

上海交通大学硕士学位论文

基于致动线模型的多风机尾流
干扰分析

硕 士 研 究 生：段鑫泽

学 号：116010910082

导 师：万德成（教授）

申 请 学 位：工学硕士

学 科：船舶与海洋工程

所 在 单 位：船舶海洋与建筑工程学院

答 辩 日 期：2019 年 1 月

授予学位单位：上海交通大学

Dissertation Submitted to Shanghai Jiao Tong University
for the Degree of Master

**NUMERICAL RESEARCH ON WAKE
INTERACTION AMONG MULTIPLE WIND
TURBINES**

Candidate:	Xinze Duan
Student ID:	116010910082
Supervisor:	Prof. Decheng Wan
Academic Degree Applied for:	Master of Science in Engineering
Speciality:	Naval Architecture and Ocean Engineering
Affiliation:	Shool of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering
Date of Defence:	Jan, 2019
Degree-Conferring-Institution:	Shanghai Jiao Tong University

基于致动线模型的多风机尾流干扰分析

摘 要

由于气候变化、能源需求的日益增长以及化石能源的减少，清洁、可再生的风能日益受到人们的关注。在大型风电场中，大多数风机以阵列式紧密地集群运行，受建造成本的约束，不同风机之间的间距较小，无法避免风机之间的相互干扰。阵列风机产生的尾流效应以及尾流间的相互作用引起入流速度亏损和湍流度增加，引起下游风机功率输出的降低，同时使阵列中下游风机承受更高的气动载荷，研究这种风机间尾流干扰在设计有效的风电场时非常重要。通过合理手段，如错列布置风机，上游风机主动偏航控制以及桨距角控制，可以有效抑制风机间的尾流干扰，从而改善下游风机的功率输出和气动载荷。因此，研究多风机尾流干扰抑制策略，有助于控制上游风机尾流的作用范围，为降低风机间的尾流干扰以及优化功率输出提供可靠的帮助。

本论文基于致动线模型，利用实验室自主开发的固定式风场求解器 FXWF-SJTU 对多风机风电场的尾流发展进行数值模拟，研究风机偏航角和桨距角对上下游风机气动功率以及风机间尾流干扰的影响。

首先利用 FXWF-SJTU 求解器对错列布置双风机进行模拟计算，通过调节风机叶片转速实现对风机叶尖速比的改变，对下游风机处于 3 种不同叶尖速比的两风机系统进行数值模拟。将数值结果与“Blind Test 3”实验以及其他模拟方法的结果进行对比，验证求解器在风电场气动输出和尾流发展模拟上的可靠性和准确性。

继而，针对上游风机的偏航角控制和桨距角控制，对两风机风电场的尾流抑制策略进行详细的数值模拟。对比分析当上游风机偏航角度或桨距角改变时，上下游风机气动功率的输出特性变化，尾流速度变化以及风机尾涡结构的改变。数值模拟结果表明：在风机沿纵向间距不变时，随着上游风机偏航角度或桨距角的变化，上下游风机的尾流干扰现象以及下游风机的入流条件会发生明显改变。存在最佳的偏航角和桨距角，使风电场整体的发电效率最优化。

最后，对阵列布置的包含 48 台风机的 Lillgrund 风电场进行数值模拟，研究上游风机偏航角和桨距角对风电场的影响。通过改变 Lillgrund 风电场中第一台风机的偏航角或者桨距角，对风电场中风机的气动载荷进行详细的对比分析，并对

大型风场的尾流相互叠加干扰导致的速度严重亏损以及湍流强度上升进行详细讨论。

关键词：致动线模型，CFD，风电场，气动载荷，尾流抑制策略，尾流相互干扰效应

NUMERICAL RESEARCH ON WAKE INTERACTION AMONG MULTIPLE WIND TURBINES

ABSTRACT

Due to climate change, increasing energy demand and shortage of fossil energy, clean and renewable wind energy has attracted more attention than ever before. In the large wind farms, most wind turbines operate tightly clustered in arrays, as the economic constraints make it impossible locate the turbines adequately apart to prevent them from interacting with each other. The wake generated by the upstream wind turbines will affect the operation conditions of the downstream wind turbines in the array, which is called the wake effect. The most obvious influence of wake interaction in arrays are the velocity deficit and the increased turbulence causing higher loads on turbines downstream in an array, which will naturally causes a reduction in the power output for downstream turbines. Therefore, it is beneficial for the whole wind farm to reduce the wake interaction among wind turbines by reasonable restraining strategies. Offset arrangement of wind turbines, yaw and pitch angle control can effectively restrain the wake interference. Therefore, the detailed study of multiple wind turbines wake interference restraining strategies is helpful to control the wake of upstream wind turbines, and provide reliable help for the research of wind farm wake interference and the optimization of the overall power output of wind farm.

In this thesis, the wake development of wind farm is simulated by using the fixed wind farm solver FXWF-SJTU developed independently by the laboratory. The effects of yaw and pitch angle on aerodynamic power output and wake interference among wind turbines are studied in detail.

First of all, FXWF-SJTU solver is used to simulate the wake interaction between two offset wind turbines. By changing the rotational speed of the downstream wind turbine to change the tip speed ratio, the numerical simulations of the downstream wind turbine under 3 different tip speed ratios are conducted. The results obtained from the present simulations are compared to the data from the experiment “Blind Test 3” and other simulation models.

Secondly, the wind farm which contains two tandem wind turbines when the upstream wind turbine is operated in different yaw or pitch conditions are simulated in detail. According to the analysis of power outputs, wake characteristics, and vortex structures, when the upstream wind turbine is operating in the different yaw or pitch conditions, the behavior of the wake and the inlet condition of the downstream wind

turbine will be affected to a great extent. And the changing wake will also have a significant influence on the aerodynamic power output of the downstream wind turbine and the whole flow field around the wind farm.

Finally, based on the numerical simulation analysis of upstream wind turbine in different yaw or pitch condition, the numerical simulation of the Lillgrund wind farm with 48 wind turbines is carried out. By changing the yaw angle or pitch angle of the first row of wind turbines in Lillgrund wind farm, the aerodynamic loads of each wind turbine in the wind farm are analyzed in detail, and the serious wind velocity reduction and turbulence intensity increase caused by the wake interaction among large wind farms are discussed.

KEY WORDS: Actuator line model, CFD, wind farm, aerodynamic loads, restraining strategies, wake interaction

目 录

基于致动线模型的多风机尾流干扰抑制策略研究.....	I
摘 要	I
ABSTRACT	III
第一章 绪论.....	1
1.1 研究背景以及意义.....	1
1.2 风机尾流特性研究现状.....	3
1.2.1 尾流模型	3
1.2.2 风电场/风洞实验	4
1.2.3 数值模拟方法	6
1.3 抑制尾流干扰策略研究现状	11
1.3.1 错列式风机布置	11
1.3.2 偏航角控制策略	12
1.3.3 桨距角控制策略	13
1.4 论文主要研究内容.....	14
第二章 数值方法.....	16
2.1 致动线模型.....	16
2.2 控制方程.....	17
2.2.1 不可压缩 N-S 方程.....	17
2.2.2 RANS 方法	17
2.2.3 大涡模拟方法	18
2.3 FXWF-SJTU 求解器介绍	19
2.3.1 致动线求解模块	19
2.3.2 PISO 循环模块	21
2.3.3 求解器整体流程	22
第三章 FXWF-SJTU 求解器验证	24
3.1 BLIND TEST 3 实验介绍	24
3.2 数值模型设定.....	26
3.3 数值结果与分析.....	27
3.3.1 气动功率	27
3.3.2 尾流特性	30
3.3.3 尾流速度云图	33
3.4 本章小结.....	35
第四章 偏航角度对两风机尾流干扰影响的数值研究.....	36

4.1 偏航模拟验证.....	36
4.1.1 偏航风机实验描述	36
4.1.2 结果对比	37
4.2 数值模型设定.....	40
4.3 数值结果与分析.....	41
4.3.1 气动功率	42
4.3.2 尾流特性	45
4.3.2 尾涡结构	52
4.4 本章小结.....	53
第五章 桨距角对两风机尾流干扰影响的数值研究.....	54
5.1 数值模型设定.....	54
5.2 数值结果与分析.....	55
5.2.1 气动载荷	55
5.2.2 尾流速度云图	58
5.2.3 尾流涡量云图	61
5.3 本章小结.....	62
第六章 基于 LILLGRUND 风电场布置的多风机尾流特性研究.....	64
6.1 LILLGRUND 风电场介绍	64
6.2 数值模型设定.....	65
6.3 数值结果与分析.....	67
6.3.1 气动功率	67
6.3.2 尾流特性	70
6.3.3 尾涡结构	72
6.4 本章小结.....	73
第七章 总结与展望.....	74
7.1 全文总结.....	74
7.2 展望.....	75
参 考 文 献.....	77
致 谢	85
攻读硕士期间已发表或录用的论文.....	86

图 录

图 1-1 2000~2017 年全球风机总装机量统计	1
图 1-2 丹麦 Horns rev 海上风电场	2
图 1-3 一维尾流模型	4
图 1-4 Tjæreborg 风电场测量布置图(红色的点表示的测量仪).....	5
图 1-5 NTNU 实验风机布置	6
图 1-6 叶素动量理论示意图	7
图 1-7 风机系统模型	8
图 1-8 致动盘模型(AD)、致动线模型(AL)、致动面模型(AS).....	10
图 1-9 风机偏航尾流模型的三种不尾流区	12
图 1-10 基于偏航角的风电场功率优化	13
图 2-1 翼型截面速度矢量图	17
图 2-2 致动线模型主要功能模块	19
图 2-3 致动线模型体积力求解模块	20
图 2-4 PISO 循环模块	22
图 2-5 主程序流程图	23
图 3-1 Blind Test 3 风洞示意图	24
图 3-2 风机布置尺寸平面图	25
图 3-3 网格划分示意图	26
图 3-4 上下游风机的气动载荷输出时历曲线	28
图 3-5 下游风机叶尖速比 $\lambda = 3.5$ 时的尾流数值预报结果.....	31
图 3-6 下游风机叶尖速比 $\lambda = 4.75$ 时的尾流数值预报结果.....	32
图 3-7 下游风机叶尖速比 $\lambda = 8.0$ 时的尾流数值预报结果.....	32
图 3-8 下游风机处于不同叶尖速比时风机尾流轴向速度的变化云图	34
图 4-1 风机无偏航时的尾流数值预报结果	39
图 4-2 风机偏航 20° 时的尾流数值预报结果	39
图 4-3 风机偏航 40° 时的尾流数值预报结果	39
图 4-4 计算域设定以及风机布置	40
图 4-5 网格划分示意图	41
图 4-6 上下游风机气动功率输出整体时历曲线	42
图 4-7 下游风机气动功率的局部放大	43

图 4-8 气动功率随偏航角度的变化关系	45
图 4-9 上游风机不同偏航角度时轮毂中心处的流场平均速度分布	47
图 4-10 不同偏航角度时流场轴向速度云图	48
图 4-11 纵剖面瞬时流向速度等值线图	49
图 4-12 不同偏航角度时流场涡量数值云图	51
图 4-13 不同偏航角度下的风场尾涡结构	52
图 5-1 两风机风电场布置形式	54
图 5-2 网格示意图	55
图 5-3 桨距角为 0° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线	56
图 5-4 桨距角为 2° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线	56
图 5-5 桨距角为 4° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线	57
图 5-6 桨距角为 6° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线	57
图 5-7 风机后方不同截面处的尾流速度云图	60
图 5-8 不同桨距角时流场涡量数值云图	62
图 6-1 Lillgrund 风电场全局图	64
图 6-2 风机布置图	65
图 6-3 网格示意图	66
图 6-4 风电场中平均气动功率输出统计	68
图 6-5 RowA~RowH 中各风机功率输出相对于额定功率的结果曲线	69
图 6-6 风机轮毂高度截面处瞬时尾流速度云图以及涡量数值云图	71
图 6-7 风电场充分发展的尾涡结构	72

表 录

表 3-1 Blind Test 3 上下游风机参数	25
表 3-2 边界条件设置	26
表 3-3 上下游风机的气动功率系数以及“Blind Test 3”的实验结果总结表.....	29
表 4-1 模型风机参数	37
表 4-2 风机的气动功率系数对比	37
表 4-3 NREL 5MW 风机主要技术参数	40
表 4-4 不同偏航角上下游风机的平均气动功率以及功率比	44
表 5-1 边界条件设定	55
表 5-2 不同桨距角上下游风机的平均气动功率以及功率比	58

第一章 绪论

1.1 研究背景以及意义

从 19 世纪到 20 世纪，人类经济社会的发展所需的能源主要依靠化石能源。化石能源的持续开发利用，导致这种传统能源正在逐渐枯竭。同时，化石能源的过度使用带来的负面效应也进一步显现，温室气体大量排放导致环境污染急剧加重。这些问题，严重阻碍人类社会的进步，也促使世界各国改变能源发展战略，减少对化石能源的依赖^[1]。风能不仅具有储量大、分布广等特点，而且一种无污染、可再生的能源，相对于波浪能、潮汐能，开发风能技术更加成熟，清洁、可再生的风能比以往任何时候都更受人们的关注。

各国政府重视风能，更多的资金和技术资源流入到风力发电开发利用当中，是风力资源的利用成本逐年降低，风机在全球装机的总量每年增幅约达 25%。在 2013 年底，全球可统计的通过利用风能的发电总量占全世界发电总量的 4%^[2]，并且随着风电装机容量增加而不断提高。由图 1-1 可知，在近年来全球风机每年的装机总量近乎成指数型增长，世界风能组织预测到 2020 年时，全球的风电装机容量会达到 1000GW^[3]。

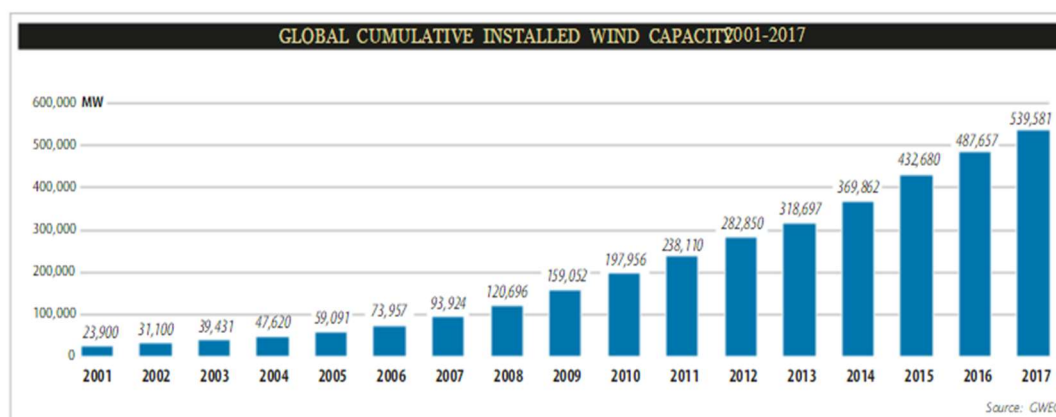


图 1-1 2000~2017 年全球风机总装机量统计^[3]

Fig. 1-1 From 2000 to 2017, the total volume statistics of global window turbine

发展风力发电，最关键的问题就是如何提高风机的发电效率。TD Ashwill 等研究表明^[4]，提升风机的单台容量，增大风机的叶片尺寸，可以显著提升风机的发电效率。除风电机组大型化，通过在合适区域布置更多的风机，扩大风电场规模，实现风场集群化，进行集中并网发电，也可以达到更有效利用风能的目的。

研究发现^[5],大型风电场的建立受到地理位置、交通设施、并网条件等因素的限制,不能无限制的扩大风电场规模。由于尾流效应的存在,尤其是在大型风电场中,在有限的范围内,盲目的增多风力发电机的数目并不一定能增加总体的发电量,甚至会导致发电总量下降,造成不必要的损失。风机运转时会从空气中提取风的动能,造成风速的降低以及大气压力的下降,尾流再向后方继续传播时,压力逐渐上升,会导致尾流的影响范围进一步扩大。上游风机产生的尾流存在流场速度下降,湍流强度上升的尾流特性,会严重影响处于尾流区域内的下游风机的气动性能和发电效率^[6]。目前,近海的大型风电场布置较多采用矩阵形式,且风机间的纵向间距较小,风电场中存在更加显著的尾流效应^{[7][8]}。尾流效应不仅影响风力机的发电功率,也会降低风力机的使用寿命,增加维修成本。图 1-2 是位于丹麦的 Horns Rev 风电场^[9],在空气湿度较高的条件下,风机尾流被气化的图景,可以清晰观测风机尾流发展。



图 1-2 丹麦 Horns rev 海上风电场^[9]
Fig. 1-2 Horns rev offshore wind farm in Denmark

在大型风电场当中,普遍存在尾流效应以及风力机之间的尾流相互干扰。因此,为了更加有效地利用风能,准确模拟风电场中的复杂尾流场显得越发迫切和重要。风场的尾流特性不仅关系到风机的功率输出^{[10][11]}、风机叶片的结构稳定性^{[12][13]},而且关系到不同风机尾流之间的相互作用,这种尾流相互干扰效应会导致风机周围的流场发现剧烈的变化,可能存在一定的尾流扭曲、变形、扩散等特殊现象^{[14][15]}。通过计算流体力学(CFD)方法,全面透彻地剖析风机的气动性能和尾流特点,具体研究风力机尾部流场细节,以及风电场中风机之间的尾流干扰效应,从而优化风机的布置形式,合理改变风机的桨距角、偏航角等,控制上游风机尾流的影响范围,进而减少尾流损失,降低尾流干扰效应,为提高风电场经济效益和安全运行提供一定的科学依据。

1.2 风机尾流特性研究现状

现在较多的近海大型风电场,将多台风力发电机集群化,进而降低风机安装、维护、运营的成本,提升风场的整体发电量,以实现最大经济效益的目的。所以,在有限的区域内,风场中的风机布置形式多为密集型,不同风机间的间距相对较短,一般不超过风机的 5 倍直径^[16]。这必然导致风机间尾流干扰效应的加剧,风场中的风机受到其他风机尾流的干扰,降低风机的发电效率、功率输出,而且前排风机的尾流在经过下游风机后,尾流的风速会进一步下降,导致后排风机的入流条件进一步恶化,严重干扰风机的气动特性,甚至无法满足风机功率输出的基本条件。因此,精细化的研究风机的尾流特点,具体剖析风机间的尾流相互干扰机理,对提高风电场的风能利用效率具有十分重要的意义。

针对风力机的尾流效应,国内外研究学者很早就对其进行相关的探索研究^[17]。由于所关注的重点信息各有侧重,研究学者利用多种不同的研究手段。大致可以分为三类:尾流模型研究;实尺度风电场实验/模型风洞实验的实验研究;采用 CFD 技术的流场数值模拟研究。很多研究学者根据以上方法进行了大量细致的研究工作。

1.2.1 尾流模型

尾流模型依据实验所获得的数据,或者与数值模拟得到数据进行验证,通过数学模型对风机的尾流分布特征进行描述,包括尾流影响范围以及整个流场范围内任意位置处的风速。按照模型中所描述的风机个数,可以分为单风机尾流模型和多风机叠加模型;按照尾流速度的空间分布特征,可以分为一维尾流模型,二维尾流模型以及三维尾流模型^[18]。

在一维尾流模型当中,应用较为广泛的是 Park 模型。在 Park 模型当中,根据实验数据定义尾流的扩展系数,假设风机的尾流直径与距风机的距离成一定的线性关系。同时定义尾流速度为尾流扩展系数和风机推力系数的函数^{[19][20]},进而分析风机后方的流场特性,并将这一理论应用到风能资源评估软件 WAsP 中^[21],具有一定精度。但入流经过风机时,不仅导致风速的降低,同时会引起尾流压力的下降,尾流压力在恢复的过程中,会致使尾流区域膨胀,尾流廓线并不是理想的线性关系,这就导致基于线性假设的尾流模型仅适用于描述风机后方一定位置处的尾流速度。在线性尾流模型的基础上,曾利华等^[22]根据实验研究,认为风机的尾流廓线变化更加趋向于多次抛物线形式,并提出了非线性的尾流叠加模型,对

不同的风机布置形式以及风场的微观选址进行研究，并验证其模型在尾流速度和气动功率预测上的准确性。如图 1-11 所示，为一维线性尾流模型与非线性尾流模型的尾流扩线示意图。

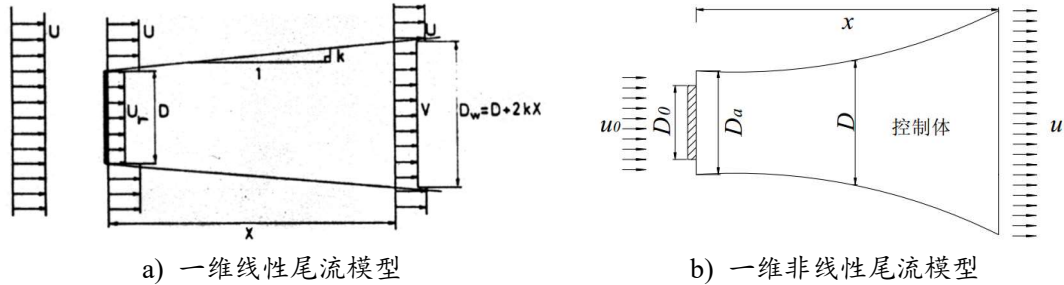


图 1-3 一维尾流模型

Fig. 1-3 One dimensional wake model

一维线性尾流模型的成功应用，也促使更多研究学者对尾流模型的关注，不断开发出更多形式的尾流模型。在对尾流速度的描述上，也尝试包含更多的维度变量，维度从一维拓展到二维，甚至到三维^[23]，对尾流范围和尾流速度的描述也更加精准。Ainslie 等^[24]假定风机的尾流速度为轴对称分布，通过涡粘性理论求解连续方程和动量方程，确定尾流场的基本特征。并考虑到入流风在经过风机后尾流湍流性增强的影响，所建立的模型在同一截面处的风速为非均匀分布。并将尾流模型的模拟结果与风洞实验的测量数据进行对比，结果吻合良好。但维度的提升，会增加数学模型中的变量数量，提高运算的复杂程度，降低运算效率^[25]。

尾流模型基于理想化的条件，比如轴对称假设，尾流廓线线性假设等，常用于计算风场的总体发电量，在风场布置的快速优化上应用广泛。但这些尾迹模型的共同缺点在与无法捕获实际尾流的压力分布以及湍流特性，这可能会导致风电场的尾流干扰被低估，不能准确预测叶片所受的应力载荷，难以实现对尾流场的精细化研究。

1.2.2 风电场/风洞实验

考虑到尾流模型基于的假设条件过多，无法实现尾流的精细化模拟，而实验测量可以获得风机尾流的真实信息。其中，风场实验可以对现有的风场进行实际测量，通过在风机后方布置测风塔或者激光雷达(LiDAR)，得到风机在真实环境中运行的数据。

在激光雷达等遥感技术充分发展之前，一般通过在风机后方布置测风塔进行长时间风速和风向的数据测量，需要消耗较高的成本，同时测量的位置十分有限^{[26][27]}。随着激光雷达技术的应用，尾流数据的测量位置更加灵活，同时也可以实

现对尾流湍流强度廓线的测量。另外，可移动雷达技术的出现，也将测量范围扩展到更远的尾流区域^{[28][29]}。如图 1-4 为 Tjæreborg 风电场的测量布置图^[30]，通过实验测量，对风场尾流特征进行了细致的研究。

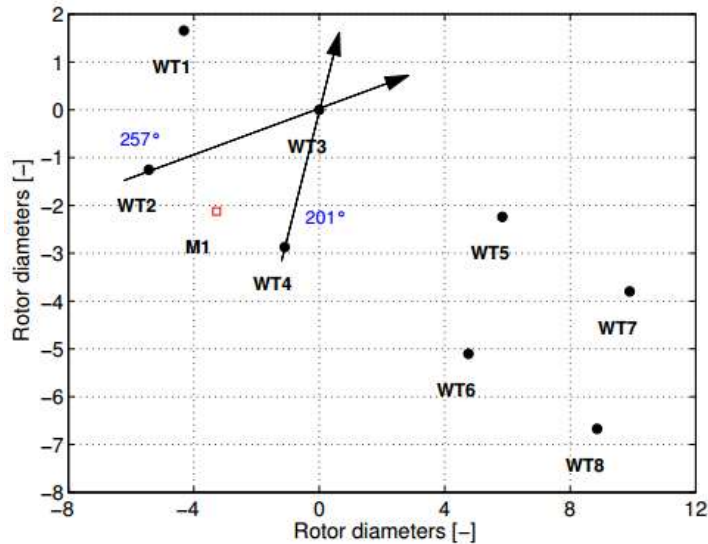


图 1-4 Tjæreborg 风电场测量布置图(红色的点表示的测量仪)^[30]

Fig. 1-4 Layout of measurement for Tjærebor (the red dot represents Measuring instrument)

尽管遥感技术的发展增加了风场实验测量的灵活性，但是限于成本问题，测点的布置数量有限。同时风机工作的真实环境复杂，风剪切，风速多变等干扰因素太多，导致测量的不确定性增加。相比于此，风洞实验的入流条件可以人为控制，逐渐成为风机尾流特征研究的重要手段。

其中，Khosravi 等^[31]通过尺度比为 1:300 的模型实验，满足 Froude 准则，对比分析在平台有无纵荡运动时的风机性能，实验结果表明在平台纵荡激励下，风机的尾迹效应影响的距离更远。而 Vermeer^[32]首先利用风洞实验对单风机的尾流特点进行细致测量，然后增加风机的布置数量，针对上下游风机尾流混合后的近尾流区和远尾流区的发展特性进行细致分析，详细研究风机间尾流的相互干扰效应。Krogstad and Eriksen^[33-35]通过风洞实验进行了系列的实验研究，并与多个机构的学者合作，在不公开实验数据的前提下，与多个其他组织的数值模拟数据进行盲比测试。研究了单个风机的气动性能和尾流特点以及两个风机在串列和错列两种布置情况的尾流发展，如图 1-5 为风机的布置示意图。为改变风洞入流的湍流强度，在入口处布置了金属网格，将初始入流的平均湍流度从 0.3% 提升至 10%。实验风机翼型采用 S826 翼型，由于实验的雷诺数较低，叶片翼型加宽，同时尽可能的提升初始的入流风速，并保证风机运行的叶尖速比，入流风速设定为 10m/s。

实验通过调节后方风机的叶片转速，调节叶尖速比，对比在不同叶尖速比时的尾流特点，包括尾流速度和湍流应力的变化。



a) NTNU 实验风洞两风机布置，视角 1

b) NTNU 实验风洞两风机布置，视角 2

图 1-5 NTNU 实验风机布置^[34]

Fig. 1-5 Layout of two in-line model wind turbine for NTNU experiment

相比于国外，国内在利用风洞实验手段对风力机的研究工作开展较晚，但也取得了较为出色的成果。胡丹梅等^{[36][37]}对单风机在定常来流的条件下，测量了近尾流区的尾流速度和湍流应力变化。高志鹰、汪建文等^{[38][39]}也通过风洞实验进行了风机尾流研究，且对风机叶片周围的流场信息进行了更加细致的描述。

然而 Troldborg^[40]指出，尽管实验方法可以得到尾流结构中一些主要特征的有用信息，但相对于全尺度模型，低雷诺数的问题和尺度效应的缺陷是不可能避免的。而利用实验方法研究实尺度风电场的尾流相互作用只能通过有限位置布置测量点，还受到环境因素的影响，而且所需建设费用和时间成本较高，难以支持在大范围内进行风电场的实验研究。

1.2.3 数值模拟方法

限于风洞模型实验的低雷诺数影响和尺度效应的缺陷，风场实验又存在高成本，测量数据有限的问题，利用数值方法模拟风机及风电场的尾流具有十分明显的优势。采用数值计算的方法，可以灵活考虑风机处于不同的工况，并可以有效避免模型实验中存在的尺度效应和低雷诺数的问题，节约研究成本。尤其是随着计算机硬件设施的不断发展和 CFD 技术的逐渐成熟，利用 CFD 方法进行风场的模拟研究已受到越来越多的学者关注。

(1) 叶素-动量理论

叶素-动量理论(BEM)是计算风机气动性的最为经典的方法。叶素-动量理论^[41]将叶片分成互不干扰的叶素段，如图 1-6 所示。因而忽略三维效应，利用二维翼

型就可以满足计算要求。在已知叶片上的某一径向位置上的速度分量时，求解得到攻角和升、阻系数以及每个叶素上的轴、切向诱导因子，进而求出作用于叶片上的力。

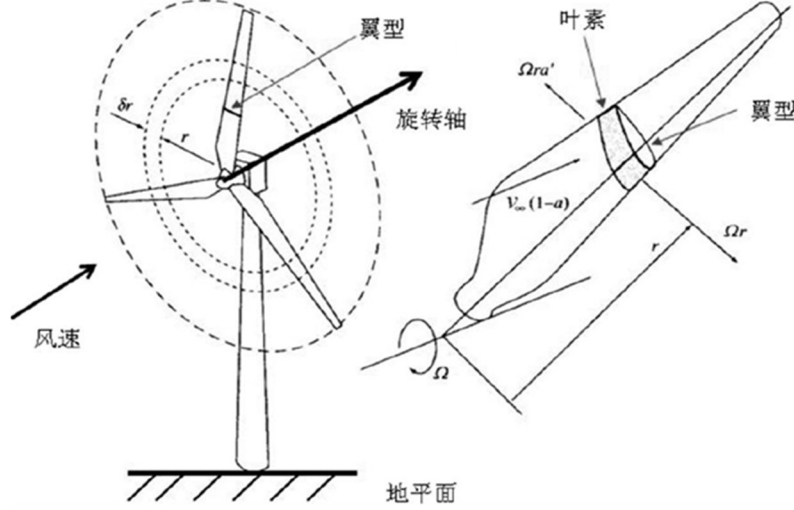


图 1-6 叶素动量理论示意图^[41]
Fig. 1-6 Blade Element Momentum Method

叶素-动量理论可确定转子旋转平面内的轴向诱导因子 a 和切向诱导因子 a' ，进而计算作用在叶片上的力和力矩。根据叶素动量定理可知作用在展向位置 r 处的推力及力矩分别为：

$$dT = 4\pi\rho U_0^2 a(1-a)rdr = 1/2 B\rho c U_{rel}^2 C_N dr \quad (1)$$

$$dM = 4\pi\rho\Omega U_0^2 a'(1-a)r^3dr = 1/2 B\rho c U_{rel}^2 C_T r dr \quad (2)$$

式中： B 为叶片数目， c 为翼型弦长， U_0 为来流风速， U_{rel} 为相对流速， C_N 和 C_T 二维翼型力系数。

二维翼型力系数与升阻力系数相关，如：

$$C_N = C_L \cos\phi + C_D \sin\phi \quad (3)$$

$$C_T = C_L \sin\phi - C_D \cos\phi \quad (4)$$

式中， ϕ 表示风轮平面与相对速率之间的角度。从叶素的速度三角形可以得

$$\sin\phi = \frac{U_0(1-a)}{U_{rel}} \quad (5)$$

$$\cos\phi = \frac{\Omega r(1+a')}{U_{rel}} \quad (6)$$

依据上面的理论,进行迭代求解轴向和周向诱导因子,就可以得到风机叶片处的推力以及扭矩值。叶素-动量理论由于其简单有效的特点,被国内外学细致研究,扩充诸多经验模型对其进行修正^[42-44],在风机气动功率和气动载荷性能预测上应用广泛^[45-48]。但是,叶素-动量理论并不能给出风机尾流场的细节信息。

(2) 基于真实风机的 CFD 模拟方法

计算机硬件水平和技术不断提高,通过对实物风机建立有效的模型,利用 CFD 方法研究风机尾部流场的方法得到了更多的应用。由于建立的风机模型较为完整,对风机叶片的描述更为清晰,可以模拟出风机叶片附近的局部流场,实现对风机叶片的局部载荷,压力分布进行更加细致的分析,而且无需经验模型修正。

