

风波联合作用下单柱式漂浮风力机 气-水动耦合分析

朱海波,黄浩达,缪维跑,李 春

(上海理工大学 能源与动力工程学院,上海 200093)

摘 要:针对传统海洋工程水动力分析软件不能耦合叶片气动载荷、风波载荷以及涡尾迹效应,建立以 OC3-Hywind 单柱式平台为基础的 NREL5MW 海上风力机整机模型,运用计算流体力学软件 STAR-CCM+,结合流体体积函数和动态流体相互作用模型实现气-水动全耦合动力学分析。结果表明:所采用的计算流体力学方法能够有效反映塔影效应对转子气动性能造成的影响,且与单部件计算结果相比,气动与水动响应结果偏差均在合理范围内;在风波联合作用下,涡管上的附着涡不断从涡管表面脱落,并与塔架后方尾涡相互作用,加剧了 FOWTs 流场的复杂性。

关 键 词:漂浮式风力机;单柱式平台;计算流体动力学;气-水动耦合分析;动态响应

中图分类号:TK83 文献标识码:A DOI:10.16146/j.cnki.rndlgc.2024.12.017

[引用本文格式]朱海波,黄浩达,缪维跑,等.风波联合作用下单柱式漂浮风力机气-水动耦合分析[J].热能动力工程,2024,39(12):150-158. ZHU Haibo, HUANG Haoda, MIAO Weipao, et al. Analysis of aero-hydrodynamic coupling of a mono-pile type floating wind turbine under the combined wind and wave[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2024, 39(12):150-158.

Analysis of Aero-hydrodynamic Coupling of a Mono-pile Type Floating Wind Turbine under the Combined Wind and Wave

ZHU Haibo, HUANG Haoda, MIAO Weipao, LI Chun

(School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai, China, Post Code: 200093)

Abstract: Aiming at the traditional ocean engineering hydrodynamic analysis software which cannot couple blade aerodynamic load, wind wave load and vortex wake effect, the NREL 5MW offshore wind turbine model based on the OC3-Hywind mono-pile platform was established, and the computational fluid dynamics (CFD) software STAR-CCM+ was used to combine the fluid volume function with the dynamic fluid interaction model to realize the dynamics analysis of the fully aerodynamic-hydrodynamic coupling. The results show that the adopted CFD method can effectively reflect the influence of tower shadow effect on the aerodynamic performance of the rotor, and the deviations of aerodynamic and hydrodynamic response results are within a reasonable range compared with the results of the single-part calculations; under the combined effect of wind and wave, the attached vortices on the vortex tube are continuously detached from the surface of the vortex tube and interact with the tail vortex at the rear of the tower, which exacerbates the complexity of the flow field of the FOWTs.

收稿日期:2023-09-05; 修订日期:2023-09-18

基金项目:国家自然科学基金项目(51976131, 52006148, 52106262);上海市IV类高峰学科-能源科学与技术-上海非碳基能源转换与利用研究院建设项目

Fund-supported Project: National Natural Science Foundation of China (51976131, 52006148, 52106262); Acknowledges the Non-carbon Energy Conversion and Utilization Institute under the Shanghai Class IV Peak Disciplinary Development Program

作者简介:朱海波(1999-),男,上海理工大学硕士研究生。

通信作者:缪维跑(1990-),男,上海理工大学讲师。

Key words: floating wind turbine, mono-pile platform, computational fluid dynamics (CFD), analysis of aerodynamic-hydrodynamic coupling, dynamic response

引 言

自 21 世纪以来,由于对土地资源的占用和对环境的影响,风力发电逐渐由陆上向海上转移。与陆上风能相比,海上风能风速高、风切变小且风速更均匀稳定^[1]。目前,海上风能利用集中于浅海区域(水深小于 30 m),所使用风力机多采用固定式支撑结构。随浅海区域开发接近饱和,海上风电逐渐向水深 60 m 以上的深海区域发展。由于技术与成本的限制,深海区域宜采用漂浮式海上风力机(Floating Offshore Wind Turbines, FOWTs)^[2-3]。

