

基于2D Frandsen模型的风力机尾流数值模拟

陈 晨¹, 许 昌^{1,2}, 李林敏¹, 薛飞飞², 潘航平¹, 雷 娇¹

(1. 河海大学能源与电气学院, 南京 211100; 2. 河海大学水利水电学院, 南京 210098)

摘 要: 针对二维尾流模型计算精度不高的问题, 基于Frandsen模型和径向尾流速度亏损呈高斯分布假设, 提出一种2D Frandsen模型, 该模型同时考虑环境湍流强度和地表粗糙度对尾流的影响。通过2D Frandsen模型对单台风力机尾流场进行模拟, 并将模拟结果与风场实测数据和风洞实验数据进行对比, 结果表明, 该文的2D Frandsen模型可准确预测多种工况下尾流区域的各点风速, 在径向分布上更符合真实流场, 计算精度优于修正Frandsen模型和2D_k Jensen模型。

关键词: 风力机; 尾流; 高斯分布; 2D Frandsen模型; 环境湍流强度

中图分类号: TK81

文献标志码: A

0 引 言

作为遏制全球气候变化, 缓解未来能源需求的重要一环, 风力发电技术在全球范围内受到高度重视。近年来, 随着我国对风电场建设加大投资, 大规模、大容量的风电场建设成为主流。在风电产业迅猛发展的同时, 尾流影响是亟需解决的问题之一。目前风力机尾流模型主要分为3大类: 求解N-S方程的CFD模型、涡流理论模型和基于势流理论的半经验尾流模型。

根据空气动力学的理论, 可通过求解受不稳定流动和旋转效应影响的N-S方程来对风力机周围的流动进行完整描述, 但受限于目前的计算机水平, 此方法难以实现。为了使用N-S方程对风力机周围的流动进行完整描述, 人们开始使用经过简化的模型对风力机周围气流的流动速度进行计算, 如致动盘、致动线和致动面模型^[1]。基于致动盘模型的CFD计算具有建模简易、计算精度较高等优点, 但对于不同的入流风速, 却需要进行多次计算。

为了方便计算, 人们通过适当简化假设建立了各种经验尾流模型来描述风力机尾流。与其他类型的模型相比, 半经验尾流模型具有结构简单、计算精度较高、计算速度快等优点。1983年, Jensen^[2]提出Park模型, 之后得到Katic等^[3]的修正。Park模型假设尾流半径呈线

性变化, 风速在径向呈常数分布, 其中尾流衰减系数为 k_{wake} 。但经过与实测数据对比发现该模型低估了尾流区域的速度亏损值, 且径向风速分布与实测数据不符。针对Park模型的不足, 张晓东等^[4]提出改进Jensen模型; 杨祥生等^[5]提出Park-Gaussian模型, 将Park模型从一维扩展至二维; Bastankhah等^[6]提出改进后的Frandsen模型, 假设尾流直径随下游距离线性变化, 并用高斯曲线描述尾流速度的径向分布。

本文对Frandsen模型进行修正, 并考虑环境湍流强度的影响, 在修正的基础上将模型从一维扩展至多维, 提出一种尾流模型2D Frandsen模型, 并将该模型计算值分别与实测值、CFD计算值和其他经验尾流模型计算值进行比较。

1 模型建立

1.1 Frandsen尾流模型介绍

Frandsen模型是Frandsen等^[7]于2006年提出的一种尾流模型, 在风力机的周围建立一个横截面为圆形的控制体, 并在满足质量守恒和动量守恒的前提下推导出尾流速度计算公式。Frandsen模型见图1。图1中, x 为风力机下游距离; U_∞ 为上游来流风速; d_w 为风力机下游 x 位置上的尾流横截面直径; U_w 为下游 x 位置处

收稿日期: 2017-11-02

基金项目: 国家自然科学基金委员会-雅砻江流域水电开发有限公司雅砻江联合基金(U1865101); 中央高校基本科研业务费专项资金(2017B42314); 江苏高校优势学科建设工程(PAPD)

通信作者: 许 昌(1972—), 男, 博士、教授、博士生导师, 主要从事风电场微观选址和空气动力学方面的教学与研究。
zhuifengxu@163.com

的尾流速度; d 为风轮直径。

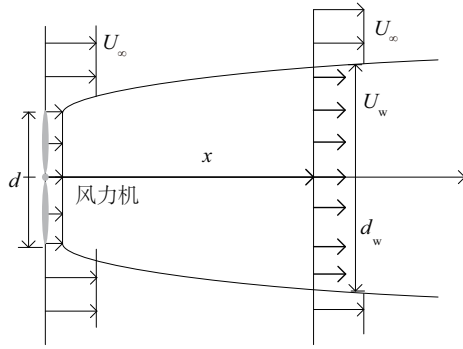


图1 Frandsen模型示意图

Fig. 1 Schematic of Frandsen model

由动量定理得尾流区下游距离 x 处的截面在流场中所受的推力 T 为:

$$T = \rho U_w (U_\infty - U_w) A_w \quad (1)$$

式中, ρ ——空气密度; U_w ——风力机下游 x 位置上轮毂高度处的尾流速度; A_w ——风力机下游距离 x 位置处的尾流横截面面积, $A_w = \pi d_w^2/4$ 。