Sørense 等^[49]利用滑移网格技术对风机的旋转叶片进行网格处理,结合 RANS 方法,对风机的气动性能和尾流特点进行细致研究,并将得到的数值结果与实验值进行对比。结果显示,当人流速度不超过 10m/s 时,数值计算的结果与实验标准值有较好的吻合。但风速一旦超过 10m/s 时,此时风机处于失速状态,数值模拟结果存在较大偏差,且预测结果明显偏低。Mo J-O 等^[50]采用大涡模拟(LES)的方法,对滑移网格建立的实物模型风机进行数值分析,划分较大的计算域,模拟了距离风机叶面后方 20 倍风机叶片直径的尾流变化。周胡,赵文超等^[51]采用 OpenFOAM 提供的 pimpleDyFoam 求解器,模拟研究美国可再生能源实验室的 Phase VI 风机,通过任意网格界面元(AMI)生成风机旋转叶片附件的网格单元。数值模拟 5m/s、10m/s、15m/s 不同入流风速条件,并对比结合不同的湍流模型对风机数值模拟的影响。对比结果表明,不同湍流模型有各自的模拟优势,总体对数值结果存在一定的影响,但整体差别不大。并在此基础上,进行进一步的研究^{[52][53]},分析了海上浮式风机的受力及尾流场发展变化。

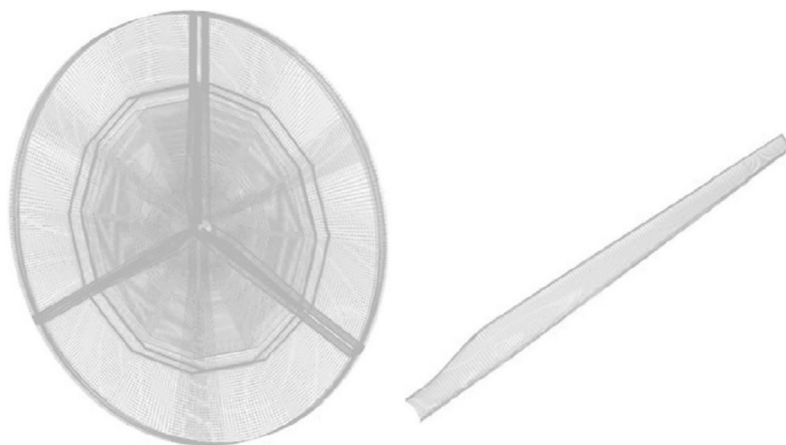


图 1-7 风机系统模型
Fig. 1-7 Real model of wind turbine system

近年来,重叠网格技术在处理运动物体的优势,使得运动物体的贴体网格可以嵌入到计算域的背景网格中,消除背景网格对风机叶片网格的限制,且随着风机叶片的转动无需重新生成网格,使得对真实风机的数值模拟取得进一步的发展。如图 1-7 为利用重叠网格技术建立的风机系统模型。程萍等^{[54][55]}基于重叠网格技术对标准 5MW 风机进行大量的数值研究工作,对处于工作状态风机的叶片压力分布、受力载荷进行了细致的分析。Tran 等^[56]基于重叠网格技术处理平台和风机叶片周围的网格运动,分析了平台在纵荡运动条件下旋转叶片非定常的气动性能,并与一般工程方法进行对比。Choi 等^{[57][58]}使用了 CFD 求解器 ANSYS-CFX 结合重叠网格技术对分别对包含 2 风机和 3 风机风电场进行全三维的数值模拟,研究沿入流方向的风机间隔距离设置对于功率输出的影响,同时讨论了在不同纵向布置间距时,风机尾流速度损失和回复趋势,划分出风机尾流弱影响和强影响区域,为风机纵向布置间距的提供意见。但其中风机的网格量占据总体网格的 80%以上,所以无法实现对风机尾流场细节的精确捕捉。

基于 CFD 理论发展出来的三维尾流模型可以通过求解三维 Navier-Stokes 方程获得风力机后任意位置处的风速、压力和湍流强度等流场参数。但三维尾流模型需要建立风力机三维实体网格以及精确计算风力机的尾部流场,对计算硬件要求高、耗时长,构建实物风机所需网格量较大,所以很难从单台风力机推广到整个风电场。所以为了简化网格划分难度、提高计算速度,通过致动盘和致动线等模型建立的 CFD 尾流模型被越来越多的学者所认可。

(3) 致动模型方法

风机运行时产生的尾流在传播一定距离后,几乎不再受到风机叶片几何形状的影响,而在大型风电场的布置当中,前后排风机具有足够的纵向间距,可以不建立风机旋转叶片的实物模型研究大型风场产生的尾流特点^[59]。基于这种思想,一些学者开发出致动模型,利用体积力表示风机工作时风机叶片对于流场的作用,并将体积力添加到需要求解的控制方程右端,获得流场信息。由于使用体积力来代替风机叶片,所以无需建立风机叶片的几何模型,不需要构建叶片的边界层,极大的降低了网格的划分难度,在大型风场和浮式风机的耦合分析中都得到了广泛的应用和发展^[60-62]。

这种基于体积力代替风机叶片的致动模型方法主要包括致动盘模型,致动线模型以及致动面模型三种方法,如图 1-8 所示。

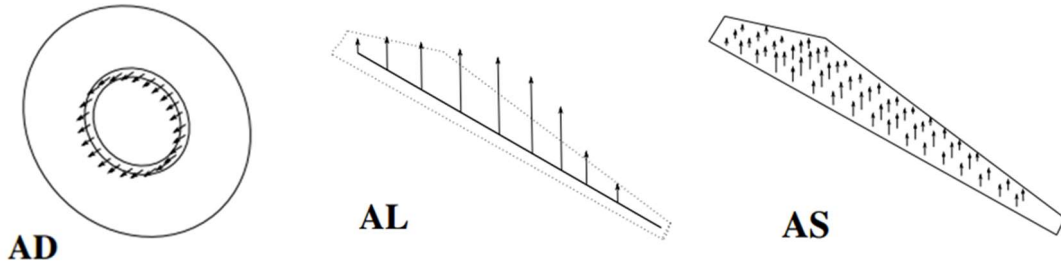
图 1-8 致动盘模型(AD)、致动线模型(AL)、致动面模型(AS)^[59]

Fig. 1-8 Actuator disk model、Actuator line model、Actuator surface model

致动盘模型基于轴对称假设，将体积力沿着叶片的旋转盘面均匀分布。Rajagopalan^[63]，Ammara 等^[64]成功将致动盘模型应用于风机的数值模拟当中，并针对计算的网格划分以及致动盘的体积力进行优化。Mikkelsen^[65]，Ivanell^[66]，Nilsson^[67]等利用致动盘模型进行多风机风场尾流发展的数值研究，数值结果表明致动盘模型预测尾流的湍流强度较低。许昌等^[68]在其研究中，不仅利用致动盘模型代替风机叶片，而且风机的机舱同样采用致动盘模型替代。研究发现，利用致动盘代替实物风机时，较低的预测了风速损失，且存在尾流速度恢复过快的问题。任等^[69]，朱等^[70]基于致动盘模型也做了大量的研究工作。

考虑到致动盘模型的缺陷，Sørensen and Shen 等^[71]抛弃轴对称流动的假设，利用线性布置的致动点来表示风机叶素，提出三维的致动线模型方法，但仍需基于二维翼型数据。Troldborg 等^[72]利用商业软件 EllipSys3D 求解非定常 Navier-Stokes 方程，结合致动线模型分析了两风机的尾流相互干扰现象。同时计算沿着风机叶片法向和切向的平均受力情况，讨论了风机尾流干扰效应对风机叶片的平均载荷受力影响。Churchfield 等^{[73][74]}采用致动线模型模拟分析了大型的 Lillgrund 风电场。李鹏飞等^[75]将风机平台的运动扩充到风机的气动性能求解当中，在致动线模型的基础上提出非稳态致动线模型，并成功应用于求解浮式风机耦合问题的研究当中。

致动线模型是利用叶片升阻力系数等翼型参数来模拟叶片形状，对风机叶片附近流场的局部特征无法准确的模拟。Shen and Sørensen 等^[76]利用无厚度的薄片去施加体积力，提出了致动面模型方法，可以更加精准的模拟风机近尾流场的特征。Dobrev 等^[77]使用致动面模型成功预测了模型风机在中低速入流条件时的气动功率，验证致动面模型在模拟风机气动性能上的准确性。周瑞涛^[78]、卞凤娇^[79]、周洋^[80]等将致动面模型进行改进，通过黏性无黏耦合模型计算得到致动面模型中

的体积力。并对改进的致动面模型进行验证，针对不同的风况，以及不同地面条件时的风电场进行了细致的模拟研究。

1.3 抑制尾流干扰策略研究现状

固定式风场一般包括陆地风场和近海风场，陆上风场在选址时受到复杂地形的限制，近海风场受到海洋环境及海底地貌的影响等，导致只能在有限区域内建立固定式大型风场。为在有限的范围内，获得最大的经济效益，通过多风机集群化建立的风电场一般采用密集型布置。但缩短风机间的布置距离，会加剧风机间的尾流干扰效应，上游风机产生的尾流会严重影响后排风机的气动性能，降低风场整体的发电效率。因此，对多风机风电场的尾流特点及尾流干扰效应进行系统地研究，探明错列式风机布置、桨距角、偏航角等策略手段对风机尾流干扰的抑制效果，为保证风机的稳定运行，高效输出，提高风电场整体发电效率提供一定的科学依据。

1.3.1 错列式风机布置

近海大型风场中，风机较多采用矩阵型布置。错列式风机布置情况，是指在风机沿入流方向的间距保持不变时，研究前后排风机在不同横向间距时的尾流干扰效应。上下游风机在横向错开一定的距离，下游风机未完全处于上游风机的尾流影响范围，降低风机间的尾流干扰。

Krogstad 等^[35]于 2013 年 12 月在挪威组织进行了模型风机的“Blind Test 3”盲比实验，实验对错列式布置的两风机的气动性，尾流速度以及尾流的湍流强度进行了细致的研究。上下游风机的纵向间距保持不变，为 3 倍的风机直径，同时风机在横向错开 0.400m。实验采用两个模型风机选取相同的叶片翼型，均为 S826 翼型，但考虑到实验条件在低雷诺数条件，适当加宽风机的叶片弦长。为更真实模拟环境中的入流条件，在风洞实验室的风洞入口处安装大型的平面网格，增加风机入流的湍流强度。设定上游风机的叶尖速比为 6，调节下游风机叶片的旋转速度，下游风机的叶尖速比分别为 3.5，4.75 以及 8 三种情况。在不公开实验数据的情况下，邀请 9 家不同的研究组织对相同条件的风机进行数值模拟，并将实验结果与数值结果进行对比，细致研究了错列式风机的气动特性和尾流特点，并对不同数值方法进行讨论。结果表明，大涡模拟可以对风机尾流的湍流特性进行更好的捕捉，RANS 模型会较低预测尾流的湍动能，尤其是峰值的捕捉。另外，致动模

型相比于实物模型的误差略大。Trolborg 等^[81]基于致动线模型结合 EllipSys3D 软件对非定常 Navier-Stokes 方程进行求解, 考虑在不同入流的湍流强度下, 对比串列和错列两种布置形式时风机的尾流发展, 此外, 还研究了上游风机尾流对下游风机叶片局部气动载荷的影响。研究表明, 错列式布置两风机整体的气动功率上升, 但是增加了下游风机叶片受力的不均匀性。Mikkelsen 等^[82]对错列布置的三风机进行研究。国内艾勇等^[83]在 OpenFOAM 平台上基于致动线模型, 对不同横向间距的错列布置的两风机进行数值模拟, 并清晰地捕捉到错列布置两风机的尾涡结构发展。

1.3.2 偏航角控制策略

尾流干扰现象会明显影响风电场整体的发电效率和风机叶片的疲劳载荷。在多风机风电场中, 可以通过主动调节上游风机的偏航角度, 抑制上游风机尾流对下游风机的影响, 减少风力机机组之间的尾流相互干扰。

Gebraad 等^{[84][85]}考虑风机偏航引起的尾流中心偏移, 将风机尾流分成三个区域, 通过对风机的气动功率, 尾流偏移距离, 尾流膨胀后的尾流廓线以及尾流速度建立数学参数模型进行风机尾流特征的模拟预测。并与实验和数值模拟数据进行对比, 确定经验参数的取值, 建立一个新的经验参数模型。如图 1-9 为此数学模型划分的具体尾流区域。基于此风机偏航尾流模型, 成功预测了 6 台风机在偏航工作状态时的功率输出, 并将预测结果与数值方法进行对比验证, 进一步进行风场偏航角度的优化。

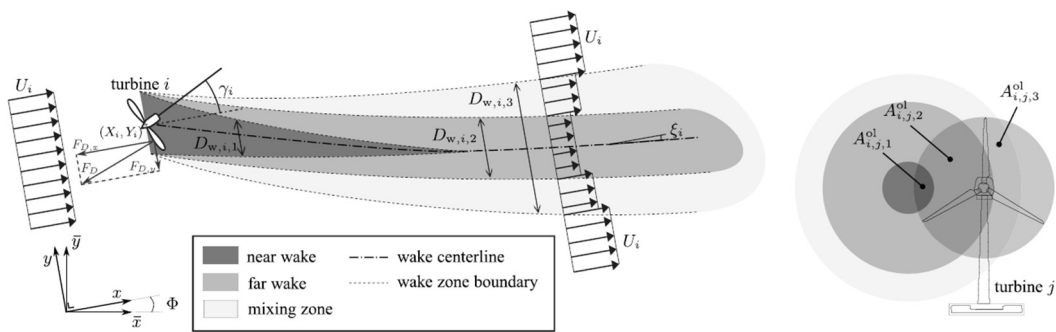


图 1-9 风机偏航尾流模型的三种不同尾流区^[84]
Fig. 1-9 The three different wake zones of the parametric model

Howland 等^[86]利用直径为 3 厘米的带孔圆盘近似代替模型风机, 保证圆盘与风机的推力系数保持一致, 研究单个风机的尾流偏移和尾流变形, 指出风机偏航状态时, 尾流形状会出现卷曲现象。Andresen^[87]利用风洞实验, 系统研究单个风机

在不同偏航角度时的尾流速度和湍流应力变化，并进一步分析风机偏航产生的尾流对下游风机气动性能的影响。但是考虑设备费用和时间成本的限制，很难利用实验进行实物风机的测量，而采用 CFD 模拟技术，可以很好对风场进行模拟研究。Fleming 等^[88]利用致动线模型代替实际风机，结合大涡模拟方法分析风机在不同偏航角度的气动功率和尾流速度变化。结果表明，偏航引起的尾流偏移，可以抑制风机的尾流干扰。田等^[89]结合致动盘理论和 CFD 方法研究偏航角对尾流干扰现象的影响。Miao 等^[90]采用 5MW 标准风力机的实物风机模型，对风电场尾流偏离效应进行了数值模拟。下游风机的气动性能由于受到上游尾流干扰而显著降低。为了减小这种影响，采用了基于偏航角度的控制策略，使上游尾迹的传播轨迹发生偏斜，从而避免了下游风力机完全处于上游风机尾流的干扰范围之内，提高了整个风电场的发电效率。在商用 CFD 软件 STAR-CCM 中对两台串联式进行了数值模拟。结果表明，当上游风力机主动进行风机偏航时，风电场的总发电功率增加。同时通过对速度廓线、尾迹中心线和涡结构的分析，发现叶尖涡引起的尾迹偏离效应集中在轮毂高度处，这可能导致偏航尾迹对下游风机的影响被低估。

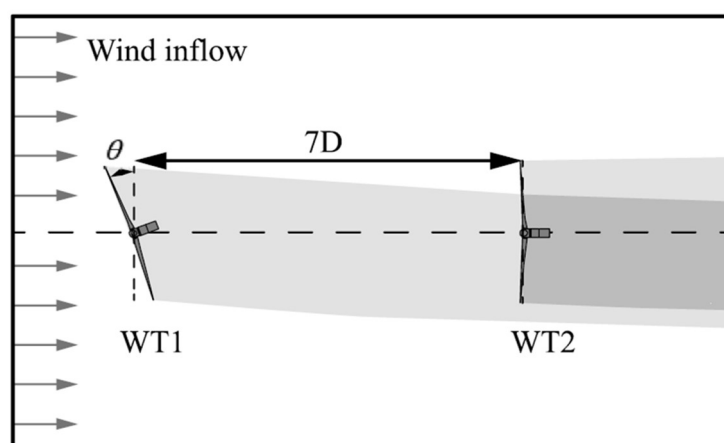


图 1-10 基于偏航角的风电场功率优化

Fig. 1-10 Wind farm power optimization based on yaw angles

1.3.3 桨距角控制策略

风力发电机在受到上游风机尾流的影响时，会造成严重的功率损失，这种功率损耗通常约为风机功率的 20%，对于极端情况，这可以增加到 40%。因此，通过采取合理有效的方式，抑制风机间的尾流影响，对于提升风电场的风能利用效率具有非常重要的意义。

Lee 等^[91]探讨一种控制风机桨距角来最大化风电场气动功率的方法。每个风

机的桨距角由其自身的桨距调度或反馈算法来控制，以优化功率输出。由于控制方法不能考虑尾流的影响，如尾流速度缺陷和湍流强度的增加。因此，引入叶素动量理论用于气动分析，采用涡粘性模型模拟风机尾流。入流条件假定为由前排风机的推力系数和大气条件确定的二维高斯分布。最后采用遗传算法计算最优功率。结果表明，桨距角的控制可以优化风电场的功率输出。Dahbi 等^[92]针对桨距角的控制系统进行了相关研究。李丽霞等^[93]结合 Katic 尾流模型^[94]，将风场的总功率输出的作为优化目标，提出一种考虑尾流效应的桨距角控制策略。

Adaramola 等^[95]通过实验研究了尾流干扰对下游风力机性能的影响，实验结果表明，下游风机的气动功率系数的降低强烈地依赖于风机之间的纵向距离和上游风机的运行状态。实验通过调整风机间的分离距离和上游风机的叶片桨距角，测量得到下游风机的气动功率损失与在无风机尾流影响的上游风机的功率输出相比降低范围在 20%到 46%之间。另外，实验分别改变上游风机的偏航角度和桨距角，并将实验结果进行对比，通过改变上游风机的桨距角对下游风机的功率输出提高的更加显著。Sudhamshu 等^[96]考虑风速分别为 7、15.1 和 25.1m/s，数值分析了桨距角对水平轴风力机 Phase VI 气动性能的影响。在交界面的处理上使用冻转子模型，控制方程在随着叶片旋转的移动参考系中求解。数值结果表明，风机叶片所受推力随着桨距角的增大而减小。对于给定的风速，存在一个最佳桨距角，使风机产生的气动功率最大，且桨距角对功率输出的影响与翼型叶片的失速特性有关。曾利华等^[97]利用多重参考系数值模拟了不同风速和桨距角对风机气动性能和尾流特点的影响。

1.4 论文主要研究内容

本论文使用实验室自主开发的 FXWF-SJTU 固定式风场求解器（Fixed Wind Farm, FXWF）详细研究风电场中多风机之间的尾流干扰效应，并通过控制上游风机的桨距角和偏航角度，进而改变上游风机的尾流影响范围，降低风场中不同风机间的尾流干扰，以期达到提升风电场整体发电效率的目的，并尝试进行风机尾流相互作用的机理性分析，以期给实际工程进行风场优化提供有力的分析依据。论文的主要研究内容具体为：

第一章介绍了风电场尾流特性以及抑制尾流干扰策略的研究背景与意义。详细介绍了尾流模型，风场/风洞实验以及数值模拟三种研究风电场尾流效应的主要方法的国内外研究现状。并针对如何降低风机间的尾流干扰，对错列式风机布置、

偏航角控制策略和桨距角控制策略进行详细的国内外研究现状介绍。最后介绍了本文的主要研究内容。

第二章主要内容为本文采用的数值方法。详细介绍了致动线模型和流场的控制方程，并对固定式风场尾流特性求解器的组成进行细致描述。

第三章主要对基于致动线模型的求解器进行验证。对比采用的实验数据来自于挪威科技大学的研究团队组织进行的系列实验中的“盲测实验 3”，通过数值模拟对错列布置双模型风机的气动性能以及风机的尾流发展进行预测，并将预测的数值结果与实验结果进行对比，进行求解器的数值验证工作。

第四章主要针对不同偏航角度对两风机风电场尾流干扰的影响进行了数值研究。首先，通过数值模拟单个模型风机在偏航工作状态时的尾流发展特性，得到的数值结果与实验数据进行对比，验证求解器在模拟偏航风机的准确性。然后利用大涡模拟计算研究当上游风机处于不同偏航角度时，两风机之间的复杂尾流干扰效应。对比分析偏航角度改变时，上下游风机气动功率的输出特性，尾流速度和涡量变化特性以及风机的尾涡结构。

第五章主要研究了不同桨距角的两风机风电场的尾流发展特性。详细介绍了算例设定，包括计算域和边界条件的设定，背景网格的划分以及对背景网格细化区域的介绍，以及计算时间步长的确定方法。数值模拟了上游风机处于不同桨距角的工作状况时，上游风机尾流发展的变化，以及对下游风机气动及尾流发展的影响变化。包括，气动功率输出特性的时历变化，速度云图变化以及涡量变化特性，对两风机间的尾流干扰进行深入研究。

第六章，采用大涡模拟方法对 Lillgrund 风电场的实际布置形式进行了数值模拟，研究了包含 48 台阵列式布置风机的大型风电场的复杂尾流场。并结合第四章和第五章的主要研究内容，通过对风机的偏航角控制和桨距角控制，预测大型风电场的气动功率输出和尾流发展变化，验证偏航控制策略和桨距角控制策略在大型风场优化上的作用效果。

第七章对论文的主要工作进行全面总结，并对风电场尾流特性的下一步研究进行了个人的展望。

第二章 数值方法

2.1 致动线模型

致动线的概念最早由 Sørensen 和 Shen^[71]引入, 通过沿叶片径向布置一系列的致动点, 利用致动点上的体积力来模拟风机叶片在工作状态时对流场的影响, 致动线模型模拟了风机不同叶片的工作状态, 抛弃轴对称假设, 是一种三维的计算方法。因为利用体积力代替实际叶片对流场的作用, 因此不需要模拟叶片边界层, 只需通过叶片的二维翼型数据对致动点上的体积力进行求解, 再利用正则化核函数将这些力反作用于流场的控制方程^[98]。

$$L = \frac{1}{2} C_l(\alpha) \rho U_{rel}^2 c dr \quad (2-1)$$

$$D = \frac{1}{2} C_d(\alpha) \rho U_{rel}^2 c dr \quad (2-2)$$

其中, $C_l(\alpha)$ 和 $C_d(\alpha)$ 分别是升力和阻力系数, α 是局部攻角, U_{rel} 是相对于叶片的空气流速, c 是叶片弦长, dr 是叶素宽度。图 2-1 所示, 为风机叶片截面处的速度矢量三角形, 根据此可以计算相应的相对速度:

$$U_{rel} = \sqrt{U_z^2 + (\Omega r - U_\theta)^2} \quad (2-3)$$

其中, U_z 和 U_θ 分别代表轴向速度和切向速度, Ω 是风机叶片的旋转速度。致动点处的体积力为:

$$\bar{f} = (L, D) = \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 c dr (C_l \bar{e}_L + C_d \bar{e}_D) \quad (2-4)$$

每个致动点产生的力作为一系列离散的集中力不能直接作用于流场, 必须进行光滑处理以避免产生错误的数值振荡。Sørensen 和 Shen 采用如下的高斯权函数来将致动力反作用于计算域:

$$\eta_\varepsilon(d) = \frac{1}{\varepsilon^3 \pi^{3/2}} \exp\left[-\left(\frac{d}{\varepsilon}\right)^2\right] \quad (2-5)$$

流场中 (x, y, z) 处的体积力为:

$$f_{s,i}(x, y, z, t) = f \otimes \eta_s = \sum_{j=1}^N f(x_j, y_j, z_j, t) \frac{1}{\varepsilon^3 \pi^{3/2}} \exp\left[-\left(\frac{d_i}{\varepsilon}\right)^2\right] \quad (2-6)$$

其中, (x_i, y_i, z_i) 是第 i 个致动点, d_i 是点 (x, y, z) 与点 (x_i, y_i, z_i) 之间的距离。 ε 称为高斯光滑参数。 ε 数值越小, 体积力分布越集中。为了保证数值稳定性, 本文中取

$\varepsilon = 2\Delta x$ (Δx 为叶片附近网格单元的长度)。最后将得到的体积力 f_ε 加入到 N-S 方程的右端源项, 进而求解风机的非稳态流场。

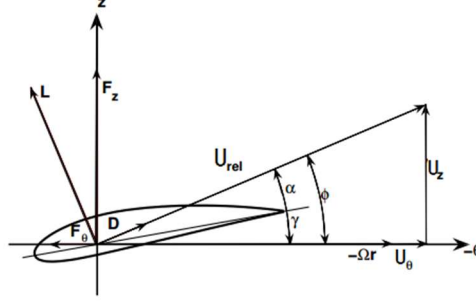


图 2-1 翼型截面速度矢量图^[71]
Fig. 2-1 Cross-sectional aero foil element

2.2 控制方程

2.2.1 不可压缩 N-S 方程

风机在正常工作时, 风速一般处于 5~25m/s 的范围之内, 在此风速作用时, 可以假设风电场的流场为不可压缩流场。因此, 通过求解不可压缩 N-S 方程进行大型风场中尾流相互干扰效应的数值研究。不可压缩流体的基本控制方程如下:

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (2-7)$$

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + (\mathbf{U} \cdot \nabla) \mathbf{U} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \mathbf{U} \quad (2-8)$$

再加入风机叶片致动点所受的体积力, 控制方程修改为:

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (2-9)$$

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + (\mathbf{U} \cdot \nabla) \mathbf{U} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \mathbf{U} + \mathbf{f}_\varepsilon \quad (2-10)$$

式(2-1)~(2-11)中, $\mathbf{U}$ 是入流风速, ρ 是空气密度, ν 是运动粘性系数, $\mathbf{f}_\varepsilon$ 为体积力。

2.2.2 RANS 方法

RANS 方法是对湍流统计量演化的一种平均描述。该方法将瞬时场拆分为平均项和脉动项, 包括流场中的压力、速度等^[99]。这就是所谓的雷诺分解:

$$u(x,t) = \bar{u}(x) + u'(x,t) \quad (2-11)$$

按照雷诺平均思想, 流场中的平均速度为:

$$\bar{u}(x) = \bar{u}(x), \quad \bar{u}'(x,t) = 0 \quad (2-12)$$

因此，将公式(2-11)代入到初始的 N-S 控制方程中，得到：

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + (\bar{u} \cdot \nabla) \bar{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla \bar{p} + \nu \nabla^2 \bar{u} - \nabla \cdot (\overline{u'u'}) \quad (2-13)$$

式中， $\overline{u'u'}$ 称之为雷诺应力张量。

基于 Boussinesq 假设，雷诺应力张量与平均速度梯度相关，可以通过涡粘系数进行求解：

$$\overline{u'u'} = \nu_T (\nabla \bar{u} + (\nabla \bar{u})^T) \quad (2-14)$$

因此，RANS 方程可以修改为：

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + (\bar{u} \cdot \nabla) \bar{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla \bar{p} + \nu ((\nu + \nu_T) (\nabla \bar{u} + (\nabla \bar{u})^T)) \quad (2-15)$$

同样，可以将致动线模型中光滑过的体积力 f_ε 作为源项加入到方程(2-14)的右端，结合致动线模型和 RANS 方程方法实验尾流场的数值模拟。

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + (\bar{u} \cdot \nabla) \bar{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla \bar{p} + \nu ((\nu + \nu_T) (\nabla \bar{u} + (\nabla \bar{u})^T)) + f_\varepsilon \quad (2-16)$$

2.2.3 大涡模拟方法

大涡模拟 (LES) 方法在处理非定常湍流流动的优势，使得 LES 方法近几年在求解风机尾流上受到广泛关注。在大涡模拟方法中，通过流场中空间过滤实现尺度的分离，将速度场分为大尺度速度场以及小尺度部分。过滤函数为：

$$\tilde{u}(x,t) = \int u(\xi,t) G(x-\xi,\Delta) d\xi \quad (2-17)$$

其中， $G(x-\xi,\Delta)$ 为卷积核，与过滤宽度 Δ 相关。因此，子网格速度可以定义为：

$$u'(x,t) = u(x,t) - \tilde{u}(x,t) \quad (2-18)$$

使用了过滤函数之后的 N-S 方程为：

$$\frac{\partial \tilde{u}}{\partial t} + (\tilde{u} \cdot \nabla) \tilde{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla \tilde{p} + \nu \nabla^2 \tilde{u} - \nabla \cdot (\widetilde{uu} - \tilde{u}\tilde{u}) \quad (2-19)$$

引入亚格子应力 τ_{SGS} ，采用 Smagorinsky 亚格子模型用来描述亚格子应力，其表达式为：

$$\tau_{SGS} = \widetilde{uu} - \tilde{u}\tilde{u} = -\nu_{SGS} (\nabla \tilde{u} + (\nabla \tilde{u})^T) \quad (2-20)$$

式中, 亚格子涡粘系数 $\nu_{SGS} = (C_s \Delta)^2 \bar{S}$, $\Delta = (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3}$ 是滤波尺寸, $|\bar{S}| = \sqrt{2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij}}$, $\bar{S}_{ij}$ 是可解尺度的湍流变形率张量, C_s 是 Smagorinsky 常数。在本文中的采取大涡模拟方法的数值计算中, C_s 取值为 0.158。

2.3 FXWF-SJTU 求解器介绍

FXWF-SJTU(Fixed Wind Farm, FXWF)固定式风场求解器是基于开源平台 OpenFOAM 开发出来的, 该求解器将致动线模型与瞬态求解器 pisoFOAM 相结合, 可以实现对多风机的固定式风电场的尾流发展以及尾流间的相互干扰进行数值模拟。FXWF-SJTU 求解器主要包括计算主程序, 致动线求解模块和 PISO 循环模块, 在致动线求解体积力的模块当中, 由于致动线模型求解需要基于风机叶片的二维翼型数据, 所以同时需要建立叶片翼型的插值数据库。图 2-2 所示, 为致动线模块的主要功能。

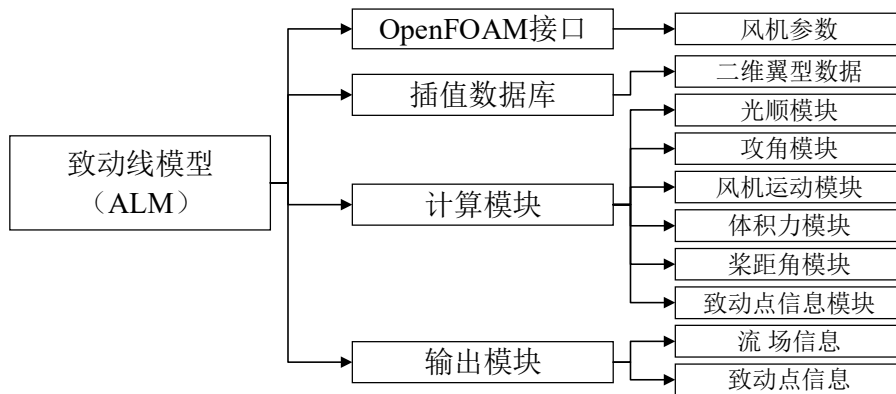


图 2-2 致动线模型主要功能模块
Fig. 2-2 Main function modules of ALM

2.3.1 致动线求解模块

所谓致动线求解模块, 就是对代替风机叶片的致动线上的体积力进行求解, 再对求解得到的体积力进行高斯光顺, 并将得到的光顺后的体积力反作用于控制方程的求解当中。在进行体积力的求解时, 首先需要从风机的布置文件中, 获取风场中风机的布置情况, 求解出风机叶片上布置的任意致动点的位置坐标, 轴向和切向速度。从而计算出对每个致动点的攻角信息。在已知攻角信息时, 连接到建立的翼型数据库, 插值计算得到风机叶片的升阻力系数, 进行叶片致动点的升阻力计算。