FOWTs 平台主要结构形式包括:单柱式平台、张力腿式平台和驳船式平台等^[4]。其中,单柱式平台具有重心远低于浮心的特点,使其具有良好的稳定性与水动特性,被广泛运用于深海区域^[5]。然而,在风浪载荷的作用下,单柱式 FOWTs 会产生六自由度运动,严重影响转子的气动性能,且风力机尾迹相互作用影响平台的稳定性。此外,系泊系统还受到波浪、洋流和海底条件的影响,导致其张力不断变化,系统的稳定性也会随之变化。

因此,鉴于多体系统相互作用的复杂性,且在试验中难以实现 Reynolds 相似准则,有必要对单柱式 FOWTs 进行全耦合仿真,以评估系统的安全性和稳定性,并为其设计优化提供框架。

常用的全耦合模拟方法有叶素动量理论、涡尾迹法和计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)方法。与前两者相比,CFD 方法可以直接考虑到 FOWTs 的黏度、辐射效应和波衍射等所有物理效应,并可通过流场可视化获得叶片气动载荷分布和风力机下游尾迹结构的详细信息。因此,诸多学者运用 CFD 方法对 FOWTs 开展研究。Rezaeiha 等人^[6]通过 CFD 方法研究了两个相近分布的 FOWTs 在给定纵荡运动条件下的相互作用,结果表

明,上游 FOWTs 的纵荡运动增强了尾流耗散,有助于下游尾流恢复,从而提高下游 FOWTs 平均功率。Fang 等人^[7]通过 CFD 方法进行改进延迟分离涡模拟,分析了纵荡运动下转子的气动特性及其尾迹分布,研究发现,在纵荡运动下,转子出现轻失速现象,其引起的尾迹变化更加难以恢复。Guo 等人^[8]研究了各频率下纵荡-纵摇耦合运动下的 FOWTs 气动特性,结果表明,当两给定运动在同频率下耦合时,功率和推力响应幅值达到最大,剧烈波动的气动性能易造成叶片疲劳损伤。Qualen 等人^[9]建立了一个考虑风浪载荷的 FOWTs 全耦合系统,计算结果表明,与 NREL 风力机相比,该模型的最大纵荡响应与最小纵荡响应分别降低了 13.8% 与 10.9%。吴京泰^[10]研究漂浮式平台在不同振荡频率与幅值下的纵荡、纵摇、垂荡及艏摇运动对风力机气动性能的影响,研究发现,推力和功率随振荡周期的减小而增大,随振荡幅值的增大而增大。

上述学者多通过 CFD 方法对给定运动条件下 FOWTs 动态响应开展研究,然而国内目前关于 FOWTs 全耦合的相关研究较少。因此,本文建立了 NREL-5 MW 单柱式 FOWTs 全耦合模型,运用 CFD 软件对其进行数值模拟,结合流体体积函数方法及动态流体相互作用模型实现了 FOWTs 在风波耦合条件下的动态响应,研究验证了海上漂浮式风力机系统的安全性和稳定性,并为其设计优化提供参考。

1 风力机模型

1.1 FOWTs 模型

本文以 OC3-Hywind 单柱式平台为基础,采用 NREL-5 MW 风力机,建立了 5 MW FOWTs 整机模型,并对其进行全耦合气-水动模拟。FOWTs 模型如图 1 所示,主要参数见表 1~表 3^[11-12]。

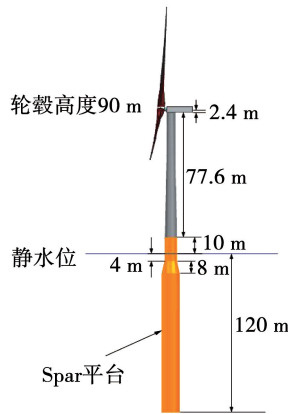


图 1 单柱式 FOWTs 模型

Fig. 1 Mono-pile type FOWTs model

表 1 NREL 5 MW 风力机参数

Tab. 1 Parameters of NREL 5 MW wind turbine

参 数	数 值
额定功率/MW	5
额定风速/ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	11.4
额定转速/ $\text{r}\cdot\text{min}^{-1}$	12.1
风轮质量/kg	1.10×10^5
机舱质量/kg	2.40×10^5
塔架质量/kg	3.48×10^5
风轮直径/m	126
轮毂直径/m	3