在风力发电机组处 ($x=0$), 风力发电机组所受的推力 T 为^[8]:

$$T = \frac{1}{2} \rho A_0 U_\infty^2 C_T \quad (2)$$

式中, A_0 ——风力机叶片的扫风面积, $A_0 = \pi d^2/4$; C_T ——推力系数。

尾流区开始扩散时的截面积为 A_a , 但在实际风场中, 很难确定尾流开始扩散的初始位置。为了计算的方便, 假设尾流开始扩散的位置就是风力发电机组的位置, 即 $A(x=0) = A_a$ 。虽然该假设并不十分精确, 但它依然可满足 C_T 为 0~1 的所有情况。 A_a 与 A_0 的比值为 β :

$$\beta = A_a/A_0 \quad (3)$$

β 为 C_T 的函数, 计算公式为^[9]:

$$\beta = \frac{1}{2} \frac{1 + \sqrt{1 - C_T}}{\sqrt{1 - C_T}} \quad (4)$$

联立式(1)和式(2)可得尾流速度的计算公式:

$$\frac{U_w}{U_\infty} = \frac{1}{2} \left(1 + \sqrt{1 - 2C_T \frac{A_0}{A_w}} \right) \quad (5)$$

根据质量守恒方程, 风力机下游 x 位置处的尾流直径 d_w 的计算公式为:

$$d_w = (\beta^{n/2} + \alpha x/d)^{1/n} d \quad (6)$$

式中, n ——经验系数; α ——尾流扩散系数; 根据经典剪切流理论^[10], 在 $2 < \frac{x}{d} < 15$ 的范围内, 尾流直径 d_w 随

$x^{1/3}$ 变化, 因此 n 的值取 3。 α 的值约为 $10k_{\text{wake}}^{[11]}$, 则 α 的值为 0.7。

1.2 修正引入

考虑到环境湍流强度 I_0 对尾流速度的影响, 本文对该模型进行了一定的修正。具体修正过程如下:

对控制体使用动量守恒定律时, Frandsen 模型未考虑湍流对自由流速度的影响。根据湍流概论^[12], 湍流边界层对自由流有一定的扰动。近尾流区域中, 由于流经叶轮的流管内速度下降, 流管向外扩张, 导致部分空气流出图 1 所示的控制体边界, 从而影响到该位置的自由流速度。随着下游距离的增加, 在远尾流区, 尾流区域内的压差逐渐降低, 流出控制体的气流变少, 对自由流速度的影响也逐渐变小, 直到无穷远处影响降为 0, 此时自由流速度不再受到湍流影响。假设因为受到湍流边界层的影响, 风力机下游 x 位置处的自由流速度亏损率 $\Delta U_\infty/U_\infty$ 随 x 呈指数递减, 则 $\Delta U_\infty/U_\infty$ 可用式(7)进行计算:

$$\frac{\Delta U_\infty(x)}{U_\infty} = e^{-\delta x} \quad (7)$$

式中, δ ——自由流速度衰减系数。 δ 的取值与环境湍流强度 I_0 有关。在相同的地形下, 当自由流湍流强度越大时, 尾流速度恢复越快, 则 δ 的值也越大。 δ 与 I_0 的关系为^[13]:

$$\delta = \begin{cases} 0.6, I_0 \geq 10\% \\ 0.4, I_0 < 10\% \end{cases} \quad (8)$$

则风力机下游 x 位置处的自由流速度 $U_\infty(x)$ 可表示为:

$$U_\infty(x) = (1 - e^{-\delta x}) U_\infty \quad (9)$$

为了与 Frandsen 模型保持一致, 公式中一律使用相对距离, 即下游距离 x 与风力机直径 d 的比值 x/d , 式(9)可表示为:

$$U_\infty(x) = \left(1 - e^{-\delta \frac{x}{d}} \right) U_\infty \quad (10)$$

则下游 x 位置处的推力计算公式修正为:

$$T = \rho A_w U_w \left[\left(1 - e^{-\delta \frac{x}{d}} \right) U_\infty - U_w \right] \quad (11)$$

于是, Frandsen 模型表达式修正为:

$$\frac{U_w}{U_\infty} = \frac{1}{2} \left(1 - e^{-\delta \frac{x}{d}} \right) + \frac{1}{2} \sqrt{\left(1 - e^{-\delta \frac{x}{d}} \right)^2 - 2 \frac{A_0}{A_w} C_T} \quad (12)$$

