

基于不同解析尾流模型的海上风电场 数值模拟

白鹤鸣¹, 王尼娜², 万德成^{*1}

(1. 上海交通大学 船海计算水动力学研究中心 船舶海洋与建筑工程学院 海洋工程国家重点实验室, 上海 200240;

2. 中国电建集团华东勘测设计研究院有限公司, 杭州 311122)

摘 要

对比分析 4 种典型的解析尾流模型的基本特性, 综合考虑不同轮毂高度的影响, 进行解析尾流模型在中性及对流大气边界层入流下对海上风电场的实用性研究。采用大涡模拟方法 (LES) 对海上风电场进行数值模拟, 并和解析尾流模型的计算结果进行对比分析。结果表明, 两种不同大气入流条件及风机轮毂高度布置情况对风场发电量存在较大影响, 采用原始模型参数的 4 种典型解析尾流模型的预测结果均存在较大误差, 但经过参数优化的 Bastankhah 尾流模型具有较高的预测精度, 更适用于大气边界层入流下的海上风电场产能预测。

关键词: 海上风电场; 解析尾流模型; 大气边界层入流; 垂向错列排布; 风电场功率

中图分类号: O351

文献标志码: A

0 引 言

风能作为一种技术最为成熟, 经济并且能够大规模开发的可再生能源之一而在世界各地被广泛的应用^[1]。随着风力发电需求的不断增加和风电产业的快速发展, 风力机集群化形成风电场进行并网发电成为风能开发的主要形式。大型风电场中前排风机的尾流速度亏损以及尾流区湍流强度的增加会导致后排风机的功率输出降低并增大叶片的疲劳载荷, 这种现象被称作“尾流效应”^[2]。受到环境、场地等因素的影响, 风电场中尾流损失现象十分显著。为了减少尾流效应所带来的风电场功率损失, 需要通过优化算法对指定区域风电场的风机位置进行布局优化^[3]。一般将风电场的年平均发电量 (annual energy production, AEP) 或其相关变换作为优化的目标函数, 因此准确计算风电场总功率是布局优化问题的关键点之一。风电场功率预报的关键是利用尾流计算模型得到每台风机的平均入流风速。现有的尾流计算模型主要分为两类: 解析尾流模型 (analytical wake model) 和计算尾流模型 (computational wake model)。前者是基于理想化的假设或实验数据拟合而得到的半经验风机尾流区域速度分布的数学表达式; 后者则使用完整的计算流体力学分析方法求解 N-S 方程来更为准确地描述风机尾流场的流动。然而, 风电场微观选址主要关注不同风力机布局下的风电场年发电量 AEP, 并不关注流场细节。解析

收稿日期: 2020-10-14; 修改稿收稿日期: 2020-11-19

基金项目: 国家自然科学基金(51879159); 长江学者奖励计划(T2014099); 国家重点研发计划项目(2019YFB1704200, 2019YFC0312400); 工信部数值水池创新专项课题(2016-23/09)资助项目

尾流模型由于其形式简单,计算速度快并且具有能够满足工程精度要求的特点而作为风电场发电量的快速预报方法被广泛应用于风电场模拟和实际的风电场微观选址研究中^[4]。常见的解析尾流模型包含 Park 尾流模型^[5]、Frandsen 尾流模型^[6]、Bastankhah 尾流模型^[7]、Larsen 尾流模型^[8]等。

近些年中,对尾流模型适用性的验证主要集中在与风场实测数据对比及与 CFD 计算结果的对比。Gaumond 等^[9]使用 Park 尾流模型、Larsen 尾流模型和 Fuga 模型分别计算了 Horn Rev I 海上风电场及 Lillgrund 海上风电场的发电量并与实测数据进行对比。结果发现在确定入流风向下,若测风数据范围选取较大($\pm 15^\circ$),3种模型的计算结果与实测数据均较为接近。Larsen 尾流模型和 Fuga 模型的预测精度更高,而 Park 尾流模型低估了前排风机的输出功率;数据选取范围较小时($\pm 2.5^\circ$),3种模型均低估了输出功率,其原因在于较小的数据范围增大了风向数据不确定性(wind direction uncertainty)的影响。Seim 等^[10]基于 WindSim 软件以及 Nygårdstjernet 风场实测数据,对 Park 尾流模型、Larsen 尾流模型及 Ishihara 尾流模型在复杂地形下的适用性进行对比验证,指出复杂地形的尾流模型验证较为复杂,无法给出某种尾流模型具有最好预测效果的结论,但 Larsen 模型的计算结果更为精确。Wang 等^[11]基于 Park 尾流模型、Larsen 尾流模型及 Bastankhah 尾流模型对 Horn Rev I 海上风电场以及一种陆地风电场下的各台风机输出功率进行计算,并与实测数据及 CFD 计算结果进行对比。结果表明 CFD 计算结果与实测数据吻合度较高,使用经验地表粗糙度的 Park 尾流模型不能够准确预测功率输出,Larsen 尾流模型适用于风机多轮毂高度布置的陆上风电场,Bastankhah 尾流模型适用于海上风电场。

综上所述,在考虑到真实的大气边界层入流以及特殊的风机空间布置等方面,解析尾流模型的适用性研究相对较少,仅有少数研究对不同轮毂高度下的解析尾流模型适用性进行验证^[11],也未考虑风电场安装位置下的真实大气边界层入流特性对风机输出功率产生的影响^[12]。因此,针对真实大气边界层入流下多轮毂高度风电场布局中不同尾流模型的适用性验证是极为必要的。本文基于自主开发的大型固定式风电场功率快速预报求解器 WinFm-SJTU,分析4种常见解析尾流模型的特性,基于美国国家能源部可再生能源实验室(NREL)开发的大气边界层求解器 SOWFA 的数值仿真结果,分析解析尾流模型在中性及对流大气边界层入流下对均一及多轮毂高度海上风电场的适用性。

1 数值方法

1.1 解析尾流模型

解析尾流模型相比于 CFD 方法具有形式简单、计算速度快并能够满足一定工程精度要求的特点。因此,使用解析尾流模型计算风机输出功率可以在风电场布置优化研究中很大程度地提升计算效率。解析尾流模型主要有以下4中模型。

(1) Park 尾流模型基于质量守恒推导,假设风机尾流区速度损失满足“顶帽型”分布,忽略了压力恢复至大气压的近尾流区域并假定盘面后方尾流半径为压力恢复至大气压处的尾流半径,尾流呈线性扩张。其尾流速度表达式为

$$U = U_\infty \left[1 - \left(1 - \sqrt{1 - C_T} \right) \left(\frac{R}{R + kx} \right)^2 \right] \quad (1)$$