表 2 单柱式漂浮式平台参数

Tab. 2 Parameters of mono-pile type floating platform

参 数	数 值
质量/kg	7.466×10^6
重心位置(静水位以下)/m	89.915 5
横摇惯量/ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$	4.229×10^9
纵摇惯量/ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$	4.229×10^9
艏摇惯量/ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$	1.642×10^8
系泊数量	3
相邻系泊直线角度/ $(^\circ)$	120
导缆孔深度、锚深度/m	70,320
导缆孔至平台中心线距离/m	5.2
锚至平台中心线距离/m	853.87
未张紧缆索长度/m	902.2
系泊密度/ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}$	77.706 6
系泊拉伸刚度/ $\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$	3.842×10^8

表 3 全耦合系统参数

Tab. 3 Parameters of fully coupled system

参 数	数 值
质量/kg	8.066×10^6
重心位置(静水位以下)/m	78.04
横摇惯量/ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$	2.0×10^{10}
纵摇惯量/ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$	2.0×10^{10}
艏摇惯量/ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$	1.642×10^8

1.2 气-水动数值仿真

尖速比可直观反映叶片转速,其定义为叶尖线速度与轮毂高度处风速之比^[13]:

$$\lambda = \omega \cdot R / V_{\text{hub}} \tag{1}$$

式中: ω —转子角速度, rad/s ; R —转子半径, m ; V_{hub} —轮毂高度处来流速度, m/s 。

推力 T 是转子平面合力的水平分量,功率 P 是角速度与扭矩的乘积。两者均可反映 FOWTs 气动性能,其具体定义为^[14]:

$$T = L \cdot \cos\alpha + D \cdot \sin\alpha \tag{2}$$

$$P = M \cdot \omega \tag{3}$$

式中: L —转子升力, N ; D —转子阻力, N ; α —相对速度与转子迎风面夹角, $(^\circ)$; M —转子扭矩, $\text{N}\cdot\text{m}$ 。

幅值响应算子 (Response Amplitude Operator, RAO) 是描述波浪作用下平台结构响应特性的参数,可表示为^[15]:

$$\text{RAO} = A_i / H_w \tag{4}$$

式中: A_i —在指定自由度上的响应幅值, m ; H_w —规则波幅值, m 。

海上结构设备的阻尼比 δ 常用对数减量法测量,其定义为:

$$\delta = (1/n) \cdot \ln(A_n / A_{n+1}) \tag{5}$$

式中: A_n —衰减曲线的第 n 个响应幅值。

2 数值模型

2.1 计算域设置

FOWTs 全耦合计算域模型如图 2 所示。计算域模型尺寸为 $1\,200\,\text{m}(X) \times 400\,\text{m}(Y) \times 593\,\text{m}(Z)$,静水位以下水深为 $320\,\text{m}$,以上高度为 $273\,\text{m}$ 。计算域上游表面、上表面与下表面均为速度进口,两侧表面均为对称平面,下游表面为压力出口。速度进口风速取额定风速 $11.4\,\text{m/s}$,此时对应的转子转

速为 12.1 r/min,旋转一周时间约为 4.96 s;波高取 6 m,周期 T_w 为 10 s。压力出口处增设波阻尼模型,防止远场波反射影响 FOWTs。波阻尼设置于距出口一个波长($\lambda_w = 158$ m)的位置。水与空气的密度分别取 1 025 和 1.225 kg/m³。与 1 阶波相比,5 阶波具有更高的计算精度和更准确的海浪预报效果,能够更好地满足解决复杂海洋工程和海洋环境问题的需要。因此,本文采用 5 阶波模型进行模拟。SST $k-\omega$ 湍流模型有效结合了 $k-\omega$ 模型近壁区考虑复杂流动的优点与 $k-\varepsilon$ 模型自由剪切区稳定流动的优点,在风力机气动性能模拟方面具有较好效果,故湍流模型选用 SST $k-\omega$ 进行计算^[16]。

