

申请上海交通大学博士学位论文

浮式风机气动-水动耦合复杂流场数值模拟

学 校： 上海交通大学
院 系： 船舶海洋与建筑工程学院
班 级： A1401092
学 号： 0140109045
专 业： 船舶与海洋工程
博 士 生： 程 萍
导 师： 万德成 教授

上海交通大学

2019 年 3 月

**A Dissertation Submitted to Shanghai Jiao Tong University for the
Degree of Philosophy Doctor**

**NUMERICAL SIMULATION OF COMPLEX FLOWS
AROUND FLOATING OFFSHORE WIND TURBINE IN
WINDS AND WAVES**

Author: Ping Cheng

Advisor: Prof. Decheng Wan

Specialty: Naval Architecture and Ocean Engineering

Shanghai Jiao Tong University

Shanghai, P.R.China

March, 2019

摘要

本论文主要研究浮式风机系统在风-浪联合作用的复杂流场中的气动-水动-锚泊耦合特性。在浮式风机系统的设计和研究过程中存在诸多重点和难点问题：(i) 风机气动载荷的准确预报。在浮式风机气动载荷的预报中，不仅要考虑风剪切效应与塔影效应带来的风机气动载荷的不稳定性，还要考虑浮式支撑平台的运动对风机气动性能的影响；(ii) 浮式支撑平台水动力响应的准确模拟。浮式支撑平台的水动力响应不仅要考虑波浪载荷的作用，还要考虑系泊系统与平台之间的耦合效应，以及风机的气动载荷对浮式支撑平台的六自由度响应运动的影响；(iii) 多级物体运动的处理。浮式支撑平台上有六自由度运动，在此基础上，风机还存在绕自身转轴的旋转运动，多级运动之间存在复杂的相互耦合关系；(iv) 浮式风机系统在风-浪联合作用的复杂流场中的气动-水动耦合动力特性预报。浮式风机系统所受环境载荷十分复杂，且不同结构系统之间存在复杂的耦合关系。因此，对浮式风机系统风机-平台-锚链耦合动力特性的预报十分具有挑战性，本文将针对以上难题进行分析解决。

本论文致力于研究浮式风机在风-浪联合作用的复杂流场中的气动-水动-锚泊耦合性能，基于开源 CFD 平台 OpenFOAM，在结合了重叠网格技术的船舶与海洋工程水动力求解器 naoe-FOAM-SJTU 的基础上，进一步拓展了求解器的数值造波模块，加入了风-浪场整体数值模拟功能，能够解决浮式风机气动-水动耦合作用问题，实现了两者同时作用时复杂流场的数值模拟，开展了针对 Spar 型和半潜式浮式风机系统的一系列数值模拟和研究工作。

首先，基于开源平台 OpenFOAM，结合重叠网格技术，对 NREL-5MW 大型风机的气动性能进行了详细的数值模拟和分析：首先，对仅包含叶片、轮毂、机舱结构的风机转子在均匀风条件下进行气动力数值模拟，并与其他求解器得到的数值结果进行对比分析，验证求解器在风机气动载荷数值预报上的可靠性和准确性；其次，对于风机在高风速下的气动性能进行数值模拟，分析在极端风况在下风机的气动性能；再次，将风机的塔架结构加入到数值模拟中，研究塔影效应对风机气动性能的影响，并通过改变塔架与风机旋转平面之间的距离，分析塔架与风机间距对塔影效应的影响；此外，对不同风速廓线分布的剪切风作用下的非稳态气动载荷进行数值预报，研究了风剪切效应对风机气动载荷的影响；最后，对于给定风机周期性纵荡

或纵摇运动时产生的非稳态的气动性能进行了数值模拟和分析，初步了解了浮式风机系统中浮式支撑平台运动对风机气动性能的影响作用。

其次，利用完善后的 naoe-FOAM-SJTU 求解器分别对 Spar 型浮式风机和半潜式浮式风机在风-浪场中的气动-水动-系泊耦合效应进行了复杂流场数值模拟。首先，通过对规则波的数值模拟，并将波面监测数据与理论值进行对比，完成了对 naoe-FOAM-SJTU 求解器的数值造波模块的数值验证；其次，分别对两个浮式支撑平台在静水中的自由衰减和规则波下的运动响应进行数值模拟，通过与试验结果及其他研究中的数值结果的对比分析，验证了 naoe-FOAM-SJTU 求解器在模拟浮式支撑平台的水动力性能上的可靠性和准确性。通过对两个浮式风机在不同风-浪工况作用下的耦合数值模拟，分析了耦合作用下浮式风机系统的动力响应特性；分别将两种浮式风机结构在耦合作用下的风机气动力载荷特性与平台响应运动特性进行对比分析，分析浮式风机系统中的风机气动力载荷与浮式支撑平台的水动力响应之间的相互耦合关系，为浮式风机的研究设计提供参考建议。

最后，为了进一步研究浮式支撑平台的水动力运动与风机气动载荷之间的相互耦合关系，还对两者进行了解耦分析。一方面，根据前面对风机气动载荷的预报结果，将浮式风机系统中的风机部分简化为作用在浮式支撑平台上的外载荷，初步研究风机的气动载荷对浮式支撑平台的水动力响应的影响。另一方面依据浮式支撑平台水动力运动响应特性，将浮式支撑平台简化为施加在风机基座上的给定运动，研究平台水动力响应运动对浮式风机气动力性能的影响。从而解释了 Spar 型和半潜式两种浮式风机系统的气动载荷及功率输出上的差异。

关键词：浮式风机；气动-水动-锚泊耦合模拟；OpenFOAM；重叠网格技术；naoe-FOAM-SJTU 求解器

Abstract

The present thesis deals with the dynamic response prediction of the floating offshore wind turbines (FOWT) due to the coupled aero-hydro-mooring effects under combined wind and wave conditions. Several essential problems show great challenges in the dynamic response analysis: (i) accurate aerodynamic loads prediction of unsteady wind turbine. In aerodynamic simulations, the interaction effects from the dynamic motions of floating platforms should also be taken into account in addition to tower shadow and shear wind effects. (ii) precise simulations of hydrodynamic responses of its supporting platform. Several important issues should be included such as the wave loads, mooring forces, as well as the extra forces from the rotating wind turbine (iii) multi-level motions of floating platform and turbine blades. The coupled effects makes the dynamic response prediction of the FOWT more complex to be dealt with due to the dynamic responses of the supporting platform and the rotational motion of the wind turbine around its axis (iv) coupled aero-hydro-mooring simulations of an FOWT in complicated wind-wave conditions. A coupling aero-hydro-mooring simulation of a whole FOWT system is a great challenge when considering the sophisticated environmental loads and the complex interaction between the turbine aerodynamics and the platform hydrodynamics. It can be seen that the coupled effects due to the complex environmental loads and the interaction between the wind turbine and supporting platforms motions makes the dynamic response analysis of the FOWT more difficult, which is also essential problem to be solved in the present work.

This thesis focuses on studying the coupled aero-hydro-mooring effects on an FOWT under combined wind and wave conditions. This was carried out by using the extended in-house code naoe-FOAM-SJTU which was developed based on the open source CFD platform OpenFOAM and overset grid technique. The wave generation module was integrated to the full-domain simulation of the whole wave-wind field. These improvements are aimed to simulate the complex flows around floating offshore wind turbine in winds and waves for further dynamic analysis of FOWTs.

Accurate prediction of the aerodynamic performance of an FOWT is a key point. A series of aerodynamic studies on a NREL-5MW baseline wind turbine were carried out based on OpenFOAM with the help of the overset grid technique. The aerodynamic simulations of a NREL-5MW wind turbine consisting of three turbine blades, a hub and a nacelle, were conducted under uniform wind conditions. The corresponding results of aerodynamic loads were compared with that obtained from other numerical tools to validate the present code of modelling wind turbine aerodynamics. The aerodynamic response analyses of the wind turbine were carried out under high wind speed conditions to study its performance under extreme wind conditions. The tower shadow effects were further studied by performing unsteady aerodynamic simulations of a coupled wind turbine and tower structure with various distances. Then, the shear wind effects are investigated by conducting unsteady aerodynamic simulations of the NREL-5MW wind turbine under various shear wind conditions with different distribution types. Lastly, further validation was carried out with respect to the dynamic response of the supporting platform effects on the aerodynamic performance of a wind turbine by setting an additional periodical sinusoidal surge or pitch motions on the wind turbine.

Numerical analyses were conducted in the extended solver by simulating complex flows around the FOWT with a Spar type floating platform as well as a semi-submersible floating platform under combined winds and waves conditions. First of all, the wave generation module of naoe-FOAM-SJTU solver was validated by generating regular waves in a numerical wave tank and comparing numerical results with analytical solutions. Furthermore, this was validated by the free decay tests of the DeepCWind platform in calm water as well as hydrodynamic motion responses in regular waves. Based on the aerodynamic studies of the NREL-5MW wind turbine, the impacts of the wind turbine were simplified as equivalent loads, which were then applied to the floating platform in order to preliminarily analyze the influence of turbine aerodynamics on the hydrodynamic performance of its supporting platform. The dynamic performance of the coupled FOWT system was studied by analyzing the numerical results under different wind-wave conditions. The coupling effect between the aerodynamics of the wind turbine and the hydrodynamics of the floating support platform was investigated. This was achieved by comparing the aerodynamic loads on the turbine blades and the 6DOF motions of the

floating support platform in both coupling and non-coupling simulations. This is aimed to provide guidance for future studies and designs on FOWTs.

Decoupling analyses between the hydrodynamic responses of floating platform and the aerodynamic loads on turbine blades were further carried out for investigating the coupling effects between them. Firstly, the rotating turbine blades effects were simplified as equivalent loads on the supporting platform. The simplification was made based on previous aerodynamic numerical results of turbine blades. This is aimed to fully understand the aerodynamic effects of turbine blades on the platform motions. Secondly, the floating platform effects were simplified as the prescribed displacements which were further applied in the aerodynamic simulations according to the hydrodynamic responses. This is aimed to study the platform motion effects on the aerodynamic performances of turbine blades. Therefore, the differences were investigated with respect to the aerodynamic loads between the Spar and semi-submersible platforms.

Key words: Floating offshore wind turbine (FOWT); coupled aero-hydro-mooring simulation; OpenFOAM; overset grid technique; naoe-FOAM-SJTU solver

目 录

摘 要.....	I
Abstract	III
目 录.....	VII
插图索引	XI
表格索引	XV
第一章 绪论.....	1
1.1 研究背景和意义.....	1
1.1.1 海上风电开发的优势.....	1
1.1.2 海上风电开发现状.....	2
1.1.3 海上浮式风机设计面临的关键挑战.....	5
1.2 海上浮式风机发展的关键技术与研究现状.....	9
1.2.1 浮式风机系统气动-水动-锚泊耦合特性分析及国内外研究现状.....	9
1.2.2 浮式风机模型试验研究及国内外研究现状.....	13
1.2.3 风机气动力性能分析方法及国内外现状.....	18
1.2.4 浮式风机支撑平台水动力性能研究方法及研究现状.....	23
1.2.5 基于 CFD 数值模拟对浮式风机耦合性能分析及国内外研究现状.....	28
1.2.6 风机叶片气动弹性问题研究及国内外研究进展.....	29
1.3 本论文的主要研究工作.....	30
1.4 本论文主要创新点.....	31
第二章 基本数值方法与求解器拓展.....	33
2.1 浮式风机气动-水动全流程数值模拟的整体思路和基本流程.....	33
2.2 基本理论.....	34
2.2.1 控制方程.....	35
2.2.2 两相流求解及自由面捕捉.....	35

2.2.3 平台六自由度运动求解	37
2.2.4 系泊系统模拟	39
2.2.5 风机气动载荷的预报	41
2.3 重叠网格技术	42
2.3.1 多级物体运动处理	42
2.3.2 插值关系的建立	43
2.4 浮式风机耦合求解器	45
2.4.1 naoe-FOAM-os-SJTU 求解器整体框架	45
2.4.2 六自由度运动模块	46
2.4.3 系泊系统模块	46
2.4.4 数值造波与消波模块	47
2.5 数值风-浪场的实现	48
2.5.1 数值波浪模型	48
2.5.2 风速模型的建立	49
2.5.3 数值造波模块拓展	50
2.6 数值求解流程	51
2.7 本章小结	52
第三章 风机气动力性能计算	55
3.1 NREL-5MW 大型风机的气动力性能数值模拟分析	55
3.1.1 NREL-5MW 风机模型	55
3.1.2 计算设定	56
3.1.3 风机气动力性能分析	58
3.1.4 风机在高风速下运作时的气动力性能分析	62
3.2 塔影效应对风机气动性能的影响	67
3.2.1 模型建立	67
3.2.2 计算设定	68
3.2.3 塔影效应影响下风机气动力性能分析	69
3.3 风剪切效应对风机气动性能的影响	76

3.3.1 计算设定	76
3.3.2 结果分析	76
3.4 浮式支撑平台运动对风机气动性能的影响	85
3.4.2 给定纵摇运动下风机气动性能	85
3.4.3 纵摇运动与纵荡运动共同影响下风机气动性能	89
3.5 本章小结	93
第四章 Spar 型浮式风机气动-水动耦合复杂流场数值模拟	95
4.1 Spar 型浮式风机系统	95
4.1.1 Spar 型浮式支撑平台 Hywind	95
4.1.2 浮式支撑平台系泊系统布置	97
4.1.3 网格划分与计算域布置	97
4.2 Spar 型浮式支撑平台水动力性能数值分析	99
4.2.1 Spar 平台的自由衰减运动特性	99
4.2.2 Spar 平台在规则波中的水动力响应	101
4.3 OC3 浮式风机气动-水动耦合性能分析	104
4.3.1 计算设定	104
4.3.2 风机气动载荷分析	105
4.3.3 平台水动力学响应	106
4.4 Spar 型支撑平台水动力性能与风机气动性能的耦合关系分析	107
4.4.1 风机气动载荷对支撑平台水动力性能的影响	108
4.4.2 平台水动力响应对风机气动性能的影响	110
4.5 本章小结	119
第五章 半潜式浮式风机气动-水动耦合复杂流场数值模拟	121
5.1 半潜式浮式风机系统	121
5.1.1 DeepCwind 半潜式平台	121
5.1.2 系泊系统布置	123
5.1.3 网格划分与计算域设定	125
5.2 半潜平台水动力性能数值模拟	127

5.2.1 半潜平台自由衰减运动验证 127

5.2.2 半潜平台在规则波下的水动力响应 129

5.3 半潜式浮式风机气动-水动耦合性能分析 135

5.3.1 计算设定 135

5.3.2 风机气动载荷分析 135

5.3.3 平台水动力响应 137

5.3.4 流场信息 139

5.4 半潜式支撑平台水动力性能与浮式风机的气动力性能耦合效应分析 148

5.4.1 风机气动载荷对平台水动力响应的影响 148

5.4.2 平台水动力响应对风机气动性能的影响 153

5.5 本章小结 154

第六章 总结与展望 157

6.1 论文总结 157

6.2 研究展望 159

参考文献 161

致 谢 175

攻读博士学位期间发表的学术论文 177

插图索引

图 1-1 全球海上风电装机容量统计图	3
图 1-2 典型海上浮式风电机	4
图 1-3 浮式风机气动-水动-系泊系统耦合示意图	6
图 1-4 支撑浮体对风机气动载荷性能影响示意图	6
图 1-5 典型模型试验示意图	17
图 2-1 海上浮式风机面临的复杂环境载荷及运动响应	34
图 2-2 浮式风机气动-水动耦合复杂流场数值模拟基本流程	34
图 2-3 坐标系系统	38
图 2-4 链锁元受力分析示意图	40
图 2-5 重叠网格示意图	44
图 2-6 naoe-FOAM-SJTU 求解器基本框架	46
图 2-7 naoe-FOAM-SJTU 求解器中系泊系统模块结构	47
图 2-8 数值造波模块基本框架	47
图 2-9 数值造波边界与海绵层消波区示意图	49
图 3-1 NREL-5MW 基准风机	55
图 3-2 NREL-5MW 风机模型及网格结构	57
图 3-3 风机随体网格布局	57
图 3-4 风机气动推力和扭矩	59
图 3-5 叶片截面的压力系数分布	60
图 3-6 叶片表面极限流线示意图	61
图 3-7 风速高于额定风速工况下风机气动推力和扭矩	63
图 3-8 风速 $U=15\text{m/s}$ 时叶片截面压力分布	64
图 3-9 风速 $U=20\text{m/s}$ 时叶片截面压力分布	65
图 3-10 风速 $U=25\text{m/s}$ 时叶片截面压力分布	66
图 3-11 叶片表面极限流线(风速 $U=25\text{m/s}$)	67
图 3-12 计算域布置与网格结构	68

图 3-13 风机气动推力时历变化曲线	70
图 3-14 塔架所受气动推力时历变化曲线	71
图 3-15 叶片处于塔架上游时叶片与塔架周围流场压力分布云图	74
图 3-16 未受叶片干扰时塔架周围流场压力分布云图	71
图 3-17 不同叶片截面在不同时刻压力分布云图	73
图 3-18 不含塔架风机尾涡结构图	75
图 3-19 塔影效应影响下风机的尾涡结构	75
图 3-20 风剪切模型	76
图 3-21 不同剪切风作用下风机气动载荷历时曲线	77
图 3-22 剪切风下叶片转至剪切流层时流场速度分布	78
图 3-23 流场纵剖面速度分布	80
图 3-24 风机尾涡结构	81
图 3-25 均匀入流下风机前后横截面速度分布	82
图 3-26 20m 剪切风下风机前后横截面速度分布	83
图 3-27 60m 剪切风下风机前后流场截面速度分布	84
图 3-28 纵摇运动示意图	85
图 3-29 等效平台纵摇运动示意图	86
图 3-30 风机表面与流场相对速度分布	87
图 3-31 给定纵摇运动下风机气动载荷历时曲线	87
图 3-32 一个纵摇周期内不同时刻风机尾流场速度分布及尾涡结构	88
图 3-33 等效平台纵摇/纵荡运动示意图	89
图 3-34 风机气动推力历时曲线	90
图 3-35 风机气动扭矩历时曲线	90
图 3-36 给定纵荡运动时风机尾流场涡量分布及尾涡结构	91
图 3-37 给定纵摇-纵荡耦合运动时风机尾流场涡量分布及尾涡结构	92
图 4-1 OC3 Spar 型浮式风机	95
图 4-2 Hywind 平台结构示意图	96
图 4-3 系泊系统布置图	97
图 4-4 网格结构与计算域设置	99
图 4-5 平台纵荡自由衰减运动曲线	100
图 4-6 规则波浪数值结果与理论值对比	102

图 4-7 Hywind 平台在规则波下的运动曲线	103
图 4-8 Hywind 平台在规则波下的升沉运动曲线	103
图 4-9 Hywind 平台在规则波下的纵摇运动曲线	104
图 4-10 浮式风机气动载荷时历曲线	105
图 4-11 平台的水动力响应	106
图 4-12 气动载荷作用下平台水动力响应历时曲线	109
图 4-13 平台锚泊线载荷历时曲线	110
图 4-14 单位纵摇/纵荡运动下风机气动载荷历时曲线	111
图 4-15 平台纵摇运动与纵荡运动耦合作用下风机气动载荷时历变化曲线	112
图 4-16 纵摇运动与纵荡运动耦合效果	113
图 4-17 纵摇运动影响下叶片附近流场速度分布	114
图 4-18 纵荡运动影响下叶片附近流场速度分布	115
图 4-19 纵摇与纵荡耦合运动影响下叶片附近流场速度分布	116
图 4-20 平台运动影响下叶片附近流场压力分布	117
图 5-1 OC4 半潜式浮式风机	121
图 5-2 半潜平台结构示意图	122
图 5-3 半潜式支撑平台 DeepCwind 的俯视图与侧视图	122
图 5-4 系泊系统布置图	124
图 5-5 网格结构与计算域设置	126
图 5-6 计算域布局	126
图 5-7 浮式支撑平台 DeepCwind 的自由衰减运动时历曲线对比图	128
图 5-8 半潜平台 DeepCwind 在规则波中的运动 RAO	131
图 5-9 平台在规则波浪下的运动响应历时曲线	132
图 5-10 平台在规则波浪下的水动力载荷	133
图 5-11 系泊载荷	134
图 5-12 风机气动载荷	136
图 5-13 平台的水动力响应	138
图 5-14 浮式风机运动响应	140
图 5-15 浮式风机尾流场速度分量 U_x 分布图	141
图 5-16 浮式风机尾流场速度分量 U_y 分布图	142
图 5-17 浮式风机尾流场速度分量 U_z 分布图	143

图 5-18 浮式风机尾流场速度分量 U_x 分布图	144
图 5-19 浮式风机尾流场速度分量 U_y 分布图	145
图 5-20 浮式风机尾流场速度分量 U_z 分布图	146
图 5-21 风机叶片截面流速分布及流线结构示意图	147
图 5-22 水动力载荷历时曲线（施加风速为 5m/s 的等效风机载荷）	149
图 5-23 平台水动力响应历时曲线（施加风速为 5m/s 的等效风机载荷）	150
图 5-24 平台水动力载荷历时曲线（施加风速为 8m/s 的等效风机载荷）	151
图 5-25 平台水动力响应历时曲线（施加风速为 8m/s 的等效风机载荷）	152
图 5-26 纵荡与纵摇运动耦合作用下的风机气动载荷历时曲线	153

表格索引

表 1-1 浮式风机系统耦合分析软件列表..... 12

表 1-2 海上浮式风机模型试验统计表..... 16

表 3-1 NREL-5MW 基准风机主要参数..... 56

表 3-2 计算工况设置..... 58

表 3-3 平台等效纵摇运动..... 86

表 3-4 等效平台纵摇/纵荡运动..... 89

表 4-1 Spar 型支撑平台 Hywind 基本几何特征列表..... 96

表 4-2 Hywind 系泊系统参数列表..... 97

表 4-3 平台自由衰减运动初始位移设置..... 100

表 4-4 平台自由衰减周期列表..... 100

表 4-5 规则波基本参数..... 101

表 5-1 半潜式支撑平台基本几何特征列表..... 123

表 5-2 半潜平台结构属性..... 122

表 5-3 系泊系统参数列表..... 124

表 5-4 平台自由衰减运动初始位移设置..... 127

表 5-5 平台固有周期对比..... 129

表 5-6 浮式风机耦合数值模拟计算工况..... 135

表 5-7 不同风速下对应的气动载荷..... 148

第一章 绪论

1.1 研究背景和意义

能源危机与环境问题是现代社会发展过程中始终面临且必须解决的两大难题。风能作为最具发展潜力和应用前景的清洁、可再生的新能源，近年来引起了全球的广泛关注，也逐渐成为能源领域的重要组成部分。在过去的几十年间，海洋工程领域也得到了充分的发展。结合传统陆上风机和海洋浮式平台，提出了海上浮式风机的概念，并在近年来得到迅猛发展。

1.1.1 海上风电开发的优势

能源是现代社会赖以生存和发展的基础，环境是人类生存的基本条件。人们享受科技的发展与进步带来的巨大便利的同时，也要面对日益严峻的能源危机与环境问题。开发新的清洁能源来代替传统化石能源，不仅可以缓解能源短缺问题，还可以有效地降低环境污染。近年来，各国积极研究新能源技术，尤其是太阳能、风能、生物能等可再生能源。各国政府更是全力支持新能源的开发工作，并针对可再生新能源的分布分散、生产不连续、能量波动性等特点提出了“能源互联网”的概念（刘振亚，2015；董朝阳，2014），以推动清洁能源的开发和利用。风能作为清洁、可再生新能源的杰出代表受到了越来越广泛的关注，逐渐成为能源开发领域的研究热点。风能具有储量大、分布广、无污染等特点。风能蕴量巨大，据统计，全球的风能约为 $2.74 \times 10^9 \text{ MW}$ ，其中可利用的风能为 $2 \times 10^7 \text{ MW}$ ，比地球上可开发利用的水能总量要大 10 倍（Zhang, 2010）。利用风力发电逐渐成为新能源开发的重点研究对象，其核心问题是安全高效的风机发电技术以及配套的风机设计。

相比于陆上风电场，海上风电场存在着显著的优势：(1) 海上的平均风速较大且较稳定，同时其湍流强度和风剪切变化率更小，可实现平稳的发电功率，降低机组承受的疲劳负荷，有利于风力机使用寿命的延长；(2) 海上风电场不受陆地空间限制，对噪声和视觉污染要求较低，因此海上风机可以选用更大尺寸的叶片，从而实现更高的单机容量，也有利于海上风电场成本的降低和效益的提高；(3) 海上风电场可以更好地利用海上空间资源，降低对陆地上居民的干扰，避免与其他工业活动抢占陆

地空间资源；(4) 海上风电场距离用电需求更高的沿海城市更近，可以有效减少长途输电带来的电力损耗与投资成本；(5) 海上风电远离居民区，可以降低其运行要求，不必担心运行过程中产生的电磁波、噪声对居民的影响，因此可以实现高速运转，提高发电效率；(6) 海洋工程领域技术相对成熟，可以大大促进海上风电装置的发展应用。这些明显的优势使得海上风电场在近年来受到广泛的关注和发展。

1.1.2 海上风电开发现状

得益于海上风电的独特优势，世界各国对海上风力发电都开展了大量的开发工作，尤其对于海岸线较长的沿海国家。图 1-1 所示为全球海上风电装机统计情况（北极星电力发电网，2017）。截止至 2015 年底，全世界海上风机的装机容量已达 12.2GW，而至 2016 年，全世界海上风机的装机容量已达 14.4GW，2016 年全年新增 2.2GW。可以明显看出海上浮式风机呈现出一个快速迅猛的发展态势。英国、德国、中国、丹麦、荷兰等国家目前处于海上风力发电技术领域的前列。其中，德国计划 2030 年装机将达 23GW，2025 至 2030 年风力发电量的总和将占该国电力需求总量的 25%，而海上风力发电量将占电力需求总量的 15%。据美国国家可再生能源实验室（NREL, National Renewable Energy Laboratory）估计，夏威夷周边 1000 米水深以内的海域范围具有 28GW 的风能资源尚待开发。夏威夷计划在 2045 年实现 100%的可再生能源供电，其中浮式风机将占据较大比例。同时，NREL 认为欧洲 80%以上的潜在海上风电资源位于水深大于 60 米的“深水区域”，可利用浮式风机开发的风资源达 4000GW，而美国和日本各有 2450GW 和 500GW 的浮式风电可开发资源。单从资源开发的角度来看，未来浮式风机的前景是光明的。

在过去的十几年中，海上浮式风机实现了从概念设计到工程应用的飞跃。2008 年，荷兰的 Blue H 将第一台海上浮式风机的测试样机安装在了意大利海岸（EWEA, 2013），该样机的风机设计功率仅为 80kw，浮式支撑平台为张力腿式平台（TLP）。紧接着在 2009 年，全球第一台全尺度的工程浮式风机 Hywind Demo（Statoil, 2009）安装在靠近挪威海岸的海域，该浮式风机的设计额定功率为 2.3MW，浮式支撑平台的类型选择了 Spar 型平台。该浮式风机至 2017 年项目结束持续运行了 8 年时间，累计发电量达到 40Gwh。这是全球第一个安装运行的实尺度的浮式风机，它的成功大大提高了全球对于海上风能开发的热情和信心，促进了海上浮式风机的进一步发展。例如，额定发电功率为 2MW 的 WindFloat（Principle Power, 2011）浮式风电机于

2011 年安装在了靠近葡萄牙海岸的海域，该浮式风机选取的浮式支撑平台为三立柱式的半潜式浮式平台结构。美国缅因大学设计了设计半潜式平台支撑的发电功率高达 12MW（University of Maine, 2017）的大型浮式风机 VoltturnUS，于 2013 年制造了缩尺比为 1:8 的缩尺模型，基于该缩尺模型收集到的各项测试数据，对于 12MW 实尺度的大型浮式风机将要进入进一步优化设计和制造阶段。2017 年，全球首个由多台浮式风机分布组成的浮式风电场在水深达 100m 的苏格兰彼得黑德海岸北海海域（BBC，2017），该风电场由 5 台设计功率为 6MW 的大型浮式风机组成。

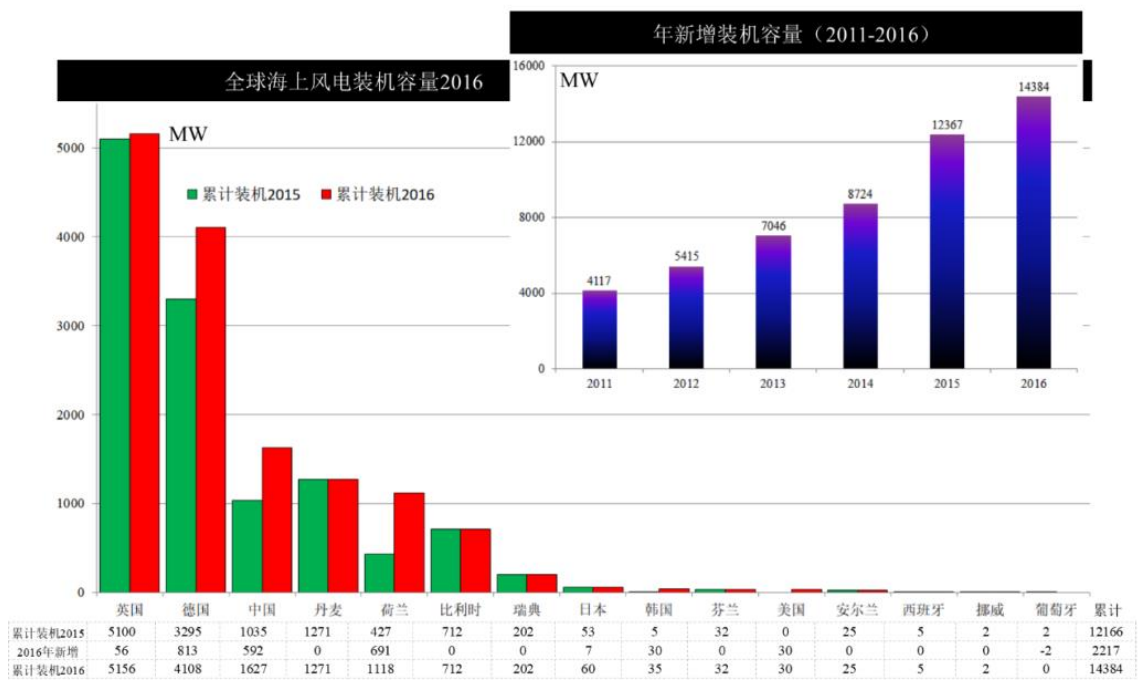


图 1-1 全球海上风电装机容量统计图（北极星风力发电网，2017）

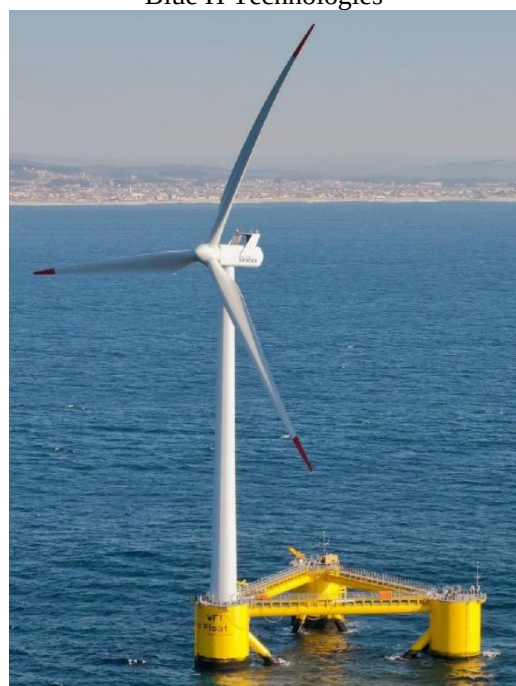
Figure 1-1 Installed capacity of global offshore wind energy



Blue H Technologies



Hywind Demo



WindFloat



Vulturus

图 1-2 典型海上浮式风电机（图片来源：Wikipedia）

Figure 1-2 Typical designs of floating offshore wind turbines (source: Wikipedia)

我国风力发电技术从 20 世纪 80 年代开始发展，初期大多是独立运行的户用百瓦级风电机组。近年来，随着环保意识的增强以及对新能源技术需求的扩大，我国

引入和开发了大型并网型风力发电机组，在风资源丰富地区布置多台风电机组构成的风电场，为并入地区电网供电。而随着海上风电发展浪潮的推进，中国也加入到海上风电开大的行列中来。2007 年我国的首座海上风电场于上海建成——东海大桥海上风电场（林毅峰，2007）。我国海上风电虽然起步较晚，但是发展迅速，2016 年实现新增装机 59 万千瓦，2017 年更是完成新增装机 116 万千瓦，累计装机已达 279 万千瓦，目前居于全球第三。为了继续提高我国海洋能开发利用能力，国家海洋局在《海洋可再生能源发展“十三五”规划》中要求，到 2020 年形成一批高效、稳定、可靠的技术装备产品，拓展海洋能应用领域，扩大各类海洋能装置生产规模，促进我国海洋能开发利用水平步入国际先进行列。海上风电产业的发展才刚刚起步，未来还有很长的路要走（刘琦，2007）。

1.1.3 海上浮式风机设计面临的关键挑战

随着海上风能开发逐渐向深海进发，在水深超过 60 米的深远海区域，传统的重力式、桩基式等固定式基座的经济成本显著提高（张亮，2012），因此海上浮式风电机的概念被提出（Heronemus，1972），并逐渐成为深海风能开发利用的主力。海上浮式风机对于解决深海风能开发问题提供了支持，对于水深较大的海域都有着巨大的吸引力（Butterfield，2007）。目前正朝着风机更大、水域更深、成本更低、安全性更高、支撑结构更复杂的方向发展，大型深海浮式风机将成为未来海上风力发电技术的主体。虽然深海浮式风机具有比陆上风机和近海固定风机更广阔的发展与应用前景，但是相应地该类型风机的设计和研发也面临诸多挑战：

（1）系统结构与环境载荷更加复杂，耦合性效应更加显著

海上浮式风机是海上浮式平台和传统风机相结合的产物，因此需要同时承受风机叶片的气动载荷、支撑平台的水动载荷、系泊系统的系泊约束等作用，同时各部分之间还有明显的耦合效应（图 1-3）。这些环境载荷随机多变，将很大程度地影响浮式风机的正常工作（Robinson，2006）。比如：在风向偏离的情况下，风机叶片无法提供额定功率；在危险波浪海况下，支撑浮体可能发生结构破坏甚至造成平台倾覆。此外，上部旋转叶片受到的风载荷将通过塔架传递到支撑浮体，对浮体的六自由度运动产生很大影响。而下部支撑浮体产生的六自由度运动又将反应到上部旋转叶片上，从而影响叶片的气动性能，降低风机的工作效率，甚至会减小整个风机的使用寿命（图 1-4）。

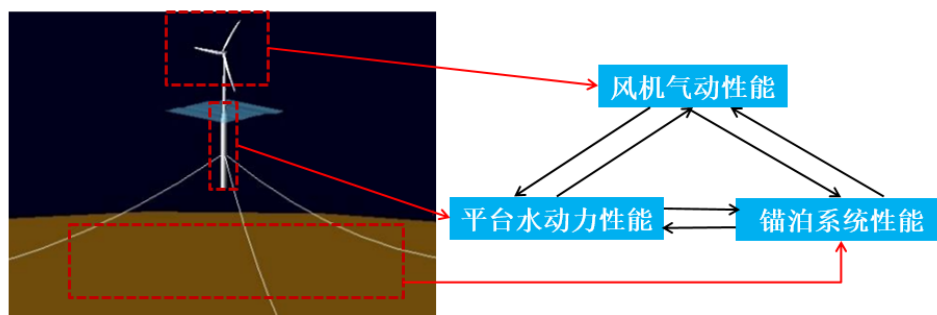


图 1-3 浮式风机气动-水动-系泊系统耦合示意图

Figure 1-3 Diagram of the coupling aero-hydro-mooring floating offshore wind turbine

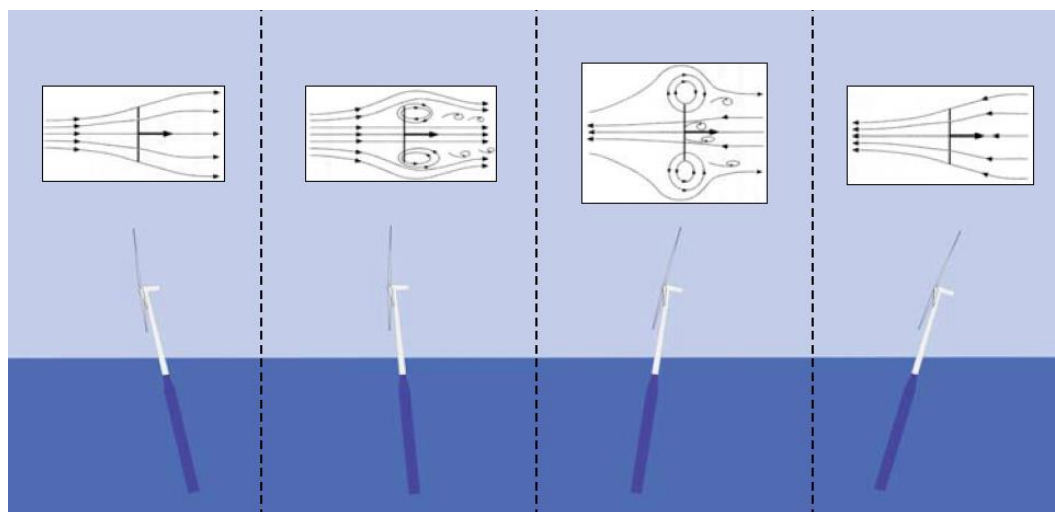


图 1-4 支撑浮体对风机气动载荷性能影响示意图 (Sebastian, 2011)

Figure 1-4 Hypothetical platform pitching motion and effect on surrounding flow field

浮式风机的气动-水动-锚泊耦合特性直接决定了浮式风机的工作效率、工作能力，并对实尺度风机的设计而言至关重要。一方面，海上浮式风机在风-浪-流的联合作用下会产生明显的六自由度运动，导致风机叶片周围的流场发生剧烈的变化，比如尾流扭曲、尾流变形、扩散等特殊现象，引起非稳态的气动性能，给风机带来复杂的气动载荷，严重的可能会导致风机叶片的疲劳破坏。另一方面，风机的气动性对浮式风机支撑浮体和系泊系统也会产生十分显著的反作用。浮式风机叶片气动载荷的影响会加剧支撑浮体的六自由度运动，使系泊系统的动力响应更加复杂，浮式风机的整体水动力性能随之发生显著变化。因此，浮式风机系统的工作原理十分复杂，

是叶片气动性能、支撑浮体水动性能与系泊系统动力响应等共同耦合作用的结果。只有全面透彻地综合分析浮式风机叶片非稳态气动性能、浮式风机支撑浮体的水动力性能以及系泊系统的动力响应三者之间的耦合作用，明确其中的机理机制，才能保证深海浮式风机系统安全、稳定、持续的发电工作。因此需要构建能够精确反应风-浪-流环境载荷相互作用的物理模型，全面综合地考虑风-浪-流共同作用下对风机整体性能的影响。

（2）模型试验要求严苛

模型试验在船舶与海洋工程领域是一种非常重要的研究手段。由于各种计算理论和方法的限制，即便在海洋油气行业的浮式结构物的开发过程中也广泛采用模型试验的方法，以预报和验证其运动性能。除了数值方法以外，模型试验也是对浮式风机整体性能进行研究的重要手段。模型试验法比数值模拟要更加直观，同时可以为数值分析提供参考。

水池模型试验是研究浮式风力机的重要手段，然而试验设计中也存在一定的难点，如相似准则的选取。一般海洋工程领域进行的水池模型试验，需要重点模拟重力和惯性力，所以需要优先考虑弗汝德数相似条件；但是叶片受到空气动力的作用，与粘性密切相关，应该满足雷诺数相似。实践证明，二者很难统一，在模型试验中，由于模型和原型雷诺数不同而造成二者力学性能的差异，称为“尺度效应”。当原型叶片和模型叶片局部雷诺数均大于临界雷诺数时，可以不考虑尺度效应的影响。但是，对于风力发电机来说，一般模型叶片的雷诺数远小于临界雷诺数。这也严重阻碍了模型试验在浮式风机系统整体耦合性能的研究上的应用和推广。

（3）叶片尺度的大型化对风机气动性能模拟的要求更高

海上风机作为海上能源的开发装置，风机叶片的发电效率和气动性能是其设计研究中的重点。为了提高浮式风机的气动性能，风机叶片的翼型沿叶展方向是不断变化的，这就大大增加了风机叶片的三维效应（李成良，2008），而传统方法（如叶素动量理论、致动线、致动盘等）大多基于二维翼型数据实现对风机气动性能的预报，不能准确地模拟风机叶片的三维气动效应。目前风机叶片设计中采用的翼型大多是比较成熟的翼型，为了进一步提高风机的气动性能，必然要设计更多新型的翼型。由于风电产业的商业化运转，叶片设计的核心技术被一些风电发达国家牢牢控制，进行自主研发逐步摆脱技术引进是我国风电产业发展的必经之路（李成良，2008）。然而传统方法多是基于成熟翼型的试验数据或经验参数，不能满足风机设计研发的需求。此外，对于浮式风机来讲，其风机叶片受到支撑平台六自由度运动的影响，

其气动性能更加复杂多变,传统方法无法体现流场沿一个叶片翼型的变化情况。因此对于风机叶片进行更加真实的复杂流场数值模拟,对于实现风机叶片气动性能更加准确的预报以及风机叶片的设计至关重要。

(4) 对浮式支撑平台的水动力性能的准确预报

浮式风机的支撑平台是根据海上石油平台的概念而设计的,虽然海上平台的发展研究相对较早,但是浮式风机的支撑平台与传统的海上石油平台还是存在一定的差异。首先,海上风机的支撑平台没有作业区域或者存储空间的要求,因此平台的整体排水体积更小,并且结构布置特点也不尽相同,从而导致海上平台的水动力性能与传统平台之间存在一定的差异。另外,海上浮式风机的支撑平台在受到波浪、海流的水动力作用之外,还要承受上部的风机带来的气动载荷作用,该气动载荷的作用也会对平台水动力性能产生一定影响。

在浮式风机系统中,支撑平台的运动响应将通过支撑塔架传递到上部的风机,其运动响应又会对上部风机的气动性能产生显著的影响。因此准确预报浮式支撑平台在海洋环境以及风机载荷作用下的响应运动在浮式风机的整体性能研究和设计优化中是至关重要的。

(5) CFD 数值模拟中对于复杂运动的处理

随着计算机技术和计算技术的发展,对于风机复杂流场数值模拟的 CFD 方法逐渐被应用到浮式风机的数值模拟中。浮式风机系统存在结构上的特殊性和复杂性,因此在对浮式风机进行 CFD 数值模拟时需要同时考虑风机的绕轴旋转运动与浮式支撑平台的六自由度响应运动。传统 CFD 数值模拟中的动网格技术可以基本实现对于平台六自由度运动的处理,但是不能同时处理旋转机械的运动;而滑移网格技术可以实现旋转机械绕固定转轴的旋转运动的网格处理,但是却不能够考虑旋转轴随平台一起的附加运动。因此有效处理风机绕轴旋转与平台六自由度运动这种多物体多级运动之间的耦合关系,是进行浮式风机系统的耦合数值模拟的关键问题之一。通过合理利用重叠网格技术可以有效处理多级结构复杂运动的优势,为实现浮式风机系统风机-平台的气动-水动耦合研究提供了重要手段。

(6) 风机叶片的气动弹性问题

随着风电产业的发展,为了充分考虑海上风电开发的经济性,提高单风机的发电功率输出、增加风机叶片的尺度将是未来风电开发的重要趋势。且风机叶片通常为细长结构。对于大尺度、高长细比的风机叶片来讲,其气动弹性问题是不可忽略的。气动弹性的作用不仅会对风机的气动性能产生影响,还会影响风机叶片的结构

疲劳特性。在风机叶片的设计中，必须要考虑的叶片结构的弹性变形特性，因此在数值模拟中也应将叶片的气动弹性特性考虑在内。

1.2 海上浮式风机发展的关键技术与研究现状

1.2.1 浮式风机系统气动-水动-锚泊耦合特性分析及国内外研究现状

相比于陆上风力机和近岸浅海固定式风力机，深海漂浮式风力机工作在更加复杂的海洋环境中（葛川，2008）：上部风力机在风场中承受风载荷，浮式支撑平台和系泊系统要受到波浪和海流的共同作用，同时各部分结构之间会产生相互耦合作用。尽管在固定式风力机的气动载荷分析方面已经有比较成熟的分析方法，同时平台在波浪下的受力及响应问题也可以参考传统海洋平台的研究方法。然而浮式风机系统的气动-水动耦合问题还要复杂得多：首先，由于上部风力机受到的气动载荷会通过连接浮式平台和上部风力机的塔架传递给平台，尤其随着风力机叶片尺度的不断增加，塔架的高度也已达到了百米量级，在此作用下平台的运动便不再是简单的波浪下的响应；而平台在该载荷与波浪载荷以及锚泊系统的联合作用下产生的运动响应又会通过塔架的连接作用传递给上部的风力机，使得风机叶片的气动载荷以及输出功率发生变化。如此相互耦合作用，也使得气动力-水动力耦合问题的分析成为浮式风力机系统研究中的一大难题。

由于浮式支撑平台在环境载荷以及系泊力的作用下会产生一定的运动响应，同时会带着上部风力机产生相同的额外运动，从而给风机的气动性能带来一定影响。Jonkman（Jonkman, 2011），Matha（Matha, 2009; Matha, 2010 (a); Matha, 2010 (b)）等进行了大量的算例分析，指出对于悬链线式系泊的风机平台在一般入射波频率下将产生显著的纵摇运动。对于 OC3-Hywind Spar 型浮子搭载 NREL-5MW 大型风机的浮式风机系统，在设计载荷工况下，纵摇运动幅值达到了 8° ，在极端载荷工况下，纵摇运动的幅值更是达到了 14° ，同时也预测到了显著的低频纵荡运动。因此有必要研究平台运动对风机非稳态气动性能的影响。

人们首先对浮式支撑平台的运动对浮式风机气动性能的单向影响做出了数值预报和分析。由平台运动引起的额外风速分量将破坏 BEM 理论中基本的动量平衡假定，因此传统的使用叶素动量理论加上一些半经验修正公式来计算浮式风机的气动载荷的代码（如传统的 FAST 和 HAWC2）无法实现这种非定常气动性能的数值模拟，因

此需要进行相应的非定常修正。叶小嵘等（2012）采用叶素动量理论，引入 Du-Selig 动态失速修正，结合 PID 控制技术，对 NREL-5MW 风机随支撑平台运动的气动性能进行了模拟和分析，结果表明浮式平台运动使得风机在低于额定风速下的平均功率偏高，而额定风速下的平均功率则降低。闫发锁等（2017）利用基于多体气弹性理论的 FAST 模块、采用二阶精度的混合波浪模型的 Morison 方程，以及采用有限元方法的细长杆理论，分别计算了风机气动载荷、平台杆件的水动力载荷和锚泊系统的系泊载荷，形成了全耦合的时域分析方法，实现了对 Spar 型深水浮式风机的气动-水动耦合数值分析，研究了其动力响应特性。Vaal 等（2014）采用致动盘模型研究了纵荡运动对风机气动载荷及诱导因子的影响，同时他们也使用叶素动量理论加上两个广泛使用的动态入流模型对相同算例进行了计算验证，他们的研究表明典型的纵荡运动比较慢，并不能对动态尾流造成太大影响，工程上使用的 UBEM 对于纵荡运动下风力机的气动性能的预测有可以接受的精度。而 Tran（2014）使用 star-CCM+ 中结合重叠网格技术对 NREL-5MW 海上风机进行了数值模拟，模拟中给定风机随平台的周期性运动，他假定风机绕塔架下端中心（浮式风机整体系统的纵摇中心）有一个正弦形式的强迫纵摇运动，并使用 FAST 进行了非定常叶素动量理论（Unsteady Blade-Element Momentum, UBEM）计算。他对比了两种方法的计算结果，表明 UBEM 计算的瞬时气动载荷相对于 CFD 方法有所偏高。并且在纵摇运动幅值为 1° 时，瞬时气动功率的振荡幅值为 30%，而在纵摇运动幅值为 4° 时，瞬时气动功率的振荡幅值几乎达到了 100%。艾勇（2016）、李鹏飞等（Li, 2015; 李鹏飞, 2016(b)）同样考虑平台周期性运动，将非定常致动线模型（Unsteady Actuator Line Model）与 OpenFOAM 相结合，对给定平台运动下的风机非稳态气动载荷进行了数值模拟，得到了类似的结论。Cheng 等（2016）运用基于 OpenFOAM 结合重叠网格技术开发分别对考虑平台纵荡与纵摇运动情况下的风机进行了气动力分析，数值模拟中计入了塔架对风机气动性能的影响，得到了风机在平台运动下的气动载荷周期性振荡规律，并指出单位纵摇运动带来的风机气动载荷的振荡幅值要大于单位纵荡运动引起的气动载荷变化。

随着对风机气动性能和对平台水动性能研究的进一步发展，以及计算技术的进步，如今浮式风机系统的整体气动-水动耦合分析也成为可能，越来越多的学者聚焦在浮式风机系统的耦合分析上。目前对浮式风机系统耦合分析的软件多数是基于已有的陆上风机模拟程序，添加浮式平台和锚泊系统的模拟，另外还有一部分是在原有浮式平台水动力模拟代码的基础上增加风力机气动模拟模块。Robertson 等（2013）

详细总结了可用于浮式风机系统耦合数值模拟的一些软件,如表 1-1 所示,目前主要研究方法是叶素动量理论和势流理论相结合的方法。

Jonkman 等(2007)开发了一种水动力-气动力-控制-结构响应的耦合模拟工具,这种模拟工具主要集成了 FAST、AeroDyn、HydroDyn 等软件的主要功能。Jonkman 应用这种模拟工具对 ITI 的驳船式浮式风力机系统进行了整体受力分析,并且通过风力机和浮式基础的相互耦合分析描述了系统的动态响应以及确定的极限载荷和不稳定性分析。Nielsen 等(2006)对 hywind 浮式系统进行了模型尺度的耦合动力分析,并与尺度模型试验的结果进行了比较。周涛等(2018)设计了新型 6MW 的单柱浮式风机,并利用 FAST 软件进行了数值气-液-固-弹全耦合时域动态响应模拟,分析了该浮式风机在波-浪同向以及不同向时的动力响应特性。沈马成等(2017)利用 FAST 对张力腿式浮式风机系统进行了气动-水动-控制-弹性全耦合的时域数值模拟,分析了其在耦合响应特性。曲晓奇(2018)等利用 FAST 软件对风-浪异向情况下的新式单点系泊浮式风机的整体耦合特性进行了模拟分析。MIT 的 Kim 等(Kim, 2001; Kim, 2004 (a); Kim, 2004 (b); Kim, 2004 (c))开发了 SWIM-MOTION-LINES (SML) 系列软件,其中 SWIM 模块采用分析方法计算线性的或二阶频域波浪问题,主要针对由简单几何构成的平台;MOTION 模块用于求解大幅度的低频慢漂运动;LINES 模块则用于决定非线性的系泊系统对平台运动的影响。浮式风机的耦合数值模拟尚处于起步阶段,大多数研究都基于上述对风气动力和平台水动力模拟的方法上开展的,然而研究者们发现有些传统的气动力或者水动力分析方法并不能直接用在耦合分析中。Roddier 等人(2010)指出, Morison 公式和势流理论的经验特性无助于浮式风机系统中新的支撑平台的设计。Sebastian 和 Lackner (Sebastian, 2013)指出传统的 BEM 加上一些修正(如动态入流、偏航/倾斜模型等)并不能准确描述叶片和尾流之间的相互作用。而且普遍使用的失速模型如半经验的 B-L 模型以及他们对浮式风机动态失速效应的适用性还未被充分研究,因此开发更先进的浮式风机建模方法及耦合分析模型成为必要。

Bae 等(2010)结合 CHARM3D 与 FAST 软件对设计功率为 1.5MW 的张力腿式浮式风机在水深 80m 和 200m 的不同工况下分别进行了时域的数值模拟,数值结果显示浮式风机的耦合效应随着作业水深的增加而愈加明显,同时指出风机由于与支撑平台之间的耦合效应而产生的高频振荡载荷会增加风机叶片结构的疲劳载荷。Bachynski 等(2014)将求解刚性平台水动力性能的 SIMO 求解器,与利用叶素动量理论求解叶片气动载荷的 AeroDyn 求解器,以及求解结构弹性变形的有限元求解器

RIFLEX 相结合，分别对两个不同布置的半潜式浮式风机、一个 Spar 型浮式风机以及一个张力腿式浮式风机在风与波浪之间存在夹角的环境工况下进行了数值模拟与分析，分别研究了风、浪之间的夹角对于浮式风机整体性能以及结构疲劳特性的影响。

表 1-1 浮式风机系统耦合分析软件列表（Robertson，2013；Atcheson，2016）

Table 1-1 List of codes for coupled earo-hydrodynamic analysis of floating offshore wind turbines				
求解器	开发单位	气动力模型	水动力模型	系泊模型
FAST v8	NREL	(BEM or GDW) + DS	PF + ME	QS
SIMPACK + HydroDyn	SIMPACK	BEM or GDW	PF + QD	QS
Bladed (Advanced Hydro beta)	DNV GL	(BEM or GDW) + DS	PF + ME+ (IWL)	QS
Sino, Riflex + Aerodyn	MARINTEK, NREL	(BEM or GDW) + DS	PF + ME	FE/Dyn
HAWC2	DTU Wind	(BEM or GDW) + DS	ME	FE/Dyn
FOWT-UALM-SJTU	SJTU	ALM+CFD	CFD	QS

(BEM: blade element momentum 叶素动量理论; GDW: generalized dynamic wake 通用动态尾流; DS: dynamic stall 动态失速; ALM: actuator line model 致动线模型; CFD: computational fluid dynamics 计算流体力学; PF: potential flow 势流理论; ME: Morison's equation 莫里森公式; QD: quadratic grag 二阶阻力; IWL: instantaneous water level 动态水位; QS: quasi-static 准静态法; Dyn: dynamic 动态法 ; FE: finite element 有限元)

由于浮式风机系统气动力-水动力耦合问题的复杂性，全模型、实尺度的 CFD 数值模拟将成最理想的工具。目前浮式风机趋于大型化，而对于大型化浮式风机，不仅结构复杂，且存在多尺度问题，这给利用 CFD 方法研究浮式风机的耦合问题带来了巨大的挑战。随着计算机技术以及计算流体力学在近年来的飞速发展，使得 CFD 数值方法在复杂的气动-水动耦合数值模拟领域也到了发展和应用。Nematbakhsh 等人（Nematbakhsh，2013；Nematbakhsh，2014）用 CFD 方法对浮式风机耦合效应进

行了初步研究,将风机简化为恒定的推力,使用单相流 Navier-Stokes 方程研究了 TLP 型浮式风机系统和 Spar 型浮式风机系统的动态响应特性。Ren 等人 (2014) 利用商业软件 FLUENT 及其 UDF 模块,对 TLP 平台支撑下的浮式风机在风-浪联合作用下的耦合性能进行了数值预报 Tran 和 Kim 利用计算流体力学商业软件 STAR-CCM+ (Tran, 2016; Tran, 2018) 对 OC4 半潜式浮式风机进行了气动-水动耦合数值模拟,并且运用了重叠网格技术来处理叶片-平台等多级运动问题。Leble (2016) 将用于求解风机气动力性能的三维多块结构 CFD 求解器 HMB2 与进行支撑平台水动力性能预报的无网格粒子法 SPH 程序进行结合,实现了对 10MW 大型浮式风机的在风-浪场中的耦合数值预报。Idaho 大学的 Quallen 等 (Quallen, 2013; Quallen, 2014; Quallen, 2016) 进行了浮式风机系统的两相流全 CFD 模拟,他们采用重叠网格 (Overset) 技术来处理平台和风机叶片周围的网格运动。Liu 等 (2017) 基于 OpenFOAM 对 OC4 半潜式浮式风机各个模块之间的相互耦合效应进行了数值分析,其中运用了滑移网格技术实现了对浮式风机个结构系统之间相对运动的处理。上海交通大学万德成教授团队基于开源软件包 OpenFOAM 分别开发了用于风机气动模拟的非稳态致动线模块、可求解平台在波浪中六自由度响应的 naoe-FOAM-SJTU 求解器和锚链系统数值模拟模块,并将这三个模块结合开发了浮式风机水动-气动-锚链系统耦合计算分析求解器 FOWT-UALM-SJTU,对浮式风机系统的气动-水动耦合模型进行了一系列的数值分析 (李鹏飞, 2016(b); Li, 2016; Huang, 2017 (a); 黄扬, 2017; 段鑫泽, 2017; Duan, 2017; Huang, 2017 (b); Huang, 2017 (c))。对浮式风机系统的气动-水动耦合模型进行了数值分析。

总的来讲,在对浮式风机的气动力-水动力耦合分析方面,目前基于 CFD 方法的研究还处于起步阶段,并且 CFD 方法还存在诸多未解决的困难,诸如:水气两相流场的计算域的划分、时间步长的选取、随机波浪作用计算的时间问题等。

1.2.2 浮式风机模型试验研究及国内外研究现状

模型试验在船舶与海洋工程领域是一种非常重要的研究手段。由于各种计算理论和方法的限制,即便在海洋油气行业的浮式结构物的开发过程中也广泛采用模型试验的方法,以预报和验证其运动性能。除了数值方法以外,模型试验也是对浮式风机整体性能进行研究的重要手段。模型试验法比数值模拟要更加直观,同时可以为数值分析提供参考。

水池模型试验是研究浮式风力机的重要手段，然而试验设计中也存在一定的难点，如相似准则的选取。一般海洋工程领域进行的水池模型试验，需要重点模拟重力和惯性力，所以需要优先考虑弗汝德数相似条件；但是叶片受到空气动力的作用，与粘性密切相关，应该满足雷诺数相似。实践证明，二者很难统一，在模型试验中，由于模型和原型雷诺数不同而造成二者力学性能的差异，称为“尺度效应”（Scale Effect）。当原型叶片和模型叶片局部雷诺数均大于临界雷诺数（Critical Reynolds Number）时，可以不考虑尺度效应的影响。但是，对于风力发电机来说，一般模型叶片的雷诺数远小于临界雷诺数。

针对这一问题，不同学者提出了不同的解决方案。Martin（2011）在 DeepCwind 试验项目中，将试验风速提高了 80%，同时增大了试验叶片的导边粗糙度。这种方案在海洋工程领域模型试验中，常常用来处理粘性相似问题（杨建民，2008）。除了提高试验风速和增大导边粗糙度，DeepCwind 试验课题组在其试验报告中，还提出了在低雷诺数试验环境下设计试验叶片的方案（Robertson，2013）。部分学者已经在这方面做了一部分的工作（Fowler，2013），但目前还没有人提出一套完整详细的试验叶片模型设计方法。

事实上，对于模型试验，弗汝德数相似和雷诺数相似是不可能同时满足的。一般情况下，需要满足弗汝德数相似，但是这样就无法满足风机叶片的推力相似，而风机运行产生的推力是影响海上浮式风力机耦合动态响应特征的关键因素，这样的模型试验显然不能很好的反应原型风力机的性能。在有一定缩尺比的模型试验时，为了满足推力相似，一种更为合适的思路是对叶片进行重新设计。因此，虽然模型试验是研究海上浮式风力机的普遍手段，但亦存在诸多技术难题，也是目前国际上海上风能应用研究的重点研究内容之一。

由于模型试验的尺度效应以及经济性等方面的限制，目前为止对浮式风机系统的模型试验研究也十分有限。本论文介绍一些与浮式风机相关的经典试验，以为数值模拟提供一定的参考和验证的依据，浮式风机模型试验的统计情况见表 1-2。

2009 年，日本京都大学（Kyoto University）在日本东京的国立海洋研究所（NMRI, National Maritime Research Institute）进行了 1: 22.5 的 Spar 浮体的模型试验（Utsunomiya，2009）。该试验对平台的自由衰减，平台在规则波和非规则波中的响应等问题分别进行了研究，同时还增加了一些将气动载荷简化为定常力作用在规则波中的平台上的模拟工况。

美国俄勒冈州的 Principle Power 公司 2010 年在加州大学伯克利分校进行了缩尺

比为 1: 105 的半潜式平台的模型试验 (Roddier, 2010)。在该试验中, 风机受到的气动载荷由一个致动盘来代替, 并用一个旋转质量来产生回转力。

2011 年, 由缅甸大学带领的 DeepCWind 集团 (Martin, 2011), 在荷兰的 MARIN 水池开展了一系列的模型试验, 这其中包含一个半潜式平台、一个张力腿平台还有一个 Spar 平台, 均采用 1: 50 的缩尺比, 试验工况较多, 包括自由衰减, 规则波与非规则波中的响应, 同时还包含了基于 NREL-5MW 风机的试验模型在工作状态下的风载荷。由于在傅汝德数相似下建立的模型无法保证 Reynolds 数的一致, 因此最终并没有得到预期的结果。于是在 2013 年他们对风机叶片进行了重新设计, 利用之前的半潜平台又重新进行了一次试验 (Koo, 2014)。

挪威生命科学大学和挪威能源技术研究院的一些科研人员于 2011 年建立了一个 1: 100 的 TLP 平台模型和一个传统悬链线系泊下的 Spar 平台模型 (Myhr, 2011), 并在 MARINTEK 水池做了模型试验。后于 2014 年又在法国海洋开发研究院 (IFREMER) 做了缩尺比为 1: 40 的 TLP 平台的模型试验 (Myhr, 2014)。在这两组试验中, 都对平台的自由衰减特性以及平台在规则波与非规则波中的水动力响应进行了试验模拟, 试验过程中并未考虑风机气动载荷的影响。

2014 年, 法国南特中央理工大学的水池做了一组无支柱的半潜平台 (Concrete Star Wind Floater) 的模型试验 (Azcona, 2014)。为了避免由于在傅汝德数相似下建立的叶片模型无法保证 Reynolds 数不匹配引起的问题, 这里风机叶片气动载荷用一个带有反馈控制的导管风扇模型来代替。同时他们将试验数据与用 FAST 计算得到的结果进行了对比分析。

此外, 对 OC4 DeepCWind 中所采用的半潜平台进行的 1: 60 的模型试验也在法国南特中央理工大学的水池完成 (Sandner, 2015)。但是在这组试验中, 这个半潜平台模型是作为 10MW 风机的支撑平台。与之前的 Concrete Star Wind Floater 的模型试验的处理方法类似, 采用带有反馈控制的导管风扇模型用来模拟气动载荷的作用。除了自由衰减试验、规则波与非规则波中的响应试验之外, 他们还做了极限海况下的浮式风机系统的响应试验。

2014 年在 MARINTEK 水池对无支架的半潜平台模型做了一系列的试验 (Sauder, 2014), 在试验中, 他们用一系列与致动器相连接的张紧的线来代替导管风扇提供气动载荷。他们同样也将试验结果与 FAST 软件计算得到的结果进行了比较。

表 1-2 海上浮式风机模型试验统计表（Stewart，2016）

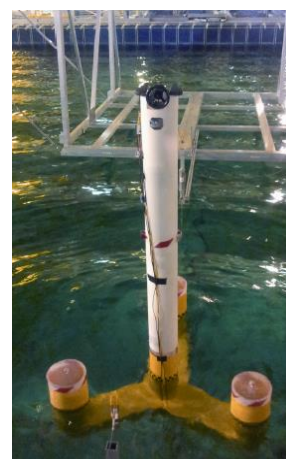
Table 1-2 Floating Offshore Wind Turbine Experiment Comparisons