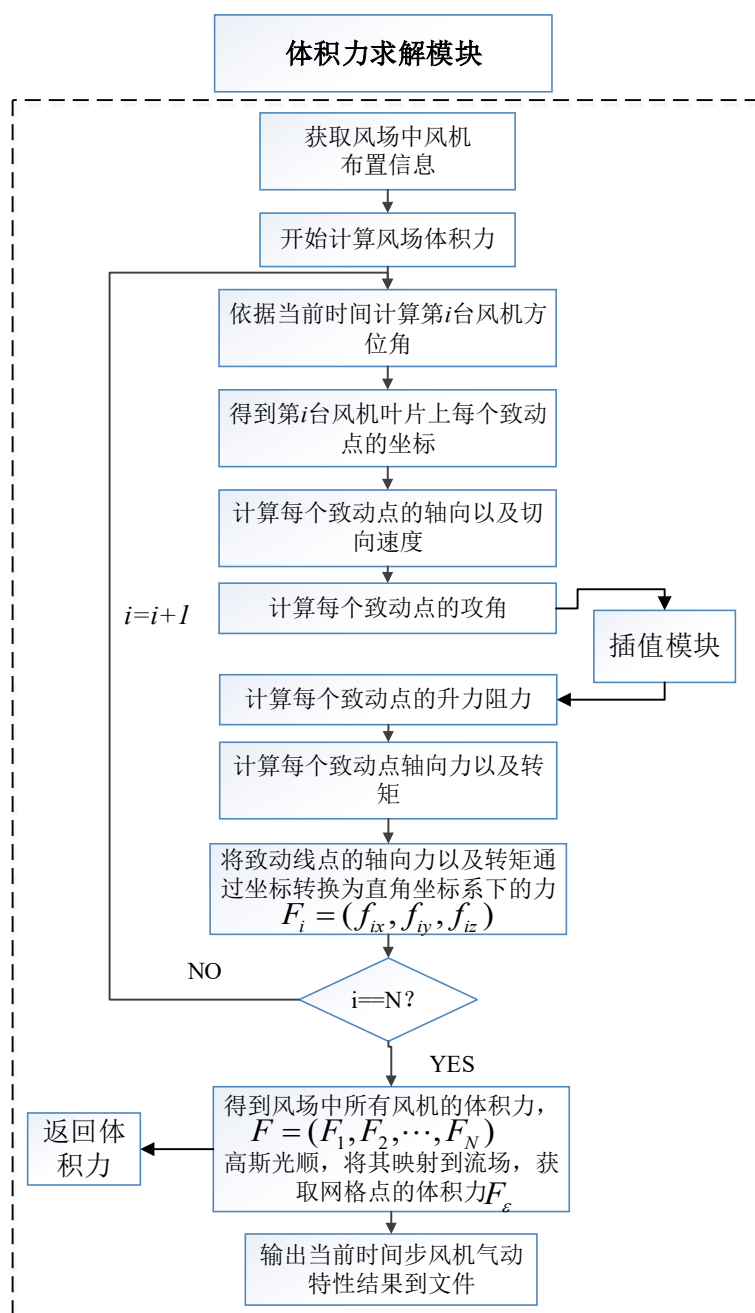


图 2-3 致动线模型体积力求解模块
Fig. 2-3 The module of solving body force

此外，对致动线模型中体积力的求解中，利用致动点的攻角插值得到风机叶片的升阻力系数这一过程依赖于数值实验建立的叶片二维翼型数据。而叶片的翼型数据与风机所处流场环境的雷诺数 Re 有关，因此对于不同雷诺数下的流场环境时，应采取不同插值数据库，否则会导致风机叶片体积力的计算错误，造成数值模拟结果产生偏差。

2.3.2 PISO 循环模块

pisoFOAM 求解器是基于 PISO (Pressure Implicit with Splitting of Operator) 算法进行开发的, 可以比较高效地对 N-S 方程进行求解。算法中包括一个预测步以及两个校正步, 其中校正步主要起到解决流场中质量守恒的问题, 如图 2-4 为 PISO 循环的基本流程。

预测步: 预测一个压力场 p^* , 利用动量方程得到速度场 u^* 和 v^* 。

第一次修正: 由于在预测步里面, 使用预测的压力场 p 得到的速度场不一定满足连续性方程, 因此, 需要设定修正因子 p' , v' , u' 。通过修正的压力场求解动量方程得到修正的速度场分量 u^{**} , v^{**} 。

修正得到的压力场以及速度场为:

$$\begin{cases} p^{**} = p^* + p' \\ u^{**} = u^* + u' \\ v^{**} = v^* + v' \end{cases} \quad (2-21)$$

第二次修正: 在这次修正中, 设定二次修正因子, p , u , v , 因此, 二次修正的压力场以及速度场为:

$$\begin{cases} p^{***} = p^{**} + p'' \\ u^{***} = u^{**} + u'' \\ v^{***} = v^{**} + v'' \end{cases} \quad (2-22)$$

当通过一定步数的修正之后, 进行收敛判定, 如果收敛, 当前时间步下的流场结果为:

$$\begin{cases} p = p^{***} \\ u = u^{***} \\ v = v^{***} \end{cases} \quad (2-23)$$

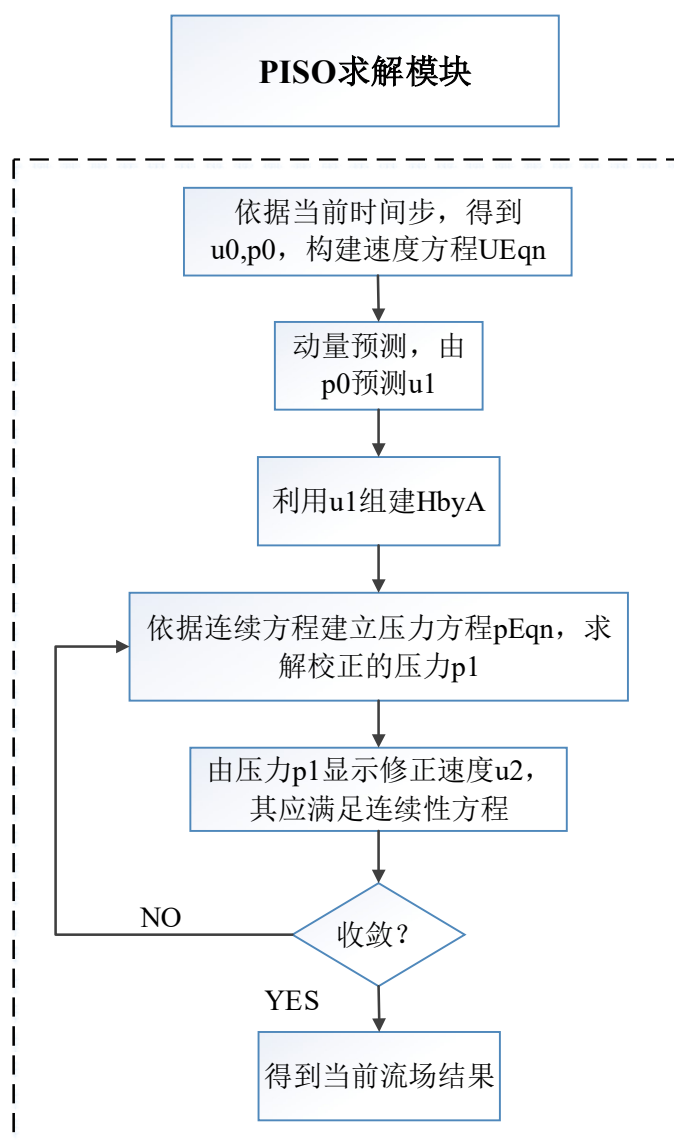


图 2-4 PISO 循环模块
Fig. 2-4 PISO circulating module

2.3.3 求解器整体流程

基于 FXWF-SJTU 求解器对固定式风场尾流场进行数值模拟分析的流程简述如下：

- (1) 流场初始化，开始时间步计算；
- (2) 读取网格、流场信息；
- (3) 读取风场中风机的布置信息，输入致动线模型(ALM)的输入信息，包括致动点的位置信息和风速，计算风机叶片上每个致动点的攻角；

- (4) 输入的攻角信息，链接翼型气动特性插值数据库，输出升阻力系数。
计算得到风场中每台风机的体积力，并进行光顺处理；
- (5) 进入 PISO 循环求解 N-S 方程，其中致动线模块计算得到的体积力经过光顺处理后作为源项添加到 N-S 方程的右端。

继续进行下一时间步计算，并判断当前时间是否小于计算终止的时间，若不是，进入下一时间步循环；若是，则计算结束。

如图 2-5 所示为 FXWF-SJTU 求解器的主程序流程图。

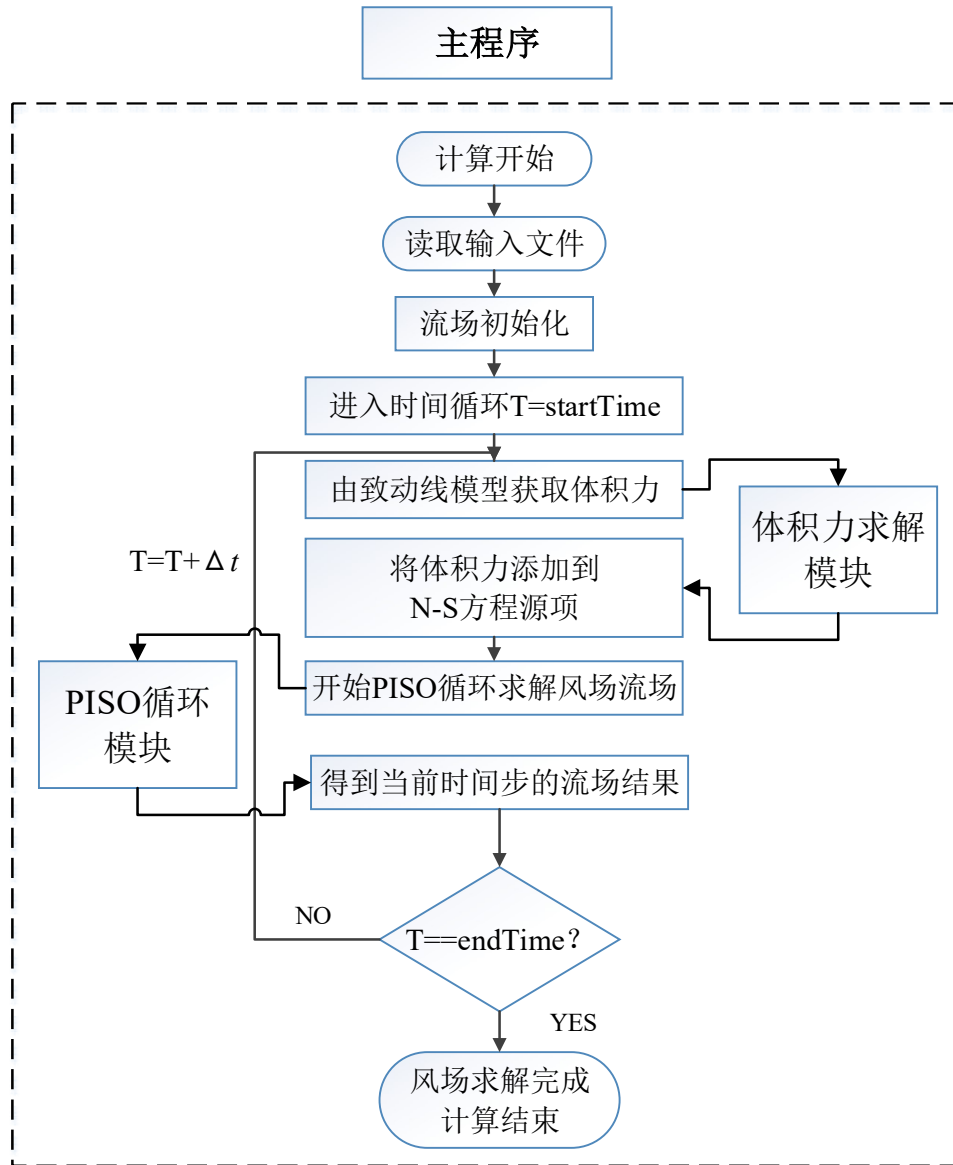


图 2-5 主程序流程图

Fig. 2-5 Algorithm flow diagram of the main program

第三章 FXWF-SJTU 求解器验证

基于致动线模型开发的 FXWF-SJTU 求解器是对风机叶片的一种近似代替，而风电场的数值模拟，尤其是针对风电场尾流抑制策略的结果预测时，风机处于人为调控的工作状态，且下游风机可能部分处于上游风机的尾流作用范围，此时风电场整体处于更加复杂的工作环境。所以在利用 FXWF-SJTU 求解器进行风电场尾流发展的数值分析之前，需要对求解器的准确性进行验证。通过对在下游风机处于 3 种不同叶尖速比下的错列式双风机系统进行数值模拟，得到的数值结果与“Blind Test 3”实验以及其他模拟方法进行对比，验证基于致动线模型的固定式风场求解器的准确性。

3.1 Blind Test 3 实验介绍

Blind Test 3 是由 NTNU 的研究团队于 2013 年 12 月在挪威组织进行模型风机的盲比实验^[35]，许多研究学者应邀对错列布置双模型风机的气动性能以及风机的尾流发展进行数值预测，并将预测的数值结果与实验结果进行对比。通过盲比实验，验证数值方法对多风机风场的模拟，从而进一步了解风机间尾流相互作用现象以及详细研究近尾迹和远尾迹的尾流特征，并验证不同数值方法对风机数值模拟上的优劣性。



图 3-1 Blind Test 3 风洞示意图
Fig. 3- 1 Layout of Blind test 3 wind tunnel

实验风洞的主尺度为：长 11.15m，宽 2.72m，屋顶高度为 1.8m。为尽量减小雷诺数不同的影响，实验的来流风速应尽可能的放大，但是过高的风速会造成风机叶片的旋转速度过快，导致风机周围环境温度过高同时造成实验设备的损伤，

另外，下游风机与上游风机的纵向间距为 3 倍下游风机直径($D=0.894\text{m}$)，同时风机在横向错开 0.400m ，具体尺寸布置如图 3-2 所示。实验选取上游风机的叶尖速比为 6，下游风机的叶尖速比设定为 3.5、4.75 以及 8 三种情况进行详细对比，因为模型的尺度效应，此时风机叶片的旋转速度远大于实物风机的旋转速度。具体的风机参数如表 3-1 所示。

3.2 数值模型设定

为与“Blind Test 3”实验进行对比，保证验证结果的可靠性和准确性。本文设定数值模拟的计算域与实验风洞的基本尺寸保持一致，同时风机采用相同的布置形式。入流风速为 10m/s ，上游风机的叶尖速比(TSR)为 6，下游风机的叶尖速比分别为 3.5、4.75 和 8。本文通过改变下游风机叶片的旋转速度进而改变下游风机的叶尖速比，与实验方法保持一致。利用 XFOIL^[100]工具计算得到实验所采用翼型的气动参数，作为致动线模型计算体积力所需的插值数据库，包含不同攻角下翼型的升力以及阻力系数。

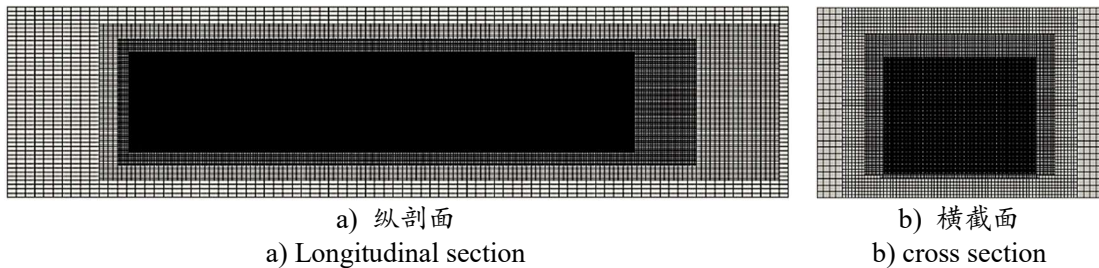


图 3-3 网格划分示意图

Fig. 3-3 Mesh system

表 3-2 边界条件设置
Table3-2 Boundary condition setting

边界名称	边界条件
入口边界	自由来流边界条件，定常均匀风速 10m/s
出口边界	相对大气压力为 0 Pa
左右边界	壁面边界条件
上部边界	壁面边界条件
下部边界	壁面边界条件

本文采用致动线模型代替实物风机，仅需简单的结构化网格即可满足计算要求，但是为了求解致动线附近的较大压力梯度，并且更好捕捉风机的尾流特征，

本文对背景网格进行细化处理，一共进行了三级网格细化。具体的网格形式，如图 3-3 所示。本文选取最小网格尺度为叶尖旋转 1° 所移动的距离。此时，整个计算域的网格总量约为 1.44×10^7 。另外具体的边界条件，如表 3-2。

为确保上游风机尾流充分发展，设定计算模拟时间为上游风机叶片完整旋转 60 个周期所需要的时间，约为 3s。由于本文中模拟的是模型风机，在来流风速一定时，为保证风机的叶尖速比，风机的转速很高，尤其是当下游风机的叶尖速比为 8 时，为保证叶片在一个时间步内转过的距离不超过最小网格间距，计算得到时间步长为 $1e-4s$ 。

3.3 数值结果与分析

本文基于致动线模型，分别对在下游风机处于 3 种不同叶尖速比下的错列式双风机系统进行数值模拟，得到的数值结果与 NTNU 研究团队在 2013 年进行的错列式两模型风机的“Blind Test 3”实验结果进行对比，验证致动线模型在模拟风场气动性能及尾流干扰现象的可靠性和准确性。本文的数值验证主要对比气动功率以及风机尾迹的基本特征，包括平均尾流速度和平均湍流应力的分布特征。

3.3.1 气动功率

图 3-4 表示的下游风机处于不同叶尖速比时，上下游风机的气动载荷输出的时历曲线。由于在数值模拟开始时，风机由静止瞬时达到相应的转速，上下游风机都存在瞬时的气动载荷过大的现象。为避免初始瞬态载荷对气动功率输出的影响，并考虑风机尾流的充分发展，本文选取数值计算从 2 秒到 3 秒的气动功率系数平均值。表 3 表示上下游风机的气动功率系数数值模拟和“Blind Test 3”实验的输出结果，以及数值模拟与实验值相比的相对误差。其中红色曲线 WT1 代表上游风机，蓝色曲线 WT2 代表下游风机，气动功率系数定义为：

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

其中，A 是风机叶片旋转扫过的平面面积， ρ 为空气密度， U_{ref} 为在风机轮毂中心高度处的入流风速，P 为风机的气动功率。

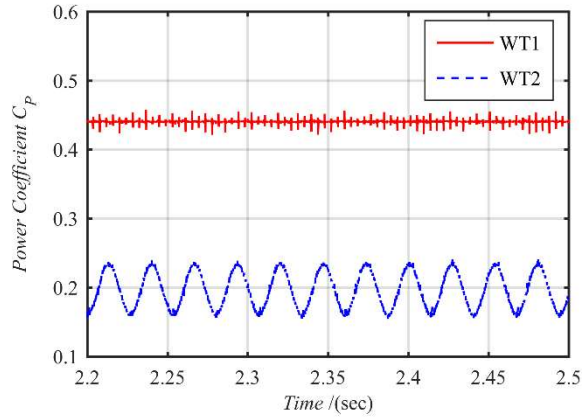
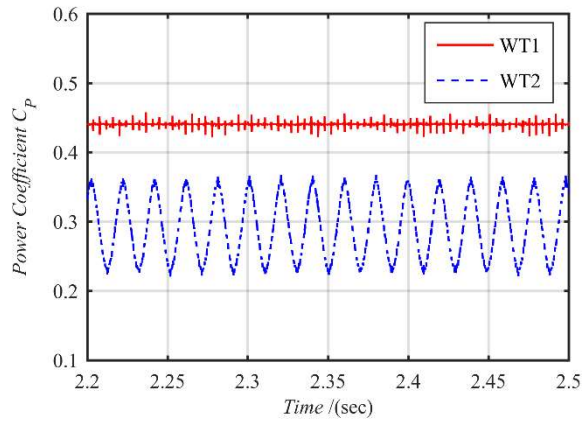
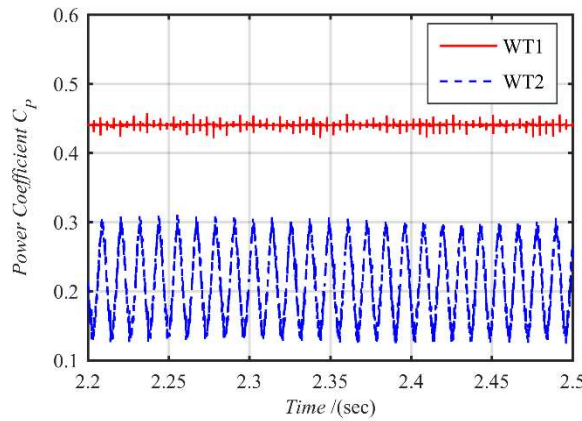
a) 叶尖速比 $\lambda=3.5$ a) Tip speed ratio $\lambda=3.5$ b) 叶尖速比 $\lambda=4.75$ b) Tip speed ratio $\lambda=4.75$ c) 叶尖速比 $\lambda=8.0$ c) Tip speed ratio $\lambda=8.0$

图 3-4 上下游风机的气动载荷输出时历曲线

Fig. 3-4 Time-history curves of aerodynamic Load

从图 3-4 可以看出，当上游风机的叶尖速比保持不变，下游风机处于不同叶尖速比时，对上游风机的气动功率输出影响很小。且上游风机的气动功率输出较

为平稳。风机错列布置，当上游尾流充分发展时，下游风机的旋转平面仅部分处于上游风机尾流的影响范围，这不仅导致下游风机的气动功率输出减少，同时造成下游风机的气动功率产生明显的周期性振荡，振荡周期为三叶片风机旋转周期的三分之一。另外，随着下游风机叶尖速比增大，风机气动功率的振荡幅值也随之增大，而且风机旋转速度的增加也导致功率振荡频率的上升。

表 3-3 中列出了数值模拟上下游风机气动功率系数的数值结果与盲测三实验得到的数值结果。通过对风机气动功率系数进行数值对比，基于致动线模型模拟输出的上游风机的气动功率系数为 0.4402，实验结果为 0.4304，相对误差为 2.30%。由于本文中，入流条件设定为均匀定常流，并通过改变参数设置，增大入流的平均湍流度。而实验结果是通过在风洞前设置平面网格，达到增大平均湍流度的目的，这将导致数值模拟结果与实验结果产生差别。

表 3-3 上下游风机的气动功率系数以及“Blind Test 3”的实验结果总结表
Table 3-3 Summary of numerical results for aerodynamic power coefficient for Blind Test 3

项目	风机	叶尖速比 λ	数值结果	实验结果	相对误差
C_P	WT1	$\lambda=6.0$	0.4402	0.4303	+2.30%
	WT2	$\lambda=3.5$	0.1970	0.2053	-4.04%
	WT2	$\lambda=4.75$	0.2915	0.2985	-2.35%
	WT2	$\lambda=8.0$	0.2135	0.1817	+17.50%

对于下游风机，在风机处于较低的叶尖速比时，与实验结果相对误差不超过 5%。但当下游风机的叶尖速比达到 8 时，风机叶片处于高速旋转，基于致动线模型的模拟结果与实验相比存在较大的相对误差，相对误差为 17.50%。通过对实验风洞以及数值模拟设置等方面的分析，分析造成下游风机的气动载荷预测尤其是叶尖速比较高时与实验相对误差较大的主要原因。首先，风机的气动性能对雷诺数的变化十分敏感，上游风机的尾流作用以及风机以不同的叶尖速比运转，这都将导致风机在不同的雷诺数条件下工作，而雷诺数对于风机的翼型数据，特别是升力和阻力系数有重大影响。本文参考实验设置入流速度为 10m/s，上游风机的最大局部雷诺数约为 10^5 ，利用 XFOIL 工具基于所给定的雷诺数计算确定上下游风机的翼型参数。而受到上游风机的尾流影响，下游风机的入流条件存在明显的速度下降，所以下游风机叶尖局部的雷诺数要明显低于上游风机的雷诺数。因此，上下游风机的雷诺数存在明显的差别。但是，利用致动线模型计算体积力时，叶

片翼型的插值数据库固定不变, 仅以某一固定的雷诺数计算得到的数据结果, 导致基于致动线模型的数值方法对于下游风机数值预报的存在较大误差, 尤其是当下游风机处于较高的旋转速度。其次, 利用致动线模型模拟风机叶片时, 没有考虑到包括轮毂、机舱和塔架在内的完整的风机模型, 所以在风机的转子中心存在较高的速度场。另外, 机舱和塔架引起的尾流与风机尾流相互干扰, 导致风机的尾流结构呈现出高度的不对称性, 这与考虑完整风机模型的实验存在明显区别。这种区别会导致错误的估计尾流效应对于下游风机的影响, 导致对下游风机气动载荷的预测存在较大的误差。

基于致动线模型, 可以较好预测上游风机的气动功率输出, 当下游风机处于较低的叶尖速比时, 由于雷诺数效应, 模型效应以及数值设定等原因, 虽然与实验结果相比存在一定程度的相对误差, 但总体的误差不超过 5%, 在合理的范围之内。但当下游风机处于较高的叶尖速比时, 由于高速旋转的叶片对雷诺数的变化更为敏感, 导致对风机气动载荷预测的误差进一步扩大。

3.3.2 尾流特性

图 3-5~图 3-7 表示不同叶尖速比时, 错列布置的两风机风电场在距离下游风机 1 倍直径处和 3 倍直径处的尾流场数值预报结果。其中红色圆圈线为本文结合致动线和 RANS 模型(ALM-RANS)数值模拟结果, 黑色方形线代表“Blind Test 3”的实验结果(Experiment), 绿色下三角曲线为致动盘模型的计算结果(ADM-RANS), 菱形线为滑移网格技术结合分离涡模拟(ASI-DES), 蓝色上三角曲线为精细化网格的大涡模拟(EllipSys3D-LES)数值结果。

图 3-5~图 3-7 可知, 在平均尾流速度廓线的对比可知, 致动线模型较为准确地模拟入流经过风机的速度损失。由于致动线模型没有考虑到包括轮毂、机舱和塔架在内的完整的风机模型, 所以在近尾流($X=1D$)处, 横坐标 $Y=-R$ 处存在明显的速度回升。随着尾流发展, 到 $X=3D$ 处, 尾流速度发展更为均匀并开始出现速度回升, 同时机舱和塔架对尾流的影响逐渐降低, 致动线模型对速度损失的模拟更为精准。相比于考虑实物风机的数值模拟方法, 在近尾流区, 致动线模型由于缺少对机舱和塔架的模拟, 低估了风速的损失。基于三维的致动线(ALM)模型, 在风机高转速的情况时, 较为准确地模拟出由于风机叶片高速旋转导致的局部风速损失过大的现象, 相比于二维致动盘(ADM)模型, 模拟更为精准。另外, 数值模拟结果在边界处的速度与入口速度相比, 提升 10%左右, 而实验结果得到的尾流

外的速度值提高约为 20%，实验中风洞存在更加显著的壁面阻塞效应，这将导致实验结果与数值结果产生明显差别。

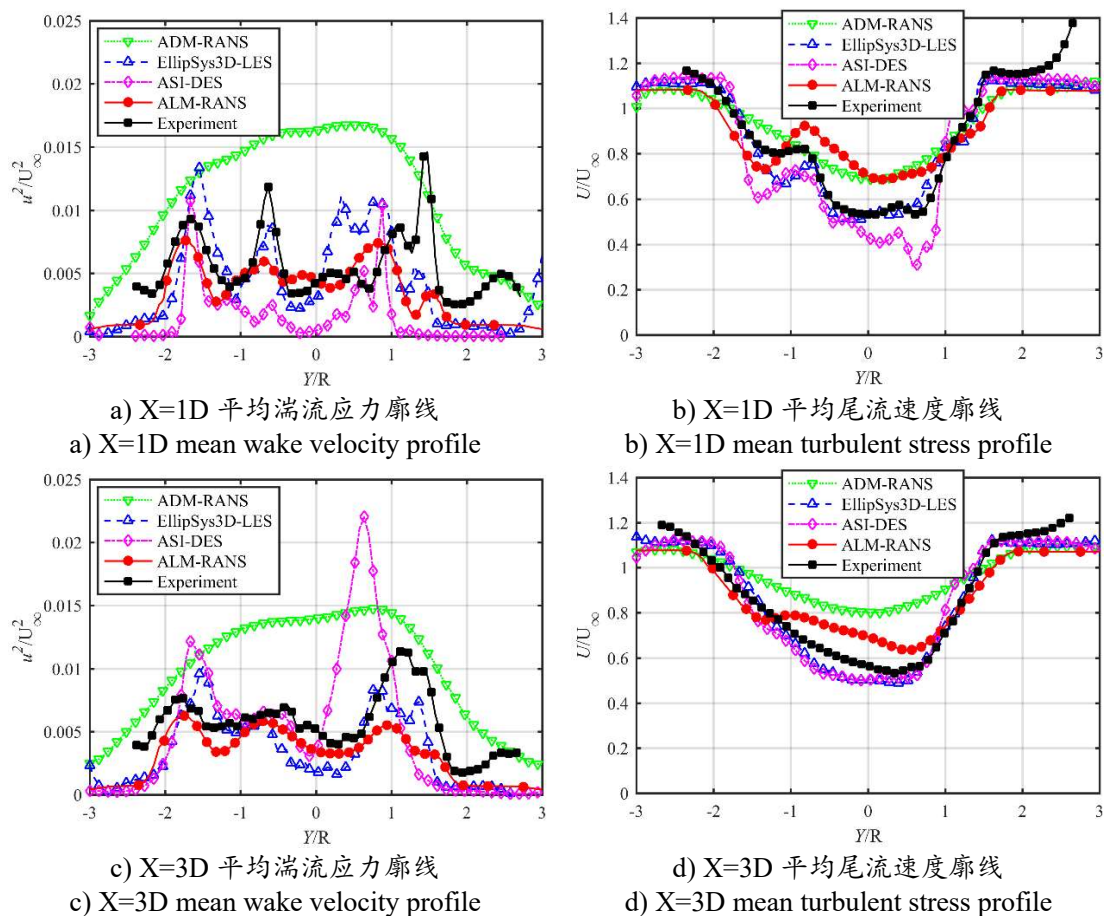
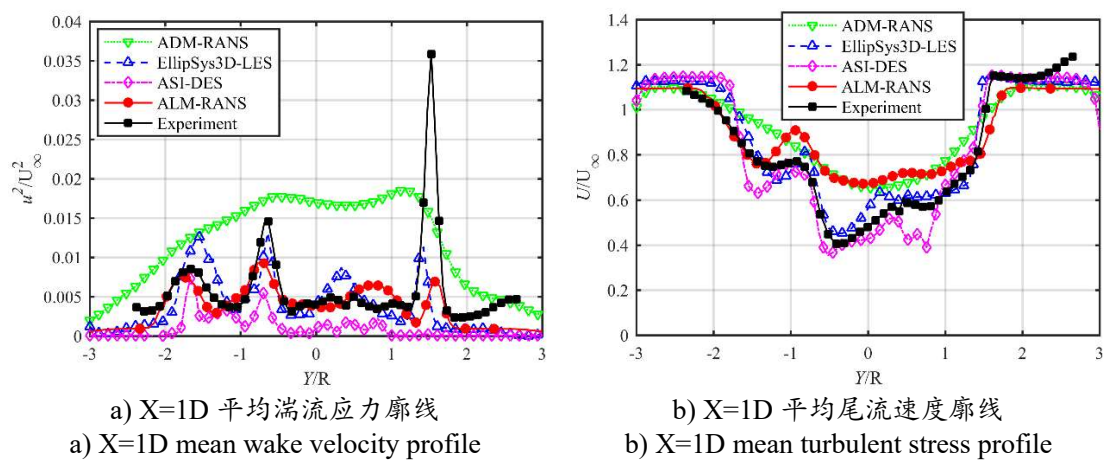
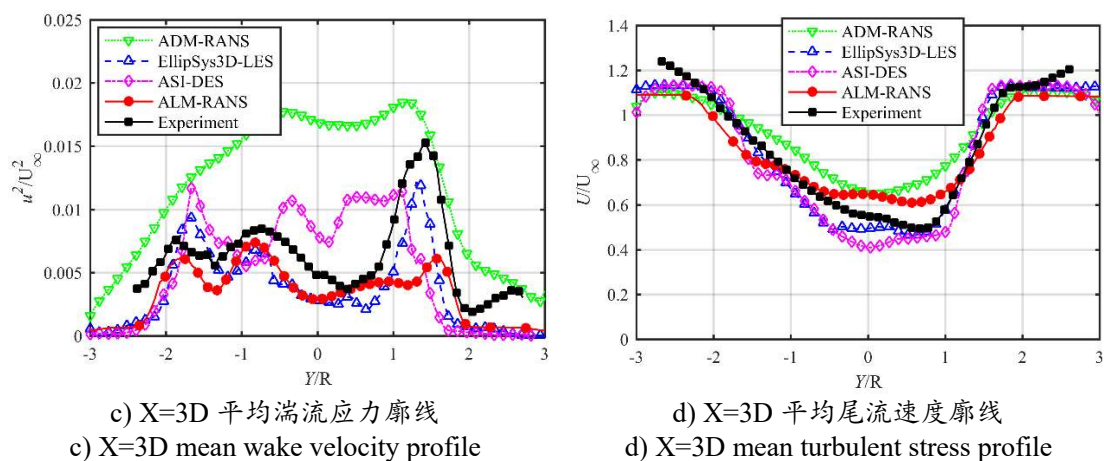
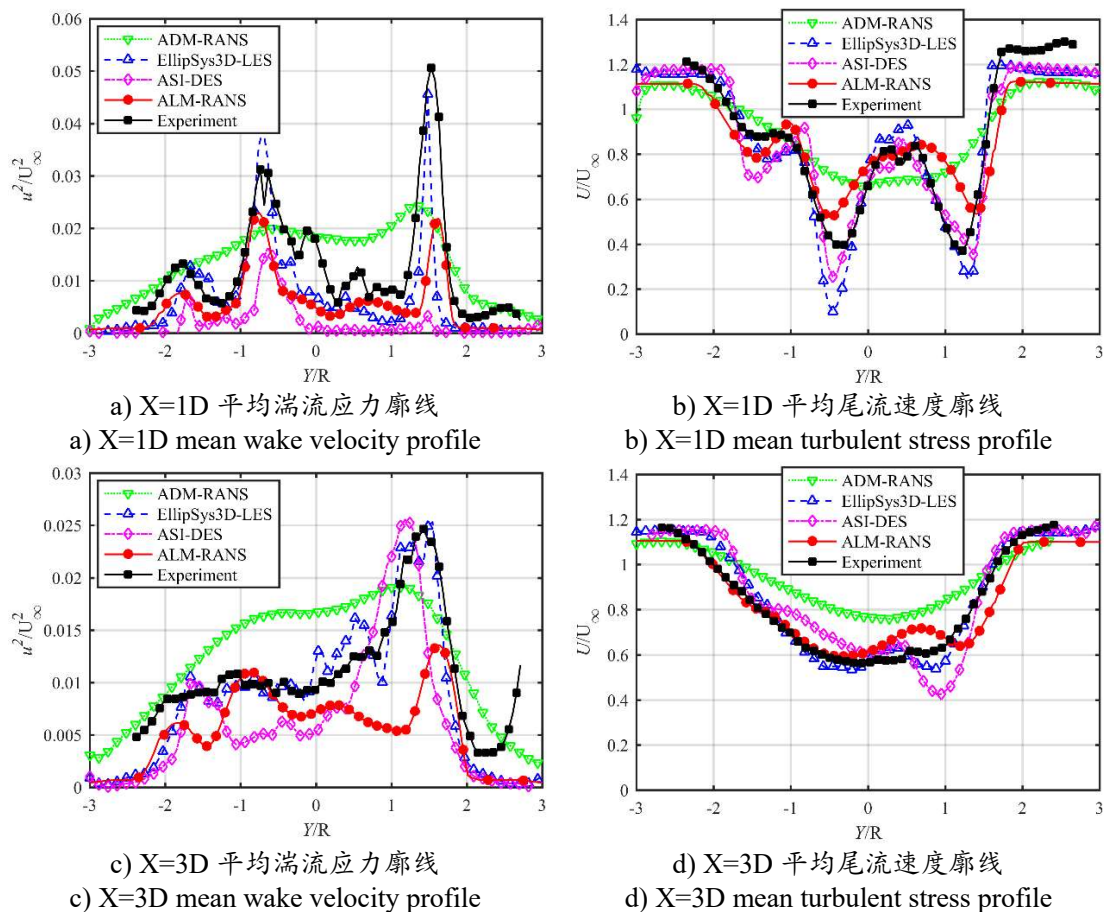


