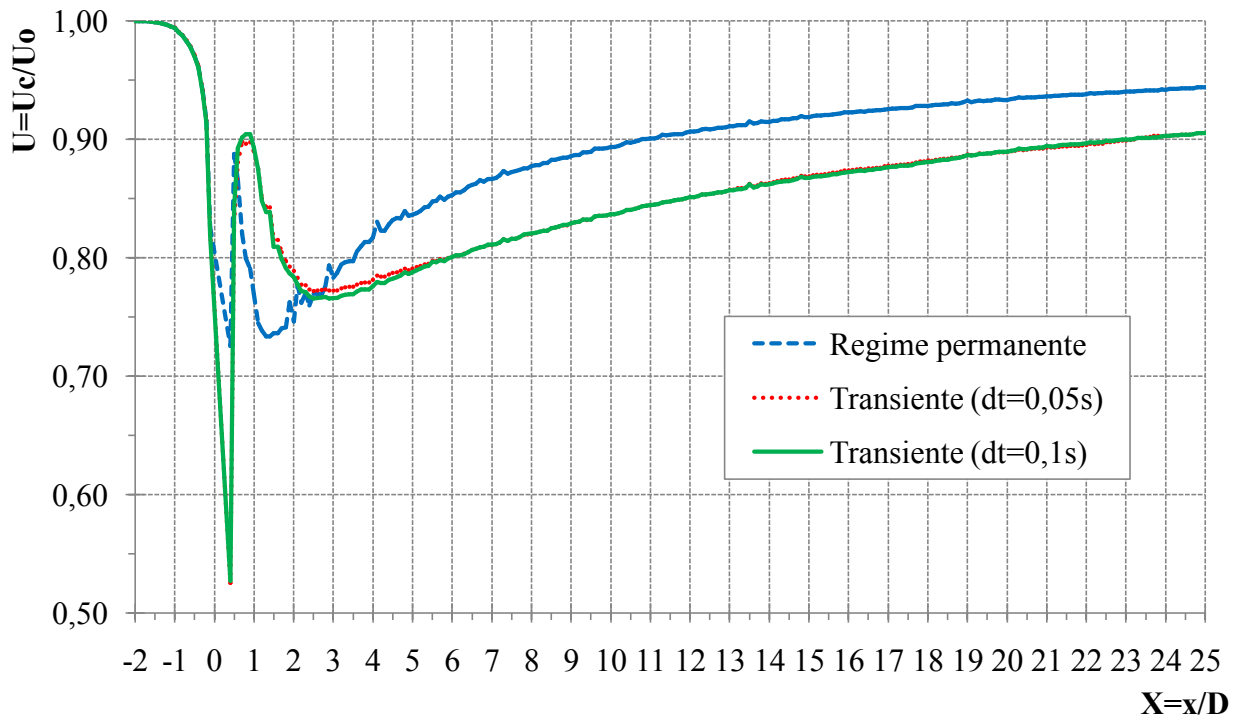


Figura 5.8 - Comparação das velocidades adimensionais na linha de centro obtidas por simulações em regime permanente e transiente.

Em seu relatório de medições na esteira próxima, Larwood apresentou uma velocidade média para o anemômetro sônico #1, de 7,45 m/s, com desvio padrão de 0,83 m/s, e, para o anemômetro #2, velocidade média de 5,51 m/s e desvio padrão de 0,11 m/s. Com a finalidade de analisar estes valores, é necessário avaliar qual a simulação mais indicada. A Figura 5.9 mostra a influência do regime e intervalo de tempo adotados nas simulações 4, 5 e 6. O campo de velocidades mostrado nesta figura está no plano onde os anemômetros estão posicionados, a 5,84 m a jusante do rotor. Nesta figura fica claro que a região de esteira próxima não pode ser analisada em regime permanente, e que intervalos de tempo menores promovem melhor "mistura" no escoamento, sendo aconselhável o menor intervalo de tempo possível ao estudar esta região.

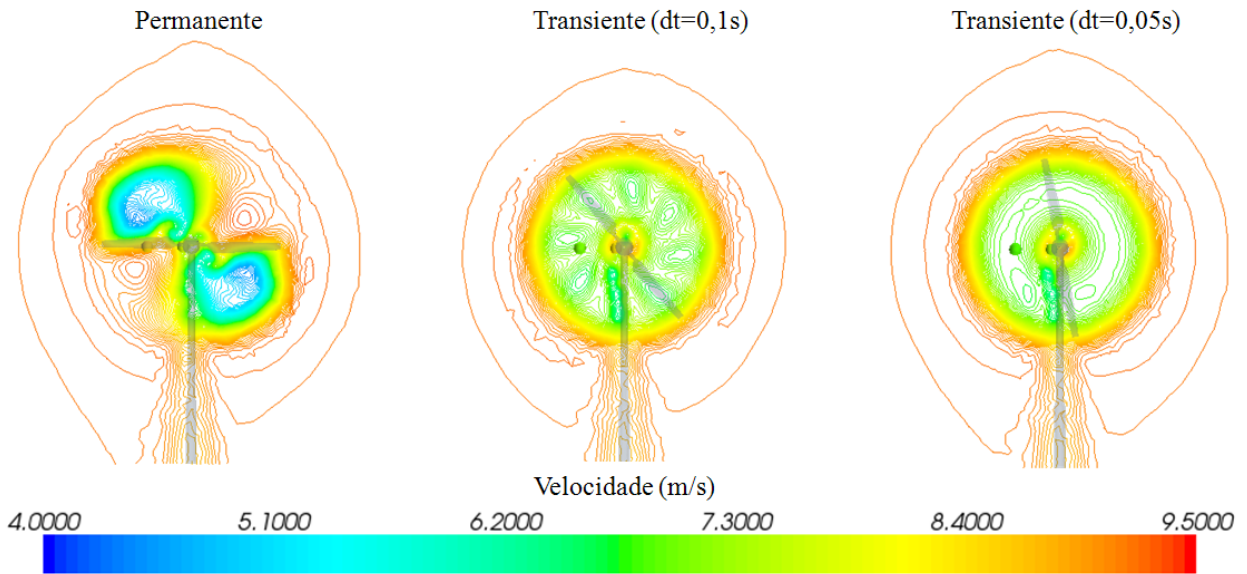


Figura 5.9 - Influência temporal na esteira próxima.

A velocidade calculada com intervalo de tempo de 0,05 s para o anemômetro #1 é de 8,28 m/s, exatamente um desvio padrão acima do experimental, e para o anemômetro #2 foi obtida velocidade de 6,86 m/s, 1,35 m/s acima do medido. Isto indica que uma discretização temporal maior possa melhorar o resultado, mas que ainda é satisfatório visto que os anemômetros se encontram em uma região de altos gradientes de velocidade, conforme mostrado na Figura 5.10, e um erro é esperado.

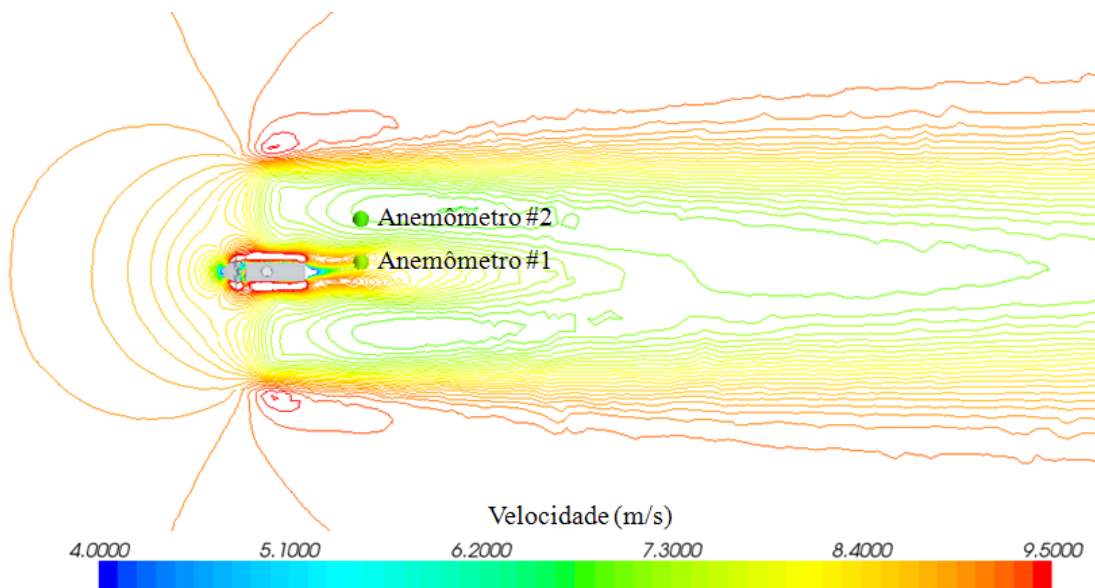


Figura 5.10 - Gradiente de velocidades no plano central, vista superior, para regime transiente com $dt=0,05$ s.