试验名称	缩尺比	试验地点	平台模型	风机模型
Spar at NMRI (2009)	1:22.5	NMRI	Spar	Steady Force
WindFloat (2010)	1:105	UC Berkeley	Semi-submersible	Actuator Disk + Rotating Mass
DeepCWind (2011)	1:50	MARIN	Semi-submersible , Spar, TLP	Full Rotor (Froude-Scaled)
DeepCWind, continued (2013)	1:50	MARIN	Semi-submersible	Full Rotor (Performance scaled)
Tension-Leg Bouy (2011)	1:100	MARINTEK	TLP, Spar	None
Tension-Leg Bouy (2014)	1:40	IFREMER	TLP	None
Concrete Star(2014)	1:40	ECN	Braceless Semi-submersible	Ducted-Fan
MARINTEK Braceless (2015)	1:30	MARINTEK	Braceless Semi-submersible	Novel Actuator
INNWIND.eu Model Test (2015)	1:60	ECN	10MW Semi-submersible	Ducted Fan and Froude-scaled Rotor
WindStar TLP(2016)	1:50	SJTU	WindStar TLP	Full Rotor

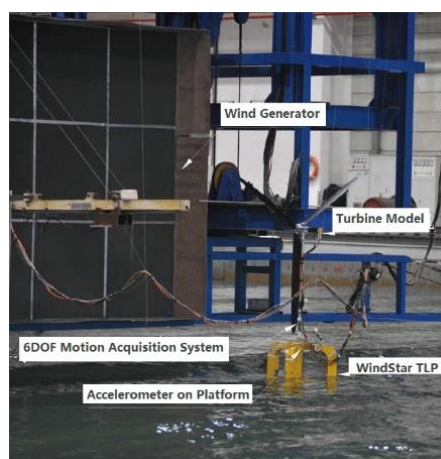
上海交通大学海洋工程国家重点实验室于 2012 年提出一种新型多立柱张力腿式浮式风力机概念，WindStar TLP system（Zhao，2012）。并于 2016 年展开了一系列的水池模型试验（Zhao，2016；赵永生，2016），试验模型缩尺比为 1:50,为解决试验中的尺度效应，他们基于风力机推力相似设计模型叶片。试验测定了风力机的空气动力，平台的水动力，得到模型在不同环境条件下所受载荷以及运动响应等，为新型多立柱张力腿式浮式风机的进一步研究提供了可靠的参考依据。此外，上海交通大学的 Chen 等（2018）也在风浪联合作用的数值水池中对缩尺比为 1:50 的半潜式 OC4 浮式风机系统做了耦合试验研究，为了分析浮式风机系统的真实耦合效应，分别将几何相似的风机叶片和推力相似的风机叶片模型安装在塔架的顶端进行试验，分析对比了两种叶片模型对于浮式风机模型整体性能影响的相似与不同之处。



(a) Spar at NMRI (Utsunomiya, 2009) (b) WindFloat Semi-submersible (Roddier, 2010)



(c) DeepCWind (Martin, 2011) (d) Concrete Star (Azcona, 2014)



(e) MARINTEK Braceless (Sauder, 2014) (f) WindStar TLP (赵永生, 2016)

图 1-5 典型模型试验示意图

Figure 1-5 Images of experiments

此外, Hansen 等 (2014) 还对缩尺比为 1: 200 的张力腿是浮式风机进行了模型试验, 试验中叶片采用傅汝德数相似方法, 同时基于此试验提出了能够获得更多能量输出的叶片模型。

由于浮式风机的研究刚起步不久, 试验研究方法也是处于不断摸索的阶段, 而且浮式风机系统的复杂性使得尺度效应问题变成试验的一大难点, 因此成熟的试验数据还比较少。本论文主要对于已有的一些比较权威的试验进行了综述性的介绍, 目的是为数值计算以及今后试验研究的进一步发展提供一定的参考依据。

1.2.3 风机气动力性能分析方法及国内外现状

风机作为整个浮式风机系统最为重要的结构, 其空气动力学特性直接关系到风机叶片的结构变形和功率输出, 对风机气动力载荷的准确预报无论是对海上浮式风机, 还是对陆上和浅海固定式风机都具有十分重要的意义。另外, 出于对海上风力发电成本的考虑, 海上浮式风机的单机功率和叶片尺寸越来越大, 这对风机气动力载荷的准确预报和分析提出了更大的挑战。目前有许多计算风机气动载荷的方法, 其中最经典的方法是叶素-动量理论 (BEM, Blade Element Momentum)。此外, 势流分析方法通过将三维势流模型应用到风机的气动力载荷计算中, 比 BEM 更能准确地模拟叶片失速等三维问题。而在 BEM 的基础上发展出的致动线模型 (ALM, Actuator Line Model), 通过引入虚拟体积力来代替风机的真实叶片, 实现对风机气动力载荷快速求解。近年来随着计算机性能的提高和数值计算方法的发展, 计算流体力学 (CFD, Computational Fluid Dynamics) 方法在风机气动力载荷的计算中得到越来越广泛的应用。下面就这几种理论和方法进行简单介绍。

(1) 叶素动量理论

叶素动量理论 (Blade Element Momentum, BEM) 是计算风机气动力载荷的提出最早、最经典的方法之一。该方法具有计算简单、求解快速的特点, 在有准确可靠的翼型数据时, 能够取得令人满意的结果 (Hansen, 2006), 因此被广泛应用于工程计算中。目前很多计算风机气动力载荷的工程计算软件都是基于叶素动量理论, 如 FAST, Bladed 等。动量理论于 1865 年由 Rankine (1865) 提出, 该理论忽略了风机叶片上的受力及绕流细节, 通过风机轴向的动量变化来估算风机的功率输出。在此基础上, 可以得出风能的极限利用率——贝兹极限。Froude (1878) 在 1878 年提出叶素理论, 其基本思想是将叶片沿展向分成若干叶素单元, 并假定作用在各叶

素上的力互不干扰, 不考虑叶素沿展向的变化, 将叶素视为二元翼型。通过对作用在各个叶素的气动力沿展向积分, 得到作用在整体叶片上的气动力载荷。叶素动量理论采用将动量理论与叶素理论相结合的方法来求解叶片的局部诱导速度 (Glauert, 1935)。该理论将三维叶片的绕流问题简化为绕翼型的二维流动问题, 并假设叶片不同截面各自独立, 基于可靠的翼型升阻力系数资料及叶片不同截面的入射攻角来分析气动力载荷沿叶片的分布情况。在叶素动量理论中, 为了弥补因简化问题而带来的精度损失, 获得更加准确的叶片气动力性能参数, 需要对结果进行相关修正, 包括考虑叶尖涡三维效应的叶尖损失修正 (Shen, 2005), 考虑叶片攻角随时间急速变化而失速的动态失速修正, 考虑轮毂对风机气动力性能影响的轮毂损失修正以及偏航尾迹修正等。

叶素动量理论由于原理简单, 计算量小等优势一直受到研究者的青睐, 但因为其计算精度严重依赖于已有翼型升阻力系数的试验数据, 限制了新型风机翼型的研发和应用, 同时一些相关的修正模型也很难满足复杂工况下的精度要求, 从而严重制约了叶素动量理论的发展。

为了能够获得更加详细的风机空气动力学性能, 同时保证计算效率, 人们将三维势流理论引入到风机的气动力性能计算中来。常用的势流模型主要包括升力线理论、升力面理论、格林函数法等。升力线理论 (Whale, 1999) 主要用于对大展弦比机翼进行气动力分析, 采用 Γ 型涡系列的叠加模型来描述有限翼展机翼的升力模型, 使得附着涡线上的环量能够连续变化, 进而模拟出机翼升力沿展向的变化。相比于升力线理论, 升力面理论 (Hess, 1975) 更适合分析中小展弦比机翼的升阻力。不同于升力线理论使用单根涡线来代替附着在机翼表面的附着涡系, 升力面理论改用附着涡面来描述机翼, 仍可使用 Γ 型涡系列的叠加模型来描述机翼的升力模型。格林函数法的思路是将边值问题转换为积分方程进行求解, 主要是在机翼表面分布奇点, 利用机翼表面所满足的边界条件, 得到关于奇点的一组方程, 进而求解得到奇点的分布强度。这些奇点可以是源、汇、偶极子或者涡, 得到奇点的分布强度后即可求得流场的速度势, 计算出速度和压力, 进而得到机翼的升阻力以及相关气动力性能。

(2) 势流理论

相对于叶素动量理论, 基于势流理论的数值方法可以更加准确地模拟叶片失速等三维流动问题。J. Whale 等人 (Whale, 1999) 基于升力面理论提出了一种三维入流修正方法, 通过与美国国家可再生能源实验室 (NREL) 进行的一系列风洞试验数

据相比较,发现该方法相对于二维入流修正方法具有更高的精度,尤其对受到失速和叶根影响的叶片内侧攻角的修正能取得很好的效果。Robert D. Preuss 等人(Preuss, 1980)基于升力面理论分别对处于稳定流和非稳定流中的垂直轴风机的表面压力分布和输出功率进行计算,发现不考虑风机实际厚度的积分计算结果与考虑风机真实厚度的结果十分相近,并将计算结果与直升机悬停时的试验数据相比较,发现二者十分吻合。

上述势流模型均基于势流理论发展而来,没有考虑到叶片周围流场的粘性效应以及流动分离情况。因此,为了让势流方法模拟的流场结果更加接近于真实情况,一些学者对此进行了相关研究。Snel(1995)和 Schepers(1995)等人分别提出一系列工程模型,用来描述由于变桨运动、相干阵风和偏航所导致的尾流不稳定和转子入流不均匀,并通过对实尺度涡轮机进行实际测量、风洞测量以及高级自由尾流方法对模型进行验证,结果表明随着涡轮机尺寸和纵摇速度的增大,动态入流效应变得十分重要,并且随着负载和叶尖速比的增加,在偏航条件下的动态入流效应变得十分显著。Emil O. Suciuc 等人(Suciuc, 1977)针对升力面的尾流翻卷问题,提出一种用双层势流面来描述尾流的方法,并利用该方法来估算尾流翻卷对升力面压力分布的影响。Sørensen(1986)尝试研究了粘性效应对风机尾流的影响,值得注意的是,这一方法目前还不够成熟。势流方法对风机空气动力学性能进行分析应用还有待进一步发展。

(3) 致动线模型

致动线模型(ALM, Actuator Line Model)发展自致动盘模型(ADM, Actuator Disk Model)。在致动盘模型中,假定流动是轴对称的,真实的叶片被具有相同扫掠面积的简单圆盘所代替,并用求解 Euler 或 Navier-Stokes 方程来替代 BEM 中的动量理论。由于使用了轴对称假设,所以致动盘方法是一种二维方法,存在较大的局限性。在此基础上,Sørensen 和 Shen(Sørensen, 2002)抛弃致动盘方法中的轴对称假定,于 2002 年提出了全三维的致动线模型。致动线模型采用带体积力的虚拟致动线来模拟真实的风机叶片,将叶片沿径向离散为若干叶素,利用已知翼型的升阻力系数资料来计算气动力载荷沿叶片展向的分布情况,然后将叶片对流场的反作用力简化为沿致动线分布的体积力作用于流场。

致动线模型采用与 BEM 相同的半经验的方法来计算致动点处的气动载荷。与 BEM 方法不同的是,该方法计算气动载荷时运用的流场速度是通过对流场进行 CFD 数值模拟得到的局部瞬态值,而气动力载荷又会转化为叶片结构对流场的反作用体

积力而作用在流场求解的 N-S 方程中。

由于致动线模型采用虚拟的致动线来代替风机的叶片结构，因此不要求解风机叶片表面的真实边界层，从而节省了计算时间，同时还能得到精度较高的气动力载荷，以及叶根涡和叶尖涡等流场信息，因此该方法常用于一台或多台风机的尾流场模拟。

国内外学者结合致动线模型和三维 N-S 方程对风机气动载荷进行了大量的数值模拟。Troldborg 和 Sørensen (Troldborg, 2007) 利用致动线模型对一台三叶片 500kW 的风力机进行数值模拟，得到了风机尾流场的详细特征以及风机的功率输出曲线，结果与实际测量得到的功率特性曲线吻合良好。Lu 等 (Lu, 2011) 结合 ALM 和三维大涡模拟 (LES, Large Eddy Simulation) 对具有稳定边界层的理想风场内部的风机尾流进行分析，观察到由于叶片的旋转效应和科里奥利效应而导致的风机尾流不对称现象，发现科氏力会引起尾流的变形从而使得一部分湍动能远离尾流中心，同时观察到风电场对垂直湍流的动量和热量有着强烈的影响。NREL 的研究人员基于开源程序包 OpenFOAM 开发了一个 ALM 的 C++ 类，使得 OpenFOAM 中的任意求解器都能通过简单的修改而包含该类对象，它能与 RANS 或 LES 相结合，用于整个风电场的模拟 (Churchfield, 2012 (a), Churchfield, 2012 (b))。李鹏飞等 (李鹏飞, 2016 (a), 李鹏飞, 2016 (b)) 考虑到海上浮式风机的气动力性能会受到支座平台六自由度运动的影响，在 ALM 的基础上，引入由于平台运动而诱导出的风机运动速度，从而提出一种非稳态致动线模型 (UALM, Unsteady Actuator Line Model)，并利用 NREL 提出的 5MW 风机对该模型进行验证。进一步地，结合 UALM 和基于 OpenFOAM 开发的两相流求解器 naoe-FOAM-SJTU 对处于周期性纵荡和纵摇运动下的浮式风机系统进行数值模拟，发现风机的气动推力和输出功率均呈现周期性的变化趋势，且风机的尾涡结构呈现出高度的不稳定性。

致动线模型，相对于普通全模型的 CFD 方法对网格要求较低，求解效率更高；而与 BEM 或势流方法相比计算精度更高，既能得到风机尾流场，又能计算风机整体气动载荷，因此近年来在风机气动性能数值模拟中得到了迅速发展。

(4) 计算流体力学方法

上述对风机气动载荷的数值模拟方法都是基于对叶片结构的简化。在这些方法中，叶片被简化为一系列尺寸不同的二维翼型截面，并通过插值计算翼型的气动载荷，进而通过积分得到叶片整体的气动载荷。这些数值方法省略了风机叶片复杂结构的建模与结构表面边界层流场的计算，因此在计算效率上是非常有优势的，但是

同时也牺牲了对于叶片结构表面流场及叶片表面压力等的准确描述。无论是为了对风机气动性能的深入了解，还是为了实现风机叶片结构优化设计的需求，基于对风机叶片表面结构准确表达和精细模拟的计算流体力学方法逐渐被应用到风机气动性能的数值模拟中。

计算流体力学（Computational Fluid Dynamics, CFD）是随着计算机的发展而产生的一个介于数学、流体力学和计算机之间的交叉学科，主要研究内容是通过计算机和数值方法来求解流体力学的控制方程，对流体力学问题进行模拟和分析。近年来，随着计算机性能的提高和数值计算方法的发展，CFD 方法在风机叶片的气动力性能分析中得到了越来越广泛的应用。CFD 方法直接对描述粘性不可压缩流体动量守恒的 N-S 方程（Navier-Stokes equations）进行数值求解，得到流场的速度压力分布，并通过积分等方法得到风机叶片的气动载荷值。

相比于传统的势流理论，CFD 方法能够更加准确地模拟流场中流体的实际运动情况，得到更加精细的流场信息，尤其当粘性效应较大时，CFD 具有十分明显的优势（Digraaskar, 2010）。但需要注意的是，CFD 相较于前面提到的这些方法，往往需要付出更大的计算代价。

19 世纪 70~80 年代，基于势流理论的 CFD 技术首先被应用于飞机翼型及直升机螺旋桨的研究中。但势流理论无法对风机产生的尾涡及详细流场等情况进行系统研究，这限制了其进一步的发展。为了突破势流求解的限制，欧洲的一些学者首先开始利用 Navier-Stokes 方程来计算分析风力机翼型的空气动力性能。考虑到 Navier-Stokes 方程本身是不闭合的，因此其需要配合适当的湍流模型进行求解。于是，基于雷诺平均的 Navier-Stokes 方程（RANS, Reynolds-averaged Navier-Stokes equations）求解方法在 19 世纪 90 年代开始被广泛应用。目前应用于风力机翼型气动性能模拟的湍流模型主要是 Menter（1994）提出的 $k-\omega$ SST 两方程湍流模型，它综合了 $k-\omega$ 湍流模型在近壁区的计算优点和 $k-\varepsilon$ 湍流模型在远场的计算优点，十分适合二维翼型尾迹流动的数值模拟。Shur（1999）、Travin（2002）、Johansen（2002）等学者尝试采用分离涡模拟方法（DES, Detached Eddy Simulation）对风力机二维气动性能进行研究。但 DES 方法需要更为细致的网格划分，因此其计算代价也是惊人的，这从某种意义上限制了其进一步地应用。随着计算机技术的飞速发展，其可处理的数值模型的网格规模也不断攀升，Fleig（2004）利用大涡模型（LES, Large-eddy Simulation）对 3 亿网格的风机三维模型进行了叶尖旋涡结构的模拟。国内，任年鑫（2011）基于二维 Navier-Stokes 方程及 $k-\omega$ SST 湍流模型对大型海上风力机主流二

维翼型的气动性能进行了数值模拟。周胡等（周胡，2012；周胡，2014(a)；周胡，2014(b)；Zhou，2015）基于 OpenFOAM 自带的瞬态求解器 `pimpleDyMFoam` 和 `MRFSimpleFoam` 分别对均匀和非均匀风场中风机叶片的三维粘性扰流场进行非定常数值模拟（周胡，2015），将计算结果与试验数据相比较，验证了该求解器求解三维风机叶片复杂粘性流场的可靠性；其采用非结构化网格和 $k-\omega$ SST 湍流模型，对两叶片和三叶片风机周围的非定常流场进行数值模拟，比较分析了不同工况下不同叶片数的风力机气动性能的特点和差异；还对四种典型工况下的上风向风机和下风向风机的非稳态特征进行对比，发现下风向风机的推力减少受到风机塔架的影响较大。赵文超等（赵文超，2013；赵文超，2014）基于 OpenFOAM 提供的求解器 `pimpleDyMFoam` 对不同工况下的风机叶片进行数值模拟，研究不同的湍流模型对数值模拟精度的影响，通过与试验结果进行对比，为选择合适的湍流模型提供参考；采用滑移网格对 NREL-5 MW 海上浮式风力机在不同来流风速下的风力机性能和尾迹区风场特征进行了系统模拟。相比与滑移网格技术，重叠网格方法在保证模拟精度的前提下能够很好地处理大变形问题，程萍等（程萍，2015；Cheng，2016）采用重叠网格方法分析了塔架对风机气动性能的影响，同时还将重叠网格技术应用到非稳态浮式风机气动性能的数值模拟中，验证了该方法的可靠性。

可以看出，随着计算机以及计算方法的不断发展，CFD 将在风机气动力性能分析方面起到越来越重要的作用。

1.2.4 浮式风机支撑平台水动力性能研究方法及研究现状

随着风能开发技术地不断成熟，风力发电逐渐从陆上走向海洋，海上浮式风机成为未来海上风机的发展趋势。浮式支撑平台作为浮式风机系统的重要组成部分，会受到来自风浪流联合作用的动力载荷以及系泊系统的约束力，并在上述复杂载荷的作用下产生运动，而支撑平台的运动又会影响到上部风机的气动力性能。因此，对于海上浮式风机系统，对浮式支撑平台的水动力载荷及响应进行准确预报有非常重要的意义。在作为 IEC 61400-1（International Electrotechnical Commission，2005）陆上风机设计规范的有效补充并特别针对海上风力机设计要求的 IEC 61400-3（International Electrotechnical Commission，2009）规范中，明确规定了有关海上风机水动力载荷分析的内容。相比于陆上风机，海上风机还需要额外考虑波浪、海流等水动力荷载。而相比于近海固定式风力机，海上浮式风机还需考虑其支撑平台运

动所引起的辐射水动力荷载、附加水动力阻尼等影响因素。

受海洋石油领域浮式平台的启发,目前海上浮式风机支撑平台主要有 Spar 型浮式平台、半潜式浮式平台和张力腿式 (TLP, Tension Leg Platform) 浮式平台以及在这三种基础形式上进行改进得到的一些新型结构 (张开华, 2018)。虽然海上浮式风机的概念提出不久,但是人们在对海上石油平台的研究过程中已积累了较为丰富的经验。因此,对海上浮式风机支撑平台的水动力学研究大都借鉴于传统海洋工程中浮式平台的研究方法。对浮式风机支撑平台水动力性能的研究方法主要包括: Morison 公式方法、势流理论方法、计算流体力学 (CFD) 方法。

(1) Morison 公式法

Morison 公式是在海洋工程领域有着广泛应用的经验公式,由 Morison (1950) 于 1950 年提出。Morison 公式主要用于计算小尺度结构物上的波浪载荷,重点考虑附加质量效应和粘性阻力效应。

在对近海固定式风力机的水动力载荷分析中,国内外很多学者借鉴较为成熟的近海采油平台的分析方法,利用简化的 Morison 方法来求解波浪载荷,对不同基础形式的固定式海上风力机结构进行了大量的水动力分析研究,并取得了一系列有实际指导意义的研究成果。Cheng (2002) 利用 Morison 公式对浮式风机基础平台极限响应下水动力载荷进行计算,在不考虑海流作用的前提下, Morison 公式计算的精度能够满足要求。Zaaijer (2006) 基于 Morison 公式对桩柱动力学模型进行简化,在保证计算精度的前提下减少了计算量,通过对不同形式的桩柱、不同种类的风机以及不同的泥沙条件等情况进行计算,并进行相关参数的敏感度分析,最后与试验结果进行对比,在一定程度上验证了该模型的有效性。但是由于传统 Morison 公式方法本身无法很好地考虑自由势表面的记忆效应及多模态运动耦合的辐射问题,所以限制了其在海上浮式风力机分析中的应用。Rainey (1989) 对 Morison 公式进行修正,主要包括替换公式中惯性项以及用阻力项仅描述涡度的影响,使得修正后的 Morison 公式在满足构件直径大于其长度的 $1/10$, 或结构运动半径的 $1/20$, 或波长的 $1/30$ 时具有较高的计算精度。这说明,在细长结构物的特征尺度与波长的比值足够小的情况下,修正的 Morison 公式依然是一个不错的选择。

(2) 势流理论

相比于小尺度结构物,大尺度结构物的存在及其运动对流场的干扰是不能忽视的,此时附加质量效应和绕射效应要大于粘性效应的影响。因此,在保证计算精度的前提下能够利用三维势流理论来进行浮式风机支撑平台的水动力性能分析。由于

势流理论计算简便,效率高,目前被广泛应用来计算浮式平台的水动力载荷,一些应用较为广泛的商用软件也都是基于三维势流理论,如 SSAM, HYDROSTAR, AQWA 等。阮胜福(2010)通过建立浮式风机系统的有限元模型,利用 SSAM 软件计算浮式风机系统在紊动风,定常流以及不规则波联合作用下的水动力载荷。张亮等(2011)利用 SESAM 软件对浮式风机半潜式支撑平台的大倾角稳性和破舱稳性进行了数值模拟和分析。何江贤(2015)基于三维势流理论和 Morison 公式相结合的方法建立平台的水动力计算模型,通过 AQWA 来计算平台受到的水动力载荷并,通过和模型试验数据相比较,验证了该模型的准确性。唐友刚等(2014)根据 NREL-5MW 风机对其半潜式支撑平台进行了设计,利用 Morison 公式计算杆件波浪载荷,利用势流理论计算波浪力传递函数,分析了该半潜式支撑平台的水动力特性。毛莹等(2017)通过对三浮筒式半潜平台 Tri-floater 在风-浪-流中在极端海况以及破损工况下的运动响应及系泊张力特性进行时域分析,获得了系泊缆直径、长度、预张力、布置方式等参数对其动力特性的影响规律,从而提出了一种系泊系统设计方案。

Wayman (Wayman, 2006 (a); Wayman, 2006 (b)) 通过开发一套可以用来在频域内计算浮式风机系统结构、水动力和空气动力耦合响应的程序,对用来支持 5MW 风机、适用于 30 ~ 300m 水深的风机平台进行了预研。Brommundt (2012)等在频域范围内对半潜式浮式风机 (Tri-floater) 悬链式锚链系统进行优化研究,在不考虑二阶波浪漂移力情况下,使用 Matlab 编程获得该浮式风机锚链最佳长度、角度以及布置方向等优化参数。Karimirad 和 Moan (Karimirad, 2009; Karimirad, 2010; Karimirad, 2011; Karimirad, 2012;) 使用 Simo-Riflex-TDHMILL 程序包,对两种不同尺度的 OC3-Hywind Spar 浮式风机支撑平台在风浪作用下的总体运动响应进行了快速、高效的简化分析。他们将气动力简化为随相对风速变化的函数,水动力则采用 Panel 方法和 Morison 公式计算。Zhang 等 (Zhang, 2013) 对 60m 水深环境下,充分考虑风、浪、流以及锚泊的耦合效应,对承载 600KW 水平轴风机的 WindFloat 型半潜式浮体进行研究。Han 等 (Han, 2017) 针对浸没式张力腿平台 STLP (Submerged Tension Leg Platform) 的水动力性能进行了研究,研究主要采用 FAST 软件对于该平台在不规则波中的水动力性能进行了探索,并详细分析了由于其特殊的张力腿锚泊系统而产生的各自由度运动耦合的现象。

由于浮式平台的结构尺寸较大,基于势流理论的分析方法在较大程度上能够满足工程应用的精度要求,并且已有一些应用比较广泛的商业软件,因此在浮式风机

支撑平台的水动力研究中, 势流理论的分析方法受到了很多学者的青睐。

(3) 计算流体力学 (CFD) 方法

近年来随着计算速度的提高以及计算方法的发展, CFD 方法被用来对 N-S 方程进行求解。相较于势流理论, CFD 方法能够考虑真实流体粘性的影响, 捕捉到更为详细的流场细节, 具有更高的计算精度。因此, CFD 方法在浮式平台水动力学的计算中得到广泛应用, 越来越多的学者选择用 CFD 方法来进行研究。Bredmose (Bredmose, 2010; Bredmose, 2011) 利用开源 CFD 软件包 OpenFOAM 结合自由面处理技术 VOF 研究了破碎波对海上风力机基座和风力机观测平台的影响。Wu 等 (Wu, 2017) 为模拟风机转子受到浮式风机支撑平台六自由度的影响而提出一种 CFD 模型, 通过与已有文献中的计算数据对比来对该模型进行验证, 并利用该模型对 5MW 浮式风机在典型海况不同风速下受到平台运动影响的气动力特性进行数值模拟, 结果与 FAST 计算得到的数据具有良好的一致性。Tran 等人 (Tran, 2015) 分别用势流方法和 CFD 方法对 DeepCWind 半潜式风机平台的水动力性能进行了研究。分析了不同湍流模型对于计算结果的影响, 同时进行了网格收敛性验证以及时间步收敛性验证, 并与现有的标准数据进行对比从而对计算结果的可靠性进行验证。周胡 (2014(b)) 采用基于 OpenFOAM 开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器模拟风电场基座与波浪的相互作用, Zhao (2015) 和 Cheng (2015) 同样基于 OpenFOAM 比较分析了在风机停转和正常工作情况下平台运动的水动力学特性, 结果表明浮式风机平台的纵摇和纵荡运动明显受到风机气动载荷的影响。Dunbar 等 (Dunbar, 2015) 则基于 CFD 开源代码平台 OpenFOAM 进行了带自由面物体六自由度强耦合模块的开发, 并对 DeepCWind 的半潜式平台水动力性能进行了计算, 通过与 FAST 软件计算的结果进行对比, 验证了该模块的可靠性。

由于上述 Morison 公式法和势流理论方法计算效率高, 且能满足一些基本的工程要求, 而计算流体力学方法对网格精度以及计算资源有较高的要求, 因此很长一段时间 CFD 方法都限制在理论研究领域。然而随着计算机技术的发展, 计算资源的限制不再显著, 因此在浮式支撑平台的水动力研究领域, CFD 方法也受到越来越多学者的青睐。

(4) 对系泊系统的数值模拟

在浮式风机系统中, 系泊系统也将很大程度影响浮式风机支撑浮体的运动响应, 因此对系泊系统所提供的系泊载荷的准确预报也是非常关键的问题。按照几何形态系泊系统可以分为两类, 悬链线式和张紧式。当前对浮式风机平台的系泊系统的分

析主要有集中质量法、细长杆理论和有限元方法 (Lin, 2015)。Chen 等 (Chen, 2001) 基于完全时域耦合法和将锚链等效为具有一定刚度弹性振子的准静态法对 Spar 型浮式风机基础的运动响应特征进行了研究。Hall 等 (Hall, 2015) 介绍了一种集中质量锚泊缆线模型, 并用于 DeepCwind 半潜式风机进行模拟。Goldschmidt 和 Muskulus (Goldschmidt, 2015) 研究了通过耦合连接一定数量风机装置的悬链式锚泊系统, 分析了减少锚泊缆和锚点数量的可能性以达到节约成本的目的。Benassai 等 (Benassai, 2014) 针对三立腿支撑结构浮式风机的悬链线锚泊系统进行了数值分析, 表明平台准许漂移距离和锚泊缆形态会对锚泊系统重量产生重大影响。Lupton 和 Langley (Lupton, 2016) 利用频域方法给出了低频慢漂运动对浮式风机平台的影响, 考虑了不同的平台尺寸, 锚泊特性和波浪条件。结果表明相对其他大型浮式结构, 慢漂运动对浮式风机的影响较小。

(5) 浮式支撑平台新概念的提出

浮式风机的支撑平台大多借鉴于传统海上油气开发应用的平台类型, 同时要考虑浮式风机作业环境和作业要求的特殊性。区别于海上石油开发平台, 深海浮式风机支撑平台出于经济性考虑, 其尺寸相对较小, 但仍旧需要支撑风机在复杂恶劣的海况下进行正常作业, 保障浮式风机系统整体的稳定性, 同时为浮式风机提供良好的作业条件, 这就对浮式支撑平台的水动力性能提出了更高的要求。为了更好地满足浮式风机地作业要求, 大量学者基于传统海洋平台的基本形式进行改良提出了一些新型浮式风机支撑平台形式。

Cermelli 等人 (Cermelli, 2004) 提出了一种适合于深水边际油气田开发的 Mini-Float 平台概念, 这是一种多立柱式半潜平台, 可以有效避免涡激振动, 并且垂荡板的存在增加了 Mini-Float 的附加质量和阻尼, 在不增加附体总排水量以及减小附体尺寸的前提下, 有效改善了浮式平台的运动性能。Zambrano 等 (Zambrano, 2006) 基于 Mini-Float 平台概念, 研究了一种三风机半潜式浮式平台, 浮体由三个方形立柱组成, 浮式风机分别安装在每根立柱之上。同时还模拟了平台在墨西哥湾极端风暴海况下的六自由度运动特征。李溢涵 (2011) 结合驳船与 Spar 型浮式平台的特点, 概念性地设计了一种海上浮式风机支撑平台, 并用 DeepC 软件对该海上风机模型进行了时域分析。李嘉文 (2014) 在 Spar 型支撑平台的基础上进行修改, 提出了一种包含浮力舱、主动压载舱、桁架结构、垂荡板以及混凝土压载舱等结构的新型浮式风机支撑平台形式。Withee 等 (Withee, 2004) 提出了一种 TLP 和 Spar 相结合的浮式风机支撑平台, 并开发了耦合动力响应程序来预测风机系统在随机风和波浪作用

下的运动响应,通过数值模拟发现其具有良好的水动力学性能。Lee (2005) 提出了两种浮式风机系统的概念设计,并对它们在风浪中的运动响应进行了评估。除了提出新型平台形式外,Rommundt 等 (2012) 还对半潜式浮式风机 (Tri-floater) 的悬链式锚链系统进行优化研究,得到浮式风机锚链最佳长度、角度以及布置方向等参数。此外,结合张力腿 TLP 平台及半潜式平台提出的浸没式张力腿平台 STLTP 在修改设计下运用作浮式风机的支撑平台 (杨家溢, 2017)。

1.2.5 基于 CFD 数值模拟对浮式风机耦合性能分析及国内外研究现状

随着计算机技术的快速发展,计算流体力学 (CFD) 在风机气动力学和海洋结构物水动力学领域取得了突飞猛进的成果,为实现全模型、实尺度浮式风机系统的复杂流场的 CFD 数值模拟提供了必要的支持。粘性 CFD 计算方法不仅可以较真实的还原真实流场情况,而且具备其他方法无法比拟的优势:首先,粘性 CFD 方法可以基于具体的数值模型完成不同浮式风机模型的气动-水动耦合作用下的复杂流场计算;其次,该方法能够方便的获得流场所有信息,从而能帮助人们深入理解浮式风机系统气动力-水动力的耦合机理;第三,可实现全尺度仿真计算;最后,日渐成熟的粘性 CFD 方法在以往的数值预报中也给出了较高的精度与可信度。

由于浮式风机系统气动力-水动力耦合问题的复杂性,全模型、实尺度的 CFD 数值模拟将成最理想的工具。然而对于大型浮式风机,不仅结构复杂,运动形式也更加复杂,如何在浮式风机的耦合模拟中处理好多级物体之间的运动关系,这给利用 CFD 方法研究浮式风机的耦合问题带来了巨大的挑战。

Ren 等人 (2014) 利用商业软件 FLUENT 结合其 UDF 模块,对 TLP 平台支撑下的浮式风机在风-浪联合作用下的耦合性能进行了数值预报,并将数值结果与试验结果做了对比分析。其中的风机部分运用了滑移网格技术,而平台的水动力计算则是运用的 Morison 公式法。Liu 等 (2017) 基于 OpenFOAM 对 OC4 半潜式浮式风机各个模块之间的相互耦合效应进行了数值分析,其中运用了滑移网格技术实现了对浮式风机个结构系统之间相对运动的处理,由于滑移网格技术中只能提供一个旋转自由度的运动,因此在其数值模拟中需要设置多个滑移区域来满足多个自由度运动的需求,这也大大限制了滑移网格技术在浮式风机系统的气动-水动耦合数值模拟中的应用和发展。

重叠网格技术 (Boger, 2010) 可实现多物体之间的多级运动,对于浮式风机中

风机叶片和支撑平台石之间相对独立又相互影响的运动的处理存在较大的优势。Tran 和 Kim 利用计算流体力学商业软件 STAR-CCM+ (Tran, 2016; Tran, 2018) 对 OC4 半潜式浮式风机进行了气动-水动耦合数值模拟, 并且运用了重叠网格技术来处理叶片-平台等多级运动问题。其数值模拟结果与 FAST 计算得到的结果进行对比整体上得到了较好的吻合度, 但是在风机气动功率的最大值上面出现了明显的差异, 同时对系泊载荷的数值预报得到的平均载荷值与 FAST 得到的结果相差达到 32.2%。Leble (2016) 将用于求解风机气动力性能的三维多块结构 CFD 求解器 HMB2 与进行支撑平台水动力性能预报的无网格粒子法 SPH 程序进行结合, 实现了对 10MW 大型浮式风机的在风-浪场中的耦合数值预报。Idaho 大学的 Quallen 等 (Quallen, 2013; Quallen, 2014; Quallen, 2016) 进行了浮式风机系统的两相流全 CFD 模拟, 他们采用重叠网格 (Overset) 技术来处理平台和风机叶片周围的网格运动。

1.2.6 风机叶片气动弹性问题研究及国内外研究进展

风电产业发展的需要致使风机朝着大功率、大尺度趋势发展。目前风机的叶片旋转直径已经达到 164m (Musial, 2017)。未来的发展中, 风机叶片的尺度还会继续增大。此外, 风机叶片的长细比非常大, 即叶片长度与宽度的比值以及长度与厚度的比值都是非常大的。对于细长体, 其气动弹性作用会使得叶片在表面受到气动载荷时会产生一定的弯曲变形, 进而将对风机叶片整体的气动性能产生影响。随着叶片尺度增加, 风机气动弹性对其气动性能的影响将更加显著, 因此在今后的数值模拟中也是不可忽略的因素。

对于风机叶片的气动弹性的数值模拟主要基于气动模拟软件与结构模拟方法的结合。FAST 中将计算风机叶片应用最广泛的叶素动量理论 BEM 与结构变形的模态表达法相结合, 实现了对 NREL-5MW 风机的气动弹性的数值模拟, 而在对新版本的 FAST 程序中, 增加了基于弹性多体动力学 (multibody dynamics, MBD) 方法开发的结构求解模块 BeamDyn。Hansen (Hansen, 2004, Hansen, 2007) 利用同样基于 BEM 和 MBD 开发的 HAWC 求解器分析了风机叶片的气动弹性特征。Ng (2016) 和 Jeong (2013) 将涡格法 (Vortex Lattice Method, VLM) 与 MBD 相结合, 分析了 NREL-5MW 风机的气动载荷特性。Li 等 (2015) 则将 MBD 与 CFD 方法相结合, 并运用了重叠网格技术对风机在湍流场中的气动性能进行了数值模拟, 得到了较好的结果。Heinz 等 (2016) 则结合了 CFD 方法与另一种结构变形求解方法——有限元

法 (Finite Element Method, FEM), 对丹麦科技大学设计的 10MW 风机的弹性变形特性进行了分析。而 Ma 等 (2019) 在致动线理论上结合有限元方法, 提出了一种 ALFBM 方法, 该方法考虑了引起结构非线性变形的三个主要因素, 对结构变形的处理上有较高的精度。

1.3 本论文的主要研究工作

粘性的 CFD 数值方法是目前比模型试验更加经济、高效又比其他数值方法有更高可信度和发展前景的浮式风机气动-水动耦合分析方法。因此, 本论文采用粘性 CFD 方法对浮式风机系统在风浪联合作用下的气动-水动耦合特征进行数值研究。而重叠网格方法可以方便地处理多级物体之间的大幅度相对运动, 为解决浮式风机系统风机旋转与平台独立运动的问题提供了支持。在本论文中, 将通过重叠网格方法处理浮式风机系统风机-塔架-平台多级物体大幅运动, 对风浪联合作用下的浮式风机系统进行气动-水动耦合数值模拟, 预报于风机上的气动力性能以及浮式支撑平台的水动力性能, 并分析平台水动力运动与风机气动力载荷之间的相互耦合效应。本论文的主要研究工作是在课题组基于开源 OpenFOAM 平台结合重叠网格技术开发的海洋工程水动力学求解器 naoe-FOAM-SJTU 的基础上, 拓展和完善求解器的数值造波模块, 实现风-浪耦合环境的数值模拟, 完成风-浪联合作用下的浮式风机系统的气动-水动-系泊的耦合数值预报, 探讨浮式风机多系统之间相互耦合的作用机理。

为了验证求解器的可靠性, 分别对风机气动载荷的数值预报和平台水动力响应问题进行了单独的计算和验证。为了更好地分析浮式风机系统的耦合作用机理机制, 首先对单独风机在均匀定常风作用下进行了气动力模拟, 然后分别讨论了塔影效应和风剪切效应对风机气动性能的影响; 同时, 对无风机影响的浮式支撑平台在波浪下的运动响应进行了数值计算分析。而后, 将风机的气动载荷简化为定常的力与力矩的形式将其作用在浮式支撑平台上, 探讨风机气动载荷对支撑平台水动力响应的影响; 同时, 将浮式支撑平台对风机的作用效果简化为围绕系统运动中心的周期性的运动, 分析平台运动对风机气动载荷的影响效果。进而, 分别对 Spar 型浮式风机和半潜式浮式风机系统进行整体的气动-水动-系泊耦合数值模拟, 分析讨论浮式风机各个系统之间的相互耦合效果, 对比分析两种浮式平台设计的整体性能。

1.4 本论文主要创新点

本论文的主要创新点：

一、在求解器 naoe-FOAM-SJTU 基础上，首次开发了风-浪场的数值模拟模块，拓展了求解器的功能，为浮式风机气动-水动耦合复杂流场问题研究提供了全粘流数值工具。

二、通过一系列数值模拟分析验证了求解器的可靠性和适用性，并利用该求解器成功实现了对 Spar 型浮式风机和半潜式浮式风机的气动-水动耦合模拟。

三、通过对两种浮式风机气动-水动耦合复杂流场的直接精细化数值模拟和对比分析，揭示了浮式风机气动载荷与支撑平台动力响应之间的耦合作用机理。

第二章 基本数值方法与求解器拓展

本论文的主要研究工作是对浮式风机系统的 CFD 数值模拟。数值模拟采用的基本求解器是课题组基于开源 CFD 软件包 OpenFOAM 自主开发的结合了重叠网格技术的 naoe-FOAM-SJTU 求解器，通过修改其中的数值造波模块，拓展了数值风-浪场的数值模拟，实现了对浮式风机气动-水动耦合复杂流场问题的数值模拟。本章主要介绍在浮式风机数值模拟中应用的基本数值理论，探讨重叠网格技术在解决多级物体运动中的优势，并在此基础上形成了浮式风机系统的耦合求解器。

2.1 浮式风机气动-水动全流程数值模拟的整体思路和基本流程

浮式风机系统的作业环境复杂，如下图 2-1 所示。首先从浮式风机系统所受的环境载荷来讲：浮式风机的上部风机和塔架的水面以上部分位于空气流场中，受到气动载荷的作用；而平台处于水与空气的交界面，要受到波浪载荷的作用，同时支撑平台还要受到系泊系统的约束载荷的作用以限制其运动；此外，还有水的浮力与平台自身的重力等作用。而浮式风机气动载荷是在计算支撑平台六自由度运动时不可缺少的一个部分，同时浮式支撑平台的运动会严重影响上部风机的气动力性能，此外结构物与风浪场之间也存在相互作用。

因此在对浮式风机进行整体耦合分析时，将整个浮式风机系统放在同一个流体计算域中进行计算是十分必要的。而对于整体求解的整体计算可以总结为图 2-2 所示流程。在本论文中，流场求解采用的是基于开源 CFD 软件包 OpenFOAM 开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器。利用数值造波模块，实现风-浪-流场的输入；通过求解不可压的两相流 N-S 方程，计算流场速度及压力等分布情况；通过流场信息计算风机的气动载荷、支撑平台的水动力载荷；通过系泊模块利用锚链线的拉伸、位移状态计算系泊载荷；利用六自由度运动模块求解浮式风机系统的运动响应；结合重叠网格技术，针对浮式支撑平台与风机实现各个部分网格的移动。

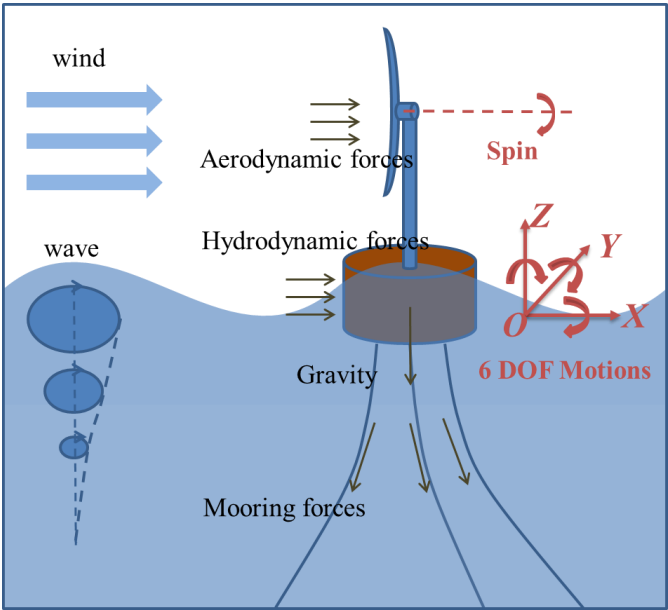


图 2-1 海上浮式风机面临的复杂环境载荷及运动响应

Figure 2-1 Complicated environmental loads and motion responses on floating offshore wind turbines

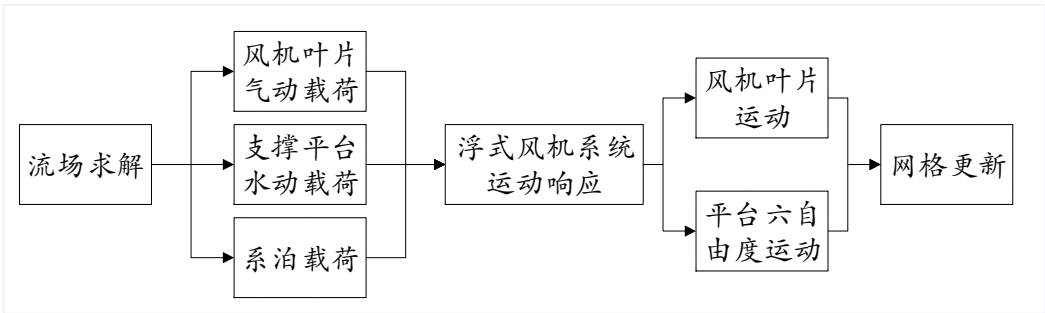


图 2-2 浮式风机气动-水动耦合复杂流场数值模拟基本流程

Figure 2-2 Basic diagram for aero-hydrodynamic simulation of floating offshore wind turbine

2.2 基本理论

浮式支撑平台的风机叶片作业在空气场中，而浮式支撑平台则处在空气-水两相流场交界的自由面（主要部分在水中，同时还有小部分位于空气场之中）。此外，对于没有热源的低速（马赫数 $Ma<0.3$ ）空气场，可以视作不可压缩流体（Sanderse, 2009）。在本论文中数值模拟中，计算产生的最大马赫数在风机叶片的叶尖位置，而

在风机的最大设计额定转速下，叶尖速度引起的流场最大马赫数也只有 0.23，因此空气场也可看作不可压缩的流场。在此基础上，为了实现气动-水动强耦合数值模拟，本论文中对于风机的气动性能和浮式支撑平台的水动性能的数值模拟过程中将对整体的气-液两相流场进行非定常两相不可压 N-S 方程的求解。

2.2.1 控制方程

对浮式风机的气动-水动强耦合数值模拟中，对整体流场求解的是非定常两相不可压的雷诺平均 RANS 方程：

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (2-1)$$

$$\frac{\partial \rho \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho (\mathbf{U} - \mathbf{U}_g) \mathbf{U}) = -\nabla p_d - \mathbf{g} \cdot \mathbf{x} \nabla \rho + \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla \mathbf{U}) + (\nabla \mathbf{U}) \cdot \nabla \mu_{eff} + f_\sigma + f_s \quad (2-2)$$

式中， $\mathbf{U}$ 代表计算域中的速度场， $\mathbf{U}_g$ 表示网格节点速度。 $p_d = p - \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{x}$ 为动压力，其中的 p 为总压力， $\rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{x}$ 为由水深决定的静水压力， ρ 为流体密度，在两相流体域中为由两相流体的混合比例来决定（详述见 2.2.2 节）， $\mathbf{g}$ 为重力加速度。 $\mu_{eff} = \rho(\nu + \nu_t)$ 为有效动力粘性系数，其中 ν 表示运动粘度系数， ν_t 则代表涡粘度系数。 f_σ 和 f_s 为两个源项，分别代表表面张力与消波区的作用。

为了实现 RANS 方程的封闭性以完成对方程的有效求解，需要引入湍流模型。在本论文的数值模拟中，湍流模型采用的是由 Menter 提出的两方程 SST $k-\omega$ 模型（Menter, 1994）。SST $k-\omega$ 模型是目前 CFD 数值计算中应用最为广泛的湍流模型。该模型通过将标准的 $k-\omega$ 模型和标准的 $k-\varepsilon$ 模型以混合函数结合到一起，结合了标准 $k-\omega$ 和标准 $k-\varepsilon$ 模型的优点。其中的湍动能 k 和湍流耗散率 ω 满足下面的定义：

$$\begin{aligned} \frac{\partial k}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U} k) &= \tilde{G} - \beta^* k \omega + \nabla \cdot [(\nu + \alpha_k \nu_t) \nabla k] \\ \frac{\partial \omega}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U} \omega) &= \gamma S^2 - \beta \omega^2 + \nabla \cdot [(\nu + \alpha_\omega \nu_t) \nabla \omega] + (1 - F_1) CD_{k\omega} \end{aligned} \quad (2-3)$$

式中， k 和 ω 分别为湍动能和湍动耗散率。 F_1 为混合函数，通过该函数可以实现在近壁面处采用标准 $k-\omega$ 模型，而在远离物体区域采用 $k-\varepsilon$ 模型。

2.2.2 两相流求解及自由面捕捉

本论文探讨浮式风机在风浪作用下的气动-水动耦合问题，数值模拟的流场为气-水两相流场，求解的控制方程即为两相流 RANS 方程。其中公式（2-2）中的密度 ρ 和粘度 μ 等参数为两相流体的混合值。因此在求解控制方程之前，首先要确定流场

中流体密度 ρ 和粘度 μ 的分布情况。在本论文中,采用目前在基于有限体积法的 CFD 求解器中应用最为广泛的 VOF 方法 (Rusche, 2003; Berberović, 2009) 来求解气-液两相流问题。该方法引入体积分数 α 的概念,并通过体积分数 α 来计算混合流体的密度和动力粘性系数等参数的取值:

$$\begin{cases} \rho = \alpha\rho_l + (1-\alpha)\rho_g \\ \mu = \alpha\mu_l + (1-\alpha)\mu_g \end{cases} \quad (2-4)$$

其中, α 是体积分数,取值范围定义在 0 到 1 之间,0 代表为气体,1 则代表为水,而取值介于 0 到 1 之间则代表两相流体的分界面 (即自由面位置):

$$\alpha = \begin{cases} 0 & \text{空气} \\ 0 < \alpha < 1 & \text{两相流交界面} \\ 1 & \text{水} \end{cases} \quad (2-5)$$

体积分数 α 的确定则是通过求解体积分数的输运方程,首先分别单独求解水和空气体积分数的输运方程:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U}_l \alpha) = 0 \quad (2-6)$$

$$\frac{\partial (1-\alpha)}{\partial t} + \nabla \cdot [\mathbf{U}_g (1-\alpha)] = 0 \quad (2-7)$$

其中,下标 l 和 g 分别代表水和空气项。假定水和空气的速度对自由面的演化为与体积分数呈等比例的贡献,那么整个流场中的有效速度场可以表征为:

$$\mathbf{U} = \alpha\mathbf{U}_l + (1-\alpha)\mathbf{U}_g \quad (2-8)$$

那么公式可以重新写作:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U}\alpha) + \nabla \cdot [\mathbf{U}_r \alpha (1-\alpha)] = 0 \quad (2-9)$$

其中 $\mathbf{U}_r = \mathbf{U}_l - \mathbf{U}_g$ 为相对速度,定义为“压缩速度”。公式中压缩项的数值离散通过自由界面处的速度通量来求解:

$$\mathbf{U}_{r,f} = \mathbf{n}_f \min \left\{ C_\alpha \frac{|\phi|}{|\mathbf{S}_f|}, \max \left(\frac{|\phi|}{|\mathbf{S}_f|} \right) \right\} \quad (2-10)$$

其中,下标 f 表示面单元上的物理量; ϕ 是通量; $\mathbf{S}_f$ 是网格面单元的法向向量, $\mathbf{S}_f$ 的模等于网格面单元的面积; C_α 是压缩系数; $\mathbf{n}_f$ 表征界面上的法向量,通过界面处的网格面上的体积分数梯度求解:

$$\mathbf{n}_f = \frac{(\nabla \alpha)_f}{|(\nabla \alpha)_f + \delta_n|} \cdot \mathbf{S}_f \quad (2-11)$$

公式中的 δ_n 是稳定因子，表征网格的不规则性，定义如下：

$$\delta_n = \frac{\varepsilon}{\left(\sum_{i=1}^N V_i / N \right)^{1/3}} \quad (2-12)$$

其中， N 为计算的总网格量， ε 为小参数，这里取 1×10^{-8} 。这种离散求解方式即简单又具有良好的可靠性和稳定性。

以上便得到了带有人工压缩技术的流体体积 VOF 法。这种方法不仅满足计算流场内体积分数的有界性和守恒性，还大大提高了两相流体界面的捕捉精度，目前在 OpenFOAM 中广泛应用于两相流求解和自由面捕捉问题。由于人工压缩项仅在自由面范围内起作用，在远离自由面的流体域内不受影响，因此可以有效控制数值耗散，并拥有较高的自由液面捕捉精度，同时也省略了为了提高精度而采用高阶的对流项离散格式（Rusche, 2003）。

在公式（2-2）的动量方程中，表面张力源项 f_σ 也是由两相流的体积分配来决定的。表面张力是由水气界面处产生的额外压力梯度导致的，其具体表达形式如下：

$$f_\sigma = \sigma \kappa \nabla \alpha \quad (2-13)$$

其中， σ 为表面应力张力系数，这里取为 $\sigma=0.0734 \text{ kg/s}^2$ ， κ 是自由面的平均曲率，可由下式求得：

$$\kappa = -\nabla \cdot \left(\frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \right) \quad (2-14)$$

2.2.3 平台六自由度运动求解

在 2.2.1 节的控制方程 2-2 中， $\mathbf{U}_g$ 代表网格节点的运动。在常规的动网格技术中通常指网格变形引起的网格节点运动；而在本论文的研究中，采用了重叠网格技术，并且将风机、塔架和平台等结构视作刚体来处理，因此在随体网格中并不存在网格的变形，此时 $\mathbf{U}_g$ 代表随体网格由于结构运动引起的网格节点的速度。

浮式风机系统主要由风机、塔架、浮式支撑平台和系泊系统等几个主要部分组成。塔架固定在支撑平台上，因此与平台的运动完全一致；系泊系统的系泊点在平台上面，因此其运动也由支撑平台决定；风机悬挂于塔架的顶端，在不考虑塔架的

柔性特性的情况下, 风机除了绕自身旋转中心的转动之外, 也会产生随平台的运动。本论文中计及风机气动载荷的数值模拟中, 风轮的转速均为给定值。因此在动量方程 (2-2) 中网格节点运动速度 $\mathbf{U}_g$ 的值时, 需要求解浮式支撑平台的六自由度运动。

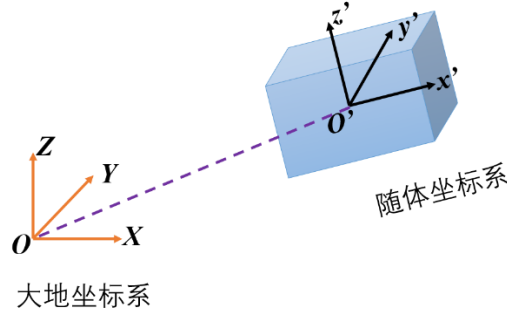


图 2-3 坐标系系统

Figure 2-3 Coordinate system

首先定义两个坐标系: 大地坐标系或称惯性坐标系、随体坐标系或称非惯性系。在惯性坐标系下求解得到平台结构的总体受力为:

$$\mathbf{F}_e = m\mathbf{g} + \mathbf{F}_m + \mathbf{F}_t + \int_{body} d\mathbf{F}_e \quad (2-15)$$

其中, $\mathbf{F}_e$ 表示平台所受外力总和, 包括: (1) 重力 $m\mathbf{g}$, (2) 系泊系统提供的系泊载荷 $\mathbf{F}_m$ (将在下一节 2.2.4 进行详述), (3) 风机所受气动载荷 $\mathbf{F}_t$ (将在 2.2.5 中进行详述), (4) 以及流场对平台结构的作用载荷 (求解过程与 2.2.5 节中气动载荷的求解一致)。

利用两个坐标系之间的转换矩阵, 将大地坐标系下的载荷转换到随体坐标系下:

$$\mathbf{F} = (\mathbf{X}, \mathbf{Y}, \mathbf{Z}, \mathbf{K}, \mathbf{M}, \mathbf{N}) = \mathbf{J}_1^{-1} \mathbf{F}_e \quad (2-16)$$

进而求解刚体的六自由度运动加速度和角加速度:

$$\begin{cases} \dot{u} = X/m + vr - wq + x_g(q^2 + r^2) - y_g(pq - \dot{r}) - z_g(pr + \dot{q}) \\ \dot{v} = Y/m + wp - ur + y_g(r^2 + p^2) - z_g(qr - \dot{p}) - x_g(qp + \dot{r}) \\ \dot{w} = Z/m + uq - vp + z_g(p^2 + q^2) - x_g(rp - \dot{q}) - y_g(rp + \dot{p}) \\ \dot{p} = \frac{1}{I_x} \{ K - (I_z - I_y)qr - m[y_g(\dot{w} - uq + vp) - z_g(\dot{v} - wp + ur)] \} \\ \dot{q} = \frac{1}{I_y} \{ M - (I_x - I_z)rp - m[z_g(\dot{u} - vr + wq) - x_g(\dot{w} - uq + vp)] \} \\ \dot{r} = \frac{1}{I_z} \{ N - (I_y - I_x)pq - m[x_g(\dot{v} - wp + ur) - y_g(\dot{u} - vr + wq)] \} \end{cases} \quad (2-17)$$

式中, (I_x, I_y, I_z) 为结构系统的主转动惯量分量, (u, v, w, p, q, r) 表示随体坐标系下的平台的运动线速度和角速度。

将求解上述方程得到的平台六自由度运动的加速度和角加速度对时间进行积分, 即得到平台六自由度运动的速度和角速度, 进一步对时间积分变可得到平台的运动位移和旋转运动角度。

2.2.4 系泊系统模拟

在本论文的数值模拟中, 浮式风机系统的系泊系统由三根悬链线式的系泊线组成。因此在数值模拟中选择了分段外推法来计算系泊线的受力和变形情况。分段外推法是一种准静态的系泊系统求解方法, 同时考虑了系泊链锁的重力和拉伸变形的影响, 由于加入躺底段的处理, 可以有效处理悬链线式系泊系统。在多种准静态方法中, 分段外推法考虑到了更多的影响因素, 因此对于一般的悬链线式与张紧式系泊系统有更高的预报精度。

分段外推法先对链锁进行分段, 通过对一段求解再外推到下一段, 直至得到最终结果, 因此被称为分段外推法。首先, 将系泊链锁分段为链锁元。选取编号为 i 的链锁元作受力分析, 近系泊端节点编号为 $i+1$, 近锚泊端节点编号为 i , 示意图可参见图 2-4。

图 2-4 中, T_x 、 T_z 和 φ 分别表示各节点处张力在系泊链锁坐标系中的水平分量、垂直分量和张力与其水平分量的夹角, 注意力的方向依图中约定, 与链锁坐标系坐标轴的正反方向并无关系; dl 和 ds 分别表示链锁元拉伸前与拉伸后的长度; ω 为单位长度链锁元在水中的重量, D 和 F 分别为单位长度链锁元所受流场作用力的法向与切向分量, 单位均为 N/m ; U 为链锁元附近流场速度矢量, 左下角小图中将其依链锁元分解为法向分量 U_N 和切向分量 U_T 。

在水平与垂直方向建立链锁元受力平衡方程:

$$\begin{cases} T_{xi+1} - T_{xi} - F_i ds \cos \varphi_{i+1} - D_i ds \sin \varphi_{i+1} = \rho g A \Delta z' \cos \varphi_{i+1} \\ T_{zi+1} - T_{zi} - F_i ds \sin \varphi_{i+1} + D_i ds \cos \varphi_{i+1} - w_i dl = \rho g A \Delta z' \sin \varphi_{i+1} \end{cases} \quad (2-18)$$

式中, ρ 为流体密度, g 为重力加速度, A 为链锁截面积, $\Delta z'$ 为两端节点的垂向距离。两等式右端项表示链锁元两端的流体压力修正项。这是由于链锁元两端实际上不受流体压力, 但在求浮力时按其排水体积计算, 两端流体压力也已记入, 故需要扣除。此外, 当分段数量足够多时, 链锁元可近似看作直线段, 这样在将流场力

与两端流体压力修正项分解为水平与垂直分量时，可以取 $i+1$ 节点处的张力与水平分量的夹角 φ_{i+1} 作为夹角。

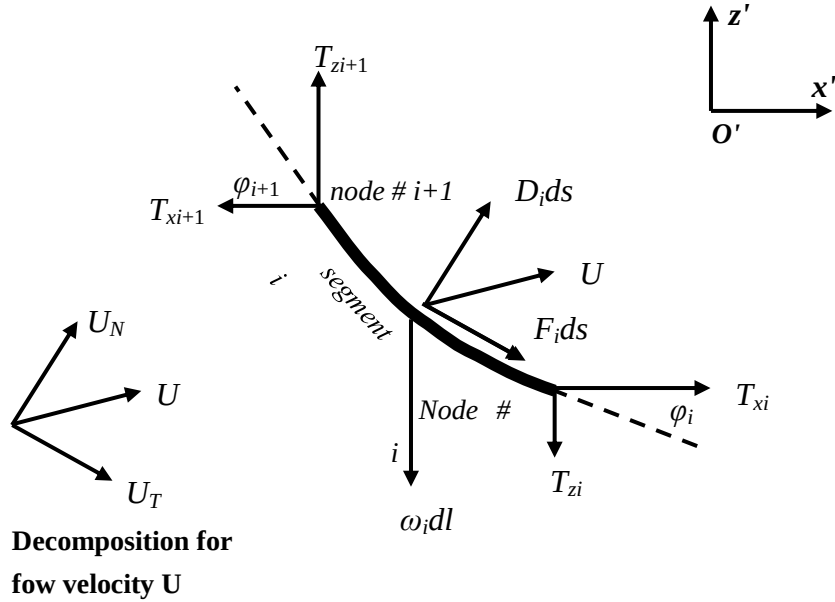


图 2-4 链锁元受力分析示意图

Figure 2-4 Diagram of force analysis on a segment

单位长度链锁元所受流场作用力的法向与切向分量由 Morison 公式计算得到：

$$\begin{cases} D_i = \frac{1}{2} \rho C_{DN} D U_N^2 \\ F_i = \frac{1}{2} \rho C_{DT} (\pi D) U_T^2 \end{cases} \quad (2-19)$$

式中， ρ 为流体密度， C_{DN} 和 C_{DT} 分别为链锁的法向与切向阻力系数； D 为链锁元直径； U_N 和 U_T 分别为流场速度的法向和切向分量。

除了受力平衡方程，链锁元还存在节点坐标与拉伸长度之间的几何关系：

$$\begin{cases} ds \cos \varphi_{i+1} = |x'_i - x'_{i+1}| = \Delta x' \\ ds \sin \varphi_{i+1} = |z'_{i+1} - z'_i| = \Delta z' \end{cases} \quad (2-20)$$

$\Delta x'$ 和 $\Delta z'$ 分别表示两端节点的水平与垂向距离。

此外，由链锁元张力和拉伸变形之间的关系还可以得到：

$$ds = dl \left(1 + \frac{T_{i+1}}{EA} \right) \quad (2-21)$$

将式 2-18 代入式 2-16 中，并交换变量位置，可以得到：

$$\begin{cases} T_{xi} = T_{xi+1} - F_i \Delta x' - D_i \Delta z' - \rho g A \Delta z' \cos \varphi_{i+1} \\ T_{zi} = T_{zi+1} - F_i \Delta z' + D_i \Delta x' - w_i dl - \rho g A \Delta z' \sin \varphi_{i+1} \end{cases} \quad (2-22)$$

利用 2-17 到 2-20 这四个等式，再添加一定的边界条件，就可以求解系泊链锁。

2.2.5 风机气动载荷的预报

通过对前述控制方程的求解，可以得到流场中速度场和压力场的信息，进而通过对结构表面进行积分，即可得到相应的流体载荷。

作用在结构表面单元上的力由粘性力和压力构成，在大地坐标系中表示为：

$$dF_e = \tau \cdot d|S_e| + p dS_e \quad (2-23)$$

式中，下标 e 代表该求解过程是在大地坐标下进行的。 F_e 为作用在结构表面上的力， S_e 是结构表面单元指向结构内侧的法向向量； p 为压力， τ 为剪切力。压力项 p 表示动压力和由水深引起的静压力的和：

$$p = p_d + \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{x} \quad (2-24)$$