式中, U_∞ 为风机轮毂高度处的平均入流风速; C_T 为风机的推力系数; R 为风机盘面半径; k 为尾流膨胀系数,海上风场取值为0.04~0.05,陆上风场取值为0.075; x 为风机盘面下游流向的距离。

(2) Frandsen 尾流模型基于动量守恒推导,同样假设风机尾流区速度损失满足“顶帽型”分布,其尾流速度表达式为

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

式中, A_0 为风机盘面面积; A 为下游位置 x 处的尾流横截面积, A_0/A 可以通过尾流截面直径之比表达, Frandsen 尾流模型的尾流直径并非线性扩张, 其表达式为

$$D(x) = (\beta^{k/2} + \alpha s)^{1/k} D_0 \quad (3)$$

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

上式中, $s = x/D_0$, D_0 为风机盘面直径, α 为 Frandsen 尾流模型的尾流膨胀系数, 经验上取 Park 尾流模型尾流膨胀系数的 10 倍, k 为经验参数, 一般取 3。

(3) Bastankhah 尾流模型基于动量守恒及质量守恒推导, 并假设尾流区速度分布满足高斯分布, 属于二维尾流模型, 其尾流速度损失表达式为

$$\frac{\Delta U}{U_{\infty}} = \left(1 - \sqrt{1 - \frac{C_T}{8(k^*x/D_0 + \varepsilon)^2}} \right) \times \exp \left(-\frac{1}{2(k^*x/D_0 + \varepsilon)^2} \left\{ \left(\frac{z - z_h}{D_0} \right)^2 + \left(\frac{y}{D_0} \right)^2 \right\} \right) \quad (5)$$

式中, k^* 为高斯分布标准差随下游距离 x 的变化率; ε 为高斯分布标准差的相对值在风机盘面位置处的取值, 是通过与 Frandsen 尾流模型在盘面处取相同质量流量求得, 取值为 $\varepsilon = 0.25\sqrt{\beta}$, 其中 β 参照 Frandsen 尾流模型, 按照式 (4) 选取; z 为风机盘面后方任意位置的垂向坐标; z_h 为风机的轮毂高度; y 为风机盘面后方任意位置的水平坐标。

(4) Larsen 尾流模型基于 Prandtl 湍流边界层方程推导得到, 分为一阶解以及二阶解, 二阶解能够更好地模拟风机近尾流区特性, 然而, 近尾流区并非解析尾流模型研究的重点, 因此仅考虑一阶解。其尾流速度损失及尾流半径表达式为

$$\frac{\Delta U}{U_{\infty}} = -\frac{1}{9} \left(C_T A_0 (x + x_0)^2 \right)^{1/3} \times \left(r^{3/2} \left(3c_1^2 C_T A_0 (x + x_0) \right)^{-1/2} - \left(\frac{35}{2\pi} \right)^{3/10} \left(3c_1^2 \right)^{-1/3} \right)^2 \quad (6)$$

$$R_w(x) = \left(\frac{35}{2\pi} \right)^{1/5} \left(3c_1^2 \right)^{1/5} \left(C_T A_0 (x + x_0) \right)^{1/3} \quad (7)$$

式中, r 为风机盘面后方计算位置处至风机轮毂轴线的径向距离, x_0 为距离常数, c_1 为无量纲混合长度, 具体表达式为

$$x_0 = \frac{9.5D_0}{\left(\frac{2R_{9.5D}}{D_{\text{eff}}} \right)^3 - 1} \quad (8)$$

$$c_1 = \left(\frac{D_{\text{eff}}}{2} \right)^{5/2} \left(\frac{105}{2\pi} \right)^{-1/2} \left(C_T A_0 x_0 \right)^{-5/6} \quad (9)$$

式中, $R_{9.5D}$ 为下游 $9.5D_0$ 位置处的尾流半径; D_{eff} 为有效直径, 由下式计算求得:

$$D_{\text{eff}} = D_0 \sqrt{\frac{1 + \sqrt{1 - C_T}}{2\sqrt{1 - C_T}}} \quad (10)$$

在大型风电场中,下游风机不可避免的会受到上游风机尾流的影响,在使用解析尾流模型预估风电场功率的过程中,使用尾流叠加模型计算风电场中的尾流叠加影响,本文尾流叠加模型选择平方和模型,其具体表达式为

$$\left(1 - \frac{u_i}{u_0}\right)^2 = \sum_j^n \left(1 - \frac{u_{ji}}{u_j}\right)^2 \quad (11)$$

式中, u_i 为第 i 台风机前的平均入流风速, u_j 为上游风机 j 前的平均入流风速, u_{ji} 为上游风机 j 的尾流在下游风机 i 处的平均入流风速, u_0 为自由来流风速, n 为风机台数。

1.2 计算流体力学控制方程

大气边界层入流的生成以及风机气动性能的计算基于美国国家能源部可再生能源实验室开发的大气边界层求解器 SOWFA。该软件计算的准确性已经在多数研究中得到验证^[12-14]。本文采用大涡模拟方法 (large eddy simulation, LES) 模拟湍流。具体控制方程如下:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (12)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j \bar{u}_i) = -\frac{1}{\rho_0} \frac{\partial}{\partial x_i} \bar{p}_0(x, y) - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - 2\varepsilon_{i3k} \Omega_3 \bar{u}_k - \frac{\partial}{\partial x_j} (\tau_{ij}^D) + g \left(\frac{\bar{\theta} - \theta_0}{\theta_0} \right) \delta_{i3} + \frac{1}{\rho_0} f_i^T \quad (13)$$

式中, 等号右侧第一项为背景压力梯度项, 作为驱动力推动风的形成; 第二项为修正压力梯度项; 第三项为科里奥利力项, ε_{i3k} 为交错张量, Ω_3 为地球自转矢量; 第四项为流体应力张量项; 第五项为空间温度差异引起的浮力; 第六项为风机叶片对流场的作用力, 可通过致动线模型模化^[15]。