Conhecer a IT adicional na esteira é um ponto importante em arranjos de turbinas eólicas, para se conhecer a carga dinâmica na qual as turbinas serão expostas. A Figura 5.11 mostra que não há grande variação no cálculo da intensidade de turbulência, seja qual for a abordagem numérica. Antes do rotor nota-se uma queda na intensidade de turbulência desde a condição de entrada, isto não ocorre na realidade, este efeito é atribuído ao método numérico, neste caso devido à condição de contorno de simetria utilizada, onde o escoamento não sofre perturbações até alcançar o rotor.

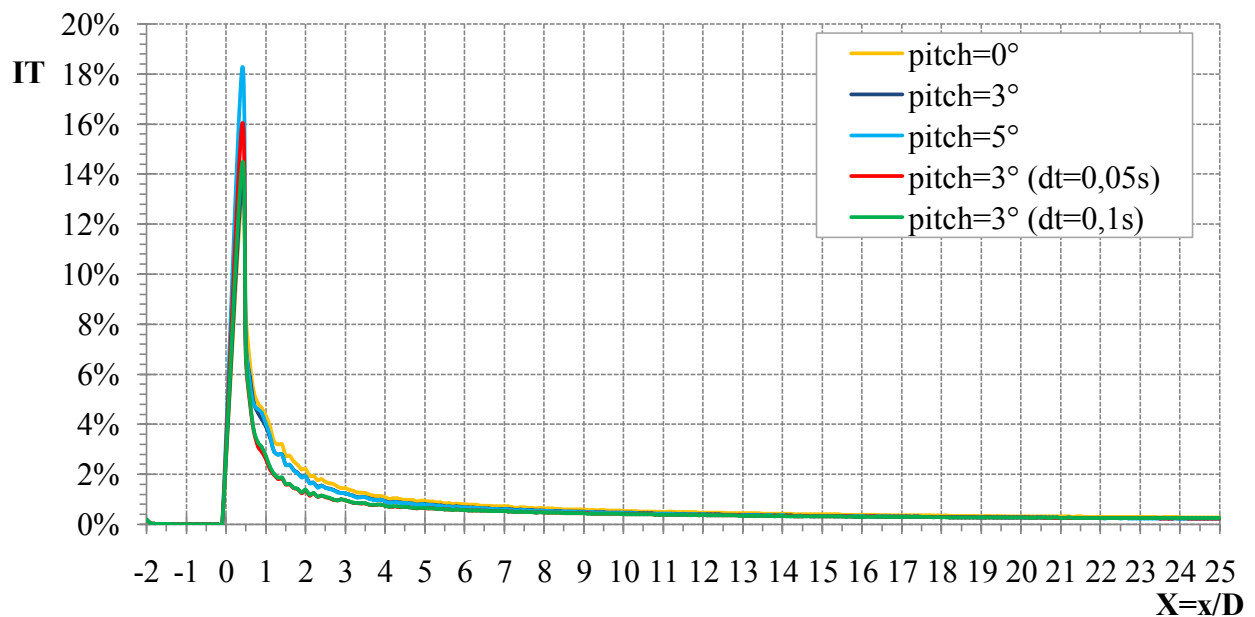


Figura 5.11 - Intensidade de Turbulência na linha de centro para todos os casos.

Os perfis de velocidade obtidos na esteira são apresentados no Anexo I. Estes gráficos mostram um perfil Gaussiano melhor definido na abordagem transiente, mais condizente com o esperado em uma aplicação real.

6. APLICAÇÃO E COMPARAÇÃO DOS MODELOS DE ESTEIRA

Foi mostrado no capítulo anterior, através da análise comparativa dos resultados simulados na esteira próxima com os dados experimentais, que a abordagem transiente reproduz de forma mais adequada a esteira. Desta forma são adotados os resultados obtidos da simulação número 6 para comparar com os modelos de esteira. Isto ainda pode ser verificado na análise de intensidade de turbulência.

Os dois modelos testados para a intensidade de turbulência obtiveram pequeno erro ao comparar com as simulações, sendo que a equação ajustada por Hassan representou muito bem a IT calculada em regime transiente para a distância na esteira de até 4 diâmetros, e após isto a diferença permaneceu em aproximadamente 0,01% (Figura 6.1). A IT utilizada para a entrada nos modelos (IT ambiente) foi o menor valor obtido nas simulações, antes de sofrer a influência do rotor, conforme mostrado na Figura 5.11. Este valor é de $5,12 \times 10^{-5}\%$.

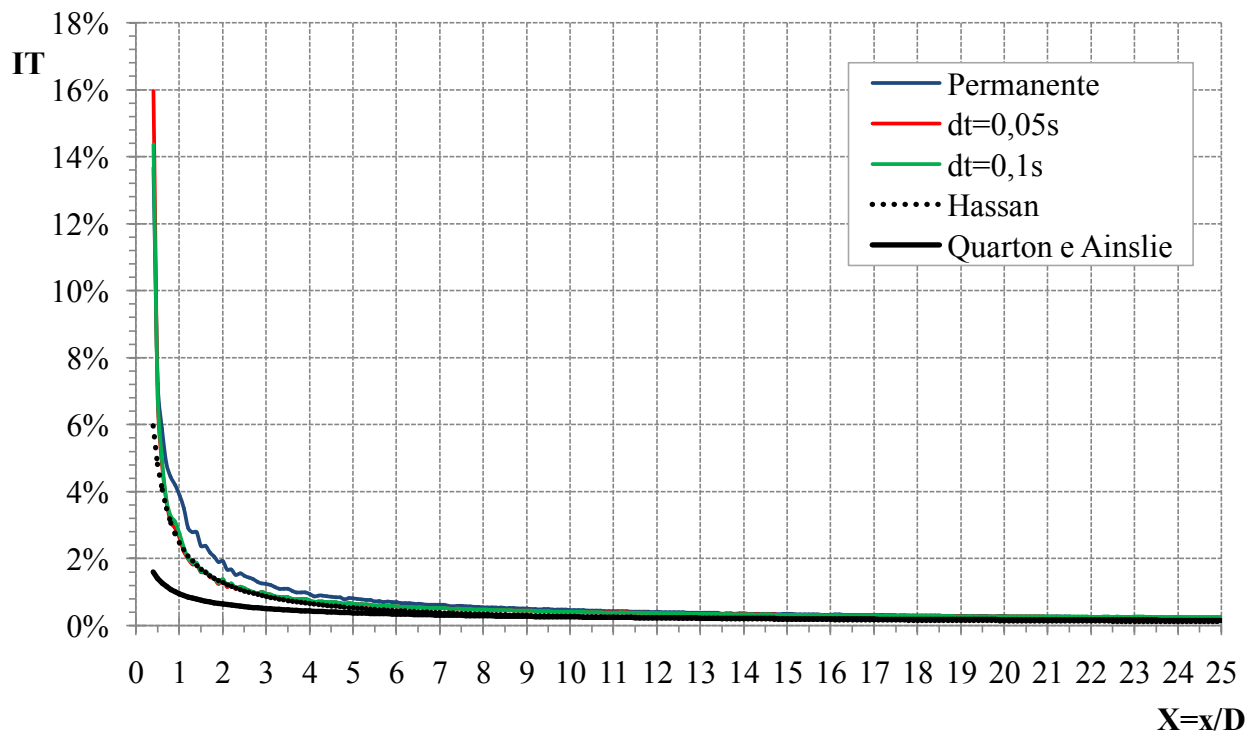


Figura 6.1 - Comparação da IT: simulação (passo=3°) e modelo.

Pelo que foi demonstrado, os resultados simulados em regime transiente com o menor intervalo de tempo passam a ser utilizados como entrada na aplicação dos modelos de esteira.

6.1 Aplicação do Modelo PARK

O modelo PARK exige a obtenção do fator de decaimento da esteira, k . No presente estudo, onde é utilizada condição de simetria na seção do domínio, não se pode aplicar a equação onde k é obtido pela rugosidade da superfície e a altura do cubo (Equação (2.1)). Desta forma, a fim de se obter k , foi calculada a velocidade média nas seções da esteira, levando em consideração somente onde há déficit, ou seja, dentro do tubo de corrente. A Figura 6.2 mostra a variação da constante k , onde a velocidade da esteira deve se aproximar das médias calculadas da simulação.