1.3 2D Frandsen 模型

通过实测数据可发现, 在真实流场中, 径向尾流速度亏损率服从高斯分布。为了更准确地计算尾流速度,

提出一种半经验尾流模型——2D Frandsen 模型。该模型假设:尾流直径 d_w 随 $x^{1/3}$ 变化,尾流区的径向风速亏损率 $\Delta U/U_\infty$ 服从高斯分布。则径向速度亏损率 $\Delta U/U_\infty$ 的计算公式为:

$$\frac{\Delta U(x,r)}{U_\infty} = \Delta u_{\max} e^{-\frac{r^2}{2\sigma^2}} \quad (13)$$

式中, r ——以风轮中心线为圆心的辐射半径; σ ——径向尾流速度亏损率分布曲线的标准差; Δu_{\max} ——下游各个位置上尾流速度亏损率的最大值,即尾流中心线上的速度亏损率。 Δu_{\max} 的计算公式为:

$$\Delta u_{\max} = 1 - \frac{1}{2} \left(1 - e^{-\frac{\delta^2}{d}} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{\left(1 - e^{-\frac{\delta^2}{d}} \right)^2 - 2 \frac{A_0}{A_w} C_T} \quad (14)$$

式(13)中的 σ 决定了径向尾流速度亏损率曲线的形状和下游各位置处的尾流直径 d_w 。假定 σ 的变化与尾流速度波动无关,从实测数据中可以看到在下游的不同位置处,风廓线的形状和尾流直径各不相同,则标准差 σ 与下游距离 x 有关。为了和尾流直径的计算公式保持一致,假设 σ 是 $x^{1/3}$ 的函数。公式中的 σ 和 x 一律使用相对值,则标准差 σ 的计算公式为:

$$\frac{\sigma}{d} = k \left(\frac{x}{d} \right)^{1/3} + \varepsilon \quad (15)$$

式中, k ——曲线标准差 σ 关于 $x^{1/3}$ 的变化率, k 不同于 Jensen 模型中的尾流衰减系数 k_{wake} ; ε ——当 x 趋近于 0 时 σ/d 的值。

将式(15)代入式(13)中,就会得到径向尾流速度亏损率的计算公式:

$$\frac{\Delta U(x,r)}{U_\infty} = \Delta u_{\max} \exp \left\{ -\frac{1}{2 \left[k \left(\frac{x}{d} \right)^{1/3} + \varepsilon \right]^2} r^2 \right\} \quad (16)$$

综上所述,2D Frandsen 模型为:

$$\begin{cases} \Delta u_{\max} = 1 - \frac{1}{2} \left(1 - e^{-\frac{\delta^2}{d}} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{\left(1 - e^{-\frac{\delta^2}{d}} \right)^2 - 2 \frac{A_0}{A_w} C_T} \\ \frac{U_w}{U_\infty}(x,y,z) = 1 - \Delta u_{\max} \exp \left\{ -\frac{1}{2 \left[k \left(\frac{x}{d} \right)^{1/3} + \varepsilon \right]^2} \left(\frac{y}{d} + \frac{z-H}{d} \right)^2 \right\} \end{cases} \quad (17)$$

式中, y ——尾流横截面水平方向的坐标; z ——尾流横截面垂直方向的坐标; H ——轮毂高度。式(17)给出了以尾流速度 U_w 为因变量,以坐标系 $(x/d, y/d, z/d)$ 、推力系数 C_T 、 k 和 ε 为自变量的函数。为了推导出 k 和 ε 的计算公式,对 Vestas V80-2 MW 风力机的大涡模拟数据^[14]进行研究,各工况的参数详见表 1,其中 z_0 为地表粗糙度。

表 1 V80-2 MW 输入参数

Table 1 Corresponding input parameters for V80 -2 MW

工况	D/m	H/m	C_T	$U_\infty/\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	$I_0/\%$ ($z=H$)	z_0/m
1	80	70	0.80	9.0	13.4	0.5
2	80	70	0.80	9.0	9.4	0.05
3	80	70	0.80	9.0	6.9	0.005
4	80	70	0.80	9.0	4.8	0.00005

由表 1 可知,除了环境湍流强度 I_0 和地表粗糙长度 z_0 ,工况 1~4 的来流风速等其他参数都相同。地表粗糙长度 z_0 表示不同的地形,包括复杂地形 ($z_0=0.5 \text{ m}$),农田 ($z_0=0.05 \text{ m}$),草原 ($z_0=0.005 \text{ m}$),白雪覆盖的平地 ($z_0=0.00005 \text{ m}$)。该风力机的运行工况涵盖了不同类型的地形,具有一定的代表性。根据各算例的尾流数据求得标准差 σ ,再按式(15)的形式对其进行拟合就可得到各工况下 k 和 ε 的值,拟合结果见图 2。