图 3-5 下游风机叶尖速比 $\lambda = 3.5$ 时的尾流数值预报结果

Fig. 3-5 Wake prediction for mean wake velocity and mean turbulent stress while downstream wind turbines are running at tip speed ratio $\lambda = 3.5$



图 3-6 下游风机叶尖速比 $\lambda = 4.75$ 时的尾流数值预报结果Fig. 3-6 Wake prediction for mean wake velocity and mean turbulent stress while downstream wind turbines are running at tip speed ratio $\lambda = 4.75$ 图 3-7 下游风机叶尖速比 $\lambda = 8.0$ 时的尾流数值预报结果Fig. 3-7 Wake prediction for mean wake velocity and mean turbulent stress while downstream wind turbines are running at tip speed ratio $\lambda = 8.0$

在平均湍流应力廓线的对比可知，下游风机叶尖速比的增大，风机尾流的平均湍流度随之增大，尤其会导致峰值的明显增加，同时随着尾流的发展，尾流的平均湍流度会逐渐降低。基于致动线模型的数值模拟结果较好的捕捉风机尾流平均湍流应力的变化趋势，而二维的致动盘模型对平均湍流应力的模拟会出现较为明显的误差。另外结合致动线和 RANS 模型(ALM-RANS)数值模拟结果较低的预报湍流应力，特别是在峰值上。由于 RANS 方法采用两方程模型求解平均雷诺应力，会低估平均湍流应力，反而高估湍流耗散，由于湍流应力的各向异性可能是导致这一问题的主要原因。另外，致动线模型是利用致动点上分布体积力来代替实物风机叶片，这也会导致对尾流湍流度的低估。相对于实验以及其他数值方法对于风机尾流的预测结果，使用致动线模型以及 RANS 方法模拟错列式的两风机尾流特征存在较大的差异，但数值模拟结果在尾流宽度，尾流形状以及尾流速度和湍流应力的变化趋势等特征的捕捉上与实验结果有着较好吻合。

3.3.3 尾流速度云图

图 3-8 为下游风机在不同叶尖速比($\lambda=3.5, 4.75, 8.0$)时，风机尾流速度的变化云图。可以明显看出壁面效应导致风速在近壁面处的明显升高，以及尾涡膨胀现象。

在数值模拟中，由于入流的风速保持不变，为实现下游风机处于不同的叶尖速比时进行数值模拟，需要对下游风机工作的旋转速度进行调节，通过增大风机叶片的旋转速度进而增大风机的叶尖速比。而由图 3-8 可知，随着下游风机叶尖速比的增大，风机处于较高的旋转速度，当上游风机产生的尾流经过下游风机时，风速损失也随之增加。特别是在叶尖速比 $\lambda=8.0$ 时，受到上游风机作用已经存在速度亏损的入流在经过高转速的下游风机，在下游风机的后方产生明显速度亏损，尤其是在下游风机的叶尖处，风速存在更加严重的局部损失。高速旋转的风机叶片虽然会造成入流风速的严重降低，但是此时风机叶片存在严重的失速现象，反而会引起风机气动功率输出的降低。

在下游风机处于不同叶尖速比时，下游风机的尾流在靠近边界处，都有明显的速度升高，数值模拟为与实验结果进行对比，边界条件设置的为壁面条件，说明数值实验也较为明显的预测出壁面阻塞效应，也进一步说明在风洞实验中，壁面阻塞效应会对研究模型风机的尾流产生一定干扰。另外，由于致动线模型缺少对塔架和机舱的模拟，在叶片中心存在明显的高风速区，此高风速区经过下游风机后，仍会在下游风机叶片边缘存在较短的高速区，这很好对应平均尾流速度

廓线对比的差别。同时，由于缺少对机舱、塔架的模拟，上游风机中心处存在错误的中心高速度区域，上游风机的尾流传播到下游风机时，由于错列式风机布置，上游风机尾流的中心高速度区域作用于下游风机的旋转叶片，会对下游风机气动性能、尾流速度等预测产生误差。

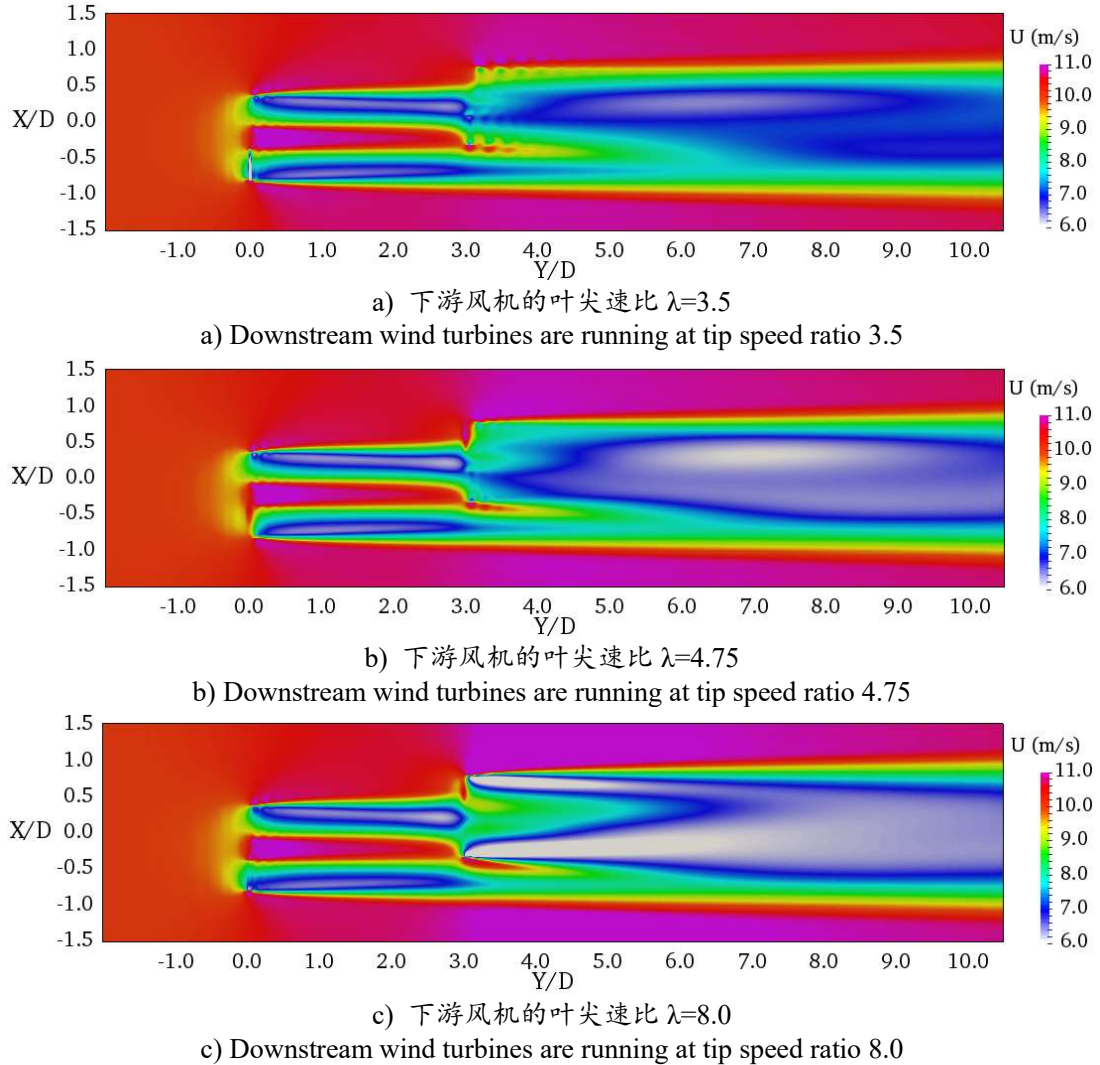


图 3-8 下游风机处于不同叶尖速比时风机尾流轴向速度的变化云图

Fig. 3-8 Axial velocity contour while downstream wind turbine is running at different tip speed ratio

3.4 本章小结

本章基于 NTNU 实验室进行的“Blind Test 3”实验，对在下游风机处于 3 种不同叶尖速比下的错列式布置的双风机风场进行数值模拟，进行固定式风场 FXWF-SJTU 求解器多风机风电场数值模拟的验证。

通过对上下游风机的气动载荷结果与实验结果进行对比，结果表明，基于致动线模型可以较好预测上游风机的气动功率输出，当下游风机处于较低的叶尖速比时，由于雷诺数效应，模型效应以及数值设定等原因，虽然与实验结果相比存在一定程度的相对误差，但总体的误差不超过 5%。但当下游风机处于较高的叶尖速比时，由于高速旋转的叶片对雷诺数的变化更为敏感，导致对风机气动载荷预测的误差进一步扩大。数值结果可以满足对风机载荷的初步预报。

相对于实验以及其他数值方法对于风机尾流特征的预测结果，使用致动线模型以及 RANS 方法模拟错列式的两风机尾流特征存在较大的差异，但数值模拟结果在尾流宽度，尾流形状以及尾流速度和湍流应力的变化趋势等特征的捕捉上与实验结果有着较好吻合，考虑三维的致动线模型在风机尾流特征细节的模拟中要明显优于二维的致动盘模型。

第四章 偏航角度对两风机尾流干扰影响的数值研究

风机是通过提取入流风速的动能转化成风机叶片的动能，进而转化为电能。所以，当入流风经过风机叶片时，一部分动能被风机吸收转化，风速会明显下降，同时由于风机叶片的干扰，风机尾流的湍流效应更加明显。这种上游风机的尾流效应会造成下游风机的入流风速下降，造成功率输出亏损。上游风机产生的更加紊乱复杂的尾流流动，还会增强下游风机叶片所受气动载荷的不均性，导致更显著的疲劳问题。而避免风机间尾流干扰最简单的方式就是增加风机间距，但是在大型风场的建设中，风机间距不仅受到风场选址的区域环境限制，还会增加并网的成本，所以仅依靠增大风机间距的方式对风场收益的提高具有一定的局限性。

在风电场中，风机间的纵向间距不能无限扩大，需要采用其他有效的策略去抑制风机的尾流干扰，以此来提升整个风电场的发电效率。研究发现，通过主动调节上游风机相对于入流方向的偏航角度，可以改变上游风机尾流的发展，抑制上游风机尾流对下游风机的影响，减少风力机机组之间的尾流相互干扰，达到提高整个风电场效率的目的。因此，本章利用致动线模型与 CFD 方法相结合的方法，研究当上游风机处于不同偏航角度时，串列式两风机之间的复杂尾流干扰效应，分析当上游风机主动偏航产生的偏航尾流时，上下游风机的功率输出变化以及风电场尾流发展的改变。为考虑上游风机的最佳偏航角度，提升风电场整体发电效率提供有价值的数值模拟参考。

4.1 偏航模拟验证

当风机相对于来流方向存在一定的偏航角度工作时，风机的尾流不仅存在偏离风机中心的侧向偏移，同时损失区域由于压力不平衡，尾流形状向内凹陷，产生不对称的尾流形状，发生卷曲变形。在进行存在偏航角度的风机尾流进行数值模拟之前，通过与模型实验得到的偏航风机的气动功率与尾流特征进行对比，可以验证 FXWF-SJTU 求解器在模拟偏航风机尾流偏移变形的可靠性和准确性。

4.1.1 偏航风机实验描述

本文选取对比的风机模型实验数据仍然是由 NTNU 的研究团队在风洞实验室测量得出^[87]。所以实验风洞的主尺度与第三章中的风洞主尺度相同，且实验设定的参考风速仍然为 10m/s。实验中的模型风机可以相对于风洞轴线旋转 360°，所

以可以通过简单地旋转模型风机，实现风机相对于入流方向偏航运行。同时风洞实验还配备有由计算机控制的测量系统，使得能够在风机后方不同位置进行所需的数据测量。此实验测量了距离风机叶片后方三倍风机直径处的尾流速度和湍流应力分布。

风洞实验的两个主要缺点是尺度效应和风洞壁面堵塞效应。为了在风洞中更加准确的模拟风机运行，叶尖速度比和雷诺数都应该与全尺寸风机保持一致。虽然可以满足风机的叶尖速比相同，但是无法满足雷诺数相同。因为模型风机叶片的弦长与实际风机存在明显的差异，并且必须保持低风速以避免过高的转速带来的设备损伤。因此为了减小雷诺数对实验的影响，模型风机选取叶片翼型为S826，并增加叶片弦长至原来的三倍。实验设定风机的叶尖速比为 6，测量风机在无偏航、偏航角度 $Yaw=20^\circ$ 和偏航角度 $Yaw=40^\circ$ 三种情况下风机气动功率输出和尾流特点。具体的风机参数如表 4-1 所示。

表 4-1 模型风机参数
Table 4-1 The parameters of model wind turbines

项目	风机参数
翼型	S826
风轮直径	0.944 m
塔架高度	0.817 m
偏航角	0° 、 20° 、 40°
叶尖速比	6

4.1.2 结果对比

本章基于致动线模型，分别对单风机处于无偏航、偏航角度 $Yaw=20^\circ$ 和偏航角度 $Yaw=40^\circ$ 三种工作状态进行数值模拟，得到的数值结果与实验进行对比，验证 FXWF-SJTU 求解器在模拟风机偏航时的可靠性和准确性。表 4-2 给出实验和数值模拟得到的风机气动功率系数以及数值模拟与实验值相比的相对误差。

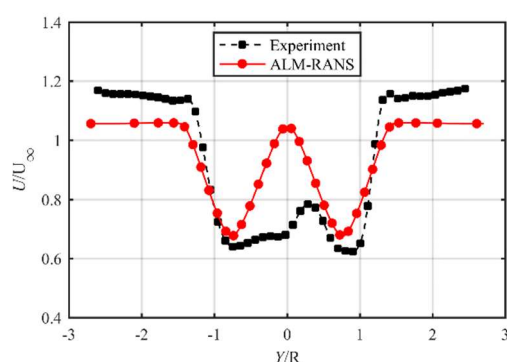
表 4-2 风机的气动功率系数对比
Table 4-2 Comparison of aerodynamic power coefficient of wind turbine

项目	偏航角度 Yaw	数值结果	实验结果	相对误差
C_p	$Yaw=0^\circ$	0.46	0.45	+2.2%
	$Yaw=20^\circ$	0.40	0.38	+5.2%
	$Yaw=40^\circ$	0.24	0.22	+9.1%

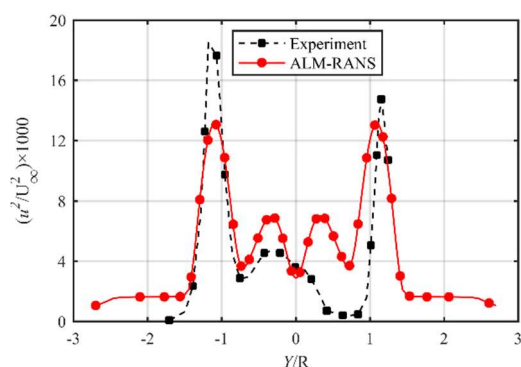
通过对气动功率系数进行对比,可以发现,无偏航单风机数值模拟得到的气动功率系数为 0.46,实验结果为 0.45,相对误差为 2.2%。当风机存在偏航角度为 20° 时,数值结果为 0.40,实验结果为 0.38,风机气动功率预测的相对误差增大到 5.2%,但仍然处于较为合理的误差范围。但当偏航角度增加到 40° 时,数值方法对气动功率的预测误差增加到 9.1%。造成误差的主要原因可能是致动线模型没有考虑完整的风机模型,忽略了机舱和塔架的塔影效应对入流的干扰。另外,利用致动点代替实际风机叶片,无法细致考虑风机的翼型变化,在存在大角度偏航时,低估了由于攻角的变化带来的失速现象,导致预测的风机气动功率系数过大。

另外,图 4-1~图 4-3 显示不同偏航角度时,在距离风机 3 倍直径处的尾流场数值预报结果,包括平均尾流速度以及平均湍流应力。其中红色圆圈线为本文结合致动线和 RANS 模型(ALM-RANS)数值模拟结果,黑色方形线代表风洞实验结果(Experiment),可以发现数值模拟得到的结果与试验结果存在一定的差别。在尾流速度的预测中,在尾流中心区域存在错误的高风速区域,这是由于致动线模型缺少对机舱和塔架的模拟,忽略机舱和塔架对入流风速的干扰。但是致动线模型可以准确风机尾流的偏移,以及偏移后的影响区域。在尾流湍流应力的捕捉中,数值结果与实验结果整体趋势吻合良好,成功模拟出风机偏航引起的尾流不对称发展。进一步分析可知,湍流应力的峰值一般出现在风机叶尖附近,数值结果捕捉到湍流应力峰值的位置,但对略微低估了应力的峰值大小。另外,在偏航角达到 40° 时,实验结果中尾流的湍流应力廓线存在 4 次应力凸起,而基于致动线的数值模拟结果仍然只在风机叶尖处的两次峰值。说明在风机偏航角度过大时,风机翼型的变化会对尾流的发展产生更加明显的影响,而利用致动点的体积力代替实际风机叶片,不能很好捕捉风机叶片翼型的变化。

虽然 FXWF-SJTU 求解器在对风机在偏航运行时的气动功率和尾流特点的预测中与实验结果存在一定的误差,但整体上偏差不是很大,对偏航尾流的不对称性,尾流偏离中心的位置,尾流速度下降的幅值以及湍流应力的分布特征都能很好的捕捉,具有一定的可靠性。

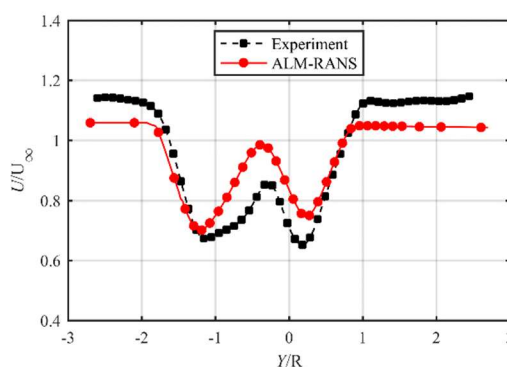


a) 平均尾流速度廓线
a) Mean wake velocity profile

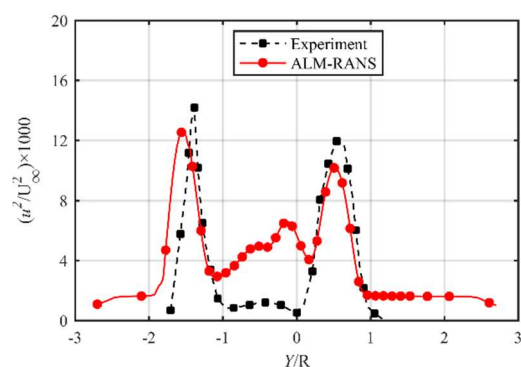


b) 平均湍流应力廓线
b) Mean turbulent stress profile

图 4-1 风机无偏航时的尾流数值预报结果
Fig. 4-1 Wake prediction for wind turbine without yaw

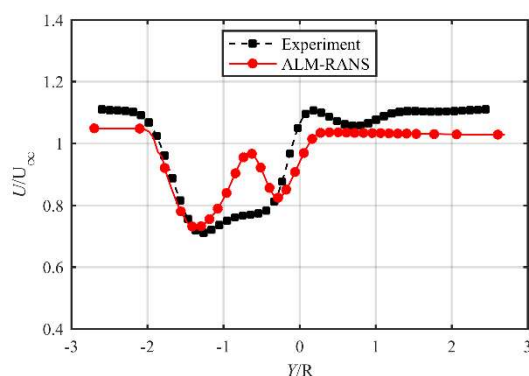


a) 平均尾流速度廓线
a) Mean wake velocity profile

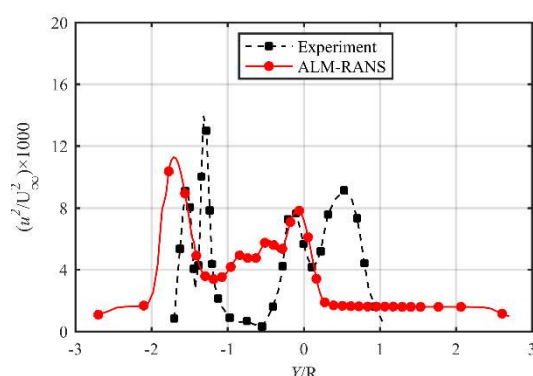


b) 平均湍流应力廓线
b) Mean turbulent stress profile

图 4-2 风机偏航 20° 时的尾流数值预报结果
Fig. 4-2 Wake prediction for wind turbine in yaw 20°



a) 平均尾流速度廓线
a) Mean wake velocity profile



b) 平均湍流应力廓线
b) Mean turbulent stress profile

图 4-3 风机偏航 40° 时的尾流数值预报结果
Fig. 4-2 Wake prediction for wind turbine in yaw 40°

通过调节上游风机的偏航角度，使得上游风机的尾流发生偏移，从而改善下游风机的入流条件。因此，需要扩大尾流偏移一侧的网格加密范围，用来捕捉风机的尾流特征以及尾流相互干扰时的流场细节。图 4-5 表示计算域的网格划分。背景网格由 OpenFOAM 自带的 BlockMesh 工具进行划分，可以生成满足计算要求的结构化网格。同时为了更细致的捕捉流场特性，需要对网格进行加密，同时由于偏航尾流的不对称性，为了减少计算量，网格加密范围向尾流偏移一侧增加，最终整个计算的网格量约为 1.42×10^7 。



图 4-5 网格划分示意图

Fig. 4-5 Mesh system

边界条件方面，入口处的边界条件设置为定常的自由来流条件，其中来流风速为 11.4m/s ，对应的风轮转速为 12.1 rpm ，此时的叶尖速比为 6。出口处的边界条件设置为相对大气压力为 0 Pa 。底部为不可滑移边界条件，顶部为自由可滑移边界条件，两侧使用对称性(symmetry)边界条件。

另外，为确保上游风机尾流充分发展，设定计算模拟时间跨度为上游风机完整旋转 40 个周期所需要的时间，为 200s 。时间步长设置为千分之五秒，确保风机叶尖在一个时间步长内的位移小于最小网格单元的距离，避免库朗数过大导致数值发散。高斯光顺参数 ε 设置为风机叶片附近最小网格尺寸的两倍，为 2.8。

4.3 数值结果与分析

上游风机的偏航角度会对上下游风机间的尾流干扰产生严重的影响。本章通过数值模拟串列布置的两风机风电场，将上游风机的偏航角度作为唯一的控制变量，当上游风机处于不同偏航状态时，对比上下游风机气动功率的输出变化以及风电场整体的功率输出情况，并细致研究偏航角度对上游风机尾流发展和上下游风机尾流干扰的影响。

4.3.1 气动功率

图 4-6 表示上游风机分别处于无偏航、偏航 10° 、偏航 20° 、偏航 30° 和偏航 40° 五种情况时，上下游风机输出功率随着时间的变化曲线，其中 WT1 代表上游风机、WT2 代表下游风机。由图可知，由于上下游风机的启动属于瞬时启动，所以在数值模拟刚开始上下游风机都存在较大的功率输出，在经过一段时间后，气动功率输出较为平稳。当上游风机不存在偏航角度时，气动功率的输出稳定在 5.3MW 左右，本章采用的 NREL-5MW 风机的额定输出功率就是 5.3MW，说明 FXWF-SJTU 求解器在模拟实尺度大型风机上的可靠性。

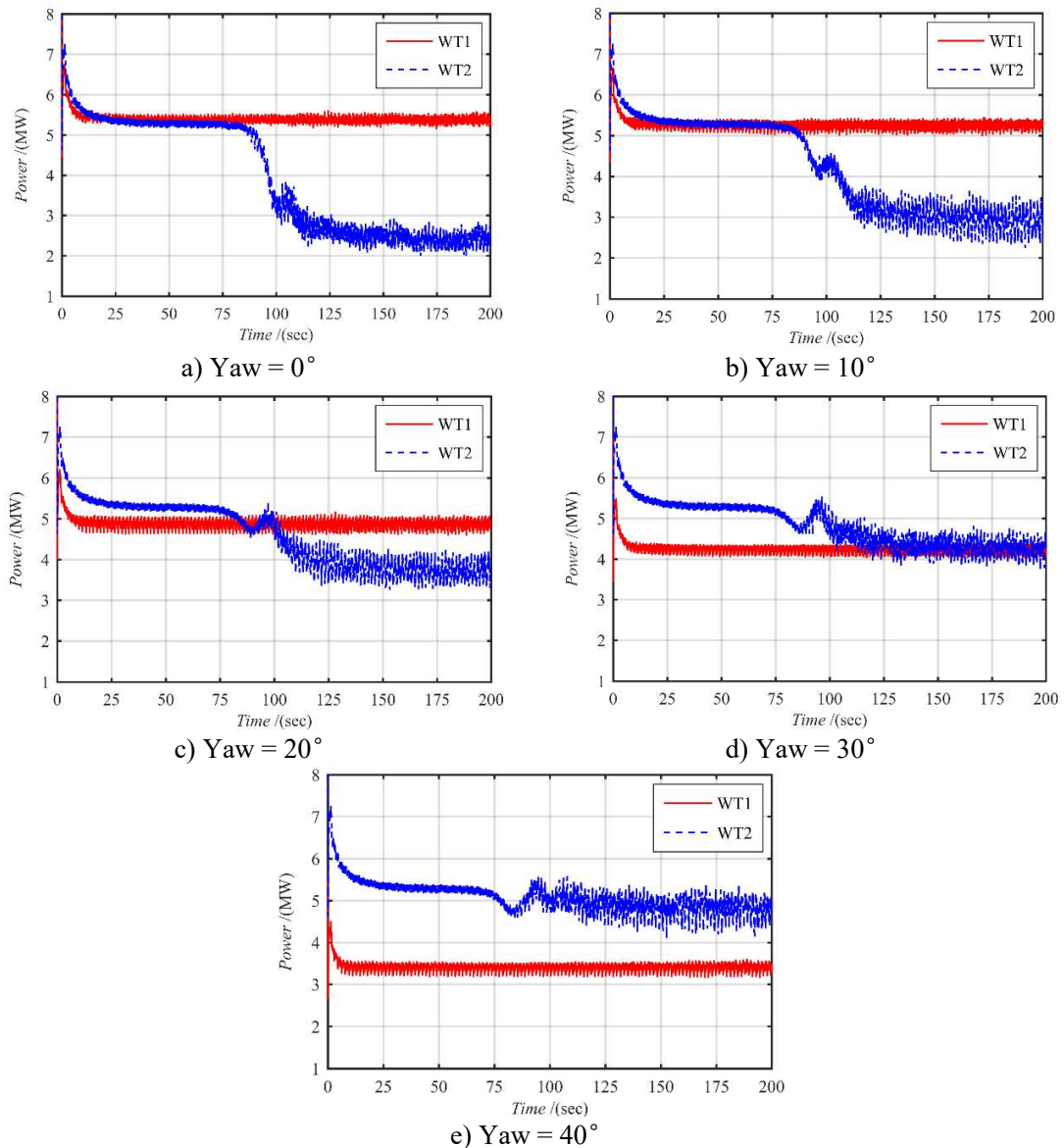


图 4-6 上下游风机气动功率输出整体时历曲线

Fig. 4-6 The whole time history curves of aerodynamic power output of wind turbines

同时，随着上游风机偏航角度的增大，上游风机气动功率的衰减幅度开始逐渐增加。而与上游风机气动功率衰减的情形相反，下游风机的气动功率有着明显的上涨趋势。在经历一段时间后，当上游风机的尾流作用到下游风机时，下游风机的气动功率存在明显的衰减，但是随着上游风机偏航角度的增加，改变了上游风机的作用范围，削弱了尾流干扰，尤其是当上游风机偏航达到 $\text{Yaw} = 40^\circ$ 时，上游风机的尾流几乎不影响下游风机的气动功率输出。另外，相对与上游风机，下游风机的气动功率输出存在明显的数值波动，说明上游风机的尾流效应不仅降低下游风机的入流风速，同时也增加入流的湍流强度。通过合理的调节上游风机的偏航角，可以减弱风机间的尾流干扰，提升风场的整体发电效率。

为更加清楚观测风机气动功率变化，对气动载荷的时历曲线进行局部放大。图 4-7 表示上游风机偏航 10° 、偏航 20° 和偏航 30° 时下游风机在 180s 到 200s 这段时间内气动功率的局部放大图。可以观测到当上游风机存在偏航角度时，下游风机的功率输出增大，同时造成下游风机的功率产生明显的周期性振荡，该振荡周期约为上游风机旋转周期的三分之一。本文选取的风机模型为三叶片风机，并在额定转速下进行数值模拟，其旋转周期约为 4.96s。上游风机的偏航导致风机尾流产生明显偏移，上游风机尾流不对称的作用在下游风机上，同时下游风机三叶片的周期性旋转，导致下游风机的气动功率出现周期性振荡而且振荡周期约为上游风机三分之一的旋转周期。