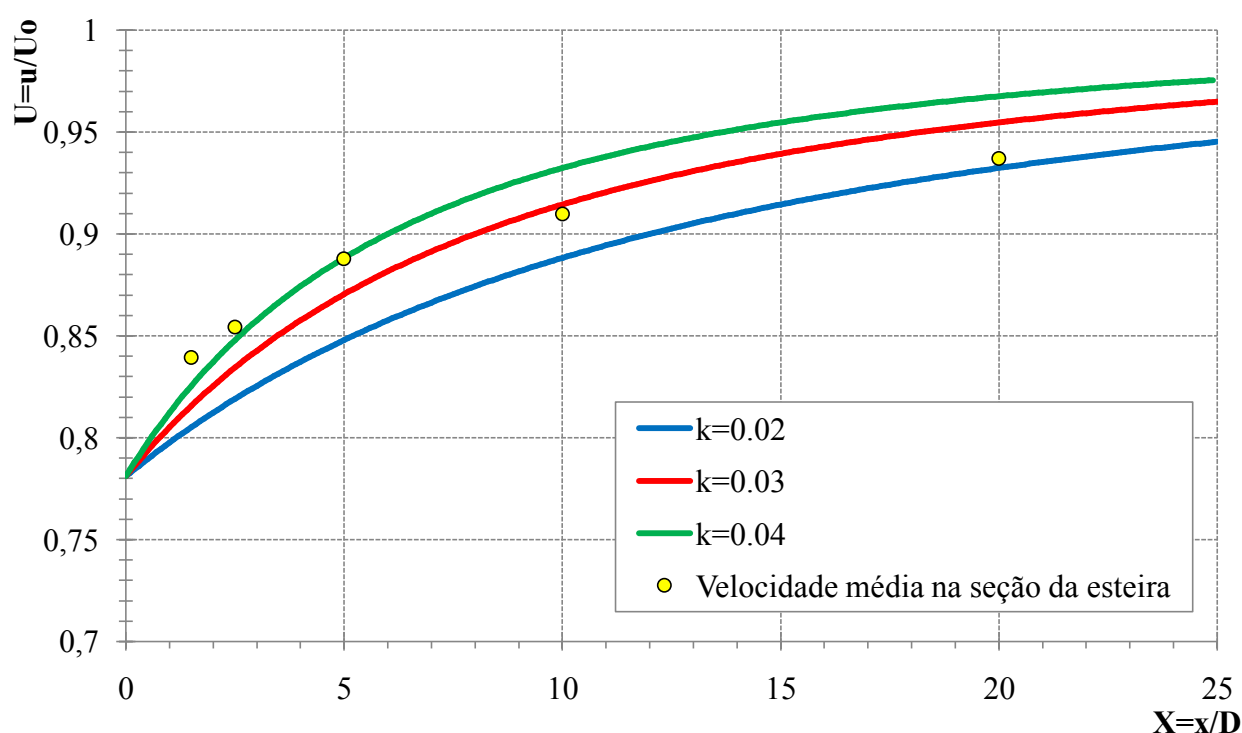


Figura 6.2 - Variação de k no modelo PARK, comparação com os resultados da simulação.

Para a região mais próxima, até 5 diâmetros, o modelo PARK se ajustou com $k=0,04$, mas a partir deste ponto, k tende a diminuir com a distância. A fim de estabelecer o fator de decaimento para o modelo, adota-se aqui o valor médio de 0,03.

O perfil ao longo da esteira para o modelo PARK com $k=0,03$ é mostrado na Figura 6.3, em comparação com a simulação.

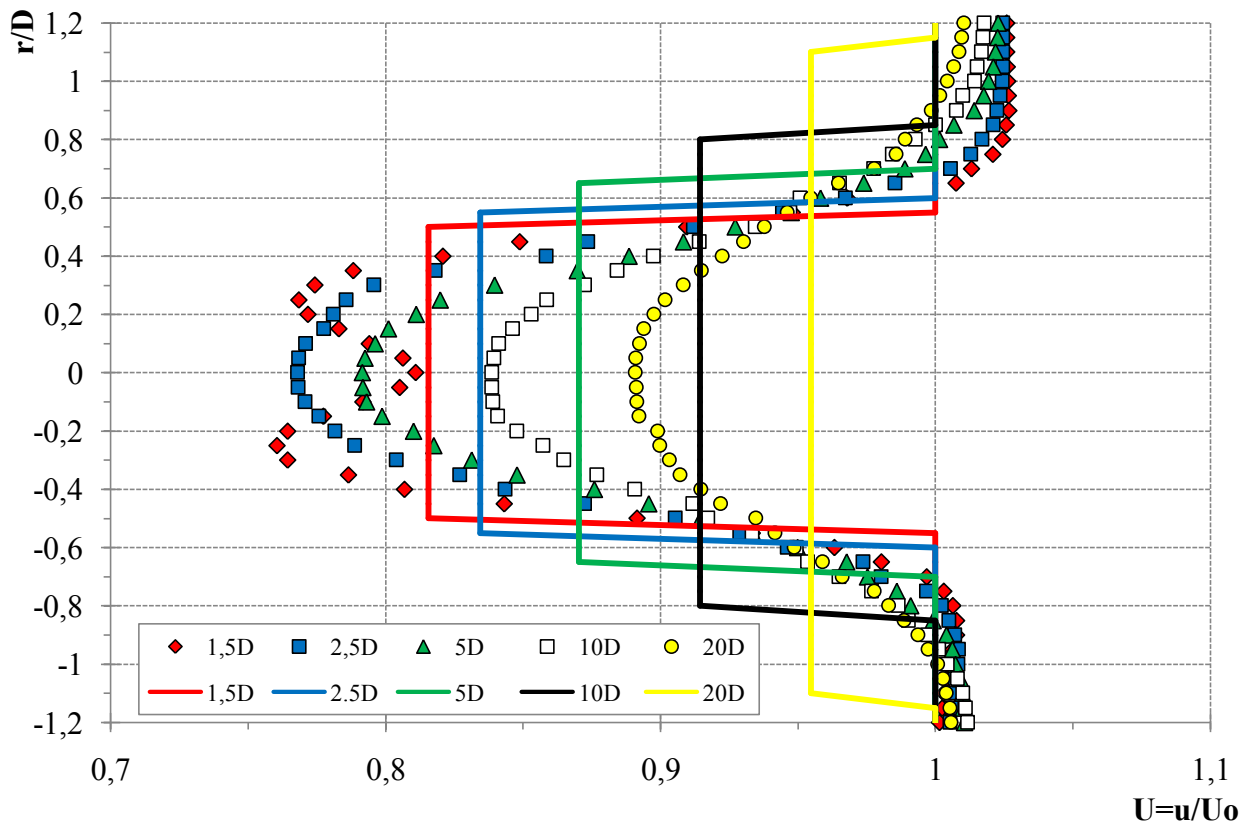


Figura 6.3 - Perfis obtidos pelo modelo PARK (linhas) e simulados (símbolos).

Este modelo, por ser simplificado, acarreta incertezas maiores ao se projetar o *layout* de um parque eólico. Por exemplo, se uma segunda turbina estiver posicionada a 20D na mesma linha de centro em uma direção do vento, ela irá gerar menos energia do que o previsto pelo modelo, pois o déficit real de velocidade é maior. Já se esta mesma turbina estiver deslocada em 1D da linha de centro, o modelo prevê menor energia, o que também é errôneo, pois o déficit da velocidade nesta região é menor.

6.2 Aplicação do Modelo de Viscosidade Turbulenta

Utilizando-se a metodologia simplificada proposta por Anderson para o cálculo da velocidade na linha de centro, o modelo de viscosidade turbulenta foi calculado pelo esquema de diferenças finitas (UDS) em uma dimensão.

Com as constantes definidas pelo modelo, e a distância $X=2$ como o ponto de inicialização, a velocidade na linha de centro para a esteira distante ($X>2$) é mostrada na Figura 6.4.

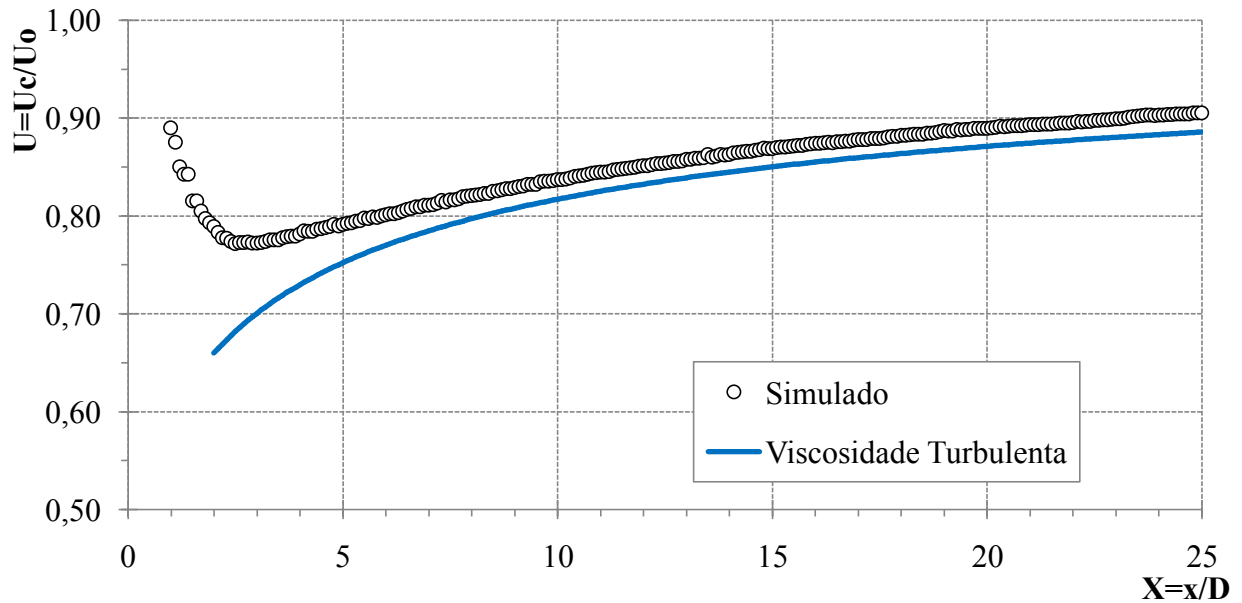


Figura 6.4 - Velocidade na linha de centro pelo modelo de viscosidade turbulenta.