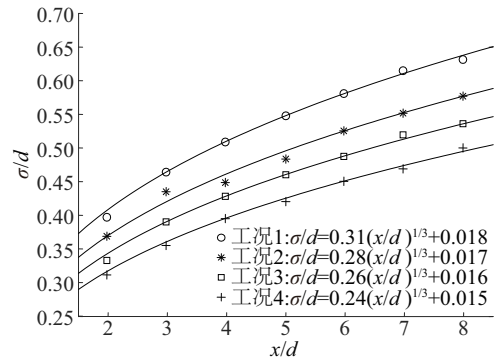


图2 标准差拟合曲线

Fig. 2 Fitted line of normalized standard deviation

经过观察后发现,对于表 1 中的各工况 k 和 ε 分别与环境湍流强度 I_0 ($4\% < I_0 < 15\%$) 呈线性变化,拟合结果见图 3。

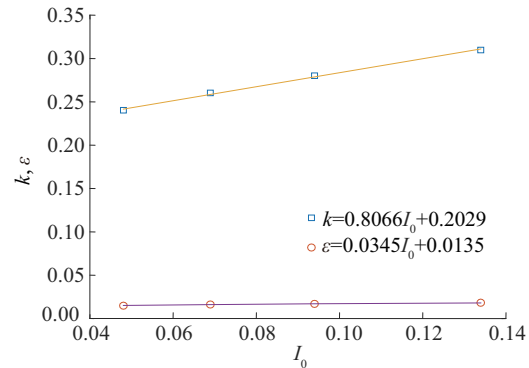


图3 k 和 ε 拟合曲线

Fig. 3 Fitted line of k and ε

通过拟合可知,对于表 1 中的工况 k 和 ε 的计算公式为:

$$\begin{cases} k = 0.8066I_0 + 0.2029 \\ \varepsilon = 0.0345I_0 + 0.0135 \end{cases} \quad (18)$$

2 计算结果分析

2.1 算例 1: Nibe 风力机

Nibe 风力机^[15]是丹麦 20 世纪 70 年代在 Nibe 安装的 2 台上风向三叶片水平轴中型风力机,二者沿主风向布置,分别被命名为 Nibe A 和 Nibe B,其位置分布见图 4。

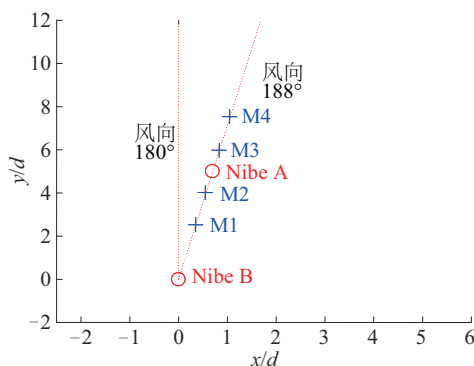


图 4 Nibe 风力机排布示意图

Fig. 4 Layout of Nibe wind farm

Taylor 等^[16]在 1985 年通过观测得到 Nibe B 风力机的尾流数据。Nibe B 风力机的主要参数有:轮毂高度为 45 m,风轮直径为 40 m,叶片结构为钢和玻璃钢,翼型为 NACA44 系列,额定功率为 630 kW。Nibe B 风力机下游 2.5d、4.0d、6.0d、7.5d 处分别安装测风塔,而 Nibe A 风力机位于 Nibe B 下游 5.0d 的位置上。由于风力机之间的相互影响,本文中不会对测风塔 M3 在下游 6.0d 处测得的数据进行比较。通过该实验,Taylor 等^[16]得到单独运行的 Nibe B 风力机 1 min 平均的长期尾流数据。通过已知的功率曲线可推导出轮毂高度处的平均风速为 8.55 m/s。轮毂高度处的环境湍流强度 I_0 为 10%,推力系数 C_T 为 0.82。

为了验证 2D Frandsen 模型的准确性,将 2D Frandsen 模型的计算结果与 Frandsen 模型、实测数据和 CFD 数据进行比较。其中 CFD 数据是基于改进致动盘模型的 CFD 计算值,该模型由许昌等^[17]于 2015 年提出,在致动盘模型中引入改进湍流方程源项,从而成功改善了标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型造成的尾流恢复过快的问題。对 Nibe B 风力机下游 2.5d、4.0d、7.5d 处风速轮廓线的实测值和尾流模型计算值的比较见图 5。

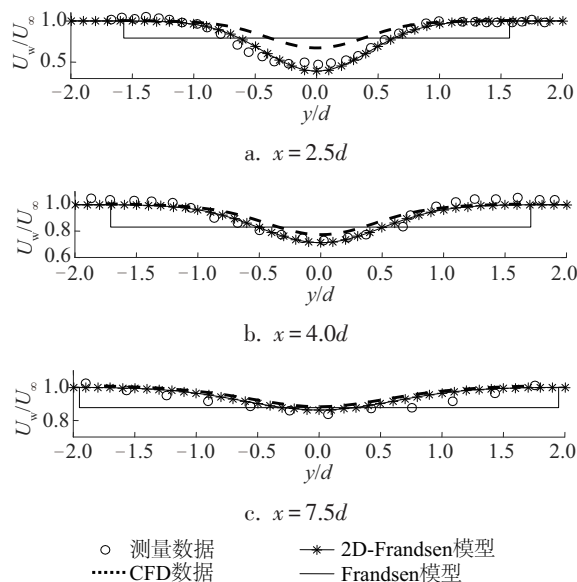


图 5 Nibe B 风力机下游 2.5d、4.0d 和 7.5d 处径向风速轮廓线

Fig. 5 Radical velocity profile at 2.5d, 4.0d and 7.5d downstream of Nibe B wind turbine