而剪切应力张量则通过流体速度场求解得到：

$$\tau = -\rho \nu_{eff} \cdot dev(\nabla \mathbf{U} + \nabla \mathbf{U}^T) \quad (2-25)$$

式中， dev 代表二阶张量的偏分量，对于任意张量 $\mathbf{T}$ 有：

$$dev \mathbf{T} = \mathbf{T} - \frac{1}{3} \mathbf{I} \cdot tr \mathbf{T} \quad (2-26)$$

由于，

$$tr(\nabla \mathbf{U} + \nabla \mathbf{U}^T) = 2 \left(\frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial U}{\partial z} \right) = 0 \quad (2-27)$$

因此，可得剪切应力 τ 的表达式：

$$\tau = -\rho \nu_{eff} \cdot (\nabla \mathbf{U} + \nabla \mathbf{U}^T) \quad (2-28)$$

通过对叶片表面的粘性力和压力进行积分，即可得到流场作用在叶片上的气动

载荷：

$$\mathbf{F}_e = \int_{blade} d\mathbf{F}_e \quad (2-29)$$

2.3 重叠网格技术

在浮式风机系统的气动-水动耦合数值模拟中，存在复杂的多级运动现象：首先是浮式支撑平台在波浪中的六自由度运动响应，同时还有风机的绕轴旋转运动。传统的动网格技术无法实现对这种多级运动物体的数值模拟。因此，本论文中引入重叠网格技术来处理风机与平台的多级运动问题。重叠网格的基本思想是将每一个运动的部分单独划分网格，嵌入到背景网格中；不同网格间会有重叠的部分，经过挖洞等预处理将计算域以外的网格排除；剩余的网格在重叠区域通过建立插值关系来实现多套网格之间流场信息的交换，从而达到整体求解的效果。

2.3.1 多级物体运动处理

重叠网格在处理物体大幅运动与多级运动问题上有着巨大的优势，这得益于它自身的网格系统结构。重叠网格方法引入多级物体运动的概念，对各级运动的结构物行网格划分：最高一级为背景网格，可以根据需要选择背景网格固定或者运动，在本论文中，背景网格是固定没有运动的；第二级称作父对象，选择承载研究对象整体运动的主体结构划分相应的随体网格，例如本论文中选择浮式支撑平台为第二级对象；第三级称作子对象，选取在第二级的整体运动基础上产生自身运动的附体结构划分对应的随体网格，对于浮式风机系统，风机叶片除却伴随平台的六自由度运动，还有风机转轴的自身旋转运动，因此将风机结构划分为第三级对象。对于运动更加复杂的系统，还可以继续划分更多的网格系统。

在处理结构的多级运动问题时，则是从较低级对象的网格开始：首先移动第三级的风机的随体网格系统。例如，假设风机叶片在下一时刻的旋转角度为 α ，通过风机转轴的矢量为 $\mathbf{n}(n_1, n_2, n_3)$ ，则网格节点的运动可以通过下式求解：

$$\mathbf{X}_{blade}^n = \begin{bmatrix} c + n_1^2(1-c) & n_1n_2(1-c) - n_3s & n_1n_3(1-c) + n_2s \\ n_1n_2(1-c) + n_3s & c + n_2^2(1-c) & n_2n_3(1-c) - n_1s \\ n_1n_3(1-c) - n_2s & n_2n_3(1-c) + n_1s & c + n_3^2(1-c) \end{bmatrix} (\mathbf{X}_{blade}^0 - \mathbf{P}_a) + \mathbf{P}_a \quad (2-30)$$

式中， $c = \cos\alpha$ ， $s = \sin\alpha$ ， $\mathbf{X}_{blade}^0$ 为风机网格的初始位置， $\mathbf{X}_{blade}^n$ 是经过旋转运动后，对应

网格的位置。 $\mathbf{P}_a$ 是位于风机旋转中心轴上的一点。值得注意的是这个位置变换是在随体坐标系下展开的。

第二步同时处理第二级网格和第三级网格的整体运动，即浮式风机系统对环境载荷下的六自由度运动响应。根据 2.2.3 节中的六自由度运动求解方法求解系统的整体运动，并根据该六自由度运动响应预报出网格节点的移动情况（包括平台随体网格以及经过第一步旋转之后的风机的随体网格），如下：

$$\mathbf{X}_{plt}^n = \mathbf{J}_1 \cdot (\mathbf{X}_{plt}^0 - \mathbf{X}_{rot}) + \mathbf{X}_{rot} + \boldsymbol{\eta}_1 \quad (2-31)$$

式中， $\mathbf{X}_{plt}^0$ 为移动网格的初始位置（在这里移动网格包括浮式支撑平台的随体网格和上一步中已经做出旋转运动的风机随体网格）， $\mathbf{X}_{plt}^n$ 是经过平动和转动后对应网格的位置； $\mathbf{X}_{rot}$ 是系统的旋转中心； $\mathbf{J}_1$ 是表示系统旋转运动的转换矩阵； $\boldsymbol{\eta}_1$ 代表系统的平动位移。

接下来是对背景网格的处理，将特定的运动赋给背景网格节点。由于在本论文的数值模拟中，背景网格设置为固定的，不需要进行这一步的处理。

2.3.2 插值关系的建立

重叠网格方法的核心在于多套网格之间的信息交换，因此需要建立有效的插值关系。本论文中，这种插值关系的建立是通过由 SUGGAR++ (Noack, 2009) 程序计算而得的 DCI 数据来实现的。

图 2-5 中红色虚线表示的结构化网格即为背景网格，黑色曲实线网格则代表结构物的随体网格。两套网格之间存在一定的重叠区域。在运用重叠网格方法之前首先要了解在重叠网格系统中存在的 5 个基本网格类型：活动单元、洞单元、插值边界单元、贡献单元、孤点单元。图中的随体网格部分分做了三个部分分别由紫色、绿色和蓝色来染色标记，分别对应于：(a) 洞单元，排除在计算域之外，不参与流场计算；(b) 插值边界单元，从其他网格系统中接收流场信息的网格单元，位于洞单元和活动单元之间；(c) 活动单元，即正常参与流场计算的网格单元，反应实际流场求解信息；(d) 贡献单元，每一个插值边界单元需要在另外一套网格中寻找可供提供流场信息的贡献单元来进行流场信息的插值，如图中上半部分中黄色标记的几个背景网格单元，以及图中下半部分黄色标记的几个随体网格单元；(e) 孤点单元，在重叠网格方法中存在的一种特殊插值边界单元，该类插值边界单元找不到对应的贡献单元，往往出现在两套网格之间没有足够多的重叠单元的时候，在数值计算是

要尽量避免孤点单元的出现或者减少其数量。

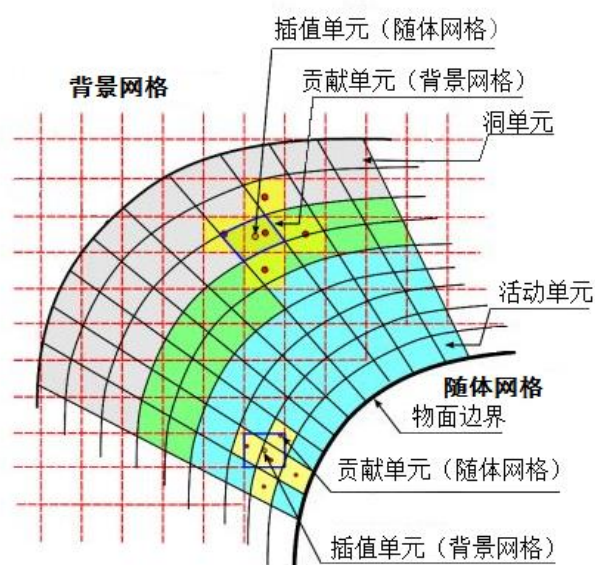


图 2-5 重叠网格示意图

Figure 2-5 Diagram of overset grid

上述所有的网格单元信息，包括每一个单元的属性、插值单元与贡献单元的匹配和插值关系，统称为计算域连接信息（Domain Connectivity Information, DCI）。通过 DCI 数据建立起重叠网格之间的数据交换和插值关系需要几个关键的步骤：

（1）重叠网格技术的第一步是搜寻和标记洞单元，也称作挖洞过程：通过挖洞算法（这里用的是八叉树结构（Noack, 2005; Noack, 2003））遍历所有网格单元，判断是否在计算域之外，从而将网格单元标记为参与计算的活动单元或者是排除在计算域之外的洞单元。详细过程可参见相关 naoeFoam-os 用户手册（Shen, 2015）。在洞单元和活动单元之间还需要布置两层插值边界单元，这些单元由挖洞后与洞单元相邻的单元转换而来。

（2）搜索贡献单元。在布置好插值边界单元之后，接下来就是要为它们寻找和分配贡献单元。背景网格的每一个插值边界单元要在对应的随体网格中搜寻为其提供插值信息的贡献单元，例如上图中的下部分的黄色区域所示；而随体网格的插值边界单元需要在背景网格中寻找对应的贡献单元提供流场信息，如上图中的上部分的黄色区域所示。同时，SUGGAR 根据数据存储格式的不同（单元定点或者单元中心两种格式），采用不同的贡献单元组成。

（3）求解插值系数（权重系数）。经过上述两步操作，已经完成了插值边界单

元和贡献单元的匹配关系，接下来就是分配贡献单元的插值系数，即计算每一组插值边界单元和贡献单元的插值权重系数，并根据下列公式进行插值：

$$\varphi_I = \sum_{i=1}^n \omega_i \times \varphi_i \quad (2-32)$$

其中， φ 表示任意流场信息，如速度、压力等； ω_i 是第 i 个贡献单元的插值系数（权重系数）； φ_i 是第 i 个贡献单元的流场信息值； φ_I 是插值边界单元的对应值。此外所有插值系数均需无因次化，并满足条件：

$$\sum_{i=1}^n \omega_i = 1 \quad (2-33)$$

同样针对不同的数据存储格式，SUGGAR 提供不同的插值权重系数求解方法，这里不做详述，详细信息可参考相关 naoeFoam-os 用户手册（Shen, 2015）。

（4）优化重叠区域。完成上述三个步骤，便可以实现多套网格之间的数据插值和信息交换。但是，为了提高计算的效率和精度，在进行数据插值之前还要对多套网格之间的重叠区域进行优化。优化的目的在于减少甚至避免插值边界单元出现在流场中物理信息变化十分剧烈的区域，以及两套网格之间单元尺度差异比较大的区域，以寻找匹配最佳的贡献单元和插值边界单元组合，提高插值精度。

2.4 浮式风机耦合求解器

本论文应用的数值仿真工具为课题组在开源平台 OpenFOAM 上自主开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器。

2.4.1 naoe-FOAM-os-SJTU 求解器整体框架

基于 2.2 节中的介绍的理论基础，课题组在开源软件包 OpenFOAM 的基础上自主开发了 naoe-FOAM-SJTU 求解器。经过多年来的发展和完善，已经是一个具备多模块、多功能的船舶与海洋工程求解器。为了实现对复杂的船舶等海洋结构物大幅运动或多级运动的数值仿真，还将 2.3 节中介绍的重叠网格技术引入到 OpenFOAM 中与 naoe-FOAM-SJTU 求解器相结合。

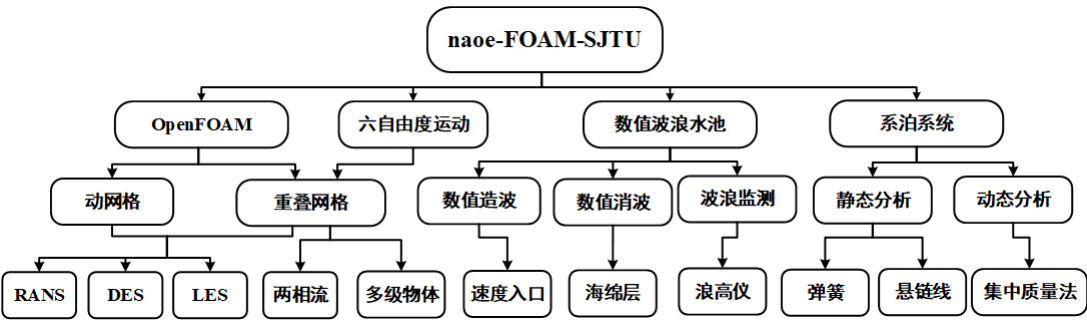


图 2-6 naoe-FOAM-SJTU 求解器基本框架

Figure 2-6 Framework of naoe-FOAM-SJTU solver

如图 2-6 所示，求解器继承了 OpenFOAM 中的基础框架，并在此基础上开发了数值波浪水池模块、六自由度运动模块、系泊系统模块等模块。

2.4.2 六自由度运动模块

基于 2.1.3 节中的理论基础，课题组开发了六自由度运动模块，来处理结构物的运动问题。该模块的主要功能是根据结构物在流场中受到的流体动力、外部载荷、与其他受力系统之间的相互作用来求解结构物的六自由度运动方程，得到结构六自由度运动的加速度、速度、位移等信息，并将该运动转化为结构物表面各个网格节点的位移变化与速度分布等信息，以更新网格信息，实现结构物与流体之间耦合运动数值模拟。通过六自由度模块可以设置物体的运动维度，可以使 物体在给定的运动方程下进行运动，也可以实现物体在流体力和其他外力作用下的自由运动。

对于浮式风机系统这种包含多级物体运动的复杂问题，引入了重叠网格技术来处理各级物体六自由度运动。重叠网格技术的使用允许结构物的随体网格随着结构物的六自由度运动进行移动，不需要进行网格的重新划分，只需要在多套网格之间建立插值关系。

2.4.3 系泊系统模块

为了实现对系泊系统约束下的海上浮式结构的水动力响应的数值模拟，课题组在 naoe-FOAM-SJTU 求解器中开发了系泊系统模块（刘远传，2014）。该模块除了前面 2.1.4 节介绍的分段外推法外，除此之外还引入了多种系泊系统求解模型，例如弹簧模型，悬链线模型、集中质量法等，如图 2-7 所示。由于本论文的数值模拟中仅用到了分段外推法，其他数值模型这里不再赘述。

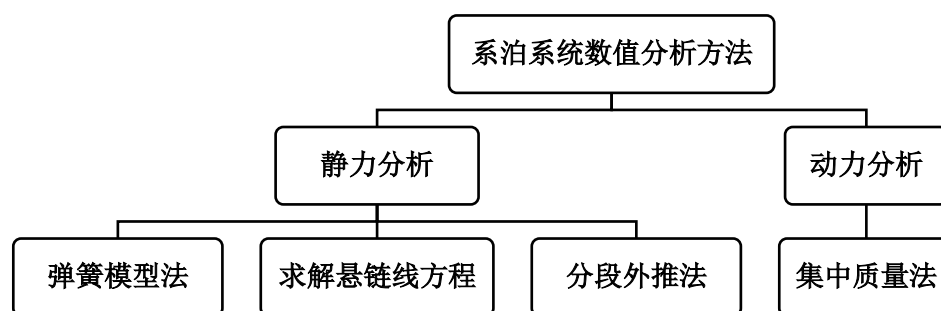


图 2-7 naoe-FOAM-SJTU 求解器中系泊系统模块结构

Figure 2-7 Framework of mooring system module in naoe-FOAM-SJTU solver

2.4.4 数值造波与消波模块

求解器 naoe-FOAM-SJTU 是针对船舶与海洋工程的水动力学数值模拟问题开发的，因此原本就包含数值造波模块。该模块主要包含速度输入式造波与海绵层消波的功能。可实现对规则波与非规则波的数值模拟，包括 1~5 阶的斯托克斯波、JONSWAP 谱和 P-M 谱等不规则波、聚焦波等波浪模型。

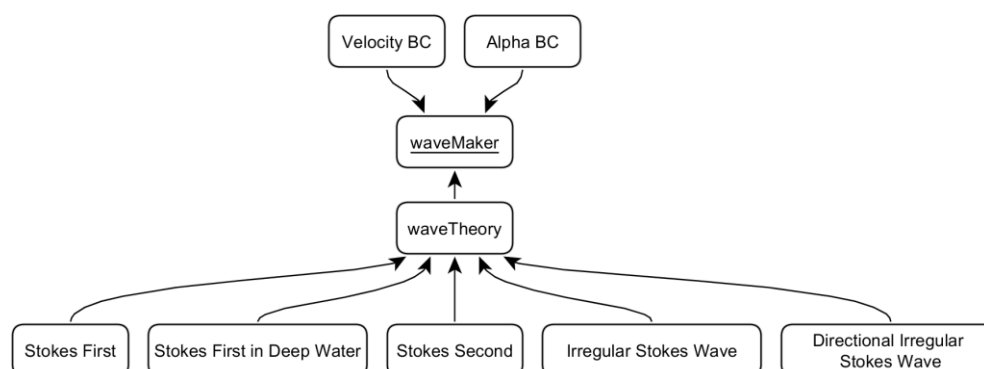


图 2-8 数值造波模块基本框架

Figure 2-8 Framework of the wave generation module

在 naoe-FOAM-SJTU 求解器中，采用了海面层来进行消波，并根据造波边界形状的需求，设定了不同形状的海面层消波区，如矩形消波区域、环形消波区域等。

2.5 数值风-浪场的实现

2.5.1 数值波浪模型

Naoe-FOAM-SJTU 求解器中的数值造波模块为速度输入式造波，即根据波浪类型以及相应的波浪理论，计算波浪入口边界各网格单元的速度 $\mathbf{U}(u, v, w, t)$ 和体积分数 α 值，并且以此作为第一类边界条件（Dirichlet）参与到整个流域的计算中。

以一阶 Stokes 深水波为例，波浪入口边界的速度与自由面高度的表达式如下：

$$\begin{cases} \eta = a \cos(\mathbf{k} \cdot \mathbf{x} - \omega t + \delta) \\ u = a\omega e^{kz} \cos(\mathbf{k} \cdot \mathbf{x} - \omega t + \delta) \\ v = a\omega e^{kz} \cos \chi \cos(\mathbf{k} \cdot \mathbf{x} - \omega t + \delta) \\ w = a\omega e^{kz} \sin \chi \cos(\mathbf{k} \cdot \mathbf{x} - \omega t + \delta) \end{cases} \quad (2-34)$$

其中， η 表征波高， u ， v ， w 分别代表入口边界上某一点的三个速度分量，向量 $\mathbf{k}$ 是入射波波数， δ 为相位角，而 x 则是入射波的方向。

而入口边界上任一网格单元的流体体积分数 α 则需要通过该点与自由面的位置关系判断。即如果单元所有顶点都位于自由面之上（ $z_i > \eta$ ），则说明该单元位于空气中，即 $\alpha=0$ ；反之当所有面单元顶点都在自由面以下（ $z_i < \eta$ ）时，则说明该单元位于液体场中，即 $\alpha=1$ ；此外，当边界面单元中有一部分位于自由面以上，而另一部分位于自由面以下时（ $z_{\max} < \eta < z_{\min}$ ），说明该单元位于自由面，则其体积分数做如下定义：

$$\alpha = \frac{S_w}{S_0} \quad (2-35)$$

其中， S_0 为该单元的面积， S_w 代表该面单元中位于自由面以下部分的面积。

在数值模拟中，为了避免波浪在边界处产生反射引起计算数值误差，naoe-FOAM-SJTU 求解器中的数值造波模块同时还添加了海绵层消波。其消波原理是通过在动量方程（2-2）中添加一个消波的源项 f_s ，该项可以表达为：

$$f_s(x) = \begin{cases} -\rho\alpha_s \left(\frac{x-x_s}{L_s} \right)^2 (\mathbf{U} - \mathbf{U}_{\text{ref}}) & \text{海绵层内} \\ 0 & \text{海绵层外} \end{cases} \quad (2-36)$$

其中， x_s 为消波区的起始位置， L_s 代表消波区的长度； α_s 为消波粘性系数。式中的相对速度项 $\mathbf{U}_{\text{ref}}$ 用于确保计算过程中的流体质量守恒。目前求解器中能够选择的消波

区形状有矩形和圆柱形两种。图 2-9 所示为 naoe-FOAM-SJTU 求解器中速度输入式造波边界与海绵层消波区示意图。



图 2-9 数值造波边界与海绵层消波区示意图

Figure 2-9 Inlet boundary for wave generation and sponge layer for wave absorption

2.5.2 风速模型的建立

由于本论文研究的问题是浮式风机在风-浪联合作用下的耦合特性，因此需要在基础造波模块上进行拓展，以实现风-浪场的数值模拟。在风与浪联合模拟时，入口边界设置为两个部分，由自由面进行分割：自由面以下部分为水，与原本的数值造波模块是相同的；而在自由面以上的空气场中，则是风速输入部分。考虑到风剪切的效应（Archer, 2005），风速输入设置了多个剪切模型。受到地面或者海面的剪切效应，风速在经过长时间的演化过程后会呈现出在一定范围内随高度增加的趋势，因此在风速输入模型中，针对风剪切效应，提出了多种风速输入的剪切模型。风速定义为三个分量：

$$\mathbf{U} = (u, v, w) \quad (2-37)$$

其中， (u, v, w) 代表风速的三个速度分量，均为定常值，在初始计算时进行设置。通常情况下，风速为水平方向分布，因此其垂向分量 w 设置为 0；而对于水平分量 u 和 v ，都可以定义为随高度 z 变化的函数，且两个速度分量随高度变化的规律是相同的。

本论文依据水平速度分量的变化规律，在数值造波模块中引入了下面三种常见的风速剪切模型：

1. 均匀速度入口模型。该模型是最简单的速度输入模型，即将自由面以上的空气场的速度输入设置为均一值，不随高度变化：

$$V(z) = V_h \quad (2-38)$$

这里, $\mathbf{V}(z)$ 表示距离地面或者海平面高度为 z 位置处的风速, 在该模型中不随高度值 z 变化; h 是一个风速参考高度, 这个参考高度通常取风机转轴所在高度; $\mathbf{V}(h)$ 表示位于参考高度位置处的风速。

2. 线性剪切模型。该模型中给定速度的剪切层厚度与速度变化率。

$$\mathbf{V}(z) = \begin{cases} \mathbf{V}_h \left(\frac{z-H_l}{H_l} \right) & 0 \leq z \leq H_l \\ \mathbf{V}_h & z > H_l \end{cases} \quad (2-39)$$

3. 指数剪切模型。指数和对数变化形式的风剪切模型是目前应用最广泛的风剪切模型。

$$\mathbf{V}(z) = \begin{cases} \mathbf{V}_h \left(\frac{z}{h} \right)^\alpha & 0 \leq z \leq H_l \\ \mathbf{V}_h \left(\frac{H_l}{h} \right)^\alpha & z > H_l \end{cases} \quad (2-40)$$

这里将风速廓线定义为分段函数的形式, H_l 代表风速剪切层的厚度: 在这个剪切层厚度以内, 风速定义为指数率变化; 而在高度大于剪切层厚度时, 风速可设置为不随高度变化的定常值。公式(2-37)中, $\mathbf{V}(z)$ 表示距离地面或者海平面高度为 z 位置处的风速; h 便是一个风速参考高度, 这个参考高度通常取风机转轴所在高度; $\mathbf{V}(h)$ 表示位于参考高度位置处的风速; α 是风速廓线指数。 α 值得选取与地表面粗糙度相关: 在近海海绵、海岸、湖岸、沙漠地区, 取 $\alpha=0.12$; 在田野、乡村、丘陵、乡村以及房屋较系数的小城镇或者城市郊区, 可取 $\alpha=0.16$; 对秘籍建筑群城市市区, $\alpha=0.2$; 而对于有较高密集建筑群的大型城市市区, 取值可达 $\alpha=0.3$ 。

4. 对数剪切模型。

$$\mathbf{V}(z) = \left(\frac{V_*}{\kappa} \right) \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \quad (2-41)$$

式中, $\mathbf{V}(z)$ 表示距离地面或者海平面高度为 z 位置处的风速; V_* 是摩擦速度; κ 代表卡门 (Karman) 常数, 一般取 0.4; z_0 表征的是地面或者海面的地面粗糙长度, 对于海平面通常取 0.0002m (顾钧禧, 1994)。

2.5.3 数值造波模块拓展

在 naoe-FOAM-SJTU 求解器的数值造波与消波模块中, 已经定义了速度输入式的造波方式, 而风-浪流场的输入是通过在求解器已有的数值造波模块上通过增加空

气场速度输入实现的。

在 naoeFOAM-SJTU 的数值造波模块中有两类入口边界条件，分别是 waveTankAlpha 和 waveTankVelocity。其中，waveTankAlpha 通过调用 waveMaker 成员函数 interfaceRatio() 来返回体积分数场，waveTankVelocity 通过调用成员函数 U 来计算并返回速度场。本文需要修改 waveTankVelocity 来实现空气场中风速的表达。

在程序中计算域的入口速度的描述主要是通过分段函数完成的，根据体积分数的数值的大小将入口分为三段，分别是空气段（对应体积分数 $\alpha=0$ ），自由液面段（对应体积分数 $0<\alpha<1$ ）和水下液体段（对应体积分数 $\alpha=1$ ）。原来的程序没有考虑风速的影响，所以需要在空气段入口速度处添加风速 windU，同时为了保证分段函数的连续性，自由液面处的函数也要作适当修改，因此整个入口边界处的速度如下：

$$\begin{cases} \mathbf{U} = \text{wave}(u, v, w), & \alpha = 1 \\ \mathbf{U} = \text{wind}(u, v, w), & \alpha = 0 \\ \mathbf{U} = \alpha * \text{wave}(u, v, w) + (1 - \alpha) * \text{wind}(u, v, w), & 0 < \alpha < 1 \end{cases} \quad (2-42)$$

在数值计算的每一个时间步，在入口边界面上，首先根据(2-34)中的自由面高度 η 的值，判断并计算每个面单元的体积分数值 α ，并分别计算风场速度与波浪场速度分布，进而通过式(2-42)计算任意单元上的速度分布。

由于增加了上部风场的速度输入边界，实现了风、浪同时输入，因此还需对数值消波模块进行相应的修改，以满足整个流域的质量守恒。此时需要对式(2-36)中的相对速度项 $\mathbf{U}_{\text{ref}}$ 进行修改更新，以计入风速的影响。

2.6 数值求解流程

利用结合重叠网格技术的 naoe-FOAM-SJTU 求解器对浮式风机系统进行气动-水动耦合复杂流场数值模拟的基本流程可做如下总结：

0. 初始化流场计算域（初始化流场的边界以及流域内的速度、压力、体积分数、湍动能、湍流耗散率等物理量的初始值）；
1. 依据前一时间步的速度场，求解重叠网格插值方程；
2. 求解两相流 VOF 输运方程，得到两相流体积分数 Alpha；
3. 执行 PISO 循环，求解速度压力耦合方程，得到速度场和动压力场（通常通过 2~3 个循环可以得到收敛的结果）；
4. 求解湍流模型，计算并更新 nut；

5. 求解当前时间步内, 各部分结构在大地坐标系下的力和力矩, 包括风机气动载荷、平台和塔架受到的气动载荷和水动载荷;
6. 通过系泊系统模块, 求解系泊线上的系泊载荷;
7. 将风机的气动载荷以及系泊系统的约束载荷通过转换作用到平台上, 并将大地坐标系下的力和力矩转换成随体坐标系下的力和力矩;
8. 由随体坐标系下的力和力矩计算得到随体坐标系内的运动加速度;
9. 在时域内积分运动加速度, 得到随体坐标系内的速度, 进而得到平台运动位移;
10. 将随体坐标系内的速度、平台的位移转换到大地坐标系内;
11. 由平台位移计算得到平台随体网格以及风机随体网格的位移;
12. 返回步骤 1, 进入下一个时间步的计算。

2.7 本章小结

本章主要介绍了本论文中数值模拟所用到的基本数值方法, 包括基本理论部分, 重叠网格的引入, 以及针对本论文的研究需求在课题组开发的船舶与海洋工程水动力学求解器 `naoe-FOAM-SJTU` 基础上进行的功能完善和开发工作。

基本理论部分首先介绍了数值模拟中求解的基本的流体控制方程和湍流模型, 然后围绕控制方程具体介绍了两相流求解与自由面捕捉、平台六自由度运动预报、系泊系统数值模拟、以及风机气动载荷的计算。本论文中将雷诺时均的 `RANS` 方程作为流场控制方程进行求解; 为了封闭方程组, 实现 `N-S` 方程的有效求解, 本论文中使用了两方程的 `SST  $k-\omega$` 湍流模型; 采用 `VOF` 方法实现两相流问题的求解和自由面的捕捉; 通过求解刚体六自由度运动方程, 预报浮式支撑平台的六自由度运动; 由于本论文中选用的浮式风机系统中系泊系统为悬链线结构, 因此在本论文的数值模拟中主要采用了准静态的分段外推法来计算锚泊系统的载荷; 基于流场求解得到的压力和速度等分布信息, 通过积分得到风机叶片的气动载荷。

与本论文, 因此本论文中应用了求解器中的重叠网格技术来处理浮式风机中叶片旋转与浮式支撑平台六自由度的多级运动耦合问题。因此在第三节中介绍了利用重叠网格技术实现多级物体运动的思路和原理; 并对使用重叠网格技术中最核心的插值关系的建立做了介绍。

基于前面讲述的理论基础, 课题组基于开源平台 `OpenFOAM` 上开发了船舶与海

洋工程水动力学求解器 naoe-FOAM-SJTU。因此在求解器介绍部分首先介绍了 naoe-FOAM-SJTU 求解器的框架结构与包含的基础模块。并简单说明了求解器各个模块的建立及作用。

为了实现对浮式风机气动-水动耦合复杂流场的数值模拟，对求解的数值造波模块进行了修改，增加了多种风速输入模型，完成了风-浪场的数值模拟。

第三章 风机气动力性能计算

浮式风机作为一种海上风能开发装置，对其风机气动性能的准确预报是浮式风机研究中最关键的部分之一。本论文的研究中首先利用开源软件 OpenFOAM 结合重叠网格技术对浮式风机系统中的风机气动性能进行了 CFD 数值模拟，不仅可以准确预报风机在不同风速下的气动载荷，还可有效模拟塔影效应对风机气动性能的影响，预报剪切风场中的非定常气动力特性，并通过对给定风机周期运动的数值模拟实现平台运动对风机气动性能影响的初步分析和探讨。

3.1 NREL-5MW 大型风机的气动力性能数值模拟分析

3.1.1 NREL-5MW 风机模型

本论文中对浮式风机的气动-水动耦合数值模拟中所选用的模型为国际能源署（International Energy Agency，简称 IEA）组织发布的 Wind Task 30 下的 OC4（Offshore Code Comparison Collaboration, Continuation）项目（Robertson, 2014）。该项目中所选用的基准风机是美国国家新能源实验室提出的 NREL-5MW 大型风机。

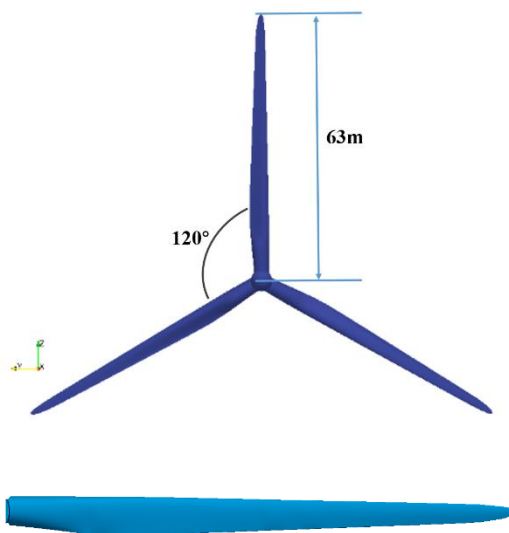


图 3-1 NREL-5MW 基准风机

Figure 3-1 The NREL-5MW Baseline Wind Turbine

NREL-5MW 基准风机（Bazilevs, 2011）是上风向型的三叶片风机，该风机叶片长度 61.5m，风机的轮毂直径为 3m，因此风机的旋转直径为 126m，如图 3-1 所示。风机悬挂在距离平均海平面 90m 高的塔架顶端，风机旋转平面位于塔架上游距离塔架中心轴线 5m 的位置。该风机的设计作业环境为远海区域，远海区域风能质量更高：风能密度大、风速高、风速更加稳定、并且分布更加均匀。因此该风机的设计额定速度为 11.4m/s，对应于 12.1rpm 的风轮转速，以及 80m/s 的额定叶尖速。该风机的关键几何参数如表 3-1 所示。

表 3-1 NREL-5MW 基准风机主要参数

Table 3-1 Main parameters of NREL-5MW Baseline Wind Turbine	
风机参数	数值
额定功率	5 MW
风机类型	上风向型
叶片数量	3
风轮旋转直径	126m
轮毂直径	3m
悬挂高度（塔架顶端高度）	90m
切入、切出风速	3 m/s, 25 m/s
额定风速	11.4 m/s
切入、切出转速	6.9 rpm, 12.1 rpm
额定叶尖速	80 m/s
悬挂点距离塔架中心轴线距离	5 m

3.1.2 计算设定

本论文的数值模拟中应用了重叠网格技术，因此分别建立了背景网格与叶片随体网格。背景网格是对计算域进行网格划分得到的。在这一部分的风机的气动力数值模拟中，不考虑海面或者大气边界条件的影响，因此计算域设置为 600m×320m×320m 的长方体，如图 3-2 所示。在背景网格中，利用 OpenFOAM 自带的网格加密 refineMesh 功能，对风机运转区域和紧随后面的尾流区域进行了三级加密。风机随体网格设置为半径 90m，高度 30m 的圆柱。如图 3-3 所示，利用 refineMesh 功能在随

体网格中对风机叶片结构附近网格进行了三级加密，并在叶片表面铺设了 6 层边界层。随体网格未经加密的基本网格尺度与背景网格进行三次加密后的网格尺度相当，这是为了方便两套网格之间寻找匹配的插值边界单元和相应的贡献单元，提高插值精度。

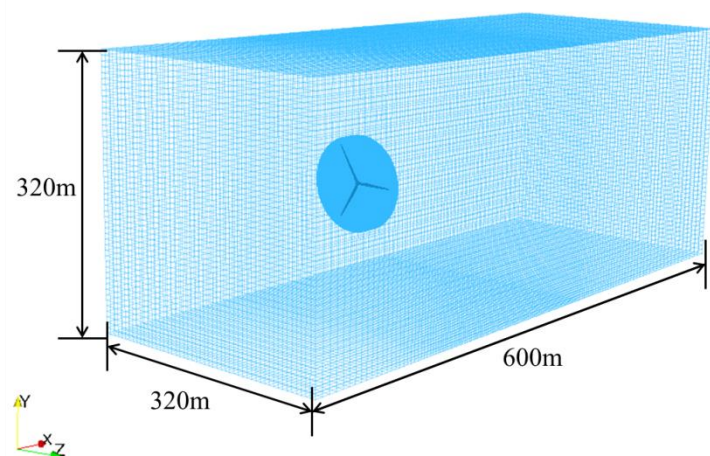
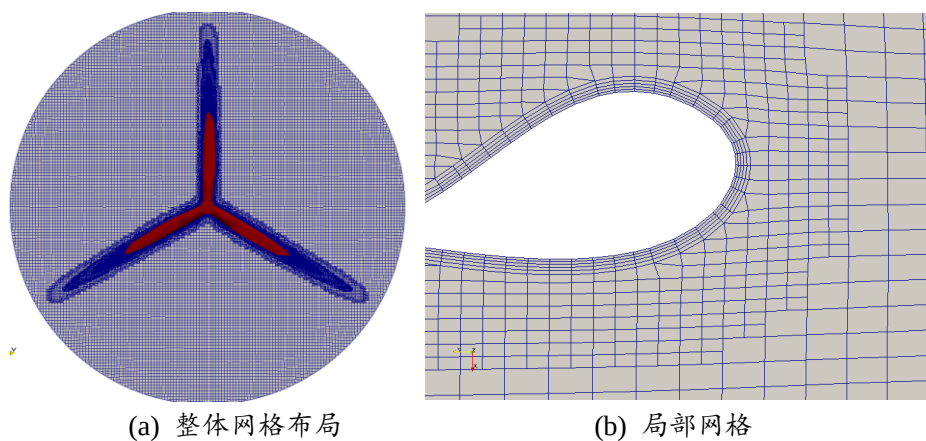


图 3-2 NREL-5MW 风机模型及网格结构

Figure 3-2 Grid setup for simulation domain



(a) 整体网格布局

(b) 局部网格

图 3-3 风机随体网格布局

Figure 3-3 The wind turbine grid system

在本章首先对 NREL-5MW 风机在不同均匀风速下的气动力载荷进行预报，分析其气动性能随风速的变化特性，因此首先对额定风速以内的工况进行了计算分析。该风机设计额定速度为 11.4m/s，对应 12.1rpm 的风轮转速。按照风机的设计，在不

同风速下，风机叶片的旋转速度也是不同的，具体参见表 3-2 的算例编号 1~4。但是海上风速时常会超过额定风速，考虑到结构安全等因素，当风速大于 11.4m/s 时，风机控制系统将采取变桨距角的控制，以降低风机在强风下的气动载荷，在该风速区间内设置的计算工况如表 3-2 中算例编号 5~7。为了了解风速超过额定风速而不对其桨距角进行调整的情况下，风机所承受的气动力载荷情况，本论文中对风速分别为 15m/s，20m/s，25m/s 三个风速条件下的风机叶片不调整桨距角的工况进行了数值模拟，见表 3-2 中算例编号 8~10。当风速高于 25m/s 时，按照设计要求，风机会停止运转以防止过大的气动载荷对叶片结构造成破坏。

表 3-2 计算工况设置

Table 3-2 Simulation cases setup			
算例编号	入口风速 (m/s)	风机叶片旋转速度(r/min)	叶片桨距角(deg)
1	5	7.39	0
2	8	9.16	0
3	9	10.3	0
4	11.4	12.1	0
5	15	12.1	10.45
6	20	12.1	17.47
7	25	12.1	23.47
8	15	12.1	0
9	20	12.1	0
10	25	12.1	0

3.1.3 风机气动力性能分析

通过对风机的气动性能数值模拟，得到流场中速度、压力等物理量的分布信息，进而得到风机叶片所受气动载荷，如图 3-4 所示。将气动推力和扭矩的数值结果与 FAST 计算得到的结果进行比较，吻合较好。虽然 FAST 是基于叶素动量理论 BEM 的数值求解器，对风机的气动力预报中有很多的简化，但是 FAST 在不考虑塔架的单个风机在均匀定常来流条件下的数值模拟还是有较高的精度的。因此，对比结果说明了本论文所用的求解器在对风机气动力性能的数值模拟中有较高的精度。

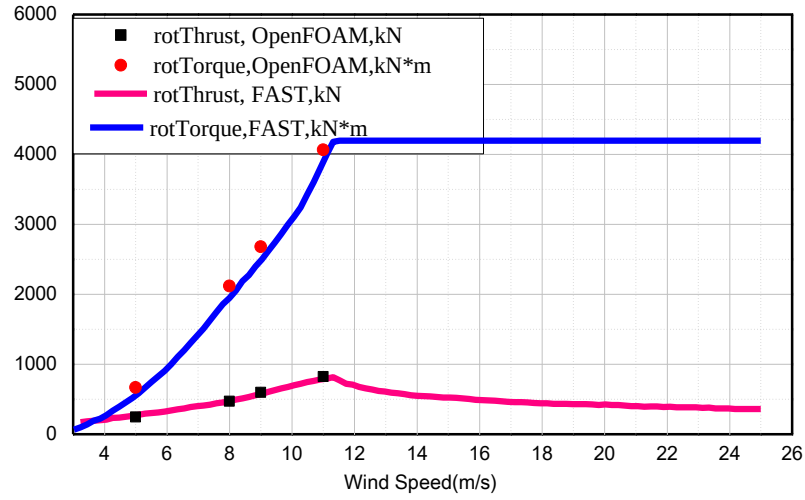


图 3-4 风机气动推力和扭矩

Figure 3-4 Thrust and Torque on wind turbine

从图 3-4 的气动推力和扭矩随风速的变化曲线可以看出，在额定风速以内，当风速增大时，风机的气动推力和扭矩呈现出相同的增长趋势。此时，随着风速的增大，风机叶片的转速也会增加，从而风机叶片与附近的局部流场之间的相对速度增加，进而导致迎风面的压力值增大，而吸力面的压力减小，这一点从图 3-5 中的叶片横截面上的压力系数分布曲线上面即可看出。图 3-5 给出的是在三个风速工况下数值模拟得到的风机叶片不同横截面上的压力系数分布情况。图中横坐标 x/c 表示叶片横截面翼型上的点到导边的距离与翼型弦长之间的比值，取值 $0 \sim 1$ 即表示从导边一直到随边的翼型上的点，纵坐标代表压力系数，由表面压力 p 和翼型截面与流场的相对速度决定：

$$C_p = \frac{P_0 - P_\infty}{0.5\rho[U^2 + (\omega r)^2]} \quad (3-1)$$

其中， P_0 为叶片表面某点的压力值； P_∞ 指的是无穷远处压力值，在这里取作 0； ρ 代表流体密度，这里就是指空气的密度； U 是风速； ω 是风机旋转角速度； r 是压力点到风轮转轴的距离。

在同一风速下，在靠叶片根部的叶片截面上 ($r/R=0.3$)，靠近导边的截面上 (如图 3-5 (a)中第一张图片中的压力系数曲线所示) 压力面与吸力面的压力差值较大；随着流体往随便方向移动，压力面与吸力面上的压力差值逐渐变小，并在一段区域

内呈现出压力差的稳定分布状态。然而对于远离叶根的截面，如图 3-5(a)中后面两张分别代表 $r/R=0.63$ 和 $r/R=0.95$ 处截面压力分布的曲线所示的，除了在导边和随边处的压力接近 0 以外，中间位置上的叶片吸力面与压力面上的压力系数差值趋于平稳。不同截面上压力差值的变化来源于不同界面处的翼型结构的差异，以及叶片截面相对于局部流场的相对速度上的差异。由于叶片绕中心转轴的旋转速度是一定的，因此叶片上各个横截面的旋转线速度随则距离中心轴的距离的增大而增加，在风速均匀分布的流场中，叶片截面与流场之间的相对速度也是沿着叶展方向增大的。因此，风机叶片上，越靠近叶梢的位置，表面流场压力越大，而对于风机气动载荷的贡献也就越大。

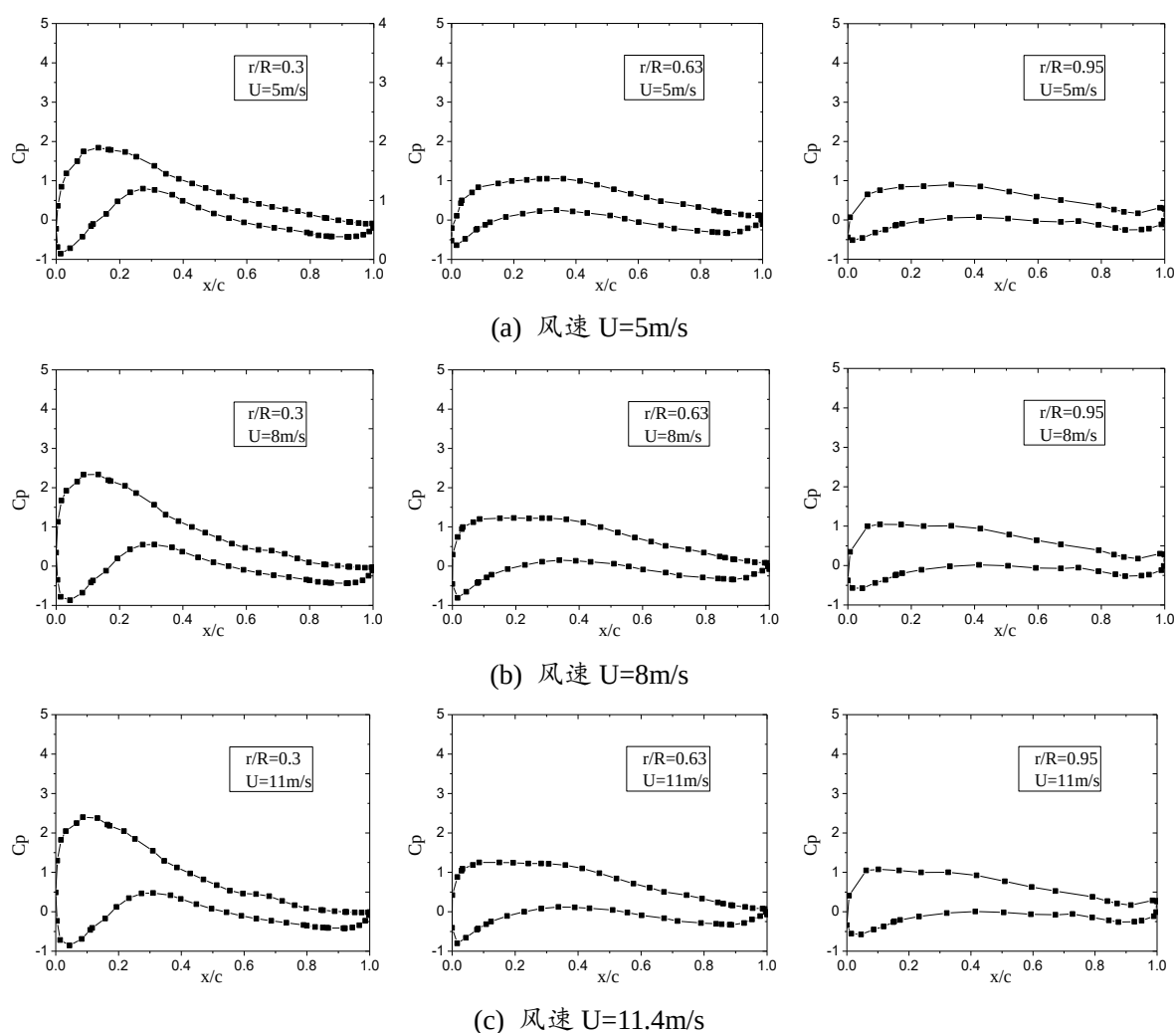


图 3-5 叶片截面的压力系数分布

Figure 3-5 Distribution of pressure coefficient on blade cross section

而对于同一个叶片截面上，其压力面与吸力面之间的压力系数分布差值还是存在一定的差异的，基本表现为随着风速的增加，同一截面上的压力系数差值呈现增大的趋势。同一截面上在不同风速条件下出现的这一差异应归因于攻角的变化。对于同一截面翼型来说，在不同风速与不同的自身旋转速度下，会导致不同的攻角，而攻角的变化必然会引起经过叶片表面的流场的速度分布与压力分布的变化。

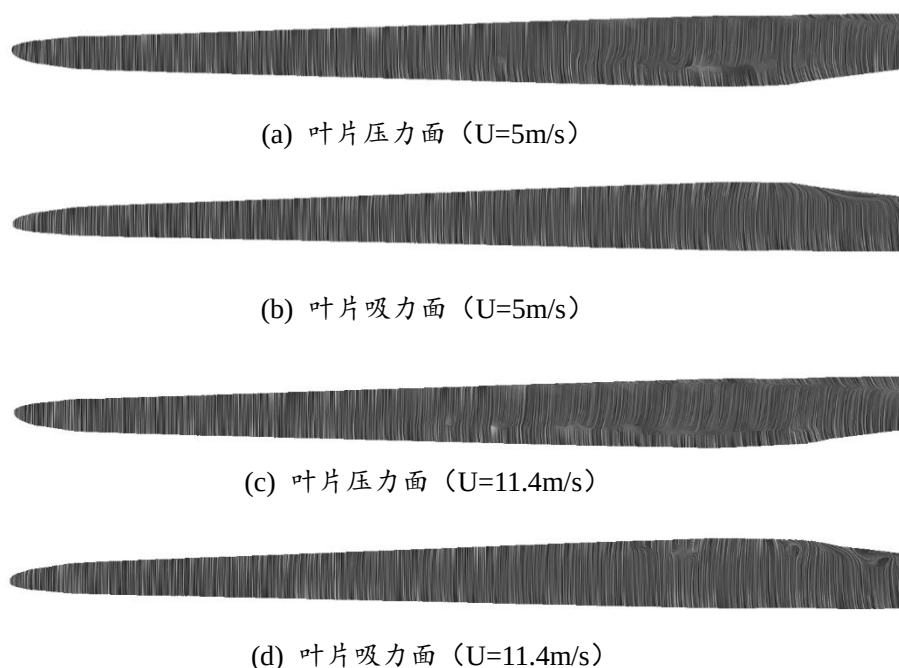


图 3-6 叶片表面极限流线示意图

Figure 3-6 Limit stream lines on blade surface

对风机叶片结构的 CFD 直接数值模拟，不仅可以得到工程中关注的水动力学参数，如风机的气动推力、扭矩等数值，还可以得到传统的简化模型（如 BEM 方法或者 ALM 方法）无法模拟的叶片结构表面的真实压力分布情况（如图 3-5 所示）、以及叶片表面的极限流线分布情况（如图 3-6）。通过叶片表面的极限流线可以更好地看出在紧贴叶片结构表面的流体的分布情况。风速为 11.4m/s 情况下模拟得到的叶片表面的极限流线的分布要比低风速 $U=5\text{m/s}$ 时的极限流线分布更紊乱。另外可以看出在靠近叶根的部分，叶片压力面与吸力面的极限流线的分布差异是比较明显的，而往叶梢看去两个侧面的极限流线的分布差异却越来越不明显了，这也印证了上面压力系数分布上的差异情况。

3.1.4 风机在高风速下运作时的气动力性能分析

对于本论文中用到的 NREL-5MW 基准风机而言，其额定设计风速是 11.4m/s。当海上的风速高于额定风速 11.4m/s，而低于设计的切出风速 25m/s 时，风机仍然可以继续作业，但是需要对叶片的桨距角做出调整以保护风机叶片结构不被破坏。风速在 11.4~25m/s 区间内对应的叶片桨距角和风轮旋转速度设计值在表 3-2 中已列出，在表中还列出了三组风速在 11.4~25m/s 区间内但是桨距角的值设置为 0 的计算工况。

图 3-7 给出了在上述风速工况下，叶片设定对应桨距角和不设定桨距角数值模拟得到的风机叶片气动推力与扭矩的对比曲线。其中，变化桨距角工况的气动载荷值与 FAST 的数值结果进行了对比，数值结果吻合良好，尤其是推力值结果。其中两组结果的扭矩在高风速的工况下产生了一定的差异，推测是由于风速增大，叶片对流场的干扰效应加剧，而这是 BEM 理论无法模拟的。

在图 3-7 中变化桨距角一组的气动载荷随风速变化曲线中可以看到一个有趣的变化趋势：当风速大于额定风速，随着风速的进一步增加，风机上的气动扭矩不再继续增大，而是呈现出相对稳定的额态势；而另一方面，推力不仅不再增加，反而开始减小。因此将在高风速下不调整桨距角的数值结果拿来最对比。这一组数据结果显示：随着风速的增大，风机受到的扭矩仍然呈现出非常明显的增长趋势；推力也显示出随风速增长的规律，只是增长速度相比之下要小得多。这两种计算工况下的结果，表现出明显的差异。无论是推力还是扭矩，在相同的风速和叶片转速下，调整桨距角的情况下，气动推力和扭矩都要比不调整桨距角情况下的结果低很多，如图 3-7 中所示。而导致结果产生如此大差异的因素就是风机叶片桨距角的设定。在相同风速和相同风机转速下，风机叶片相同截面与流场的相对速度都是相同的，然而改变桨距角便是直接改变了截面翼型在相对流场中的攻角，而攻角的改变直接引起了翼型表面的压力分布情况，从而最终体现在了风机整体气动载荷的显著改变。

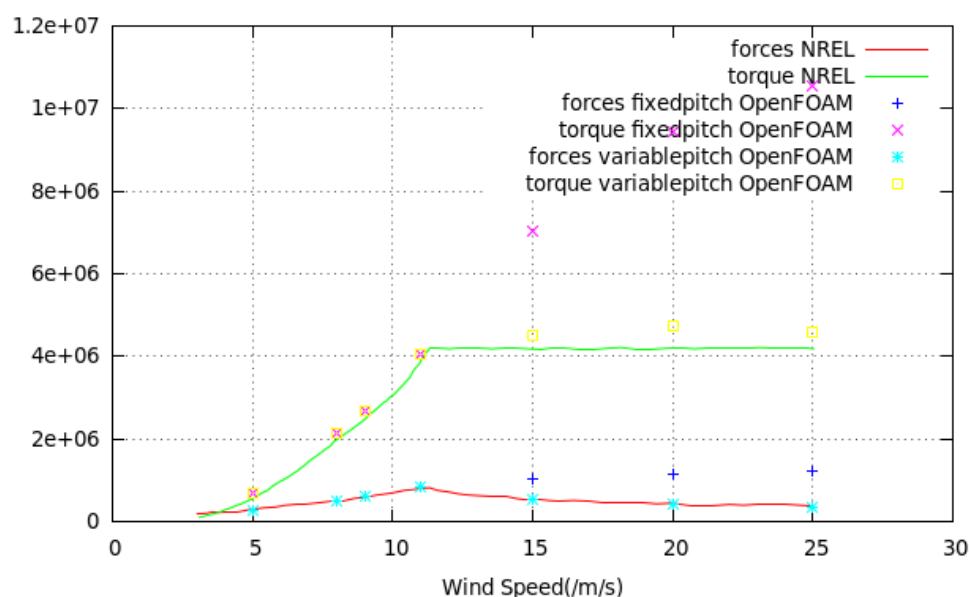


图 3-7 风速高于额定风速工况下风机气动推力和扭矩

Figure 3-7 Thrust and Torque on wind turbine with over-rated wind speed

图 3-8 至图 3-10 分别给出了风速在 15m/s、20m/s、25m/s 时，风机叶片截面翼型上的压力系数分布情况，图中(a)~(c)分别代表叶片不同位置的截面上的压力分布，而其中左侧图为将桨距角调整为对应风速下的设计值时对应的结果，右侧图则是相同风速但不调整桨距角的结果。对比任意一组中的左右两张图片，可以看出当叶片的桨距角进行调整之后，风机压力面的压力明显变小，而吸力面的压力却有所增大，此时两者之间的差值变小，从而揭示了攻角发生变化后翼型表面压力分布的变化，进一步解释了气动载荷整体减小的机理。图 3-11 给出了风速为 25m/s 时，改变叶片桨距角和不改变桨距角两种情况下风机叶片表面的极限流线分布情况。从叶片的压力面以及吸力面上的极限流线上可以明显看出，不改变的桨距角的情况下，叶片表面的流场速度更加紊乱，在吸力面上更是明显可以观察到回流的现象，这必然会导致叶片局部结构上的压力激增，给叶片结构带来严重的损伤。

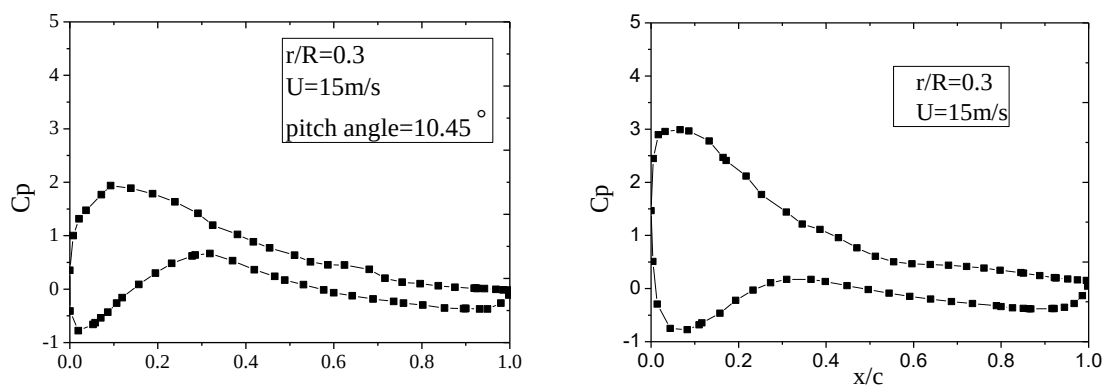
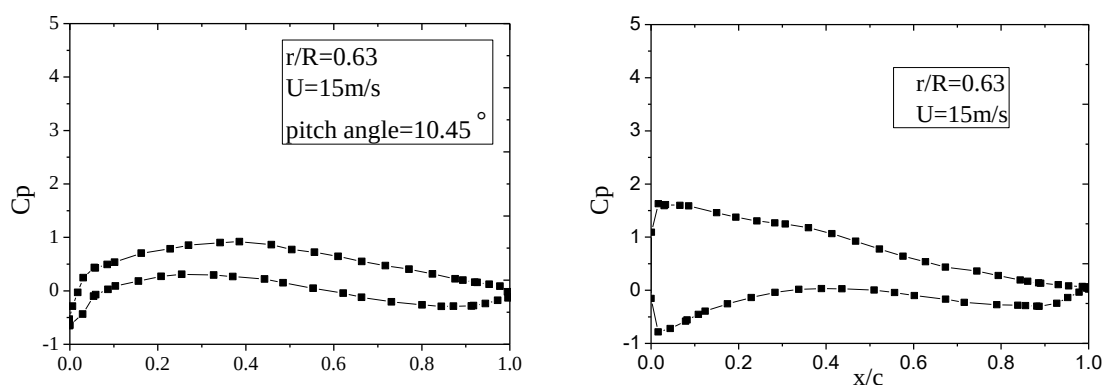
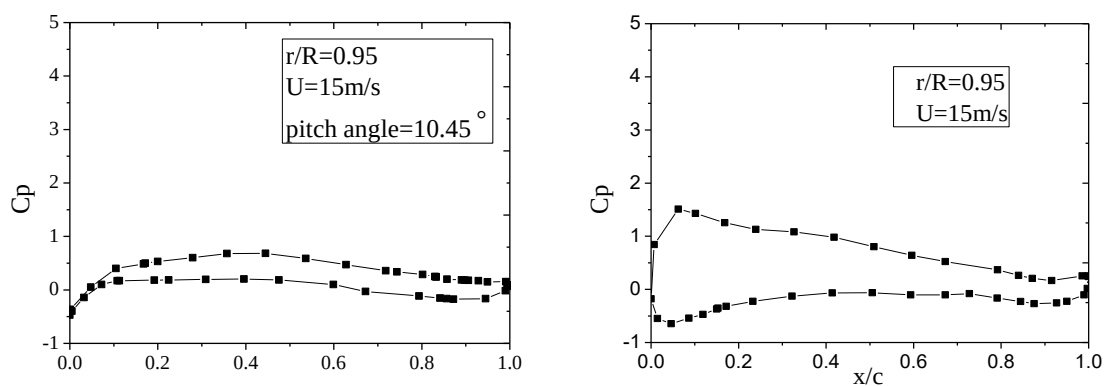
(a) 截面位置 $r/R=0.3$ 处压力系数分布(b) 截面位置 $r/R=0.63$ 处压力系数分布(c) 截面位置 $r/R=0.95$ 处压力系数分布

图 3-8 风速 $U=15\text{m/s}$ 时叶片截面压力分布(左侧图片是桨距角调整 10.45° 的结果, 右侧为不调整桨距角的结果)

Figure 3-8 Pressure Coefficient under $U=15$ (Left figures -- with pitch angle= 10.45° ; right figures -- pitch angle= 0°)

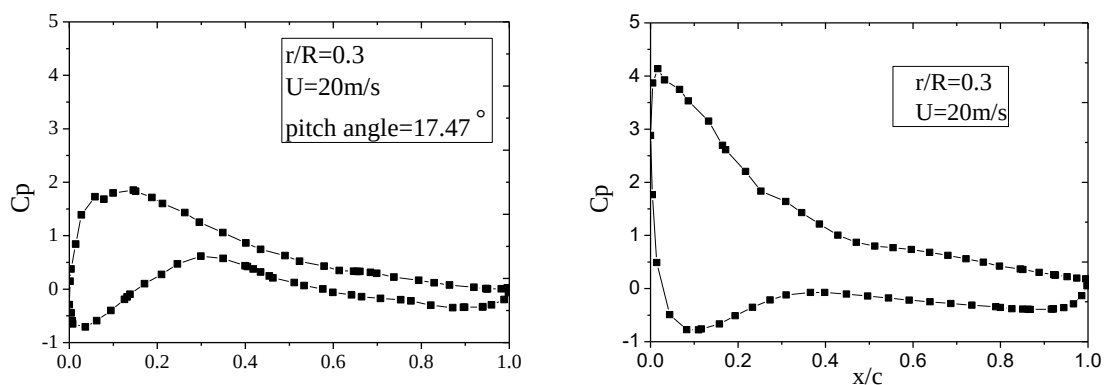
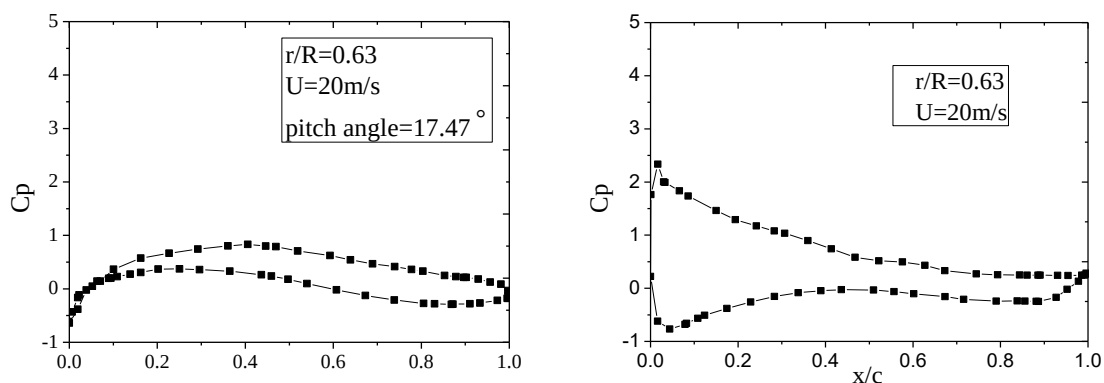
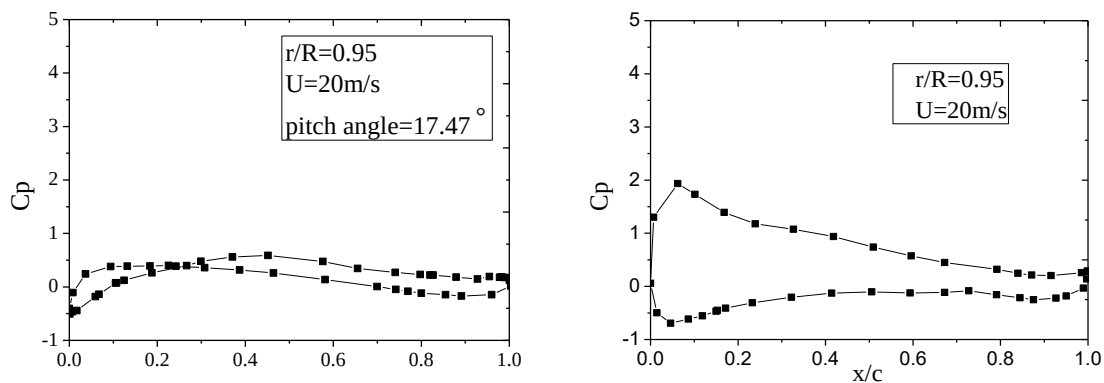
(a) 截面位置 $r/R=0.3$ 处压力系数分布(b) 截面位置 $r/R=0.63$ 处压力系数分布(c) 截面位置 $r/R=0.95$ 处压力系数分布