流体应力张量项包含分子粘性应力和模化亚格子应力, $\tau_{ij}^D = \tau_{ij} - \delta_{ij} \tau_{kk} / 3$, τ_{ij}^D 可以使用标准 Smagorinsky 亚格子模型进行模化:

$$\tau_{ij}^D = -2\nu^{\text{SGS}} \bar{S}_{ij} \quad (14)$$

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (15)$$

式中, \bar{S}_{ij} 为可解尺度湍流变形率张量, ν^{SGS} 为亚格子涡粘系数, $\nu^{\text{SGS}} = (C_s \Delta)^2 (\bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij})^{1/2}$, Δ 为滤波尺寸, Smagorinsky 常数 C_s 取值 0.14。

第五项中 $\bar{\theta}$ 代表了可解尺度位温, θ_0 为位温参考值, 取为 300 K。此外, 还要求解一个与 N-S 方程相独立的位温输运方程以获得位温场:

$$\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j \bar{\theta}) = -\frac{\partial}{\partial x_j} (q_j) \quad (16)$$

式中, q_j 为湍流热通量, 按照以下表达式模化:

$$q_j = -\frac{\nu^{\text{SGS}}}{Pr_t} \frac{\partial \tilde{\theta}}{\partial x_j} \quad (17)$$

式中, Pr_t 为湍流普朗特数, 取值为 1/3。

2 计算设置

2.1 风机基本信息

本文计算采用美国国家能源部可再生能源实验室(NREL)研发的 NREL 5 MW^[16]风机, 其具体参数如下表 1 所示。

表 1 NREL 5 MW 风机基本参数

参数	数值	参数	数值
额定功率/MW	5	叶片直径/m	126
转子朝向	上风型	额定风速/(m/s)	11.4
叶片数/个	3	额定转速/(r/min)	12.1

2.2 风电场计算设置

2.2.1 基于解析尾流模型的风电场设置

参考 Vested 的实验研究^[17]设置垂直错列风电场排布。海上风电场中的风机纵向间距范围往往在 $7D_0$ 量级, 横向间距取值往往在 $3D_0 \sim 5D_0$ 间^[18], 因此本文风电场布置中的风机纵向间距取为 $7D_0$, 横向间距取为 $4D_0$, 具体的排布方式如下图 1 所示, 其中 S 为风机轮毂高度取原始风机轮毂高度, T 为风机轮毂高度相比原始轮毂高度提升 $0.5D_0$ 。

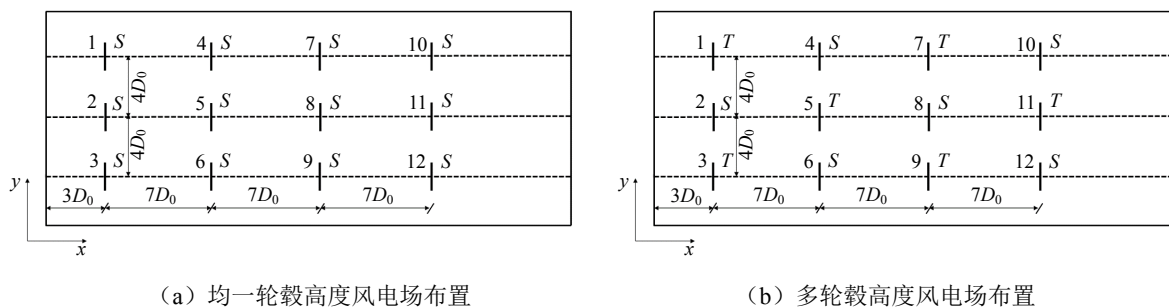


图 1 风电场排布示意图

由于真实大气入流情况下, 地表粗糙度的影响会使得风速沿垂直向高度方向变化, 沿高度方向风速可以采用指数分布表达, 风剪切指数会随不同的大气入流条件及地表粗糙度而改变, WinFm-SJTU 中风剪切指数的具体输入值在 3.2.1 节中给出。

2.2.2 基于 CFD 模拟的计算设置

完整计算过程分为两步进行, 使用域前模拟法生成中性及对流大气边界层入流, 在主模拟中加入风机致动线模型, 用以计算大气边界层入流下风电场中的风机气动性能。

(1) 域前模拟法

域前模拟法是指在主模拟计算前, 在计算域中采用周期性边界条件模拟大气边界层流动, 待流动达到稳定状态, 将计算域中各截面的流动信息进行存储并作为主模拟的入口边界条件。域前模拟

总时间设置为 19 500 s。其中前 18 000 s 用于生成大气边界层入流,后 1 500 s 的入流边界信息会被存储并用于主模拟的计算。计算时间步长设置为 0.4 s。为了保证生成大尺度范围流动,计算域的长度、宽度以及高度设置为 5 200 m×2 600 m×1 010 m, x 、 y 、 z 的网格尺度均为 10 m, 网格数目为 520×260×101, 总网格量为 1 365.52 万。主风向设置为与 x 轴逆时针 15.52°, 即入流方向为 254.48°, 这样可以避免沿 x 轴方向入流所引起的湍流结构被限制在某横向区域而使得同高度下平均流速沿横向分布不均的现象^[12]。

中性及对流大气边界层的生成是通过改变地表温度通量 q_s 实现, 中性大气边界层设置为 0 K·m/s, 对流大气边界层设置为 -0.04 K·m/s, 取值为负代表地表向大气中输出热量, 可以产生垂向浮力以生成不稳定垂向大气对流, 从 0~900 m 的高度范围内的初始位温设置为 300 K, 900~1 000 m 为“盖反转层”, 位温线性增加至 308 K, 这样在计算域的上方形成了一个覆盖层以限制大气边界层在高度方向的扩张。针对两种不同的大气入流, 原始风机轮毂高度处的入流风速设置为风机额定风速, 与 WinFm-SJTU 的输入风速相同。计算域四周采用周期性边界条件, 上表面采用无滑移边界条件, 地面采用 Moeng 模型^[18]模拟地表摩擦效应, 地表粗糙度设置为 0.001, 用以代表海上风电场情况, 这样可以突出对流大气情况下垂向对流对大气湍流结构的影响。

(2) 主模拟

域前模拟法生成风场后, 将风机致动线模型放入计算域进行数值模拟计算的过程称为主模拟。主模拟与域前模拟采用相同的计算域尺寸, 但在计算域中采用了 3 级加密策略, 区域 I 为背景网格, 网格尺寸为 10 m; 区域 II 起于首排风机上游 1 D_0 , 终止于其下游 24.5 D_0 , 网格尺寸为 5 m; 区域 III 的网格尺寸为 2.5 m 以精确地捕捉流场细节。总网格量约为 2 955 万。由于主模拟的南面及西面垂直边界需要使用域前模拟法的流场数据作为入流条件, 因此需要将东面及北面垂直边界从域前模拟法中的周期性边界条件改为零压梯度边界条件。为了使大气边界层入流充分发展, 计算结果仅选取最后 200 s。根据 CFL 条件, 计算时间步长取为 0.02 s。主模拟的计算域布置如图 2 所示, 轮毂高度布置与 WinFm-SJTU 设置相同。