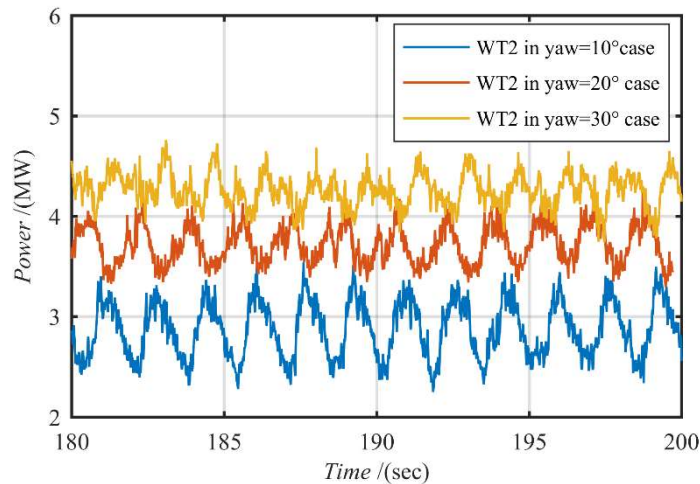


图 4-7 下游风机气动功率的局部放大

Fig. 4-7 Time history curves of power output of downstream wind turbines after enlarging

表 4-4 表示在数值计算的五个不同偏航角度的算例中，上下游风机在尾流充分发展之后，即在 150s 到 200s 这段时间内的平均气动功率结果，以及两风机风电场整体功率的提升比。其中，风场整体的功率提升比定义为：

$$R = \frac{\overline{P_i} - \overline{P_1}}{\overline{P_1}} \times 100\% \quad (4-1)$$

式中， $\overline{P_1}$ 代表风机无偏航状态下风电场整体的发电功率， $\overline{P_i}$ 代表不同偏航角度时风电场整体的发电效率。所以，无偏航时的风电场整体的功率比为 0%。

表 4-4 不同偏航角上下游风机的平均气动功率以及功率比
Table 4-4 Time average aerodynamic power output of wind turbines for different yaw condition

偏航角度	上下游风机	气动功率 (MW)	整体功率提升比
Yaw = 0°	WT1	5.37	0%
	WT2	2.31	
Yaw = 10°	WT1	5.26	+6.12%
	WT2	2.89	
Yaw = 20°	WT1	4.87	+11.98%
	WT2	3.73	
Yaw = 30°	WT1	4.23	+10.81%
	WT2	4.28	
Yaw = 40°	WT1	3.40	+6.77%
	WT2	4.80	

图 4-8 展示了上下游风机以及风电场整体气动功率随上游风机偏航角度的变化关系。其中黑色带有方形的曲线表示两风机风电场的整体功率，红色圆圈标志的曲线表示上游风机的气动功率，蓝色三角标志曲线表示下游风机。可以看出，上游风机的偏航角度对上下游风机的气动性能都存在十分显著的影响。当上游风机的偏航角度较小时，偏航角度引起上游风机的气动功率下降幅度较低，却能明显改善下游风机的功率输出情况。如，在上游风机处于偏航 10° 时，上游风机平均功率输出为 5.26MW，下降 2.05%，而下游风机平均功率输出为 2.89MW，上升 25.11%，平均气动功率输出整体上升 6.12%；当上游风机偏航 20° 时，气动功率整体上升 11.98%。但当偏航角度继续增大时，上游风机的平均功率输出下降幅度

迅速增大，而下游风机的功率输出的改善效果下降，整体的平均功率输出反而下降，所以上游风机存在最佳的偏航角度，使风电场整体的发电效率最优化。

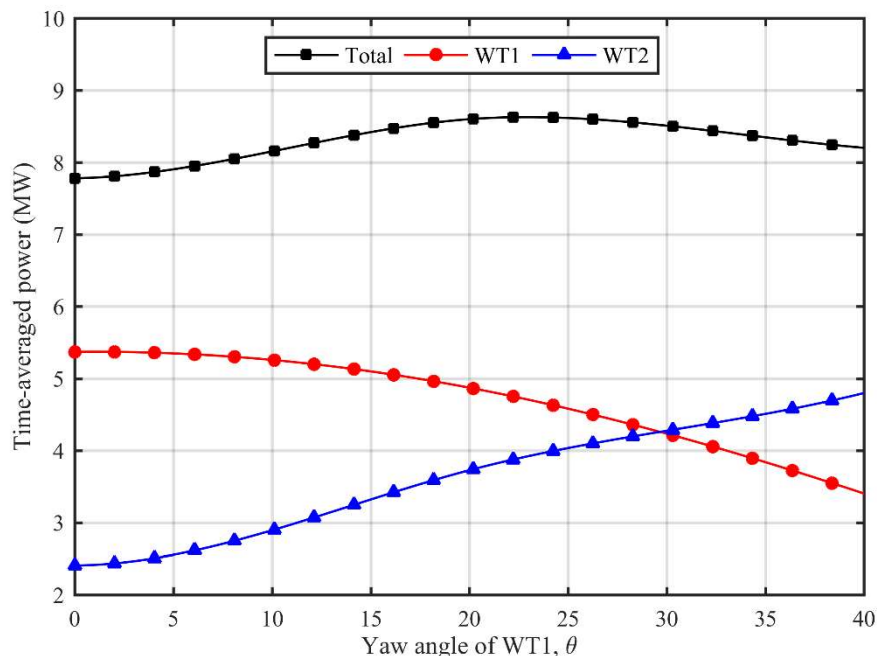


图 4-8 气动功率随偏航角度的变化关系

Fig. 4-8 Wind farm aerodynamic power based on yaw angles

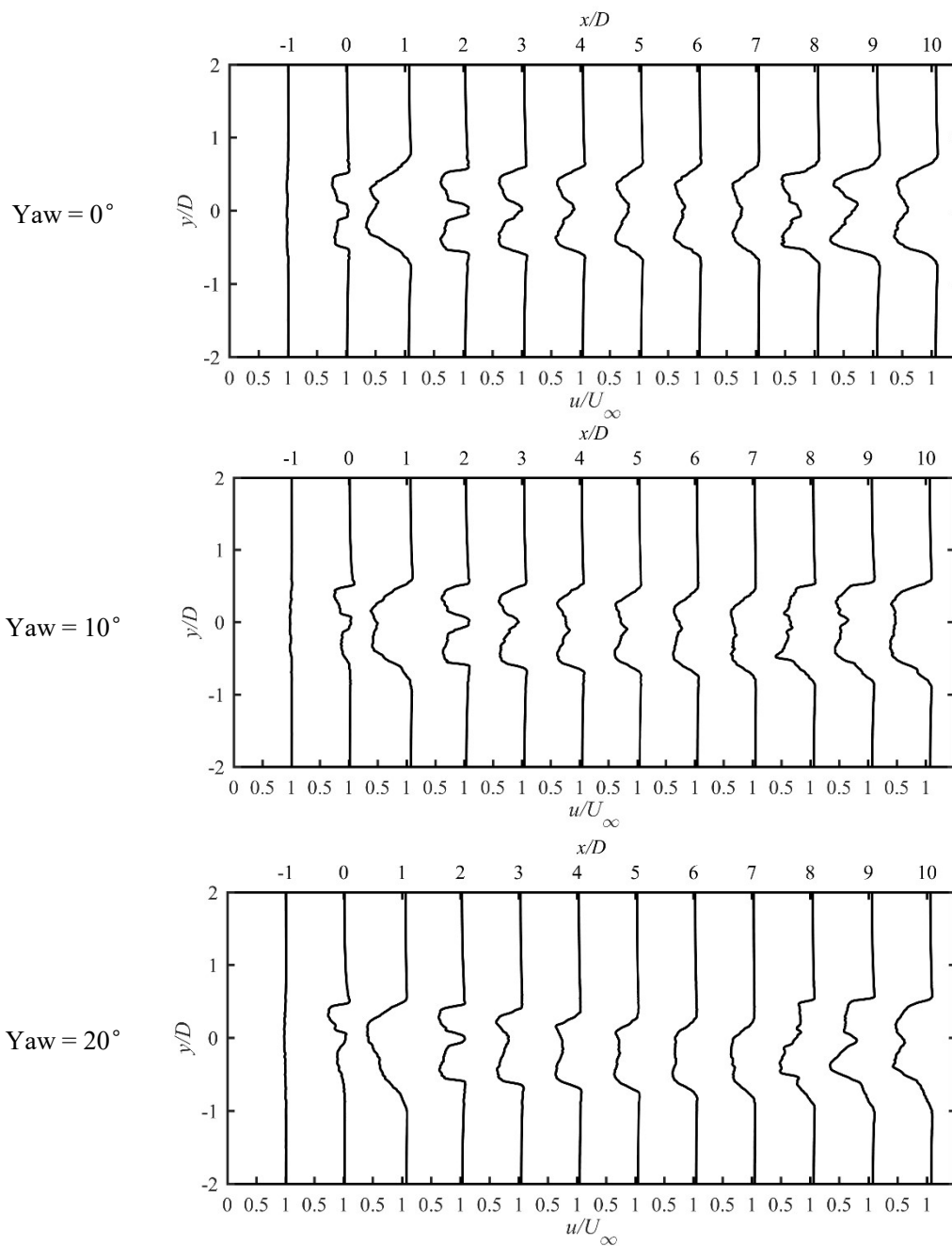
通过调节上游风机偏航角度来改善风场整体的发电效率，确定风电场功率输出最优化的偏航角。这不仅与上游风机的偏航角度有关，同时也受到上下游风机的间距，风机叶片的升阻力系数等因素的影响。单纯通过 CFD 方法确定最佳的偏航角公式，无疑需要计算大量的算例，消耗巨大的计算资源。

4.3.2 尾流特性

(1) 平均尾流速度分布

图 4-9 表示为当上游风机的偏航角度在 0° 到 40° 之间时，流场在风机轮毂高度处的水平面上不同间距处的平均尾流速度的空间分布图。平均速度曲线向左偏移时，代表着风速下降。由曲线图可知，在上游风机处于正对入流方向，没有发生偏航，此时入流经过风机叶片时，在风机叶尖附近，尾流风速曲线存在向左偏移的峰值，但在风机叶片中心的轮毂位置处，风机向左偏移的很小，是数值模拟中缺少对塔架和风机轮毂的模拟。在尾流经过风机叶片后，尾流出现严重的亏损，尤其是在距离风机叶片一倍直径处，尾流速度损失高达近 80%。尾流向后传播到 5 倍直径处，速度仍然下降近 50%。在距离风机叶片 5 倍直径后，尾流速度

的恢复程度更加明显，这风机尾流划分中的弱尾流影响区域^[57]。而且通过观察尾流速度在横向截面处的宽度变化，可以明显观测到尾流速度的减小范围随着传播逐渐扩大，特别当上游风机的尾流遭遇下游风机叶片时，尾流间的相互干扰，进一步扩大了尾流速度的亏损范围，存在明显的尾流膨胀效应。



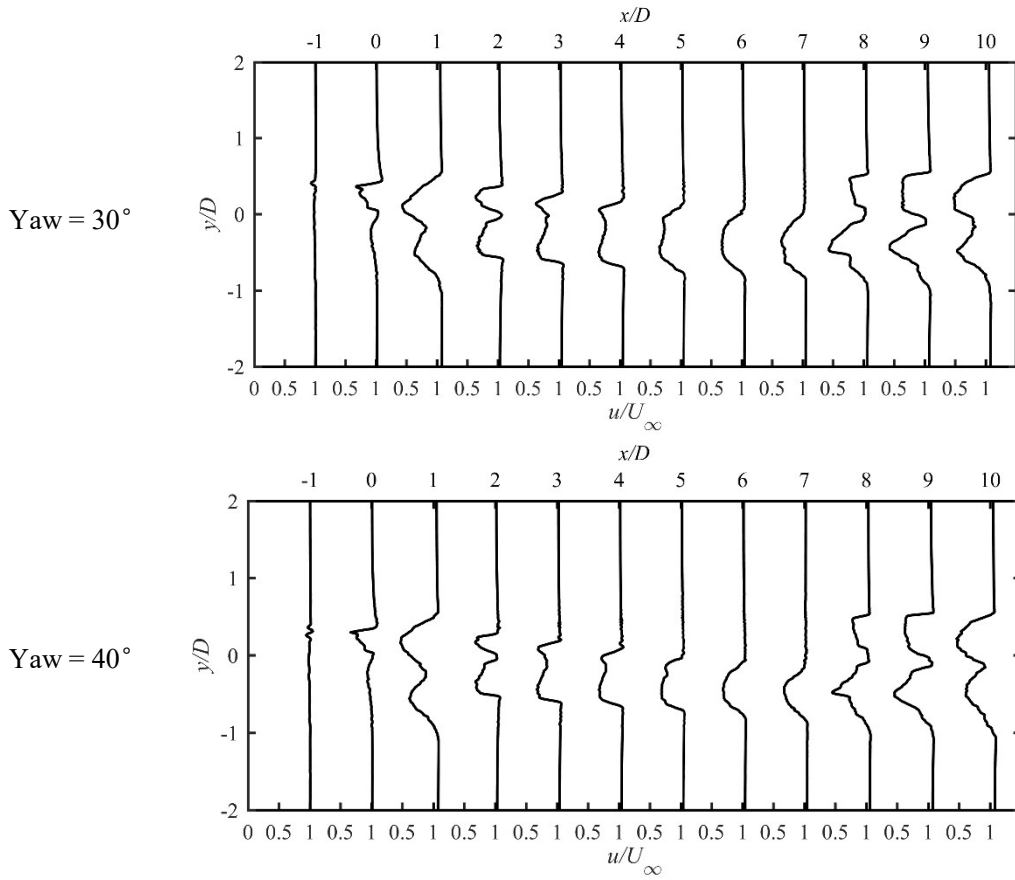


图 4-9 上游风机不同偏航角度时轮毂中心处的流场平均速度分布

Fig. 4-9 Profiles of the streamwise velocity in horizontal plane through the center of wind turbine rotor for different yaw condition

在对比上游风机的不同偏航状态，可以看出，由于上游风机存在偏航角度，上游风机的尾流也存在明显的偏角。风机偏航时，叶片向来流方向偏移的一侧，引起的速度损失明显要高于另一侧，这种不对称的尾流损失，同时也导致尾流区域内的压力不均匀，尾流形状向内凹陷，产生不对称的尾流形状，发生卷曲变形^[86]。相比于风机无偏航时，偏航风机产生的尾流不对称性更加明显，同时由于尾流的扭曲变形，随着风机偏航角度的增加，尾流速度的损失范围在横向区域的影响范围逐渐减低，同时风机尾流还存在偏移的情况，这也进一步抑制了上游风机尾流对下游风机的影响。通过上游风机合理设置偏航角度，可以优化风电场的整体效益。

另外，当存在一定的偏航角度时，上游风机的偏航尾流经过一定距离的发展，偏移的尾流使速度衰减的尾流不对称的作用到下游风机，下游风机的入流中仅有部分是受到上游风机尾流相应的低速度区域影响，下游风机叶片旋转时，交替进

入这部分尾流损失区域，也导致功率输出产生周期性波动，造成气动输出的不稳定。但通过改变上游风机的偏航角度，可以明显抑制上下游风机的尾流干扰效应，进而改善下游风机的入流条件，提升下游风机的发电效率。

(2) 尾流速度云图

图 4-10 表示上游风机处于无偏航、偏航 20° 和偏航 40° 时在轮毂高度处的流场轴向速度云图。从图中可知，当上游风机正对入流方向运转时，不仅造成尾流速度的严重下降，同时随着尾流向后传播，尾流影响范围存在扩展的趋势，使正对上游风机的下游风机完全处于其尾流的影响范围。上游风机产生的尾流再经过下游风机的干扰后，两风机的尾流相互叠加干扰，造成尾流进一步亏损，会出现尾流的深度亏损，这种尾流深度亏损现象会对严重降低位于其后方的风机的发电效率，甚至达不到风机发电的最低风速条件，会对风场尤其是矩阵布置的大型风场造成更加显著的干扰。

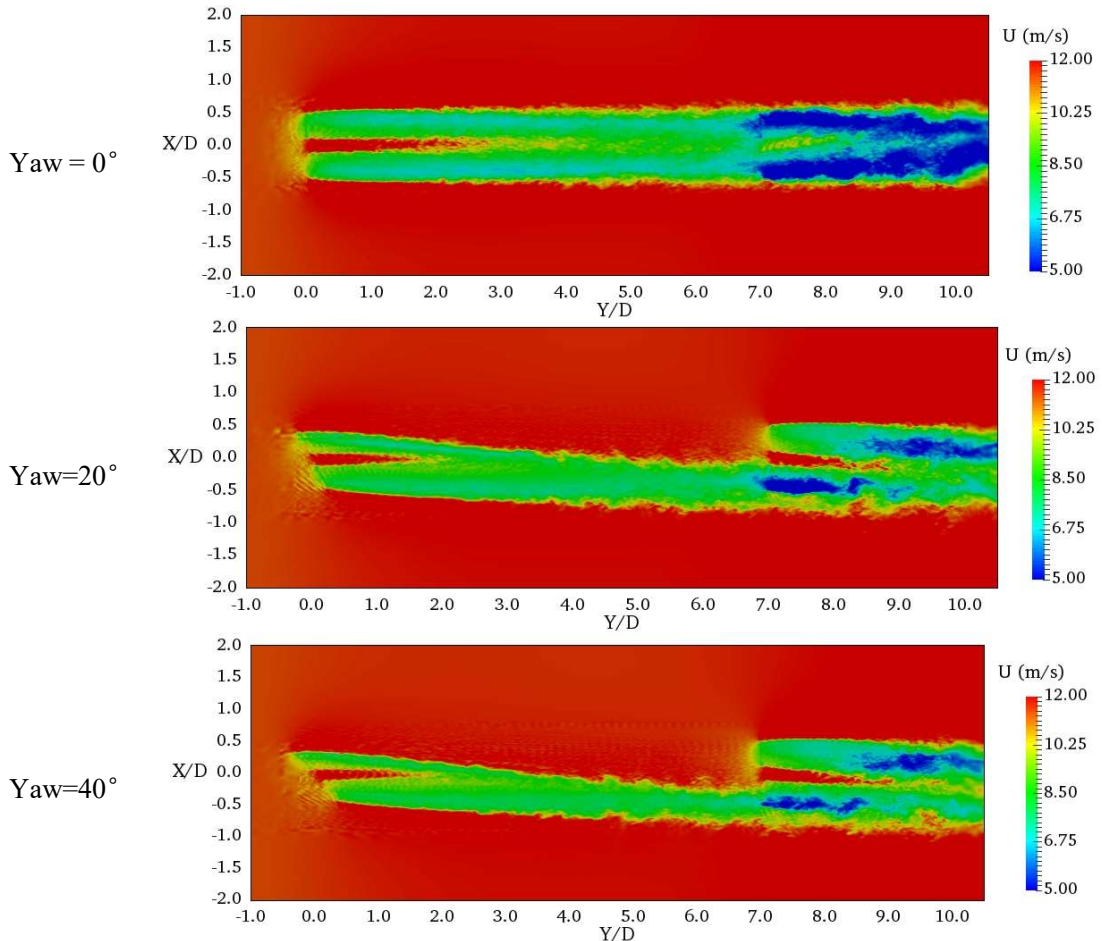


图 4-10 不同偏航角度时流场轴向速度云图

Fig. 4-10 Axial velocity contour for different yaw condition

通过进一步对比不同偏航角度时的流场速度可视化云图, 可知, 通过对上游风机偏航角度的控制, 随着偏航角度的增加, 上游风机尾流的偏移角度也随之增加。但是, 风机偏航角度与引起尾流的偏移角度并不是正比关系, 随着偏航角度的增大, 尾流偏移角度的增加趋势逐渐变缓慢。这也说明, 过度增加上游风机的偏航角度, 不一定会带来下游风机入流条件的进一步改善。另外, 增大偏航角度, 会导致尾流中压力的不平衡, 在尾流发展的过程中导致尾流进一步扭曲变形, 降低尾流在横向上的影响范围。通过合理调节偏航角, 不仅可以减弱上游风机的尾流效应, 同时改变上游风机尾流的发展方向, 抑制上下游风机的尾流干扰, 提高尾流区域内速度的恢复程度。

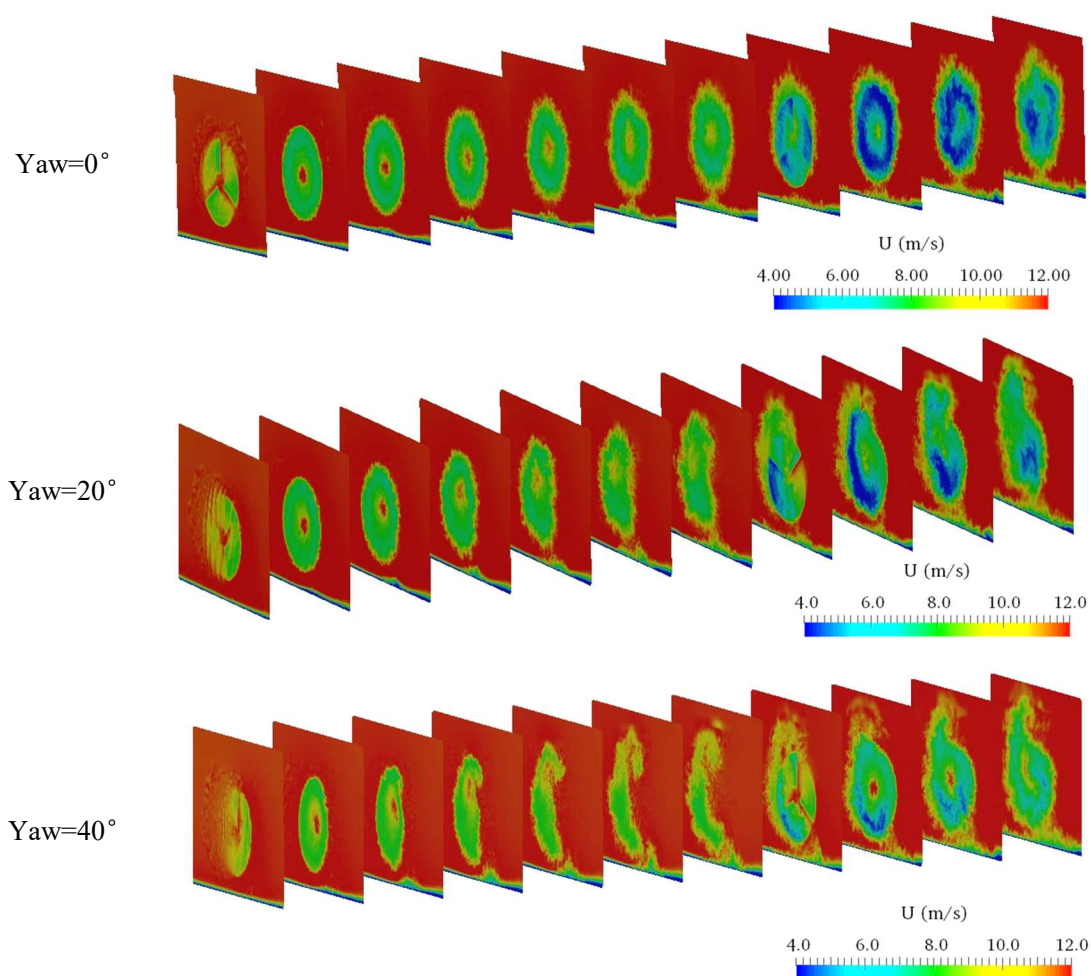


图 4-11 纵剖面瞬时流向速度等值线图
Fig. 4-11 X-velocity contours of different sections

图 4-11 展示在上游风机位置处开始, 沿着纵向不同位置剖面处瞬时流向速度的等值线图。可以清楚地观测到, 当上游风机正对入流风速时, 风机三个叶片旋

转导致的入流风速损失，尤其是当风机处于无偏航状态，可以清晰地看到入流风经过风机叶片时，叶片扫过流场造成的流场速度下降。而当风机存在偏航角度后，由于风机叶片倾斜，叶片旋转时叶片不是垂直于流场速度切入到流场中，导致在叶片刚经过流场时，造成流场速度下降的不均匀，不对称性增高，这也会增加风机叶片受力的不均匀性。无偏航时，尾流损失区域的形状随着尾流发展仍近似为圆形，且尾流区域的直径随着传播逐渐增加。而当上游风机存在偏航时，风机的尾流不仅存在偏离尾流中心线的侧向偏移，同时由于损失区域内压力不均衡，尾流形状向内凹陷，产生不对称的尾流形状，发生卷曲变形。尤其是偏航角度为 40° 时，此时风机偏航角度过大，风机尾流形状甚至出现破碎现象。

而且从图 4-11 中的对比可以看出，上游风机的偏航使得风机尾流在轮毂高度处几乎不产生横向膨胀，甚至有收缩的趋势。但实际上，风机的尾流膨胀现象仍然存在，只是由于风机的尾流变形导致尾流在纵向上的膨胀愈为明显。这使得很难实现利用传统的尾流数值模型对偏航风机尾流的作用区域进行量化分析。

（3）流场涡量云图

图 4-12 表示不同偏航角度作用下串列布置两风机的尾流涡量图。从图中可以清晰地看到叶片叶尖处的叶尖涡以及叶根处的叶根涡脱落，脱落的叶尖涡和叶根涡稳定地向流场后方传播，大约到风机后方 2 倍风机直径处开始迅速破碎，此时风机尾流变得更加紊乱。尤其当上下游风机的尾流相互干扰，此时流场的尾涡结构更加复杂，会增加风机气动载荷的不稳定性，以及叶片局部载荷的复杂程度，造成叶片的疲劳问题。

相对于风机无偏航状态，风机偏航时产生的风机尾涡也会发生偏移，但与尾流速度损失不同，风机尾涡中湍流应力较高的部分随着风机偏航产生偏移，但仍然会在一定程度上增加上游风机正后方流场的湍流程度，对下游风机的气动性能和尾流发展产生一定的影响。同时，当上游风机存在较大的偏航角度时，导致上游风机的尾涡结构变得更加复杂，尤其是风机的叶尖涡，在向下传播的过程中变得更加混乱复杂，在这种复杂尾流干扰区域内，下游风机的尾涡结构也开始出现向下倾斜的趋势，也证明上下游风机之间尾流干扰问题的严重性。

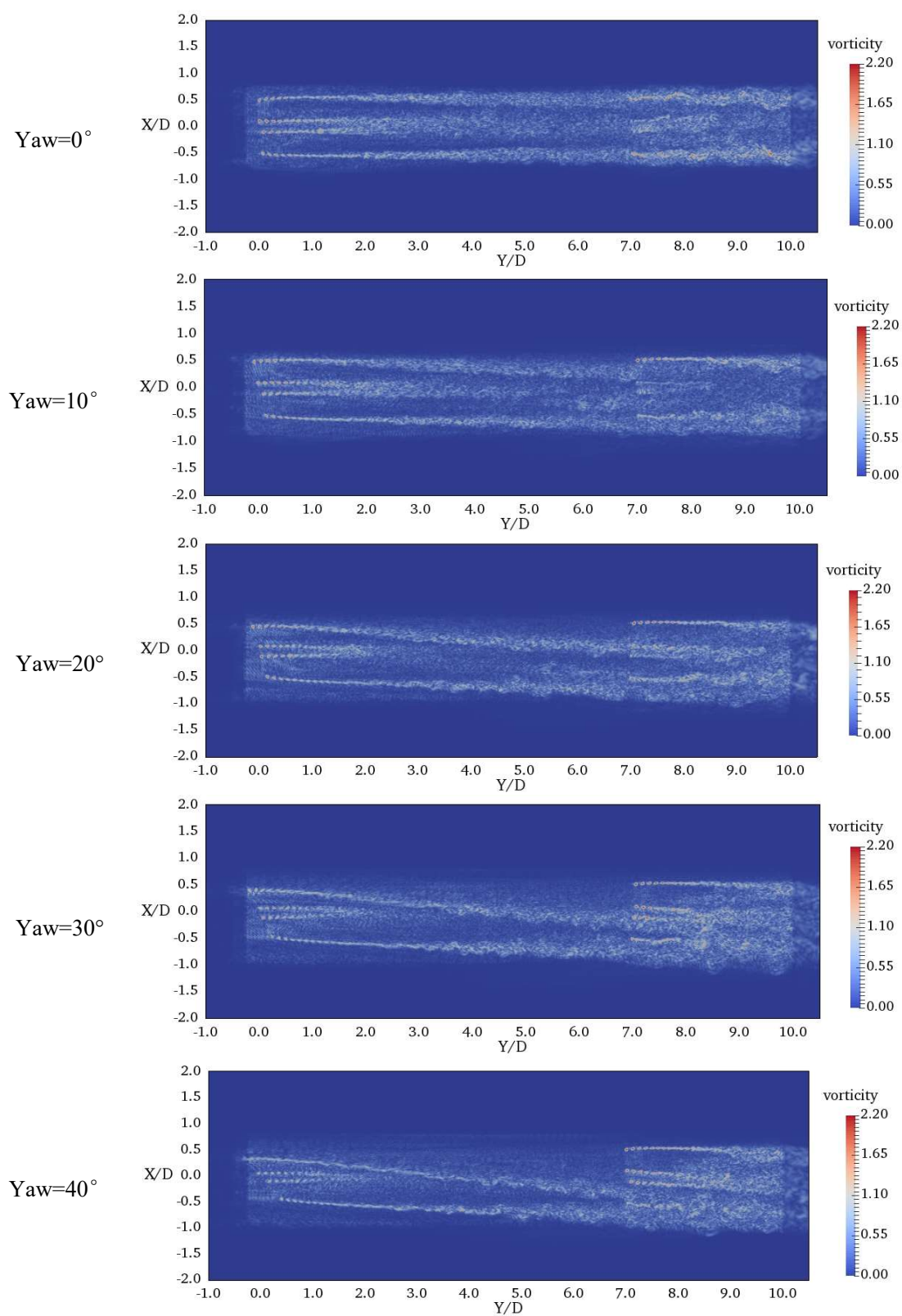


图 4-12 不同偏航角度时流场涡量数值云图
Fig. 4-12 Vorticity contour for different yaw condition.