图 3-9 风速 $U=20\text{m/s}$ 时叶片截面压力分布(左侧图片是桨距角调整 17.47° 的结果, 右侧为不调整桨距角的结果)

Figure 3-9 Pressure Coefficient under $U=15$ (Left figures -- with pitch angle= 17.47° ; right figures -- pitch angle= 0)

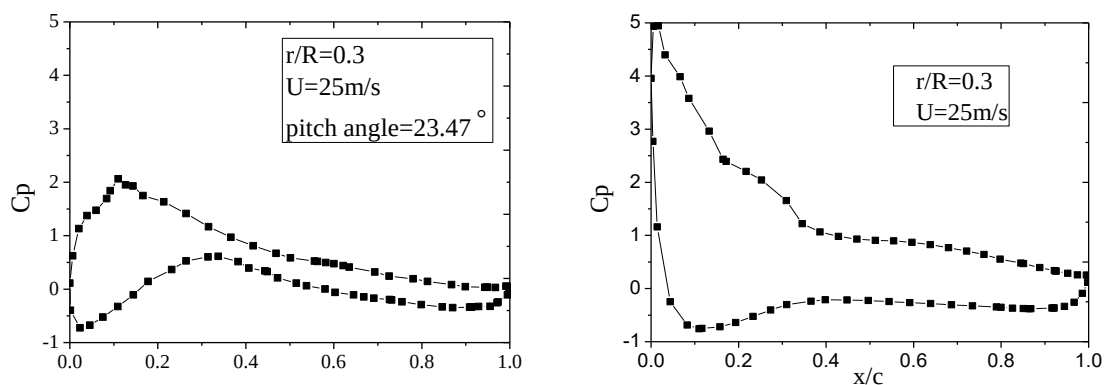
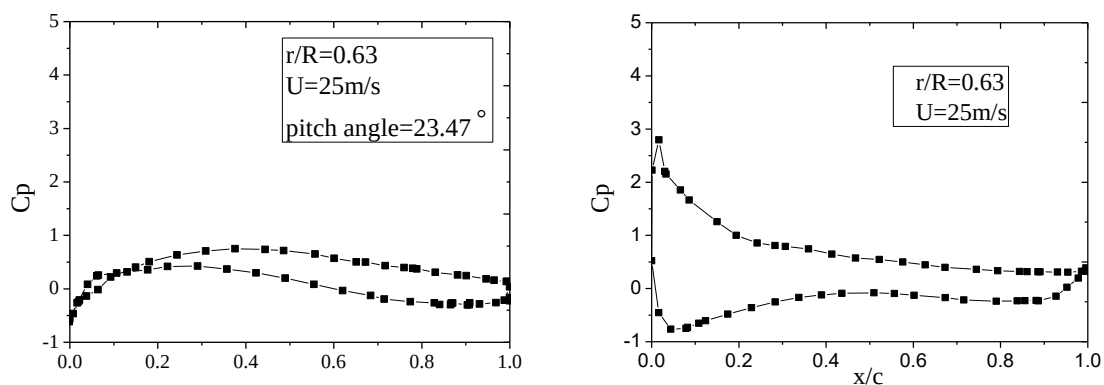
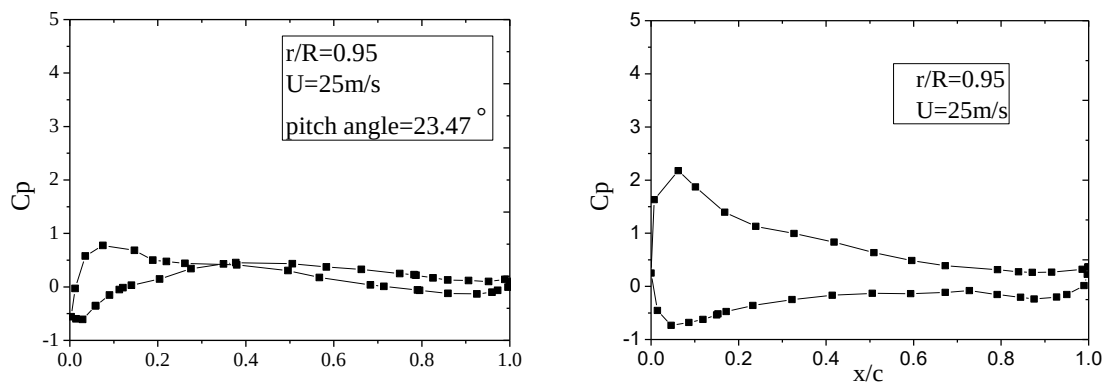
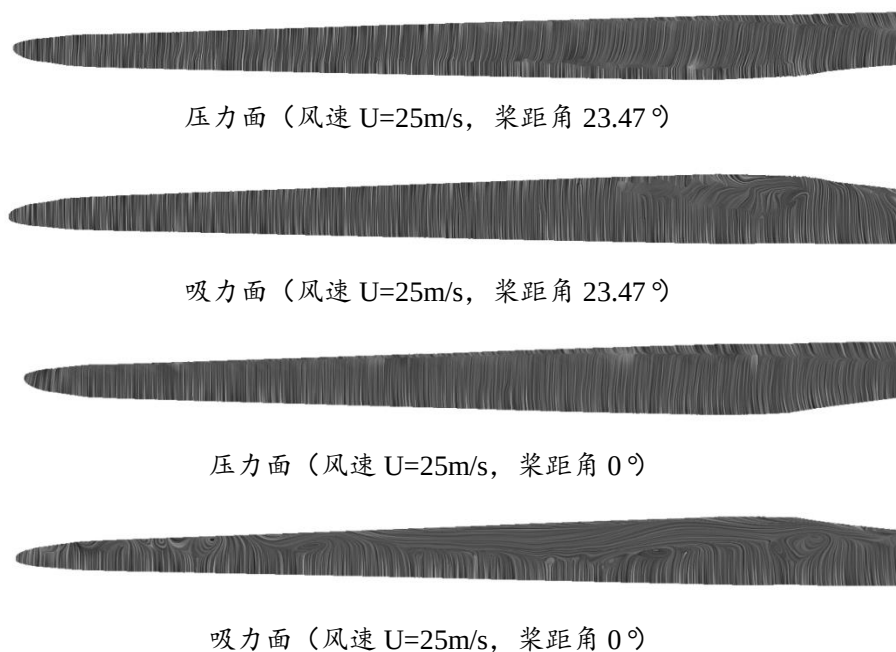
(a) 截面位置 $r/R=0.3$ 处压力系数分布(b) 截面位置 $r/R=0.63$ 处压力系数分布(c) 截面位置 $r/R=0.95$ 处压力系数分布

图 3-10 风速 $U=25\text{m/s}$ 时叶片截面压力分布（左侧图片是桨距角调整 23.47° 的结果，右侧为不调整桨距角的结果）

Figure 3-10 Pressure Coefficient under $U=25$ (Left figures -- with pitch angle= 23.47° ; right figures -- pitch angle= 0)

图 3-11 叶片表面极限流线(风速 $U=25\text{m/s}$)Figure 3-11 Limiting streamline on turbine blade ($U=25\text{m/s}$)

3.2 塔影效应对风机气动性能的影响

塔架对来流有一定的阻滞作用, 进而对流场产生干涉效应, 从而导致叶片气动性能的变化, 这便是塔影效应。研究表明, 塔影效应引起风机所受气动载荷产生周期性的振荡效应, 增加了风机气动载荷以及输出功率的不稳定性, 对于风机的正常运作是不利的, 同时还会增加叶片结构的疲劳。因此, 在对风机的气动性能进行准确预报时, 塔影效应的影响是必须要考虑的关键因素之一。

3.2.1 模型建立

风机模型依然是 NREL-5MW 基准风机。塔架是高度为 90m, 直径为 3m 的圆柱。风机的轮毂机舱固定在塔架顶端, 风机外挂于塔架的上风向位置, 风机转轴中心高度为 90m。风机几何参数参见上一节中的表 3-1。

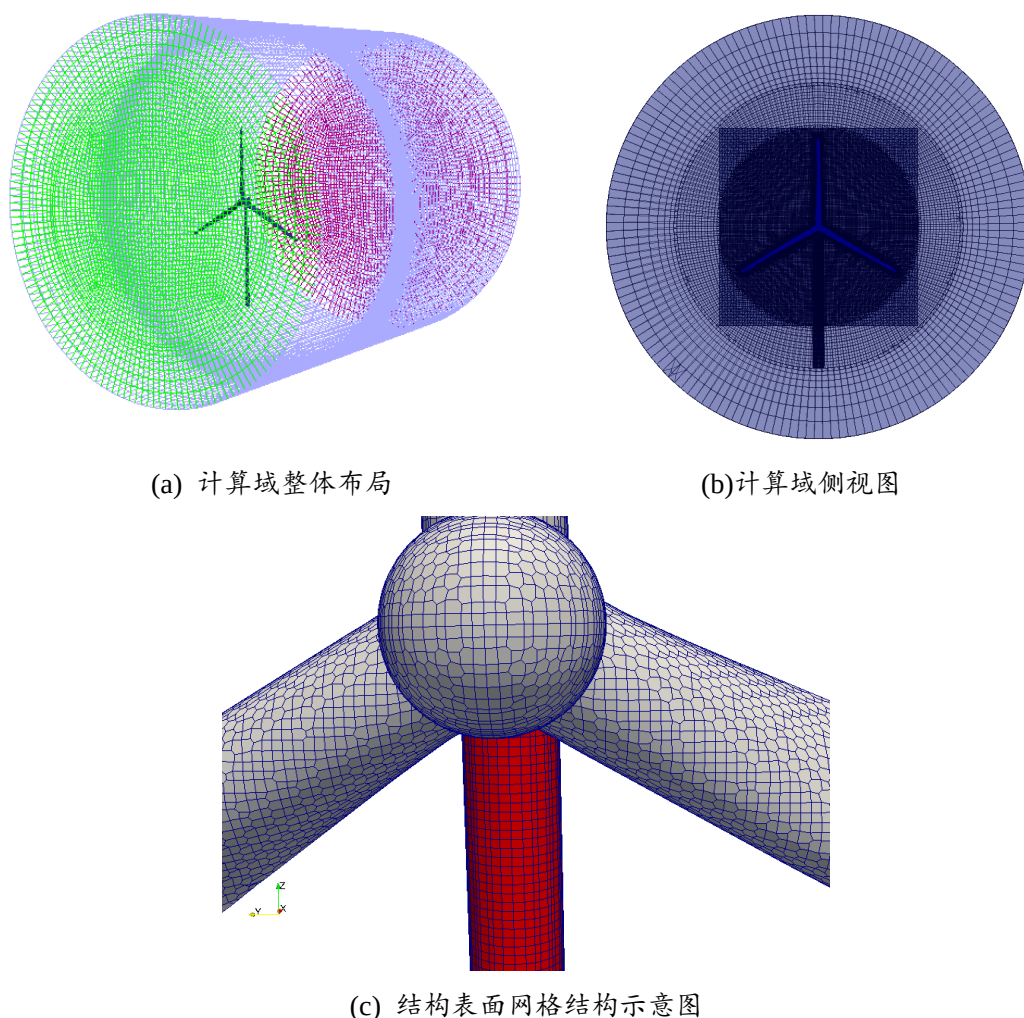


图 3-12 计算域布置与网格结构

Figure 3-12 Simulation domain and grid structure

计算域设定为沿风速传播方向延展的圆柱区域，该圆柱计算域的直径为 400m，长度为 600m，可以将风机与塔架结构完全包括在计算域中。由于使用了重叠网格技术，因此在网格划分为三套独立的网格：背景网格、包含塔架结构的随体网格、包含风机叶片结构的随体网格。

3.2.2 计算设定

在数值计算中，将上游边界设置为速度入口边界条件，给定固定的入流风速；下游出口边界设置为自由出口边界条件，在该边界上面压力设置为 0；圆柱面为远场条件，速度和压力的梯度均设置为零。塔架表面的边界条件设置为固定壁面，塔

架随体网格是固定不动的；叶片边界条件设置为运动壁面，叶片随体网格绕风机旋转中心轴进行转动，转动速度与风机叶片的旋转速度相同。

对于 NREL 提出的设计模型中，风机旋转平面与塔架轴线之间的距离为 5m，即风机悬挂在塔架上游的 5m 位置。为了研究塔影效应对风机气动性能的影响规律，将风机叶片的旋转平面与塔架中心轴线的距离（这里简称间距，用 D 表示）进行调整，分别计算了间距 $D=5\text{m}$ 、 $D=6\text{m}$ 和 $D=7\text{m}$ 三种不同间距情况下的气动力性能。在这三个算例中的输入风速均为额定风速 11.4m/s 。

3.2.3 塔影效应影响下风机气动力性能分析

风吹过塔架时会受到塔架的干涉作用，使得塔架附近的流场结构发生变化，而通常风机的旋转平面距离塔架的距离较小。因此当风机叶片旋转至塔架干涉影响区域时，其气动力载荷会发生变化，表现为气动载荷的脉动现象。由于风机叶片的中心对称分布，因此这种脉动现象呈现出周期性规律，变化周期是风机旋转周期与叶片数量的比值。塔架对于风机气动性能的影响即是塔影效应。

本节对 NREL-5MW 风机在塔影效应影响下的气动力性能进行了数值模拟。首先对风机的叶片和塔架上承受的气动载荷分别进行对比分析。图 3-13 中显示的是在风机与塔架的间距 D 分别为 5m、6m、7m 的不同情况下，风机叶片的承受的气动推力的历时变化曲线。首先，在三种工况下，风机叶片上的推力曲线均呈现出明显的周期性脉动现象。图中曲线所示脉动周期是 1.65s，而数值模拟中将风机旋转周期设置为 4.96s，由于 NREL-5MW 风机为的三叶片风机，脉动周期恰好是风机旋转周期的三分之一。对比发现，风机与塔架间距的改变对风机气动载荷的平均值基本没有影响，但是对于载荷历时曲线中出现的脉动幅值有很大的影响。随着间距的增大，风机叶片上的推力脉动幅值与塔架上受到的气动推力的脉动幅值均呈现出明显地减小的趋势，表明间距增大时塔影效应的影响明显降低。

选取图 3-13 中推力变化曲线中的一个极小值点对应时刻的叶片与塔架周围的流场压力分布云图，如图 3-15 所示。从图中从图中可知，此时风机的一个叶片正好转至塔架的上游，因此可以推测气动推力的极小值发生在某一叶片旋转至与塔架重合的时刻，由于该风机为三叶片风机，因此风机气动推力的变化周期为风机旋转周期的三分之一。图 3-15 显示了无叶片干扰时塔架在相同来流作用下的周围流场压力分布情况，由于塔架对来流的阻滞作用，使得塔架前端出现一个相对高压区，且距离

越远，压力梯度越小。图 3-16 中塔架与叶片所在流场在叶片转至与塔架重合的前后时刻的压力分布云图，更加直观地说明了气动载荷出现突然减小的原因。图 3-16 显示，当某一叶片转至塔架正上游时，塔架恰好处于叶片尾流的低压区域，但这个压力变化与叶片周围压力变化相比较小。当处于塔架前端的高压区时，叶片前端与后端的压力都会有一定升高，而前端压力升高要比后端小，因此叶片的前后压力差减小。叶片气动推力是通过叶片表面进行压力积分得到，因此气动推力在叶片旋转至塔架上游的高压区时明显发生突降。同理，此时塔架处于叶片尾流的低压区域，塔架周围压力减小，而越靠近叶片压力减小幅度越大，因此塔架前缘高压区压力比后缘低压区有更明显的减小，从而使得塔架上的推力明显减小，图 3-14 所示的塔架推力减幅达到 300%。对比图 3-17 中给出的三个不同间距工况下的压力分布，三种情况下，叶片均出于塔架上游的高压区，塔架也处于叶片下游的低压区，而由于这个压力变化随着距离增加而减小，因此塔架与叶片的距离越小，其相互影响作用也就越显著。

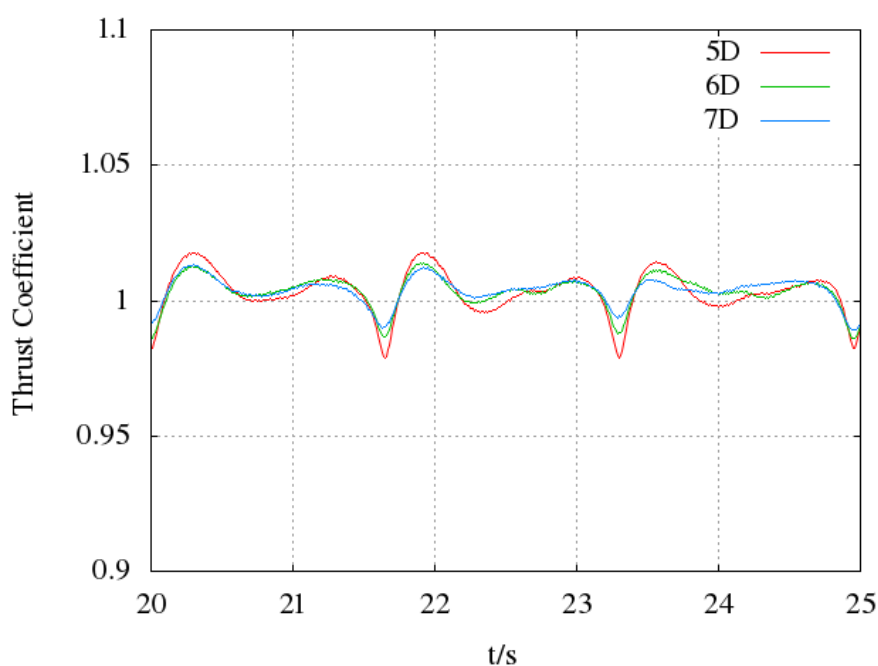


图 3-13 风机气动推力时历变化曲线

Figure 3-13 Time history of aerodynamic thrust on wind turbine

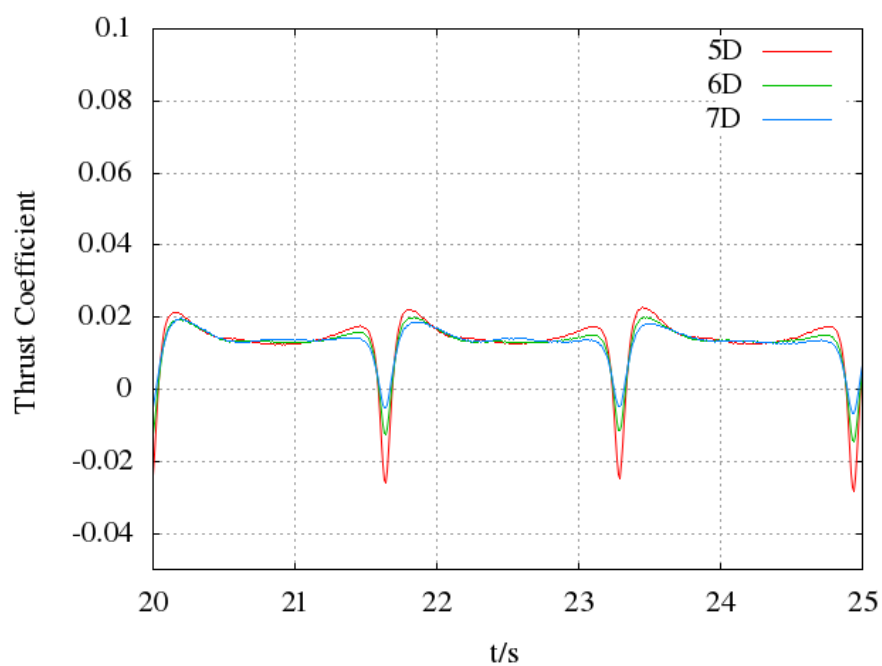


图 3-14 塔架所受气动推力时历变化曲线

Figure 3-14 Time history of aerodynamic thrust on tower

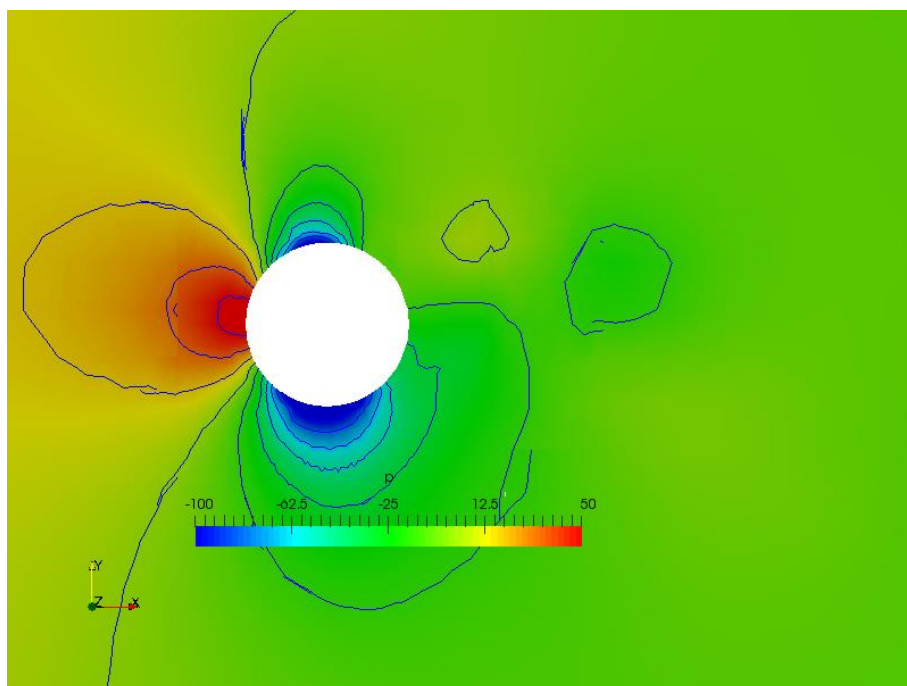
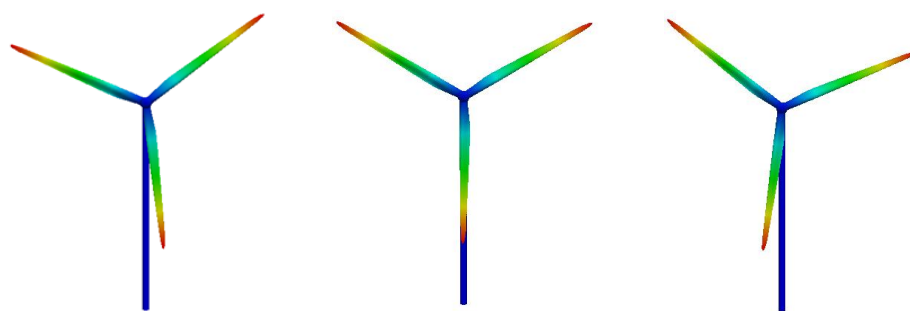


图 3-15 未受叶片干扰时塔架周围流场压力分布云图

Figure 3-15 Pressure distribution around tower

在图 3-15 中观察到叶片尾流场的低压作用区域沿叶展方向明显增大至接近叶梢位置减小, 图 3-16 给出了沿叶展方向分布的 4 个截面的叶片与塔架相互作用的流场压力分布云图, 图中给出了叶片旋转至塔架上游时刻 t 以及 $t-0.1s$ 和 $t+0.1s$ 三个时刻的压力分布情况进行对比。图中 r 代表截面位置对应的旋转半径, R 为风机叶片的最大旋转半径 ($R=63m$)。如图所示, 沿叶展方向, 叶片尾流低压区的负压值逐渐增大, 而低压作用区域则呈现出先增大后减小的规律。这是由于叶片绕固定轴旋转, 旋转线速度沿叶展方向线性增大, 因此叶片后缘的负压沿叶展明显增加, 而叶片截面翼型尺度在接近叶梢处逐渐减小至零, 因此其作用区域在接近叶梢处缩小。在 $r/R=0.8$ 的位置, 叶片位于塔架正上游时, 塔架已完全处于叶片的一个超低压作用区域, 此时塔架的前后压差十分明显。由于塔架没有旋转运动, 其前后压差相比于叶片要低得多, 但是如图 3-17(a)所示, 在线速度较低的截面处, 可以观察到由于塔架前端高压区的影响, 叶片表面的压力分布在三个时刻发生了明显的变化, 这种影响分布于整个叶片, 尽管沿叶展方向压差变大使得该影响不明显。

此外, 塔影效应对风机尾流场的干扰效应也可以从其可视化的尾涡结构中看出。图 3-18 展示了在没有塔架干扰下, 风机的尾涡结构; 而图 3-19 所示为在塔影效应的影响下风机流场中尾涡结构的可视化结果。对比这两组结果, 可以非常直观地发现, 尾流经过塔架时, 尾涡结构发生了改变, 使得尾涡在向下游传播过程中加速耗散。



(a) 叶片与塔架位置关系示意图

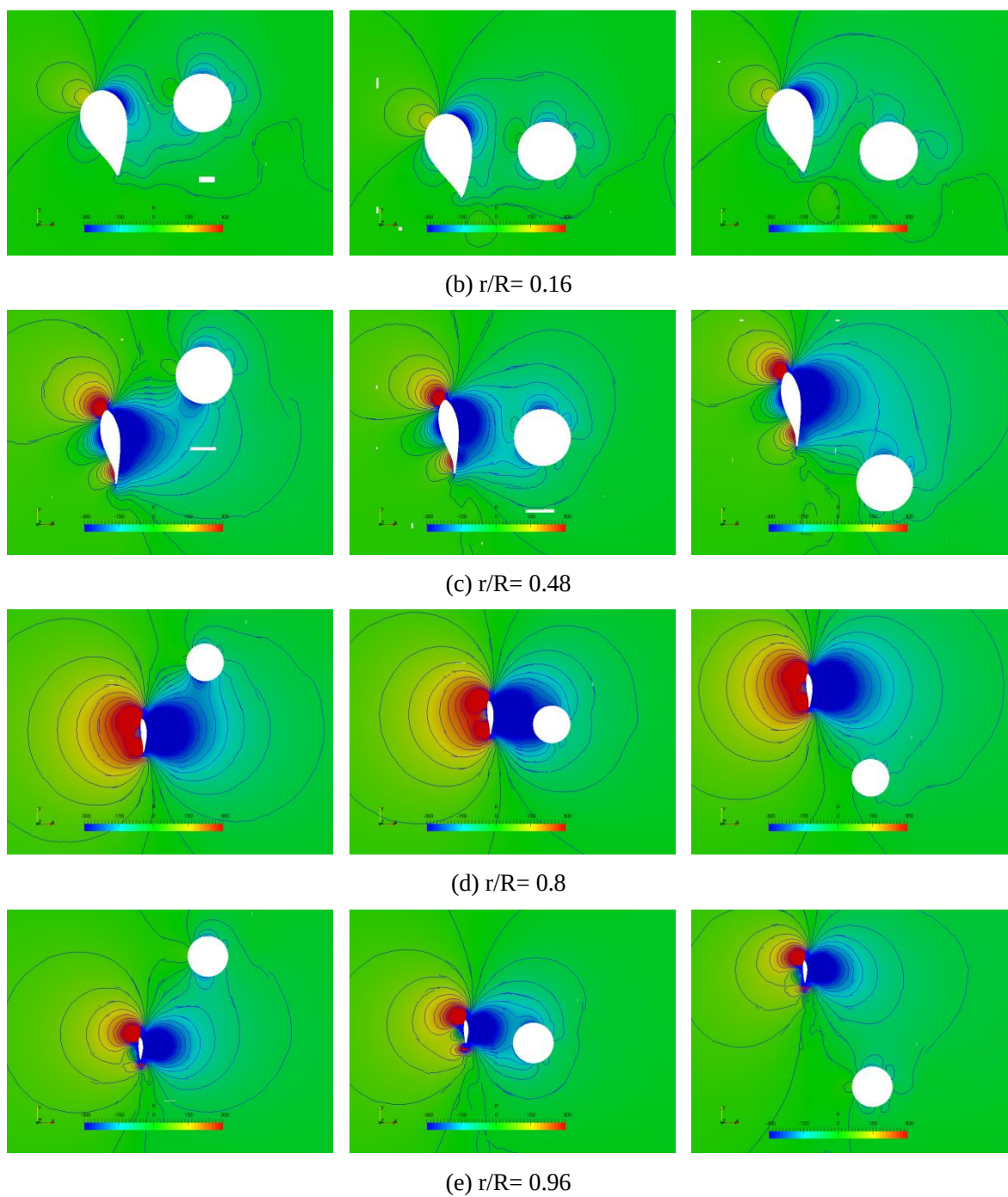


图 3-16 不同叶片截面在不同时刻压力分布云图（从左至右分别对应 $t-0.1s$, t , $t+0.1s$ 三个时刻）

Figure 3-16 Pressure distribution near blade and tower while one blade overlaps the tower

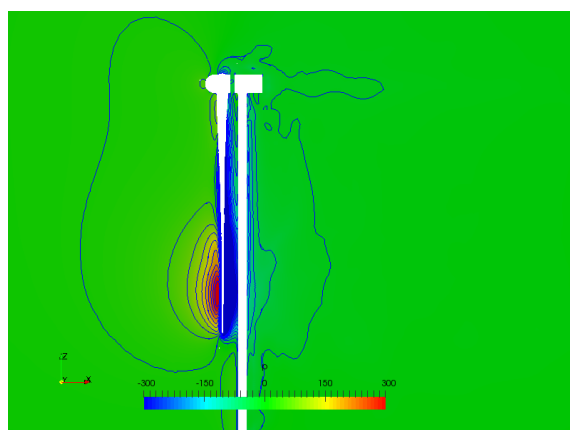
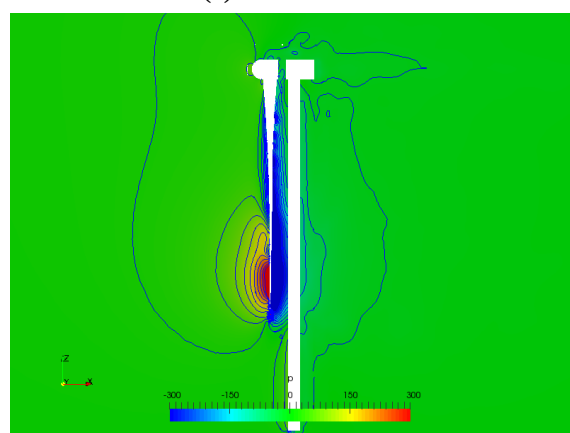
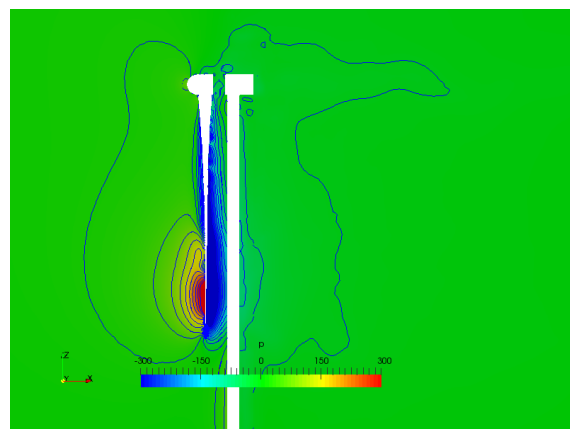
(a) 间距 $D=5\text{m}$ (b) 间距 $D=6\text{m}$ (c) 间距 $D=7\text{m}$

图 3-17 叶片处于塔架上游时叶片与塔架周围流场压力分布云图

Figure 3-17 Pressure distribution around tower and blade at different sections

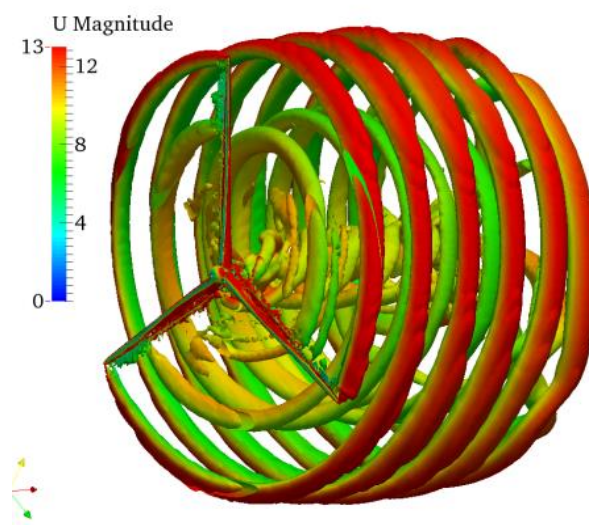


图 3-18 不含塔架风机尾涡结构图

Figure 3-18 Visualization of wake vortex structure for wind turbine without tower shadow effect

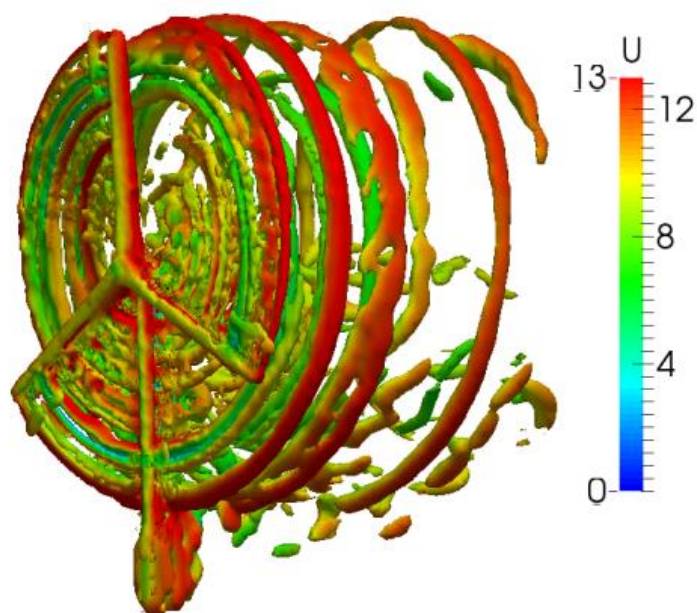


图 3-19 塔影效应影响下风机的尾涡结构

Figure 3-19 Visualization of wake vortex structure for wind turbine with tower shadow effect

3.3 风剪切效应对风机气动性能的影响

受到水面的摩擦作用，风速在经过海面时产生衰减，在一定高度范围风速随高度增加，形成一定的剪切边界层。风机在速度不均匀分布的风场中作业，则叶片附近的流场是时刻变化的，致使风机叶片运作时气动性能的非定常性进一步增加，这便形成了风剪切效应。

3.3.1 计算设定

利用 2.3.4 节中介绍的风剪切模型数值模拟剪切分布的风场。不同剪切模型中风速随高度变化关系如下图 3-20 所示。不同剪切模型中所选取的在风机转轴高度对应的参照风速均设定为风机的额定风速 11.4m/s。

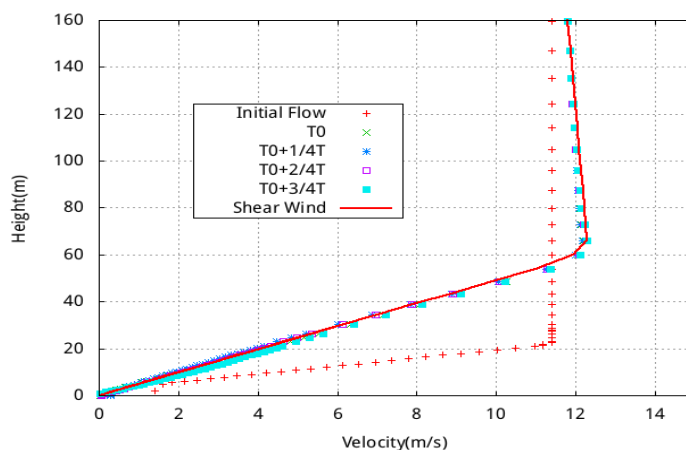


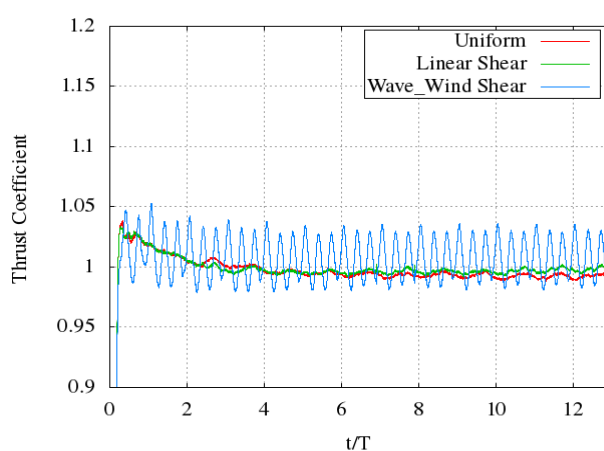
图 3-20 风剪切模型

Figure 3-20 Shear wind model

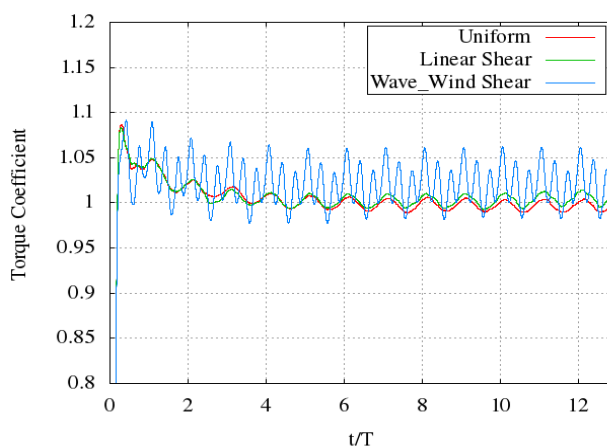
3.3.2 结果分析

基于不同剪切风模型对风机数值模拟得到风机叶片上的气动载荷历时曲线如图 3-21 所示，并与风速均匀分布下的数值结果进行对比分析。图中横坐标是风机运转时间与旋转周期之间的比值得到的无量纲化的时间，纵坐标则是将风机承受的气动载荷与平均载荷进行相除得到的无量纲化的推力系数或者扭矩系数。对比结果表明，风剪切效应使得风机在剪切层中运转时，其气动载荷呈现出周期性振荡规律。与塔影效应导致的风机气动载荷的脉动类似，有风剪切效应导致的气动载荷的振荡周期

也是叶片旋转周期的三分之一。并且随着风速剪切层的增加,振荡幅值变大。剪切层 60m 的流场中风机片在剪切层中运转时叶片周围流场的速度分布云图如图 3-22 所示。三张图片对应的时间分别是图 3-21 的气动推力取极小值、平均值、极大值的时刻。当风机的某个叶片最大比例地作业在剪切层中时(图 3-22(a)),由于其气动载荷贡献较大的叶尖部分的作业区域的风速较低,因此其表面的气动载荷值达到最小值。当叶片继续旋转,叶片周围流场的速度逐渐增大,气动载荷也随之增大(图 3-22 (b))。在图 3-22 (c)所示的时刻,在剪切层的低速区域的叶片比例达到最小值,因此此时气动载荷也恢复到了最大值。



(a) 推力系数历时曲线



(b) 扭矩系数历时曲线

图 3-21 不同剪切风作用下风机气动载荷历时曲线

Figure 3-21 Time history of aerodynamic thrust coefficient and torque coefficient

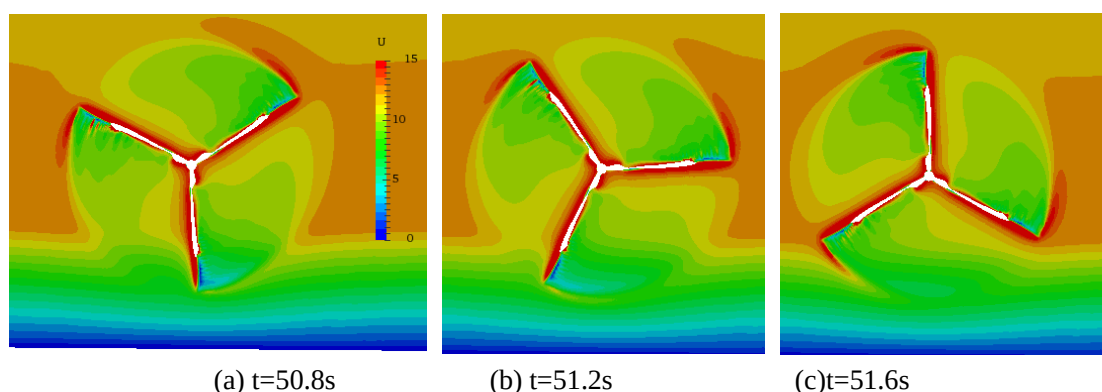
(a) $t=50.8s$ (b) $t=51.2s$ (c) $t=51.6s$

图 3-22 剪切风下叶片转至剪切流层时流场速度分布

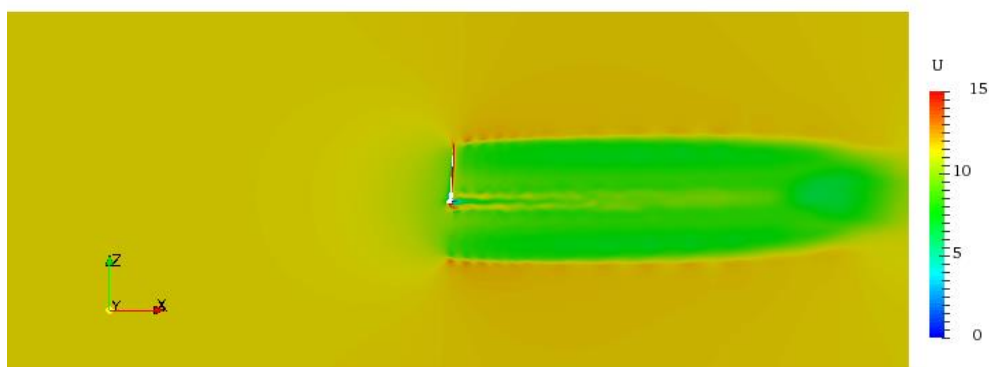
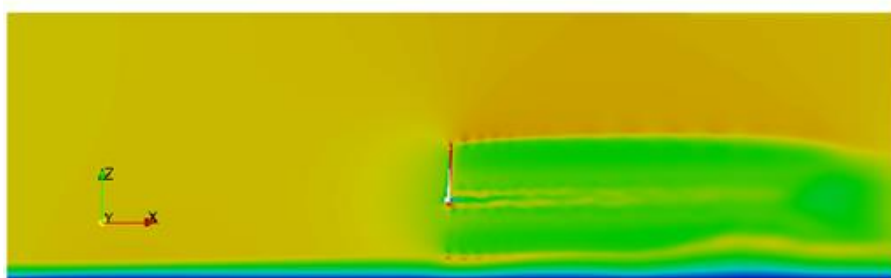
Figure 3-22 Flow velocity distribution around turbine blades

从流场的纵剖面 and 横剖面的流速分布云图中可以非常清晰地看到风机在不同的风场中运转时，风机与风剪切层之间的相互影响。图 3-23 (a)所示为风机在风速均匀分布的风场中作业时计算域纵剖面的流场速度分布。由于风机叶片对风能进行吸收转化，因此在风机的下游形成了关于风机转轴对称分布的圆柱形状的低速区域。在圆柱的外侧与中间部位分别观察到有速度增大的区域，尤其在圆柱外侧出现了不连续分布的高速区域，而这都是由风机叶片旋转导致风机产生的额外的诱导速度所致，叶根与叶尖部位产生的诱导速度与原流场速度相互作用便形成了以螺旋形状向下游传播的叶根涡与叶尖涡，而在截面的圆柱区域外周观察到的不连续的高速点则是叶尖涡的截面。

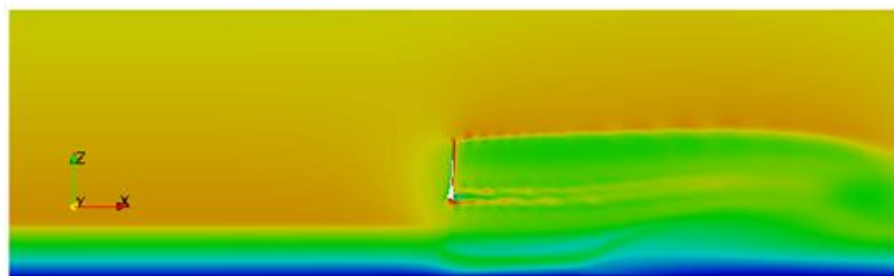
图 3-23 (b)~(c)所示为风机在剪切风场中作业时计算域纵剖面的流场速度分布。与图 3-23 (a)相同的是风机尾流场出现了一段低速区域，但是并不是沿风机转轴对称分布。以风机轴线作为分界线，将尾流场分为上下两个部分，三个分布图中上部区域的流场分布情况基本上是相同的，但是图 3-23 (b)~(c)尾流场的下部区域中的流速更低，并且随着尾流向下游的传播，叶尖涡的高速区域被逐渐抹平。剪切层高度越大，对叶尖涡的影响效果越是明显，这点从图 3-24 中的风机尾涡结构中明显看出。图 3-24 中尾涡结构是由速度大小进行染色的，可以观察到在剪切风部分，叶尖涡上面的速度要比均匀流场中的小。更加有趣的是，在图 3-24 (c)中，位于风剪切层内的风机尾涡结构出现了明显的变化：尾涡结构中相邻两根涡管之间的距离更近，这与均匀流场中的尾涡结构是完全不同的。但是考虑到螺旋形尾涡结构形成的原理，这种现象就不难解释：叶片的旋转运动带给流体一定的诱导速度，而叶尖带来的诱导速度则使得流体产生涡结构，涡管的形状与叶尖的运动轨迹相同为圆形；流场本

身的流速（这里指的即是风速）并不能被叶片完全吸收，这个沿原来风速流向的速度分量驱动着形成的涡结构向下游传播，于是圆形涡管衍化为螺旋形向下游传播。当叶尖在风速剪切层运转时，叶尖附件流体沿流向的速度低于上部的速度，经过叶片对能量的转化之后，速度分量还会减小，因此圆形涡管在剪切层的传播速度更低，导致相邻涡管之间的具体缩小。此外，在图 3-23(b)和(c)中可以观察到风场剪切层被风机尾流场挤压的现象，这个现象与均匀流场中尾流低速区边界上的速度增加是同样的原理，是由叶片对流场的诱导速度引起的。

图 3-25 至图 3-27 所示是对风机转轴前后一段区域内流场速度分布在不同横截面上的可视化，分别对应均匀分布的风场，风场剪切层过度为 20m 和 60m 三种计算工况下的结果。(a)~(f)分别代表横截面的位置：叶片旋转平面定义为 $x=0$ ；因此(a) $x=-4\text{m}$ 和(b) $x=-1.2\text{m}$ 分别代表叶片上游 4m 处的一个横截面和叶片旋转平面上游 1.2m 处的横截面；(c) $x=2\text{m}$ 、(d) $x=5\text{m}$ 、(e) $x=15\text{m}$ 、(f) $x=50\text{m}$ 代表位于风机叶片旋转平面下游距离分别为 2m、5m、15m、50m 的横截面上的流场速度分布。叶片上游 4m 处的横截面流速分布已经不是均匀流场，叶片旋转运动对流场的扰动现象已经十分明显了。在 $x=-1.2\text{m}$ 截面上，包含了部分的叶片结构，此时的流场扰动现象是最明显的。在叶片表面附近的流场速度值有明显的增加，这是由于叶片旋转产生的诱导速度与流场原本的速度进行叠加的效果；而经过叶片旋转扫略的区域，流体速度明显降低，主要因为叶片对风能的吸收转化使得流场速度降低；越是靠近叶片周边的流场流速越低，而靠近下一个导边处的流速又有所增加，这不仅仅得益于叶片提供的诱导速度，主要还应归因于上游均匀风速的增补。扰动后的流场内的速度分布非常紊乱复杂，在经历向下游传播的过程中，尾流区域内的流体经过相互作用，最终使得流速分布再一次趋于均匀，如图中(e)(f)所示。图中流场横截面由三个叶片结构所在位置划分为三个流场区域，对于入射风速均匀分布的流场，这三个流场区域内的流体速度分布是呈中心对称的，而对于剪切风作用下的工况，其后面的流场分布不再是对称分布。剪切层的低风速使得位于剪切层内的风机尾流区的速度更低，而尾涡结构的高速流体也在与剪切层的流体相互作用后被抹平，加速了尾涡结构在向下游传播过程中的耗散，这也解释了图 3-24 (c)尾涡结构显现的特殊现象。

(a) 均匀风 $U=11.4\text{m/s}$ 

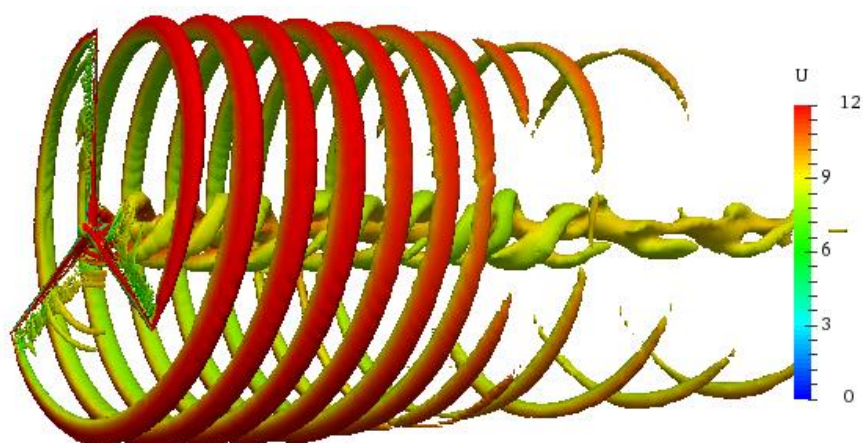
(b) 剪切风：剪切层 20m



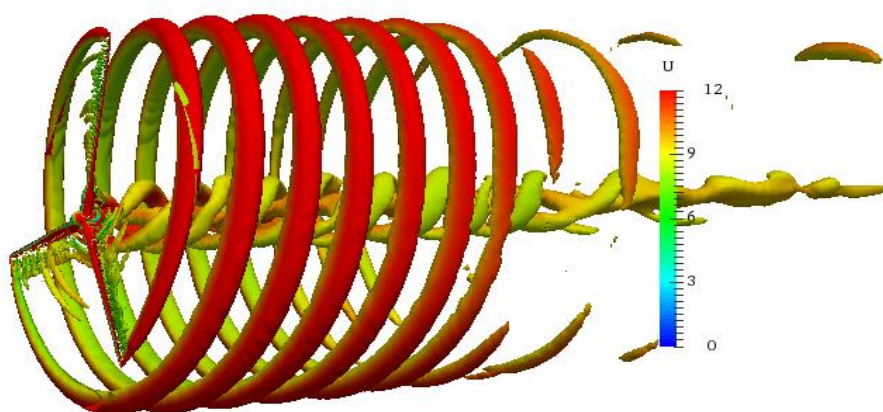
(c) 剪切风：剪切层 60m

图 3-23 流场纵剖面速度分布

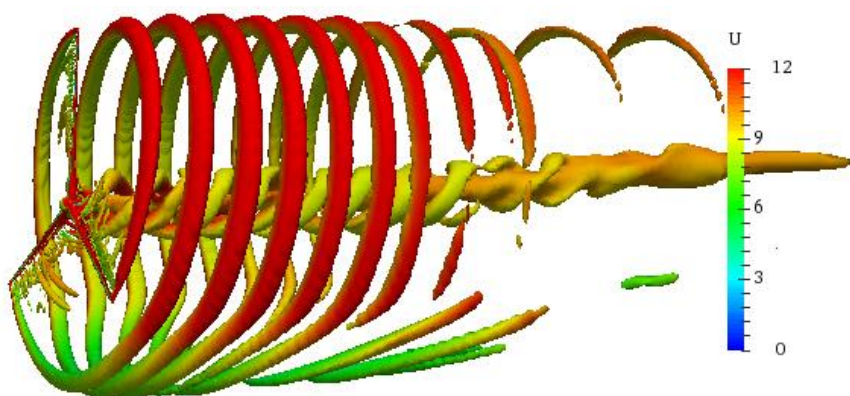
Figure 3-23 Velocity distribution in flow field



(a) 均匀风速



(b) 20m 剪切风



(c) 60m 剪切风

图 3-24 风机尾涡结构

Figure 3-24 wake vortex structure

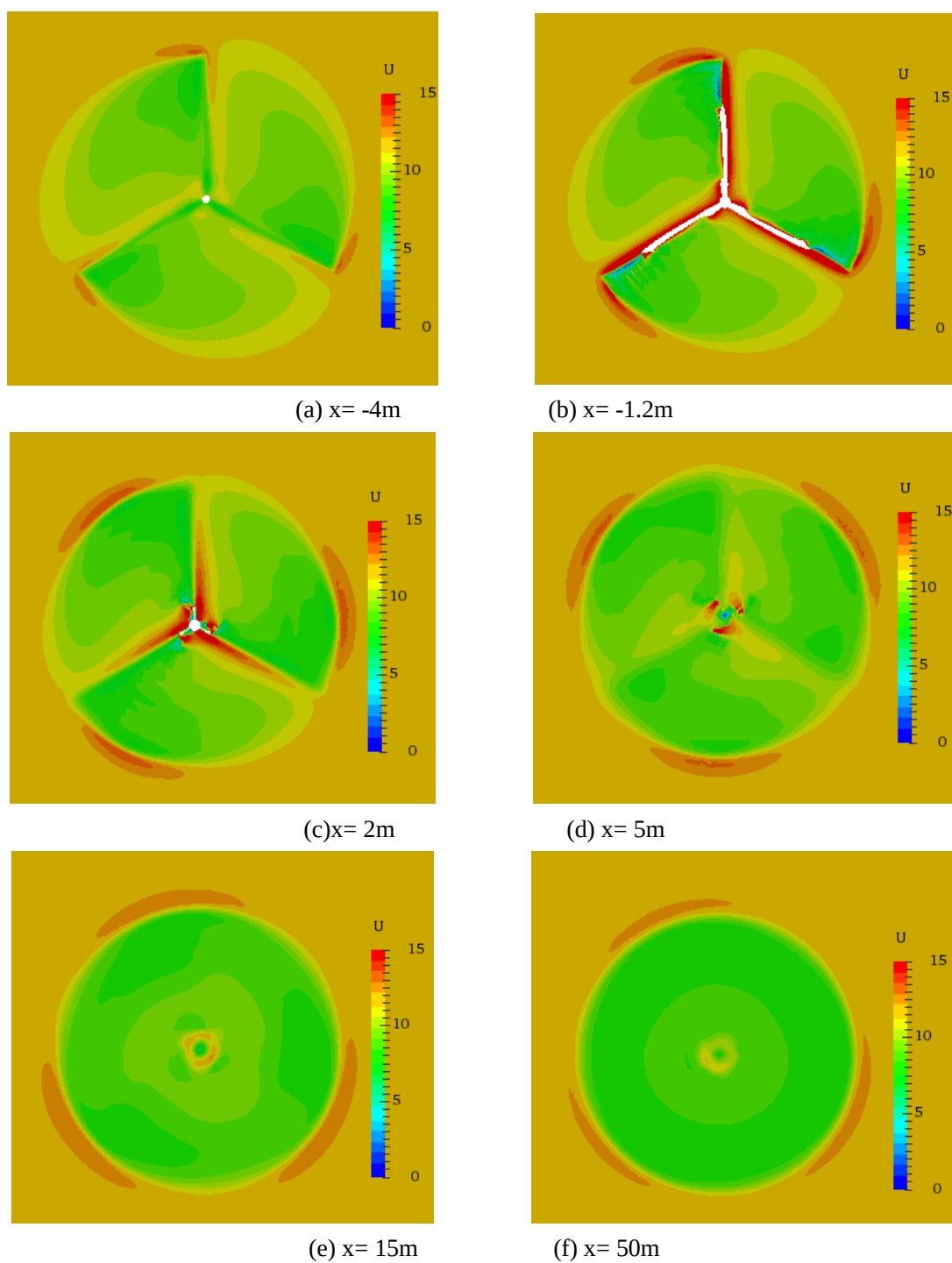


图 3-25 均匀入流下风机前后横截面速度分布

Figure 3-25 Velocity distribution on cross section of wake flow with uniform inflow wind

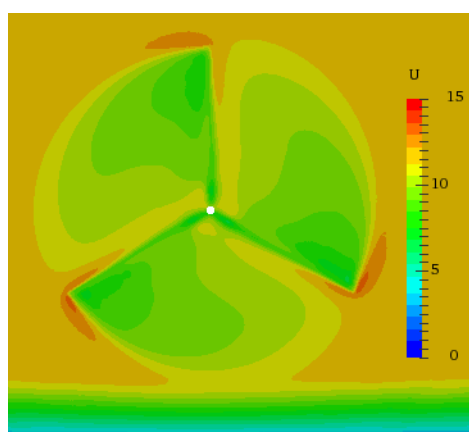
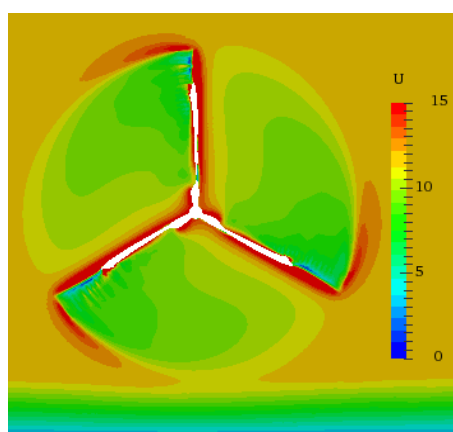
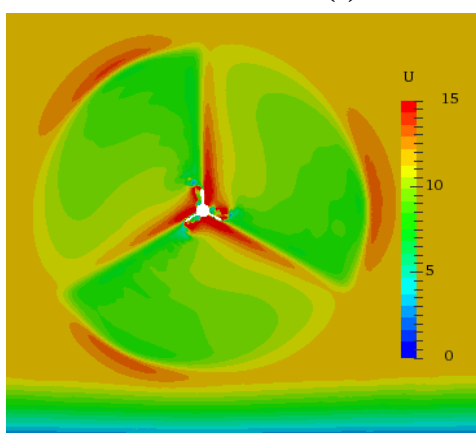
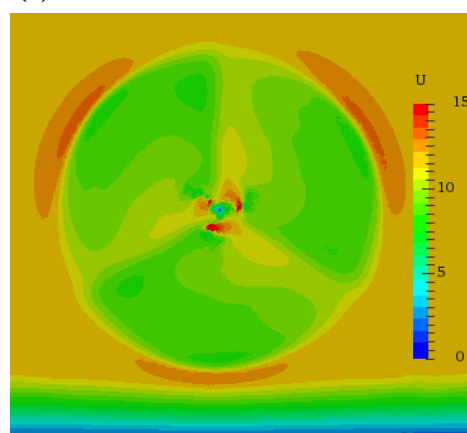
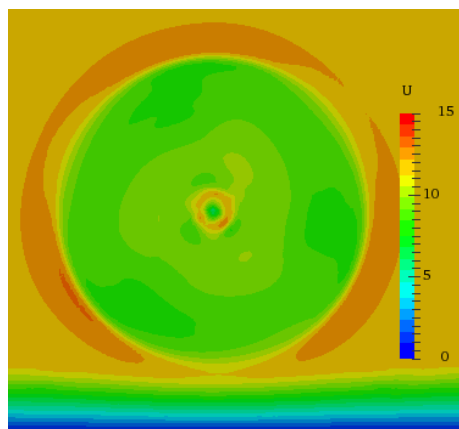
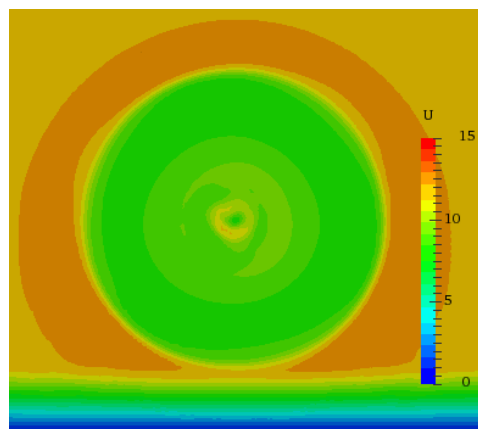
(a) $x = -4\text{m}$ (b) $x = -1.2\text{m}$ (c) $x = 2\text{m}$ (d) $x = 5\text{m}$ (e) $x = 15\text{m}$ (f) $x = 50\text{m}$

图 3-26 20m 剪切风下风机前后横截面速度分布

Figure 3-26 Velocity distribution on cross section of wake flow with shear wind

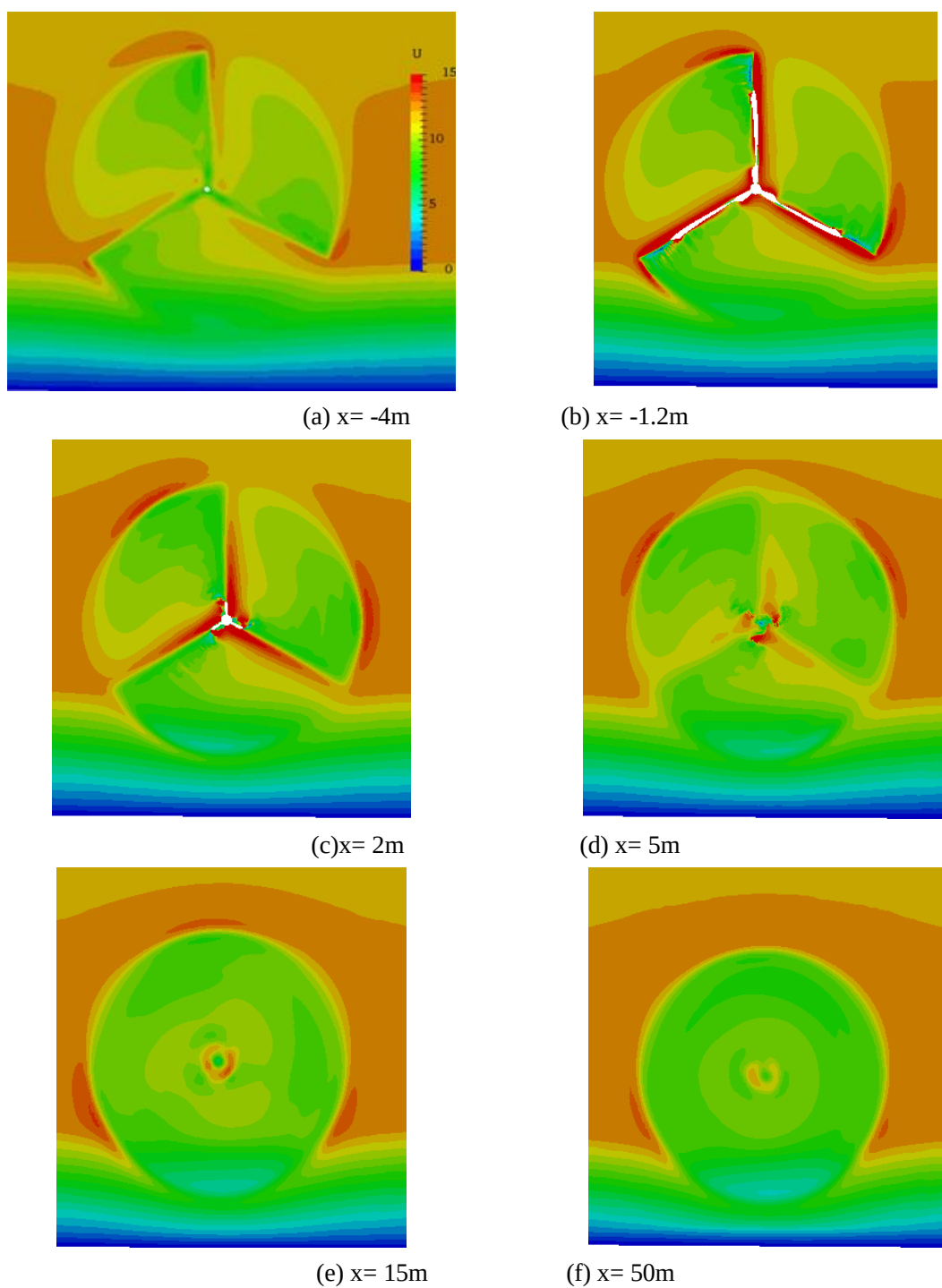


图 3-27 60m 剪切风下风机前后流场截面速度分布

Figure 3-27 Velocity distribution on cross section of wake flow with shear wind

3.4 浮式支撑平台运动对风机气动性能的影响

浮式风机中，风机与支撑平台之间通过塔架进行连接。在风-浪联合作用下，上部风机在绕轴的旋转运动以外，还产生与下部平台相同的六自由度运动，其中对风机气动性能影响最显著的是纵荡和纵摇两个自由度的运动。为了便于分析支撑平台运动对风机气动性能的影响，本节中将浮式支撑平台的纵摇或者纵荡运动简化为正弦变化的简谐运动。