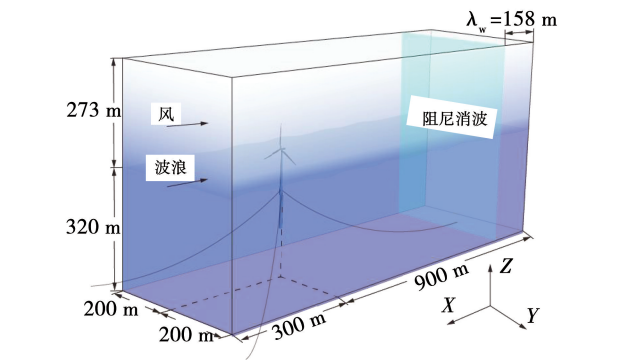


图 2 FOWTs 计算域边界条件及尺寸
Fig.2 Boundary condition and size of FOWTs computational domain

2.2 网格划分

采用切割体网格技术为计算域生成高精度复杂曲面网格,网格划分如图 3 所示。图 3(a)为计算域三维网格分布,图 3(b)为 $Y = 0$ 处网格的二维截面,清晰展现出计算域的网格分布和动态网格技术。计算域分为外流域和旋转域,在流场域与重叠区域之间进行体积控制起到过渡网格的作用,同时对尾迹进行精细化处理以准确捕获流动特性。为精确模拟波浪,需对波面细化处理,即要求波高方向网格不少于 20 层,波进方向网格一个波长内不少于 80 层^[17]。采用叠置网格技术实现平台的六自由度运动,采用滑移网格技术实现叶片转子的叠加运动。为准确捕捉边界层附近的流场特征,在壁面附近生成 16 层棱柱网格,其中第 1 层的厚度为 8×10^{-4} m。基于上述设置,最终计算域网格总数约为 1 050 万。

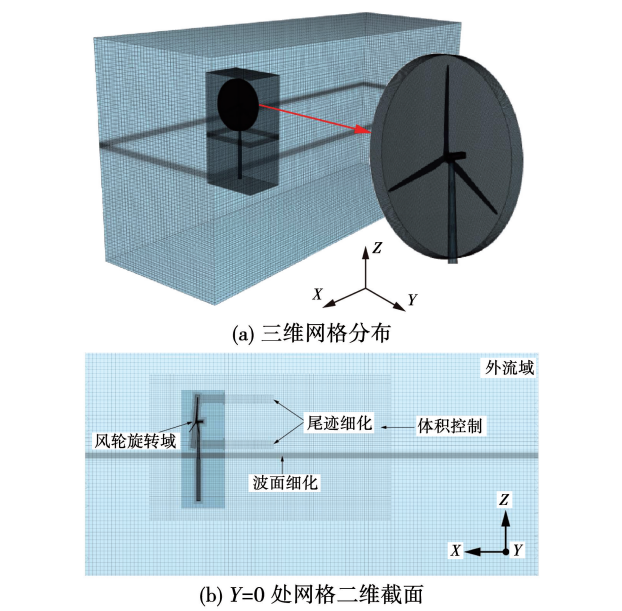


图 3 FOWTs 网格划分
Fig.3 Mesh divisions of FOWTs

3 结果与分析

3.1 气动性能验证

网格数量影响气动性能数值模拟的准确性,合理的网格数量可在满足精度的前提下提高计算效率。因此,对流体网格开展无关性验证。网格数量选取 430 万,650 万和 850 万 3 种情况,计算时间为 100 s,结果如表 4 所示。功率最小偏差为 -1.02%,在可接受的范围内,本文气动性能模拟采用 650 万网格。

表 4 气动性能的网格无关性验证		
Tab.4 Mesh independence verification of aerodynamic performance		
网格数量/万	功率/kW	误差/%
430	5 348	-1.02
650	5 443	0.74
850	5 403	0

在额定风速下验证风力机转子气动性能可靠性,对比 CFD 方法计算所得转子气动性能与文献[18]FAST_BEM 计算的结果,如图 4 所示。由图可知,在低风速时,本文采用的 CFD 方法计算所得推力和功率与 FAST_BEM 结果存在一定偏差。然而,随着风速的增大,两种方法的计算结果基本一致,证明本文求解气动载荷的 CFD 方法具有较高精度。