4.3.3 尾涡结构

图 4-13 表示不同偏航角度时，串联布置两风机的尾涡结构图。上游风机的入流条件稳定，在靠近风机叶片附近产生稳定的叶尖涡和叶根涡。尾涡脱离风机叶片后向下游扩散，在随着能量的损耗，尾涡慢慢耗散并发生破碎。

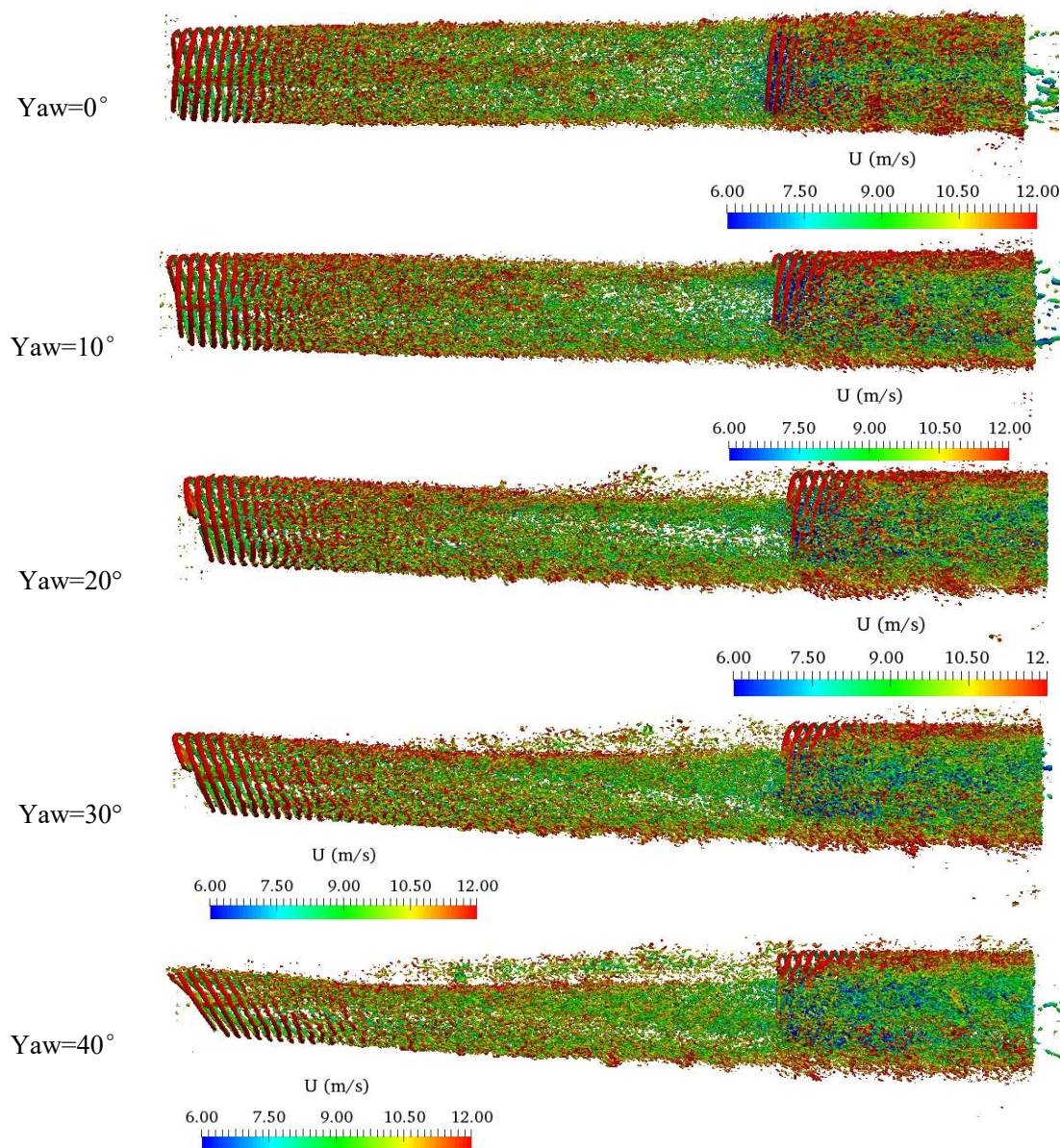


图 4-13 不同偏航角度下的风场尾涡结构

Fig. 4-13 The vortex structure of wind turbines for different yaw condition

增大上游风机的偏航角度，使风机叶片发生倾斜，入流速度与叶片旋转速度所成角度上升，导致叶尖涡在向下游扩散时发生偏斜，同时造成涡量幅值降低。

而且随着尾流的扩散，上下游风机产生的尾涡结构发生显著的相互干扰。当上游风机存在偏航角度时，下游风机的叶片旋转平面并不完全处于上游的尾流影响区域，未受到影响的部分仍存在较为清晰的叶尖涡，受到上游风机尾流影响的区域，尾涡迅速破碎，尾涡结构变得极为紊乱。在大型风场的设计当中，应当细致考虑风机尾涡引起的振动和气动噪声。

4.4 本章小结

本文基于致动线模型，计算研究当上游风机处于不同偏航角度时，上下游风机的气动功率输出变化，上游风机尾流的发展特征以及两风机之间的复杂尾流干扰效应。上下游风机纵向间距不变，随着上游风机偏航角度的增大，上游风机的气动功率逐渐降低且气动载荷波动幅值增强，但上游风机偏航角度的增加，会改变上游风机尾流的发展方向，改善下游风机的入流条件，提升下游风机的气动功率。上游风机主动偏航产生的偏航尾流，使上下游风机的尾流干扰现象以及下游风机的入流条件发生明显改变，通过调节上游风机的偏航角度，可以抑制上下游风机间的尾流干扰，优化整体的发电效率。上下游风机间距为 7 倍风机直径时，上游风机偏航角度为 20° 时，风场整体功率达到最大。

当上游风机存在偏航角度时，风机叶片不再是垂直于来流方向，导致入流风速的损失不均匀，且尾流中压力分布不均匀，不仅引起风机的尾流在横向上发生偏移，同时随着尾流向下游传播，尾流损失区域会向内凹陷，发生卷曲变形。风机的尾流膨胀现象仍然存在，只是偏航引起的尾流变形导致尾流在高度方向上的膨胀愈为明显，导致传统尾流模型很难实现对偏航尾流的作用区域进行量化分析。

第五章 桨距角对两风机尾流干扰影响的数值研究

桨距角是风机叶片弦长与风机叶片旋转面的夹角，它是风机系统中一个重要参数。通过对风机桨距角的调节，可以改变风机叶片的攻角，进而影响风机的气动功率。在大型风电场中，上游风机处于最佳的功率输出状态，会造成来流风速的急剧下降，导致下游风机气动功率严重损失。调节上游风机的桨距角，适当降低上游风机的气动输出，减弱尾流效应，保证风电场整体能够更加稳定运行。相比于风机的偏航角调节，改变上游风机的桨距角并不会导致风机尾流的偏移及变形，尾流影响范围仍然是较为规则的圆形，只是降低了风机对入流风动能的提取。本文基于致动线模型，数值模拟了上游风机在不同桨距角时，串列布置的两风机的功率输出特性以及尾流发展变化，研究桨距角变化对气动功率输出以及尾流干扰的影响。

5.1 数值模型设定

针对风机桨距角的研究，仍采用 NREL-5MW 标准风机，具体的风机参数可以参照表 4-3。数值模拟的入流风速设定为 NREL-5MW 风机的额定风速 11.4m/s ，叶片旋转速度为 12.1rpm ，此时为保证单台风机气动功率输出的最大化，风机的桨距角应为 0° ，且随着入流风速的上升，可以通过增大桨距角的方式，控制风机的扭矩，保证风机平稳运行。本章的计算中包含两个风机，风机采用串列式布置，具体的布置形式如图 5-1 所示。且入流风速不变，始终为定常入流 11.4m/s ，风机转子中心距离地面 90m ，设定上游风机的桨距角分别为 0° 、 2° 、 4° 和 6° 四种情况，考虑通过控制上游风机桨距角的方式，减弱上游风机的尾流效应，研究对整体发电效率以及上下游风机尾流发展的影响。

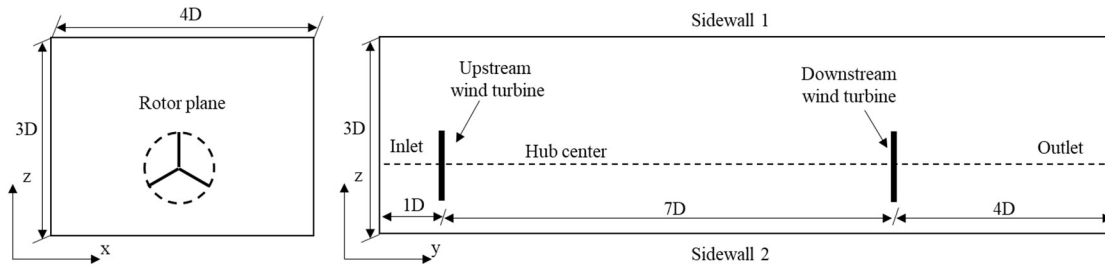


图 5-1 两风机风电场布置形式
Fig. 5-1 Layout for two wind turbines wind farm

考虑到风机尾流存在一定程度的膨胀现象，且为了更精细化地模拟风机的尾流发展，需要对风机整个尾流发展区域的周围网格进行加密。图 5-2 表示计算域的网格划分。利用 BlockMesh 工具生成需要的背景网格，再通过 snappyHexMesh 工具进行网格加密，共进行两级加密。第一级加密，宽度方向为-1D 到 1D，高度方向为 0 到 2.5D；第二级细化，宽度方向为-0.75D 到 0.75D，高度方向为 0D 到 2D，所生成的网格均为六面体的结构化网格。具体的边界条件，如表 5-1 所示。

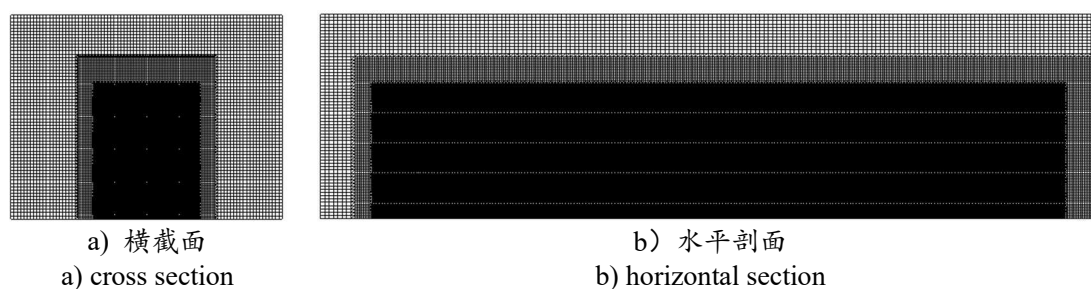


图 5-2 网格示意图
Fig. 5-2 The grid in horizontal and cross section

表 5-1 边界条件设定
Table 5-1 Boundary conditions

边界名称	边界条件设定
入口边界	自由来流边界条件，定常均匀风速 11.4m/s
出口边界	相对大气压力为 0 Pa
左右边界	对称性边界条件
顶部边界	为自由可滑移边界条件
底部边界	不可滑移边界条件

整个计算时间设定为 200 秒，以保证风电场中上游风机的尾流传递到下游风机，使上下游风机混合后的尾流充分发展。时间步长设置为千分之五秒，高斯光顺参数 ε 设置为风机叶片附近最小网格尺寸的两倍，为 2.8。

5.2 数值结果与分析

5.2.1 气动载荷

图 5-3~图 5-6 表示上游风机处于不同桨距角时，上下游风机气动功率以及气动推力的时历曲线。由图可知，风机的气动载荷在数值模拟开始一段时间后逐渐

平稳, 当上游风机的桨距角为 0° 时, 上游风机的气动功率保持在 5.3MW 左右, 气动推力稳定在 700kN 左右。而增加上游风机的桨距角, 降低风机的攻角, 提升风机的气动阻力分量而降低气动推力分量, 限制了风机的气动功率输出。与上游风机相反, 风场中的下游风机的气动功率和推力随着上游风机桨距角的增大而逐渐增大。同时随着上游风机桨距角的增大, 上下游风机的气动载荷波动的幅值均明显降低, 上下游风机的气动功率输出都处于更加平稳的状态。说明上游风机桨距角的改变, 限制了上游风机对入流动能的消耗, 提升了下游风机的入流风速, 抑制了上游风机的尾流效应。

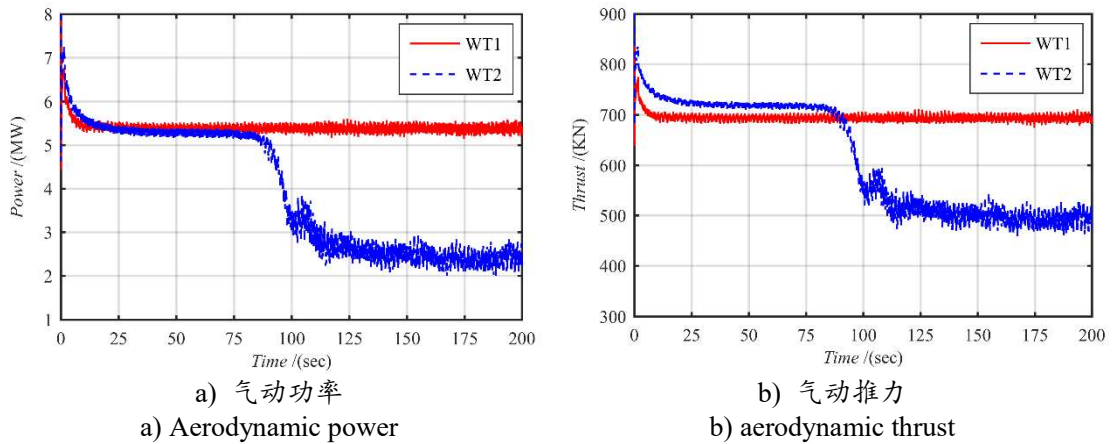


图 5-3 桨距角为 0° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线

Fig. 5-3 The time history curves of aerodynamic loads of wind turbines at pitch 0°

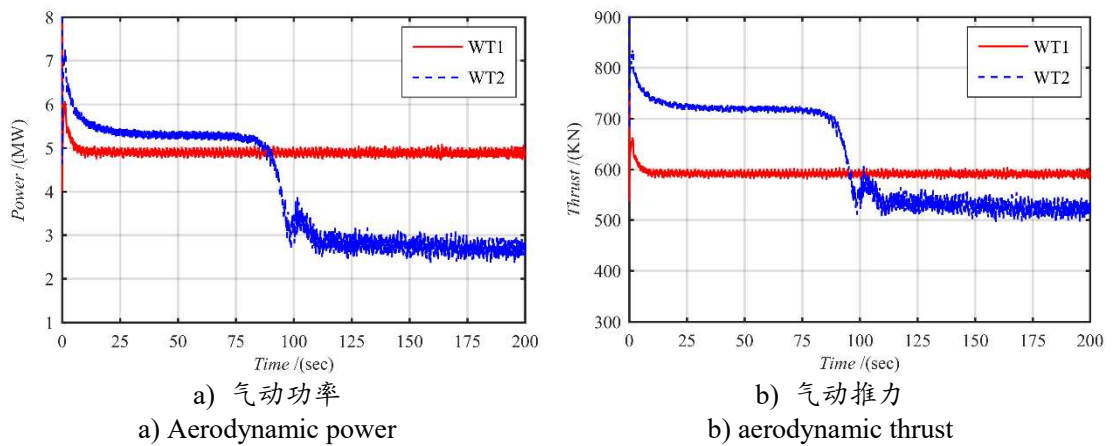


图 5-4 桨距角为 2° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线

Fig. 5-4 The time history curves of aerodynamic loads of wind turbines at pitch 2°

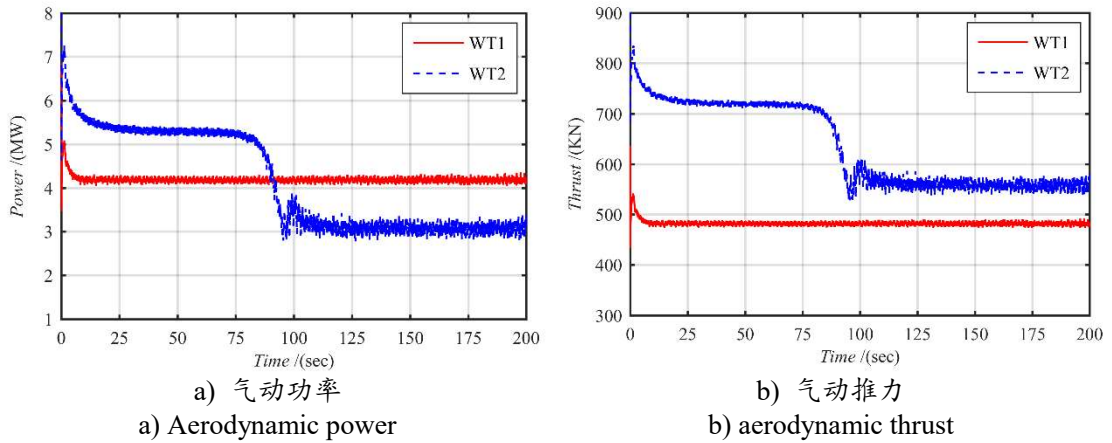
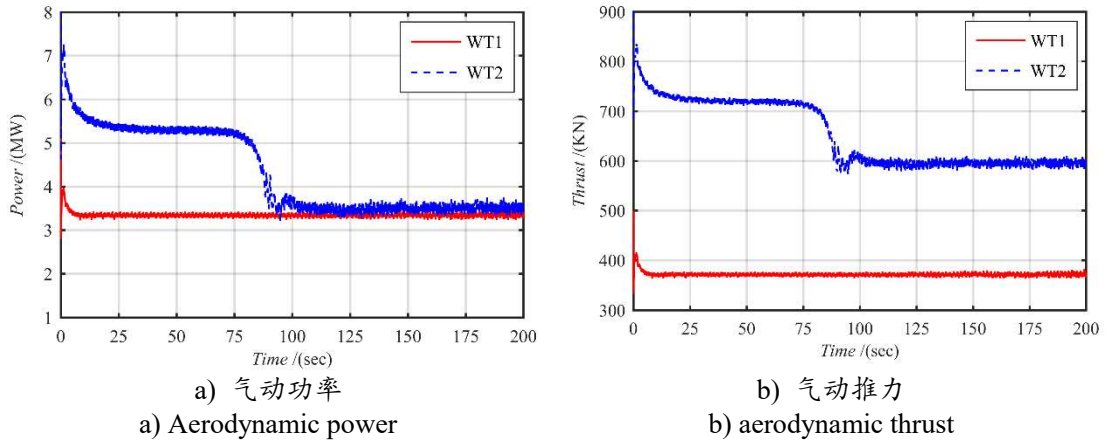
图 5-5 桨距角为 4° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线Fig. 5-5 The time history curves of aerodynamic loads of wind turbines at pitch 4° 图 5-6 桨距角为 6° 时上下游风机的气动载荷输出时历曲线Fig. 5-6 The time history curves of aerodynamic loads of wind turbines at pitch 6°

表 5-2 表示上游风机在桨距角为 0° 、 2° 、 4° 和 6° 时，风机尾流充分发展后的平均气动功率结果，以及整体的功率提升比值。相对于风机的偏航角，上游风机的气动功率输出对桨距角的变化更为敏感，上游风机桨距角的增加，会造成上游风机功率的明显下降，但同时也改善了下游风机的气动功率输出。当上游风机桨距角为 2° 时，上游风机的气动功率相对于桨距角为 0° 时下降了 8.04%，而下游风机的功率输出上升 21.65%，两风机风电场整体功率上升 0.91%。当上游风机桨距角继续增加时，上游风机的气动功率下降更加显著，相反，对下游风机气动输出的改善有限，风电场的整体功率输出相比于桨距角为 0° 呈现下降趋势。

表 5-2 不同桨距角上下游风机的平均气动功率以及功率比
Table 5-2 Time average aerodynamic power output of wind turbines for different pitch condition

桨距角	上下游风机	气动功率 (MW)	整体功率提升比
Pitch = 0°	WT1	5.35	0%
	WT2	2.31	
Pitch = 2°	WT1	4.92	+0.91%
	WT2	2.81	
Pitch = 4°	WT1	4.21	-3.79%
	WT2	3.16	
Pitch = 6°	WT1	3.35	-10.05%
	WT2	3.54	

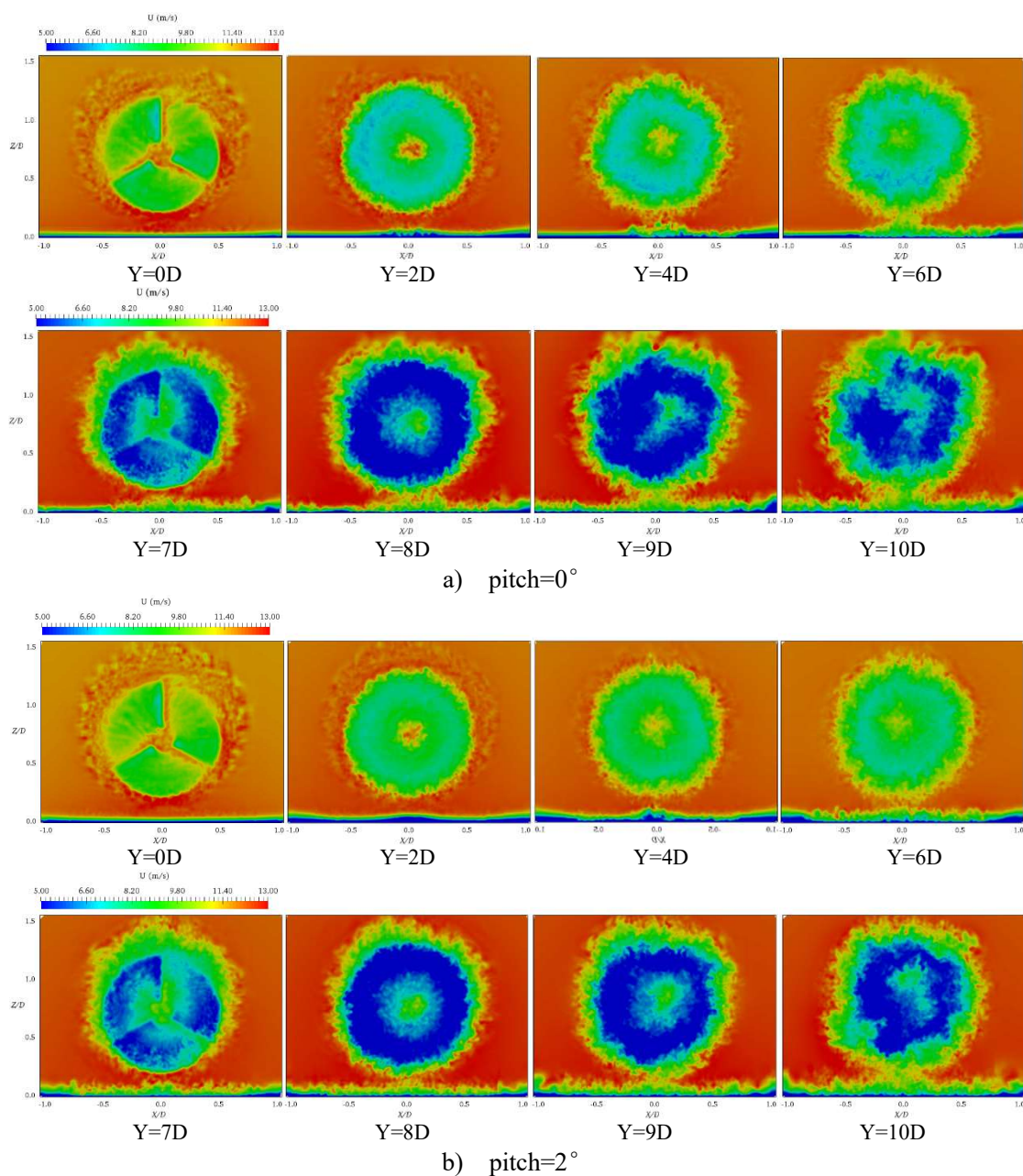
相比于风机的偏航调节，通过改变上游风机的桨距角对两风机风电场整体功率输出的提升十分有限。通过进一步分析，造成这一现象的原因主要有两个方面：一、上游风机的偏航会导致上游风机尾流的偏移，同时风机偏航导致的风机尾流作用范围形状发生改变，使下游风机并不再完全处于上游风机的尾流影响范围。而调节风机的桨距角只是降低上游风机对入流能量的消耗，并不会改变风机尾流的发展方向，上游风机的尾流仍会沿着上游风机的正后方继续传播，下游风机仍完全处于上游尾流的干扰范围。二、本章的两风机风电场算例中，上下游风机的在沿流向方向的间距布置为 7 倍风机直径，上游风机产生的尾流存在比较充分的恢复时间再作用到下游风机，通过改变桨距角在一定程度上提升了上游风机尾流的尾流速度，但尾流速度的提升也会降低尾流在传播过程中尾流速度的恢复程度，影响对下游风机功率提升的效果。

与风机的偏航控制相比，通过控制上游风机的桨距角对风电场整体的功率提升不明显，但是桨距角控制，会使上下游风机的气动性能更稳定，起到保护风机叶片和电路系统的作用。在大型风电场中，可以考虑对风机的桨距角进行调节，在保证风电场整体功率变化不大的前提下，降低上下游风机的功率输出差异，增加风电场中风机气动载荷的稳定性。

5.2.2 尾流速度云图

图 5-7 表示桨距角在 0° 至 6° 的四个算例中，在不同流向位置处纵向截面的尾流速度云图。其中上游风机的位置位于纵坐标起点，即 $Y=0D$ 位置处， D 表示

风机的直径。上下游风机为串联式布置，间距为 $7D$ ，所以下游风机位于 $Y=7D$ 位置处。从图中可以清晰地观察到入流风速在经过上下游风机时明显的速度下降，且在位于风机位置处的截面速度云图中，清晰地捕捉到风机叶片旋转前后，尾流速度的变化过程，进一步证明，利用致动线模拟代替实物风机叶片，可以较为真实的模拟风机叶片对流场的作用，以及风机的尾流演化特点。



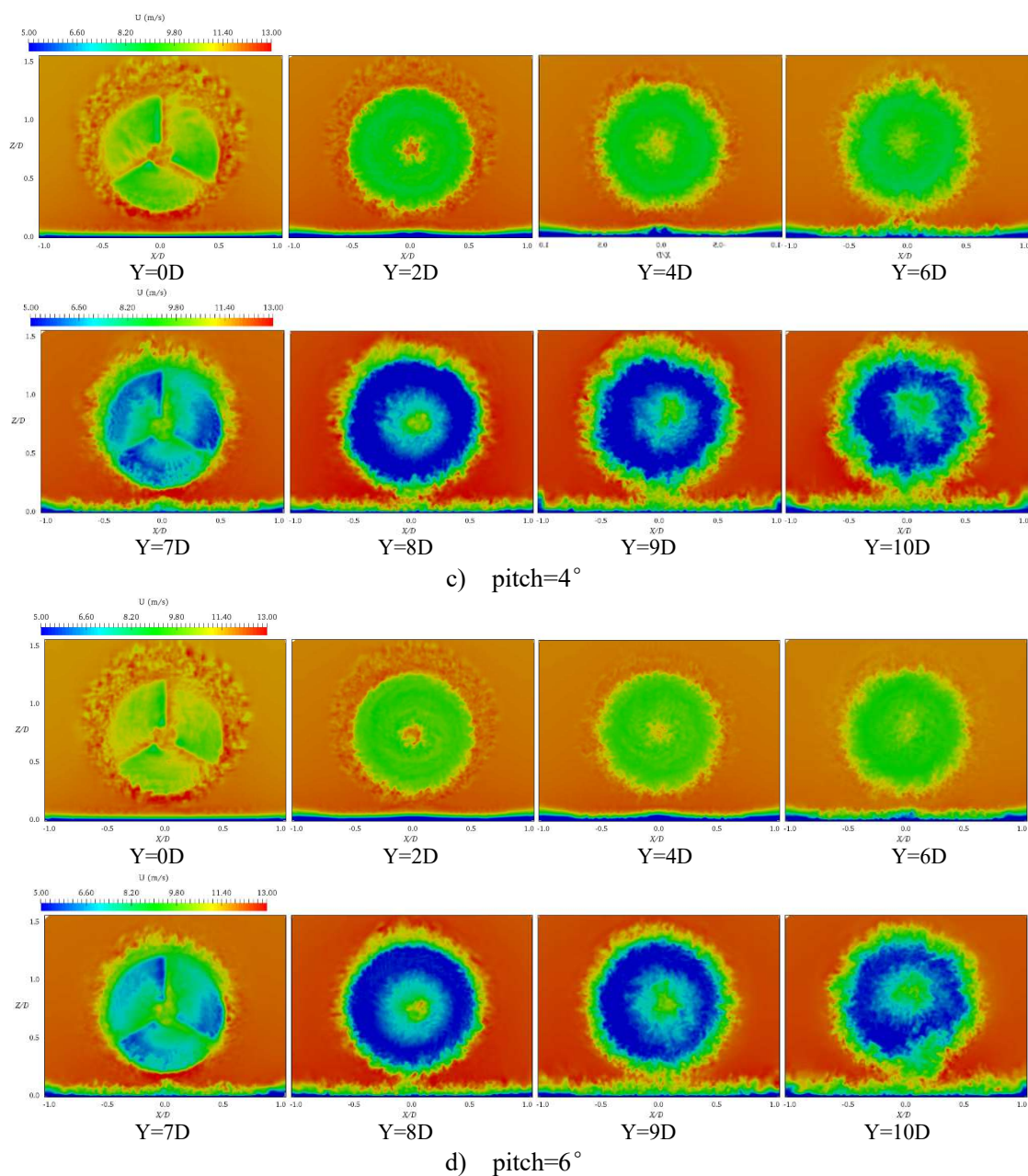


图 5-7 风机后方不同截面处的尾流速度云图
Fig. 5-7 Velocity contours of different sections

从图 5-7 中可以更直观看出，相对于风机的偏航控制，当上游风机增大桨距角时，风机的尾流并不会发生偏移，变形。相对于风机桨距角为 0° 时产生的尾流，增大风机桨距角产生的尾流仍然是较为规则、对称的圆形尾流区域，这也说明上游风机受到的气动载荷较为均匀，桨距角的增大，并不会导致风机叶片所受载荷的不稳定性增加。同时，风机桨距角的增大，降低上游风机对入流风速的损耗，尤其是在位于上游风机后方两倍直径处 ($Y=2D$)，截面的速度云图由表示风速较

低的蓝绿色逐渐向表示更高速度的黄绿色转化。同时在位于下游风机截面($Y=7D$)处的速度云图中,表示低风速的蓝色区域明显缩减,说明上游风机增大桨距角,可以改善下游风机的入流条件。图中显示风机叶尖附件尾流速度下降最显著,尾流速度在风机叶片旋转平面的中心区域渐进式升高,尾流风速越向风机中心速度越高。一方面,数值模拟采用风机的叶片翼型在靠近叶根附近逐渐向圆柱形变化,随着叶片翼型的变化,叶片叶根附近造成入流风速的下降缓慢。另一方面,采用的致动线模型方法忽略了位于风机叶片中间机舱的影响,风机叶片旋转中心没有分布对流场作用的体积力,导致尾流中心速度偏高。

另外,风机叶片旋转不仅造成风机旋转平面正后方尾流速度的下降,同时叶片旋转导致压力分布的不均匀,也引起叶片旋转平面周围流场速度的不稳定,导致风机尾流影响范围的扩大,尤其是上下游风机尾流相互叠加之后,尾流影响的截面面积甚至增大到风机叶片旋转面积的两倍以上,在风场的布置中,也应适当增加风机的横向间距,防止上游风机的多尾流叠加作用。

5.2.3 尾流涡量云图

图 5-8 表示串列式两风机在上游风机处于不同桨距角时,沿着风机旋转中心纵剖面处的尾流涡量云图。图中可以清晰地看得到风机桨距角对风机尾流涡的影响。风机叶片产生风机尾涡,主要集中在风机叶片的叶尖附件及叶根附近。可以看出经过上下游风机的尾流充分发展以及相互干扰后的流场尾涡结构是十分复杂的,其稳定性以及非周期性的现象是相当的显著的。这对下游风机的气动载荷特性会造成十分严重的影响。

另外,随着风机桨距角增大,上游风机产生尾流的涡量更加平稳,进一步说明,通过改变风机的桨距角,可以抑制风机叶片对流场的干扰,降低上游风机尾流发展过程中的湍流特性,使上游风机的尾流发展更加平稳。同时更加稳定的风机尾流,也降低了上下游风机间的尾流干扰,改善下游风机的入流条件。说明桨距角调节对风机间尾流干扰存在抑制作用。上游风机的桨距角控制,可以增加上下游风机气动载荷的稳定性,降低风场中风机间气动功率输出的差异,在不降低风场发电效能的前提下,起到保护风场风机设备的作用。

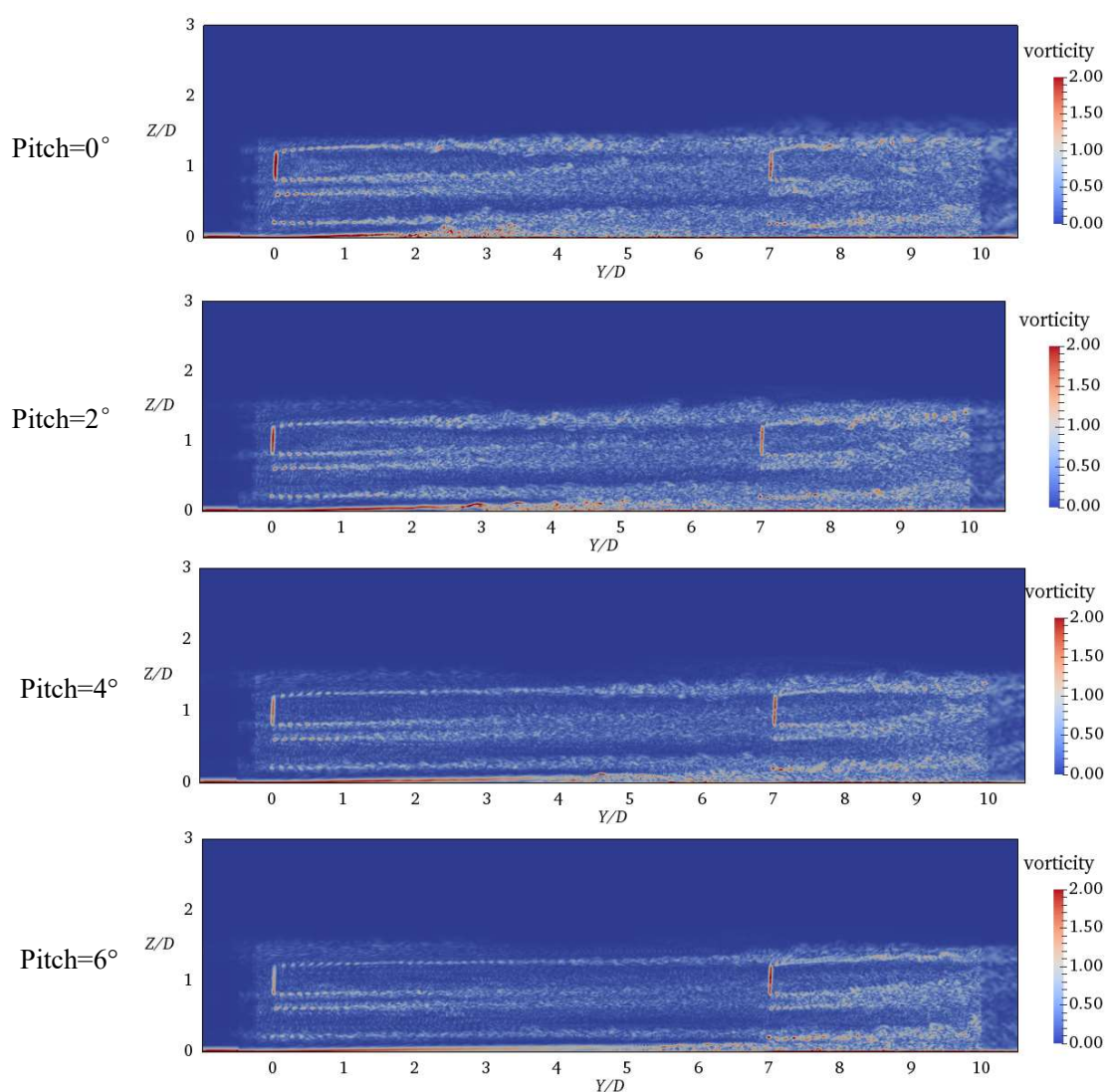


图 5-8 不同桨距角时流场涡量数值云图
Fig. 5-8 Vorticity contour for different pitch condition

5.3 本章小结

本章对上游风机处于不同桨距角的串列式两风机进行数值模拟，保持来流风速不变，且风机沿流向的间距保持不变，仅考虑上游风机不同桨距角对上下游风机的气动输出和尾流发展的影响。通过数值模拟得出，在上游风机在额定风速时，单风机最佳桨距角为 0° ，此时增大上游风机的桨距角，虽然会降低上游风机的气动功率输出，但同时改变上游风机叶片上的升阻力，降低上游风机的尾流效应，抑制上下游风机之间的尾流干扰，进而提升下游风机功率输出。当风机间的纵向