3.4.1 给定纵摇运动下风机气动性能

在本论文的数值模拟中，将浮式风机的各个结构视作刚体，则将纵摇转动中心选定在浮式风机系统的运动中心（如图 3-28），数值模拟中，风机结构绕该旋转中心做纵摇运动。而在本节的数值计算中，取半潜式浮式风机系统 OC4 为数值模拟对象，其纵摇运动的旋转中心位于风机转轴以下 99.9m（关于半潜式浮式风机系统 OC4 的详细描述见 5.1 节），即图 3-28 中纵摇运动的旋转半径取 99.9m。



图 3-28 纵摇运动示意图

Figure 3-28 Diagram of pitch motion

将风机绕系统运动中心的纵摇运动设定为按正弦规律变化的简谐运动，则其纵摇运动和纵摇速度可分别可表达为：

$$\theta(t) = \alpha \sin(\omega t), \quad \dot{\theta}(t) = \alpha \omega \cos(\omega t)$$

给定的平台运动的纵摇和速度表达式见表 3-3，运动曲线如图 3-29 所示。

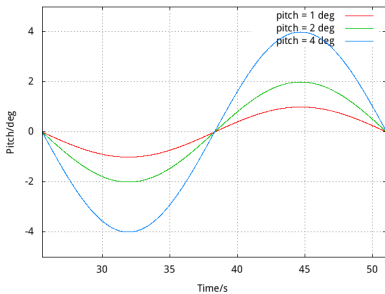


图 3-29 等效平台纵摇运动示意图

Figure 3-29 Equivalent pitch motion of supporting platform

表 3-3 平台等效纵摇运动

Table 3-3 Equivalent pitch motion of supporting platform		
算例编号	纵摇运动(deg)	纵摇速度表达式(deg/s)
Case1	1*sin(0.246*t)	0.246*cos(0.246*t)
Case2	2*sin(0.246*t)	0.492*cos(0.246*t)
Case3	4*sin(0.246*t)	0.984*cos(0.246*t)

平台与风机通过塔架相连接，因此平台上的纵摇运动通过塔架传到风机上。风机绕平台的旋转中心作纵摇运动。因此风机叶片表面任意点的运动线速度由两个分量构成（如图 3-30）：由风机叶片旋转引起的线速度 U_r ，和由风机随平台的平动或者转动运动引起的速度 U_p 。假定风机作业区域的风场的风速是均匀定常的，然而风机叶片表面每一点的运动速度都是不同的。对于相同风速分布的风场中作业的风机，其叶片旋转速度也是相同的。因此对于给定平台运动的风机，其叶片表面的运动速度多了一个平台运动速度 U_p 。而当叶片表面结构的运动速度改变时，叶片表面与流场之间的相对速度发生变化，因此在叶片与流场相互作用时流场的速度和压力分布均会发生改变，从而影响了最终风机叶片的气动载荷。

对于给定纵摇运动的风机，其叶片表面结构距离旋转中心距离越大，由纵摇运动引起的叶片表面结构的线运动速度越大。通过第三章的气动载荷数值模拟可知，

当风速增加而不改变叶片的桨距角时, 风机叶片上受到的气动推力和扭矩都会增加。而当风机叶片产生向上游的纵摇运动时, 风机叶片表面的线速度与风速方向相反, 此时相当于叶片旋转平面固定, 而将风场中的风速增大, 因此此时的风机叶片上的气动载荷是呈增大的趋势。反过来, 当风机叶片产生向下游的纵摇运动时, 风机叶片表面的运动速度是与风速同向的, 因此效果等同于风机旋转平面固定而减小输入风场的风速值, 进而致使风机叶片上受到的气动载荷值减小。由于风机上施加的是周期性的纵摇运动, 风机叶片表面上的速度呈现周期性的变化规律, 因此风机气动载荷也呈现出周期性的振荡规律, 振荡周期与给定运动的运动周期一致。

此外, 在风机向下游纵摇运动时, 当该纵摇运动幅值比较大的时候, 风机叶片可能会有一部分结构位于上一时刻产生的尾流场中, 这一点在纵摇运动下风机的尾涡结构示意图 3-32 中可以看出。

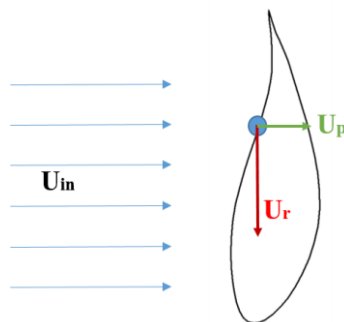


图 3-30 风机表面与流场相对速度分布

Figure 3-30 Distribution of relative velocity of blade surface

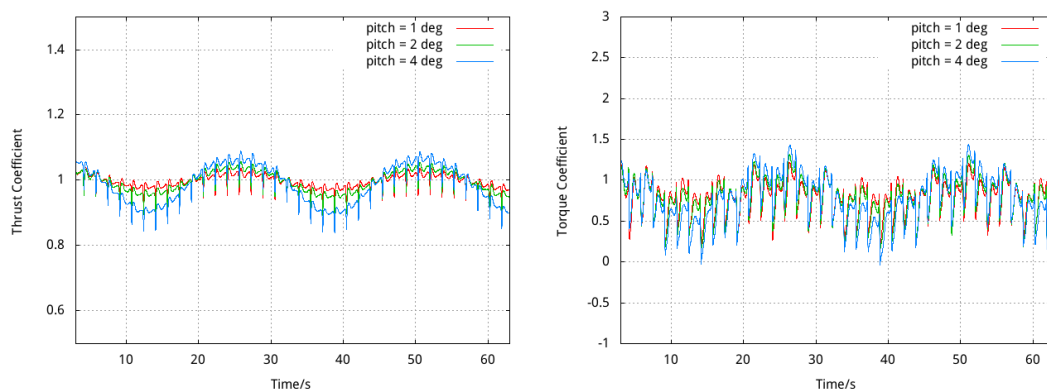


图 3-31 给定纵摇运动下风机气动载荷历时曲线

Figure 3-31 Time history of aerodynamic thrust and torque on turbine blades

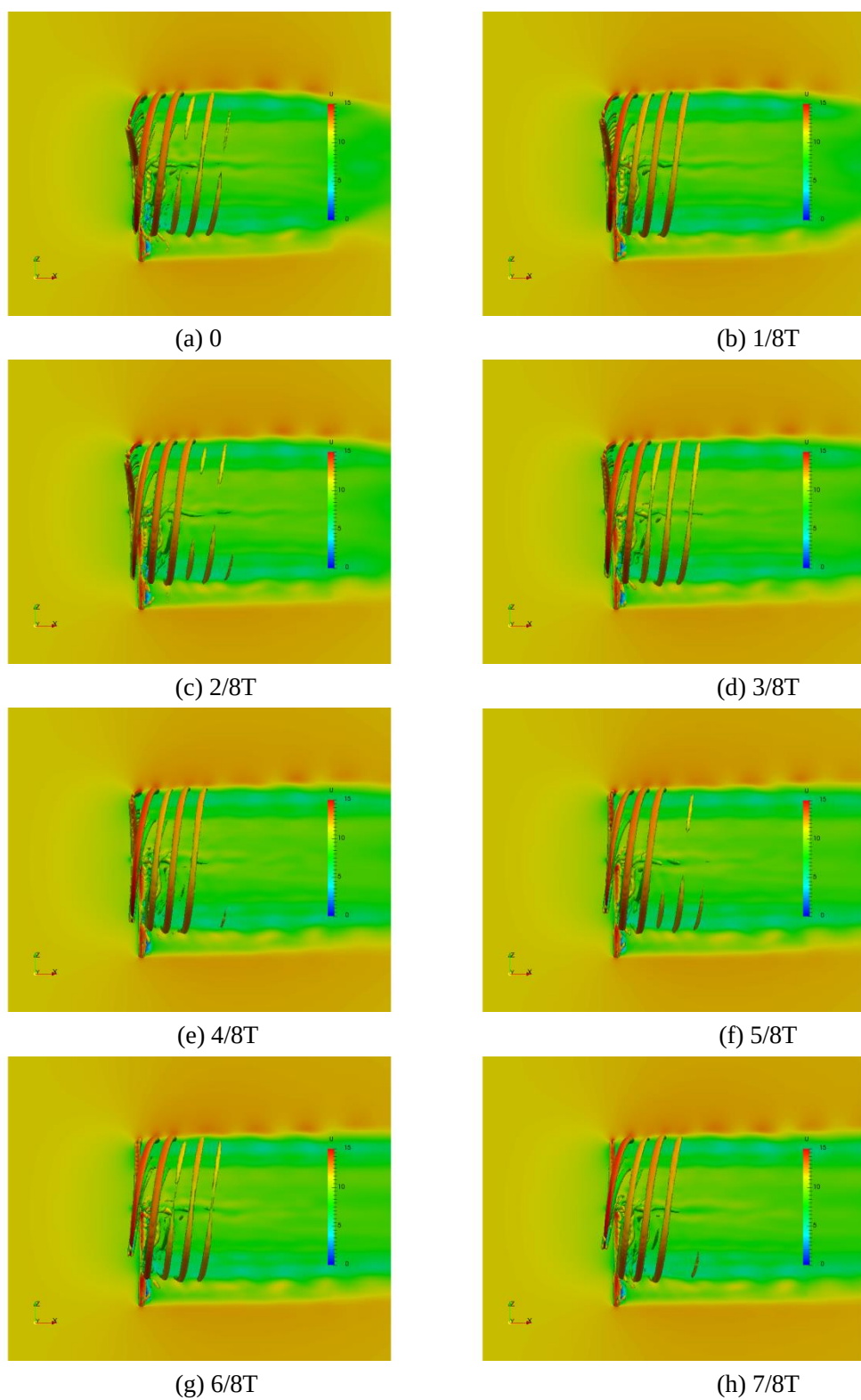


图 3-32 一个纵摇周期内不同时刻风机尾流场速度分布及尾涡结构

Figure 3-32 Visuazation of wake vortex and velocity distribution in wake flow

3.4.2 纵摇运动与纵荡运动共同影响下风机气动性能

给定的平台纵摇与纵荡运动的位移和速度表达式见表 3-4，运动曲线如图 3-33 所示。

表 3-4 等效平台纵摇/纵荡运动

Table 3-4 Equivalent pitch/surge motion of supporting platform

运动自由度	运动表达式	运动速度表达式
Surge	$X_{\text{Surge}}=8\sin(0.246*t)$	$U_x=1.968\cos(0.246*t)$
Pitch	$\theta_{\text{Pitch}}=2\sin(0.246*t)$	$\omega_{\text{Pitch}}=0.492\cos(0.246*t)$

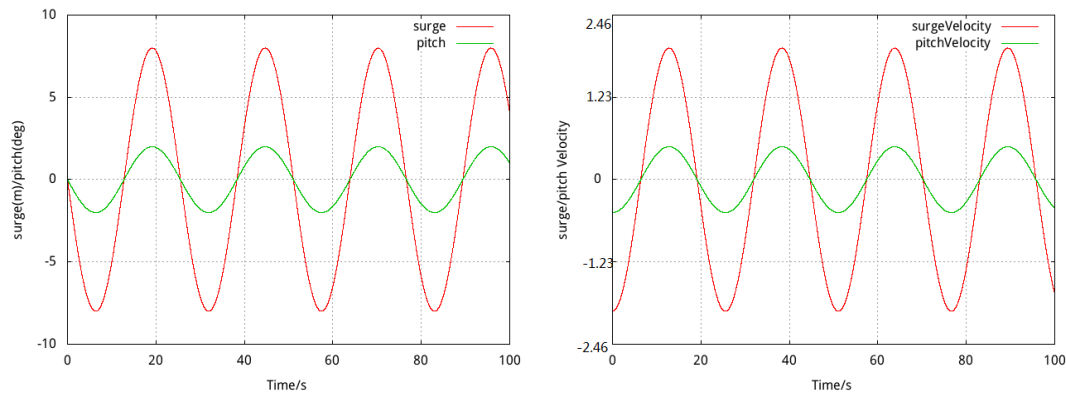


图 3-33 等效平台纵摇/纵荡运动示意图

Figure 3-33 Equivalent pitch/surge motion of supporting platform

风机绕平台的旋转中心作纵摇运动，同时还要周期性的纵荡运动。因此风机叶片表面任意点的运动线速度由两个分量构成（如图 3-30）：由风机叶片旋转引起的线速度 U_r ，和由风机随平台的平动或者转动运动引起的速度 U_p 。假定风机作业区域的风场的风速是均匀定常的，然而风机叶片表面每一点的运动速度都是不同的。对于相同风速分布的风场中作业的风机，其叶片旋转速度也是相同的。因此对于给定平台运动的风机，其叶片表面的运动速度多了一个平台运动速度 U_p 。而当叶片表面结构的运动速度改变时，叶片表面与流场之间的相对速度发生变化，因此在叶片与流场相互作用时流场的速度和压力分布均会发生改变，从而影响了最终风机叶片的气动载荷。

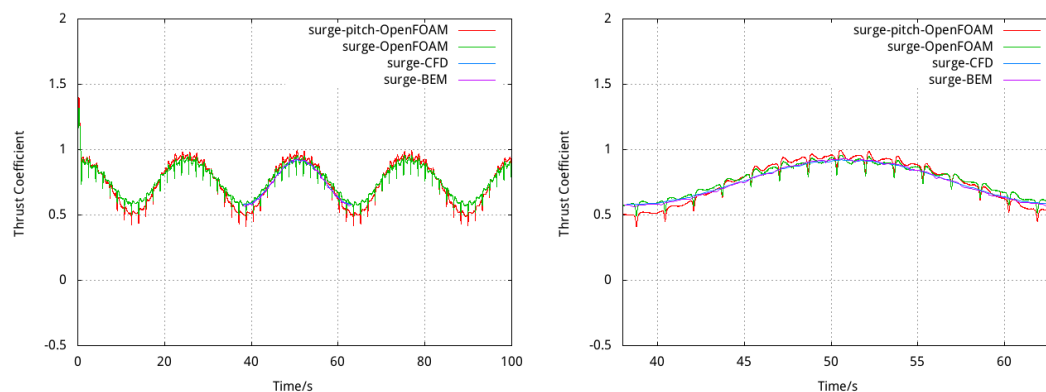


图 3-34 风机气动推力历时曲线

Figure 3-34 Time history of aerodynamic thrust on turbine blades

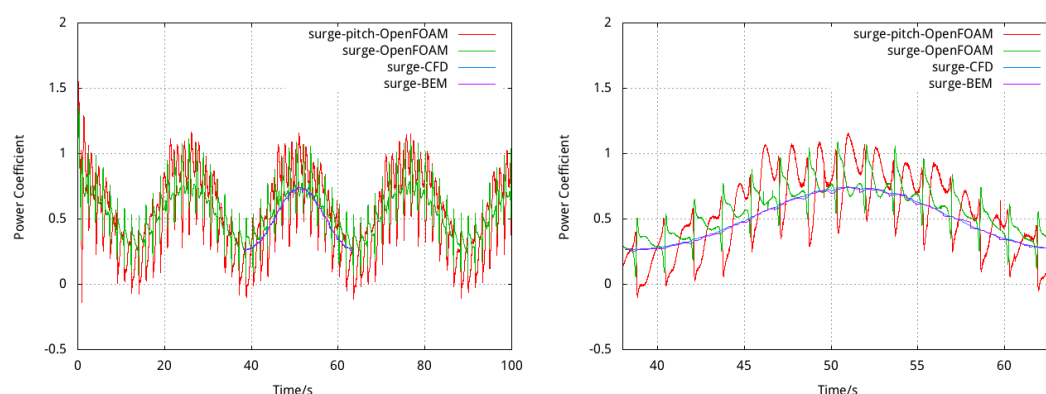


图 3-35 风机气动扭矩历时曲线

Figure 3-35 Time history of aerodynamic torque on turbine blades

对于给定纵摇运动的风机，其叶片表面结构距离旋转中心距离越大，由纵摇运动引起的叶片表面结构的线运动速度越大。而在第三章的气动载荷数值模拟中已表明，当风速增加而不改变叶片的桨距角时，风机叶片上受到的气动推力和扭矩都会增加。而当风机叶片产生向上游的纵摇运动时，风机叶片表面的线速度与风速方向相反，此时相当于叶片旋转平面固定，而将风场中的风速增大，因此此时的风机叶片上的气动载荷是呈增大的趋势。反过来，当风机叶片产生向下游的纵摇运动时，风机叶片表面的运动速度是与风速同向的，因此效果等同于风机旋转平面固定而减小输入风场的风速值，进而致使风机叶片上受到的气动载荷值减小。由于风机上施加的是周期性的纵摇运动，风机叶片表面上的速度呈现周期性的变化规律，因此风机气动载荷也呈现出周期性的振荡规律，振荡周期与给定运动的运动周期一致。

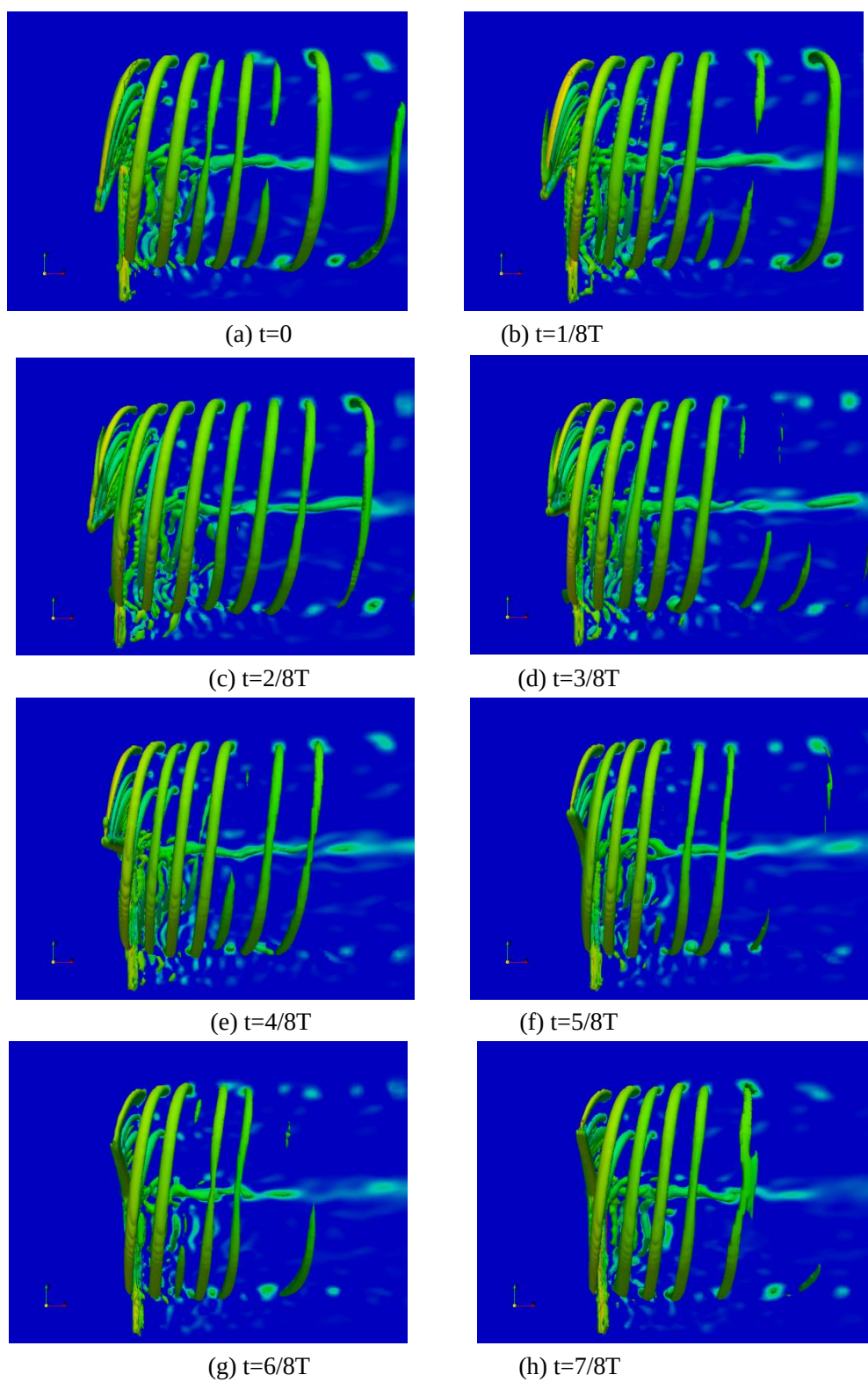


图 3-36 给定纵荡运动时风机尾流场涡量分布及尾涡结构

Figure 3-36 Wake vortex and vorticity distribution with surge motion

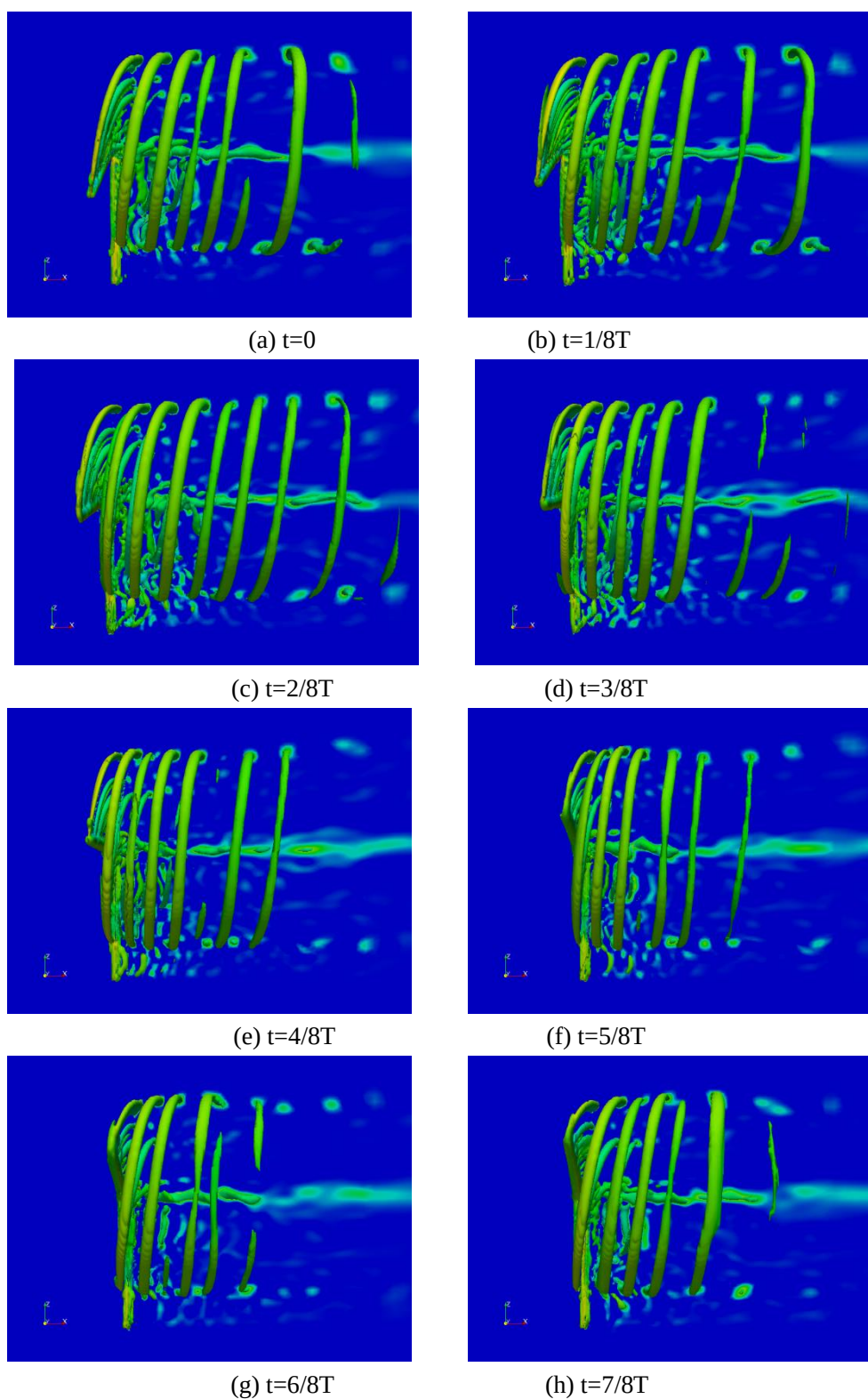


图 3-37 给定纵摇-纵荡耦合运动时风机尾流场涡量分布及尾涡结构

Figure 3-37 Wake vortex and vorticity distributio with coupled pitch-surge motion

此外,在风机向下游纵摇运动时,当该纵摇运动幅值比较大的时候,风机叶片可能会有一部分结构位于上一时刻产生的尾流场中,这一点在纵摇运动下风机的尾涡结构示意图 3-36 和图 3-37 中可以看出。

随平台的周期性纵荡或者纵摇运动均会引起风机气动载荷的振荡现象,振荡频率与平台的运动周期相同,振荡幅值随平台运动幅度的增大而增大。纵荡运动与纵摇运动叠加的工况中风机气动载荷的振荡幅值要明显比单独纵荡运动或者纵摇运动的情况下更大。周期性纵荡运动下的气动载荷与其他文献中的数据进行对比,吻合较好,再次证明了该求解器在求解风机的非稳态气动性能上的可靠性。

3.5 本章小结

浮式风机是海上风能开发的重要装置,其气动性能的准确预报是其设计研究中的核心问题。本章基于开源平台 OpenFOAM,结合重叠网格技术,对 NREL-5MW 大型风机的气动性能进行了详细的数值模拟和分析。主要从以下三部分研究分析了风机的气动力性能:

首先,对仅包含叶片、轮毂、机舱结构的风机转子在均匀来风条件下进行气动力数值模拟,并与其他求解器得到的数值结果进行对比分析,验证该求解器在风机气动载荷数值预报上的可靠性和准确性。对于风机在高风速下的气动性能进行数值模拟,分析在极端风况在下风机的气动性能。

其次,将风机的塔架结构加入到数值模拟中,研究塔影效应对风机气动力性能的影响,并通过改变塔架与风机旋转平面之间的距离,分析塔架与风机间距对塔影效应的影响。

再次,对不同风速廓线分布地剪切风作用下的非稳态气动载荷进行数值预报,研究了风剪切效应对风机气动载荷的影响。

最后,为了考虑浮式支撑平台的运动对风机气动载荷的影响,将浮式支撑平台的运动简化为周期性的纵摇与纵荡运动,并将该运动作用在风机上,研究了风机在给定运动下的气动力性能变化情况,探讨了平台运动对风机气动性能的影响。

第四章 Spar 型浮式风机气动-水动耦合复杂流场数值模拟

4.1 Spar 型浮式风机系统

本论文中选取的数值模型是 OC3 项目中的 Spar 型浮式风机。如图 4-1 OC3 Spar 型浮式风机所示为该浮式风机系统的整体结构，该风机主要包含 NREL-5MW 风机、Spar 型浮式支撑平台 Hywind、位于风机和平台之间起连接和支撑作用的塔架、由三组锚泊线组成的系泊系统。

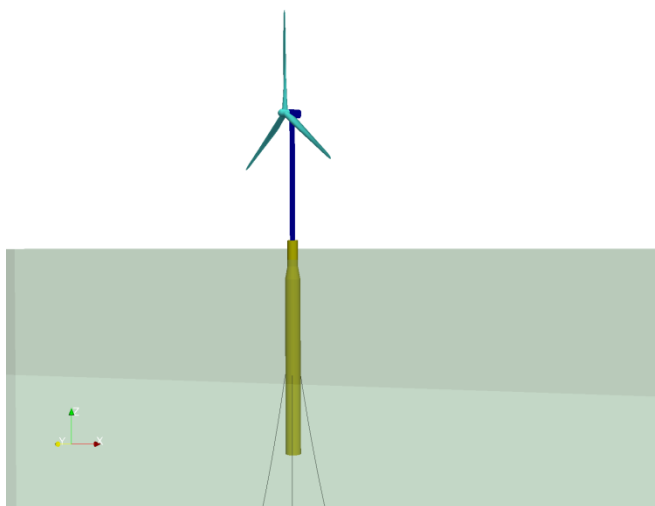


图 4-1 OC3 Spar 型浮式风机

Figure 4-1 The Spar type floating offshore wind turbine for OC3 project

4.1.1 Spar 型浮式支撑平台 Hywind

本章数值模拟选取的浮式风机计算模型中的浮式支撑平台为 OC3 的 Hywind 浮式支撑平台。该平台为 Spar 型浮式平台，其主要几何模型尺度介绍见下面表 4-1。

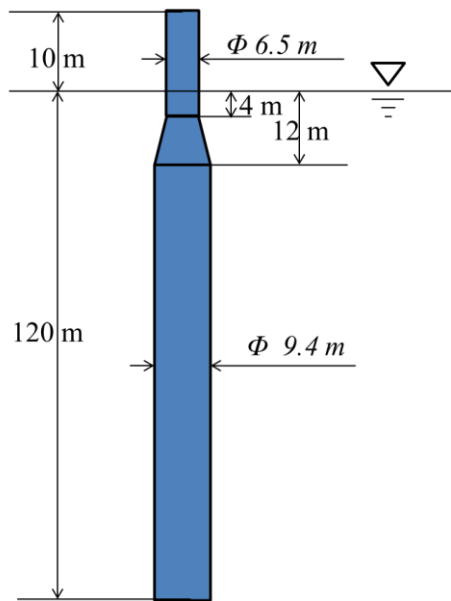


图 4-2 Hywind 平台结构示意图

Figure 4-2 Hywind Floating Platform

表 4-1 Spar 型支撑平台 Hywind 基本几何特征列表

Table 4-1 Floating Platform Geometry

平台参数	数值
平台吃水	120 m
平台顶端高出水面的距离	10 m
椎体顶端高出水面的距离	4 m
椎体低端距离水面的距离	12 m
椎体以上平台直径	6.5 m
椎体以下平台直径	9.4 m
平台总质量	7,466,330 kg
平台重心距离水面深度	89.9155 m
平台绕重心的纵摇转动惯量	4.229E9 kg·m ²
平台绕重心的横摇转动惯量	4.229E9 kg·m ²
平台绕轴线的首摇转动惯量	1.64E8 kg·m ²

4.1.2 浮式支撑平台系泊系统布置

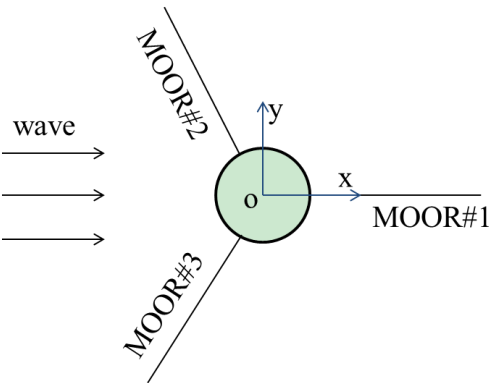


图 4-3 系泊系统布置图

Figure 4-3 Arrangement of the Mooring System

表 4-2 Hywind 系泊系统参数列表

Table 4-2 Mooring System Properties of Hywind platform

系泊系统参数	数值
系泊线数量	3
相邻系泊线之间的夹角	120°
系泊点距离静水面距离	320 m
导缆孔距离静水面距离	70.0 m
锚泊点到平台中心的水平距离	853.87 m
导缆孔到平台中心的水平距离	5.2 m
系泊线的原始长度	902.2 m
系泊线直径	0.09 m
系泊线的等效线密度	77.7 kg/m
系泊线在水中的等效重量	689.1 N/m
系泊线等效拉伸刚度	3.84E8 N
附加首摇弹性刚度	9.834E7 N•m/rad

该浮式风机的系泊系统由三条锚链线组成的系泊系统为浮式支撑平台 Hywind 提供系泊约束,限制平台在波浪载荷中的运动。图 4-3 给出了该系泊系统的布置情况。该系泊系统由三条完全相同的锚链线组成,任意两条相邻悬链线之间的夹角为 120°。悬链线的具体物理参数如表 4-2 所示,该浮式风机的设计水深为 320m,悬链线的一

端连接在位于平台三个主要浮筒上的导缆孔，导缆孔的吃水为 70m，距离平台中心轴的水平距离为 5.2m；另一端固定在海底锚泊点，锚泊点到平台初始中心位置的水平距离为 853.87m，未经拉伸的锚泊线初始长度为 902.2 m。

4.1.3 网格划分与计算域布置

本章中对半潜平台进行自由衰减运动数值仿真和波浪中的水动力学数值模拟中，选取的是相同的计算域和相同的网格结构。根据前面两节的介绍，平台作业水深为 320m。计算域设置为长方体，尺寸为：[-200m:300m]×[-200m:200m]×[-200m:50m]，平台中心所在位置定义为 xOy 平面的原点，初始静水面定义为 Z 轴的原点。因此为了保证在波浪的充分稳定发展，计算域造波入口选在平台前方 200m，并且在平台后面留有 300m 的传播距离，以防止出口段消波不彻底产生反射波对计算产生干扰，其中在计算域出口的前端留出 100m 作为数值消波区域；左右两侧各设置为 200m 以消除池壁效应；计算水深选取为设计水深 320m，则底部边界条件可以设置为不可滑移的壁面边界；对于单独计算平台水动力的算例，计算域的顶端取到自由面以上 50m，设置为大气边界。由于本论文选用准静态的分段外推法对锚泊线进行数值模拟，不需要用网格来描述锚泊线结构，因此计算域设置无需考虑系泊系统的尺寸问题。

在波浪场中，流体能量主要集中在自由面附近，流体速度随水深呈指数减小，在数值模拟中应将网格集中在自由面以及要求解的结构物附近，因此本论文在背景网格布局中，将自由面和要参与与平台随体网格进行数据差值交换的区域进行了两级加密，如图 4-4 所示。由于平台在波浪中会产生较大幅度的六自由度运动，尤其是在波浪传播方向，因此背景网格的加密区域要比随体网格所占区域大。

在对浮式风机系统进行气动-水动-系泊耦合的数值模拟中，用到重叠网格技术来处理风机-塔架-平台之间复杂的多级运动问题。网格结构的划分取决于各组成部分之间的运动关系。这里运动可以分成两个级别：支撑平台在波浪力、系泊力、风机作用力等外载荷作用下产生六自由度运动，这是浮式风机系统整体的一阶运动；在一阶运动的基础上，风机自身存在绕风机转轴的旋转运动，这是风机的二阶运动。因此数值模拟中创建 3 套网格：包含整个计算域的背景网格（图 4-4 中绿色网格结构）、包含浮式支撑平台和塔架的随体网格（图 4-4 中红色网格结构）、风机的随体网格（图 4-4 中黄色网格结构）。由于塔架被视作刚性结构固定在浮式支撑平台上因此它与平台都是只有一阶运动，因此将这两部分结构划分在同一套网格中。

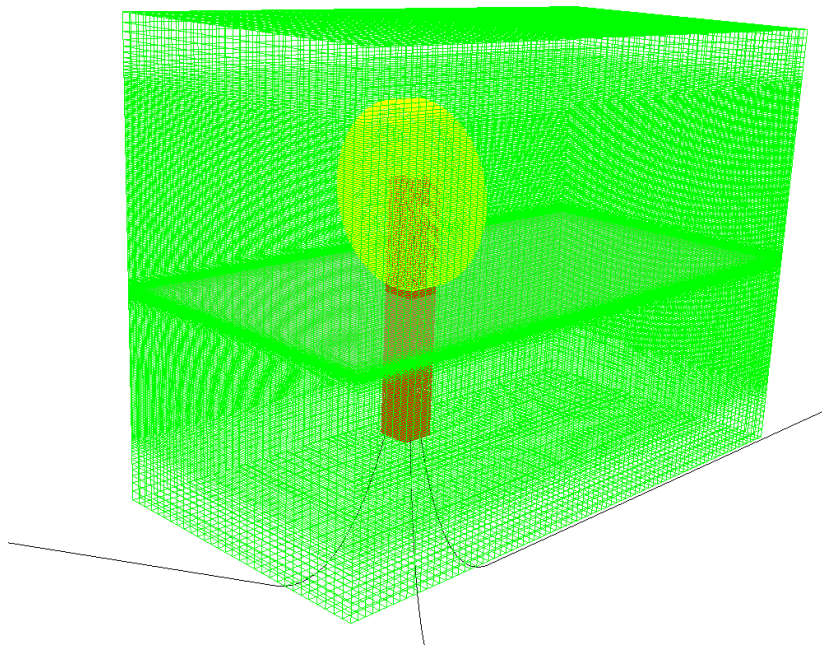


图 4-4 网格结构与计算域设置

Figure 4-4 Grid Structure and Simulation Domain

4.2 Spar 型浮式支撑平台水动力性能数值分析

4.2.1 Spar 平台的自由衰减运动特性

通过自由衰减运动的数值模拟，不仅可以了解 Spar 型浮式支撑平台 Hywind 的固有频率等属性，同时还可以验证数值求解器 naoe-FOAM-SJTU 在浮式结构物水动力求解问题上的可靠性。

这里对 Hywind 平台的三个自由度的自由衰减运动进行了数值模拟，分别为纵荡运动 surge、垂荡运动 heave、纵摇运动 pitch。在进行某一个自由度的自由衰减数值模拟中，将其它自由度固定，并在初始时刻给定一个较大的位移，然后放开运动，使其在系泊系统及水动力联合提供的回复力作用下运动。在流体与支撑平台和锚链线的阻尼作用下，平台的周期性振荡运动幅值会渐渐减小，直至最终消失。在纵荡运动的自由衰减数值模拟中，将平台的初始位移设置为 22m；在纵摇运动的数值模拟中，初始纵倾角设置为 8° ；垂荡运动的初始位置设置在平衡点以上 6m 处。

表 4-3 平台自由衰减运动初始位移设置

Table 4-3 Initial Displacement for Free Decay Test

运动自由度	初始位移
纵荡 Surge	22m
垂荡 Heave	6m
纵摇 Pitch	8°

给定平台一定的偏离其平衡位置的初始位移后，平台在系泊系统的作用下向平衡位置处运动，在到达平衡位置后在惯性作用下向继续向前运动，此时位移值由正值变为负值。而在振荡运动过程中，平台结构还要受到流体的阻滞作用，其中主要是来源于水的阻尼作用。该阻尼作用使得平台运动的振荡幅值迅速衰减，这可以从图 5-7 的纵荡和纵摇衰减曲线中看出来。图 5-7 中给出了数值模拟纵荡运动和纵摇运动的自由衰减运动历时曲线，同时给出了用其他多个数值方法进行模拟得到的结果。

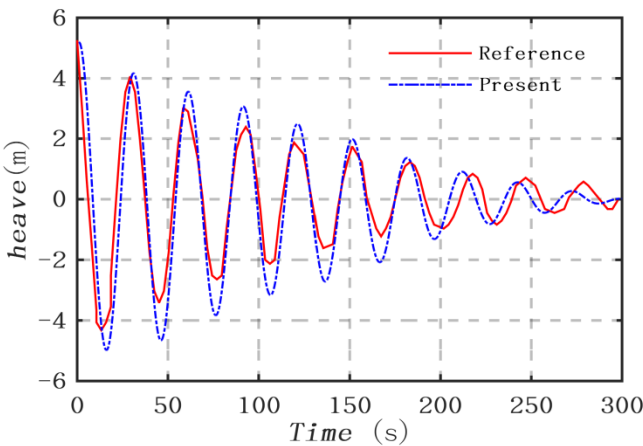


图 4-5 平台纵荡自由衰减运动曲线

Figure 4-5 Free decay heave motion of Hywind platform

表 4-4 平台自由衰减周期列表

Table 4-4 Natural frequency of Hywind platform

运动	平台自由衰减周期
Surge	124.5
Heave	31.5
Pitch	27.9

4.2.2 Spar 平台在规则波中的水动力响应

通过对平台在规则波下进行水动力学数值模拟，可以了解半潜式平台 DeepCwind 在波浪中的水动力学响应情况，同时还可以验证数值求解器 naoe-FOAM-SJTU 在数值造波和消波模块的可靠性和准确性，以及在浮式结构物水动力求解问题上的可靠性。

利用 4.1.3 节介绍的数值水池的计算域和背景网格结构，进行规则波的数值模拟，以验证 naoe-FOAM-SJTU 求解器的数值造波和消波模块。规则波的基本参数见

。数值模拟中，在计算域内沿波浪传播方向设置了多个波浪监测点：在预计放置平台的位置 $x=0\text{m}$ 以及其上游 $x=-50\text{m}$ 和下游 $x=100\text{m}$ 分别设置波浪监测点，以观测波浪在传播过程中的衍化；同时在靠近出口的消波区域内设置了一个波浪监测点 $x=275\text{m}$ ，以验证该求解器的数值消波模块。

表 4-5 规则波基本参数

Table 4-5 Wave properties

波浪参数	数值
波长	147m
周期	10s
波高	7.58m

数值模拟得到每一个波浪监测点的波浪信息，将该数值结果绘制成图 4-6 所示曲线，并与理论值进行对比分析。波浪传播区域内三个监测点的数据显示对规则波的数值模拟结果与理论值吻合良好，数值结果在波浪传至监测点后的 2~4 个周期内达到稳定状态。在平台放置处布置的波面监测点监测到的波浪数据显示，波浪传播至平台位置时并没有明显的衰减现象，可以达到数值模拟中在平台位置处对波浪准确模拟的要求。此外，位于消波区域的波浪监测点测得的波高仅是波浪传播区域测得的波高的 15%左右，这证明了尾部消波区域的可靠性，可以有效地避免计算域出口的波浪反射现象的出现。

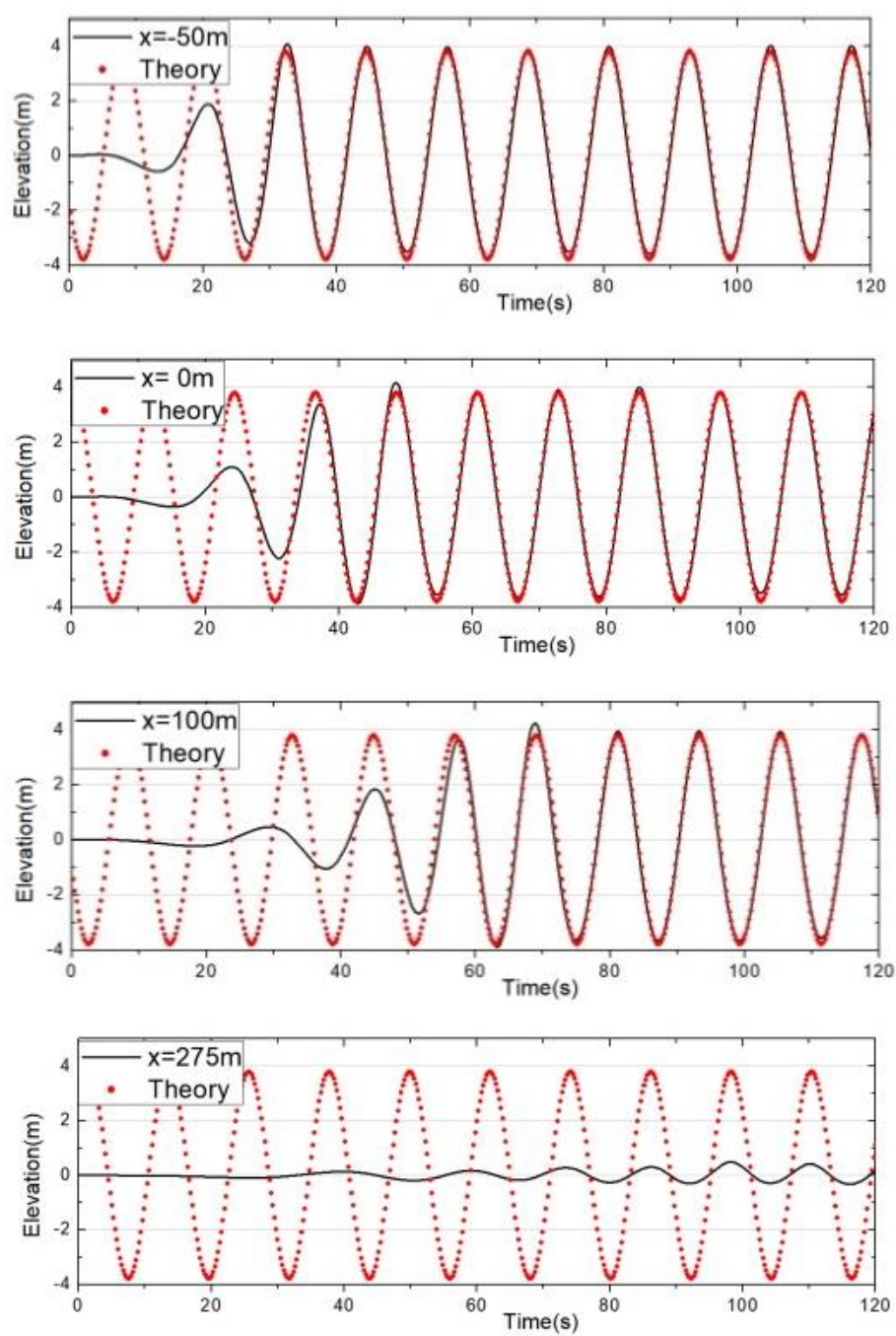


图 4-6 规则波浪数值结果与理论值对比

Figure 4-6 Comparison of Numerical and Wave Theory Results

图 4-7 至图 4-9 分别给出了 Spar 型浮式支撑平台在规则波浪下的纵荡、升沉和纵摇响应曲线，并与其它求解器计算得到的数值结果进行了对比分析，结果显示求解器对于该平台在规则播波下的数值模拟能够取得可靠的数值结果。平台在规则波浪下

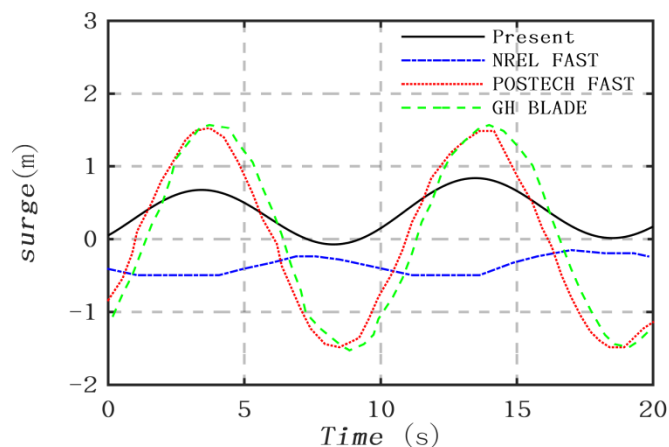


图 4-7 Hywind 平台在规则波下的纵荡运动曲线

Figure 4-7 Surge motion of Hywind platform in regular wave

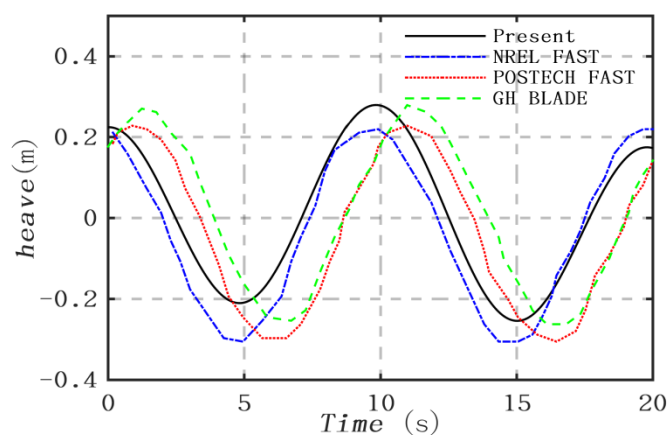


图 4-8 Hywind 平台在规则波下的升沉运动曲线

Figure 4-8 Heave motion of Hywind platform in regular wave

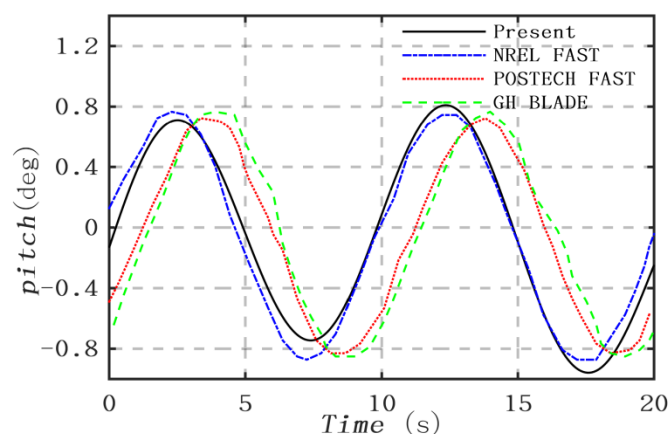


图 4-9 Hywind 平台在规则波下的纵摇运动曲线

Figure 4-9 Pitch motion of Hywind platform in regular wave

4.3 OC3 浮式风机气动-水动耦合性能分析

4.3.1 计算设定

本论文通过将 naoe-FOAM-SJTU 求解器的数值造波模块进行拓展和完善, 实现了风-浪联合作用下的复杂流场的数值模拟。因此在本章浮式风机在风-浪联合作用下的气动-水动-系泊耦合数值模拟中, 计算工况设置为风与浪的联合作用。

造风-造波功能采用速度输入式方法, 在自由面设置速度入口边界条件: 自由面以下为波浪; 自由面以上的部分则是风速的入口。计算风速选择风机的额定风速 11.4m/s, 波浪选取表 4-5 中所列规则波参数。

而由于考虑上部风机的气动性能, 因此计算域与单独计算平台水动力性能的算例中计算域尺寸有所差别。这里计算域尺寸设置为: $[-200\text{m}:300\text{m}] \times [-200\text{m}:200\text{m}] \times [-200\text{m}:250\text{m}]$, 其中的横向和纵向尺寸与平台水动力的计算域尺寸相同, 仅在垂向进行延展, 以将风机叶片部分包含在计算域之内。

4.3.2 风机气动载荷分析

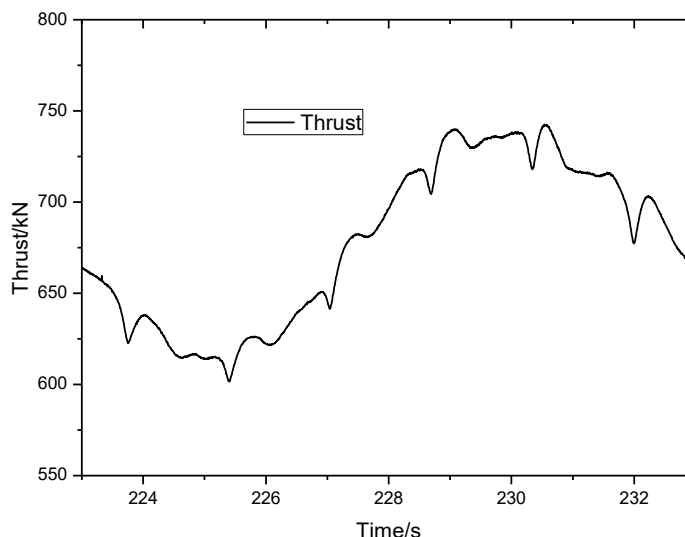


图 4-10 浮式风机气动载荷时历曲线

Figure 4-10 Time history of floating offshore wind turbine

图 4-10 所示即为浮式风机在风-浪场中作业时数值模拟得到的风机气动载荷的时历曲线。在风机的气动载荷时历曲线中观察到了明显的振荡变化规律：(1)首先，两种计算工况下得到的气动载荷时历曲线中均存在明显的高频振荡现象，该振荡频率是风机叶片旋转频率的三倍，这与第三章中分析的塔影效应和风剪切效应对风机气动性能影响规律是一致的，因此断定该气动载荷的高频振荡现象是由塔架的塔影效应和风剪切效应共同作用引起的。(2)此外，气动载荷的历时变化曲线中还存在低频的振荡现象，而该振荡周期与波浪周期相同，因此推断这是由浮式支撑平台在波浪中的波频响应运动导致的。

同时注意到，在浮式风机耦合数值模拟中得到的气动载荷值要比 3.1 节中固定风机的气动载荷值小，而该气动载荷减小的现象在风速更高的情况下要更加明显。作者认为，造成这一现象的主要原因是平台的纵摇偏移，如图 4-11 中的纵摇运动曲线所示，平台在耦合作用下的纵摇运动的平均值不是 0，而且随着风速的增大，该纵摇运动的平均值也是增大的。而该平台运动同样作用在风机上面，表现为风机整体的纵倾。研究表明，风机在迎风状态下的气动载荷是最大的，当产生一定的偏移角度，风机叶片截面翼型的攻角发生变化，进而导致风机整体气动载荷的减小。而偏移角

度越大，对风机气动性能的影响也就越大。

4.3.3 平台水动力学响应

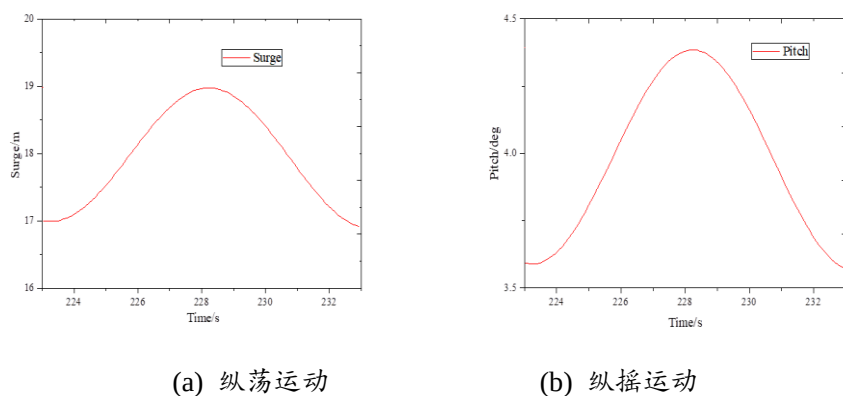


图 4-11 平台的水动力响应

Figure 4-11 Hydrodynamic responses of supporting platform

浮式支撑平台在波浪载荷与系泊载荷的联合作用下，将作出周期性的六自由度响应运动。而对于浮式风机系统而言，浮式支撑平台在上述载荷之外还要受到通过塔架传递过来的风机气动载荷的作用，于是观察到浮式支撑平台的六自由度响应运动偏离了原来的平衡位置，如图 4-11 给出的平台六自由度运动曲线所示。注意到图 4-10 所示的浮式风机的气动载荷存在着复杂的振荡规律（波频振荡与三倍转频振荡规律的叠加），然而气动载荷的振荡现象作用在支撑平台上后，却没有在平台的六自由度响应运动曲线中体现出来，图 4-11 中三个自由度的运动曲线都是非常光滑的。对比气动载荷与浮式支撑平台受到的水动载荷，风机的气动载荷与平台水动载荷幅值的比值不足 15%，而风机气动载荷的振荡幅值也只是气动载荷平均值的 10%左右，由此可知，气动载荷的振荡幅度大概只占平台外载荷幅值的 1%左右，不会在平台的六自由度运动中产生明显的影响。

尽管风机的气动力载荷相对于平台的水动力载荷较小，但是这还是会给整个浮式风机系统带来受力不平衡的影响，因此浮式风机系统在该外力作用下产生纵荡位移，于是整个浮式风机开始偏离其初始平衡位置。当平台偏离平衡位置，系泊系统中锚链线的形状会发生改变，进而引起系泊载荷的变化，此时系泊载荷对浮式支撑平台的作用效果与风机的气动载荷对平台的作用效果是相反的。在系泊系统提供的约束力还不足以抵抗风机气动载荷的作用时，浮式支撑平台在风机气动载荷作用

下继续运动，位移增加，系泊系统的载荷也随之增加。当位移达到一定程度，使得系泊载荷与风机的作用相互抵消，则平台将以这个位置为新的平衡位置，在波浪载荷、系泊载荷、风机气动载荷的共同作用下做周期性的波频运动。

浮式平台的纵摇运动同样也偏离了初始平衡位置，原理与纵荡运动类似。但是最终的纵摇平衡位置并不仅仅是系泊系统提供给平台的纵摇力矩与分析气动载荷转化的纵摇力矩之间的平衡，还要考虑平台发生纵倾时浮式支撑平台受到的水动力纵摇力矩的改变。因此浮式风机系统在风-浪联合作用下的最终的纵摇平衡位置处，系泊系统提供的纵倾载荷、风机气动载荷转化的纵倾载荷、平台纵倾产生的水动纵倾回复力矩三者之间的达到了平衡。

与纵摇运动和纵荡运动的明显差异不同，浮式支撑平台的垂荡运动曲线在两个工况下并无明显的差别，尤其是曲线的振荡规律以及振荡幅值上面，两个工况下的计算结果是一致的，仅仅只是在运动的相位角上面存在微弱的差异。而仔细对比纵荡运动曲线和纵摇运动曲线发现，相同的相位差同样存在于这两个自由度的位移曲线中，只是由于幅值差异比较明显，而使得该相位差不大明显。在本论文的数值模拟中，浮式支撑平台的六自由度响应运动是在风机气动载荷、波浪载荷、系泊载荷三者的共同作用下产生的。而在两个计算工况下，波浪的周期、波高、相位角等基本参数都是完全相同的，因此该相位差并不是波浪载荷引起的；如前面分析，风机的气动载荷对于支撑平台的作用载荷基本上可以视为定常值，因此该相位差也不是由风机气动载荷直接导致；而系泊系统提供的约束载荷则是直接由系泊线的拉伸状态决定的，系泊线的拉伸状态取决于平台的六自由度运动，因此当风机气动载荷增加时，平台偏离初始平衡位置的距离增加，导致受到拉伸的系泊线的平均拉伸长度增加。而当系泊线的拉伸状态发生改变时，其与波浪载荷的耦合作用便会在一定程度上导致支撑平台六自由度响应运动的滞后，从而表现出在不同工况下的运动相位差。

4.4 Spar 型支撑平台水动力性能与风机气动性能的耦合关系分析

在风-浪联合作用的复杂流场中，浮式风机系统的风机在风场中运转产生一定的气动载荷，而浮式支撑平台在波浪载荷、风机气动载荷以及系泊约束等外载荷的共同作用下产生六自由度运动响应，浮式支撑平台的六自由度运动通过改变系泊线的伸展状态影响其系泊载荷，系泊系统约束力的改变反过来影响了浮式支撑平台的六

自由度运动，而平台的六自由度运动反作用于风机影响着风机的气动力性能。如此，浮式风机系统在风-浪联合作用的复杂流场中产生复杂的气动力-水动力-系泊耦合效应。本章将通过解耦的方式分析浮式风机系统的风机气动载荷与浮式支撑平台的水动力响应之间的相互耦合关系。在本章的数值模拟中，首先将浮式风机的气动载荷对浮式支撑平台的作用简化为作用在浮式平台中心上的等效载荷，来分析风机气动载荷对浮式风机支撑平台的六自由度响应的影响；然后将平台六自由度运动对风机的作用简化为与平台相同的波频运动作用在整个浮式风机系统的运动中心，通过给定风机周期性运动来研究平台运动对风机气动性能的影响。

4.4.1 风机气动载荷对支撑平台水动力性能的影响

浮式风机系统中，风机通过塔架与浮式支撑平台间接相连，风机所受到的气动载荷也通过塔架传递到浮式支撑平台。而风机所受气动载荷主要表现为与风速同向的气动推力，以及绕风机转轴的气动旋转扭矩。相比之下，其他自由度的气动力与力矩可以忽略不计。

为了研究风机气动载荷对浮式支撑平台的水动力响应的影响，将风机的作用简化为等效的定常力和力矩。等效模型如下所示：

$$\mathbf{F}_x = \mathbf{F}_{thrust}, \quad \mathbf{M}_x = \mathbf{M}_{torque} \quad \mathbf{M}_y = \mathbf{F}_{thrust} \cdot \mathbf{D} \quad (4-1)$$

式中， F_x ， M_x ， M_y 分别代表作用在浮式支撑平台上的载荷； F_{thrust} 和 M_{torque} 分别代表第三章中风机气动力数值模拟中计算得到的风机受到的推力与旋转扭矩； D 则表示气动推力对浮式支撑平台的作用力臂，即由风机旋转轴心到平台旋转中心的距离。

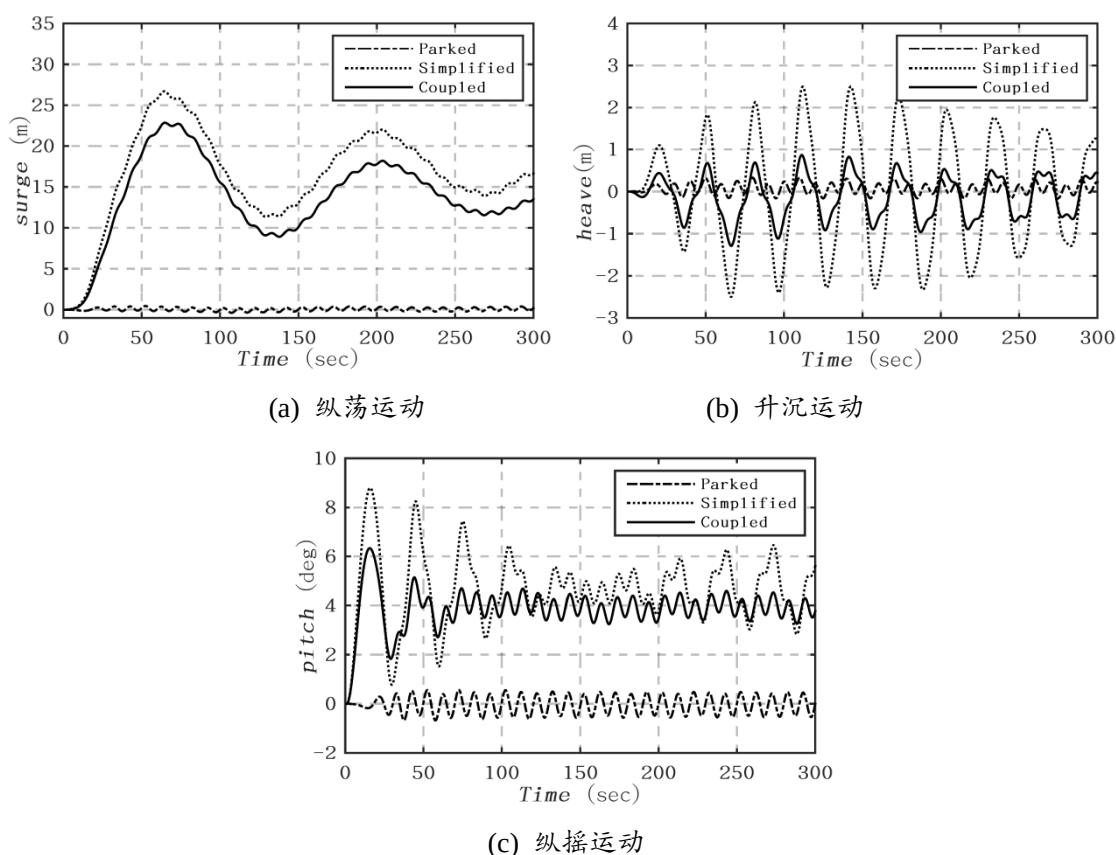


图 4-12 气动载荷作用下平台水动力响应历时曲线

Figure 4-12 Hydrodynamic responses of Hywind platform with simplified aerodynamic forces