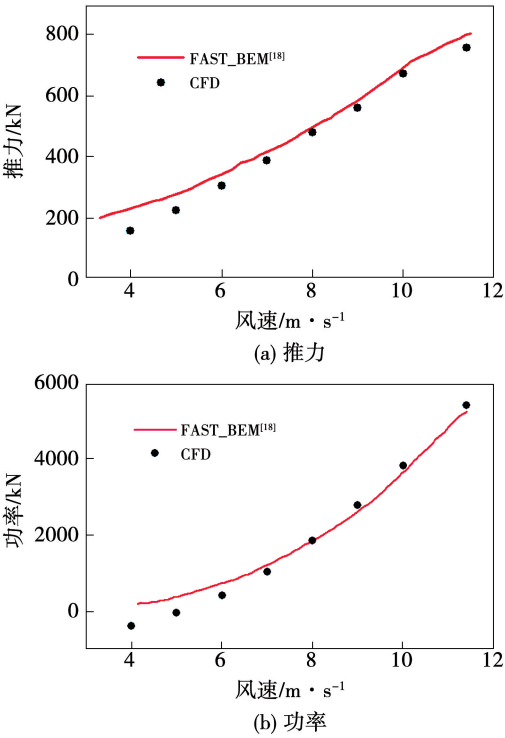


图 4 不同计算方法下气动性能比较

Fig.4 Comparison of aerodynamic performance under different calculation methods

3.2 自由衰减验证

在规则波浪条件下,对单柱式平台水动性能进行网格无关性验证。网格数量分别选取为 130 万、230 万和 330 万,比较最后 3 个响应周期的纵摇幅值。计算结果如表 5 所示。可以看到,最大偏差为 2.21%,表明纵摇响应结果具有网格无关性。因此,本文水动性能模拟网格数为 230 万。

表 5 水动性能的网格无关性验证

Tab.5 Mesh independence verification of hydrodynamic performance

网格数量	纵摇幅值/(°)	误差/%
130 万	1.39	2.21
230 万	1.37	0.74
330 万	1.36	0

自由衰减常用于系统的固有周期与水动特性的分析验证。由于转子处于静止状态,故仅对平台进行静水条件下的自由衰减计算。图 5 为 CFD 方法计算所得纵荡与纵摇两个自由度下的衰减测试结果,并与文献[19]中所提到的 3 种其他计算方法

进行对比,本文 CFD 方法计算所得的纵荡响应变化趋势与 FAST 一致性较好,而与 ADAMS 方法 (Automatic Dynamic Analysis of Mechanical Systems) 和 HAWC2 (Horizontal Axis Wind turbine simulation Code 2nd generation) 的计算结果存在差异;纵摇响应变化与 ADAMS 具有良好的一致性,与 HAWC2 和 FAST 的差异随着时间逐渐增大。由于 CFD 方法考虑了流体的粘性效应,故所得结果存在差异,但均在合理范围内。

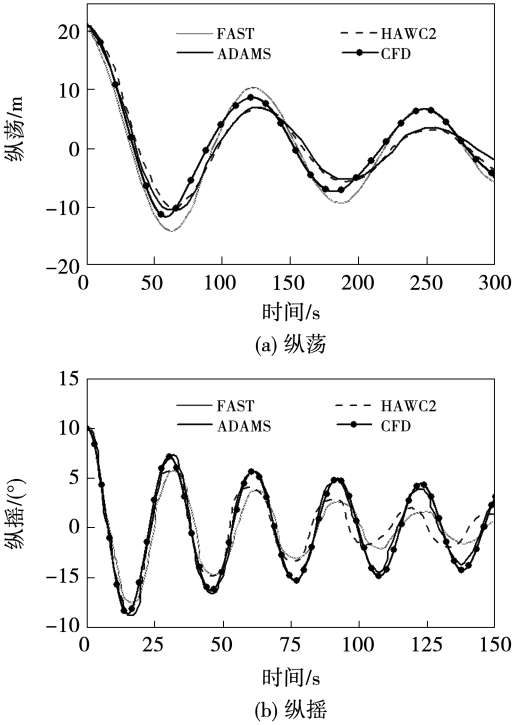


图 5 平台自由衰减验证

Fig.5 Free decay verifications of platform

表 6 为三自由度响应的自由衰减周期。计算结果与其他计算方法相近,表明目前 CFD 方法具备可靠性。

表 6 CFD 方法与文献[19]中的其他计算方法的自由衰减周期比较(s)