间距较大，上游风机的尾流在向下传播时，尾流速度存在一定的恢复，上游风机增加桨距角降低风机的尾流损失，同时也降低了尾流速度的恢复效果，所以通过桨距角调节对风电场功率进行优化，更适合风机间纵向间距较小的布置情况。

针对风机尾流特点的研究，桨距角的调节不会改变上游风机尾流的发展方向，但会降低上游风机叶片所受的气动载荷，进而削减上游风机尾流的速度损失，抑制风机叶片对流场作用导致尾流湍流强度的增加。所以，通过上游风机桨距角的调节，可以提升上下游风机气动载荷的均匀性，增加功率输出的稳定性，降低上下游风机之间功率输出的差距，提升风电场运行的安全性。

第六章 基于 Lillgrund 风电场布置的多风机尾流特性研究

随着社会对清洁风能的广泛关注,利用风机进行风能向电能的转化得到长足发展,越来越多的岸上或是离岸大型风电场在各地建设起来。而在大型风电场中,阵列式集群发电建造的风力发电机总是处于其他风机的尾流后方。受到上游风机尾流效应的影响,下游风机的入流条件与上游无干扰情况相比具有较低的平均风速和更高的湍流强度,这种风机间尾流的相互作用导致下游风机的入流风动能较低,引发下游风机气动功率的下降。此外,由于入流湍流程度的增加,风场后方的风机叶片承受更高的疲劳载荷水平。因此,进行基于真实风电场布置形式的大型风电场数值模拟,结合风机偏航角度控制和桨距角控制,研究偏航角及桨距角对大型风电场中风机气动功率以及对多风机之间尾流作用的影响,对降低风电场的尾流相互干扰,进行风电场的控制优化具有重要的科学意义和工程参考价值。

6.1 Lillgrund 风电场介绍

Lillgrund 海上风电场^[102]由 48 台风力涡轮机组成,每台额定功率为 2.3MW,风电场的总容量为 110MW。Lillgrund 风电场系统还包括海上变电站、岸上变电站以及用于连接海岸的 130kV 海陆电缆。风电场位于距离瑞典海岸 7 公里,距离丹麦海岸 9 公里的奥勒松(Oresund)浅水海域,所在区域在高度为 65 米时的平均风速约为 8.5m/s,风向为 225° 至 255°。Lillgrund 风电场是目前芬兰投入使用最大的离岸式风电场,可以满足约 60000 家庭的用电量。图 6-1 显示为 Lillgrund 风电场的全局概览。风电场中风机的横向间距为 3.3 倍的风轮直径,纵向间距为 4.3 倍的风轮直径,属于布置相对紧密地阵列式离岸风电场。



图 6-1 Lillgrund 风电场全局图^[102]
Fig. 6-1 Overview of Lillgrund wind farm

6.2 数值模型设定

图 6-2 所示, 为本章基于 Lillgrund 风电场的布置形式进行数值模拟的风机布置示意图。整个风电场中包含的风机个数, 风机间的横向间距和纵向间距, 以及风机的布置形式都与 Lillgrund 风电场保持一致, 但本章中采用的风机模型是 NREL-5MW 标准风机。定义沿流向为 y 轴, 横向为 x 轴, 高度方向为 z 轴, 采用左手坐标系。沿着 y 轴计算域的范围为 $-1D \sim 34.1D$, 计算域入口距离首列风机距离为 $1D$, 出口处距离末列风机为 $4D$, 以观察风机尾流的充分发展。 x 轴计算域的范围为 $0 \sim 27.1D$, 风机距离左右两侧均为 $2D$ 。 z 轴计算域的范围为 $0 \sim 2.5D$ 其中 D 为风机直径。

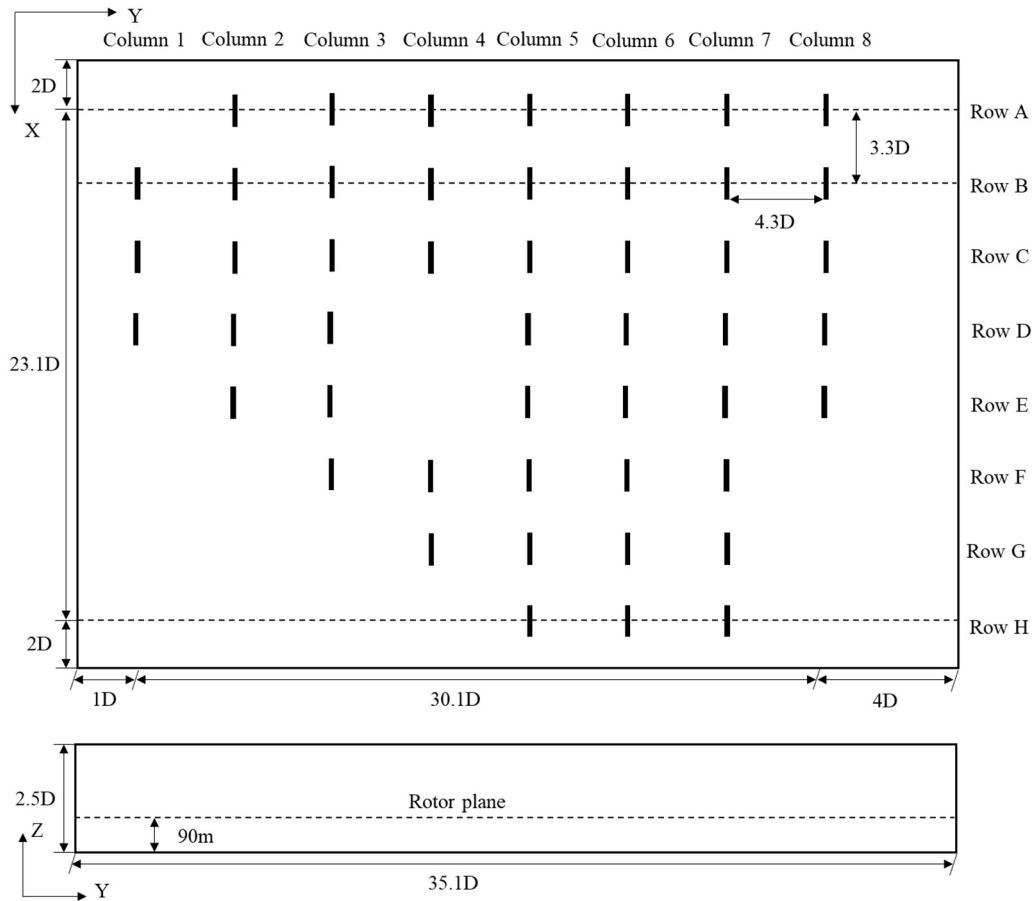


图 6-2 风机布置图

Fig. 6-2 Computational domain and layout of 48 wind turbines

本章的计算中对风电场中每排首台风机的偏航角或者桨距角进行调节, 计算了三种不同的工况。第一种, 风电场中每台风机均正对入流方向运行且桨距角均

为 0° ；第二种，控制每排首台风机的偏航角 20° ，桨距角均为 0° ，考虑风机偏航的影响。第三种，控制每排首台风机的桨距角为 2° 且无偏航，考虑风机桨距角的影响。通过数值实验对比，研究偏航角和桨距角对风电场中各风机功率输出的影响，以及对尾流发展的改变。

计算网格仍采用结构化网格就可以满足计算要求，但整个计算域范围较大，为了控制计算时间，计算的背景网格尺寸较大，主要针对风电场中风机叶片旋转面周围以及风机后方区域进行加密，风电场中共有八排风机，所以进行加密的区域也分成八块，最小的网格尺寸约为 3.8 米，网格量约为 1.85×10^7 ，具体的网格划分如图 6-3 所示。

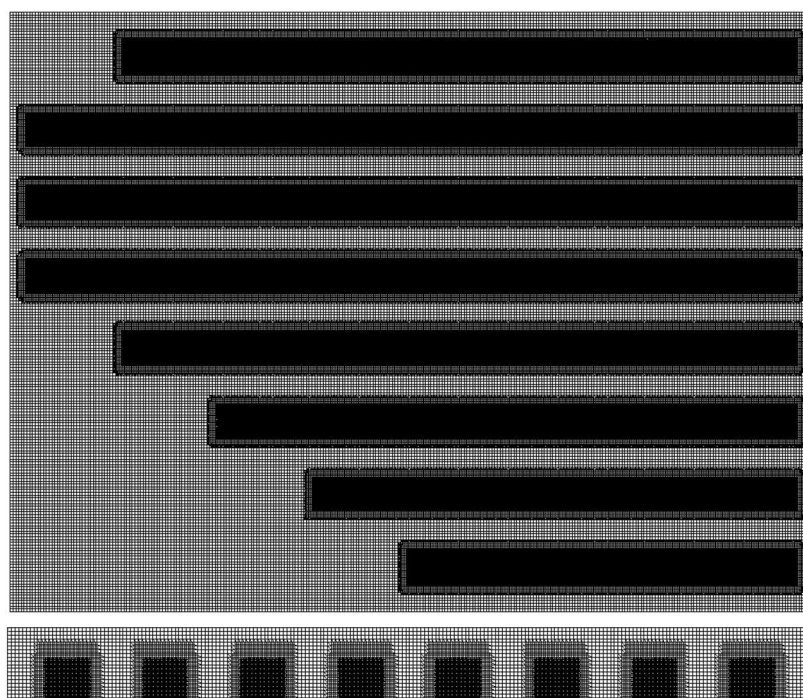


图 6-3 网格示意图

Fig. 6-3 The grid in horizontal and cross section

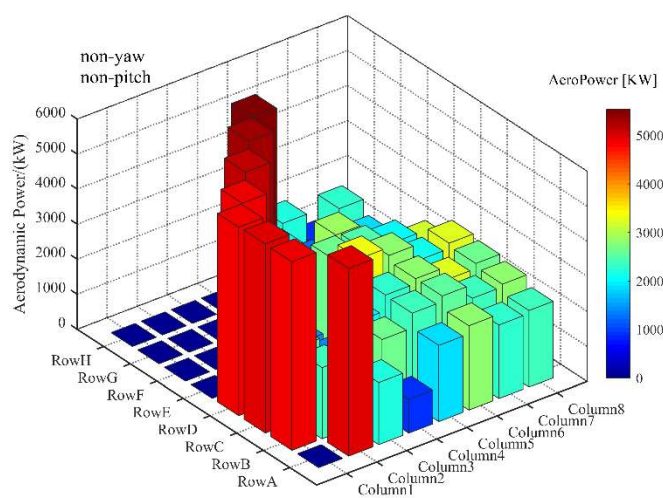
边界条件方面，入口处的边界条件设置为定常的自由来流条件，其中来流风速为 11.4m/s 。出口处的边界条件设置为相对大气压力为 0Pa 。底部为不可滑移边界条件边界，顶部为自由可滑移边界条件，两侧使用对称性(symmetry)边界条件。考虑到本章进行大型风电场的数值模拟的计算域较大，入口处距离出口近 4500 米，为保证上下游风机尾流的充分发展，计算时间跨度为 450s，约为风机 90 个叶片旋转周期。时间步长设置为百分之一秒，高斯光顺系数设置为 7.5，近似为风机叶片附近最小网格尺寸的两倍。

6.3 数值结果与分析

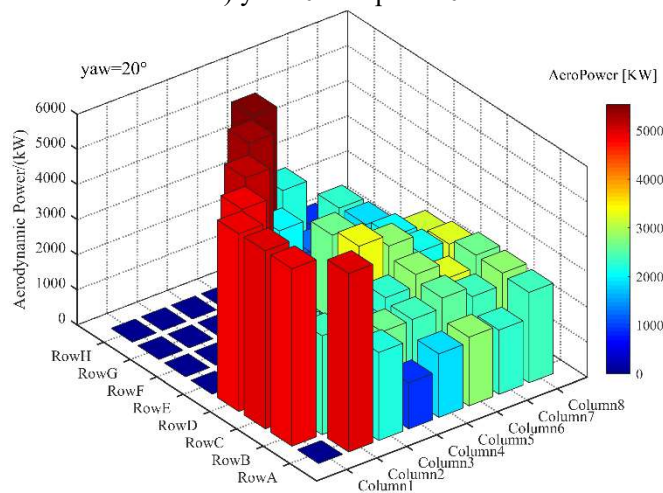
6.3.1 气动功率

本章中设定为定常入流，风速为 11.4m/s ，为风机的额定风速。在此风速作用下，如果忽略风机间的尾流干扰，理论上 48 台风机的额定功率输出为 240MW ，实际上，当风电场偏航角和桨距角均为 0° 时，总输出功率约为 128.13MW ，由于风机尾流的速度损失导致风机整体功率下降高达 46.61% 。当风电场每排首个风机偏航 20° 时，总输出功率约为 132.75MW ，功率整体上升 3.61% 。风电场每排首个风机桨距角为 2° 时，整体功率输出为 126.54MW ，下降 1.24% 。通过对风电场中风机偏航角的调节，可以改善风电场的整体发电效率，虽然增加风机的桨距角不能起到提升整体发电效率的效果，但是根据上一章节的分析，桨距角的控制，可以降低风机气动扭矩，使风机运行更加平稳，提高风电场运行的稳定性和安全性。

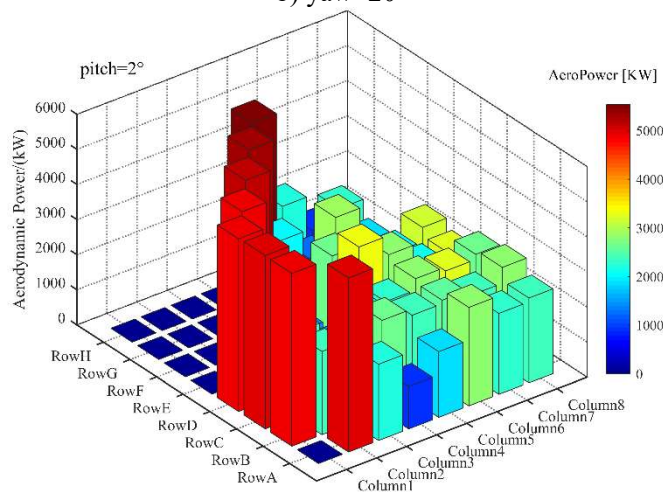
如图 6-4 所示，表示整个风电场的尾流充分发展之后，风场内每台风机平均气动功率输出的统计柱状图。其中，a)表示风电场全部风机处于无偏航且桨距角为 0° 时的气动功率结果，b)表示考虑风机偏航角度影响，风电场每排中第一台风机处于偏航 20° ，桨距角为 0° 时的气动功率结果，c)表示考虑桨距角影响，首台风机桨距角为 2° ，偏航角度为 0° 时的气动功率结果。由图可知，位于 RowA~RowH 的最靠近入流方向的首台风机，由于入流风速几乎没有受到风机尾流的影响，风机的气动功率输出基本等于风机的额定功率，当风机存在偏航角度或者增大桨距角时，每排的首台风机的气动功率相对于额定功率会略微下降，但同时每排第二台风机的功率输出得到提升。另外，由于首台风机处于最佳的工作状态，会造成入流风速的急剧下降，下游风机功率相对于每排的首台风机存在显著的下降，并在尾流充分发展之后，处于风电场布置后方得不同风机的气动功率处于一个相对稳定状态。



a) yaw=0° and pitch=0°



b) yaw=20°



c) pitch=2°

图 6-4 风电场中平均气动功率输出统计

Fig. 6-4 Time average aerodynamic power output

图 6-5 表示基于风机额定功率的每排风机气动功率的无量纲化结果。可以看出，当入流条件为定常额定风速时，风电场中每排风机的首台风机在无偏航且桨距角为 0° 的单风机最佳工作状态时，气动功率均接近于额定功率，当第一台风机偏航或者增大桨距角时，会引起首台风机气动功率的下降。

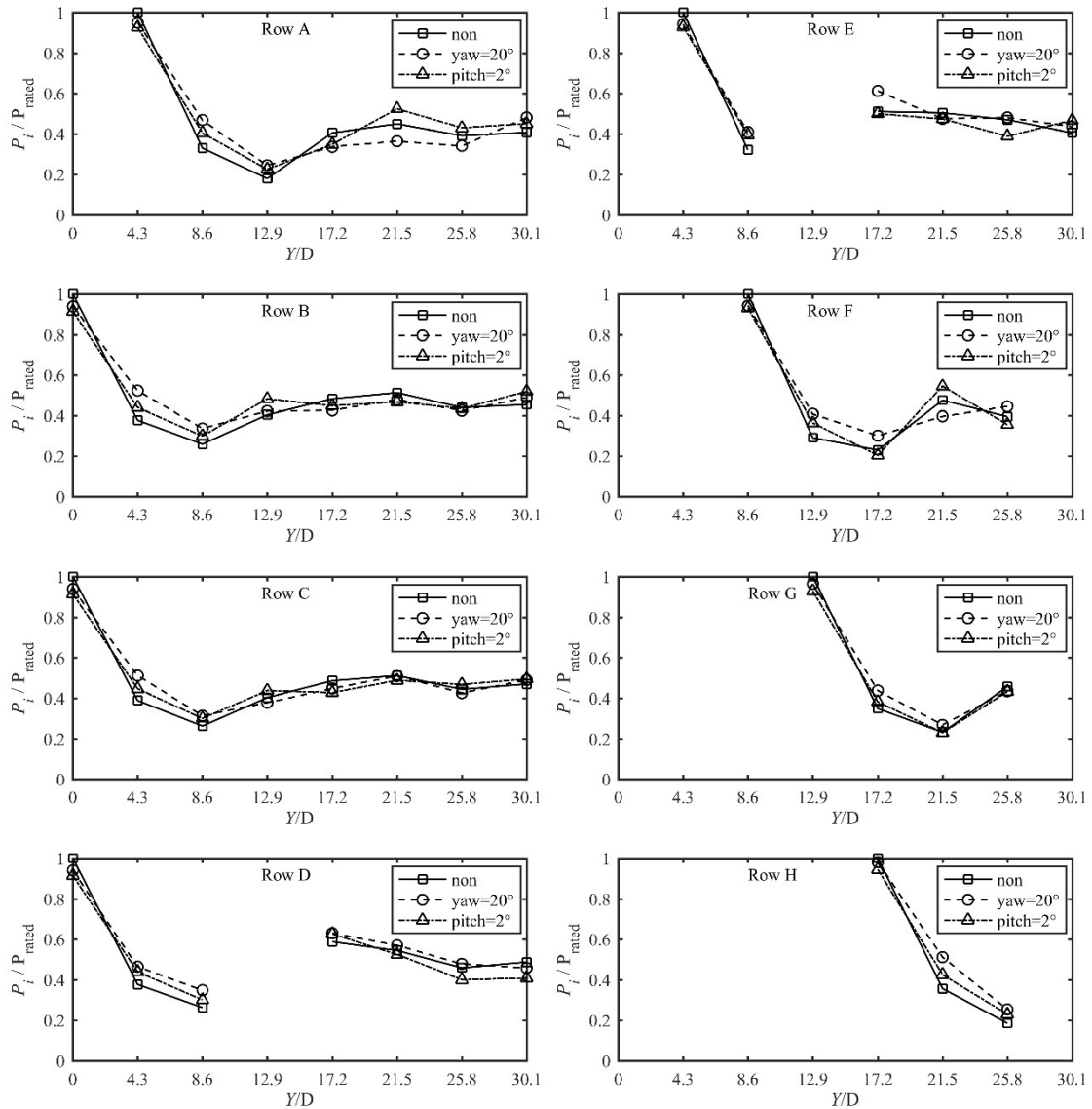


图 6-5 RowA~RowH 中各风机功率输出相对于额定功率的结果曲线

Fig. 6-5 Time-averaged aerodynamic power output produced by each turbine and normalized by the rated aerodynamic power

由 RowA~C 以及 RowF~H 可知，在风机串列等间距布置时，首台风机偏航或者增大桨距角，会引起位于该风机后方的第二台和第三台台风机功率输出上升，

其中第二台风机的功率上升要明显高于第三台风机。当上游风机的尾流发展到下游第四台风机之后时,由于首台风机的偏航角和桨距角造成的首台风机尾流改变,不能再明显提升风机的功率输出。此时上游首台风机产生的尾流与下游多个风机产生的尾流相互干扰,叠加混合,风机的尾流变得更加复杂,湍流程度明显提高,导致风机增大偏航角或增大桨距角引起的尾流变化被更复杂的尾流流动掩盖,整个风机的尾流发展变得更加紊乱。另外,在风电场 RowA~C 中可以看出,风机串列等间距布置,此时每排中第三台风机的功率输出为极小值,第三台风机之后,风机的气动功率逐渐恢复上升,并且后排风机的功率输出处于相对稳定的结果,功率基本维持在额定功率的 47%。此时风机造成的尾流损失与尾流在向下游风机传播过程中的尾流恢复到达一种平衡状态,致使相对靠后风机的流入条件趋于相似。

在 Lillgrund 风电场中, RowD 以及 RowE 两排位于 $Y=12.9D$ 位置由于地理环境的影响,没有布置风机,导致 RowD 和 RowE 两排风机在此处风机间沿流向的间距增大,使得位于 $Y=17.2D$ 位置处的风机气动功率明显上升。进一步推知,在风场串列布置中,位于每排中第三台风机的气动功率损失最为严重,此后风机尾流速度开始逐渐恢复,使下游风机的功率存在上升的趋势,并逐渐达到一个稳定的状态。因此,可以通过合理增加每排第三台风机与第二台风机的纵向间距,降低前两台风机尾流效应对第三台风机的显著干扰,促使风电场后方风机的功率输出稳定。

6.3.2 尾流特性

图 6-6 表示风机轮毂高度处瞬时尾流速度和涡量云图。其中, a)表示的是首台风机无偏航桨距角为 0° 时的尾流云图, b)表示风电场首台风机偏航 20° 时的尾流变化。 c)表示风机桨距角为 2° 时的尾流变化。

由风机截面处的尾流云图可知,风电场中首台风机产生的尾流影响范围廓线较为平整对称,随着风机尾流的继续发展,风机尾流的不对称性增加,湍流效应显著,尤其是当上下风机的尾流相互干扰时,风机尾流的发展变得极为不稳定。当上游风机尾流未被下游其它风机的尾流干扰时,尾流的湍流特性不是很明显,尾流处于相对稳定的状态。随着尾流的发展,上下游风机尾流混合叠加,相互作用,导致尾流在宽度方向和高度方向上都表现出明显的不稳定性,速度非常复杂和有序,这也增加了风机尾流的影响范围,特别在风电场的后方,尾流的作用范围在横向上甚至扩大到原来的三倍以上。尾流速度分布的极不稳定性反映了尾流

显著的湍流特性。由于多台风力机之间的尾流效应和尾流相互作用，使得尾流速度下降，湍流强度增强。此外，不稳定的下游风机尾流发展也是导致尾流湍动能增加的原因。

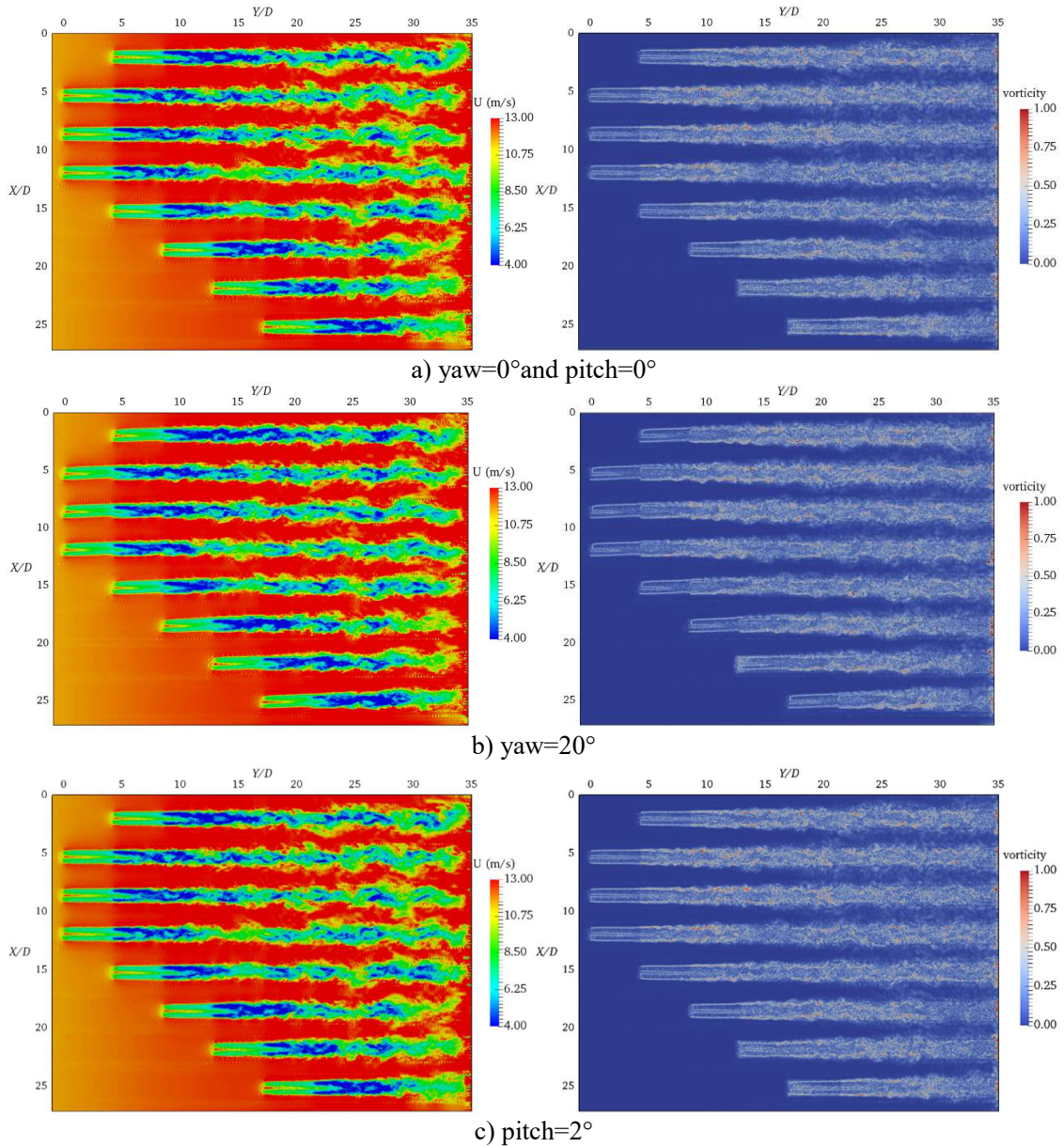


图 6-6 风机轮毂高度截面处瞬时尾流速度云图以及涡量数值云图
Fig. 6-6 The transient velocity and vorticity contour at X-Y cross section of hub height

在风机的尾流速度云图中，可以看出由于风机干扰，导致风机后方流场的速度降低，为满足单位时间内所通过的气体总量保持不变，风机叶片四周的尾流速度呈现升高的趋势，尤其是处于风机叶片的边缘位置。涡量云图中，风机叶片旋

转导致在风机叶尖和叶根附近产生明显的叶尖涡和叶根涡，在没有其他尾流干扰时，自由叶尖涡之间的相互干扰，尾流相对稳定。当风机尾流相互作用之后，风机的尾流湍流性迅速上升，整个尾流场也变得十分复杂。

另外，风机干扰导致流速急剧下降和尾流扩张现象清晰可见，考虑瞬时流速的影响，尾流速度变化存在许多不规则的波动，随着尾流的湍流程度升高，不对称性逐渐增强，风电场中每排第三个风机的下游流场的尾流迅速变成完全紊乱的状态。因此，此时仅改变首台风机的偏航角或者桨距角，对下游风机的入流条件影响逐渐消失。

6.3.3 尾涡结构

图 6-7 表示整个风电尾流充分发展之后的尾涡结构。从图中可以清楚地观察到，在尾流相互作用现象发生之前，上游风机各叶片的尖端涡周期性地脱落。

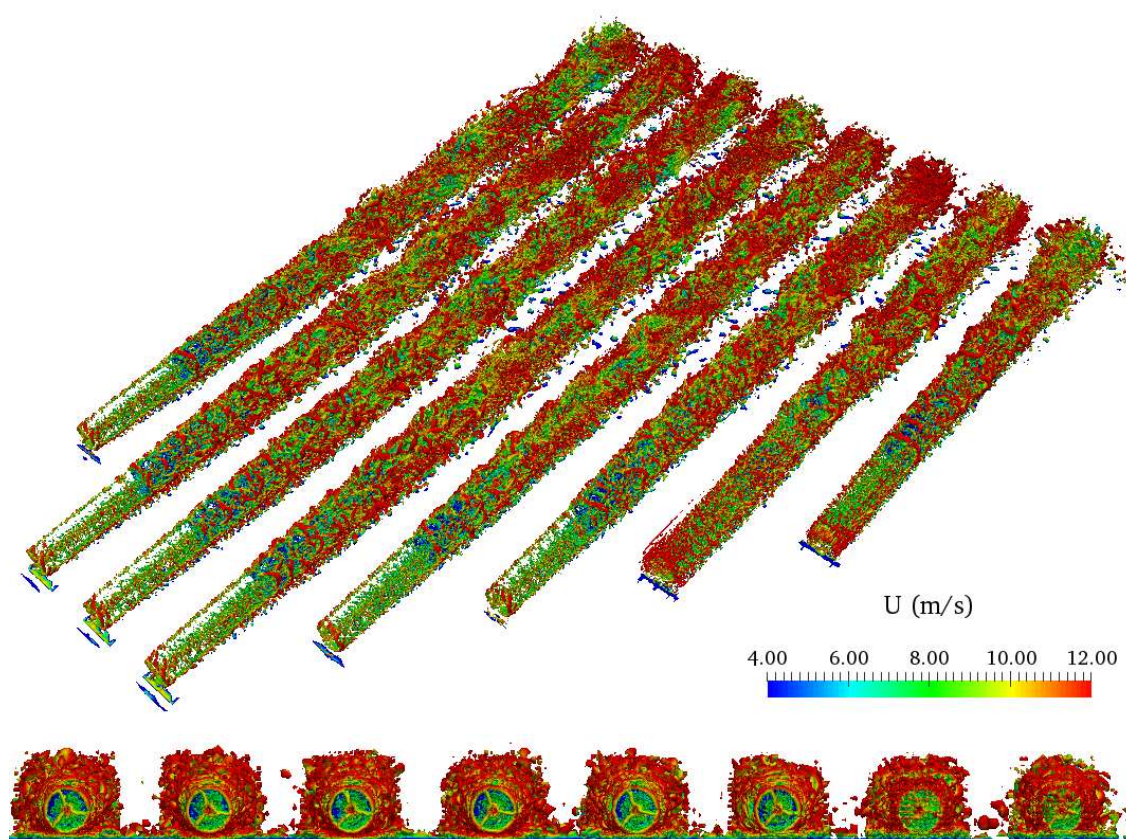


图 6-7 风电场充分发展的尾涡结构

Fig. 6-7 The instantaneous vortex structure in full development of wake vortex

随着涡流的发展，上游风机产生的涡流与下游风力机产生的涡相互混合。导致湍流强度增强，风场的涡结构变得非常复杂。同时，由于尾流扩张效应和混合涡效应，涡半径比上游风力机刚刚脱落的涡半径扩大将近三倍，在考虑风电场的布置问题时，应适当增加风机之间的横向间距，防止下游风机受到上游多风机尾流叠加干扰，造成入流条件的进一步恶化。从风机涡流的发展过程可以清楚地看出，强而复杂的尾流相互作用现象将导致风电场中的风速亏损，严重干扰下游风力机的气动功率输出。