由图 5 可知:在下游 3 个不同的位置上,Frandsen 模型的计算值都远大于实测值,这说明 Frandsen 模型的不足之处与 Jensen 模型相似,即尾流速度恢复过快。在下游 2.5d 处 2D Frandsen 模型在尾流中心处的计算值虽然略小于实测值,但与 CFD 计算值相比,2D Frandsen 模型的计算结果明显更接近于实测值。这说明相较于 CFD 方法,2D Frandsen 模型可更准确预测近尾流区的风速。在下游 4.0d 和 7.5d 处,2D-Frandsen 模型的计算值基本与实测数据一致,而 CFD 计算值则略大于实测数据。CFD 方法可准确预测远尾流区的风速,但不能准确预测近尾流区的风速。

2.2 算例 2: Sexbierum 风场

Sexbierum 风电场^[18]由 18 台额定功率为 310 kW,风轮直径为 30 m,轮毂高度为 35 m 的风力机组组成。风力机的切入风速为 5 m/s,额定速度为 14 m/s,切出速度为 20 m/s。在风场周围安装 7 台气象桅杆,用于测量风速、风向、气压、温度等。气象桅杆保证每个方向上的风速都可以在不受干扰的前提下测得。Sexbierum 风电场中风力机和气象桅杆的具体位置分布见图 6。

该实验对风力机 T18 下游 2.5d、5.5d 和 8.0d 位置处的尾流数据进行详细测量,得到 3 min 平均的长期风速数据。通过已知的功率曲线可以推导出轮毂高度处的平均速度为 8.5 m/s。轮毂高度处的湍流强度 I_0 为 10%,当地风电场的表面粗糙度 z_0 为 0.058,风力机推力

系数为 C_T 为 0.75。

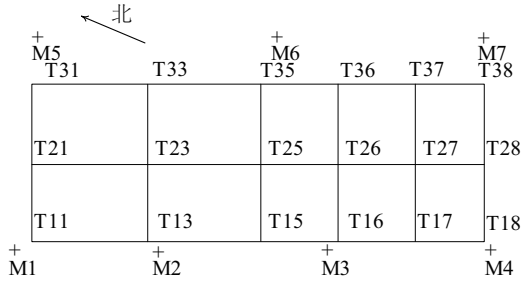


图6 Sexbierum 风电场风力机排布示意图

Fig. 6 Layout of Sexbierum wind farm

为了验证 2D Frandsen 模型的准确性,将 2D Frandsen 模型的计算结果与 Frandsen 模型、实测数据和改进后的 Frandsen 模型进行了比较。其中改进后的 Frandsen 模型是由 Bastankhah 等^[6]于 2014 年提出,该模型假设尾流直径呈线性变化,并用高斯曲线来对尾流的径向速度进行拟合。对 Sexbierum 风力机下游 2.5d、5.5d、8.0d 处风速轮廓线的实测值和尾流模型计算值的比较见图 7。

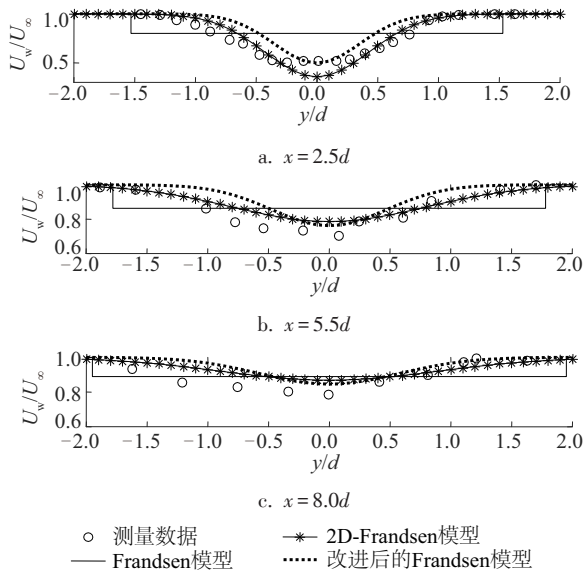


图7 Sexbierum 风力机下游 2.5d, 5.5d 和 8.0d 处径向风速轮廓线

Fig. 7 Radical velocity profile at 2.5d, 5.5d and 8.0d downstream of Sexbierum wind turbine

由图 7 可知:Frandsen 模型中风力机尾流速度恢复过快。下游 2.5d 处,2D Frandsen 模型对尾流中心线上的速度估计过低,其与实测数据之间的误差率为 18%,但除中心区域外,计算得到的尾流径向风廓线基本与实测数据吻合。而改进后的 Frandsen 模型高估了尾流速度,其计算值比实测值高 20%。随着下游距离