Tab.6 Comparison of free decay periods between CFD method and other calculation methods (s)

自由度	FAST	HAWC2	ADAMS	CFD
纵荡	123.8	130.0	124.0	122.2
纵摇	31.6	31.3	31.7	30.3
垂荡	31.0	34.4	31.3	31.3

3.3 RAO 验证

在规则波作用下,通过 RAO 响应对 FOWTs 水动特性进行验证,计算结果如图 6 所示。由图 6(a)可知,本文 CFD 方法计算所得垂荡和纵摇 RAO 与 3Dfloat^[19] 和 HAWC2^[19] 方法结果相近。由于不同求解方法的系泊模型存在差异,导致纵荡运动 RAO 结果差别较大。系泊动态响应主要受纵荡运动影响,因此,结合纵荡运动 RAO,系泊 1 的动态响应幅值相对较小,本文 CFD 方法计算结果与 Sesam、HAWC2 和 SIMO(Simulation of Marine Operations)方法的计算结果相近,如图 6(b)所示。总体而言,本文计算结果波动均在合理的范围内。

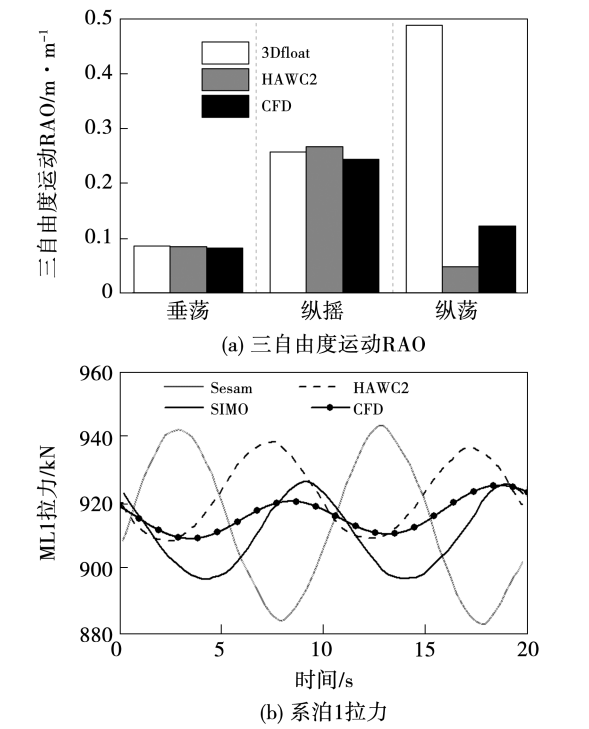


图 6 规则波作用下平台 RAO 与系泊 1 响应^[19]
Fig.6 Motion RAO and ML1 responses of platform under regular wave condition^[19]

3.4 气-水动全耦合分析

图 7 为 FOWTs 气动功率与转子推力计算结果,右上方为计算 500 ~ 520 s 稳定状态下幅值波动的局部放大图。由图 7 可知,FOWTs 的推力与功率约在计算 300 s 后达到稳定状态。图 7(a)中,平均功率与功率响应幅值分别为 4 570. 10 和 2 907. 67 kW;图 7(b)中,平均推力与推力响应幅值分别为

687. 75 和 195. 57 kN,其标准差为 64. 98%。由局部放大图可知,叶片在一个旋转周期内会产生 3 次明显波动,这是由于当风力机处于额定工况时,叶片易受到塔架、机舱及轮毂等部件的干扰,导致塔影效应影响显著,因此,本文所得气动性能响应曲线有较大波动。