风机载荷的作用下，平台受到的水动力仍然为波浪频率下的周期性载荷，且振荡幅值与不施加风机载荷时的振荡幅值时基本一致的。但是由于风机等效载荷与平台所受到的水动力载荷幅值相比非常小，因此仅在纵荡力和纵摇力的平均值上有一个较小的差别，即等效的风机载荷。风机载荷对平台的纵荡运动和纵摇运动有较明显的影响，且主要表现在对最终平衡位置的影响上，对于周期性的波频响应振荡浮式影响却很小。而该而这个影响也会随着风机载荷的增大而增大。分析平台的载荷和响应运动，其周期性响应运动的振荡幅值与振荡频率主要由波浪载荷决定，当然系泊载荷的约束作用会在一定程度上减小该振荡幅度，而响应运动的平均位置则由施加的等效于风机气动载荷的外载荷决定，其最终正当均值位置处是满足系泊载荷与风机外载荷相互平衡抵消的位置。

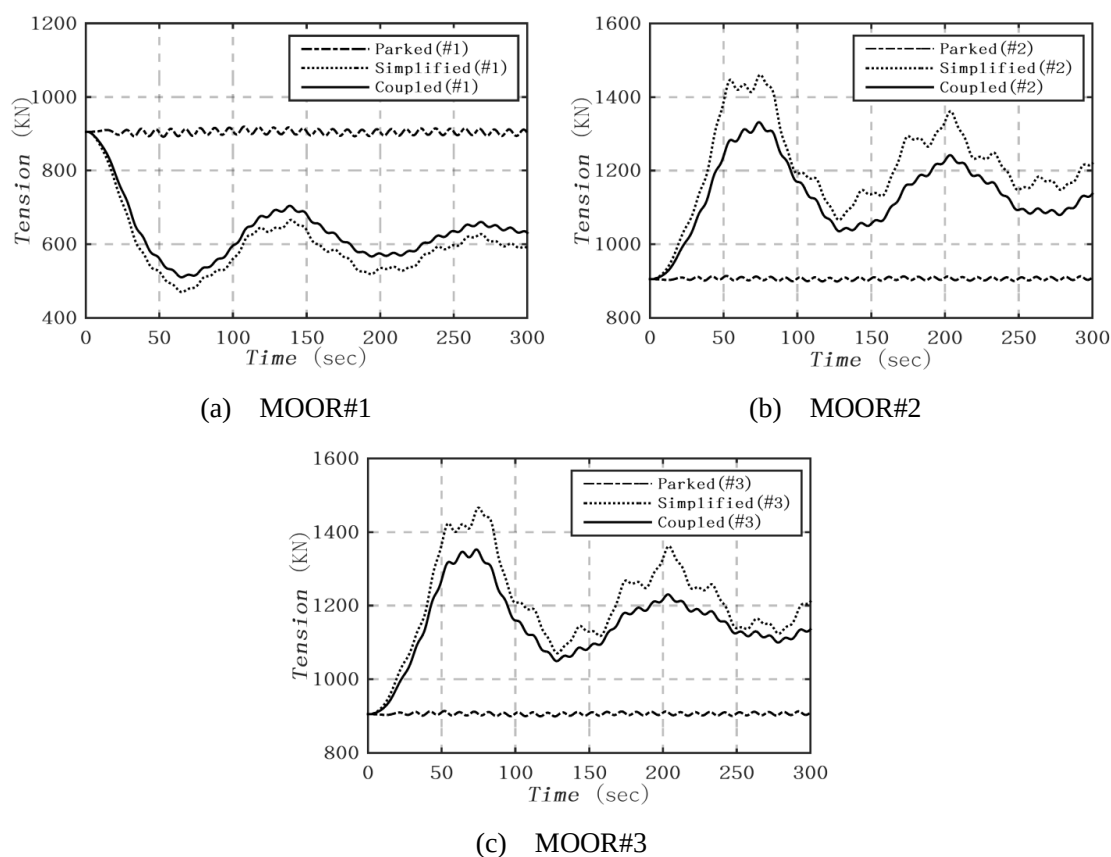


图 4-13 平台锚泊线载荷历时曲线

Figure 4-13 The time history of mooring tensions

4.4.2 平台水动力响应对风机气动性能的影响

与固定式风机相比，浮式风机在绕轴转动之外，还有一个随着平台一起的额外六自由度运动。前面的数值模拟中已知，平台的在波浪的水动力载荷以及系泊系统的约束作用下，存在周期性的运动规律。为了研究该周期性的运动对风机气动性能的影响，本文首先将平台的纵荡和纵摇两个对风机气动载荷产生主要影响的运动分解出来对研究其影响，进而将两者的作用进行耦合来分析其对风机气动性能的影响情况。

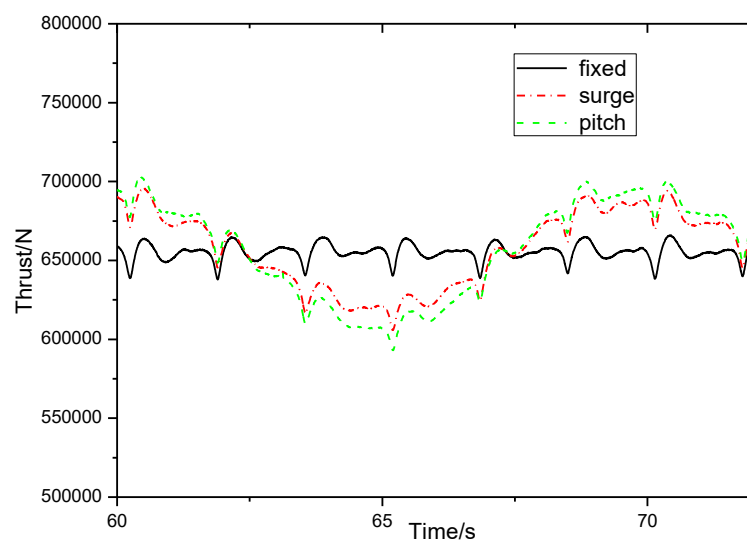


图 4-14 单位纵摇/纵荡运动下风机气动载荷历时曲线

Figure 4-14 Time history of aerodynamic thrust on wind turbine with periodic surge/pitch oscillating

如图 4-14 所示为平台在单位纵摇/纵荡运动下风机气动载荷历时曲线。其中绿色虚线代表当给定风机单位纵摇运动时，风机气动推力的时历曲线，而红色点划线代表的则是给定风机轴线方向上的单位纵荡运动时，风机气动载荷随时间的变化曲线。将两条曲线与表达风机的旋转轴线固定不动时的风机气动推力情况的黑色实线进行对比可知，附加的跟随平台的纵荡或者纵摇运动均会使风机的气动载荷产生明显的周期性的振荡规律。并且对于本论文中的风机，单位纵摇运动下风机气动推力的振荡幅值要比单位纵荡运动下的风机气动推力的变化幅值大。

风机依靠流经风机叶片表面的流体的作用产生升力与阻力，最终以气动推力以及气动功率输出的形式表现出来。理想状况下对于固定式风机，当空气以均匀的定常流速均流经叶片表面时，在风机转速固定的情况下，其气动载荷应是定常值。但是由于塔架的作用，改变了叶片附近流场中的速度分布，因此风机气动载荷呈现出三倍于风机旋转周期的振荡现象，但是根据前面第三章中的对于塔影效应的分析可知，风机叶片整体所受载荷的平均值变化不大。而当风机的整机随着支撑平台产生正向的纵荡运动时，风机叶片沿 X 正向产生了一定的速度，此时当地流场沿 X 方向的速度也是正向的，因此流场与叶片表面之间的相对速度减小，进而导致风机叶片

表面受到的气动载荷随之减小。反之,当风机随着平台产生沿 X 浮现负向的运动时,风机叶片表面与局部流场之间的相对速度是增加的,因此风机受到的气动载荷也随之增加。并且风机随平台的运动速度越大,风机气动载荷的变化也就越明显,因此在风机纵荡运动到达平衡位置时,此时无论是正向或者负向的纵荡运动都是运动速率的最大值,风机气动载荷分别对应出现了极小值和极大值。

同样的,对于纵摇运动,由于纵摇运动的转动中心选择在了位于整个风机下方一定距离的平台中心位置,因此当风机做正向的纵摇运动时,风机叶片表面的每一个点都会产生沿 X 正向分布的速度,此时风机附近当地流场与风机叶片表面的相对速度下降,但是这个变化随着高度(高度越高,距离平台旋转中心的距离越大)的增加而增加。与纵荡运动产生的影响类似,纵摇运动的速度越大,对风机气动载荷的影响就越大,因此风机气动载荷在风机纵摇运动到达平衡位置时,分别出现了极大值和极小值。

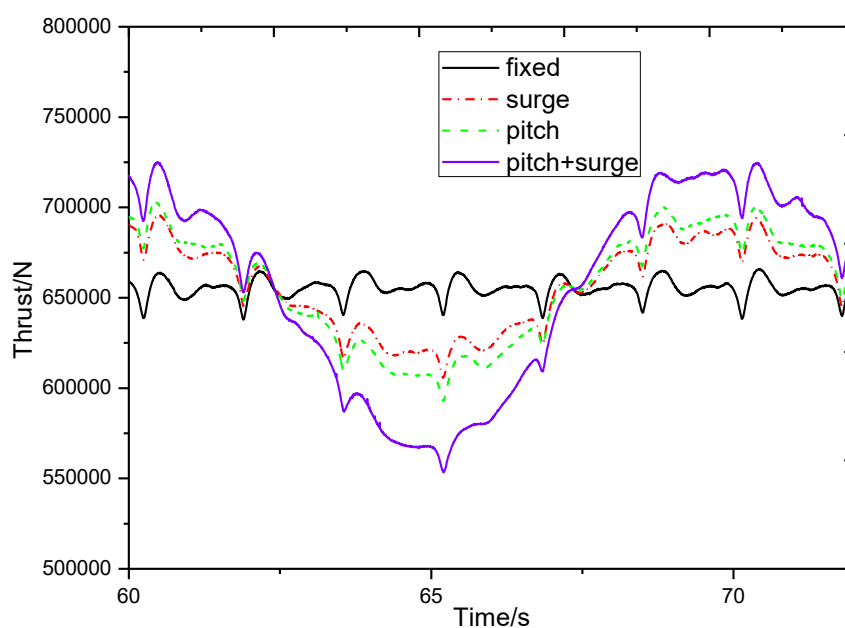


图 4-15 平台纵摇运动与纵荡运动耦合作用下风机气动载荷时历变化曲线

Figure 4-15 Time history of aerodynamic thrust on wind turbine with coupled surge/pitch oscillating

对于支撑平台的水动力响应预报结果显示,支撑平台的纵摇运动与纵荡运动之

间是正向耦合关系，因此在这部分的数值计算中，将平台的纵荡运动与纵摇运动之间的相位差设置为 0。如图 4-15 中紫色实线所示结果，耦合作用下的风机气动载荷出现了比两者单独作用时更加显著的振荡现象。分析表明，这个耦合作用下的结果与两者分别作用下的叠加效果基本一致。

根据前面对于纵摇运动以及纵荡运动对风机气动载荷的影响作用的分析可知，平台的纵摇运动或者纵荡运动都会影响风机叶片与局部当地流场之间的相对速度，从而影响风机叶片表面所受压力的分布，最终导致整体风机叶片气动载荷的变化。而当纵摇运动与纵荡运动同向时，那么风机叶片在两个自由运动的共同作用下必然产生相互叠加的运动效果，然而风机表面的压力分布与速度之间并不是线性增长的关系，且当速度发生变化是，针对风机叶片截面处的速度攻角也发生了一定的变化，因此耦合作用下风机气动载荷的变化量与纵摇和纵荡单独作用下的气动载荷变化之和不完全一致。因此在图 4-16 中可以看到耦合算例下得到的风机气动推力值与单独计算得到的叠加效果非常类似但是仍然存在一定的差异，尤其是在峰值处存在较明显的差异。

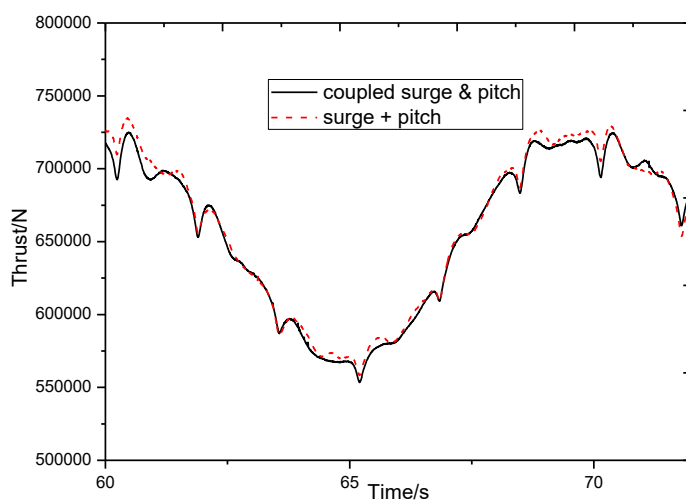


图 4-16 纵摇运动与纵荡运动耦合效果

Figure 4-16 Coupling effect of periodic surge and pitch motions

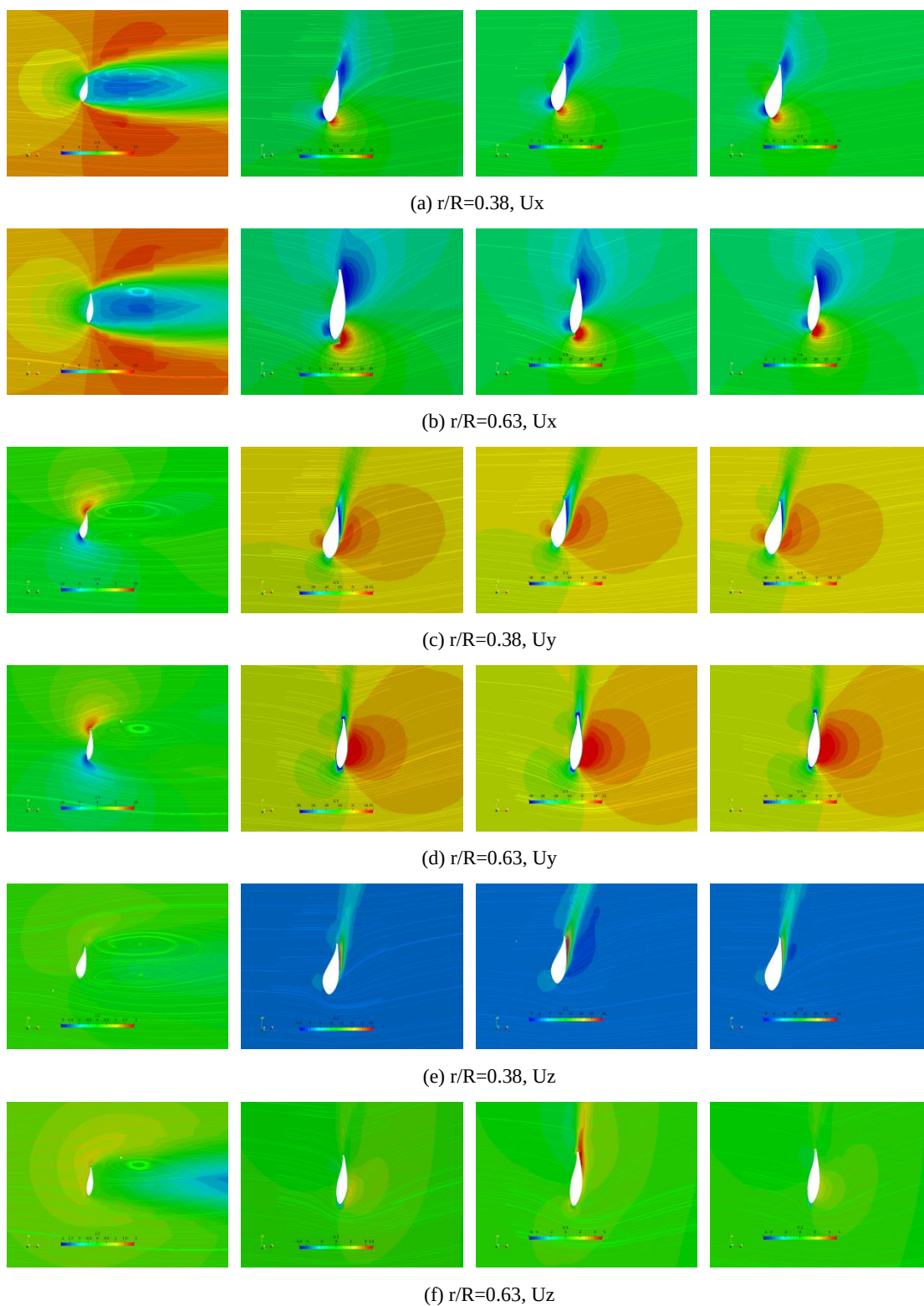


图 4-17 纵摇运动影响下叶片附近流场速度分布

Figure 4-17 Flow velocity near turbine blades with periodic pitch motion

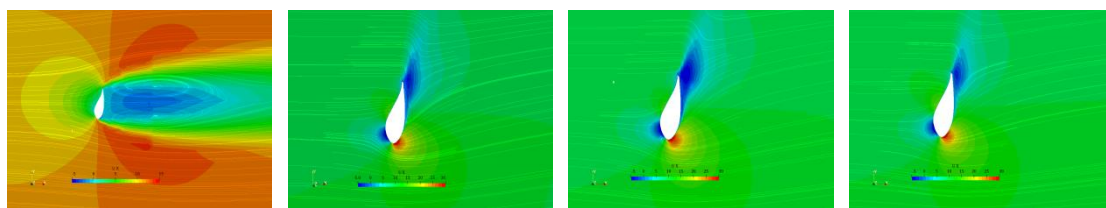
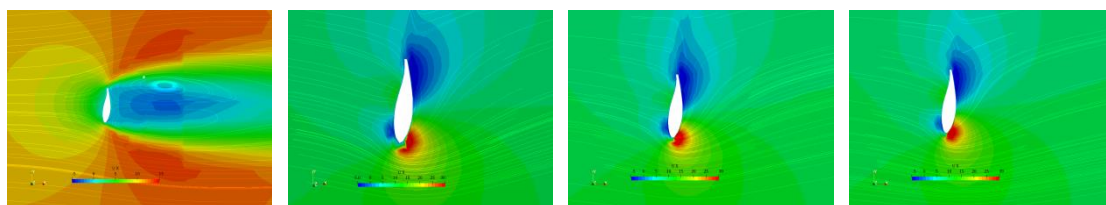
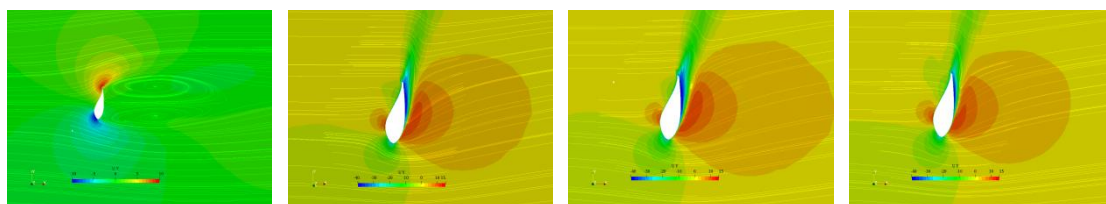
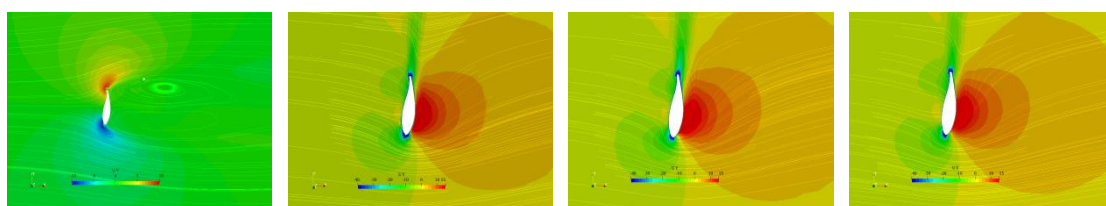
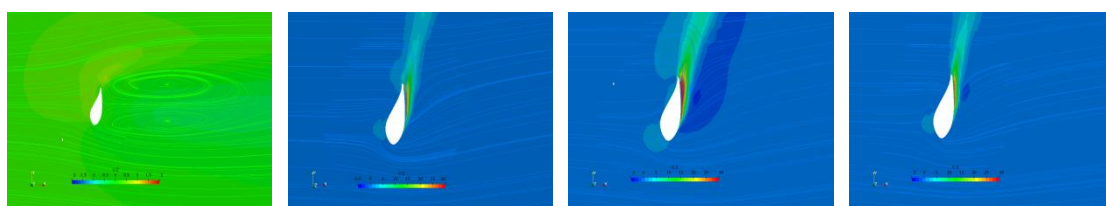
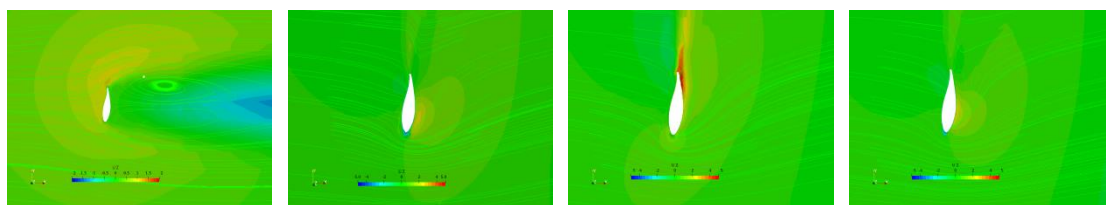
(a) $r/R=0.38$, U_x (b) $r/R=0.63$, U_x (c) $r/R=0.38$, U_y (d) $r/R=0.63$, U_y (e) $r/R=0.38$, U_z (f) $r/R=0.63$, U_z

图 4-18 纵荡运动影响下叶片附近流场速度分布

Figure 4-18 Flow velocity near turbine blades with periodic surge motion

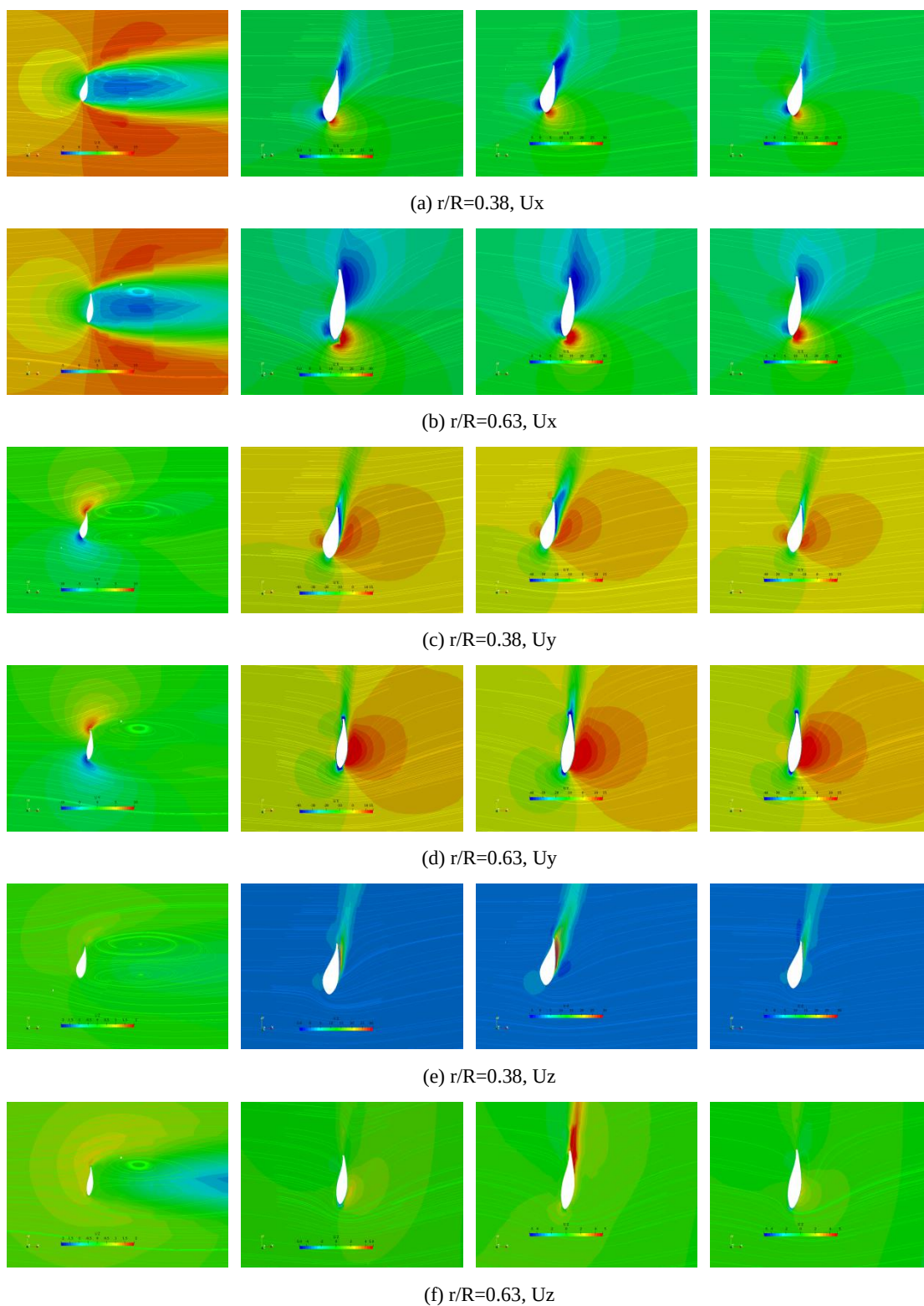


图 4-19 纵摇与纵荡耦合运动影响下叶片附近流场速度分布

Figure 4-19 Flow velocity near turbine blades with coupled pitch and surge motions

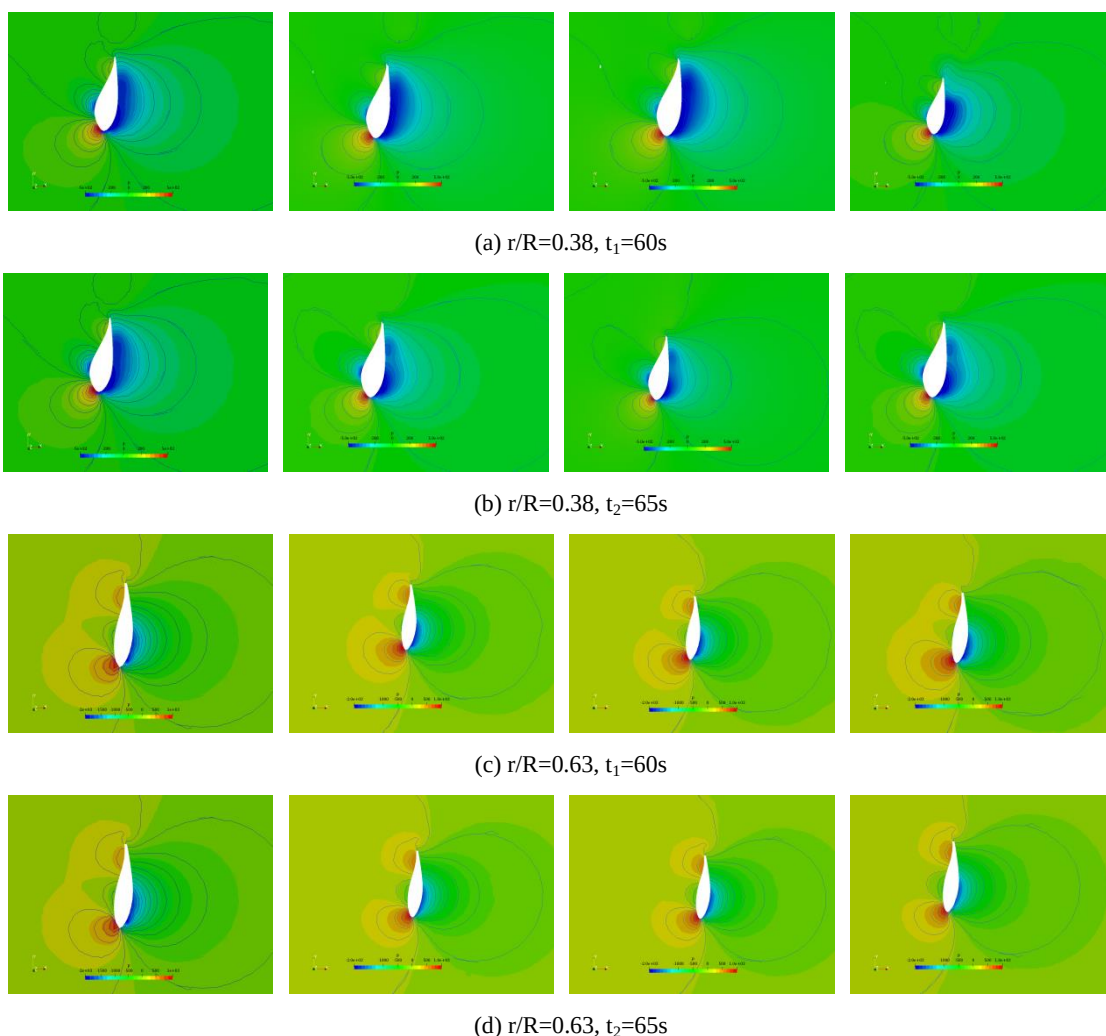


图 4-20 平台运动影响下叶片附近流场压力分布

Figure 4-20 Flow pressure near turbine blades with platform motions

图 4-17 至图 4-19 给出的叶片附近流场的速度分布云图可以更加清晰地得到上述结论。三组图分别对应纵摇运动、纵荡运动、纵摇与纵荡耦合作用下风机叶片附近流场的速度分布云图；其中的(a)~(f)分别表示三个速度分量 U_x 、 U_y 、 U_z 对应于叶片截面距离转轴中心距离分别为 $r/R=0.38$ 和 $r/R=0.63$ 处叶片截面附近的速度分布情况；而每一排中的四个图片则分别对应于四种不同的计算设定下的结果，从左至右依次为：（1）风机叶片固定不动、（2）风机叶片旋转但转轴固定、（3）风机绕转轴以固定速度旋转并施加额外随平台中心的纵荡或者纵摇运动情况下风机气动载荷达到最大值 $t_1=60s$ 时刻、（4）风机绕转轴以固定速度旋转并施加额外随平台中心的纵荡或者纵摇运动情况下风机气动载荷达到最小值的 $t_2=65s$ 时刻。图 4-20 则是由风机叶片

周围的流场压力分布情况绘制而成。其中(a)~(d)四组图片分别代表不同的截面位置以及推力达到最大/最小值的时刻，每组相同时刻取相同截面位置的不同计算工况下的数值结果，从左至右依次为：固定风机转轴、给定平台纵摇运动、给定平台纵荡运动、给定平台耦合的纵摇与纵荡运动。

在风机叶片没有旋转运动时，均匀空气流流经叶片表面时，受到叶片结构的阻挡，从而在前缘形成低速区域。而后绕过叶片产生流动分离，并形成涡结构，从而在叶片后端存在较大区域的低速区。而流体分离后流向导边和随边时也产生了一定的横向速度 U_y ，但是由于叶片的截面形状和几何尺度沿展向不断变化，因此在展向上也是存在一定的速度的（图中 U_z 及代表展向速度）。而当风机叶片绕固定转轴做旋转运动时，风机叶片有一个轴向运动速度，该速度与流场本身的来流速度互相垂直，因此流场与风机叶片之间的相对速度发生了改变，同时攻角发生了改变。此时流体的分离向叶片的导边方向移动，因此在第二列的图片对应的 U_x 分量中可以看到前端的低速区移向了风机的导边附近，而后端的低速区则移向了随边附近。同时由于周向速度数值较大，因此其旋转运动过程中对周围流场产生了较大的周向诱导速度（如图中 U_y 风量所示）。因此在叶片导边附近前侧的流场形成了高压区，而后侧的高速区域则形成负压区。

当对风机叶片作用一个额外的平台运动时，叶片表面的运动速度发生改变，从而影响了流场与叶片表面之间的相对速度以及作用攻角。从而使得流体的分离点发生变化，使得整个流场的速度分布以及压力分布发生产生变化。当风机叶片沿 X 正向做纵荡运动时，风机表面与来流场的相对速度风量 U_x 减小，而风机的周向速度分量 U_y 不变，因此流体与风机之间的攻角减小，流体分离点向风机的导边进一步移动，而叶片与流场之间的相对速度减小，因此此时风机叶片上的气动载荷值减小。当纵荡运动达到正向运动的平衡位置处，风机叶片的正向速度达到最大值，而风机气动载荷也就取到了最小值。反之，当风机叶片向反方向纵荡时，风机叶片与来流场之间的相对速度分量 U_x 增加，从而引起流场入射攻角的增加，同时由于相对速度的增加，使得风机气叶片表面的气动载荷增加，并且当风机反向纵荡达到平衡位置时，叶片方向运动速度最大，此时风机气动载荷取得最大值。

纵摇运动对于风机气动性能影响的作用机理与纵荡运动是类似的。纵摇运动分解来看便是每一个截面处有一定的轴向速度分量 U_x ，从而影响了风机叶片与流场之间的相对速度 U_x 以及作用攻角。不同的是，对于纵荡运动，风机整体的运动速度是相同的，但是纵摇运动的速度是随着与旋转中心之间的距离的增加而增加的，因此

在高度越大的地方，其作用效果越明显。因此在 $r/R=0.63$ 截面处的风机的相对速度变化要大于 $r/R=0.38$ 截面处的速度变化。

从整体上来说，与纵荡运动相比，单位纵摇运动对风机气动性能的影响更加显著。而对于 Spar 型浮式风机，由于其平台在波浪与系泊系统的共同作用下产生的纵荡运动与纵摇运动之间不存在相位差，因此风机受到的是平台纵摇运动与纵荡运动累加的效果，从而使得 Spar 型浮式风机在风浪作用下的气动载荷的振荡幅值更大。

4.5 本章小结

对于 Spar 型浮式风机，首先通过水动力性能计算得到了浮式支撑平台 Hywind 的在水中的自由衰减运动规律，并与相关试验结果进行对比，充分了解了该 Spar 型平台的水动力性能，同时验证了水动力求解器 naoe-FOAM-SJTU 在对该平台水动力性能求解上的可靠性。通过对该平台在规则波下进行水动力仿真，充分了解了平台在规则波中的运动规律。对于上部风机气动性能产生影响较大的纵荡和纵摇两个自由度的运动呈现出相位差为 0 的运动特性。

将 Spar 型浮式风机进行风-浪联合作用下的气动-水动-锚泊耦合数值模拟，了解了该浮式风机在耦合效应下的气动和水动性能变化。首先风机的气动性能在平台运动的耦合作用下呈现出严重的周期性振荡现象，该振荡周期与遭遇的波浪周期相同。同时浮式支撑平台受到风机通过塔架传递的气动载荷作用，产生了一定的平衡位置的偏离，即浮式风机系统在风-浪作用下最终的运动平衡位置发生了偏移；但是由于该气动载荷相较于平台受到的波浪和系泊载荷是比较小的量，因此对于其周期性的波频运动规律及幅值没有明显的影响。

为了进一步研究风机气动载荷与浮式支撑平台水动力响应之间的耦合关系，还分别将两者作用进行解耦分析。首先将风机的气动载荷简化为作用在平台上的定常外载荷，数值模拟了 Hywind 平台在该定常载荷下的水动力响应。该简化模拟得到的结论与耦合模拟得到的结果类似，风机对平台的作用主要表现为对平台运动的平衡位置的改变，而对于支撑平台的波频运动并没有太大影响。同时将平台的运动作用在风机上，即给定风机随平台中心的周期性波频的纵摇与纵荡运动。由于该 Spar 型平台在波浪作用下的纵荡运动与纵摇运动之间的相位角为 0，因此首先将两个自由度的运动进行解耦分析，分别探讨了纵荡运动和纵摇运动对于风机气动性能的影响情况，进而将纵摇运动与纵荡运动耦合作用在风机上。对于该风机，由于塔架高度比

较大，单位幅值的纵摇运动对风机气动载荷的影响要远大于单位幅值的纵荡运动的作用。而由于平台波频运动的特殊性，使得风机在耦合作用下气动载荷的振荡变幅值显著增加。

第五章 半潜式浮式风机气动-水动耦合复杂流场数值模拟

5.1 半潜式浮式风机系统

本论文中选取的数值模型是 OC4 项目中的半潜式浮式风机。如图 5-1 所示为该浮式风机的整体结构，该风机主要包含以下几个部分：NREL-5MW 风机、DeepCwind 半潜式支撑平台、位于风机和平台之间起连接和支撑作用的塔架、由三组锚泊线组成的系泊系统。其中风机和塔架结构的详细几何参数可参考第三章内容，这里不再赘述。

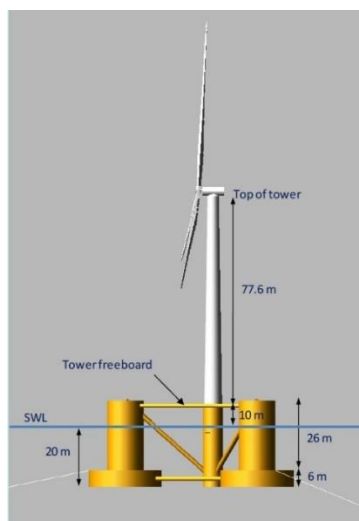


图 5-1 OC4 半潜式浮式风机

Figure 5-1 The semi-submerible floating offshore wind turbine for OC4 project

5.1.1 DeepCwind 半潜式平台

本章选取 OC4 PhaseII 项目中的 DeepCwind 半潜式支撑平台作为计算模型。该平台由一个安装塔架的中心浮筒、三组提供主要浮力的组合浮筒、以及若干连接杆件组成。半潜式平台的主要几何模型尺度介绍见表 5-2。

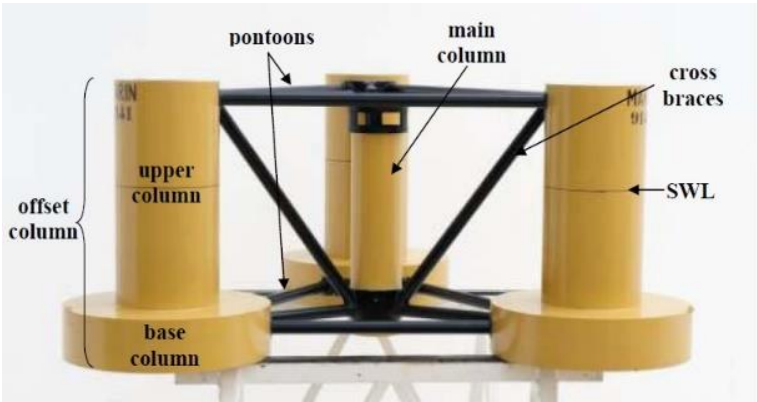


图 5-2 半潜平台结构示意图

Figure 5-2 DeepCwind Semi-submersible Floating Platform

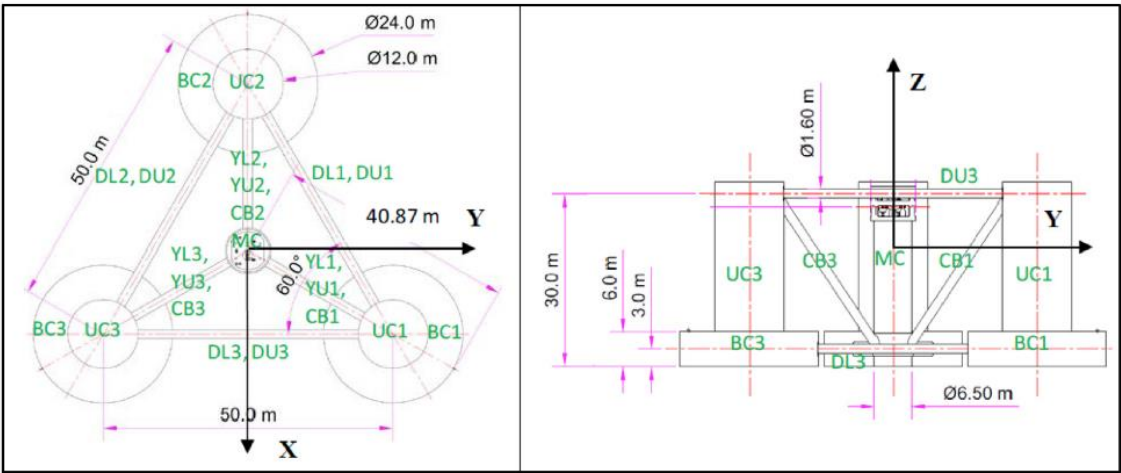


图 5-3 半潜式支撑平台 DeepCwind 的俯视图与侧视图

Figure 5-3 Plan and Side View of the DeepCwind Semi-submersible Platform

表 5-1 半潜平台结构属性

Table 5-1 Floating Platform Structural Properties

平台物理参数	数值
质量	1.407E7kg
重心距离基准自由面距离	9.9376m
平台横摇转动惯量（相对于重心）	1.1E10 kg•m ²
平台纵摇转动惯量（相对于重心）	1.1E10 kg•m ²
平台首摇转动惯量（相对于重心）	1.226E10 kg•m ²

表 5-2 半潜式支撑平台基本几何特征列表

Table 5-2 Floating Platform Geometry

平台几何参数	数值
平台最大吃水	20m
主体立柱 (main column) 顶端高出基准水线距离	10m
侧柱 (offset column) 顶端高出基准水线距离	12m
侧柱 (offset column) 之间距离	50m
侧柱的上端柱体 (upper column) 长度	26m
侧柱的基座柱体 (base column) 长度	6m
侧柱的上部柱体 (upper column) 的吃水	14m
主体立柱 (main column) 直径	6.5m
侧柱的上部柱体 (upper column) 直径	12m
侧柱的基座柱体 (base column) 直径	24m
连接杆件 (pontoons) 直径	1.6m

5.1.2 系泊系统布置

由三条锚链线组成的系泊系统为浮式支撑平台 DeepCwind 提供系泊约束, 限制平台在波浪载荷中的运动。图 5-4 给出了该系泊系统的布置情况。该系泊系统由三条完全相同的锚链线组成, 任意两条相邻悬链线之间的夹角为 120° 。悬链线的具体物理参数如表 5-3 所示, 该浮式风机的设计水深为 200m, 悬链线的一端连接在位于平台三个主要浮筒上的导缆孔, 导缆孔的吃水为 14m, 距离平台中心轴的水平距离为 40.868m; 另一端固定在 200m 深的海底锚泊点, 锚泊点到平台初始中心位置的水平距离为 837.6m, 锚泊线初始长度为 835.5m。

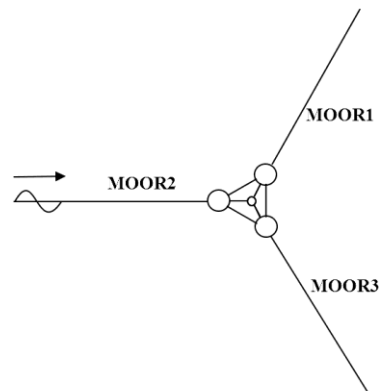


图 5-4 系泊系统布置图

Figure 5-4 Arrangement of the Mooring System

表 5-3 系泊系统参数列表

Table 5-3 Mooring System Properties

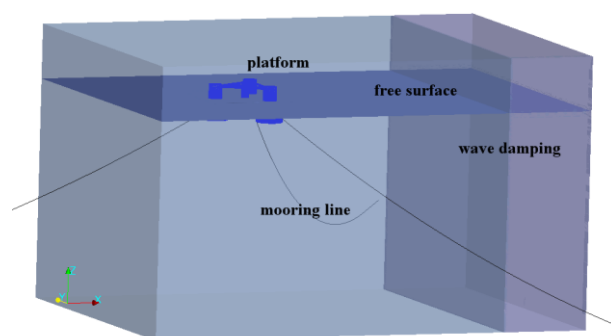
参数	数值
系泊线数目	3
相邻系泊线之间的夹角	120 °
系泊点距离静水面距离	200 m
导缆孔距离静水面距离	14 m
系泊点到平台中心的水平距离	837.6 m
导缆孔到平台中心的水平距离	40.868 m
系泊线的原始长度	835.5 m
系泊线直径	0.0766 m
系泊线的等效线密度	113.35 kg/m
系泊线在等效湿密度	108.63 kg/m
系泊线等效拉伸刚度	7.536E+8 N
系泊线水动力阻尼系数	1.1
系泊线水动力附加质量系数	1.0

5.1.3 网格划分与计算域设定

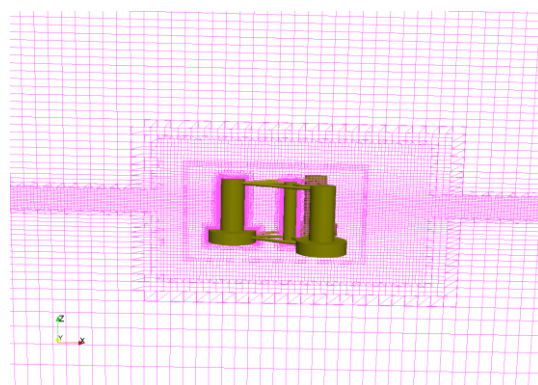
本章中对半潜平台进行自由衰减运动数值仿真和波浪中的水动力学数值模拟中,选取的是相同的计算域和相同的网格结构。根据前面两节的介绍,平台作业水深为 200m,平台结构最大半径 40.87m。计算域设置为长方体,尺寸为: $[-200\text{m}:300\text{m}] \times [-200\text{m}:200\text{m}] \times [-200\text{m}:50\text{m}]$,平台中心所在位置定义为 xOy 平面的原点,初始静水面定义为 Z 轴的原点。因此为了保证在波浪的充分稳定发展,计算域造波入口选在平台前方 200m,并且在平台后面留有 300m 的传播距离,以防止出口段消波不彻底产生反射波对计算产生干扰,其中在计算域出口的前端留出 100m 作为数值消波区域;左右两侧各设置为 200m 已消除池壁效应;计算水深选取为设计水深 200m,则底部边界条件可以设置为不可滑移的壁面边界;计算域的顶端取到自由面以上 50m,设置为大气边界。由于本论文选用准静态的分段外推法对锚泊线进行数值模拟,不需要用网格来描述锚泊线结构,因此计算域设置无需考虑系泊系统的尺寸问题。

在波浪场中,流体能量主要集中在自由面附近,流体速度随水深呈指数减小,在数值模拟中应将网格集中在自由面以及要求解的结构物附近,因此在背景网格布局中,将自由面和要参与与平台随体网格进行数据差值交换的区域进行了两级加密,如图 5-5(b)所示。由于平台在波浪中会产生较大幅度的六自由度运动,尤其是在波浪传播方向,因此背景网格的加密区域要比随体网格所占区域大。

在对浮式风机系统进行气动-水动-系泊耦合的数值模拟中,用到重叠网格技术来处理风机-塔架-平台之间复杂的多级运动问题。网格结构的划分取决于各组成部分之间的运动关系。这里运动可以分成两个级别:支撑平台在波浪力、系泊力、风机作用力等外载荷作用下产生六自由度运动,这是浮式风机系统整体的一阶运动;在一阶运动的基础上,风机自身存在绕风机转轴的旋转运动,这是风机的二阶运动。因此数值模拟中创建 3 套网格:包含整个计算域的背景网格(图 5-6 中绿色网格结构)、包含浮式支撑平台和塔架的随体网格(图 5-6 中红色网格结构)、风机的随体网格(图 5-6 中黄色网格结构)。这里说明一下,由于塔架被视作刚性结构固定在浮式支撑平台上因此它与平台都是只有一阶运动,因此将这两部分结构划分在同一套网格中。



(a) 计算域布置



(b) 网格结构

图 5-5 网格结构与计算域设置

Figure 5-5 Grid Structure and Simulation Domain

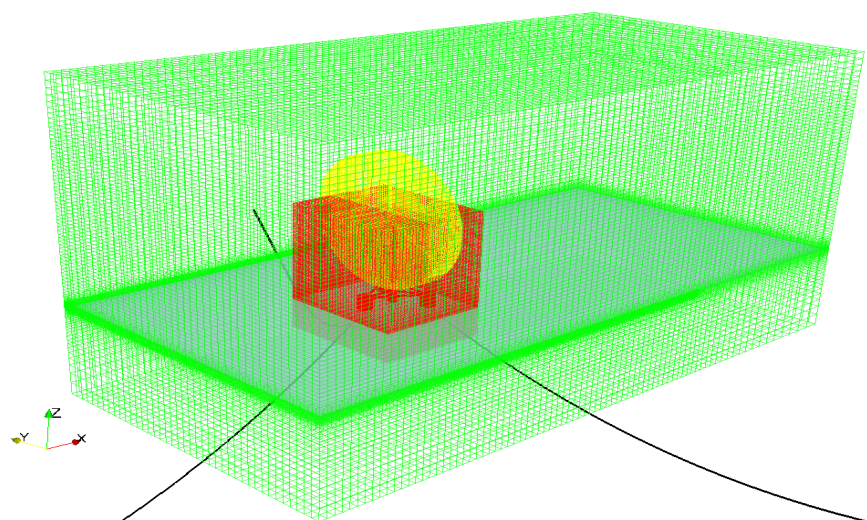


图 5-6 计算域布局

Figure 5-6 Setup for simulation domain

5.2 半潜平台水动力性能数值模拟

浮式支撑平台是浮式风机系统中承载风机与塔架的重要部分。在浮式风机系统中浮式支撑平台的水动力响应将对通过塔架固连在其上的风机的气动性能产生重要影响。因此，浮式支撑平台的水动力响应的准确预报对浮式风机性能的准确预报至关重要。本章利用组内基于 OpenFOAM 开发的海洋工程水动力学求解器 naoe-FOAM-SJTU 对系泊约束下的浮式支撑平台在静水中的自由衰减响应、在规则波中的六自由度响应、以及风机气动载荷作用下的在波浪中的响应特性进行了详细的数值模拟与分析。将自由衰减运动、规则波下平台响应的值结果与试验结果和其他文献中的数值结果进行对比分析，充分验证了该求解器在求解浮式支撑平台水动力学问题上的可靠性。通过简化风机气动载荷，初步分析了浮式风机系统中风机载荷对浮式支撑平台水动力性能的影响，为后面的耦合数值模拟和分析奠定了基础。

5.2.1 半潜平台自由衰减运动验证

通过自由衰减运动的数值模拟，不仅可以了解半潜式平台 DeepCwind 的固有频率等属性，同时还可以验证数值求解器 naoe-FOAM-SJTU 在浮式结构物水动力求解问题上的可靠性。

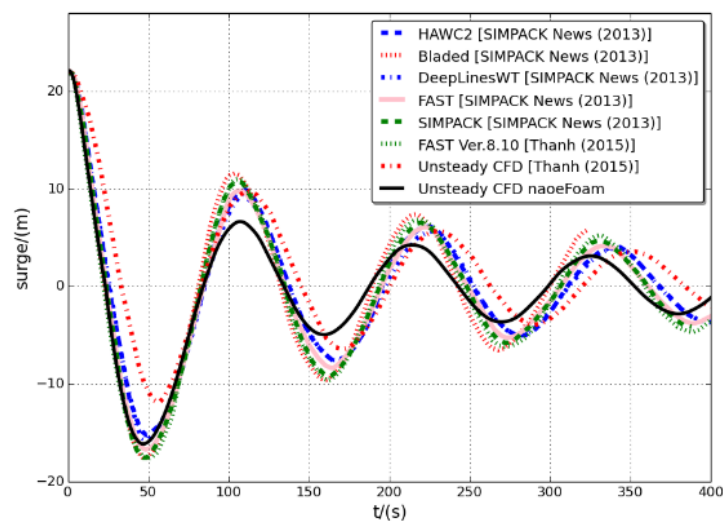
这里对半潜平台的三个自由度的自由衰减运动进行了数值模拟，分别为纵荡运动 surge、垂荡运动 heave、纵摇运动 pitch。在进行某一个自由度的自由衰减数值模拟中，将其它自由度固定，并在初始时刻给定一个较大的位移，然后放开运动，使其在系泊系统及水动力联合提供的回复力作用下运动。在流体与支撑平台和锚链线的阻尼作用下，平台的周期性振荡运动幅值会渐渐减小，直至最终消失。在纵荡运动的自由衰减数值模拟中，将平台的初始位移设置为 22m；在纵摇运动的数值模拟中，初始纵倾角设置为 8°；垂荡运动的初始位置设置在平衡点以上 6m 处(见表 5-4)。

表 5-4 平台自由衰减运动初始位移设置

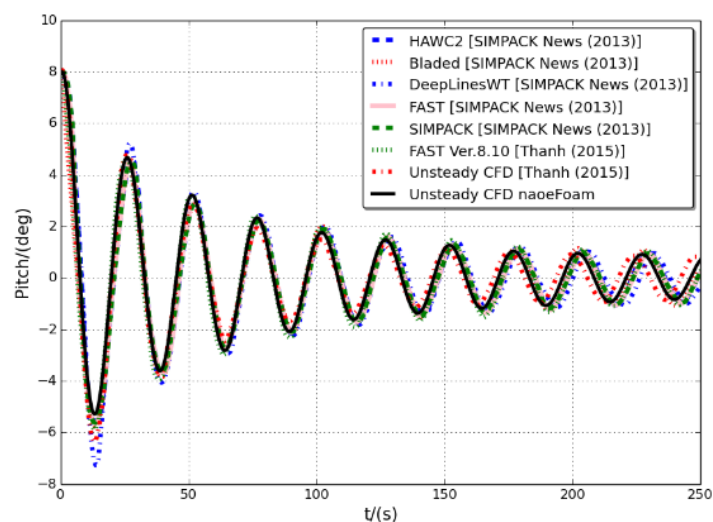
Table 5-4 Initial Displacement for Free Decay Test

运动自由度	初始位移
纵荡 Surge	22m
垂荡 Heave	6m
纵摇 Pitch	8°

给定平台一定的偏离其平衡位置的初始位移后，平台在系泊系统的作用下向平衡位置处运动，在到达平衡位置后在惯性作用下向继续向前运动，此时位移值由正值变为负值。而在振荡运动过程中，平台结构还要受到流体的阻滞作用，其中主要是来源于水的阻尼作用。该阻尼作用使得平台运动的振荡幅值迅速衰减，这可以从图 5-7 的纵荡和纵摇衰减曲线中看出来。图 5-7 中给出了数值模拟纵荡和纵摇运动的自由衰减运动历时曲线，同时给出了用其他多个数值方法进行模拟得到的结果。



(a) Surge Free-decay with 22m Initial Displacement



(b) Pitch Free-decay with 8deg Initial Rotation

图 5-7 浮式支撑平台 DeepCwind 的自由衰减运动历时曲线对比图

Figure 5-7 Dynamic Comparison of Free-decay Motions of DeepCwind Platform.