Existe uma pequena diferença na velocidade na linha de centro, que pode ser constatada pelos perfis de velocidade ao longo da esteira, conforme a Figura 6.5. Os perfis foram obtidos por uma curva Gaussiana onde a amplitude é o déficit de velocidades e sua meia largura é definida por $B_w/1,89$, conforme indicado na metodologia.

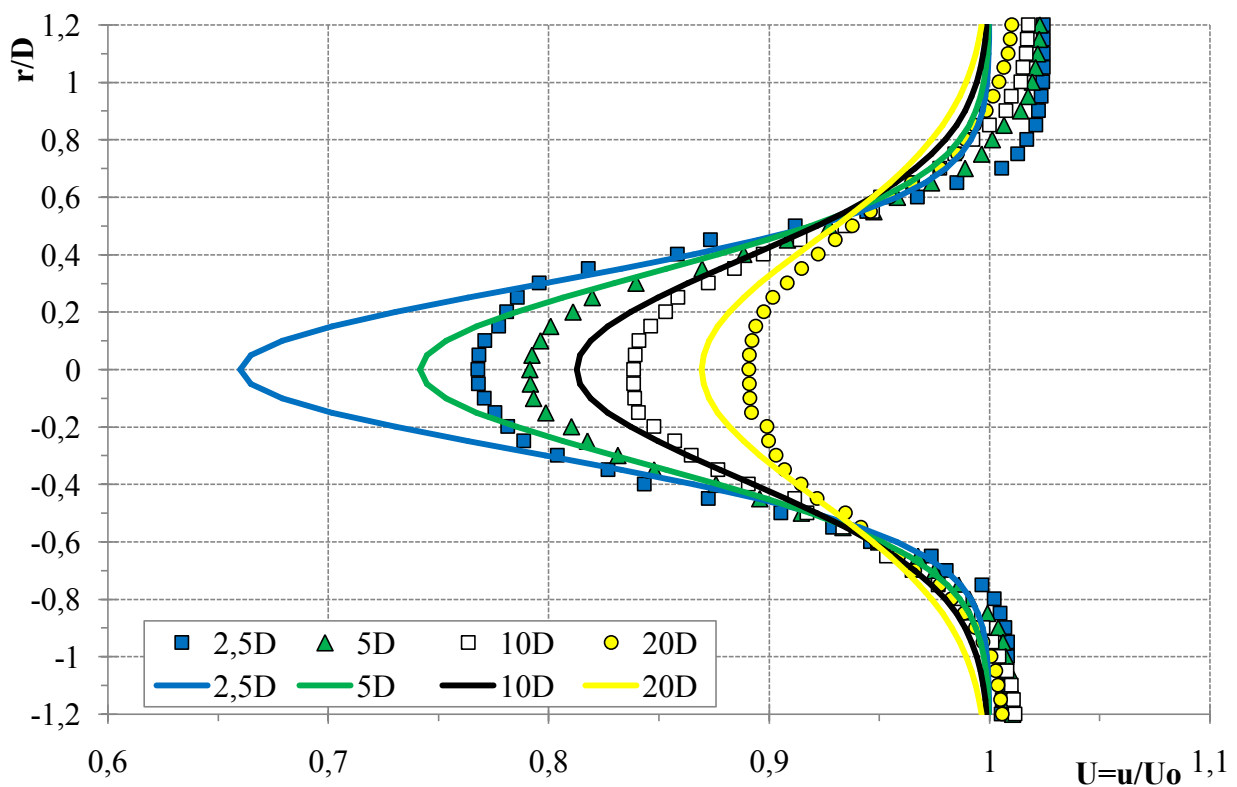


Figura 6.5 - Perfis obtidos pelo modelo de viscosidade turbulenta (linhas) e simulados (símbolos), com inicialização do modelo em $X=2$.

6.3 Aplicação do Modelo Analítico de Werle

Werle propôs uma metodologia para o cálculo da velocidade na linha de centro para toda a região de esteira, que depende da definição do ponto de origem de uma esteira intermediária e de uma constante relacionada ao comprimento de mistura nesta região. Com estes dois parâmetros é possível encontrar o ponto de início da esteira distante X_m .

A velocidade na linha de centro é calculada separadamente, antes e após X_m . A Figura 6.6 compara a velocidade calculada com as simulações na região de esteira próxima, onde as simulações mostram forte influência da nacele, em desacordo com a linha teórica calculada sem esta consideração. A simulação em regime transiente apresentou o maior déficit de velocidade próximo ao teórico do modelo.

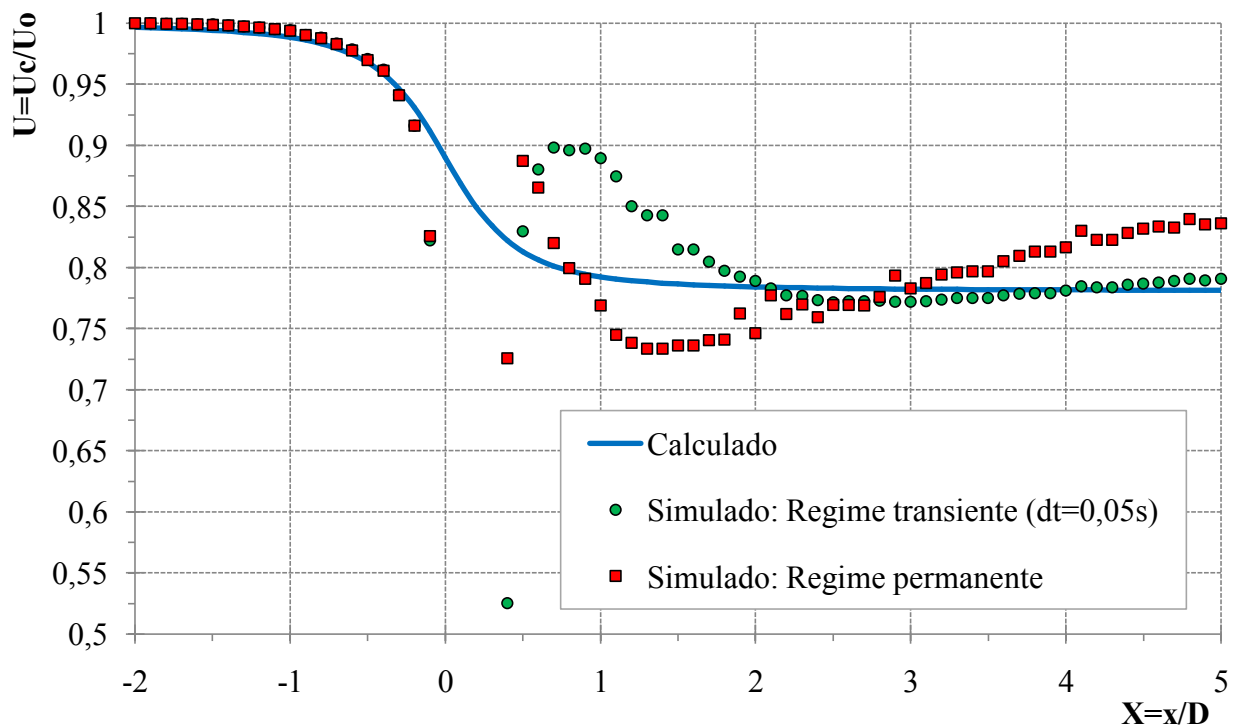


Figura 6.6 - Velocidade na linha de centro para esteira próxima.

Para o cálculo da velocidade na esteira distante, foi utilizado 2 diâmetros como o ponto indicado pelo modelo para o início da esteira intermediária. A fim de avaliar qual o valor da constante K_m que mais se aproxima das simulações, a Figura 6.7 apresenta a variação de K_m em comparação com as simulações.