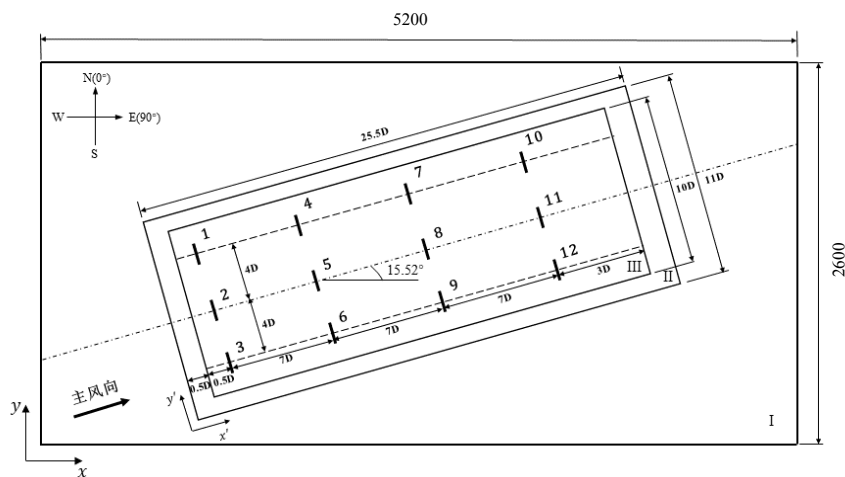


图 2 主模拟计算域设置

3 结果分析

3.1 解析尾流模型特性

图 3 为使用 4 种解析尾流模型计算得到的单风机轮毂高度平面的尾流速度损失云图, 图中虚线代

表示了尾流区的速度损失分布。

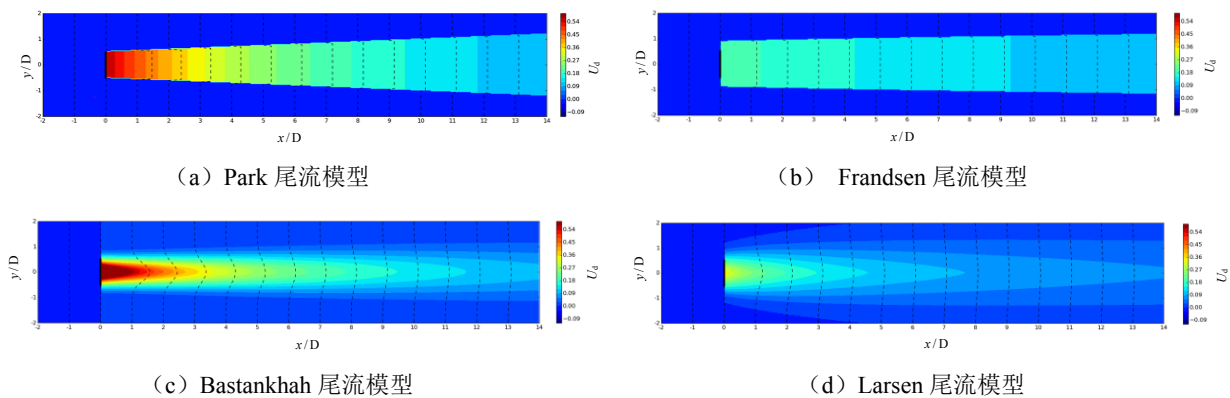


图3 不同解析尾流模型轮毂高度平面速度损失云图

从图3可以观察到4种解析尾流模型均能够预测到风机后方的尾流速度损失，Park尾流模型及Frandsen尾流模型的尾流速度分布呈现“顶帽型”，在尾流区与外界自由来流区之间存在速度突变，与真实情况不符。Bastankhah尾流模型及Larsen尾流模型的尾流速度分布沿径向变化，在接近尾流区域边缘位置处，尾流区速度与自由大气速度平顺过渡。

图4为4种解析尾流模型的尾流中心风速及尾流半径随下游距离的变化。从图4可以观察到，随着下游距离的增加，4种尾流模型的尾流速度均一定程度恢复。在使用NREL 5MW风机情况下，4种尾流模型的尾流速度损失及尾流半径变化方面不尽相同，因此其在预测风电场产能方面会存在区别，具体对比分析在3.2节，3.3节给出。

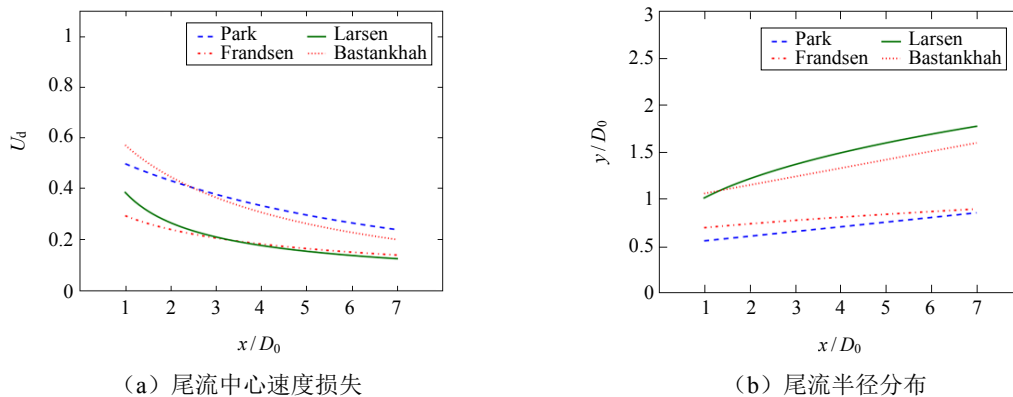


图4 NREL 5MW风机不同尾流模型的尾流特性

3.2 均一轮毂高度海上风电场尾流模型适用性分析

本文参考解析尾流模型相关文献中的模型参数值以及数值模拟生成的大气边界层风廓线指数、湍流强度作为WinFm-SJTU的参数输入。

3.2.1 大气边界层入流特性

图5为中性(NBL)及对流(CBL)大气边界层入流下沿高度方向的风速廓线、风向廓线、总湍流强度(TI)廓线以及沿入流风流向的湍流强度(TIx)廓线，图中的3条虚线分别为原始的NREL 5MW风机的盘面底部高度、轮毂高度和盘面顶部高度。