表 5-5 的数值模拟结果显示, 该求解对平台固有周期的预报与试验数据相吻合, 与其他用势流理论或者 CFD 方法数值结果相差不大, 证明了该求解器在计算该浮式风机支撑平台的水动力问题上具有较好的可靠性与较高的精度。图 5-7(a)中的纵荡自由衰减运动时历曲线显示用 naoe-FOAM-SJTU 计算的结果与其他数值结果相比衰减要更快, 同时注意到红色点画线表示的非稳态 CFD 数值模拟的结果 (Tran, 2015) 与其他加过相比也表现出更快的衰减趋势, 但是其固有周期的只要比其他数值方法模拟得到的固有周期值明显偏大。黑色曲线和红色点画线代表的结果均为粘性 CFD 数值模拟的结果, 而自由衰减运动中运动幅值的衰减效果主要是由流体的粘性阻尼效果引起的, CFD 数值模拟中直接求解粘性 N-S 方程, 而势流理论程序中对流体粘性的考虑主要表现为在计算中设置粘性阻尼的经验值, 是一种简化的效果。本论文分析, 对于直接求解的 CFD 方法在数值衰减上应该有更高的精度, 因此在纵荡运动的自由衰减数值模拟中, 基于势流理论的数值方法模拟得到的运动衰减率偏低。同时注意到图 5-7(a)中的红色点画线代表 (Tran, 2015) 的非稳态 CFD 数值模拟结果对纵荡固有周期的预报偏大, 而在表 5-5 的数据对比中发现, 用 naoe-FOAM-SJTU 数值预报得到的该浮式支撑平台的纵荡自由度的固有周期值与试验结果吻合地非常好, 误差只有 1%。而本论文中用 naoe-FOAM-SJTU 对纵摇的自由衰减运动的数值模拟结果显示, 不仅固有周期值与试验值吻合良好 (误差在 4%以内), 纵摇运动衰减系数与其他数值结果相差不大。而对于纵荡自由衰减运动的模拟中, 多组数值模拟结果都与试验结果显示出十分高的吻合度。

表 5-5 平台固有周期对比

Table 5-5 Comparison of Natural Periods of the Platform

研究方法	纵荡固有周期(s)	垂荡固有周期(s)	纵摇固有周期(s)
试验结果 (Coulling, 2013)	107.0	17.5	26.8
FAST (Coulling, 2013)	107.0	17.3	26.8
Simo/Riflex+TDHMILL (Luan, 2013)	115.9	17.1	25.8
AQWA (Tran, 2015)	112.5	17.3	25.4
naoe-FOAM-SJTU	108.3	17.58	25.8

通过对纵荡、垂荡和纵摇三个自由度进行自由衰减运动数值试验, 将数值结果与试验结果和其他数值结果进行对比分析, 充分验证了本论文应用的两相流水动力

学数值求解器 naoe-FOAM-SJTU 在对该浮式风机的水动力学数值模拟上的可靠性和准确性。

5.2.2 半潜平台在规则波下的水动力响应

利用规则波浪对半潜平台 DeepCwind 的水动力响应进行数值预报。将数值模拟得到的平台的运动响应与试验值和其他数值结果进行对比。如图 5-8 所示为平台在规则波下的三个主要自由度（纵荡 surge、垂荡 heave、纵摇 pitch）的幅频响应算子 RAO 与试验结果（Coulling, 2013）和利用 FAST（Coulling, 2013）、CFD（Liu, 2017; Tran, 2016）等数值模拟结果的柱状图。对比结果显示，naoe-FAOM-SJTU 在对半潜平台在规则波中的响应运动预报的问题上与试验结果有很高的吻合度。

系泊系统约束下的平台的六自由度响应运动是在波浪载荷与系泊回复力的共同作用下产生的。图 5-9 首先给出了半潜平台 DeepCwind 在规则波中的运动响应历时曲线，随后图 5-10 和图 5-11 中分别给出了平台在规则波中的波浪载荷与系泊系统提供的回复力的历时曲线。图中的两条曲线分别对应两个计算工况：(1)PLA—不对平台施加系泊系统的约束，而是通过固定平台纵荡运动来限制平台运动，但是其他五个自由度的运动是自由释放的；(2)PLA-MOOR—不限制平台六自由度运动，而是利用系泊系统与平台之间的相互作用来约束平台运动。运动曲线显示，系泊系统约束下的浮式平台在规则波中产生与波浪周期相同的周期性运动。而波浪除了提供周期性振荡载荷（图 5-10），还有二阶慢漂力作用在平台上，前者使得平台在平衡位置附近做周期性的振荡运动，而后者则使得该振荡运动偏离原有的平衡位置。在迎浪状态下，这个低频的二阶慢漂载荷对平台的作用主要表现在纵荡运动上：对于没有系泊系统约束的浮式结构物，该二阶慢漂力将推动结构物沿着波浪传播的方向漂远；而对于有系泊系统约束的浮式结构物而言，如图 5-9 所示，纵荡运动最终的稳定趋势是以偏离初始位置一定距离的波浪下以某点为新的平衡位置进行与波频一致的振荡运动。

在计及系泊系统的约束作用的计算工况中，由于纵荡运动不再受限制，与其他运动自由度之间的相互耦合作用也在后面垂荡和纵摇的运动曲线上有所表现。尽管两个计算工况下的运动曲线差别非常小，但还是可以看出，在纵荡运动上，平台在系泊载荷的约束下纵摇运动的收敛速度有所提高，但最终稳定平衡位置并没有改变。分析平台的受到的载荷曲线即可发现，在系泊约束和限制运动两种情况下的载荷差异主要表现在纵荡载荷上，而该差异主要由系泊系统的约束来提供。值得注意的是，

由于系泊线是对称分布的（见图 5-4 系泊系统布置图），在迎浪情况下，图 5-11 中 MOOR1 和 MOOR3 两条系泊线上的载荷在这三个分量上是基本一致的，因此曲线是重合的。从系泊载荷上可以看出，系泊系统不仅限制了平台在平衡位置附近的运动，还加速了该运动的收敛速度。

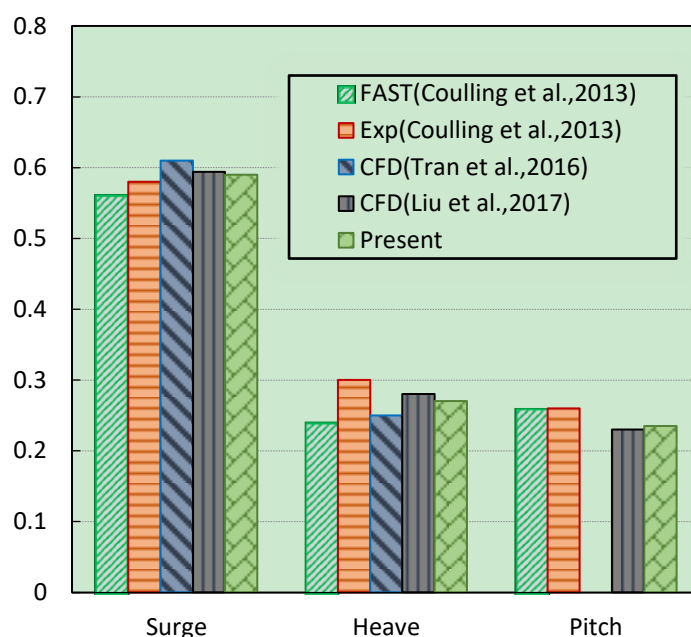


图 5-8 半潜平台 DeepCwind 在规则波中的运动 RAO

Figure 5-8 Response Amplitude Operator (RAO) of DeepCwind in regular wave

在图 5-9 浮式支撑平台的运动曲线中可以观察到，平台在波浪载荷和系泊约束的作用下，其纵荡、纵摇和垂荡运动之间存在一定的相位差，再观察图 5-10 的水动力载荷曲线，可以看出三个自由度上的载荷之间也存在着相同的相位差。然而系泊系统在这三个自由度上提供的约束载荷之间并无相位差。首先，系泊载荷主要取决于系泊线的拉伸状态，而其中其重要作用的是平台的纵荡运动，其他运动对系泊线的拉伸状态的影响不大。

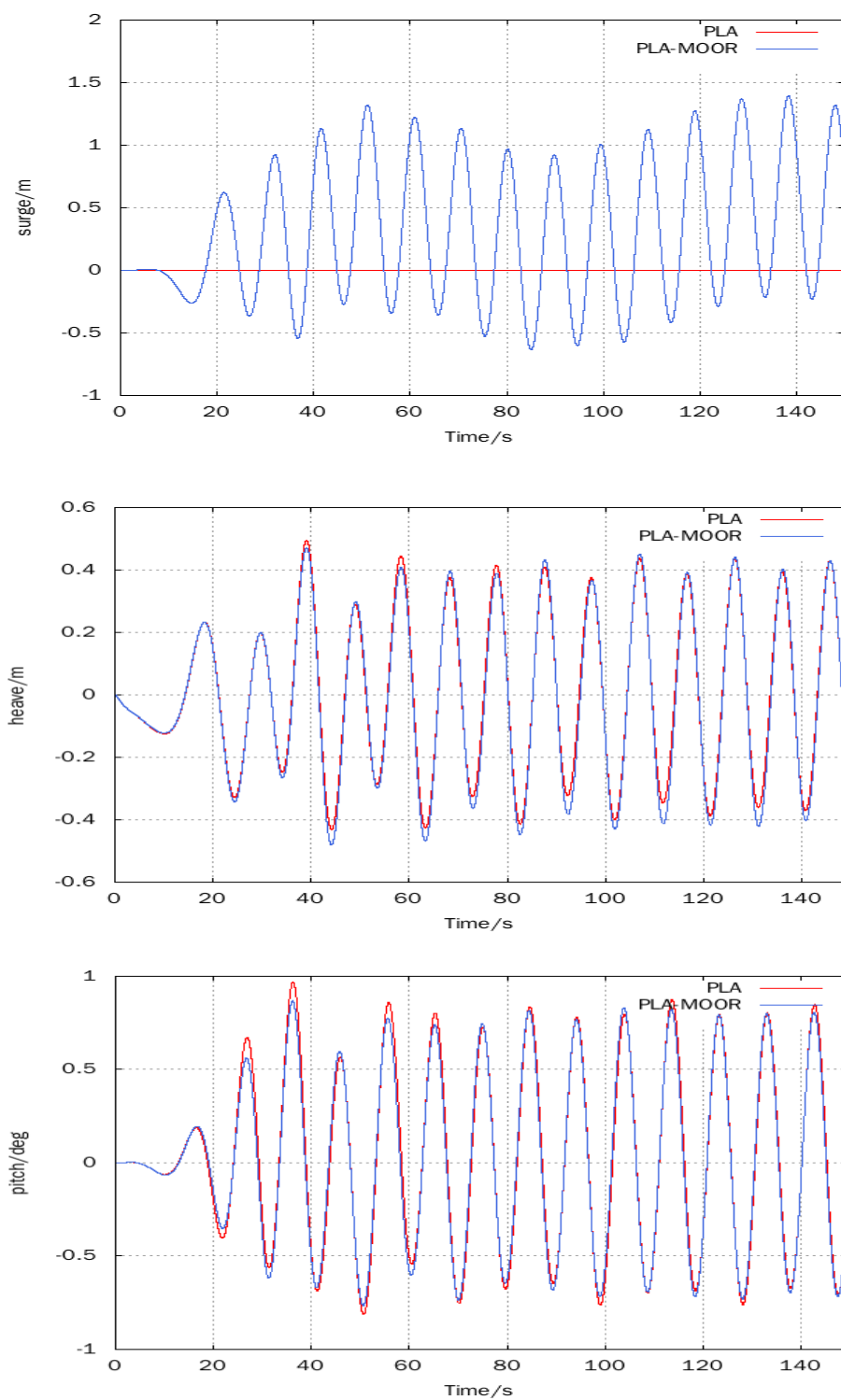


图 5-9 平台在规则波浪下的运动响应历时曲线

Figure 5-9 Time history of platform hydrodynamic response in regular wave

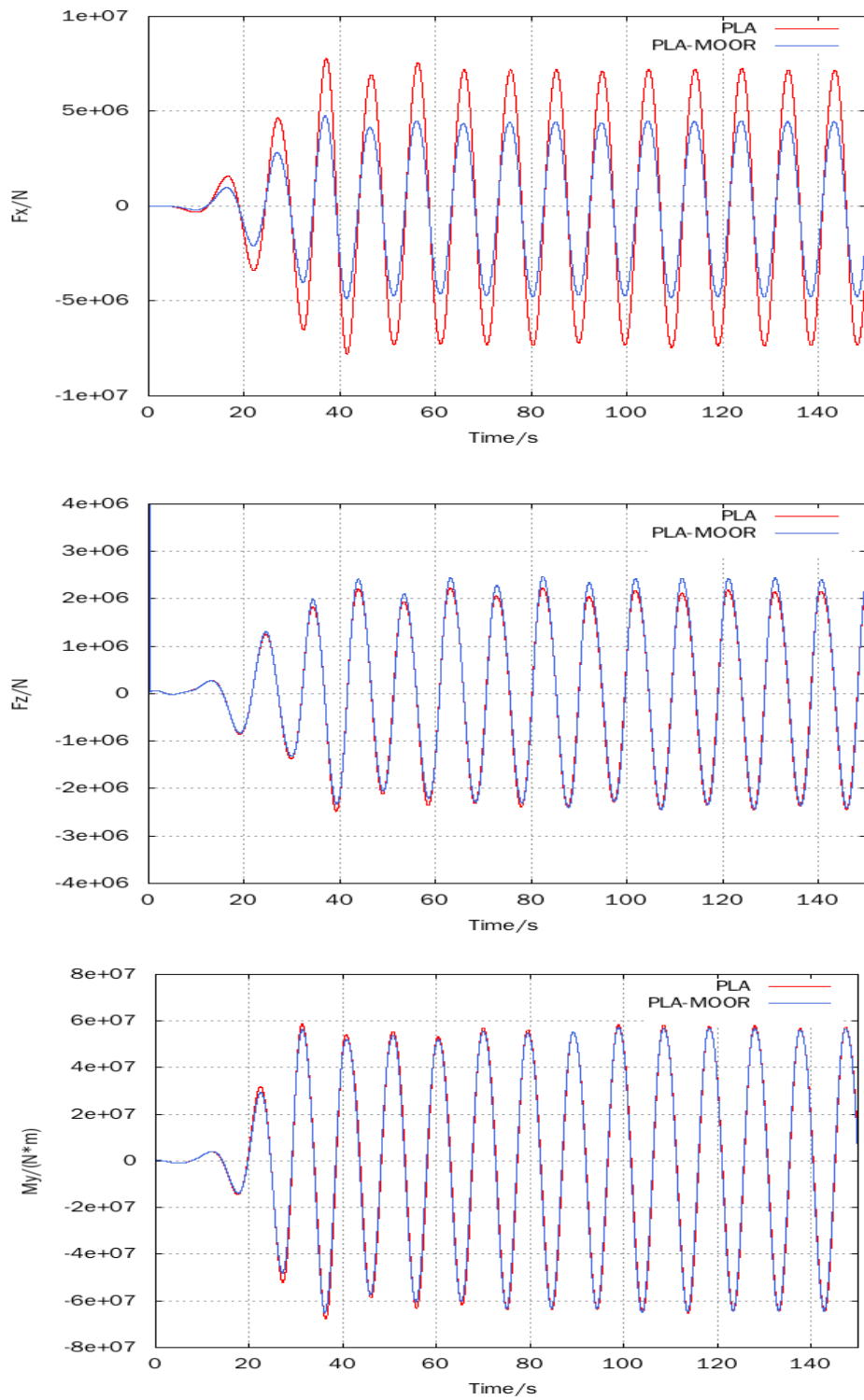


图 5-10 平台在规则波浪下的水动力载荷

Figure 5-10 Hydrodynamic forces on DeepCwind

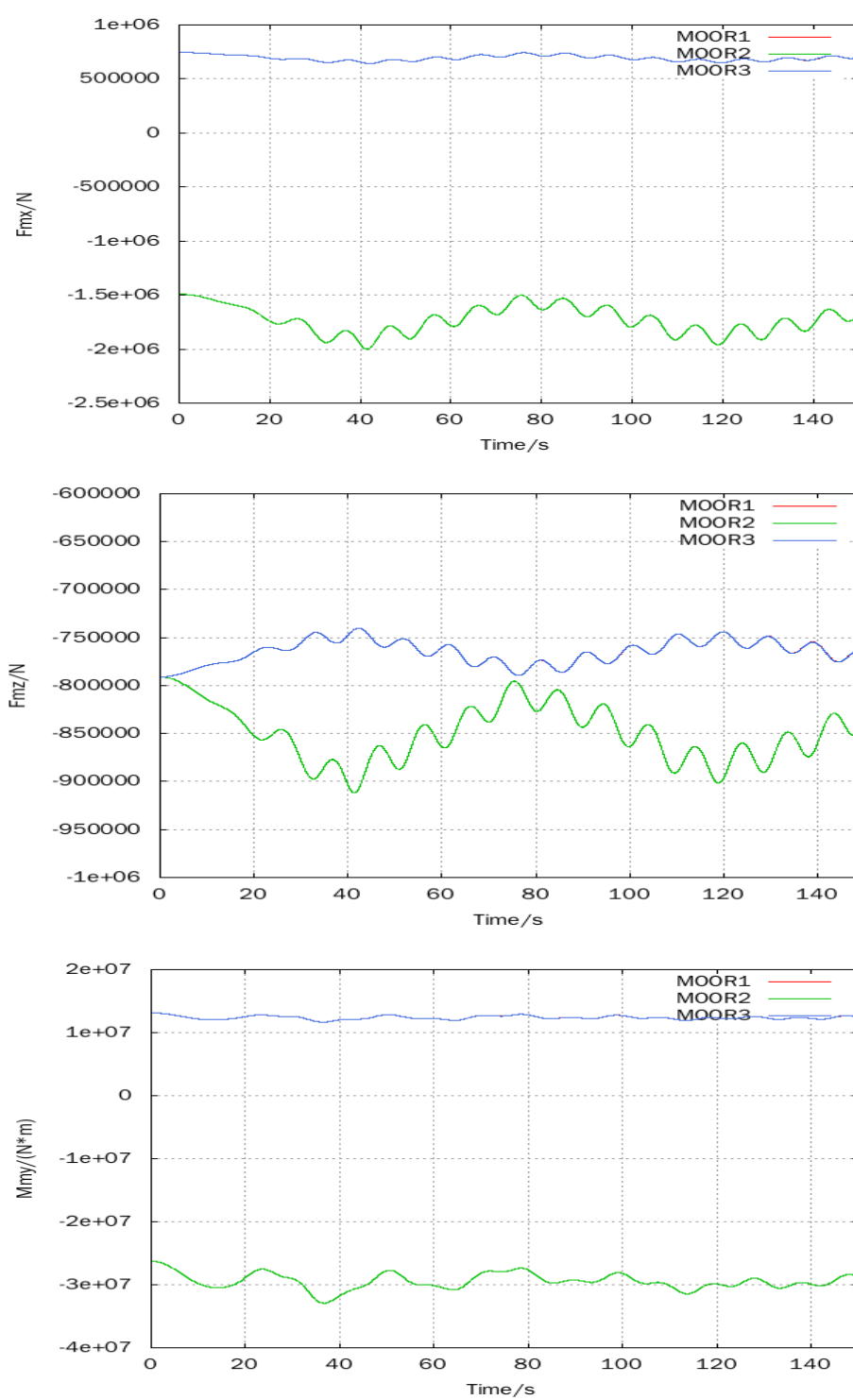


图 5-11 系泊载荷

Figure 5-11 Mooring forces

5.3 半潜式浮式风机气动-水动耦合性能分析

5.3.1 计算设定

本论文通过将 naoe-FOAM-SJTU 求解器的数值造波模块进行拓展和完善，实现了风-浪联合作用下的复杂流场的数值模拟。因此在本章浮式风机在风-浪联合作用下的气动-水动-系泊耦合数值模拟中，计算工况设置为风与浪的联合作用。

造风-造波功能采用速度输入式方法，在自由面设置速度入口边界条件：自由面以下为波浪；自由面以上的部分则是风速的入口，具体计算工况见表 5-6。

与 Spar 型浮式风机的耦合计算类似，该部分耦合计算由于考虑上部风机的气动性能，因此计算域与单独计算平台水动力性能的算例中计算域尺寸有所差别。这里计算域尺寸设置为： $[-200\text{m}:300\text{m}] \times [-200\text{m}:200\text{m}] \times [-200\text{m}:250\text{m}]$ ，其中的横向和纵向尺寸与平台水动力的计算域尺寸相同，仅在垂向进行延展，以将风机叶片部分包含在计算之内。

表 5-6 浮式风机耦合数值模拟计算工况

Table 5-6 Simulation setup for coupled simulations of floating offshore wind turbine

算例编号	风速(m/s)	波高(m)	周期(s)	波长(s)
Case1	8	4	10	156.13
Case2	11.4	4	10	156.13

5.3.2 风机气动载荷分析

浮式风机在风浪联合作用的复杂环境中进行作业，此时风机通过塔架与浮式支撑平台进行连接，而平台在波浪中的六自由度响应运动也通过塔架传递给风机。此时风机叶片运动可以分解为两个主要成分：风机整体与浮式支撑平台同步的六自由度运动、风机叶片绕风机自身转轴以定常转速的旋转运动。受到平台运动的影响，风机的气动载荷也必将发生变化。

图 5-12 所示即为浮式风机在风-浪场中作业时数值模拟得到的风机在不同风速场中的气动载荷的历时曲线。绿色曲线代表风场的速度为 11m/s，红色曲线代表风场速度为 8m/s 时数值模拟得到的风机承受的气动载荷。首先对比两个风速工况下风机气动载荷，在 3.1 节中已经介绍了，在风机设计的额定风速范围内，风速越高，对应

风机叶片的旋转速度越大，则风机受到的气动载荷也就更大，因此图中绿色曲线代表的高风速工况下的气动载荷明显要高于红色曲线代表的低风速工况下得到的气动载荷。

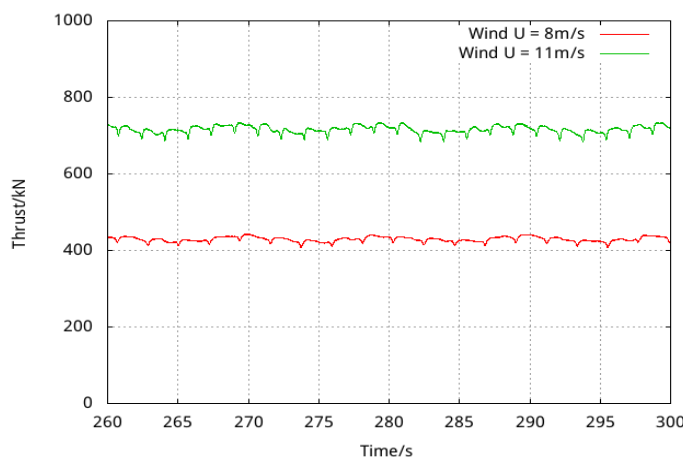


图 5-12 风机气动载荷

Figure 5-12 Aerodynamic thrust on wind turbine

另外，在风机的气动载荷历时曲线中还观察到了明显的振荡变化规律：(1)首先两种计算工况下得到的气动载荷历时曲线中均存在明显的高频振荡现象，将该曲线进行了局部放大如图 5-12 中右侧图所示，红色曲线中显示的振荡频率为 0.167，绿色曲线显示的气动载荷振荡频率为 0.202。该振荡频率分别是风机叶片旋转频率的三倍，这与第三章中分析的塔影效应和风剪切效应对风机气动性能影响规律是一致的，因此断定该气动载荷的高频振荡现象是由塔架的塔影效应和风剪切效应共同作用引起的。(2)除此之外，从左侧的两条曲线中均可以观察到气动载荷的历时变化曲线中还存在着相同的较低频的振荡现象，而该振荡周期与波浪周期相同，因此推断这是由浮式支撑平台在波浪中的波频响应运动（图 5-13）导致的。

同时注意到，在浮式风机耦合数值模拟中得到的气动载荷值要比 3.1 节中固定风机的气动载荷值小，而该气动载荷减小的现象在风速更高的情况下要更加明显。作者认为，造成这一现象的主要原因是平台的纵摇偏移，如图 5-13 中的纵摇运动曲线所示，平台在耦合耦合作用下的纵摇运动的平均值不是 0，而且随着风速的增大，该纵摇运动的平均值也是增大的。而该平台运动同样作用在风机上面，表现为风机整体的纵倾。风机在迎风状态下的气动载荷是最大的，当产生一定的偏移角度，风机叶片截面翼型的攻角发生变化，进而导致风机整体气动载荷的减小。而偏移角度越大，对风机气动性能的影响也就越大。

5.3.3 平台水动力响应

浮式支撑平台在波浪载荷与系泊载荷的联合作用下，将作出周期性的六自由度响应运动。而对于浮式风机系统而言，浮式支撑平台在上述载荷之外还要受到通过塔架传递过来的风机气动载荷的作用，于是观察到浮式支撑平台的六自由度响应运动偏离了原来的平衡位置，如图 5-13 给出的平台六自由度运动曲线所示。注意到图 5-12 所示的浮式风机的气动载荷存在着复杂的振荡规律（波频振荡与三倍转频振荡规律的叠加），然而气动载荷的振荡现象作用在支撑平台上后，却没有在平台的六自由度响应运动曲线中体现出来，图 5-13 中三个自由度的运动曲线都是非常光滑的。对比气动载荷与浮式支撑平台受到的水动载荷，风机的气动载荷大概只有平台水动载荷幅值的 15% 不到，而风机气动载荷的振荡幅值也只有气动载荷平均值的 10% 左右，因此气动载荷的振荡幅度大概只占平台外载荷幅值的 1% 左右，是不会有平台的六自由度运动中产生大的影响的。

尽管风机的气动力载荷相对于平台的水动力载荷较小，但是这还是会给整个浮式风机系统带来受力不平衡的影响，因此浮式风机系统在该外力作用下产生纵荡位移，于是整个浮式风机开始偏离其初始平衡位置。当平台偏离平衡位置，系泊系统中锚链线的形状会发生改变，进而引起系泊载荷的变化，此时系泊载荷对浮是支撑平台的作用效果与风机的气动载荷对平台的作用效果是相反的。在系泊系统提供的约束力还不足以抵抗风机气动载荷的作用时，浮式支撑平台在风机气动载荷作用下继续运动，位移增加，系泊系统的载荷也随之增加。当位移达到一定程度，使得系泊载荷与风机的作用相互抵消，则平台将以这个位置为新的平衡位置，在波浪载荷、系泊载荷、风机气动载荷的共同作用下做周期性的波频运动。

浮式平台的纵摇运动同样也偏离了初始平衡位置，原理与纵荡运动类似。但是最终的纵摇平衡位置并不仅仅是系泊系统提供给平台的纵摇力矩与分析气动载荷转化的纵摇力矩之间的平衡，还要考虑平台发生纵倾时浮式支撑平台受到的水动力纵摇力矩的改变。因此浮式风机系统在风-浪联合作用下的最终的纵摇平衡位置处，系泊系统提供的纵倾载荷、风机气动载荷转化的纵倾载荷、平台纵倾产生的水动纵倾回复力矩三者之间的达到了平衡。

浮式支撑平台的纵摇运动和纵荡运动的最终平衡位置与初始平衡位置之间的距离也是随着气动载荷的增加而增大，也就是说该平衡位置的偏移距离随着风机作用区域风速的增加而增加，如图 5-13 中绿色纵摇运动与纵荡运动曲线代表的高风速工

况得到的纵摇与纵荡运动的稳定后的时均值要比红色曲线代表的低风速工况对应的结果有明显增加。

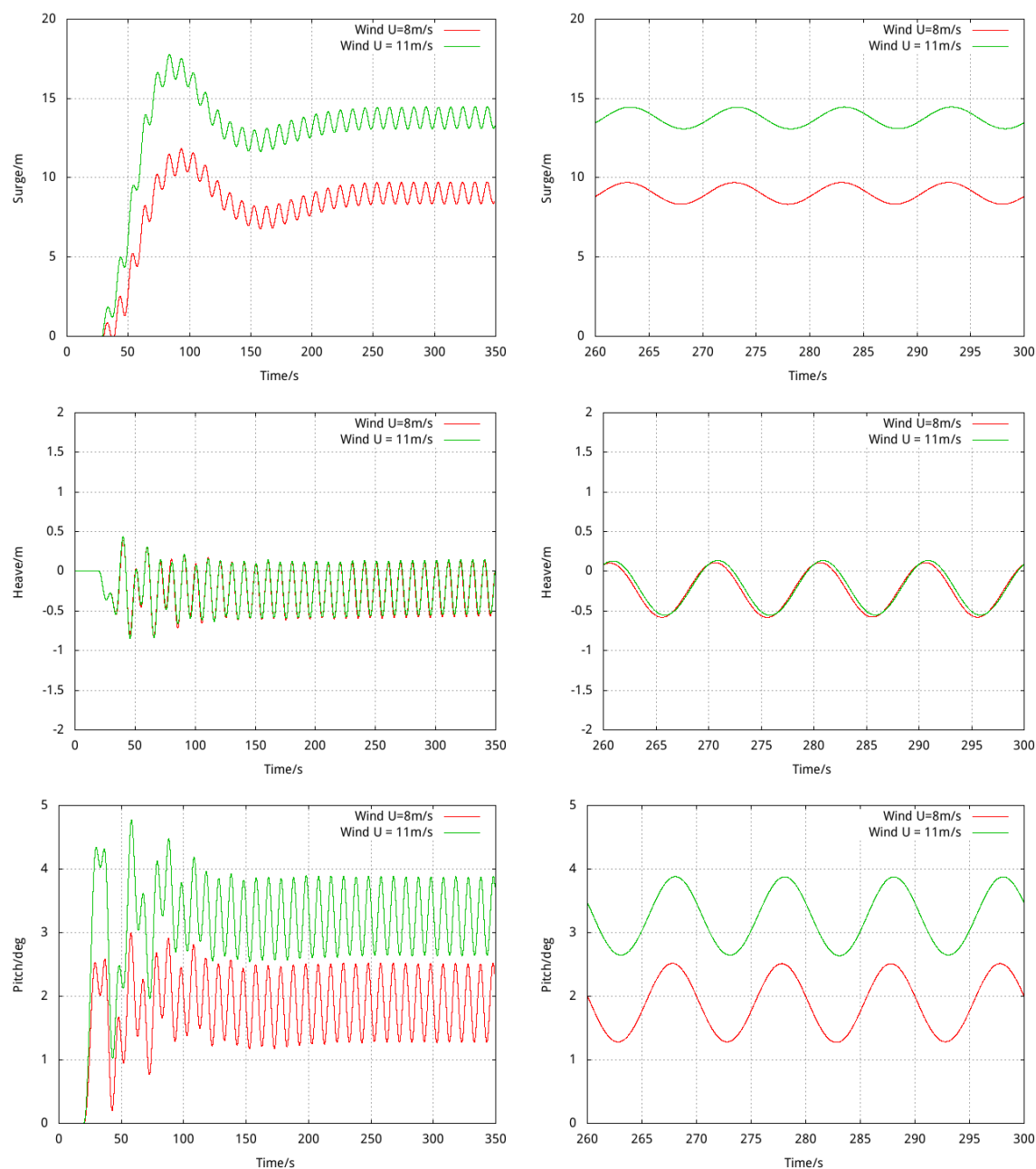


图 5-13 平台的水动力响应(右图所示为对左图的局部放大效果)

Figure 5-13 Hydrodynamic responses of supporting platform

与纵摇运动和纵荡运动的明显差异不同，浮式支撑平台的垂荡运动曲线在两个工况下并无明显的差别，尤其是曲线的振荡规律以及振荡幅值上面，两个工况下的计算结果是一致的，仅仅只是在运动的相位角上面存在微弱的差异。而仔细对比纵

荡运动曲线和纵摇运动曲线发现，相同的相位差同样存在于这两个自由度的位移曲线中，只是由于幅值差异比较明显，而使得该相位差不大明显。在本论文的数值模拟中，浮式支撑平台的六自由度响应运动是在风机气动载荷、波浪载荷、系泊载荷三者的共同作用下产生的。而在两个计算工况下，波浪的周期、波高、相位角等基本参数都是完全相同的，因此该相位差并不是波浪载荷引起的；如前面分析，风机的气动载荷对于支撑平台的作用载荷基本上可以视为定常值，因此该相位差也不是由风机气动载荷直接导致；而系泊系统提供的约束载荷则是直接由系泊线的拉伸状态决定的，系泊线的拉伸状态取决于平台的六自由度运动，因此当风机气动载荷增加时，平台偏离初始平衡位置的距离增加，导致受到拉伸的系泊线的平均拉伸长度增加。而当系泊线的拉伸状态发生改变时，其与波浪载荷的耦合作用便会在一定程度上导致支撑平台六自由度响应运动的滞后，从而表现出在不同工况下的运动相位差。

5.3.4 流场信息

在该算例中，规则波的波浪周期为 10s，而浮式风机系统的整体运动响应周期与波浪周期相同。如图 5-14 所示在一个运动响应周期里面平均地选取从支撑平台的纵荡运动到达最大值、而后向-X 方向运动回到平衡位置、在外载荷作用下继续向-X 方向移动至位移达到最小值、而后反向沿+X 方向运动至平衡位置、继续沿+X 方向运动至位移达到最大值，如此为一个完整的运动响应周期。图中绿色竖线所示位置为整个运动响应周期中的八个典型时刻。因此在分析浮式风机运动与流场之间的相互作用效应时，将这八个典型时刻的流场信息做了可视化，分别展示在图 5-15 至图 5-20 中。

图 5-15 至图 5-17 三组图片分别给出了浮式风机在风-浪联合作用下的流场纵剖面的三个速度分量在流场中的分布云图以及浮式风机结构表面的压力分布云图，其中流场以流体速度对应的风量值进行着色，而整个浮式风机的结构（包括风机、塔架和浮式支撑平台）由表面压力值进行着色。从图 5-15 的图片中可以很明显分辨出位于流场下部分的波浪长和上部分的风场：波浪场的介质为海水，其速度相对于风速要低，风场中的介质为空气，在入口处设定了一个较大的入射风速，因此在速度要明显比波浪场中的海水的速度高，同时通过体积分数等值线表达的自由面位置在图中以蓝色虚线显示。通过波浪场中的流场速度分布和自由面可视化的虚线位置可

以准确判断波浪的传播情况：在 $t=263.25\text{s}$ 时刻，波峰恰好传至浮式支撑平台的后端两个柱体（左端为波浪入射方向，因此视为前端；有段为相对于波浪的下游，因此视为后端），此处波浪中流体的速度为正向最大值，且平台后端两柱体的浸没面积最大，因此后端两柱体上的压力值较大；而前端平台位于前面的波谷与后面的波峰之间，从图中明显看出该柱体的前缘处的水面高度明显低于后缘，而柱体表面的压力分布也是明显的前缘压力更小。根据前面 4.3 节中对平台在规则波中的水动力响应结果的分析，此时浮式支撑平台受到的纵荡波浪力 F_x 为负向最大值，而纵摇力矩则是正向的最大值；由于运动与载荷之间的二阶积分关系，因此此时的平台纵荡位移达到极大值，而纵摇位移则是极小值，这与图 5-13 中的平台运动历时曲线的结果是相符合的。

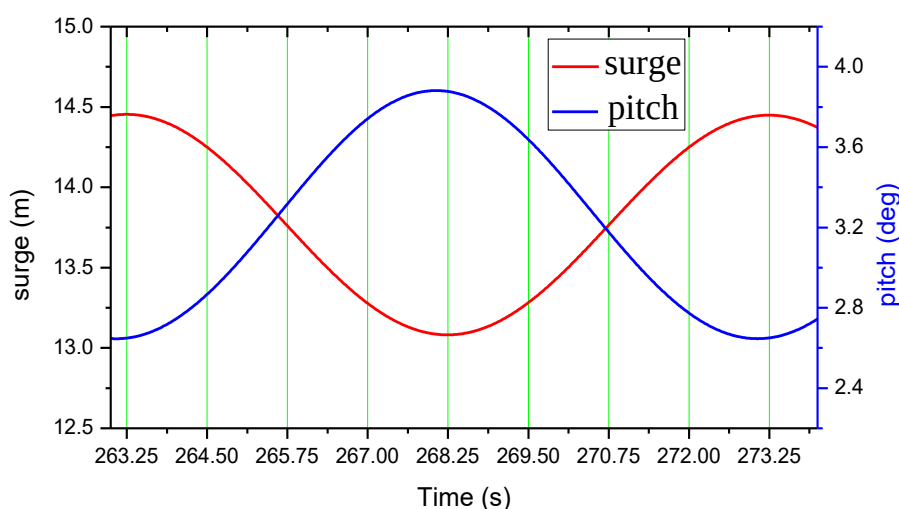
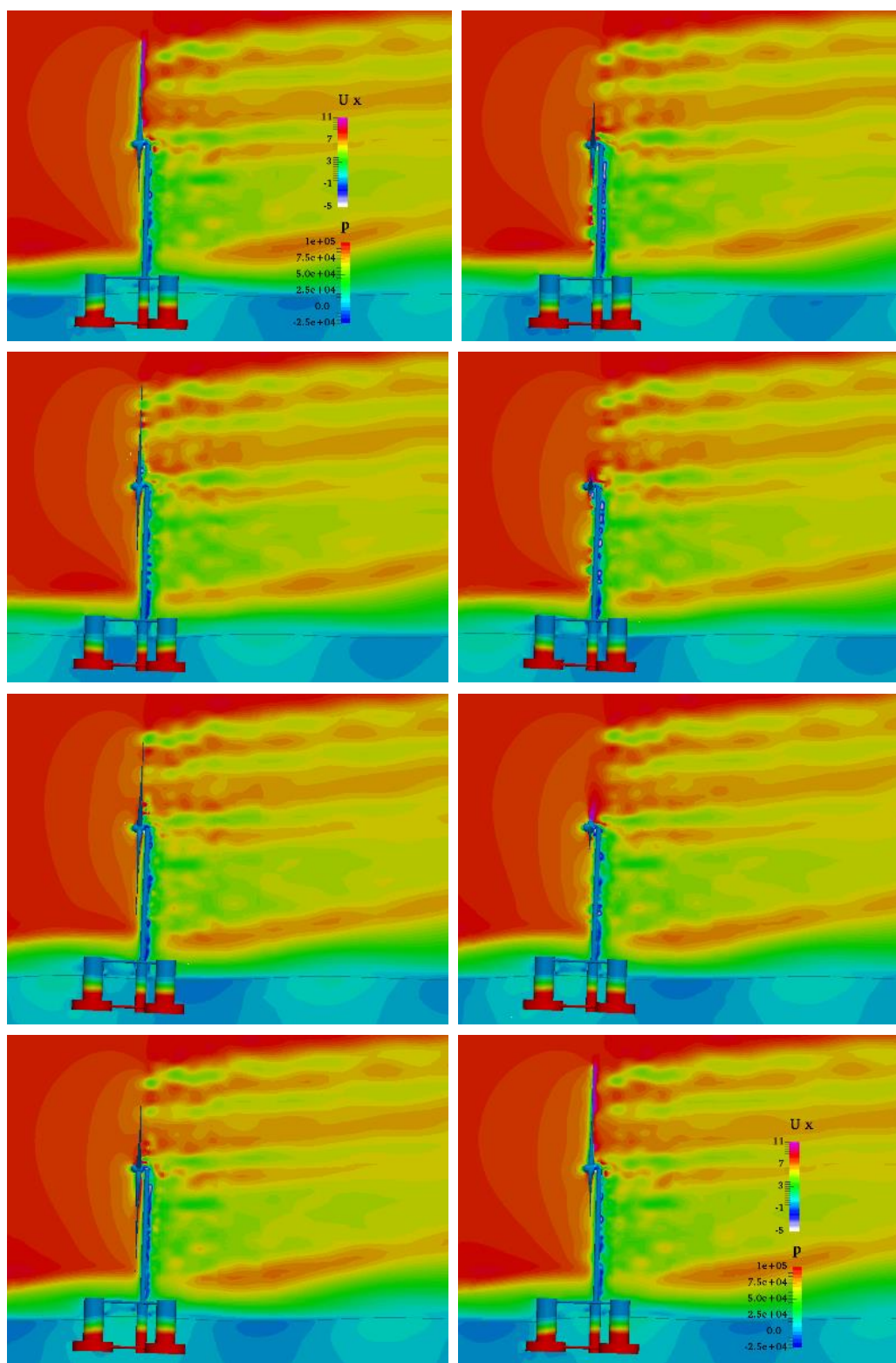
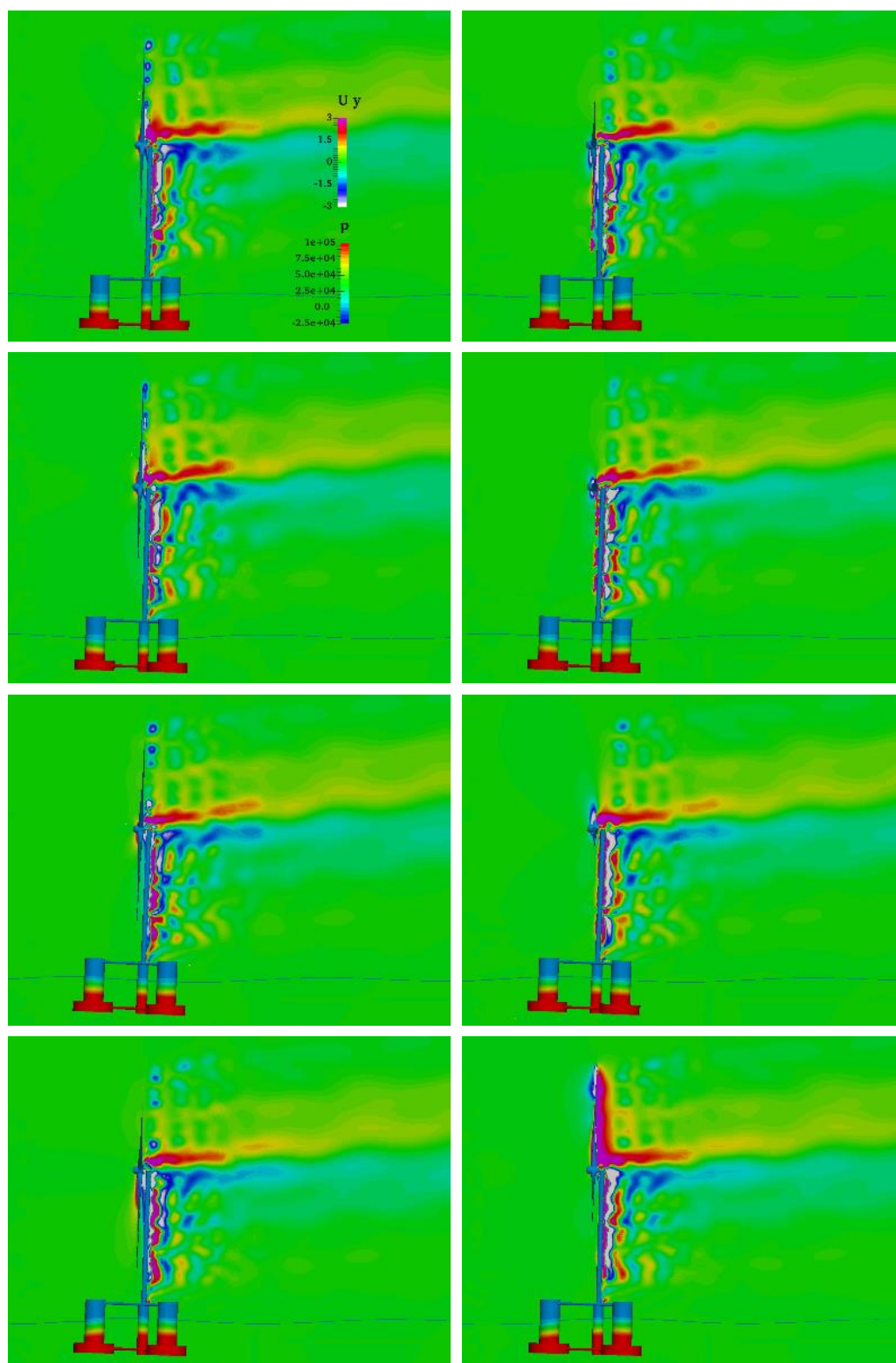


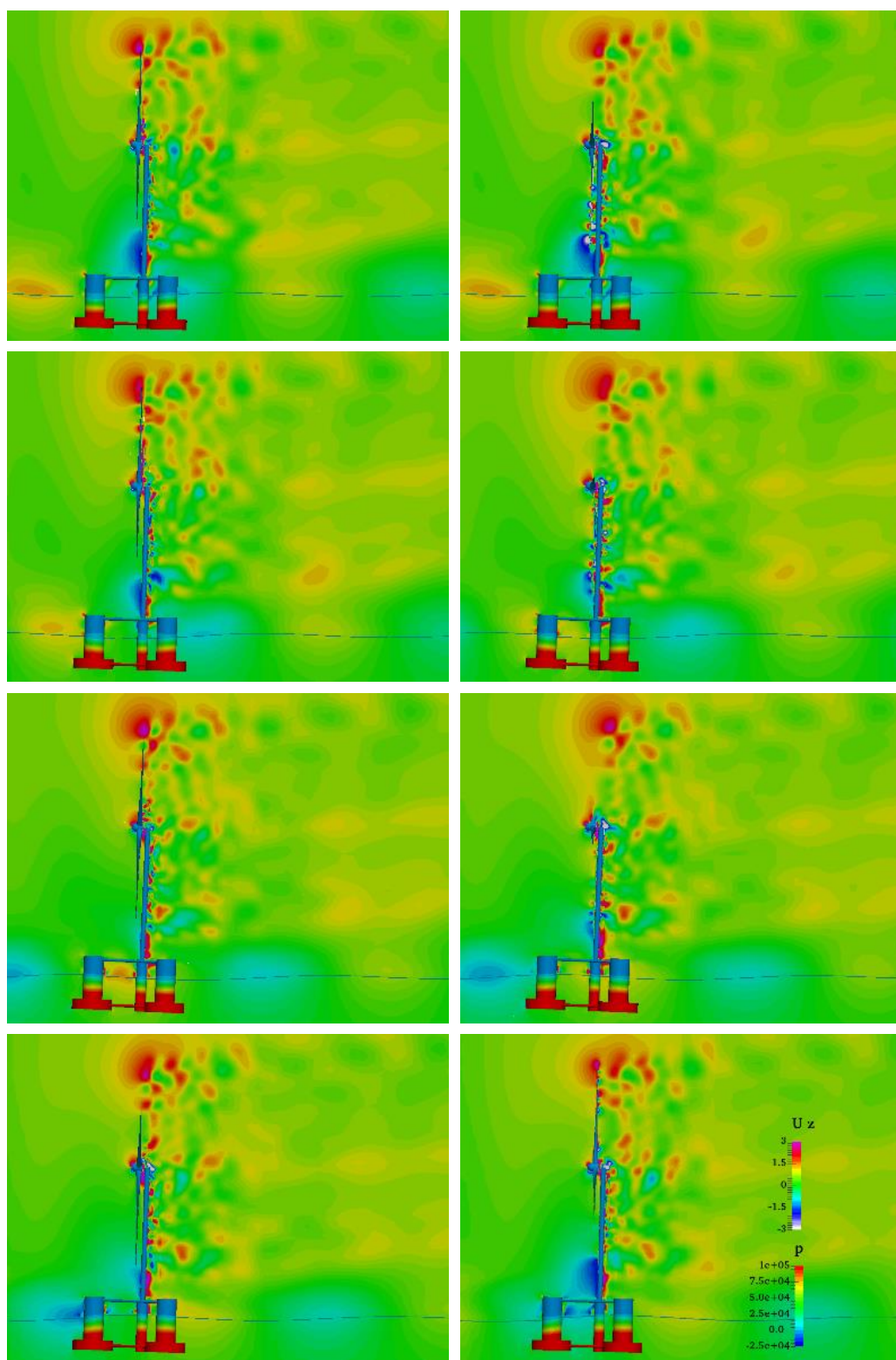
图 5-14 浮式风机运动响应

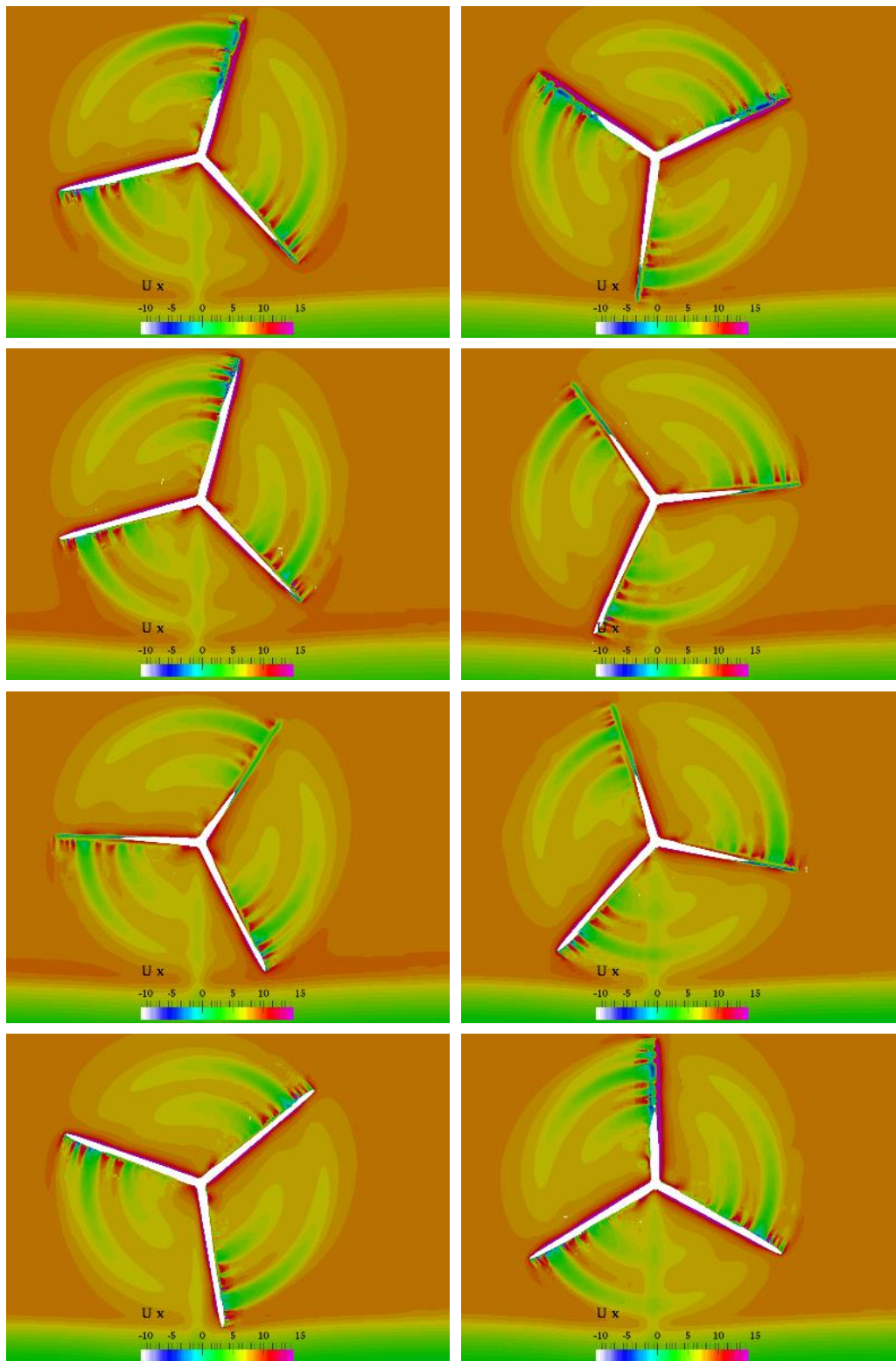
Figure 5-14 Motion of the floating offshore wind turbine

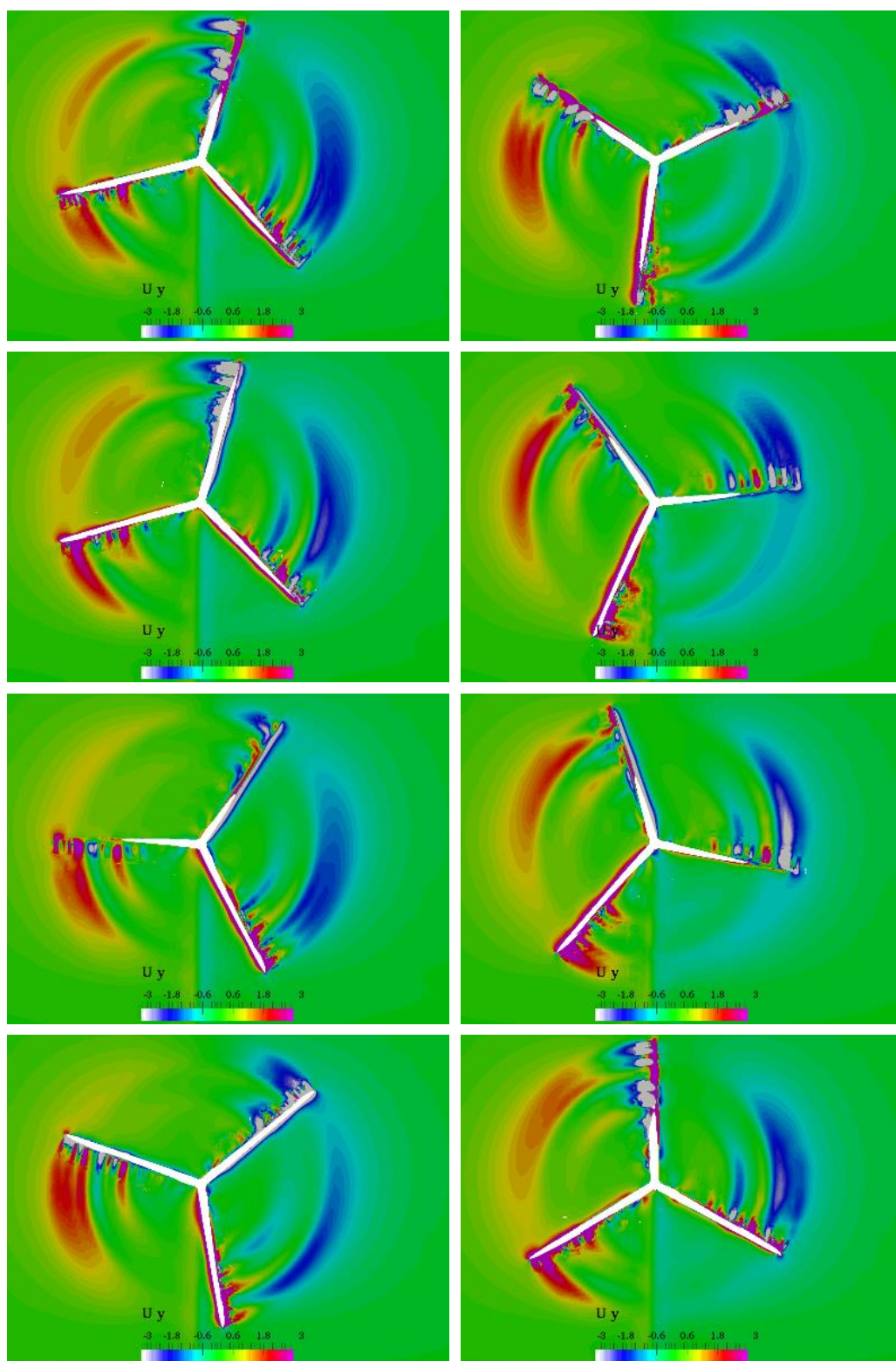
风机吸收高速推进的风的能量转化为机械能进而转化为电能，而这里的风速是垂直于风轮旋转平面沿+X 方向的速度。从图 5-15 中可以明显看出风经过风轮旋转平面时， U_x 分量明显减小，这不仅仅是风机和塔架等结构对来流的阻滞作用，同时还有旋转风机叶片对于风的导流作用。从图 5-16 和图 5-17 中流场速度风量 U_y 和 U_z 的分布情况来看，虽然流场中沿+X 方向的速度分量在经过风机叶片后有明显的减小，但是另外两个分量速度 U_y 和 U_z 却在流场中出现了明显的改变。这主要是做旋转运动的叶片结构对其附近流场带来的诱导速度。同样的变化规律在图 5-18 至图 5-20 中也可以得到。

图 5-15 浮式风机尾流场速度分量 U_x 分布图Figure 5-15 Distribution of flow velocity U_x in wake flow field of FOWT

图 5-16 浮式风机尾流场速度分量 U_y 分布图Figure 5-16 Distribution of flow velocity U_y in wake flow field of FOWT

图 5-17 浮式风机尾流场速度分量 U_z 分布图Figure 5-17 Distribution of flow velocity U_z in wake flow field of FOWT

图 5-18 浮式风机尾流场速度分量 U_x 分布图Figure 5-18 Distribution of flow velocity U_x in wake flow field of FOWT

图 5-19 浮式风机尾流场速度分量 U_y 分布图Figure 5-19 Distribution of flow velocity U_y in wake flow field of FOWT



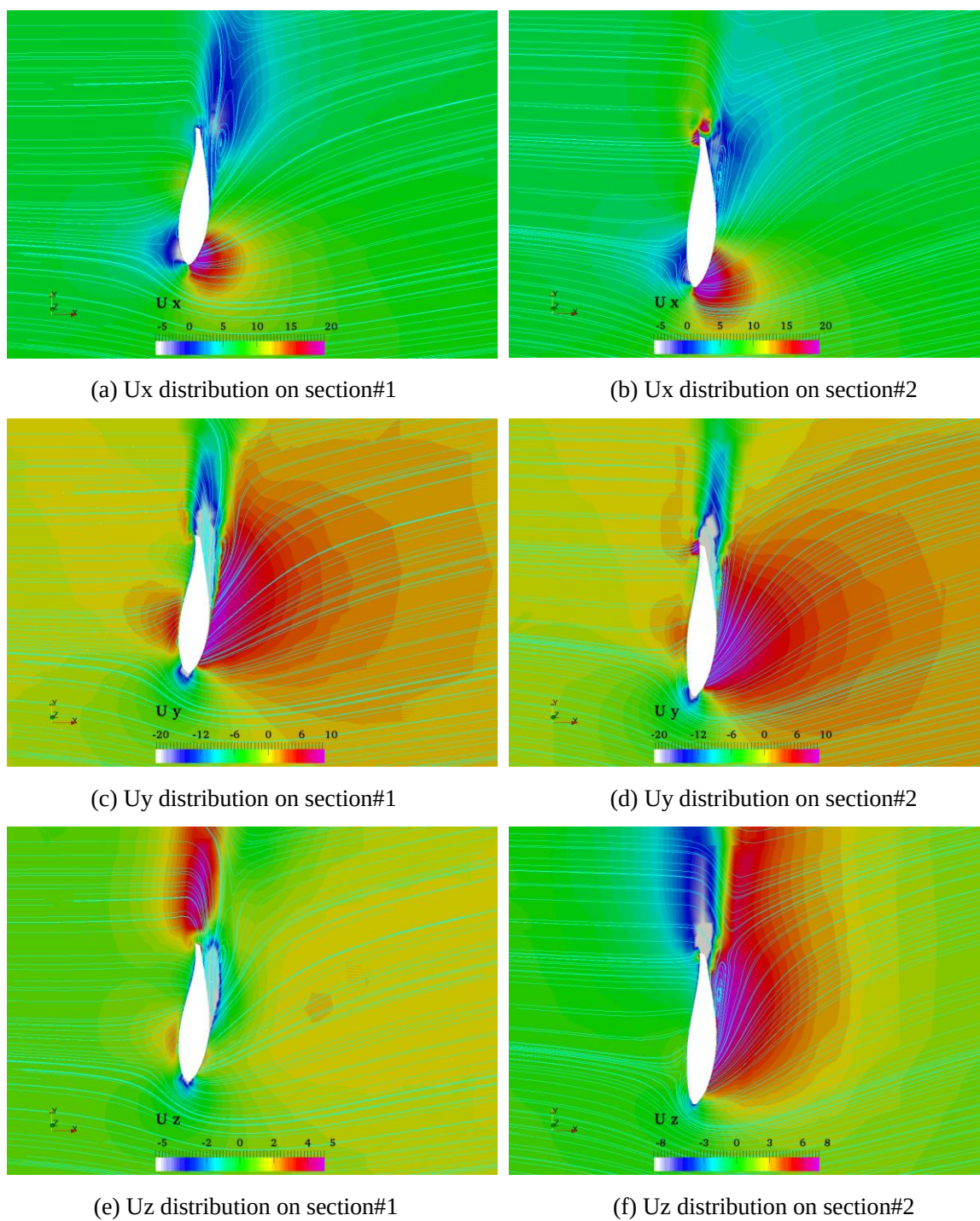


图 5-21 风机叶片截面流速分布及流线结构示意图

Figure 5-21 Distribution of flow velocity and streamline on cross section of turbine blade

5.4 半潜式支撑平台水动力性能与浮式风机的气动力性能耦合效应分析

5.4.1 风机气动载荷对平台水动力响应的影响

表 5-7 不同风速下对应的气动载荷

Table 5-7 Aerodynamic forces with virible wind speed

算例编号	风速	风机气动推力(N)	风机气动扭矩(N*m)
Case1	5m/s	2.84E5	6.7E5
Case2	8m/s	4.718E5	2.12E6

通过将风机的气动载荷简化为作用在平台中心上的等效力和力矩，模拟平台在该定常的外载荷作用下的水动力载荷和响应，分析风机载荷对浮式支撑平台水动力性能的影响。

在风机载荷的作用下，平台受到的水动力仍然为波浪频率下的周期性载荷，且振荡幅值与不施加风机载荷时的振荡幅值时基本一致的。但是由于风机等效载荷与平台所受到的水动力载荷幅值相比非常小，因此仅在纵荡力和纵摇力的平均值上有一个较小的差别，即等效的风机载荷。风机载荷对平台的纵荡运动和纵摇运动有较明显的影响，且主要表现在对最终平衡位置的影响上，对于周期性的波频响应振荡浮式影响却很小。而该而这个影响也会随着风机载荷的增大而增大。分析平台的载荷和响应运动，其周期性响应运动的振荡幅值与振荡频率主要由波浪载荷决定，当然系泊载荷的约束作用会在一定程度上减小该振荡幅度，而响应运动的平均位置则由施加的等效于风机气动载荷的外载荷决定，其最终正当均值位置处是满足系泊载荷与风机外载荷相互平衡抵消的位置。

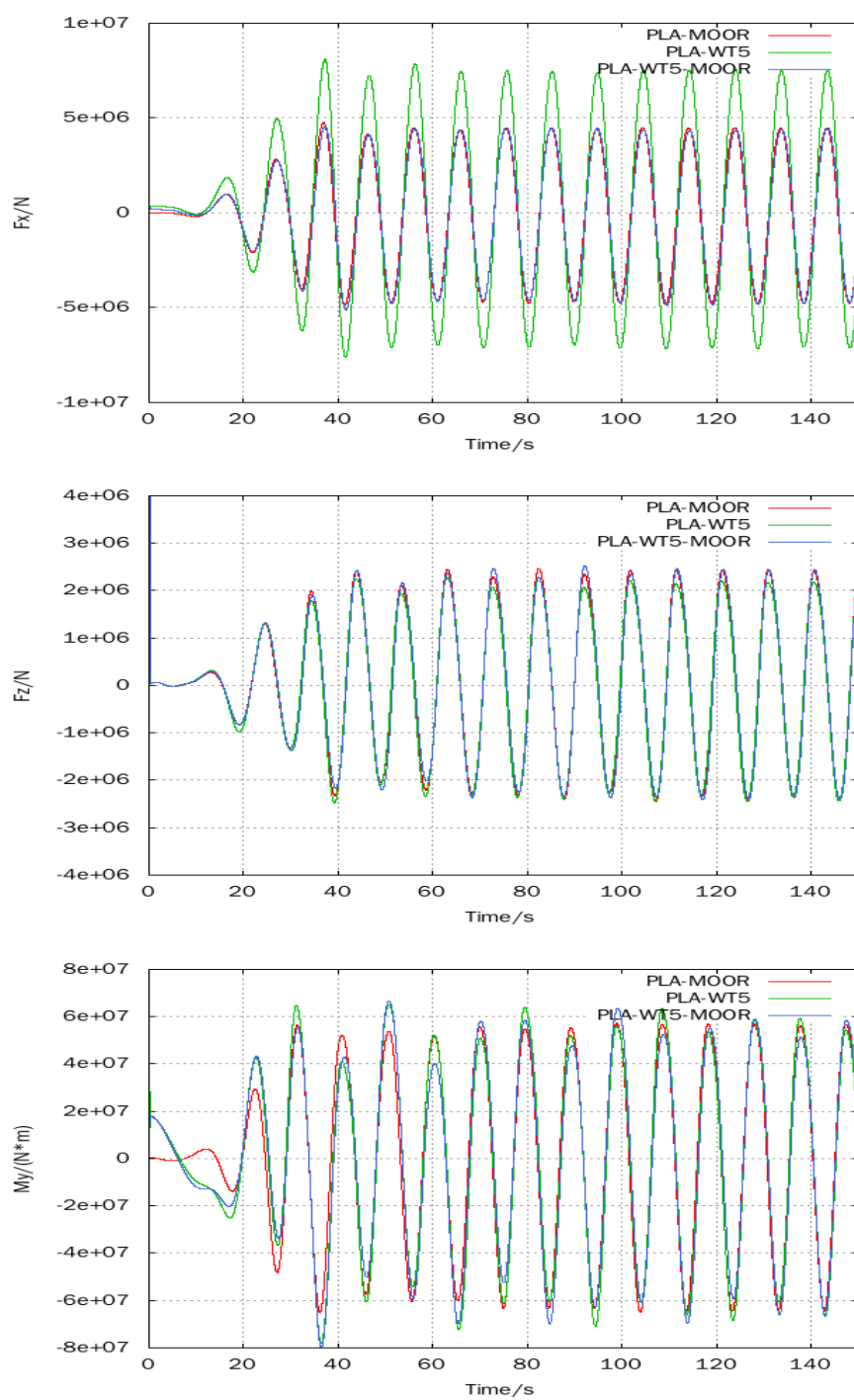


图 5-22 水动力载荷历时曲线（施加风速为 5m/s 的等效风机载荷）

Figure 5-22 Hydrodynamic forces on floating platform with equivalent turbine forces while wind speed $U=5\text{m/s}$

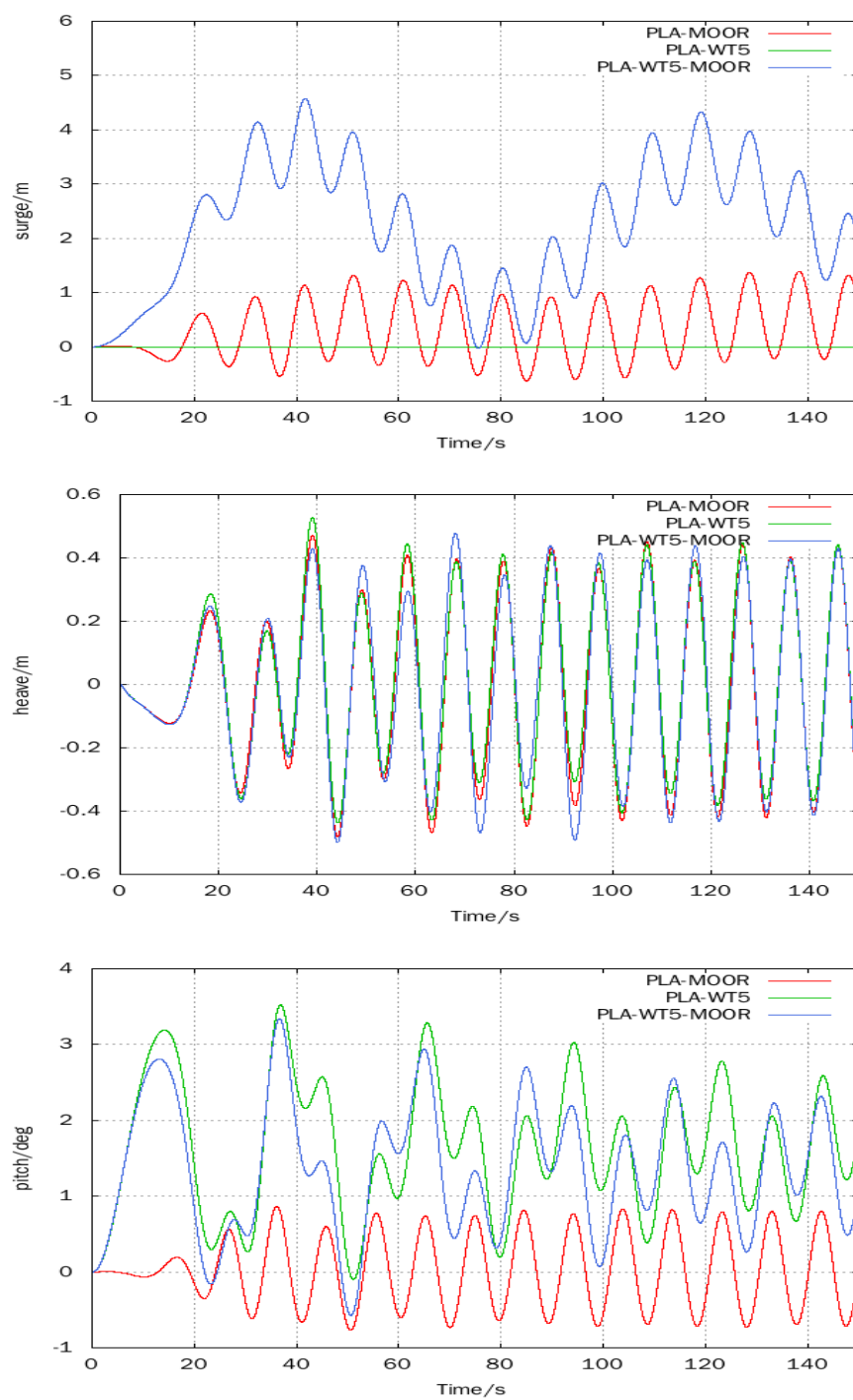


图 5-23 平台水动力响应历时曲线（施加风速为 5m/s 的等效风机载荷）

Figure 5-23 Time history of platform hydrodynamic response with equivalent turbine forces while wind speed $U=5\text{m/s}$