的增加,新提出的 2D Frandsen 模型与实测数据之间的差距逐渐缩小。下游 5.5d、8.0d 处,2D Frandsen 模型的计算值基本与实测数据一致,而改进后的 Frandsen 模型计算得到的径向尾流风廓线与实测数据相差较大。主要原因是改进后的 Frandsen 模型计算得到的尾流直径偏小,这说明假设尾流直径随着下游距离 x 线性变化的假设并不符合真实流场。

2.3 算例3:GH 风洞试验

1989 年, Garrad Hassan 开展了一系列风力机尾流的风洞实验研究^[19]。研究对象是风轮直径为 0.27 m 的水平轴风力机模型,该模型的缩放比例为 1:160,对应的风力机风轮直径为 43.2 m,轮毂高度为 50 m。该风力机安装在粗糙度 z_0 为 0.075 m 的平坦地区。来流风速为 5.3 m/s,推力系数 C_T 为 0.62。该风洞的实测数据是每隔 10 min 的轮毂高度处的平均速度。对 GH 风力机下游 5.0d、7.5d、10.0d 处风速轮廓线的实测值和尾流模型计算值的比较见图 8。

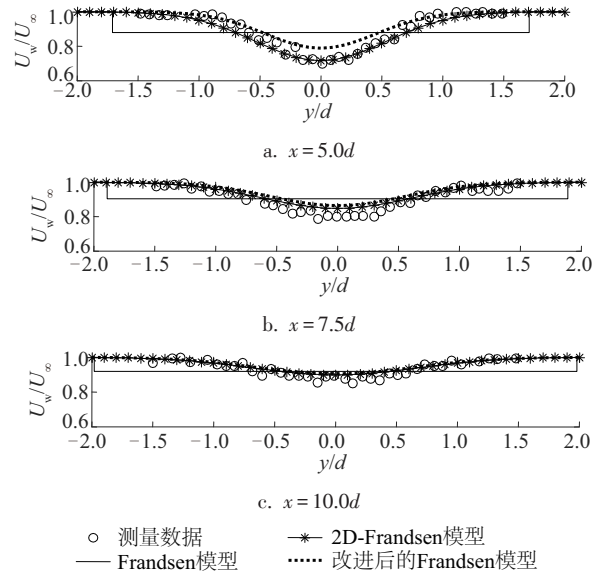


图8 GH 风力机下游 5.0d, 7.5d 和 10.0d 处径向风速轮廓线
Fig. 8 Radical velocity profile at 5.0d, 7.5d and 10.0d downstream of GH wind turbine

为了验证 2D Frandsen 模型的准确性,将 2D Frandsen 模型的计算结果与 Frandsen 模型、实测数据和改进后的 Frandsen 模型进行比较。由图 8 可知:Frandsen 模型中风力机尾流速度恢复过快。在下游 5.0d 处,改进后的 Frandsen 模型计算得到的尾流速度偏大,而 2D Frandsen 模型的计算得到的尾流速度基本与实测值一致。下游 7.5d 处,改进后的 Frandsen 模型和 2D Frandsen 模型在尾流中心区域的计算值略

大于实测值,但误差可以控制在 5% 以内,仍十分接近实测数据。在下游 $10.0d$ 处,改进后的 Frandsen 模型和 2D Frandsen 模型计算得到的尾流速度基本与实测值一致。由图 7 和图 8 可知:改进后的 Frandsen 模型中的尾流半径偏小,导致该模型在径向上的尾流速度分布与实测值有一定偏差,偏差在近尾流区更为明显。进一步说明了新提出的 2D Frandsen 模型中尾流半径计算公式比改进后的 Frandsen 模型合理。

2.4 算例 4.5:不同粗糙度下的 Vestas V80-2 MW

为了研究风力机尾流区域大气湍流的影响,文献[14]用大涡模型来模拟 4 种大气粗糙长度下的单台风力机的尾流变化情况。大涡模型和旋转的致动盘模型均可以有效预测单台风力机地尾流变化情况。本文选取粗糙度 z_0 分别为 0.05 和 0.005 的 2 种情况来验证新提出的尾流模型,这 2 种工况对应的轮毂高度处的湍流强度 I_0 分别为 9.4% 和 6.9%。风力机型号为 Vestas V80-2MW,风轮直径为 80 m,轮毂高度为 75 m,来流风速为 9 m/s,推力系数 C_T 为 0.8。

为了验证 2D Frandsen 模型的准确性,将 2D Frandsen 模型的计算结果与 Frandsen 模型、实测数据和 2D_k Jensen 模型进行比较。其中,2D_k Jensen 模型是由田琳琳等^[20]于 2015 年提出,在 Jensen 模型的基础上采用余弦曲线描述尾流速度的径向分布。对不同粗糙度下的 Vestas 风力机下游 $3d$ 、 $5d$ 、 $7d$ 处风速轮廓线的大涡模拟结果和尾流模型计算值的比较见图 9 和图 10。