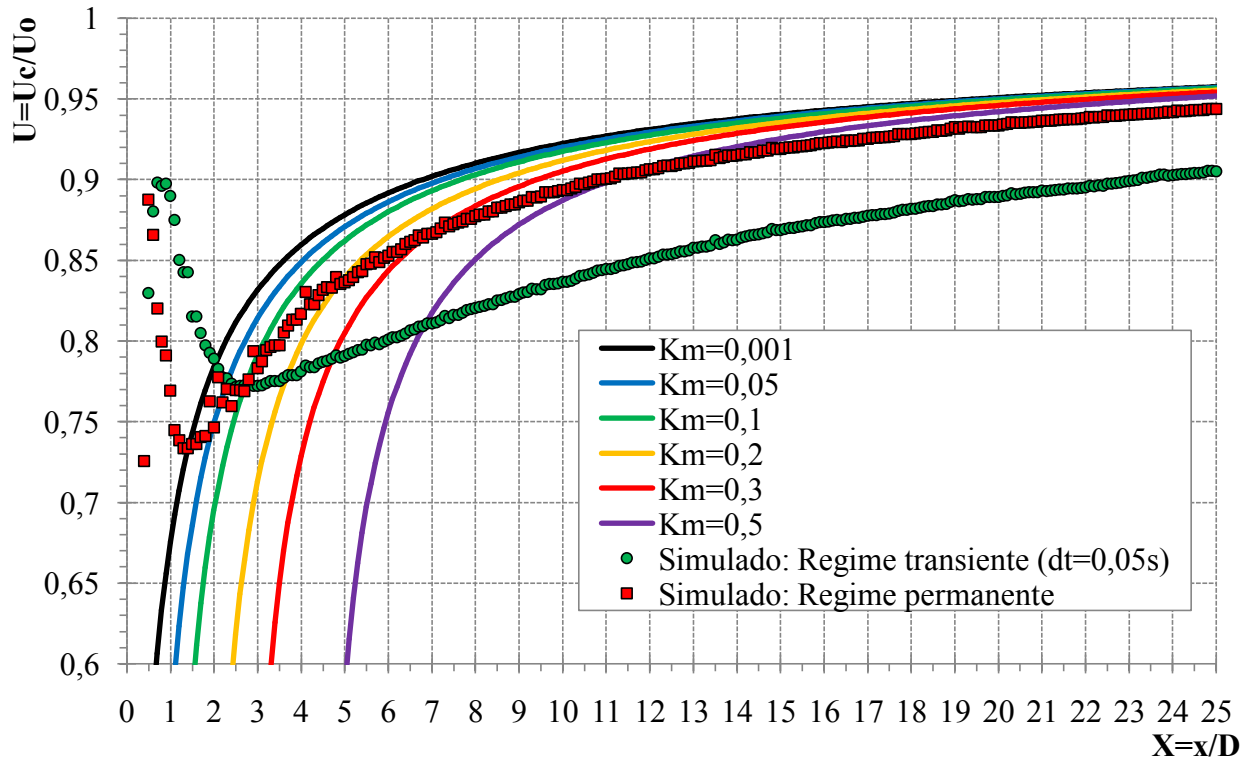


Figura 6.7 - Velocidade na linha de centro para esteira distante, utilizando $X_f=2$.

A simulação em regime permanente foi a que mais se aproximou do modelo, com rápida recuperação da velocidade para qualquer valor de K_m , ao contrário do que acontece em regime transiente, onde a velocidade na linha de centro tem recuperação mais lenta.

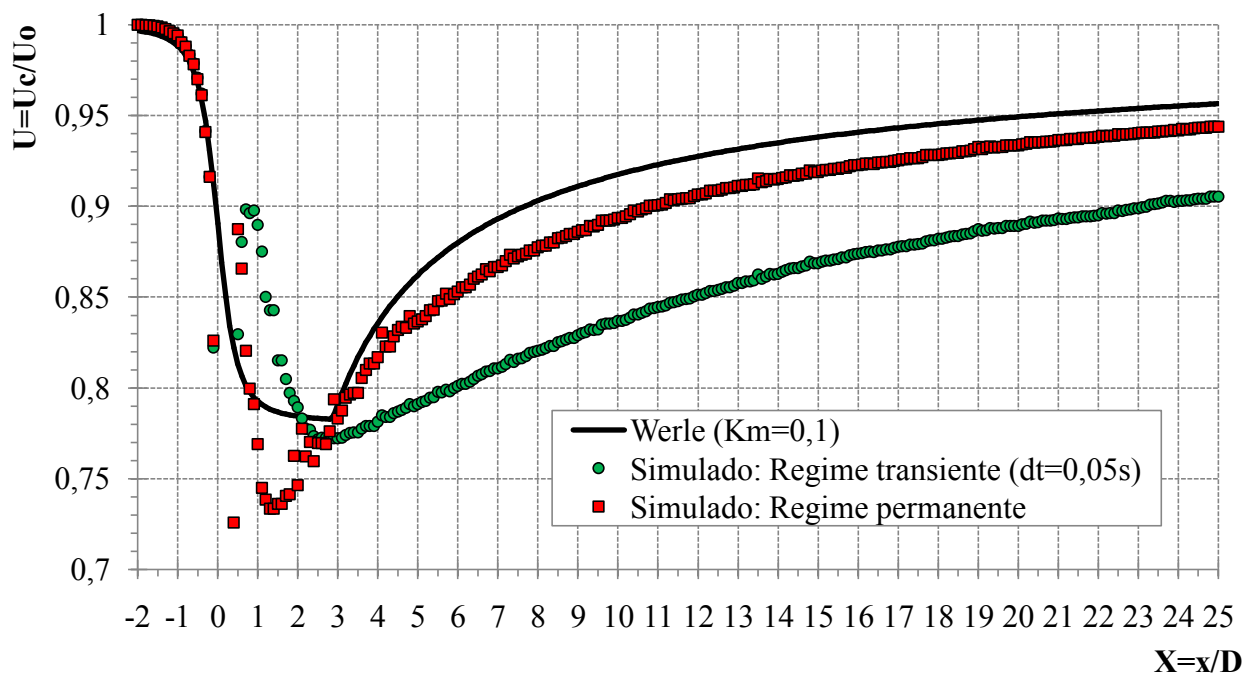


Figura 6.8 - Velocidade na linha de centro no modelo de Werle, utilizando $X_f=2$ e $K_m=0,1$.

6.4 Comparação dos Modelos de Esteira

Como visto, os modelos de esteira aplicados, com os parâmetros recomendados, não conseguiram se ajustar conforme o esperado com a simulação em regime transiente, considerada representativa da esteira real da turbina.

O modelo de viscosidade turbulenta foi o que melhor se adaptou à simulação, visto que o modelo de turbulência $k-\omega$ SST utiliza a formulação de viscosidade turbulenta no escoamento cisalhante livre, caso da esteira.

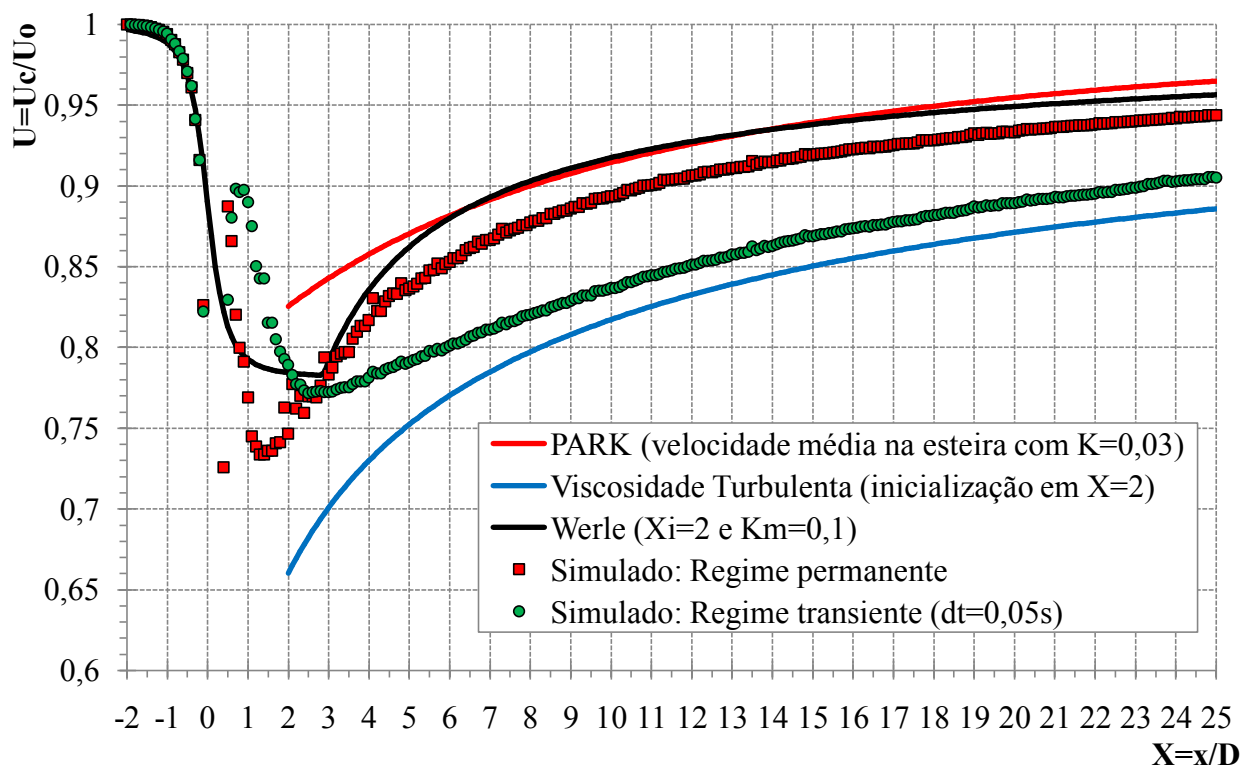


Figura 6.9 - Comparação de velocidades dos modelos e simulações.