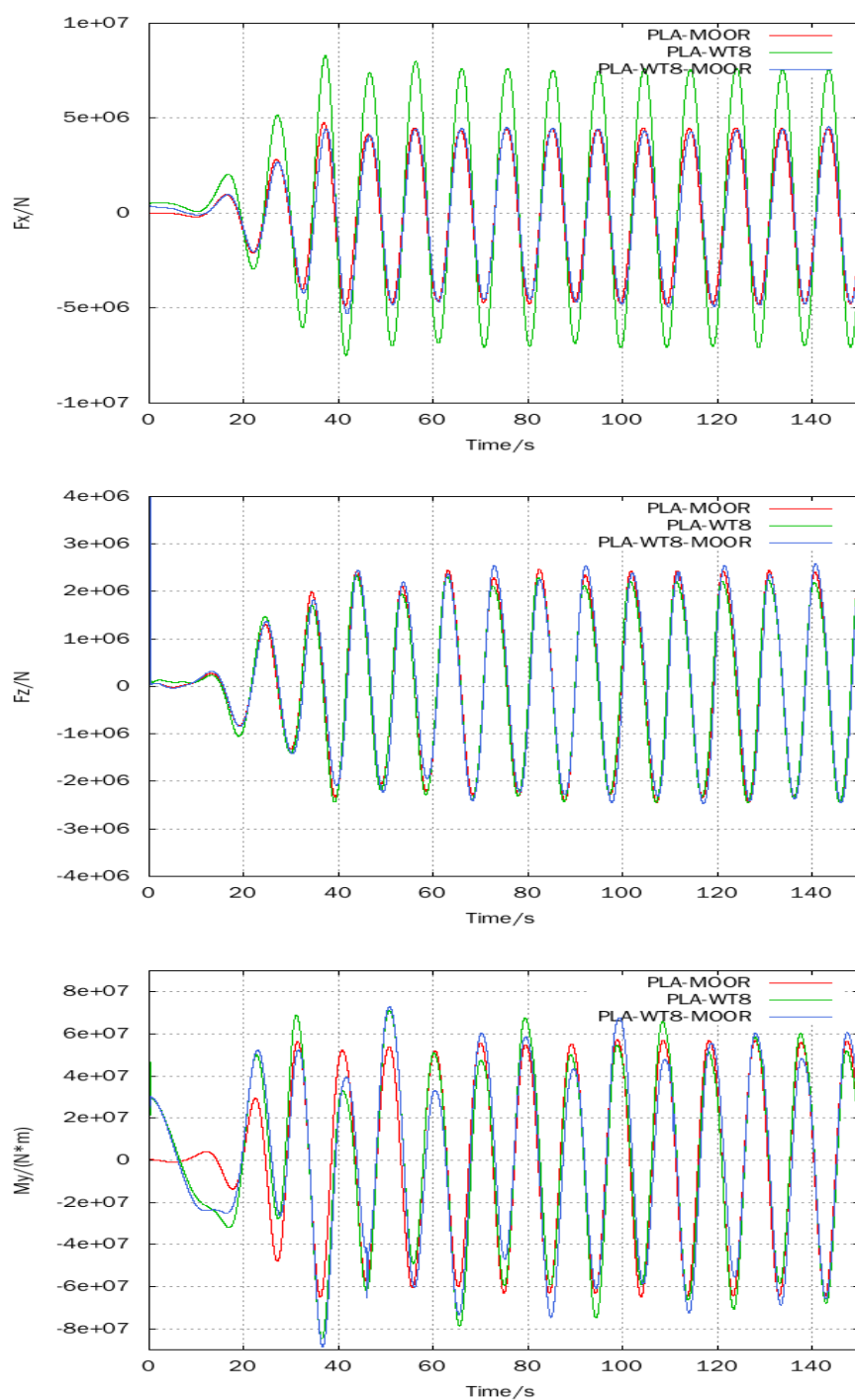


图 5-24 平台水动力载荷历时曲线（施加风速为 8m/s 的等效风机载荷）

Figure 5-24 Hydrodynamic forces on floating platform with equivalent turbine forces while wind speed $U=8\text{m/s}$

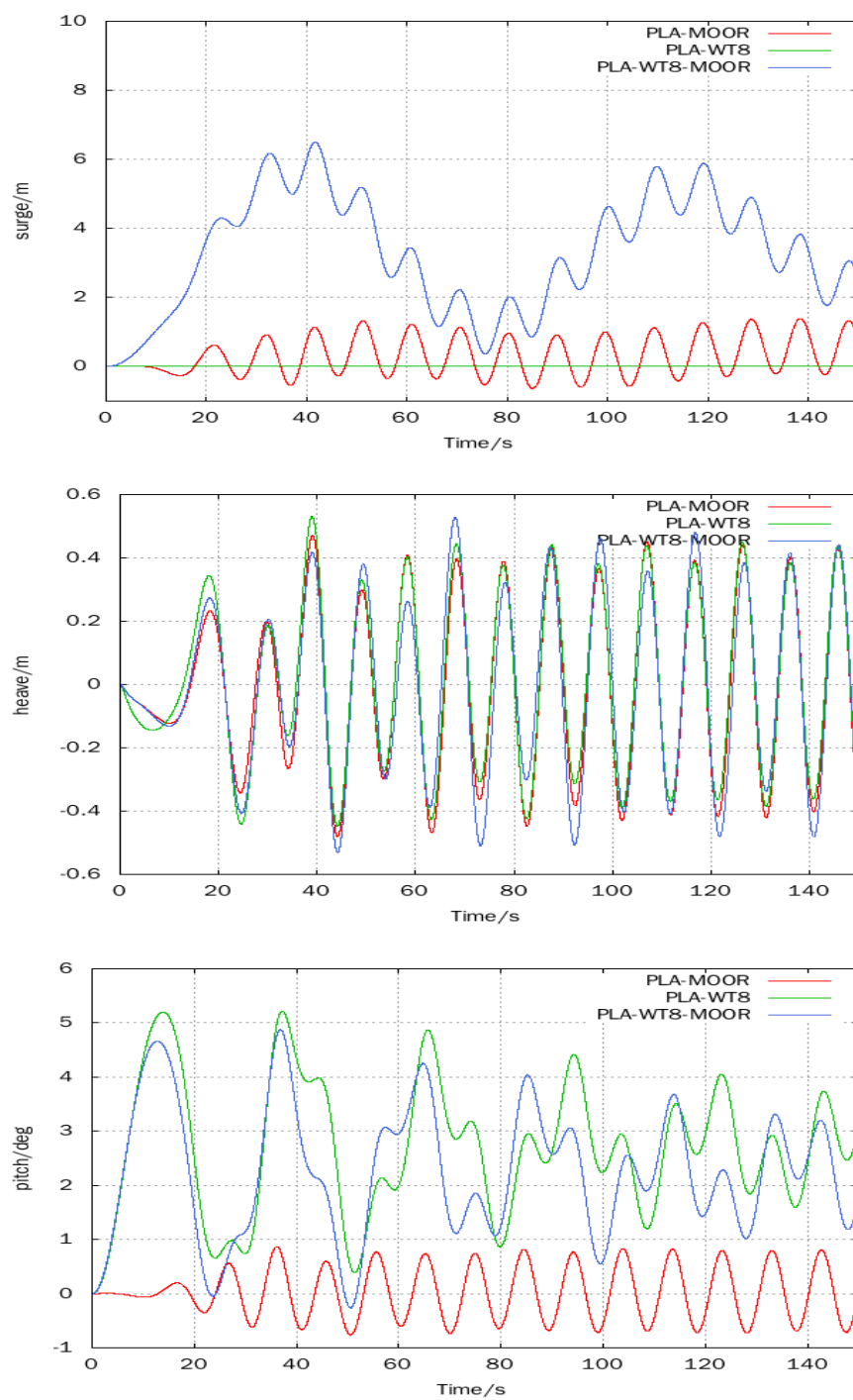


图 5-25 平台水动力响应历时曲线（施加风速为 8m/s 的等效风机载荷）

Figure 5-25 Time history of platform hydrodynamic response with equivalent turbine forces while wind speed $U=5\text{m/s}$

5.4.2 平台水动力响应对风机气动性能的影响

与固定式风机相比，浮式风机在绕轴转动之外，还有一个随着平台一起的额外六自由度运动。前面的数值模拟中已知，平台在波浪的水动力载荷以及系泊系统的约束作用下，存在周期性的运动规律。为了研究该周期性的运动对风机气动性能的影响，本文首先将平台的纵荡和纵摇两个对风机气动载荷产生主要影响的运动分解出来研究其影响，进而将两者的作用进行耦合来分析其对风机气动性能的影响情况。

在前面一章关于 Spar 型浮式风机的耦合作用分析中，已经讨论了平台的纵荡运动或者纵摇运动对于风机气动载荷的作用机理。而在对半潜式浮式风机的耦合分析以及对该半潜式支撑平台的水动力性能分析中发现，与 Spar 行支撑平台存在明显不同的是，半潜是平台在相同的规则波浪作用下，产生的纵荡与纵摇响应运动是存在一定的相位差的，而这个相位差基本上等于 180° 。因此本文对于纵摇与纵荡运动存在明显相位差的情况下的风机气动性能进行了数值模拟。如图 5-26 所示给出了单位纵荡运动与纵摇运动反向耦合作用下风机气动推力的历时曲线。

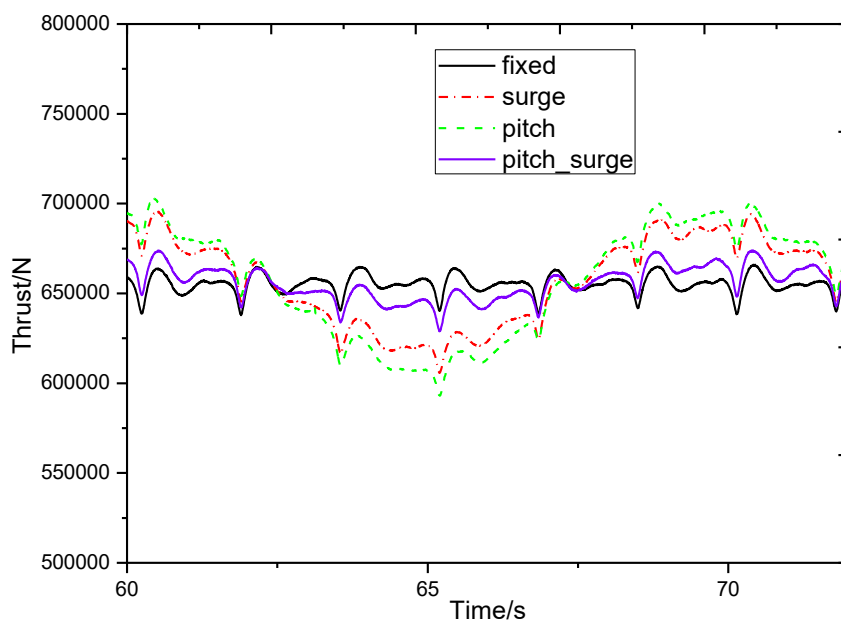


图 5-26 纵荡与纵摇运动耦合作用下的风机气动载荷历时曲线

Figure 5-26 Aerodynamic thrust on wind turbine with coupled surge/pitch oscillating

当平台产生正向纵荡运动时, 风机叶片受到纵荡运动的影响而产生一定的正向速度, 则当地流场与风机叶片之间的相对速度减小; 而此时反向的纵摇运动将产生与纵荡运动完全相反的作用, 使得叶片产生负向的运动速度, 同时会使得叶片与当地流场之间的相对速度增加。而当两者同时作用, 则影响更大的纵摇运动占据的主导影响。图 5-26 所示即为将纵荡运动增加 180° 的相位角之后于纵摇运动耦合作用在风机风机上得到的推力结果。此时风机的气动载荷的变化规律与纵摇运动下的变化规律相似, 而与此时的纵荡运动的影响规律相反。此时风机的每个截面上的纵荡运动速度是相同的, 而纵荡运动产生的速度分量则随着与平台旋转中心的距离而增加。在距离平台旋转中心的 57.3m 处, 单位纵摇运动引起的叶片线速度分量与单位纵荡运动引起的叶片线速度数值相同, 因此对于此高度线以上部分的风机叶片, 纵摇运动引起的风机叶片的速度占主导地位, 而在此高度线以下的叶片, 纵荡运动带来的速度分量占主要作用。对于该平台, 风机中心与平台重心之间的距离是 99m, 因此风机叶片的大部分是处在纵摇运动占主导地位的上部区域。由此可见, 单位纵摇运动对于风机叶片气动性能的影响要比单位纵荡运动带来的影响大。而半潜式支撑平台这种水动力响应上的特性, 也使得半潜式浮式风机的气动性能的输出稳定性上相对于 Spar 型浮式风机更好。

5.5 本章小结

本章首先对 OC4 项目中 Phase II 浮式风机系统的半潜式支撑平台 DeepCwind 进行了水动力学数值模拟。在本章的第一节中详细介绍了该浮式支撑平台的几何模型参数, 模型为三立柱式的半潜式浮式支撑平台, 平台在由三根均匀分布的系泊线组成的系泊系统的约束下进行作业。

为了验证组内开发的海洋工程水动力学求解器 naoe-FOAM-SJTU 在求解系泊约束下的浮式平台的水动力性能上的可靠性, 首先对系泊约束下的浮式半潜平台 DeepCwind 进行了自由衰减数值试验。分别对纵荡、纵摇、垂荡等三个主要自由度上的自由衰减运动进行了数值模拟。将数值模拟得到的平台在三个自由度上的固有周期与试验结果以及由其他数值工具得到的数值结果进行了对比分析, 本论文用 naoe-FOAM-SJTU 模拟得到的平台固有周期与试验结果吻合良好, 与其他数值结果之间的数值误差也非常小, 证明了该求解器在对该平台的水动力学数值模拟上有较高的可靠性。

平台在波浪中的运动响应在前面进行了详细的描述和分析。首先对于该求解器的数值造波模块进行了数值验证。在不包含结构物网格的背景计算域中进行数值造波，沿波浪的传播方向，在不同的位置设置了多了波浪监测点，将数值模拟得到的各个监测点位置的波浪历时曲线与理论值进行对比，充分验证了该求解器数值造波模块的可靠性和准确性。随后将平台至于规则波中，将平台在规则波下的六自由度响应特性结合系泊系统提供的系泊张力进行了分析，并将平台六自由度响应的幅频响应 RAO 值与试验结果以及其他数值结果进行对比，得到了较好的吻合性。

本章对拓展了数值造波模块并实现了风-浪复杂流畅的数值模拟的求解器 naoe-FOAM-SJTU 对半潜式浮式风机系统 OC4 在风-浪联合作用的复杂流场中的气动-水动-系泊耦合性能进行了数值模拟。数值模拟分别得到了作用在风机叶片上的气动载荷、复式支撑平台的六自由度响应运动、锚泊线上的系泊载荷以及整个流场的速度与压力分布信息，并分别进行了数值分析与讨论。

风机的气动载荷在耦合作用下呈现出明显的周期性振荡规律，该振荡周期与波浪周期相同，同时与平台的周期水动力响应运动的周期相同。并且该气动载荷相比于固定转轴均匀风速下的气动载荷有所减小，本论文分析是由于风机作业区域的风速在波面作用下呈现出剪切分布的规律，使得作业在下部剪切层内的叶片表面的气动载荷减小，从而影响整个风机的整体气动载荷。

相比于平台在规则波下的水动力响应，耦合作用下的浮式风机支撑平台在波浪载荷、系泊载荷和风机气动载荷的共同作用下，首先表现与波浪频率一致的周期性的六自由度振荡运动，不同的是该振荡运动的平衡位置发生了较大的改变。风机的气动载荷与浮式支撑平台受到的波浪水动力载荷和系泊系统的回复载荷相比是个小量，因此风机气动载荷对浮式支撑平台六自由度响应的影响主要变现在改变其运动平衡位置上，而对于振荡运动的运动幅值的影响是可以忽略的。

第六章 总结与展望

6.1 论文总结

本论文致力于浮式风机在风-浪联合作用的复杂流场中的气动-水动-锚泊耦合性能研究，基于开源 CFD 平台 OpenFOAM，拓展了船舶与海洋工程水动力求解器 naoe-FOAM-SJTU 中的重叠网格计算模块的功能，加入了风-浪场整体数值模拟功能，能够解决浮式风机气动-水动耦合作用问题，实现了两者同时作用时复杂流场的数值模拟，开展了针对浮式风机系统的一系列数值模拟和研究工作。

首先基于开源平台 OpenFOAM，结合重叠网格技术，对 NREL-5MW 大型风机的气动性能进行了详细的数值模拟和分析：首先，对仅包含叶片、轮毂、机舱结构的风机转子在均匀来风条件下进行气动力数值模拟，并与其他求解器得到的数值结果进行对比分析，验证该求解器在风机气动载荷数值预报上的可靠性和准确性，讨论了风机在均匀流场中运转时的气动力性能随风速的变化规律。其次，对于风机在高于额定风速下的气动性能进行数值模拟，分别模拟了在风机按照设计作业要求进行桨距角调整和不调整桨距角两种不同情况下的风机气动力性能，分析了极端风况下风机的气动载荷对风机结构造成的安全隐患。此外，将风机的塔架结构加入到数值模拟中，研究了塔影效应对风机气动力性能的影响，指出了塔影效应对风机叶片结构带来的疲劳损伤危害；并通过改变塔架与风机旋转平面之间的距离，分析不同间距塔影效应作用规律，为风机设计中降低塔影效应对风机叶片结构的疲劳损伤危害提供了可靠的数据参考。同时，对不同风速廓线分布地剪切风作用下的非稳态气动载荷进行数值预报，研究了风剪切效应对风机气动载荷的影响。最后，将浮式支撑平台的运动简化为周期性的纵摇与纵荡运动作用在风机上，研究了风机在给定运动下的气动力性能变化情况，探讨了平台运动对风机气动性能的影响。对于风机在不同环境下的气动性能的准确预报，是研究海上浮式风机在复杂的风-浪联合作用下的气动-水动-系泊耦合性能的基础和重点。

在课题组已开发的船舶与海洋水动力学求解器 naoe-FOAM-SJTU 的基础上，拓展了数值造波模块，加入了不同风廓线的剪切风输入，实现了风-浪复杂环境的准确预报。进一步地，利用结合了重叠网格技术的 naoe-FOAM-SJTU 求解器成功实现了

浮式风机在风-浪联合作用的复杂流场中的气动-水动-锚泊耦合数值模拟。

分别对 Spar 型浮式风机系统和半潜式浮式系统进行了气动-水动耦合复杂流场耦合数值模拟。首先分别分析了 Spar 型支撑平台和半潜式支撑平台的自由衰减运动特性以及在规则波中的运动响应规律,并验证了求解器 naoe-FOAM-SJTU 的可靠性。通过对 Spar 型和半潜式浮式风机的气动-水动耦合数值模拟和分析,得到了该浮式风机在耦合作用下的气动载荷变化特性以及支撑平台的水动力响应特性。为了进一步理解风机气动性与平台水动性之间的耦合作用机理,对两者进行了解耦分析。首先通过将风机的气动载荷简化为定常载荷作用在平台上,以分析风机气动载荷对浮式支撑平台水动力响应的影响;然后将平台的纵摇和纵荡运动分别单独作用在风机上,研究各自由度运动对风机气动性能的影响;进而根据平台运动响应,将纵摇与纵荡耦合运动作用在风机上,进一步研究支撑平台的运动对风机气动性能影响的规律和机制。

风机受到气动载荷的作用,通过塔架传递给浮式支撑平台,平台在风机气动载荷、波浪水动载荷、以及系泊系统的锚泊载荷共同作用下产生相应的运动响应。对比于未受风机作用影响的平台,耦合状态下浮式支撑平台仍以相同的振荡规律做周期性的波频振荡运动,风机气动载荷的作用并没有影响浮式支撑平台的振荡幅值以及振荡周期,但是在风机载荷的作用下,平台波频响应运动的最终平衡位置发生了较大的偏差,主要是纵荡运动和纵摇运动的平衡位置发生改变,而其中纵摇平衡位置的改变又会对风机的气动性能产生一定的影响。同时为了抵消风机气动载荷的作用,锚链线的平衡状态发生改变。浮式支撑平台的运动使得风机叶片随之运动,从而改变了叶片当地流场与叶片之间的相对速度以及作用攻角,从而引起风机气动载荷的整体变化。纵荡运动和纵摇运动是对风机气动载荷产生干扰的两个主要的平台运动分量,二者对于风机气动性能影响的机理相似。然而数值模拟表明, Spar 型浮式风机的支撑平台的纵摇运动与纵荡运动之间不存在相位差,而半潜式浮式风机的支撑平台在规则波浪的作用下其纵荡运动和纵摇运动之间存在接近于 180° 的相位差。这两种情况便是平台的纵摇运动和纵荡运动对风机气动性能影响的正向和反向的叠加效果。对于 Spar 型浮式风机,由于其纵荡运动和纵摇运动之间没有相位差,因此其风机气动载荷的振荡幅值相对较大;而对于半潜式浮式风机,其纵摇运动与纵荡运动之间的 180° 相位差使得两者作用部分抵消,而对于纵摇和纵荡振荡幅值相当的情况,纵摇运动对风机气动性的影响占主导地位,使得浮式风机的气动载荷变化规律与单独作用纵摇运动时的变化规律相似。

6.2 研究展望

本论文基于开源 CFD 平台 OpenFOAM，致力于浮式风机在风-浪联合作用的复杂流场中的气动-水动-锚泊耦合性能研究，利用课题组开发的船舶与海洋工程水动力求解器 naoe-FOAM-SJTU，结合重叠网格技术，开展了针对浮式风机系统的一系列数值模拟和开发工作。分析了海上浮式风机的风机气动性能，平台的水动力性能，以及两者之间的耦合效应。尽管取得了一定的研究成果，但是仍有很多工作需要进一步的改进和完善，主要可以分为以下几个方面：

1) 数值模拟流场精细度提高。本论文中的数值模拟均是在求解非稳态的 RANS 方程得到的，对于流体力学的求解已经可以达到相当的精度。然而要对浮式风机动力响应的物理机理进行详细深入的研究，需要更加精细的流场信息。因此在今后可以将数值模拟扩展到 LES 或者 DES。

2) 叶片弹性变形。在本论文的研究中，浮式风机系统的各个部件都被视作刚体。然而大型风机的叶片以及支撑塔架都是细长结构，在受到流体力学时会产生柔性变形，而这个柔性变形或多或少会对叶片的气动性能产生影响，因此在今后的数值模拟中应该将叶片和塔架等细长结构的弹性变形因素考虑在内，以得到更加接近真实效果的数值模拟。

3) 风机叶片的桨距控制、转速控制。在真实情况下，作业中的叶片会随着来风的方向和大小来对自身的转向、叶片桨距角、风轮旋转速度等信息进行适当的调整。因此在后续对浮式风机的深入研究中，应该考虑将这些控制因素加入计算中。

4) 极端海况下的风机耦合性能的分析。本论文中对于浮式风机系统的耦合数值模拟问题还是在规则波浪的作用下展开的，对于极端海况下浮式风机的响应情况需要做进一步的探讨。

5) 浮式风场的有效模拟。在现实工程中，海上浮式风机都是以风电机群，也就是大型风场的形式存在的。本论文实现了对单个浮式风机气动、水动以及耦合性能进行了分析探讨，为进一步研究浮式风场中尾流之间的相互干扰问题，以及多个风机的发点效率等问题奠定了基础。

6) 考虑风场内风速的湍动效应，模拟更加真实地的风场场特征，以得到更加真实的风机气动载荷模拟。

参考文献

- [1] Archer C L, Jacobson M Z. Evaluation of global wind power [J]. *Journal of Geophysical Research*, 2005, 110 (D12): 12110.
- [2] Atcheson, Mairead. *Floating Offshore Wind Energy*. 2016.
- [3] Azcona J, Bouchotrouch F, González M, Garciandia J, Munduate X, Kelberlau F, Nygaard T A. Aerodynamic thrust modelling in wave tank tests of offshore floating wind turbines using a ducted fan [C]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2014, 524(1): 012089.
- [4] Bachynski E E, Kvittem M I, Luan C, Moan T. Wind-Wave misalignment effects on floating wind turbines: motions and tower load effects [J]. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2014, 136(4), 041902-041902-12.
- [5] Bae Y H, Kim M H, Yu Q, Kim K. Influence of control strategy to FOWT hull motions by aero-elastic-control-floater-Mooring coupled dynamic analysis [C]. *International Offshore & Polar Engineering Conference*. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2011.
- [6] Bae Y H, Kim M H, Shin Y S. Rotor-floater-mooring coupled dynamic analysis of mini TLP-type offshore floating wind Turbines [C]. *The 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, 2010, 3:491-498.
- [7] Bazilevs Y, Hsu M C, Akkerman I, Wright S, Takizawa K, Henicke B, Spielman T, Tezduyar T E. 3D simulation of wind turbine rotors at full scale. Part I: Geometry modeling and aerodynamics [J]. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 2011, 65(1-3): 207-235.
- [8] BBC. World's first floating wind farm starts generating electricity. 2017. Available from: <http://www.bbc.co.uk/news/uk-scotland-41652707>.
- [9] Benassai G, Campanile A, Piscopo V, Scamardella A. Ultimate and accidental limit state design for mooring systems of floating offshore wind turbines [J]. *Ocean Engineering*, 2014, 92(2014):64-74.
- [10] Berberović E, van Hinsberg N P, Jakirlić S, Roisman I V, Tropea C. Drop impact onto a liquid layer of finite thickness: Dynamics of the cavity evolution [J]. *Physical Review E*, 2009, 79(3): 036306.
- [11] Boger D, Paterson E, Noack RW. FoamedOver: A Dynamic Overset Grid Implementation in OpenFOAM [C]. *Proceedings of the 10th Symposium on Overset Composite Grids and Solution Technology*, NASA Ames Research Center, Moffet Field, CA, USA, 2010.
- [12] Bredmose H, Jacobsen N G. Breaking wave impacts on offshore wind turbine

- foundations: focused wave groups and CFD [C]. ASME 2010 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2010: 397-404.
- [13] Bredmose H, Jacobsen N G. Vertical wave impacts on offshore wind turbine inspection platforms [C]. ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2011: 645-654.
- [14] Brommundt M, Krause L, Merz K, Muskulus M. Mooring system optimization for floating wind turbines using frequency domain analysis [J]. Energy Procedia, 2012, 24: 289-296.
- [15] Butterfield S, Musial W, Jonkman J, Sclavounos P. Engineering challenges for floating offshore wind turbines [R]. National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2007, No. NREL/CP-500-38776.
- [16] Cermelli C A, Roddier D G, Busso C C. MINIFLOAT: A novel concept of minimal floating platform for marginal field development[C]. The Fourteenth International Oshore and Polar Engineering Conference ISOPE 2004.
- [17] Chen J, Hu Z, Wan D, Xiao Q. Comparisons of the dynamical characteristics of a semi-submersible floating offshore wind turbine based on two different blade concepts[J]. Ocean Engineering, 2018, 153, 305-318.
- [18] Chen X, Zhang J, Ma W. On dynamic coupling effects between a spar and its mooring lines [J]. Ocean Engineering, 2001, 28(7):863–887.
- [19] Cheng P W. A reliability based design methodology for extreme responses of offshore wind turbines [D]. TU Delft, Delft University of Technology, 2002.
- [20] Cheng P, Wan D, Hu C, Unsteady aerodynamic simulations of floating offshore wind turbines with overset grid technology [C]. Proceedings of the Twenty-sixth International Ocean and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece, June 26-July 1, 2016, pp. 391-398.
- [21] Cheng P, Wan D, Hydrodynamic analysis of the semi-submersible floating wind system for Phase II of OC4 [C]. Proceedings of the Twenty-fifth International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE), Kona, Big Island, Hawaii, USA, June 21-26, 2015, pp.346-353.
- [22] 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 (a) (13): 1-32.
- [23] Churchfield M J, Lee S, Moriarty P J, Martinez L A, Leonardi S, Vijayakumar G, Brasseur J G. A large-eddy simulation of wind-plant aerodynamics [J]. AIAA paper, 2012 (b) (2012-0537): 1-19.
- [24] Coulling A J, Goupee A J, Robertson A N, Jonkman J M, Dagher D J. Validation of a

- FAST semi-submersible floating wind turbine numerical model with DeepCwind test data [J]. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 2013, 5(2): 023116.
- [25] Digraaskar D A. Simulations of flow over wind turbines [D]. University of Massachusetts Amherst, 2010.
- [26] Duan X, Ai Y, Wan D. Numerical study of aerodynamic for three wind turbines with two different layouts [C]. *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.
- [27] Dunbar A J, Craven B A, Paterson E G. Development and validation of a tightly coupled CFD/6-DOF solver for simulating floating offshore wind turbine platforms [J]. *Ocean Engineering*, 2015, 110:98–105.
- [28] EWEA. Deep water: The next step for offshore wind energy. 2013: 51.
- [29] Fleig O, Iida M, Arakawa C. Wind turbine blade tip flow and noise prediction by large-eddy simulation [J]. *Journal of solar energy engineering*, 2004, 126.4, 1017-1024.
- [30] Fowler M J, Kimball R W. Design and testing of scale model wind turbines for use in wind/wave basin model tests of floating offshore wind turbines. *Proceedings of the ASME 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*[C], 2013.
- [31] Froude, William. On the elementary relation between pitch, slip, and propulsive efficiency [J]. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*. 1878.
- [32] Glauert H. Airplane propellers [M]. *Aerodynamic theory*. Springer Berlin Heidelberg, 1935: 169-360.
- [33] Goldschmidt M, Muskulus M. Coupled mooring systems for floating wind farms[J]. *Energy Procedia*, 2015, 80:255-262.
- [34] Hall M, Goupee A. Validation of a lumped-mass mooring line model with DeepCwind semisubmersible model test data [J]. *Ocean Engineering*, 2015, 104:590-603.
- [35] Han Y, Le C, Ding H, Cheng Z, Zhang P. Stability and dynamic response analysis of a submerged tension leg platform for offshore wind turbines [J]. *Ocean Engineering*, 2017, 129: 68-82.
- [36] Hansen M H. Aeroelastic stability analysis of wind turbines using an eigenvalue approach [J]. *Wind Energy: An International Journal for Progress and Applications in Wind Power Conversion Technology*, 2004, 7(2): 133-143.
- [37] Hansen M H. Aeroelastic instability problems for wind turbines [J]. *Wind Energy: An International Journal for Progress and Applications in Wind Power Conversion Technology*, 2007, 10(6): 551-577.

- [38] Hansen A M, Laugesen R, Bredmose H, Mikkelsen R, Psichogios N. Small scale experimental study of the dynamic response of a tension leg platform wind turbine. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 2014, 6(5): 033104-465.
- [39] 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.
- [40] Heinz J C, Sørensen N N, Zahle F. Fluid-structure interaction computations for geometrically resolved rotor simulations using CFD [J]. *Wind Energy*, 2016, 19(12): 2205-2221.
- [41] Heronemus W E., Pollution-free energy from offshore winds[C]. *Proceedings of the 8th Annual Conference and Exposition Marine Technology Society*, Washington D.C., September 11-13, 1972.
- [42] Hess J L. Review of integral-equation techniques for solving potential-flow problems with emphasis on the surface-source method [J]. *Computer Methods in applied Mechanics and engineering*. 1975, 5(2): 145-196.
- [43] Huang Y, Cheng P, Wan D, Influence of Wind Shear Model on Coupled Aero-hydrodynamics of a Floating Offshore Wind Turbine [C]. *International Conference on Computational Engineering and Science for Safety and Environmental Problems*, Chengdu, China, Oct.15-18, 2017(a).
- [44] Huang Y, Cheng P, Wan D. Numerical analysis of a floating offshore wind turbine by coupled aero-hydrodynamic simulation [C]. *The Third International Conference for Innovation and Cooperation of Naval Architecture and Marine Engineering Marine Renewable Energy sub Forum (ICNAME 2017-MRE)*, Qingdao China, 7-9 September 2017(b), PP.79-88.
- [45] Huang Y, Wan D, Hu C. Coupled Aero-hydrodynamic Analysis on a Floating Offshore Wind Turbine under Extreme Sea Conditions [C]. *Proceedings of the Twenty-seventh International Ocean and Polar Engineering Conference San Francisco, California, USA*, June 25-30, 2017(c) , 395-402.
- [46] International Electrotechnical Commission. IEC 61400-1: Wind turbines part 1: Design requirements [J]. *International Electrotechnical Commission*, 2005.
- [47] International Electrotechnical Commission. IEC 61400-3[J]. *Wind Turbines-Part*, 2009, 3.
- [48] Jeong M S, Kim S W, Lee I, Yoo S J, Park K C. The impact of yaw error on aeroelastic characteristics of a horizontal axis wind turbine blade [J]. *Renewable energy*, 2013, 60: 256-268.
- [49] Johansen J, Sørensen N N, Michelsen J A, Schreck S. Detached - eddy simulation of flow around the NREL Phase VI blade. *Wind Energy: An International Journal for Progress and Applications in Wind Power Conversion Technology*, 2002, 5(2-3),

- 185-197.
- [50] Jonkman J M, Matha D. Dynamics of offshore floating wind turbines—analysis of three concepts [J]. *Wind Energy*, 2011, 14(4): 557-569.
- [51] Jonkman J M. Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine [M]. ProQuest, 2007.
- [52] Karimirad M, Moan T. A simplified method for coupled analysis of floating offshore wind turbines [J]. *Marine Structures*, 2012, 27(1):45-63.
- [53] Karimirad M, Moan T, 2010. Extreme structural dynamic response of a spar type wind turbine. AMSE 2010, International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2010: 303–12.
- [54] Karimirad M, Gao Z, Moan T, 2009. Dynamic motion analysis of catenary moored spar wind turbine in extreme environmental condition. European Offshore Wind Conference 2009, Sweden.
- [55] Karimirad M, Moan T. Wave-and wind-induced dynamic response of a spar-type offshore wind turbine [J]. *Journal of waterway, port, coastal, and ocean engineering*, 2011, 138(1): 9-20.
- [56] Kim S, Sclavounos P D. Fully Coupled Response Simulations of Theme Offshore Structures in Water Depths of Up to 10,000 Feet. Proceedings of the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference, Stavanger, Norway, The International Society of Offshore and Polar Engineers, June17–22, 2001.
- [57] Kim S. LINES 2001: Nonlinear Static & Dynamic Analysis of Mooring Line/Riser/Tether Arrays, User Manual. Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, 2004(a).
- [58] Kim S. MOTION 2001: Time-Domain Response Analysis of Offshore Platforms, User Manual. Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, 2004(b).
- [59] Kim S. SWIM 2001: Frequency-Domain Analysis of Offshore Platforms, User Manual. Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, 2004(c).
- [60] Koo B J, Goupee A J, Kimball R W, Lambrakos K F. Model tests for a floating wind turbine on three different floaters [J]. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2014, 136(2): 020907.
- [61] Leble V, Barakos G. Demonstration of a coupled floating offshore wind turbine analysis with high-fidelity methods [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2016 , 62, 272-293.
- [62] Lee K H. Responses of Floating Wind Turbines to Wind and Wave Excitation [D]. Massachusetts, USA: Massachusetts Institute of Technology, 2005.
- [63] Li P, Cheng P, Wan D. Numerical Simulations of Wake Flows of Floating Offshore Wind Turbines by Unsteady Actuator Line Model, Proceedings of the 9th

- International Workshop on Ship and Marine Hydrodynamics. Glasgow, UK. 2015.
- [64] Li P, Wan D, Hu C. Fully Coupled Dynamic Response of a Semi-Submerged Floating Wind Turbine System in Wind and Waves[C]. Proceedings of the Twenty-sixth (2016) International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE2016), Rhodes, Greece, June 26-July 1, 2016, 273-281.
- [65] Li Y, Castro A M, Sinokrot T, Prescott W, Carrica P M. Coupled multi-body dynamics and CFD for wind turbine simulation including explicit wind turbulence [J]. *Renewable Energy*, 2015, 76: 338-361.
- [66] Lin Z, Sayer P. An enhanced stiffness model for elastic lines and its application to the analysis of a moored floating offshore wind turbine [J]. *Ocean Engineering*, 2015, 109:444-453.
- [67] Liu Y, Xiao Q, Incecik A, Peyrard C, Wan D. Establishing a fully coupled CFD analysis tool for floating offshore wind turbines [J]. *Renewable Energy*, 2017, 112: 280-301.
- [68] Lu H, Porté-Agel F. Large-eddy simulation of a very large wind farm in a stable atmospheric boundary layer [J]. *Physics of Fluids (1994-present)*, 2011, 23(6), 065101:1-20.
- [69] Luan C, Gao Z, Moan T. Modelling and analysis of a semi-submersible wind turbine with a central tower with emphasis on the brace system [C]. 32nd Int. Conf. Ocean, Offshore Arctic Eng. June 9-14, 2013, Nantes, France.
- [70] Lupton R C, Langley R S., Scaling of slow-drift motion with platform size and its importance for floating wind turbines [J]. *Renewable Energy*, 2016, 101:1013-1020.
- [71] Ma Z, Zeng P, Lei L P. Analysis of the coupled aeroelastic wake behavior of wind turbine [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2019, 84: 466-484.
- [72] Martin H R. Development of a scale model wind turbine for testing of offshore floating wind turbine systems [D]. Maine Maritime Academy, 2011.
- [73] Matha D, Hauptmann S, Hecquet T, Kuhn M. Methodology and results of loads analysis of wind turbines with advanced aeroelastic multi-body simulation[C]. Ger Wind Energy Conf (DEWEK 2010), Bremen, Germany. 2010(a).
- [74] Matha D. Model Development and Loads Analysis of an Offshore Wind Turbine on a Tension Leg Platform with a Comparison to Other Floating Turbine Concepts: April 2009[R]. National Renewable Energy Laboratory (NREL), Golden, CO., 2010(b).
- [75] Matha D, Fischer T, Kuhn M, 2009. Model development and loads analysis of an offshore wind turbine on a tension leg platform [C]. 2009 European Offshore Wind Conference and Exhibition, Stockholm, Sweden, September 14-16.
- [76] Menter F R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications [J]. *AIAA Journal*. 1994, 32(8): 1598–1605.

- [77] Morison J R, Johnson J W, Schaaf S A. The force exerted by surface waves on piles [J]. *Journal of Petroleum Technology*, 1950, 2(05): 149-154.
- [78] Musial W, Beiter P, Schwabe P, Tian T, Stehly T, Spitsen P, Gevorgian V. 2016 Offshore Wind Technologies Market Report. National Renewable Energy Laboratory (NREL), Golden, CO (United States). 2017. No. NREL/TP-5000-68587; DOE/GO-102017-5031
- [79] Myhr A, Maus K J, Nygaard T A. Experimental and computational comparisons of the OC3-HYWIND and Tension-Leg-Buoy (TLB) floating wind turbine conceptual designs [C]. *The Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference*. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2011.
- [80] Myhr A, Nygaard T A. Experimental Results for Tension-Leg-Buoy Offshore Wind Turbine Platforms [J]. *J Ocean Wind Energy, ISOPE*, 2014, 1(4): 217-224.
- [81] Nematbakhsh A, Olinger D J, Tryggvason G. A nonlinear computational model of floating wind turbines [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2013, 135(12), 121103.
- [82] Nematbakhsh A, Olinger D J, Tryggvason G. Nonlinear simulation of a spar buoy floating wind turbine under extreme ocean conditions [J]. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 2014, 6 (3): 708-720. DOI: 10.1063/1.4880217.
- [83] Ng B F, Palacios R, Kerrigan E C, Graham J M R, Hesse H. Aerodynamic load control in horizontal axis wind turbines with combined aeroelastic tailoring and trailing - edge flaps [J]. *Wind Energy*, 2016, 19(2), 243-263.
- [84] Nielsen F G, Hanson T D, Skaare B. Integrated dynamic analysis of floating offshore wind turbines. 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2006, 671-679.
- [85] Noack R W, Boger D A, Kunz R F, Carrica P. SUGGAR++: An improved general overset grid assembly capability [C]. In *Proceedings of the 19th AIAA Computational Fluid Dynamics Conference*. San Antonio TX, 2009: 22–25.
- [86] Noack R. Resolution appropriate overset grid assembly for structured and unstructured grids [C]. 16th AIAA Computational Fluid Dynamics Conference. 2003.
- [87] Noack R. SUGGAR: a general capability for moving body overset grid assembly. 17th AIAA Computational Fluid Dynamics Conference. 2005.
- [88] Preuss R D, Suci E, Morino L. Unsteady potential aerodynamics of rotors with applications to horizontal-axis windmills [J]. *AIAA Journal*. 1980, 18(4): 385-393.
- [89] Principle Power. The WindFloat project. 2011. Available from: <http://www.principlepowerinc.com/en/windfloat>.
- [90] Quallen S, Xing T. CFD simulation of a floating offshore wind turbine system using a variable-speed generator-torque controller [J]. *Renewable Energy*, 2016, 97, 230-242.

- [91] Quallen S, Xing T, Carrica P, Li Y, Xu J. CFD Simulation of a Floating Offshore Wind Turbine System Using a Quasi-static Crowfoot Mooring-Line Model [J]. *Journal of Ocean and Wind Energy*, 2014, 1(3), 143-152.
- [92] Quallen S, Xing T, Carrica P, Li Y, Xu J. CFD simulation of a floating offshore wind turbine system using a quasi-static crowfoot mooring-line model [C]. *The Twenty-third International Offshore and Polar Engineering Conference*. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2013.
- [93] Rainey R C T. A new equation for calculating wave loads on offshore structures [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1989, 204: 295-324.
- [94] Ren N, Li Y, Ou J. Coupled wind-wave time domain analysis of floating offshore wind turbine based on Computational Fluid Dynamics method [J]. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 2014, 6(2): 53-86.
- [95] Robertson A N, Jonkman J M, Goupee A J, et al. Summary of Conclusions and Recommendations Drawn from the DeepCwind Scaled Floating Offshore Wind System Test Campaign. ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering [C], 2013: V008T09A053-V008T09A053.
- [96] Robertson A, Jonkman J, Masciola M, Song H, Goupee A, Coulling A, Kuan C. Definition of the semisubmersible floating system for phase II of OC4 [R]. Denver: National Renewable Energy Laboratory, 2014.
- [97] Robertson A, Jonkman J, Vorpahl F et al. Offshore Code Comparison Collaboration Continuation within IEA Wind Task 30: Phase II results regarding a floating semisubmersible wind system. In: *Proceedings of the 33rd international conference on ocean, offshore and Arctic engineering*, San Francisco, CA, USA, 8–13 June, 2013.
- [98] Robertson A N, Wendt F, Jonkman J M, Popko W, Borg M, Bredmose H, Schlutter F, Qvist J, Bergua R, Harries R, Yde A, Nygaard TA, Vaal JBd, Oggiano L, Bozonnet P, Bouy L, Sanchez C B, Garc á R G, Bachynski E E, Tu Y, Bayati I, Borisade F, Shin H, van der Zee T, Guerinel M. OC5 Project Phase Ib: Validation of Hydrodynamic Loading on a Fixed, Flexible Cylinder for Offshore Wind Applications. *Energy Procedia*, 2016, 94, 82-101.
- [99] Robinson M, Musial W. Offshore wind technology overview [J]. NREL Report, NREL/PR-500-40462, 2006.
- [100] Roddier D, Cermelli C, Aubault A, Weinstein A. WindFloat: A floating foundation for offshore wind turbines [C]. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*. 2010, 2(3): 093-104.
- [101] Rusche H. Computational fluid dynamics of dispersed two-phase flows at high phase fractions. Diss. Imperial College London (University of London), 2003.
- [102] Sanderse B. Aerodynamics of wind turbine wakes [J]. Energy Research Center of

- the Netherlands (ECN), ECN-E-09-016, Petten, The Netherlands, Tech. Rep, 2009, 5(15): 153.
- [103] Sandner F, Amann F, Azcona J, et al. Model building and scaled testing of 5MW and 10MW semi-submersible floating wind turbines [C]. EERA DeepWind 2015 Conference, Trondheim, Norway, 2015.
- [104] Sauder T, Bachynski EE. MARINTEK Ocean Energy Review: Experimental Modelling of wind loads on offshore wind turbines in wave tanks. Tech. Rep.3; Norwegian Marine Technology Research Institute, MARINTEK; 2014.
- [105] Schepers J, Snel H, Bussel G V. Dynamic inflow: yawed conditions and partial span pitch control [M]. Netherlands Energy Research Foundation ECN. 1995:100-113.
- [106] Sebastian T, Lackner M A. Characterization of the unsteady aerodynamics of offshore floating wind turbines [C]. Wind Energy. 2013, 16(3): 339-352.
- [107] Sebastian T, Lackner M. Offshore floating wind turbines-an aerodynamic perspective [C]. 49th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. 2011: 720.
- [108] Shen W Z, Mikkelsen R, Sørensen J N, Bak C. Tip loss corrections for wind turbine computations [J]. Wind Energy. 2005, 8(4): 457-475.
- [109] Shen Z, Wan D. Manual of naoeFoam-os-SJTU Solver. No. 2015SR012974. Technical Report, 2015.
- [110] Shur M, Spalart P R, Strelets M, Travin A. Detached-eddy simulation of an airfoil at high angle of attack. In Engineering Turbulence Modelling and Experiments 4, 1999, pp. 669-678.
- [111] Snel H, Schepers J, Nederland S E C. Joint investigation of dynamic inflow effects and implementation of an engineering method [M]. Netherlands Energy Research Foundation ECN. 1995: 10-15.
- [112] Sørensen J N, Shen W Z. Numerical modeling of wind turbine wakes [J]. Journal of fluids engineering, 2002, 124(2): 393-399.
- [113] Sørensen J N. Three-level viscous-inviscid interaction technique for the prediction of separated flow past rotating wing [D]. AFM-83-03, Technical University of Denmark. 1986.
- [114] Statoil. Hywind-the world's leading floating offshore wind solution. 2009. Available from:
<https://www.statoil.com/en/what-we-do/hywind-where-the-wind-takes-us.html>.
- [115] Stewart G, Lackner M, Robertson A, Jonkamn J, Goupee A. Calibration and validation of a FAST floating wind turbine model of the DeepCwind scaled tension-leg platform [C]. Proceedings for the 22th International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece, 2012, June 17-22.
- [116] Stewart G, Muskulus M. A Review and Comparison of Floating Offshore Wind

- Turbine Model Experiments [J]. *Energy Procedia*, 2016, 94: 227-231.
- [117] Suciú E O, Morino L. Nonlinear steady incompressible lifting-surface analysis with wake roll-up [J]. *AIAA Journal*. 1977, 15(1):54-58.
- [118] 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, vol. 92, pp. 244–261.
- [119] Tran T T, Kim D H. The coupled dynamic response computation for a semi-submersible platform of floating offshore wind turbine [J]. *Journal of Wind Energy and Industrial Aerodynamics*, 2015, 147:104–119.
- [120] Tran T, Kim D, Song J. Computational Fluid Dynamic Analysis of a Floating Offshore Wind Turbine Experiencing Platform Pitching Motion [J]. *Energies*, 2014, 7(8), 5011-5026.
- [121] Tran TT, Kim D-H. A CFD study of coupled aerodynamic-hydrodynamic loads on a semisubmersible floating offshore wind turbine [J]. *Wind Energy*, 2018: 21(1), 70-85.
- [122] Travin A, Shur M, Strelets M M, Spalart P R. Physical and numerical upgrades in the detached-eddy simulation of complex turbulent flows. *Advances in LES of complex flows*. Springer, Dordrecht, 2002. 239-254.
- [123] Troldborg N, Sørensen J N, Mikkelsen R. Actuator line simulation of wake of wind turbine operating in turbulent inflow [C]. *Journal of physics: conference series*. IOP Publishing, 2007, 75(1) 01206: 1-16.
- [124] University of Maine. Floating Offshore Wind in Maine. 2017. Available from: <https://composites.umaine.edu/offshorewind/>.
- [125] Utsunomiya T, Sato T, Matsukuma H, Yago K. Experimental validation for motion of a spar-type floating offshore wind turbine using 1/22.5 scale model [C]. *ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. American Society of Mechanical Engineers, 2009: 951-959.
- [126] Vaal J B D, Hansen M O, Moan T. Effect of wind turbine surge motion on rotor thrust and induced velocity [J]. *Wind Energy*, 2014, 17.1: 105-121.
- [127] Wayman E, Sclavounos P. Coupled Dynamic Modeling of Floating Wind Turbine Systems [C]. 2006 Offshore Technology Conference, Texas, USA, May, 2006(a).
- [128] Wayman E. Coupled Dynamics and Economic Analysis of Floating Wind Turbine Systems [D]. Massachusetts, USA: Massachusetts Institute of Technology, 2006(b).
- [129] Whale J, Fisichella C, Selig M. Correcting Inflow Measurements From J3 AWTS Using a Lifting-Surface Code [J]. *Urbana*. 1999, 51: 61.
- [130] Withee J E. Fully Coupled Dynamic Analysis of a Floating Wind Turbine System [D]. Massachusetts, USA: Massachusetts Institute of Technology, 2004.
- [131] Wu C K, Nguyen V. Aerodynamic simulations of offshore floating wind turbine in

- platform-induced pitching motion. *Wind Energy*, 2017, 20(5), 835-858.
- [132] Zaaier M B. Foundation modelling to assess dynamic behaviour of offshore wind turbines [J]. *Applied Ocean Research*, 2006, 28(1): 45-57.
- [133] Zambrano T, Maccready T, Kiceniuk J T, Roddier D G, Cermelli C A. Dynamic modeling of deepwater offshore wind turbine structures in Gulf of Mexico storm conditions[C]. 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, American Society of Mechanical Engineers. 2006, 629-634.
- [134] Zhang M, Deng K, Chen B, Wang S, Gao T, Fang Z, Wang S. Status and development of Chinese wind power industry [J]. *Journal of Mechanical & Electrical Engineering*, 2010, 27(1): 1-3.
- [135] Zhang R, Tang Y, Hu J, Ruan S, Chen C. Dynamic response in frequency and time domains of a floating foundation for offshore wind turbines [J]. *Ocean Engineering*, 2013, 60:115-123.
- [136] Zhao W, Wan D. Numerical Study of Interactions Between Phase II of OC4 Wind Turbine and Its Semi-Submersible Floating Support System [J]. *Journal of Ocean and Wind Energy*, 2015, 2(1): 45-53.
- [137] Zhao Y, Yang J, He Y. Preliminary design of a multi-column TLP foundation for a 5-MW offshore wind turbine [J]. *Energies*, 2012, 5: 3874–3891.
- [138] Zhao Y, Yang J, He Y, Gu M. Coupled dynamic response analysis of a multi-column tension-leg-type floating wind turbine [J]. *China Ocean Engineering*, 2016, 30(4): 505-520.
- [139] Zhou H, Wan D, Numerical Investigations on the Aerodynamic Performance of Wind Turbine: Downwind Versus Upwind Configuration [J]. *Journal of Marine Science and Application*, 2015, 14(1): 61-68.
- [140] 艾勇, 程萍, 万德成. 平台纵摇运动对风机气动性影响的数值分析[C]. 2016 年船舶力学学术会议文集, 武汉. 2016.
- [141] 北极星风力发电网. 2016 年全球海上风电装机容量: 欧洲发展迅猛, 中国排名第三, 2017.
- [142] 程萍, 万德成. 基于重叠网格法分析塔架对于风机气动性能的影响[C]. 全国水动力学研讨会. 2015.
- [143] 董朝阳, 赵俊华, 文福拴, 薛禹胜. 从智能电网到能源互联网: 基本概念与研究框架[J]. *电力系统自动化* 38.15 (2014): 1-11.
- [144] 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 [C]. 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.
- [145] 葛川, 何炎平, 叶宇, 杜鹏飞. 海上风电场的发展, 构成和基础形式[J]. *中国海洋平台*, 2008(6): 31-35.
- [146] 顾钧禧, 章基嘉, 巢纪平. *大气科学词典*[J]. 1994.

- [147] 何江贤. 系泊式新能源平台水动力分析[D]. 哈尔滨工业大学, 2015.
- [148] 黄扬, 程萍, 万德成. 不同叶尖速比浮式风机气动-水动耦合动力计算分析[C]. 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.674-684.
- [149] 李成良. 风机叶片结构分析与优化设计[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2008.
- [150] 李嘉文. 新型海上风机浮式基础设计与风机系统耦合动力分析[D]. 天津: 天津大学, 2014.
- [151] 李鹏飞, 程萍, 万德成. 风与波浪联合作用下浮式风机系统的耦合动力分析[C]. 第二十七届全国水动力学研讨会文集(下册), 2015.
- [152] 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, 2016(a), 31(2):127-134.
- [153] 李鹏飞. 海上浮式风机尾流场模拟及耦合动力分析[M]. 上海: 上海交通大学船舶海洋与建筑工程学院, 2016(b).
- [154] 李溢涵. 海上风机 Spar 型浮式基础的运动特性研究[D]. 天津大学, 2011.
- [155] 林毅峰, 李健英, 沈达, 宋础. 东海大桥海上风电场风机地基基础特性及设计[J]. 上海电力, 2007, 20(2): 153-157.
- [156] 刘琦, 许移庆. 我国海上风电发展的若干问题初探[J]. 上海电力, 2007, 20(2): 144-148.
- [157] 刘远传. 浮式结构物系泊系统数值分析模块 naoeFOAM-ms 开发[D]. 上海交通大学, 2014.
- [158] 刘振亚. 全球能源互联网. 当代电力文化 3 (2015): 102.
- [159] 毛莹, 范菊, 张新曙, 尤云祥. 风浪流中半潜式风机系统动力响应特性研究[J]. 海洋工程, 2017, 35(1): 60-70.
- [160] 曲晓奇, 唐友刚, 李焱, 翟佳伟. 风浪异向时单点系泊浮式风力机运动性能分析[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2018, 39(8): 1328-1336.
- [161] 任年鑫. 海上风力机气动特性及新型浮式系统[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学土木工程学院, 2011.
- [162] 阮胜福, 唐友刚. 海上风电浮式基础动力响应研究[D]. 硕士学位论文. 天津大学, 2010.
- [163] 沈马成, 胡志强, 耿添. 张力腿式浮式风机平台的水动力和空气动力耦合响应分析[J]. 船舶力学, 2017, 21(3): 263-274.
- [164] 唐友刚, 桂龙, 曹菡, 秦尧. 海上风机半潜式基础概念设计与水动力性能分析[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2014, 35(11): 1314-1319.
- [165] 杨家溢. 新型潜式浮式风机基础运动特性研究[D]. 天津大学, 2017.
- [166] 叶小嵘, 张亮, 吴海涛, 赵静. 平台运动对海上浮式风机的气动性能影响研究[J]. 华中科技大学学报: 自然科学版, 2012, 40(3): 123-126.
- [167] 闫发锁, 门骥远, 彭成. 深水 SPAR 风机系统全耦合动力响应分析研究[J]. 船舶力学, 2017, 21(2): 159-167.

- [168] 杨建民, 肖龙飞, 盛振邦. 海洋工程水动力学试验研究[M]. 上海交通大学出版社, 2008.
- [169] 张开华, 陈云巧. 深远海域漂浮式海上风电场基础形式综述[J]. 太阳能, 2018, 6: 005.
- [170] 张亮, 邓慧静. 浮式风机半潜平台稳性数值分析[J]. 应用科技, 2011, 38(10): 13-17.
- [171] 张亮, 白勇. 海上风力发电[M]. 北京: 海洋出版社, 2012: 168-176.
- [172] 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, 29(6): 663-669.
- [173] 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]. 第二十五届全国水动力学研讨会暨第十二届全国水动力学学术会议, 浙江舟山. 2013: 295-301.
- [174] 赵永生, 杨建民, 何炎平, 彭涛, 寇雨丰. 新型多立柱张力腿式浮动风力机概念模型试验研究[J]. SCIENCE CHINA Technological Sciences, 2017, 60(60): 593.
- [175] 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(a), 29(4): 444-453.
- [176] 周胡. 海上风力机气动与水动流场数值模拟[D]. 上海交通大学, 2014(b).
- [177] 周胡, 王强, 万德成. 风机叶片三维绕流场数值模拟[C]. 第十一届全国水动力学学术会议暨第二十四届全国水动力学研讨会并周培源诞辰 110 周年纪念大会文集, 江苏无锡, 2012: 627-636.
- [178] 周胡, 赵文超, 万德成. 非均匀风影响下风力机三维气动粘性流场的数值模拟[J]. 海洋工程, 2015, 33(1): 90-99.
- [179] 周涛, 何炎平, 孟龙, 赵永生. 新型 6MW 单柱浮式风力机耦合运动分析[J]. 浙江大学学报 (工学版), 2018, 52(10): 1864-1873.

致 谢

写到这里，也终于可以给我的博士生涯画上一个句号了。五年的读博经历有苦有甜，这一路走来遇到了很多帮助和激励我前行的人，正是你们的悉心教导和热情鼓励，才让我顺利地走到今天，所以想在这里献给你们最真挚的谢意。

首先要感谢的是我的博士生导师万德成教授。本博士论文的完成离不开万老师的悉心指导。从博士课题的选择、开展到最后的完成，万老师一直给予了最大的帮助，期间遇到的各种问题，万老师总能提供细心的指导，并且提供解决问题的思路和方法。同时，万老师为我们提供了优良的学习、研究以及工作环境，使我们能够全力地投入到博士课题的研究中。万老师不仅在我的博士课题研究中给予指导，而且平时一直激励着我要奋力进取，教会了我在为人处世、与人交往、思考问题等方面很多的人生道理。万老师严谨的学术理念以及认真的工作态度时刻影响着我，同时也激励着我能够砥砺前行！

我还要感谢在上海交通大学一起学习和生活过的朋友们。感谢课题组的赵伟文博士和王建华博士在自己的博士课题开展过程中提供的无私帮助。感谢风机小组成员赵文超、李鹏飞、艾勇、黄扬、段鑫泽、宁旭在科研上的帮助和支持。感谢唐振远博士、孟庆杰博士、曹洪建博士、张雨新博士在学习上的指导和帮助。感谢课题组端木玉师姐、缪爱琴师妹、庄园师妹、罗天师妹、张冠宇师妹、安筱婷师妹、王秋雯师妹、郭浩师妹在学习上以及生活上的帮助和鼓励。感谢同届朱怡博士、张友林博士在学习和科研上的帮助。感谢已毕业的同学孙涛、刘晓义、尹崇宏、吴建威、彭耀、吴慧宇、杨亚强、李海洲、何东亚、付博文、夏可、饶成平等。同时还要感谢现在课题组的刘聪、何佳伟、刘正浩、陈翔、张晨亮、何佳益、文潇、邓迪、陈凯杰、李思明、谢康迪、李政、孙晨光、许璐荣、任振、张晓嵩、赵旻晟、余安正、武磊、王晋楷等。感谢大家在课题组生活和学习各方面的配合和帮助，有了大家的合作、互帮互助，才能取得学习和工作上的成功。感谢课题组的朱政老师在日常事务中的热情帮助。希望目前已经毕业的师兄师姐们工作顺利，事业有成，家庭美满；希望课题组内的师弟师妹们，能够科研顺利，多发论文，完成学业。

同时，我要感谢我的家人一直以来对我付出的一切。感谢父母，感谢你们无私的生养之恩，感谢你们多年的教育之恩，在你们身上我看到了辛勤劳作的意义，看到了面对生活的积极。感谢亲爱的妹妹，看着你从天真无邪到成长叛逆到成熟懂

事，你让我感觉到了责任，但是感受更多的是快乐和幸福。我为生活在这样的家庭而感到荣幸！还要感谢所有关心我的亲朋好友，你们的关心和鞭策是我前进的动力。

最后感谢我的爱人曹军军同学。陪伴是最长情的告白，同学 11 年，你给予我的陪伴、理解、包容、鼓励是我一路走到现在的强大精神依靠。感恩人生中遇到你，感谢你所有的付出。

攻读博士学位期间发表的学术论文

- [1] **Ping Cheng**, Yang huang, Decheng Wan, A Numerical Model for Fully Coupled Aero-hydrodynamic analysis of floating offshore wind turbine. Ocean Engineering. (SCI, 已发表)
- [2] **Ping Cheng**, Decheng Wan, Fully-Coupled Aero-Hydrodynamic Simulation of Floating Offshore Wind Turbines by Different Simulation Methods, the ASME 2018 37th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2018, June 17-22, 2018, Madrid, Spain, OMAE2018-78368. (EI, 已发表)
- [3] **Ping Cheng**, Decheng Wan, Changhong Hu, Numerical Simulations of Flows around Floating Offshore Wind Turbine, the Twenty-eighth (2018) International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE), Sapporo, Japan, June 10-15, 2018, pp.414-421. (EI, 已发表)
- [4] **Ping Cheng**, Decheng Wan, Changhong Hu, Unsteady Aerodynamic Simulations of Floating Offshore Wind Turbines with Overset Grid Technology, Proceedings of the Twenty-sixth (2016) International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE), Rhodes, Greece, June 26-July 1, 2016, pp. 391-398. (EI, 已发表)
- [5] **Ping Cheng**, Decheng Wan, Hydrodynamic Analysis of the Semi-Submersible Floating Wind System for Phase II of OC4, Proceedings of the Twenty-fifth (2015) International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE), Kona, Big Island, Hawaii, USA, June 21-26, 2015, pp.346-353. (EI, 已发表)
- [6] **Ping Cheng**, Yong Ai, Decheng Wan, Unsteady Hydrodynamic Simulation of a Floating Offshore Wind Turbine with Oscillating Pitch Motion, Proceedings of the Second Conference of Global Chinese Scholars on Hydrodynamics, Nov. 11-14, 2016, Wuxi, China, pp. 807-814. (ISTP, 已发表)
- [7] **Ping Cheng**, Decheng Wan, Fully Coupled Aero-Hydrodynamic Simulation of Floating Offshore Wind Turbines with Overset Grid Technology, Lecture Notes in Civil Engineering, Volume 22, K. Murali et al. (eds.), Springer Nature Singapore Pte Ltd. 2019, pp. 647-661.
- [8] **Ping Cheng**, Yong Ai, Decheng Wan, Unsteady Aerodynamic Simulations of Floating Offshore Wind Turbines with Coupled Periodic Surge and Pitch motions, Proceedings of the 12th International Conference on Hydrodynamics (ICH2016), September 18-23, 2016, Egmond aan Zee, The Netherlands.

- [9] **Ping Cheng**, Yong Ai, Decheng Wan, Unsteady Aerodynamic Simulation of Offshore Wind Turbines with Wave-wind Interaction, Proceedings of the 8th International Conference on Computational Methods (ICCM2017), 25-29 July 2017, Guilin, Guangxi, China, pp. 862-874.
- [10] **Ping Cheng**, Decheng Wan, Qing Xiao, Numerical Simulations of Complex Aerodynamic Flows around NREL Offshore 5-MW Baseline Wind Turbine, Proceedings of the 9th International Workshop on Ship and Marine Hydrodynamics (IWSH2015), 26 – 28 August 2015, Glasgow, UK.
- [11] **Ping Cheng**, Xinze Duan, Yang Huang, Decheng Wan, Aerodynamic Analysis of a Large Wind Farm with Actuator Line Model, Proceedings of The 4th Asian and Tidal Energy Conference (AWTEC'2018), Sept. 9-13, 2018, Taipei, Taiwan, China, Paper No. AWTEC2018-406.
- [12] **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, 水动力学研究与进展 A 辑, 2017 年 1 月, 第 32 卷, 第 1 期, pp. 32-39.
- [13] **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, 水动力学研究与进展 A 辑, 2018 年 9 月, 第 33 卷, 第 5 期, pp. 545-551.
- [14] **程萍**, 万德成, 基于重叠网格法分析塔架对于风机气动性能的影响, 第二十七届全国水动力学研讨会暨第五届海峡两岸水动力学研讨会论文集, 2015 年 11 月 6-11 日, 江苏, 南京, pp. 325-330.
- [15] **程萍**, 黄扬, 万德成, 塔影效应对风机气动性能影响分析, 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, 2017 年 8 月 8-13 日, 长春, PP. 762-771.
- [16] 万德成, **程萍**, 黄杨, 艾勇, 海上浮式风机气动力-水动力耦合分析研究进展, 力学季刊, 2017, 第 38 卷, 第 3 期, pp. 385-407.

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，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：程萍

日期：2019 年 4 月 26 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：程萍

日期：2019 年 4 月 26 日

指导教师签名：

日期：2019 年 4 月 26 日