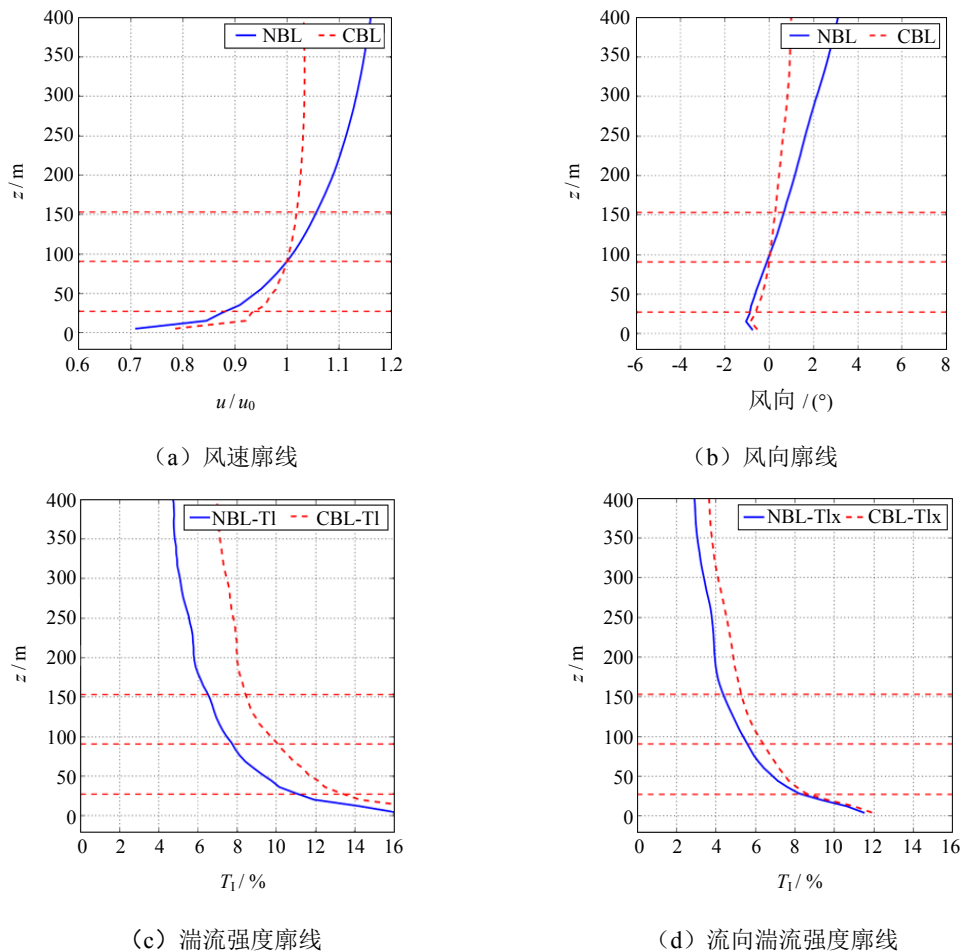


图5 大气边界层入流特性

结果表明,与中性大气边界层入流相比,对流大气边界层入流在高度方向上具有较小的速度梯度,对风速廓线进行指数风轮廓拟合,可得到风剪切指数分别为 0.102 (中性大气入流) 及 0.037 (对流大气入流),这两值用于 WinFm-SJTU 中的风剪切指数的输入。由于科里奥利力的作用,两种大气边界层入流下的风向均会随高度变化,中性大气边界层的风向偏转更为明显。对流大气边界层在高度方向的总湍流强度大小分布明显高于中性大气边界层,但流向湍流强度在轮毂高度处却相差不大。

两种大气入流特性存在差别的原因在于对流大气边界层地表存在热量的输出,使得大尺度空气团呈现上升运动趋势,引起垂向对流,减弱了地表摩擦作用对于速度分层的影响以及科里奥利力对于风向偏转的影响,进而使得对流大气入流下垂向速度梯度以及风向偏转角度减小。垂向对流与自由大气间的相互作用会形成湍流旋涡结构,使得湍流强度增强。

3.2.2 计算结果对比

图 6 为中性大气和对流大气边界层入流下风机轮毂高度平面的时均速度损失云图,图中粗实线代表风机位置。对比可以发现对流大气边界层入流下的风机平均尾流宽度有所增加,尾流速度损失有所降低,原因在于对流大气边界层更大的湍流强度加快了尾流速度的恢复。

将图 3 中使用 4 种尾流模型计算得到的风机尾流速度损失云图与图 6 对比可以发现, Park 尾流模型和 Frandsen 尾流模型的尾流场与大气边界层入流下的计算结果存在较大的差异。其原因在于两种模型均采用了尾流速度“顶帽型”分布假设,而 Bastankhah 尾流模型和 Larsen 尾流模型的尾流场更为接近真实情况。

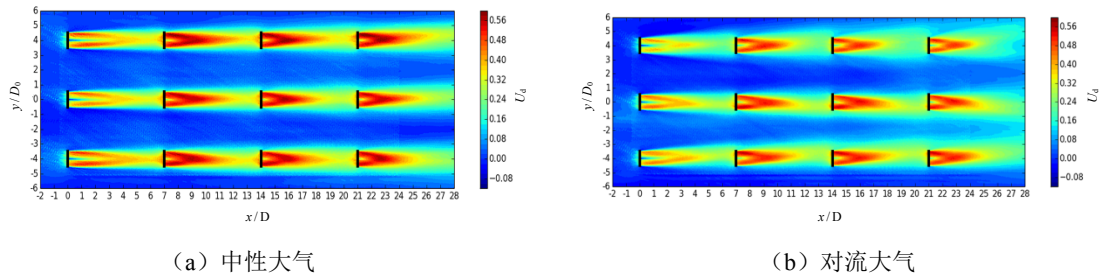


图 6 大气入流风电场时均尾流速度损失云图

由于使用尾流模型预测风电场年发电量的准确性更侧重于受尾流效应影响较大的后排各台风机的功率和，同时，大气边界层入流下的复杂风机尾流场特性会使每一台后排风机的输出功率出现波动，进而每排中各台风机的平均功率存在差别，因此对第二排至第四排中每一排的风机功率求和以进行整体对比分析。