O modelo de Werle foi o que teve maior divergência com a simulação, mesmo comparando com regime permanente, este modelo teve rápida recuperação da velocidade, não condizente com o observado.

O escoamento médio do modelo PARK apresentou tendência satisfatória na recuperação da velocidade, contudo seu perfil acarreta incertezas em um arranjo de turbinas.

As divergências entre os modelos e os casos simulados podem ser atribuídas à condição de contorno do modelo numérico e a seção do domínio de cálculo, onde a expansão da esteira pode ser restringida. A Figura 6.10 mostra o diâmetro da esteira dos modelos e da

simulação, sendo que o diâmetro da esteira na simulação foi obtido com uma isosuperfície igual à velocidade de corrente livre.

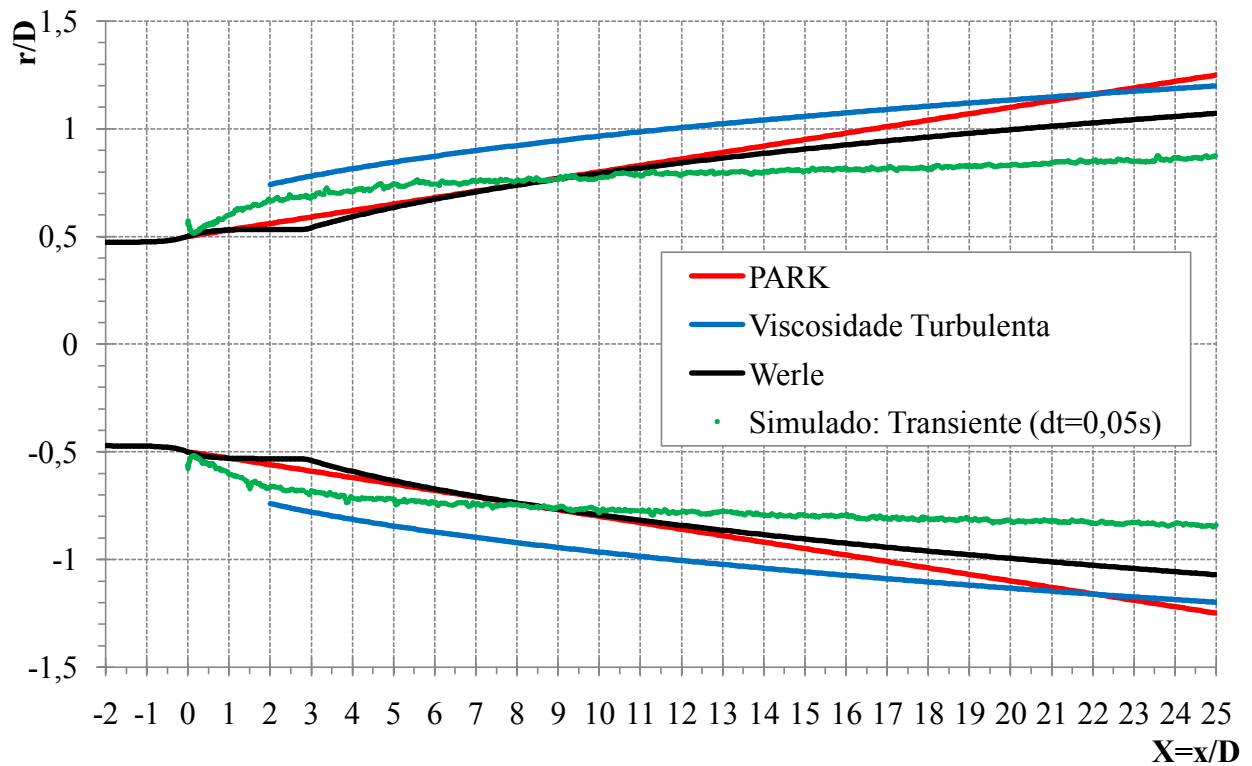


Figura 6.10 - Comparação da largura da esteira dos modelos e simulações.

A diferença no diâmetro da esteira também pode ser notada nos perfis de velocidade mostrados no Anexo I, onde há uma aceleração fora do tubo de corrente devido à restrição do domínio.

O uso da seção do túnel de vento com a finalidade de reproduzir o coeficiente de empuxo experimental acarretou em perdas na avaliação da esteira.

7. CONCLUSÕES

Apesar de ser a melhor fonte de dados experimentais para estudo do escoamento sobre uma turbina eólica, a turbina estudada não possui medições ao longo da esteira para comparação com as simulações, contudo esta turbina foi selecionada por possuir uma descrição detalhada do modelo e dos testes realizados, com a disponibilização dos resultados experimentais.

A escolha do software CFD se deu, dentre outros, com a disponibilidade de licença à Universidade, além de ser o único que possui malha poliédrica. Este software possui uma interface simples, com códigos embutidos para malhas móveis. Neste tipo de simulação, onde a geometria é complexa, uma malha não estruturada se ajusta bem ao modelo, sendo que a malha poliédrica possui boa qualidade.

O uso de equações médias de Reynolds, com o modelo de turbulência $k-\omega$ SST foi baseado em inúmeros artigos que indicam que este método se ajusta bem na aplicação em rotores eólicos. Outra abordagem indicada seria o uso de simulações de grandes escalas, o que acarretaria em malhas bem mais refinadas e conseqüente aumento do esforço computacional.

A geração da malha foi um processo custoso, tanto em tempo como em qualidade, sendo necessários inúmeros testes e alterações na geometria e parâmetros de geração para se chegar em um modelo passível de simulação sem o uso de um super computador. Isto também limitou o passo de tempo em simulações transientes.

A abordagem em regime permanente não se mostrou adequada para se obter o campo de velocidades na esteira, visto que somente as células em um disco sobre o rotor assumem rotação, desta forma, o escoamento no restante do domínio não assume que o rotor está girando 360°, mas entende que o escoamento na saída do rotor está apenas inclinado.

Com a finalidade de se reproduzir o coeficiente de empuxo obtido experimentalmente, foi utilizada a mesma seção do túnel de vento para o domínio de cálculo, o que já foi realizado em outros artigos (Zahle, 2009), contudo esta restrição não se mostrou ideal no estudo da esteira, causando uma pequena aceleração no escoamento fora do tubo de corrente, o que pode ter comprometido a qualidade dos resultados na esteira.

A metodologia da simulação se mostrou adequada, sendo que uma diminuição no passo de tempo em simulações transientes, assim como maior refino da malha perto do rotor são

necessários para estudo na esteira próxima, mas que não alteram significativamente os resultados para a esteira distante.

Foi visto que a intensidade de turbulência na esteira teve bom ajuste entre as simulações transientes e os modelos analíticos. Este é um ponto positivo, considerando que os modelos analíticos foram desenvolvidos com base em inúmeros experimentos.

Um dos modelos de esteira mais utilizados, PARK, apesar de ser simplificado, fornece um campo médio de velocidade na esteira adequado, se sua constante de decaimento for cuidadosamente atribuída. O uso deste modelo para definir o arranjo de turbinas em um parque eólico acarreta incerteza, como visto na comparação de seu perfil de velocidade. Observou-se que a constante de decaimento deste modelo varia ao longo da esteira, ou seja, para se obter um campo médio de velocidade mais realista, deve-se quebrar esta linearidade do modelo.

O modelo testado proposto por Werle não se mostrou muito adequado em comparação com as simulações, apesar de descrever fielmente o campo não perturbado antes do rotor, este modelo apresentou um incremento rápido da velocidade na esteira distante, se aproximando do campo médio de velocidade na esteira, apesar de que foi desenvolvido para reproduzir a velocidade na linha de centro.

Finalmente o modelo de esteira que mais se aproximou das simulações foi o de viscosidade turbulenta, desenvolvido para reproduzir a esteira distante. Este modelo apresentou boa tendência de recuperação de velocidade, apesar de iniciar com um déficit de velocidade maior que o esperado. Era de se esperar que este modelo se ajustasse melhor com a simulação, pois resolvem o mesmo equacionamento.

Ao analisar a expansão do tubo de corrente dos modelos de esteira em comparação com a simulação, verifica-se que a restrição do domínio impede sua expansão, de acordo com a tendência dos modelos.

Como recomendações para aprimorar a simulação para este caso, além do uso de computadores com grande capacidade de processamento e memória, estão:

- maior refinamento da malha em até pelo menos um diâmetro na esteira, para resolver todo o campo nesta região;
- uso de um domínio de cálculo com maior seção, podendo manter a condição de simetria;
- aumentar a intensidade de turbulência na entrada do domínio, para que chegue em um nível correspondente ao experimento no rotor;
- simulação em regime transiente. Se o interesse for na esteira próxima, o menor passo de tempo é adequado, o que não tem grande alteração na esteira distante;

- manter o método de malha móvel e modelo de turbulência como foi apresentado, que se considera adequado.