由图 9 可知:在粗糙度 z_0 为 0.05 的情况下,除了 Frandsen 模型,其他 3 种模型计算得到的径向风廓线形状基本一致。随着下游距离的增加,2D_k Jensen 模型的计算值与大涡模拟的差距越来越大。而在下游不同的 3 处位置上,2D Frandsen 模型的计算值基本与大涡模拟一致。

由图 10 可知:在粗糙度 z_0 为 0.005 的情况下,除 Frandsen 模型外,其他 3 种模型计算得到的径向风廓线形状基本一致。在下游 $3d$ 和 $7d$ 处,2D_k Jensen 模型和 2D Frandsen 模型都与大涡模拟有一定偏差。下游 $5d$ 处,尽管 2D Frandsen 模型高估了尾流中心区域的速度,但 2D Frandsen 模型准确预测了尾流直径,且得到的风廓线在形状上更接近大涡模拟。

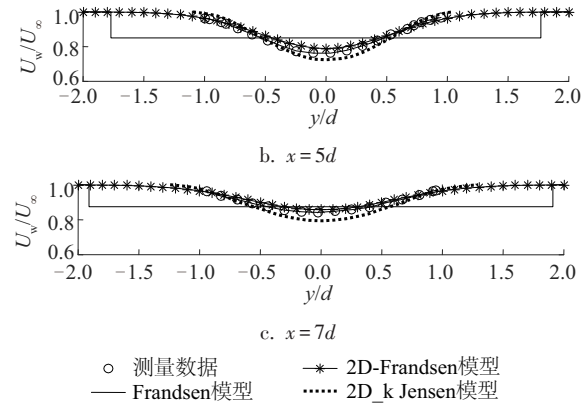
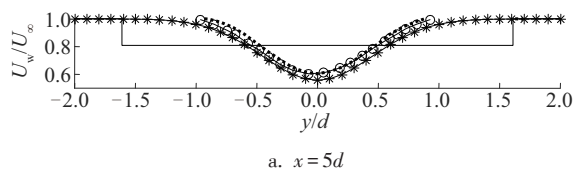


图 9 Vestas 风力机下游 $3d$ 、 $5d$ 和 $7d$ 处径向风速轮廓线 ($z_0=0.05$)

Fig. 9 Radical velocity profile at $3d$, $5d$ and $7d$ downstream of Vestas wind turbine ($z_0=0.05$)

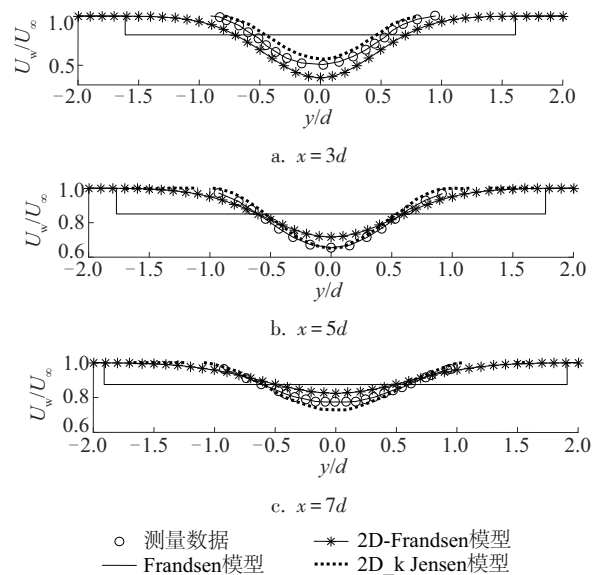


图 10 Vestas 风力机下游 $3d$ 、 $5d$ 和 $7d$ 处径向风速轮廓线 ($z_0=0.005$)

Fig. 10 Radical velocity profile at $3d$, $5d$ and $7d$ downstream of Vestas wind turbine ($z_0=0.005$)

3 结 论

本文基于 Frandsen 模型和径向尾流速度亏损率服从高斯分布的假设,提出 2D Frandsen 尾流模型,对单台风力机尾流场进行数值模拟研究。对不同类型的风力机分别用 Frandsen 模型、2D_k Jensen 模型或 CFD 计算方法进行对比研究。经过与风场实测数据和风洞试验结果的比较,得出以下结论:

1) 湍流边界层附近的自由流速度会受到环境湍流

强度 I_0 的影响,进而影响尾流速度分布。环境湍流强度越大,尾流速度恢复得越快。

2)假设尾流直径 d_w 随 $x^{1/3}$ 变化会明显提高尾流场的预测精度。

3)本文提出的2D Frandsen模型计算精度优于的改进后的Frandsen模型、2D_k Jensen模型和CFD计算方法。

4)2D Frandsen模型可以准确预测尾流区的风速,其预测结果未来或可用于功率预测,风电场微观选址。

[参考文献]