图 7 为使用 4 种典型解析尾流模型、中性及对流大气边界层入流计算得到的每列风机的归一化功率和，误差棒为每列风机功率和的标准差，代表了功率波动的大小。

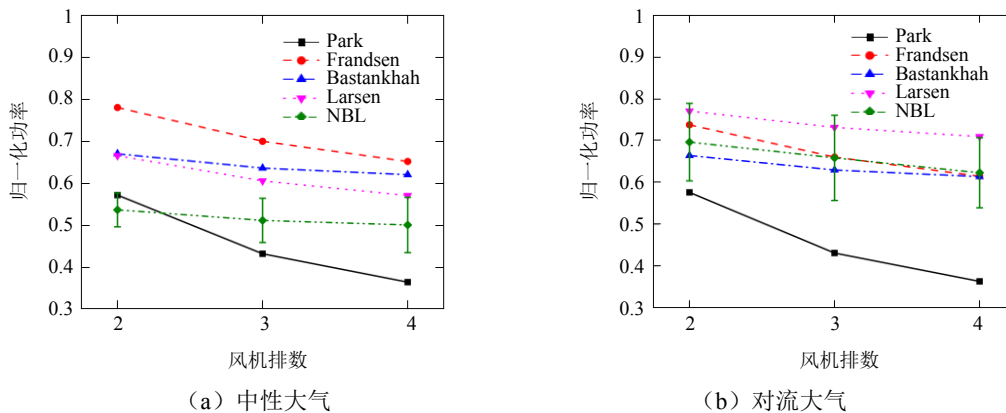


图 7 均一轮毂高度计算结果

计算结果表明，对流大气边界层入流下的后排风机功率出现了明显的提升；采用海上风电场经验尾流膨胀系数 ($k = 0.05$) 的 Park 尾流模型预测的后排风机功率变化趋势与两种大气入流下结果均存在较大的差异，并且明显低估了最后两排风机的输出功率值，表明此系数不适用。中性大气入流下，Frandsen 尾流模型、Bastankhah 尾流模型和 Larsen 尾流模型均高估了后排风机的输出功率；Bastankhah 尾流模型的计算结果与 Larsen 尾流模型较为接近，其最后两排风机的功率相比 Larsen 尾流模型略微高估，但功率变化趋势预测最为接近中性大气入流计算结果。对流大气入流下，Larsen 尾流模型高估了风电场输出功率，但 3 排的计算结果都处于波动范围内，Frandsen 尾流模型和 Bastankhah 尾流模型的预测精度较好；Bastankhah 尾流模型预测的功率变化趋势与对流大气入流结果更为接近。

本文中 Bastankhah 尾流模型的尾流区域高斯分布标准差随下游距离的变化率 k^* 根据风机轮毂高度流向湍流强度计算结果 (图 5(d)) 并参考文献[7]的结果选取，取值为 0.03。然而， k^* 的选取对风机输出功率的结果会产生很大影响，Wang^[11]等通过修改解析尾流模型中的经验参数以使其更适用于某种特定的工况。本文参考其思路对 Bastankhah 尾流模型中的 k^* 取多种不同数值进行计算，以使其计算结果可以更接近大气边界层入流情况。

图 8 和图 9 分别为使用多种 k^* 的 Bastankhah 尾流模型功率计算结果与中性及对流大气入流下功率计算结果的对比，以及对比结果之差随 k^* 的变化趋势。