Finalmente destaca-se neste trabalho o desenvolvimento de um estudo comparativo entre modelos analíticos e simulação numérica de esteiras, sendo a simulação numérica desenvolvida a partir da modelagem da geometria e operação do rotor. Os resultados de C_T foram muito próximos aos resultados experimentais demonstrando a adequação da metodologia computacional, quanto a escolha da modelagem matemática (incluindo o modelo de turbulência) e quanto a discretização espacial.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Anderson M., 2009. **"Simplified Solution to the Eddy-Viscosity Wake Model"**, Renewable Energy Systems Ltd., Reino Unido;

Bak C., Fuglsang P., Sorensen N.N., Madsen H. Aa., Shen W.Z., Sorensen J.N., 1999. **"Airfoil Characteristics for Wind Turbines"**, Riso, Dinamarca;

Barthelmie R.J., Folkerts L., Larsen G.C., Rados K., Pryor S.C., Frandsen S.T., Lange B., Schepers G., 2006. **"Comparison of Wake Model Simulations with Offshore Wind Turbine Wake Profiles Measured by Sodar"**, Journal of Atmospheric and Oceanic Technology, EUA;

Burton T., Sharpe D., Jenkins N., Bossanyi E., 2001. **"Wind Energy Handbook"**, John Wiley & Sons, Ltd, Inglaterra;

Carcangiu C.E., 2008. **"CFD-RANS Study of Horizontal Axis Wind Turbines"**, PhD Thesis, Università degli Studi di Cagliari, Itália;

Chamorro L.P., Agel F.P., 2009. **"A Wind-Tunnel Investigation of Wind-Turbine Wakes: Boundary-Layer Turbulence Effects"**, Springer, EUA;

Crespo A., Hernández J., 1995. **"Turbulence characteristics in wind-turbine wakes"**, Elsevier Ltd., Holanda;

Elvira R.G., Crespo A., Migoya E., Manuel F., Hernández J., 2005. **"Anisotropy of turbulence in wind turbine wakes"**, Elsevier Ltd., Holanda;

Frandsen S.T., 2007. **"Turbulence and turbulence-generated structural loading in wind turbine clusters"**, Riso, Dinamarca;

Freire A.P.S., Menut P.P.M., Su J., 2002. **"Turbulência"**, ABCM, Brasil;

Giguère P., Selig M.S., 1999. **"Design of a Tapered and Twisted Blade for the NREL Combined Experiment Rotor"**, NREL, EUA;

Hand M.M., Simms D.A., Fingersh L.J., Jager D.W., Cotrell J.R., Schreck S., Larwood S.M., 2001. **"Unsteady Aerodynamics Experiment Phase VI: Wind Tunnel Test Configurations and Available Data Campaigns"**, National Renewable Energy Laboratory (NREL) Technical Report, Colorado, EUA;

Hansen M.O.L., Sorensen J.N., Voutsinas S., Sorensen N., Madsen H. Aa., 2006. **"State of the art in wind turbine aerodynamics and aeroelasticity"**, Elsevier Ltd., Holanda;

Hansen Martin O.L., 2008. **"Aerodynamics of Wind Turbines"**, Earthscan, Segunda Edição, Inglaterra;

Hartwanger D., Horvat A., 2008. **"3D Modelling of a Wind Turbine Using CFD"** NAFEMS Conference, Reino Unido;

Jensen N.O., 1993. **"A Note on Wind Generator Interaction"**, Riso, Dinamarca;

Larwood S., 2001. **"Wind Turbine Wake Measurements in the Operating Region of a Tail Vane"**, NREL, EUA;

Meng F., van Rooij R.P.J.O.M. **"CFD investigations with respect to model sensitivity for the non-rotating flow around the NREL Phase VI Blade"**, Delft University, Holanda;

NPARC Alliance CFD Verification and Validation Web Site. **"Examining Spatial (Grid) Convergence"**, (<http://www.grc.nasa.gov/WWW/wind/valid/tutorial/spatconv.html>);

NREL, **"NREL 10-m Wind Turbine Testing in NASA Ames 80'x120' Wind Tunnel"**, (<http://wind.nrel.gov/amestest/>);

Patankar S.V., 1980. **"Numerical Heat Transfer and Fluid Flow"**, Hemisphere Publishing Corp., McGraw-Hill, EUA;

Saxena A., **"Guidelines for Specification of Turbulence at Inflow Boundaries"**, ESI CFD Support (http://support.esi-cfd.com/esi-users/turb_parameters/);

Schlichting H., 1970. **"Boundary-Layer Theory"**, Sétima Edição, McGraw-Hill, EUA;

Schwer L.E., 2008. **"Is Your Mesh Refined Enough? Estimating Discretization Error using GCI"**, LS-DYNA, Alemanha;

Sezer-Uzol N., Long L.N., 2006. **"3-D Time-Accurate CFD Simulations of Wind Turbine Rotor Flow Fields"**, AIAA, EUA;

Simms D., Schreck S., Hand M., Fingersh L.J., 2001. **"NREL Unsteady Aerodynamics Experiment in the NASA-Ames Wind Tunnel: A comparison of Predictions to Measurements"**, NREL, EUA;

Somers Dan. M., 1997. **"Design and Experimental Results for the S809 Airfoil"**, National Renewable Energy Laboratory (NREL) Technical Report, Colorado, EUA;

Sorensen N.N., 2002. **"3D Background Aerodynamics using CFD"**, Riso, Dinamarca;

STAR-CCM+ Theory Manual, CD-adapco;

van Kuik G.A.M., van Rooij R.P.J.O.M., Imamura H. **"Analysis of the UAE Phase VI Wind Tunnel Results in the Non-Yawed Flow"**, Delft University, Holanda;

Vermeer L.J., Sorensen J.N., Crespo A., 2003. **"Wind turbine wake aerodynamics"**, Elsevier Ltd., Holanda;

Werle M.J., 2008. **"A New Analytical Model for Wind Turbine Wakes"**, Flodesign, Inc., EUA;

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

WindFarmer Theory Manual, GL-Garrad Hassan;

Zahle F., Sorensen N.N., 2007. **"On the Influence of Far-Wake Resolution on Wind Turbine Flow Simulations"**, IOP Publishing, Inglaterra;

Zahle F., Sorensen N.N., Johansen J., 2009. **"Wind Turbine Rotor-Tower Interaction Using an Incompressible Overset Grid Method"**, John Wiley & Sons, Ltd, Inglaterra.

ANEXO I

Este anexo mostra os perfis de velocidade obtidos na esteira para todos os casos simulados, nas distâncias 1,5, 2,5, 5, 10 e 20 vezes o diâmetro do rotor. O uso de 1,5 e 2,5 diâmetros se referem aos pontos onde foram encontradas as menores velocidades na linha de centro, para simulações em regime permanente e transiente, respectivamente.

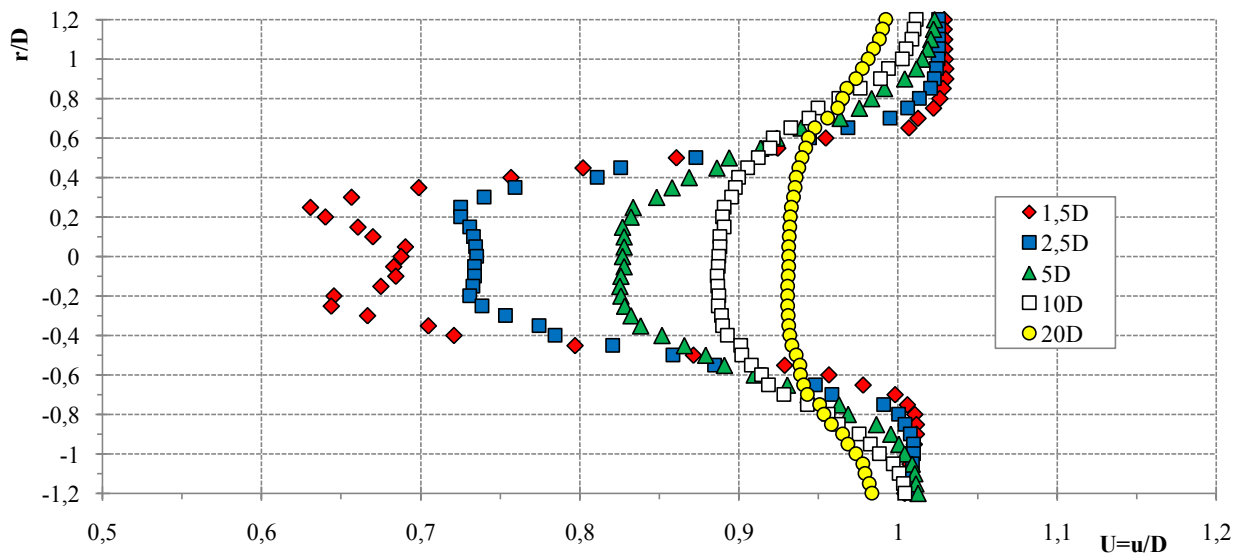


Figura I.1 - Regime permanente com passo=0°.