- [1] CRASTO G, GRAVDAHL A R, CASTELLANI F, et al. Wake modeling with the actuator disc concept[J]. Energy procedia, 2012, 24: 385-392.
- [2] JENSEN N O. A note on wind generator interaction[R]. Technical report from the Risø National Laboratory (Risø-M-2411), 1983.
- [3] KATIC I, JENSEN N O. (Article) A simple model for cluster efficiency [C]//Proceedings from the European Wind Energy Conference, Rome, Italy, 1987.
- [4] 张晓东, 张镇. 半经验风力机尾流模型的研究[J]. 太阳能学报, 2014, 35(1): 101-105.
ZHANG X D, ZHANG Z. Research of semi-empirical wind turbine wake models[J]. Acta energiae solaris sinica, 2014, 35(1): 101-105.
- [5] 杨祥生, 赵宁, 田琳琳, 等. 基于Park-Gauss模型的风场尾流数值模拟[J]. 太阳能学报, 2016, 37(9): 2224-2229.
YANG X S, ZHAO N, TIAN L L, et al. Wake numerical simulation of wind farm based on the park-Gauss model[J]. Acta energiae solaris sinica, 2016, 37(9): 2224-2229.
- [6] BASTANKHAH M, PORTÉ-AGEL F. A new analytical model for wind-turbine wakes[J]. Renewable energy, 2014, 70(5): 116-123.
- [7] FRANDSEN S, BARTHELMIE R, PRYOR S, et al. Analytical modelling of wind speed deficit in large offshore wind farms[J]. Wind energy, 2006, 9(1-2): 39-53.
- [8] HAUGLAND J K. Optimization Models for Turbine Location in Wind Farms[D]. Jan Kristian Haugland: University of Bergen, 2012: 1-71.
- [9] BURTON T, SHARPE D, JENKINS N, et al. The Wind Energy Handbook[M]. John Wiley & Sons, 2001.
- [10] TENNEKES, H, LUMLEY, J. A first course in turbulence[M]. MIT Press, 1972: 1153-1176.
- [11] RENKEMA D J. Validation of wind turbine wake models [D]. Holland Delft University of Technology, 2007.
- [12] 张兆顺, 崔桂香, 许春晓, 等. 湍流理论与模拟[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005.
ZHANG Z S, CUI G X, XU C X, et al. Turbulence theory and simulation[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2005.
- [13] CHAMORRO L P, PORTÉ-AGEL F. A wind-tunnel investigation of wind-turbine wakes: boundary-layer turbulence effects[J]. Boundary-layer meteorology, 2009, 132(1): 129-149.
- [14] WU Y T, PORTÉ-AGEL F. Atmospheric turbulence effects on wind-turbine wakes: an LES study[J]. Energies, 2012, 5(12): 5340-5362.
- [15] AYLOR G T. Wake Measurements on the Nibe wind turbines in Denmark [R]. Penmark: Atomic Energy Research Establishment, 1990.
- [16] TAYLOR G J, MILBORROW D J, et al. Wake measurements on the Nibe windmills [C]//Proceedings of Seventh BWEA Wind Energy Conference, Oxford, UK. 1985: 67-73.
- [17] 许昌, 韩星星, 王欣, 等. 基于改进致动盘和拓展 $k-\varepsilon$ 湍流模型的风力机尾流数值研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(8): 1954-1961.
XU C, HAN X X, WANG X, et al. Study of wind turbine wake modeling based on a modified actuator disk model and extended $k-\varepsilon$ turbulence model[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(8): 1954-1961.
- [18] CLEIJNE J W. Results of the sexbierum wind farm: Single wake measurements [R]. Holland: TNO Report, 1993.
- [19] SCHLEZ W, TINDAL A, QUARTON D. GH Wind farmer validation report [R]. Bristol: Garrad Hassan and Partners Ltd, 2003.
- [20] TIAN L L, ZHU W J, SHEN W Z, et al. Development and validation of a new two-dimensional wake model for wind turbine wakes[J]. Journal of wind engineering & industrial aerodynamics, 2015, 137(1): 90-99.

WAKE NUMERICAL SIMULATION OF WIND TURBINE BASED ON 2D-FRANDSEN MODEL

Chen Chen¹, Xu Chang^{1,2}, Li Linmin¹, Xue Feifei², Pan Hangping¹, Lei Jiao¹

(1. College of Energy and Electrical Engineering, Hohai University, Nanjing 211100, China

2. College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: Due to the inaccuracy of 2D wake analytical models, a new 2D Frandsen model was put forward according to the original Frandsen model and the assumption of Gaussian distribution for the radial velocity deficit in wake. The influence of ambient turbulence intensity and surface roughness were taken into account. The wake flow of a single wind turbine was simulated and the results were validated against the measured data in wind farm and the experimental data in wind tunnel. The results show that the new 2D Frandsen model can accurately predict the velocity distribution in the wake region for varying conditions, which is more coincident with the real flow field. The new 2D Frandsen model is found superior to the modified Frandsen model and the 2D_k Jensen model.

Keywords: wind turbines; wakes; Gaussian distribution; 2D Frandsen model; ambient turbulence intensity