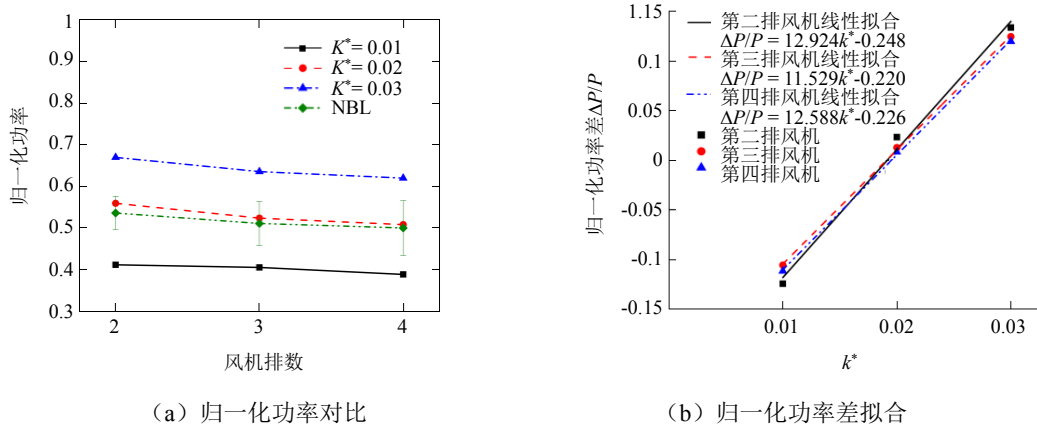


图 8 中性大气入流下 Bastankhah 尾流模型参数修改对比

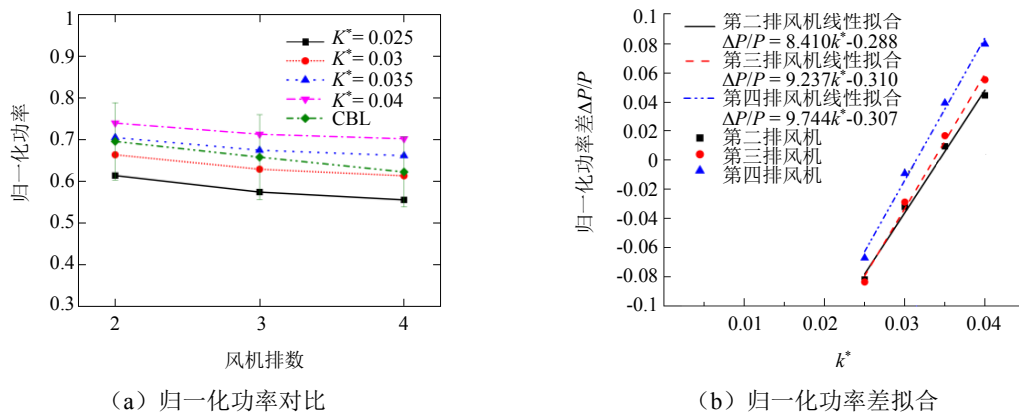


图 9 对流大气入流下 Bastankhah 尾流模型参数修改对比

由图 8(a)和图 9(a)可以发现,不同 k^* 取值对 Bastankhah 尾流模型的预测结果存在很大影响。当 $k^* = 0.02$ 及 $k^* = 0.035$ 时,计算结果与中性及对流大气入流计算结果较为接近。由图 8(b)和图 9(b)可以明显观察到,不同 k^* 下,每排风机的计算结果与两种大气入流计算结果的差值随 k^* 具有相似的线性变化趋势。分别对 3 排风机的功率差随 k^* 变化的拟合函数取功率差值为零,可以得到与中性及对流大气入流计算结果最为接近情况的 3 个 k^* ,分别对此 3 值取平均作为中性及对流大气入流相同风机轮毂高度情况下的优化 k^* ,中性大气入流情况为 0.0188,对流大气入流情况为 0.0331。图 10 为使用该值的功率计算结果与两种不同大气入流功率计算结果的对比,从图 10 可以发现预测结果精确度较高。因此对于处于大气边界层入流下的海上风电场,可以使用 Bastankhah 尾流模型并配合优化 k^* 值进行功率预测。

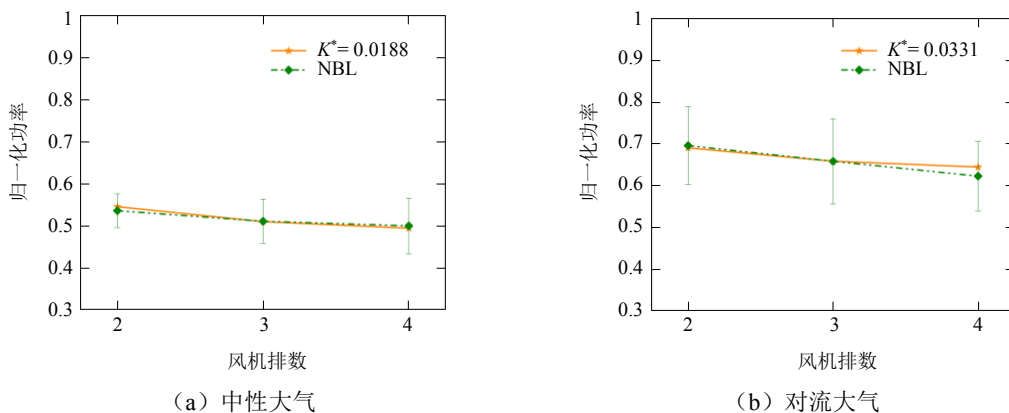


图 10 大气边界层入流优化 k^* 计算结果对比

3.3 多轮毂高度海上风电场尾流模型适用性分析

以往解析尾流模型的验证往往针对均一轮毂高度的风电场, Wang 等^[11]首次对尾流模型在不同风机轮毂高度布置下的风电场的适用性进行研究, 但是其作为基准的 CFD 计算结果仅考虑了剪切入流下的陆上风电场, 对于海上风电场及大气边界层入流却并未考虑, 因此本文以大气边界层入流为基准对比验证尾流模型在垂向错列排布风电场的适用性具有重要的工程意义。

图 11 为使用 4 种尾流模型、中性及对流大气边界层入流计算得到的每列风机的归一化功率, 其中 Bastankhah 尾流模型的参数 k^* 采用 3.2 节给出的优化值, 即 $k^* = 0.0188$ 和 $k^* = 0.0331$ 。从图 11 可以发现, 垂向错列排布下的风场输出功率有所增大, 4 种尾流模型及 CFD 计算结果均证明了这点。

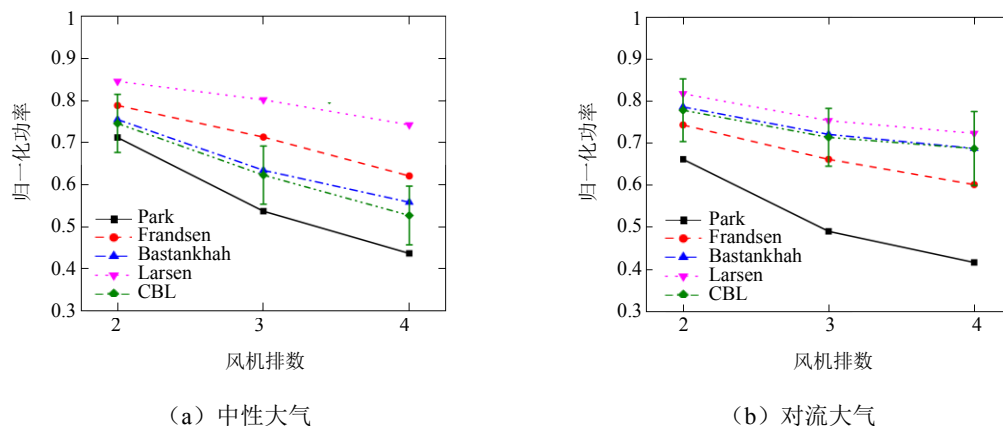


图 11 垂向错列计算结果

在中性大气入流下, 采用经验尾流膨胀系数 ($k = 0.05$) 的 Park 尾流模型仍然低估了功率输出; Larsen 尾流模型很大程度高估了功率输出, 而 Wang 等^[11]的研究指出 Larsen 尾流模型适用于垂直错列排布的陆上风电场, 由此可见 Larsen 尾流模型的适用性也依赖于大气入流条件以及风电场类型; Frandsen 尾流模型高估了功率输出; 采用优化 k^* 的 Bastankhah 尾流模型在中性大气入流下的垂向错列海上风电场具有较高的预测精度。在对流大气入流下, Park 尾流模型仍很大程度低估了功率输出, 并且功率变化趋势也相差较大; Frandsen 尾流模型及 Larsen 尾流模型分别低估和高估了功率输出, 但均在功率波动范围之内; 采用优化 k^* 的 Bastankhah 尾流模型在功率输出以及功率变化趋势两方面均具有较高的精确度。

以上计算结果表明对 Bastankhah 尾流模型采用 3.2 节方法获得的优化 k^* 对均一轮毂及多轮毂高度海上风电场均有较好的适用性。

4 结 论

本文基于自主研发的大型固定式风电场功率快速预报求解器 WinFm-SJTU 进行了 4 种典型解析尾流模型的基本特性对比。考虑不同轮毂高度布置, 对解析尾流模型在大气边界层入流下海上风电场的适用性进行研究。经过计算分析, 得出以下结论:

(1) 4 种解析尾流模型在尾流宽度、尾流速度损失分布及尾流中心速度损失值等多方面存在明显差异, 使得其对风电场产能预测的结果不尽相同。

(2) 在中性大气入流下, 针对两类不同轮毂高度布置, 使用原始经验参数的 4 种解析尾流模型的计算结果与 CFD 计算结果间均存在较大差异。Park 尾流模型低估了后排风机的输出功率, 同时功率变化趋势误差较大; Frandsen 尾流模型以及 Larsen 尾流模型高估了后排风机的输出功率; 使用均一轮毂

高度风电场计算结果得到的优化 k^* (0.0188) 的 Bastankhah 尾流模型可以较为准确地预测风电场输出功率以及功率变化趋势。对多轮毂高度风电场,使用该优化值也能得到较为准确的预测结果。

(3) 在对流大气入流下,使用原始参数的 Park 尾流模型对两类轮毂高度布置风电场的预测效果均较差,低估了后排风机的功率输出;Frandsen 尾流模型对均一轮毂高度风电场的预测精确度较好,但对垂向错列情况高估了后排风机功率输出;Larsen 尾流模型对两类轮毂高度布置风电场均高估了功率输出;采用均一轮毂高度风电场计算结果得到的优化 k^* (0.0331) 的 Bastankhah 尾流模型可以较为精确地预测风电场输出功率以及功率变化趋势。对多轮毂高度风电场,使用该优化值也能得到较为准确的预测结果。

参 考 文 献

- [1] Global Wind Energy Council(GWEC). Global Wind Report 2019[R]. Brussels: Elgium. 2019.
- [2] DETHLEFF D, WEINRICH N, KOWAKD B, et al. Air medical evacuations from the german north sea wind farm bard offshore 1: Traumatic injuries, acute diseases, and rescue process times (2011-2013)[J]. Air Medical Journal, 2016, 35(4): 216-226.
- [3] EROGLU Y, SEXKINER S U. Design of wind farm layout using ant colony algorithm[J]. Renewable Energy, 2012, 44: 53-62.
- [4] HOU Peng, ZHU Jiangsheng, MA Kuichao, et al. A review of offshore wind farm layout optimization and electrical system design methods[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2019, 7(5): 975-986.
- [5] KATIC I, HOJSTRUP J, JENSEN N O. A simple model for cluster efficiency[J]. European Wind Energy Conference, 1987.
- [6] FRANDSEN S, BARTHELMIE R, et al. Analytical modelling of wind speed deficit in large offshore wind farms[J]. Wind Energy, 2006, 9: 39-53.
- [7] BASTANKHAH M, PORTE-AGEL F. A new analytical model for wind-turbine wakes[J]. Renewable Energy, 2014, 70: 116-123.
- [8] LARSEN, GUNNER C. A simple wake calculation procedure [R]. Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, 1988.
- [9] GAUMOND M, RETHORE P E, BECHMANN A, et al. Benchmarking of wind turbine wake models in large offshore Windfarms[M]. Processings of Torque 2012, The Science of Making Torque from Wind, 2012.
- [10] SEIM F, GRAVDAHL A R, ADARAMOLA M S. Validation of kinematic wind turbine wake models in complex terrain using actual windfarm production data[J]. Energy, 2017, 123: 742-753.
- [11] WANG Longyan, TAN A C C, CHOLETTE M, et al. Comparison of the effectiveness of analytical wake models for wind farm with constant and variable hub heights[J]. Energy Conversion and Management, 2016, 124: 189-202.
- [12] CHURCHFIELD M J, LEE S, MICHALAKES J, et al. A numerical study of the effects of atmospheric and wake turbulence on wind turbine dynamics[J]. Journal of Turbulence, 2012, 13(14): 1-32.
- [13] FLEMING P A, GEBRAAD P M O, et al. Evaluating techniques for redirecting turbine wakes using SOWFA[J]. Renewable Energy, 2014, 70: 211-218.
- [14] TIAN Linlin, SONG Yilei, ZHAO Ning, et al. Numerical investigations into the idealized diurnal cycle of atmospheric boundary layer and its impact on wind turbine's power performance[J]. Renewable Energy, 2020, 145: 419-427.
- [15] SØRENSEN J N, SHEN Wenzhong. Numerical modeling of wind turbine wakes[J]. Journal of Fluids Engineering, 2002, 124(2): 393-399.
- [16] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system

- development[R]. National Renewable Energy Laboratory(NREL), Colorado, 2009.
- [17] VESTED M H, HAMILTON N, SORENSEN J N, et al. Wake interaction and power production of variable height model wind farms[J]. Journal of Physics Conference, 2014, 524: 012169.
- [18] MOENG C H. A Large-Eddy-Simulation Model for the study of Planetary Boundary-Layer Turbulence[J]. Journal of the Atmospheric Sciences, 1984, 41(13): 2052-2062.

Numerical Solutions of Offshore Wind Farm Based on Different Analytical Wake Models

BAI Heming¹, WANG Nina², WAN Decheng^{*1}

(1. Computational Marine Hydrodynamics Lab(CMHL), State Key Laboratory of Ocean Engineering, School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;
2. Huadong Engineering Corporation Limited, Hangzhou 311122, China)

Abstract

With the rapid development of wind power industry, wind turbines cluster to form wind farms and grid connected power generation, which has become the main form of wind energy development Under the influence of environment, site and other factors, wake loss in the wind farm is very significant. In this paper, basic characteristics of four typical analytical wake models are compared and analyzed, and applicability of the analytical wake model in offshore wind farms under the inflow of neutral and convective atmospheric boundary layers is studied. The large-eddy simulation method is used to perform numerical simulation of offshore wind farms. The results reveal that atmospheric inflow condition and wind turbine hub height layout have great influence on the power generation of the wind farm. There is great error in the prediction by the analytical wake models. However, the Bastankhah wake model has a higher prediction accuracy after parameter optimization, and is more suitable for productivity prediction of the offshore wind farm.

Key words: offshore wind farm; analytical wake model; atmospheric boundary layer inflow; vertically staggered; wind farm power

作者简介

白鹤鸣 男, 1996年生, 硕士研究生。主要从事大气边界层风机尾流效应抑制策略研究。

王尼娜 女, 1982年生, 高级工程师。主要从事新能源规划及设计研究。

万德成 男, 1967年生, 长江学者特聘教授, 博士生导师。主要从事船舶与海洋工程水动力学、流体力学高性能计算、船舶与海洋工程水动力学 CAE 软件等研究。

*通讯作者: 万德成