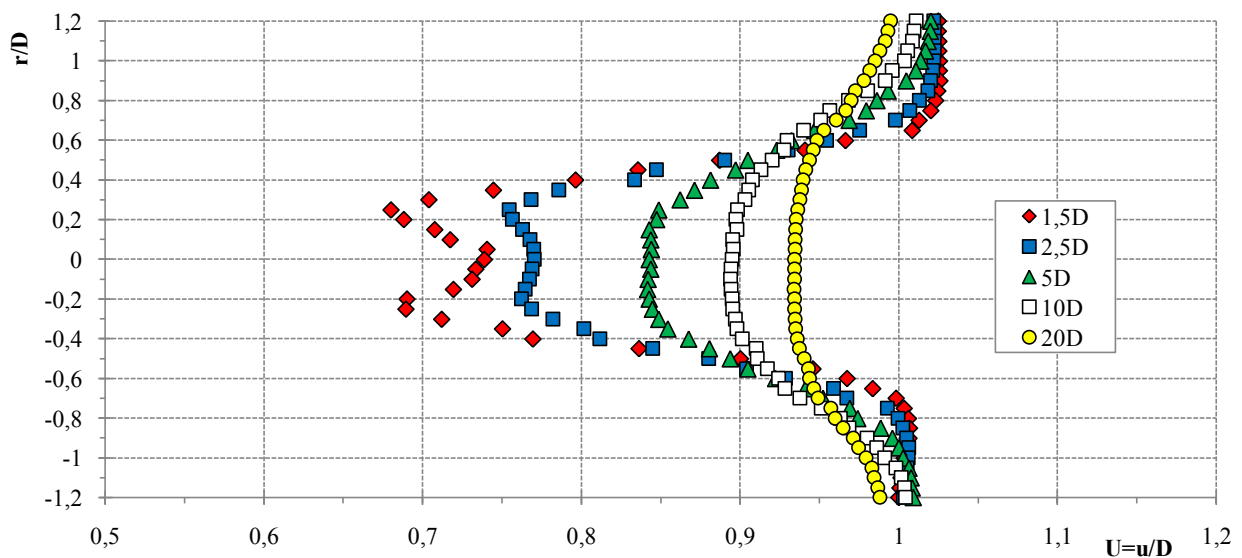


Figura I.2 - Regime permanente com passo=3°.

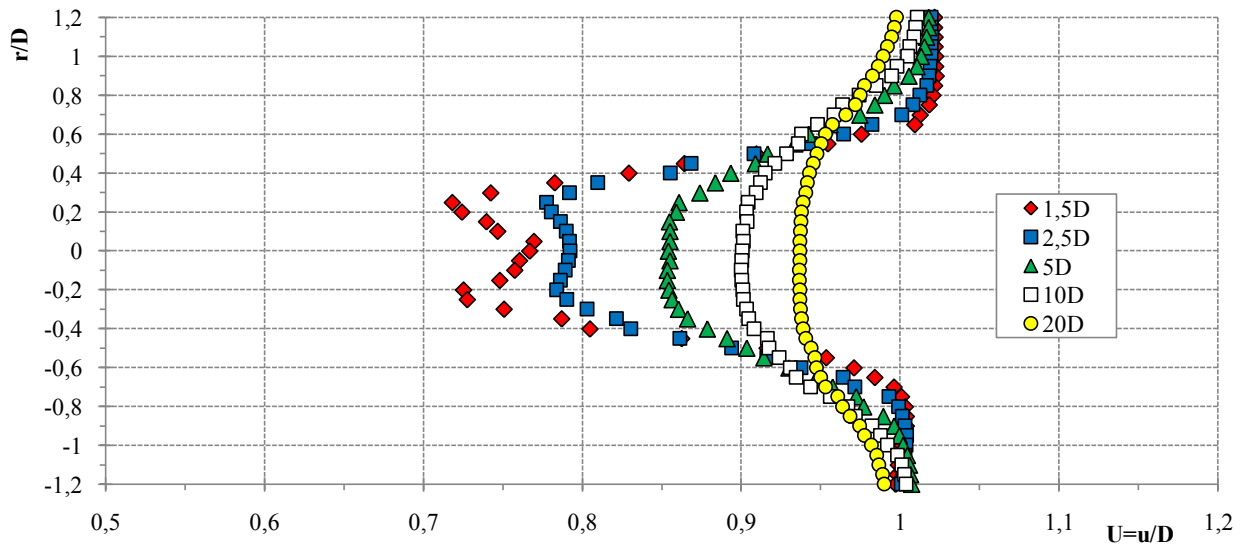


Figura I.3 - Regime permanente com passo= 5° .

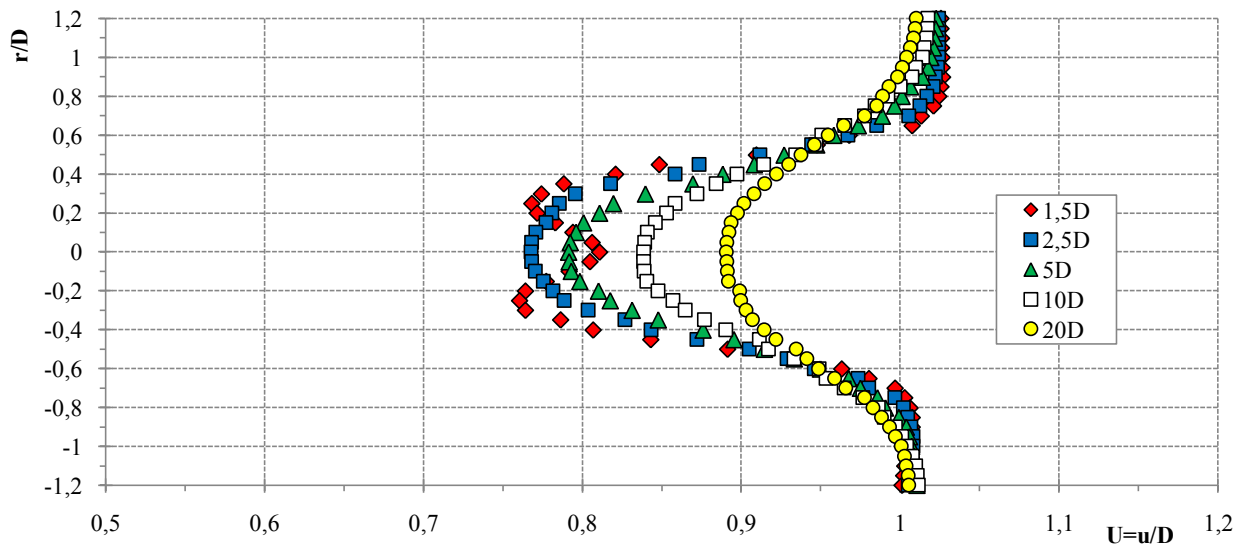


Figura I.4 - Regime transiente com passo= 3° e $dt=0,05s$.

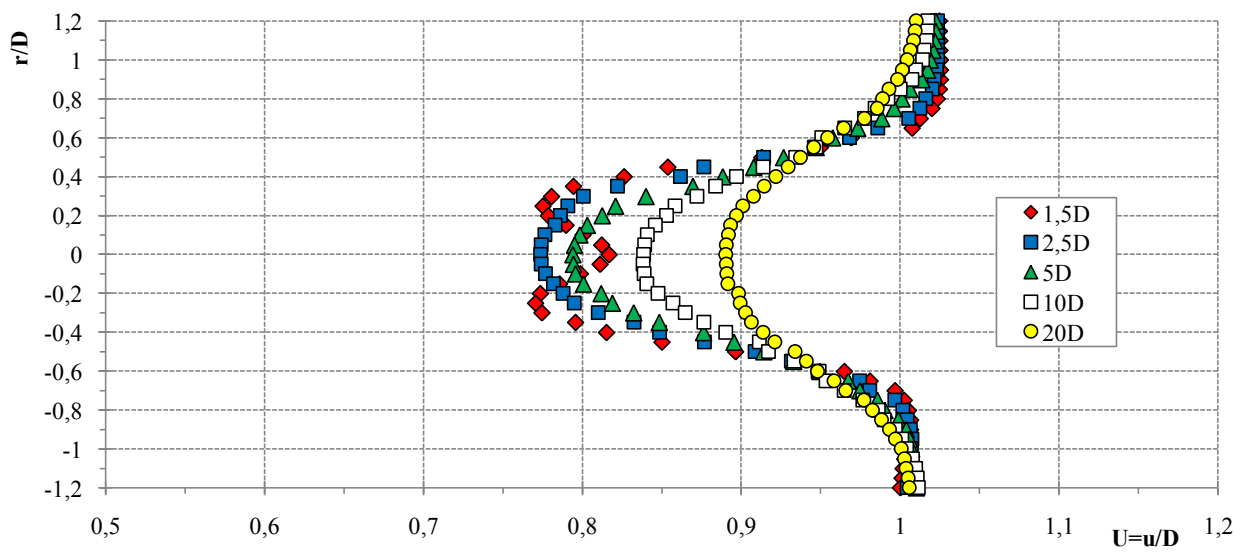


Figura I.5 - Regime transiente com passo= 3° e $dt=0,1s$.