6.4 本章小结

本文基于 Lillgrund 风电场的布置形式，对包含 48 台风机的大型风电场进行数值模拟，并考虑风电场每排首台风机改变偏航角和桨距角对风电场内各风机的气动输出以及风电场尾流发展的影响。

数值结果表明，由于风机的尾流效应以及多风机间的尾流相互作用，风电场中存在严重的功率输出损失，风电场整体的发电效率约为额定总功率的 53.4%，功率损失高达 46.6%，且输出功率极小值位于串列布置的第三台风机上。之后，由于风机功率降低导致风速下降的减少，同时风机尾流速度随着传播逐渐恢复提升，尾流速度在经过风机的损失程度与传播到后排风机的恢复程度逐渐平衡，使得下游风机的功率输出趋向于一个稳定的范围。通过合理调节风电场中第一排风机的偏航角和桨距角，可以降低每排首台风机所造成的风速损失，改善后方风机的入流条件。但是，由于随着尾流发展，多风机间的尾流相互叠加，导致风电场整体尾流的变得极为紊乱，仅改变首台风机的偏航角或桨距角，对位于此风机后方的两台风机能够产生显著影响，对位于风电场后方的其他风机影响效果不明显。

尾流在宽度方向和高度方向上都表现出明显的不稳定性，尾流速度变得紊乱无序，这种非对称相互作用还会导致下游风机气动功率的不稳定，以及风机叶片承受更多的损伤性疲劳载荷，从而降低风机的使用寿命。风机尾流的扩张以及风机尾流的相互混合，导致风机尾流影响范围逐渐扩大，在风电场风机布置时，应合理设置风机的横向间距，防止多风机尾流叠加干扰。

第七章 总结与展望

7.1 全文总结

本文基于课题组自主开发的固定式风场尾流特性求解器 FXWF-SJTU, 利用致动线模型代替实际风机叶片, 并通过与风洞实验的实验数据进行对比, 验证了求解器在风机气动性能和尾流特性模拟的可靠性以及准确性。然后, 通过对上游风机偏航角度与桨距角进行控制, 详细研究了偏航角和桨距角对两风机风电场的气动性能和尾流发展的影响。并基于模拟结果, 对包含 48 台风机的 Lillgrund 大型风电场进行数值模拟。讨论了偏航角和桨距角对风电场整体发电效率的影响, 以及大型风电场中复杂的尾流干扰效应。根据数值分析结果, 得到以下结论:

(1) FXWF-SJTU 求解器可以较好预测上游风机的气动功率输出, 数值模拟预测误差不超过 3%。对于下游风机, 当下游风机处于较低的叶尖速比时, 由于雷诺数效应, 模型尺度效应以及数值设定等原因, 虽然与实验结果相比存在一定程度的相对误差, 但总体的误差不超过 5%。当下游风机旋转速度升高, 处于较高的叶尖速比, 由于雷诺数影响以及致动线模型在风机失速模拟方面的局限性, 风机气动载荷预测的误差进一步扩大。但数值结果可以满足对风机载荷的初步预报。

(2) 基于致动线模型的 FXWF-SJTU 求解器可以较为准确地模拟错列式的两风机尾流特征, 数值模拟结果在尾流宽度, 尾流形状, 尾流速度以及湍流应力的变化趋势等特征的捕捉上与实验结果有着较好吻合, 说明三维的致动线模型相比于二维的致动盘模型能够更好捕捉风机尾流发展的细节特征。

(3) 上游风机通过偏航控制或者桨距角控制, 会对下游风机的气动功率以及两风机风电场的整体流场产生显著影响。通过合理改变上游风机的偏航角或者桨距角, 可以降低上游风机尾流对下游风机的干扰, 提升风场的整体效率。当上下游风机的纵向间距为 7 倍风机直径时, 偏航调节, 上游风机偏航角度为 20° 时, 整体气动功率输出最大; 桨距调节, 上游风机桨距角为 2° 时, 整体功率最大。

(4) 上游风机偏航工作时, 风机叶片不是垂直于来流方向, 导致入流风速损失不均匀, 且尾流中压力分布不均匀, 不仅引起风机的尾流在横向上发生偏移, 同时随着尾流向下游传播, 尾流损失区域会向内凹陷, 发生卷曲变形, 尾流不再是较为规则的圆形。风机的尾流膨胀现象仍然存在, 只是偏航引起的尾流变形导致尾流在高度方向上的膨胀愈为明显, 导致采用传统尾流模型很难实现对偏航尾流的作用区域进行量化分析。

(5) 与偏航角调节相比, 改变上游风机工作时的桨距角, 并不导致风机尾流产生明显偏移及变形, 桨距角调节主要是主动改变上游风机的气动功率, 降低上游风机对入流风速的能量提取, 进而适当降低入流经过风机叶片后的速度损失, 并使上游风机的尾流传播更加平稳, 改善下游风机的入流条件。改变桨距角, 对风电场整体的功率输出影响不大, 但可以使上下游风机得气动功率输出更稳定, 减小上下游风机的气动功率差距, 起到保护风机系统的作用。

(6) 大型风电场中的下游风机存在十分严重的功率损失, 功率损失的极大值出现在串列布置的下游第三台风机上。之后, 由于风机功率降低导致风速下降的减少, 同时风机尾流速度随着传播逐渐恢复提升, 尾流速度在经过风机的损失程度与传播到后排风机的恢复程度逐渐平衡, 使得下游风机的功率输出趋向于一个稳定的范围。通过合理调节风电场中第一排风机的偏航角和桨距角, 适当降低风电场中每排首台风机所造成的风速损失, 可以改善后排风机的入流条件, 增加风电场中各风机发电效率的平稳性, 提高整体效率。

(7) 大型风电场中, 风机产生的尾流会经历长时间的传播, 尾流膨胀效应更加明显, 同时不同风机间的尾流干扰效应显著, 不仅增加风机尾流的湍流特性, 同时扩大尾流的影响范围。在大型风场的布置中, 也应合理布置风机间的横向间距, 防止后排风机经受多个前排风机尾流相互叠加作用的影响。

7.2 展望

本文基于固定式风场尾流特性求解器 FXWF-SJTU 对多风机风电场进行数值模拟, 具体研究了上游风机处于不同工作状态时, 对上下游风机气动功率和尾流发展的影响, 并将其扩展到实际的大型风电场当中。说明采取抑制风机间尾流干扰的策略, 可以达到提升风电场效率的目的。但是由于时间关系, 本文仍存在很多值得进一步研究的内容, 今后可以在以下几个方面进行更深入的研究:

(1) 本文采用致动线模型没有考虑到风机轮毂, 机舱以及塔架的影响。尤其是塔架的塔影效应会对风机的近尾流场产生明显的影响。对于大型风电场, 可以考虑利用致动线模型的思想, 利用体积力方法代替风机轮毂, 机舱以及塔架, 构建完整的风机系统。

(2) 受到 CFD 模拟的计算成本限制, 对大型风电场的模拟, 算例的数量有限, 仅考虑每列首台风机的偏航角和桨距角。可以考虑结合风机简化的尾流模型,

对风电场功率输出进行预测，采用神经网络优化法或者粒子群优化法等，计算出风电场中全部风机最佳的偏航角或桨距角，进行风电场的优化研究。

(3) 本文数值模拟研究中，虽然考虑了风机偏航、变桨调节，但是没有考虑剪切入流、湍流入流等不同来流条件对风机的影响，缺少风机的转矩控制、变桨距控制等变速控制方法，可以将风机控制策略耦合到致动线模型当中，搭建对于动态入流条件下风机气动特性和尾流发展模拟的计算平台。

(3) 本文数值模拟研究中缺少对风机叶片变形以及气弹性问题的考虑。为了更加真实模拟风机真实的工作状态，可以考虑拓展致动线对于复杂的入流条件以及叶片振动的模拟。

参 考 文 献

- [1] 侯喆瑞, 张鑫, 张嵩. 风力发电的发展现状与关键技术研究综述[J]. 智能电网, 2014, 2(2):00015-00015.
- [2] Council G W E. Global Wind Energy Report: Annual Market Update 2014[J]. 2015: 10-3
- [3] Council G W E. Global Wind Statistics 2016, 10 February 2017[J]. 2016.
- [4] Ashwill T D. Developments in large blades for lower cost wind turbines[J]. SAMPE Journal-Society for the Advancement of Material and Process Engineering, 2004, 40(4): 65-73.
- [5] 王胜军. 基于致动线模型的风力机尾流特性研究[D]. 中国科学院研究生院(工程热物理研究所), 2014.
- [6] Katic I, Hojstrup J, Jensen N O. A simple model for cluster efficiency, European Wind Energy Association Conference and Exhibition[J]. Rome, Italy, 1986, 198: 407-10.
- [7] Dethleff D, Weinrich N, Kowald B, Hory D, Franz R, Seide K. 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.
- [8] https://en.wikipedia.org/wiki/London_Array.
- [9] Hasager C B, Rasmussen L, Peña A, Jensen L E, Réthoré P. Wind farm wake: the horns rev photo case[J]. Energies, 2013, 6(2): 696-716.
- [10] Abderrazzaq M A, Hahn B. Analysis of the turbine standstill for a grid connected wind farm (case study) [J]. Renewable Energy, 2006 31(1):89-104.
- [11] Halfpenny A. Dynamic analysis of both on and offshore wind turbines in the frequency domain[D]. University of London, 1998.
- [12] Henderson A R. Analysis tools for large floating offshore wind farms[D]. PhD Thesis, University of London, 2000.
- [13] Butterfield S, Musial W, Jonkman J, Sclavounos P. Engineering challenges for floating offshore wind turbines[C]//Copenhagen Offshore Wind 2005 Conference and Expedition Proceedings, Copenhagen, Denmark, 26-28 October 2005.
- [14] Nielsen F G, Hanson T D, Skaare B. Integrated dynamic analysis of floating offshore wind turbines [C]//Proceedings of OMAE 2006 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Hamburg, Germany, 4-9 June 2006.
- [15] Fulton G, Malcolm D, Moroz E. Design of a semi-submersible platform for a 5MW

- wind turbine[C]//44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reno, NV, 9-12 January 2006: 997.
- [16] Nilsson K, Ivanell S, Hansen K S, Mikkelsen R, Breton S, Henningson, D. Large-eddy simulations of the Lillgrund wind farm[J]. *Wind Energy*, 2015, 18(3): 449-467.
- [17] Vermeer L, Sorensen J N, Crespo A. Wind turbine wake aerodynamics[J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2003, 39:467-510.
- [18] Hasager C B, Rasmussen L, Peña A, Jensen L, Réthoré P. Wind farm wake: The Horns Rev photo case[J]. *Energies*, 2013, 6(2): 696-716.
- [19] Katic I, Højstrup, Niels O J. A simple model for cluster efficiency. European wind energy association conference and exhibition. Rome, Italy, October 7-9, 1986 :407-410
- [20] Beyer H, Ruger T, Schafer G, Waldl H. Optimization of wind farm configurations with variable number of turbines. In *Proceedings European Union Wind Energy Conference, Göteborg 1996* :1073-1076.
- [21] Taylor P A. On wake decay and row spacing for WECS farms[C]//3rd International Symposium on Wind Energy Systems. 1980: 451-468.
- [22] 曾利华, 王丰, 刘德有. 风电场风机尾流及其迭加模型的研究[J]. *中国电机工程学报*, 2011, 31(19): 37-42.
- [23] Liu M K, Yocke M A, Myers T C. Mathematical model for the analysis of wind-turbine wakes[J]. *Journal of Energy*, 1983, 7(1): 73-78.
- [24] Ainslie J F. Calculating the flowfield in the wake of wind turbines[J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 1988, 27(1):213-224.
- [25] Montavon C A, Jones I P, Staples C, Strachan C, Gutierrez I. Practical issues in the use of CFD for modelling wind farms[C]//Proc European Wind Energy Conference. 2009.
- [26] Schepers J G, Obdam T S, Prospathopoulos J. Analysis of wake measurements from the ECN Wind Turbine Test Site Wieringermeer, EWTW[J]. *Wind Energy*, 2012, 15(4):575-591.
- [27] Corscadden K W, Lubitz W D, Thomson A, McCabe J. Investigation of wake effects on the energy production of small wind turbines[J]. *Wind Engineering* 2013, 37(2): 151-163.
- [28] Hirth B D, Schroeder J L, Gunter W S, Guynes J G. Measuring a utility-scale turbine wake using the TTUKa mobile research radars[J]. *Journal of Atmospheric and Oceanic Technology*, 2012, 29(6):765-771.
- [29] Hirth B D, Schroeder J L. Documenting wind speed and power deficits behind a utility-scale wind turbine[J]. *Journal of Applied Meteorology & Climatology*, 2013,

52(1):39-46.

- [30] Larsen G C, Hansen K S, Mann J, Enevoldsen K, Bingöl F. Full scale measurements of wind turbine wake turbulence[C]//Torque 2010. European Wind Energy Association (EWEA), 2010: 391-405.
- [31] Khosravi M, Sarkar P, Hu H. An experimental investigation on the performance and the wake characteristics of a wind turbine subjected to surge motion. AIAA SciTech 2015, 33rd Wind Energy Symposium, Kissimmee, Florida. AIAA 2015-1207.
- [32] Vermeer L J, Sørensen J N, Crespo A. Wind turbine wake aerodynamics[J]. Progress in aerospace sciences, 2003, 39(6): 467-510.
- [33] Krogstad P, Eriksen P E. “Blind test” calculations of the performance and wake development for a model wind turbine[J]. Renewable Energy, 2013: 325-333.
- [34] Pierella F, Krogstad P, Sætran L. Blind Test 2 calculations for two in-line model wind turbines where the downstream turbine operates at various rotational speeds[J]. Renewable Energy, 2014: 62-77.
- [35] Krogstad P Å, Sætran L, Adaramola M S. “Blind Test 3” calculations of the performance and wake development behind two in-line and offset model wind turbines[J]. Journal of Fluids and Structures, 2015, 52: 65-80.
- [36] 胡丹梅, 欧阳华, 杜朝辉. 水平轴风力机尾迹流场试验[J]. 太阳能学报, 2006, 27(6):606-612.
- [37] 胡丹梅, 田杰, 杜朝辉. 水平轴风力机尾迹流场 PIV 实验研究[J]. 太阳能学报, 2007, 28(2):200-206.
- [38] 高志鹰, 汪建文, 韩炜, 韩晓亮. 风力机叶片周围流场的 PIV 测试[J]. 可再生能源, 2009, 27(1): 10-13.
- [39] 汪建文, 白杨, 高志鹰, 东雪青, 王晓迪, 由志刚. 小型风力机风轮叶尖近尾迹区域声辐射测试与分析[J]. 沈阳工业大学学报, 2010, 32(1): 27-31.
- [40] Troldborg N, Larsen G C, Madsen H A, Hansen K S, Sørensen J N, Mikkelsen R. Numerical simulations of wake interaction between two wind turbines at various inflow conditions[J]. Wind Energy, 2011, 14(7): 859-876.
- [41] Glauert H. Airplane propellers[M]//Aerodynamic theory. Springer, Berlin, Heidelberg, 1935: 169-360.
- [42] Hansen M O L, Sørensen J N, Voutsinas S, Sørensen N, Madsen H A. State of the art in wind turbine aerodynamics and aeroelasticity[J]. Progress in aerospace sciences, 2006, 42(4): 285-330.
- [43] Leishman J G, Beddoes T S. A semi-empirical model for dynamic stall[J]. Journal of the American Helicopter society, 1989, 34(3): 3-17.

- [44] Lanzaforame R, Messina M. Fluid dynamics wind turbine design: Critical analysis, optimization and application of BEM theory[J]. *Renewable energy* 2007 32.14: 2291-2305.
- [45] 张萧, 孙石, 李瑞涛, 付大伟, 赵占聪. 基于叶素动量理论的潮流能发电机组叶片设计方法[J]. *中国新技术新产品*, 2017 (12): 10-11.
- [46] 柳青. 叶素动量理论(BEM)实现方法讨论[J]. *中国科技信息*, 2016(18):82-84.
- [47] 刘颖, 严军. 基于叶素动量理论的水平轴风力机叶片设计方法[J]. *兰州理工大学学报*, 2014, 40(6):59-64.
- [48] 曾庆川, 刘浩, 罗维奇, 杨云胜. 基于改进叶素动量理论的水平轴风电机组气动性能计算[J]. *中国电机工程学报*, 2011, 31(23):129-134.
- [49] Sørensen N N, Michelsen J A, Schreck S. Navier–Stokes predictions of the NREL phase VI rotor in the NASA Ames 80 ft × 120 ft wind tunnel[J]. *Wind Energy*, 2010, 5(2-3):151-169.
- [50] Mo J O, Choudhry A, Amanullah M, Lee Y H. Large eddy simulation of the wind turbine wake characteristics in the numerical wind tunnel model[J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 2013, 112(112):11-24.
- [51] 赵文超, 周胡, 万德成. 湍流模型对风力机叶片数值模拟的影响[C]// 全国水动力学学术会议. 2013.
- [52] 赵文超, 万德成. 海上浮式风力机叶片气动性能的数值模拟[J]. *水动力学研究与进展 A 辑*, 2014, 6: 005.
- [53] 周胡, 万德成. 不同叶片数的风力机绕流场的非定常流数值模拟[J]. *水动力学研究与进展 A 辑*, 2014, 29(4):444-453.
- [54] 程萍, 万德成. 基于重叠网格法数值分析塔架对风机气动性能的影响[J]. *水动力学研究与进展 A 辑*, 2017, 32(1):32-39.
- [55] 万德成, 程萍, 黄扬, 艾勇. 海上浮式风机气动力-水动力耦合分析研究进展[J]. *力学季刊*, 2017(3):385-407.
- [56] Thanh T T, Donghyun K. A CFD study into the influence of unsteady aerodynamic interference on wind turbine surge motion[J]. *Renewable Energy*, 2016, 90:204-228.
- [57] Choi N J, Nam S H, Jeong J H, Kim K C. CFD study on aerodynamic power output changes with inter-turbine spacing variation for a 6 MW offshore wind farm[J]. *Energies*, 2014, 7(11):7483-7498.
- [58] Choi N J, Nam S H, Jeong J H, Kim K C. Numerical study on the horizontal axis turbines arrangement in a wind farm: Effect of separation distance on the turbine aerodynamic power output[J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial*

- Aerodynamics, 2013, 117(117):11-17.
- [59] Vermeer L J, Sørensen J N, Crespo A. Wind turbine wake aerodynamics[J]. Progress in Aerospace Sciences, 2003, 39(6):467-510.
- [60] Tran T T, Kim D H. Fully coupled aero-hydrodynamic analysis of a semi-submersible FOWT using a dynamic fluid body interaction approach[J]. Renewable Energy, 2016, 92:244-261.
- [61] Tran T T, Kim D H. A CFD study of coupled aerodynamic-hydrodynamic loads on a semisubmersible floating offshore wind turbine[J]. Wind Energy, 2017.
- [62] 程萍, 黄扬, 万德成. 塔影影响下风机气动尾流场性能的计算分析[J], 水动力学研究与进展 A 辑, 2018, 33(5): 545-551.
- [63] Rajagopalan R, Klimas P, Rickerl T. Aerodynamic interference of vertical axis wind turbines[J]. Journal of Propulsion and Power, 1990, 6(5): 645-653.
- [64] Ammara I, Leclerc C, Masson C. A viscous three-dimensional differential/actuator-disk method for the aerodynamic analysis of wind farms[J]. Transactions-American Society of Mechanical Engineers Journal of Solar Energy Engineering, 2002, 124(4): 345-356.
- [65] Mikkelsen R. Actuator disc methods applied to wind turbines[D]. PhD dissertation, Department of Mechanical Engineering, DTU, Lyngby, 2003:45-56.
- [66] Ivanell S, Sørensen J N, Henningson D. Numerical computations of wind turbine wakes[M]//Wind Energy. Springer, Berlin, Heidelberg, 2007: 259-263.
- [67] Nilsson K. Numerical computations of wind turbine wakes and wake interaction. Diss. KTH Royal Institute of Technology, 2015.
- [68] 许昌, 韩星星, 王欣, 刘德有, 郑源, 张明明. 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.
- [69] 任会来, 张晓东, 康顺, 赵永锋. 基于非均匀致动盘的风力机尾流模拟分析[J]. 水电能源科学, 2017(2):193-195.
- [70] 朱翀, 王同光, 钟伟. 基于广义致动盘方法的串列风力机尾流干扰的研究[J]. 力学与实践, 2013, 35(5): 17-22, 90.
- [71] Sørensen J N, Shen W Z. Numerical modeling of wind turbine wakes[J]. Journal of fluids engineering, 2002, 124(2): 393-399.
- [72] Troldborg N, Larsen G C, Madsen H A. Numerical simulations of wake interaction between two wind turbines at various inflow conditions[J]. Wind Energy, 2011, 14(7):859-876.
- [73] Churchfield M J, Lee S, Moriarty P J, Martinez L, Leonardi S, Vijayakumar G, Brasseur J. A large-eddy simulation of wind-plant aerodynamics[J]. AIAA paper,

- 2012, 537: 2012.
- [74] Churchfield M J, Lee S, Michalakes J, Moriarty P J. A numerical study of the effects of atmospheric and wake turbulence on wind turbine dynamics[J]. *Journal of turbulence*, 2012 (13): N14.
- [75] 李鹏飞, 万德成, 刘建成. 基于致动线模型的风力机尾流场数值模拟[J]. *水动力学研究与进展 A 辑*, 2016, 31(2):127-134.
- [76] Shen W Z, Sørensen J N, Zhang J. Actuator surface model for wind turbine flow computations[C]//2007 European Wind Energy Conference and Exhibition. 2007.
- [77] Dobrev I, Massouh F, Rapin M. Actuator surface hybrid model[C]//*Journal of Physics: Conference Series*. IOP Publishing, 2007, 75(1): 012019.
- [78] 周洋, 许昌, 韩星星, 张明明, 陈星莺. 基于致动面模型的风力机尾流数值研究[J]. *工程热物理学报*, 2017, 38(3): 535-540.
- [79] 周瑞涛, 徐宇, 卞凤娇, 宋娟娟, 徐建中. 风力机三维改进致动面模型的数值研究[J]. *工程热物理学报*, 2016, 37(8): 1648-1656.
- [80] 卞凤娇. 基于三维改进致动面模型的风力机尾流特性研究[D]. 中国科学院研究生院(工程热物理研究所), 2015.
- [81] Troldborg N, Larsen G C, Madsen H A, Hansen K S, Sørensen J N, Mikkelsen R. Numerical simulations of wake interaction between two wind turbines at various inflow conditions[J]. *Wind Energy*, 2011, 14(7): 859-876.
- [82] Mikkelsen R, Sørensen J N, Øye S. Analysis of power enhancement for a row of wind turbines using the actuator line technique[J]. *Journal of Physics*, 2007, 75(1): 1-8.
- [83] 艾勇, 程萍, 万德成. 基于致动线模型两风机尾流场数值模拟[C]//第十四届全国水动力学学术会议暨第二十八届全国水动力学研讨会文集 (上册). 2017.
- [84] Gebraad P M O, Teeuwisse F W, Van Wingerden J W, Fleming P A, Ruben S D, Marden J R, Pao L Y. Wind plant power optimization through yaw control using a parametric model for wake effects—a CFD simulation study[J]. *Wind Energy*, 2016, 19(1): 95-114.
- [85] Gebraad P, Thomas J J, Ning A, Fleming P, Dykes K. Maximization of the annual energy production of wind power plants by optimization of layout and yaw - based wake control[J]. *Wind Energy*, 2017, 20(1): 97-107.
- [86] Howland M F, Bossuyt J, Martinez-Tossas L A. Wake structure of wind turbines in yaw under uniform inflow conditions[J]. *arXiv preprint arXiv:1603.06632*, 2016.
- [87] Andresen B. Wake behind a wind turbine operating in yaw[D]. Institutt for energi- og prosessteknikk, 2013.

- [88] Fleming P, Gebraad P, Lee S, Wingerden J W, Johnson K, Churchfield M, Michalakes J, Spalart P, Moriarty P. High-fidelity simulation comparison of wake mitigation control strategies for a two-turbine case[C]//International Conference on Aerodynamics of Offshore Wind Energy Systems and Wakes (ICOWES 2013), Lyngby, Denmark, June. 2013: 17-19.
- [89] 田琳琳, 赵宁, 钟伟. 风力机尾流相互干扰的数值模拟[J]. 太阳能学报, 2012, 33(8): 1315-1320.
- [90] Miao W, Li C, Yang J, Xie X. Numerical investigation of the yawed wake and its effects on the downstream wind turbine[J]. Journal of Renewable and Sustainable Energy, 2016, 8(3): 033303.
- [91] Lee J, Son E, Hwang B, Lee S. Blade pitch angle control for aerodynamic performance optimization of a wind farm[J]. Renewable Energy, 2013, 54(6):124-130.
- [92] Dahbi A, Nait-Said N, Nait-Said M S. A novel combined MPPT-pitch angle control for wide range variable speed wind turbine based on neural network[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2016, 41(22):9427-9442.
- [93] 李丽霞, 姚兴佳, 朱江生, 王晓东, 刘颖明. 考虑尾流效应的风电场有功功率控制策略研究[J]. 可再生能源, 2017, 35(5): 759-764.
- [94] Soleimanzadeh M, Wisniewski R, Brand A. State-space representation of the wind flow model in wind farms[J]. Wind Energy, 2014, 17(4):627-639.
- [95] Adaramola M S, Krogstad P Å. Experimental investigation of wake effects on wind turbine performance[J]. Renewable Energy, 2011, 36(8): 2078-2086.
- [96] Sudhamshu A R, Pandey M C, Sunil N, Satish N S, Mugundhan V, Velamati R K. Numerical study of effect of pitch angle on performance characteristics of a HAWT[J]. Engineering Science & Technology An International Journal, 2016, 19(1):632-641.
- [97] 曾利华, 张国. 基于多重参考模型的风电场风机尾流模拟[J]. 电力建设, 2015, 36(8):135-140.
- [98] Sørensen J N, Shen W Z. Computation of wind turbine wakes using combined Navier-Stokes/actuator-line Methodology[C]//1999 European Wind Conference and Exhibition. 1999: 156-159.
- [99] Sanderse B, Vander P, Koren B. Review of computational fluid dynamics for wind turbine wake aerodynamics[J]. Wind energy, 2011, 14(7): 799-819.
- [100] Drela M. XFOIL: An analysis and design system for low Reynolds number airfoils[M]//Low Reynolds number aerodynamics. Springer, Berlin, Heidelberg, 1989: 1-12.

- [101] Jonkman J, Butterfield S, Musial W, Scott G. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development[J]. National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO, Technical Report No. NREL/TP-500-38060, 2009.
- [102] Jeppsson J, Larsen P E, Larsson A. Technical description Lillgrund wind power plant[J]. Vattenfall Vindkraft AB2008, 2008.

致 谢

论文写到此处，不觉间下笔沉重，心头一震。漫漫求学路，将随着这篇论文的终章而即将结束。此刻回首往昔，不觉间求学之路已有十八载，在这条道路上，有恩师，有亲人，有益友，你们伴随着我成长，在这里，我将用最真诚的言语，表达我的感谢之情。

在研究生期间，我很荣幸加入了万德成教授的团队，在万老师的教导下，我取得了丰富的学业成果，本文也是在万老师的悉心指导之下完成的。万德成教授不仅是融通中外的学者，更是一位道德高尚，思想进步，学而不厌，诲人不倦的教育家。万老师不仅经常倾听我们的工作汇报，耐心解答我们的学术问题，细致入微。更是自我模范，以自己的生活体验指点学生，谆谆教导学生要有远大理想，要精通所学，认真做事，要有实事求是，刻苦实践得精神，努力鼓励学生，做一个公平正直，品格高尚和有益于社会的人，是深受学生尊敬的一位老师。除此之外，万老师注重实践，尽可能多的为我们提供施展才华的平台，给我们提供大量的国际国内学术交流的机会，并鼓励我们积极参加，大胆尝试。万老师在生活上，也对我们十分关心，给我们组织各种课余活动，让师生有增进交流的机会，丰富我们的课业生活。在此，十分感谢万老师的栽培，道一声，老师您辛苦了！

感谢我们的风机小组织，程萍师姐，艾勇师兄，黄扬，宁旭师弟以及魏德志师弟，我们风机小组互相帮助，共同进步，硕果累累，友谊长存。当然还要感谢一起进入实验室的 16 级大家庭和 A402 一起并肩作战的小伙伴们，非常幸运能够和你们在一起学习和工作，两年半的时光里，我们一起奋斗，一起挑灯夜战，一起欢快的游玩，这之中有太多美好的回忆，都将成为我宝贵的人生经历。在这毕业之际，我衷心的祝福我的小伙伴们，祝你们学业有成！

此外，感谢实验室的王建华、赵伟文、缪爱琴、陈翔、庄园、刘正浩等对于我工作的帮助，同时感谢实验室的幕后工作者，默默奉献的朱政老师。

最后，我要感恩我的父母，谢谢你们对于我求学之路的全力支持，谢谢你们竭尽全力的培养我，教育我。在此，道一声，你们辛苦了！

攻读硕士期间已发表或录用的论文

- [1] 段鑫泽, 程萍, 万德成. 带偏航角串列式两风机复杂尾流场的数值模拟[J]. 海洋工程. 2018 年 12 月. (已录用)
- [2] **Xinze Duan**, Ping Cheng, Decheng Wan, Changhong Hu. Numerical Simulations of Wake Flows of Wind Farm with Fourteen Wind Turbines. the Twenty-eighth (2018) International Ocean and Polar Engineering Conference Sapporo, Japan, June 10-15, 2018, pp.519-526. (EI 收录, 已发表)
- [3] **Xinze Duan**, Ping Cheng, Decheng Wan. Numerical Validation of Wake Interaction between Two Offset Model Wind Turbines Based on Actuator Line Model. The 13th OpenFOAM Workshop (OFW13), June 24-29, 2018, Shanghai, China, pp.60-63. (已发表)
- [4] 段鑫泽, 程萍, 万德成. 致动线模型模拟错列式双风机尾流干扰的数值验证. 第二十九届全国水动力学研讨会论文集, 2018 年 8 月 24-27 日, 江苏镇江, pp.695-710. (已发表)
- [5] 段鑫泽, 艾勇, 万德成. 平台纵荡运动对浮式风机非稳态气动性影响的数值分析. 第十八届中国海洋(岸)工程学术讨论会论文集, 2017 年 9 月 22-25 日, 浙江舟山, PP.666-673. (已发表)
- [6] **Xinze Duan**, Yong Ai, Decheng Wan. Numerical study of aerodynamic for three wind turbines with two different layouts. The Third International Conference for Innovation and Cooperation of Naval Architecture and Marine Engineering Marine Renewable Energy sub Forum (ICNAME 2017-MRE), 7-9 September 2017, Qingdao China, PP.71-78. (已发表)

上海交通大学

学位论文原创性声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文《基于致动线模型的多风机尾流干扰分析》，是本人在导师的指导下，独立进行研究工作所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本论文不包含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的作品成果。对本文的研究做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本人完全意识到本声明的法律结果由本人承担。

学位论文作者签名：段毅洋

日期：2019年1月10日

上海交通大学

学位论文版权使用授权书

本学位论文作者完全了解学校有关保留、使用学位论文的规定，同意学校保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和电子版，允许论文被查阅和借阅。本人授权上海交通大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编本学位论文。

保密☐，在___年解密后适用本授权书。

本学位论文属于

不保密☒。

（请在以上方框内打“√”）

学位论文作者签名：段磊译
日期：2019年1月10日

指导教师签名：
日期：2019年1月10日