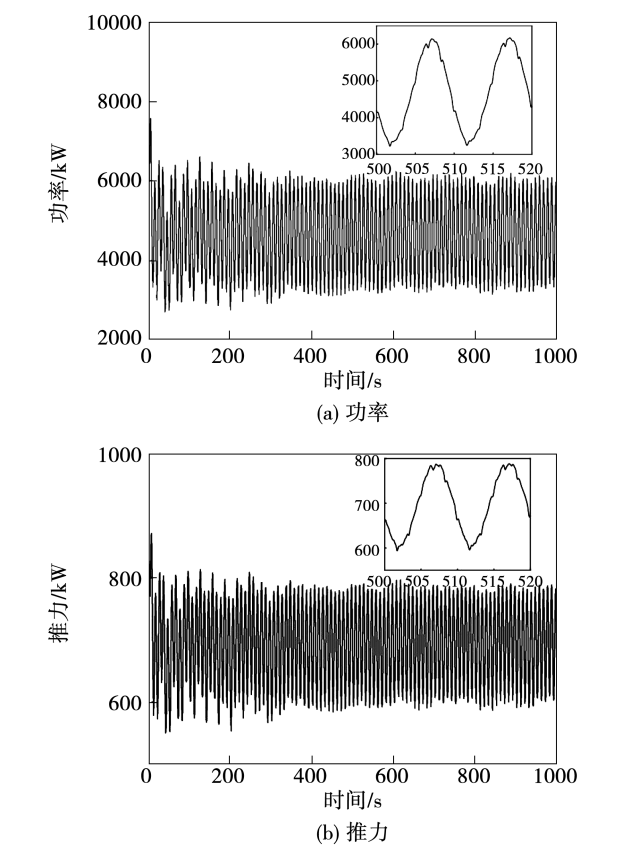


图 7 全耦合 FOWTs 气动响应
Fig.7 Aerodynamic responses of the fully coupled FOWTs

由于本文全耦合 FOWTs 受塔影效应的影响较明显,为进一步探究其影响,图 8 给出 5 阶波单周期 ($T=10$ s)内 $Y=0$ 处截面涡量分布,图中以 $0.125T$ 为间隔对涡量分布进行描述。由图 8 可知,塔架机舱后方尾流相互干扰,加剧了流场的复杂性。曲线剧烈波动的原因是 CFD 方法考虑了非定常粘性流动分离、漩涡脱落、自由尾流等流场效应。此外,转子、机舱、塔架、轮毂、平台之间的多重干扰效应也不可忽略。由此可见,CFD 方法较传统的数值分析程序更精确。

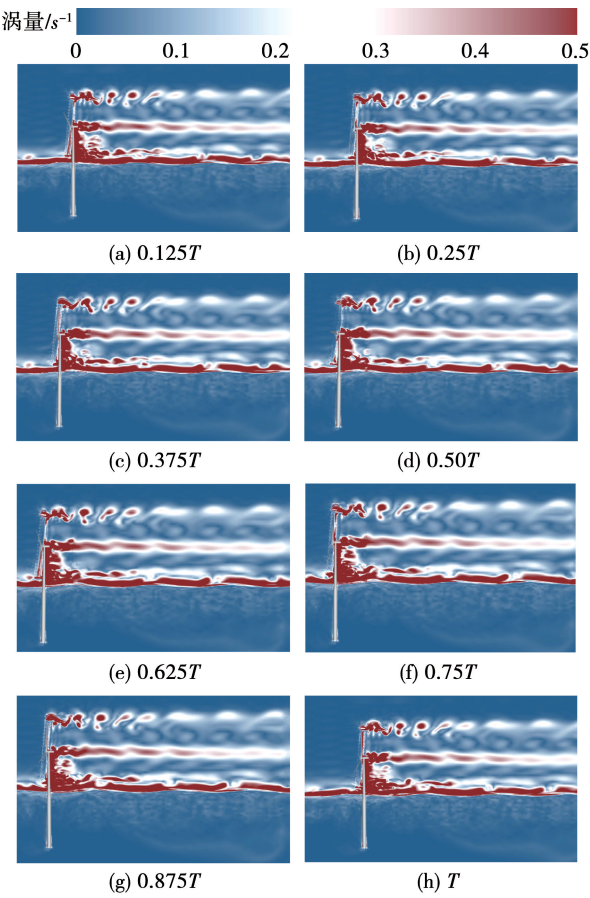


图 8 单周期内 $Y=0$ 截面涡量分布

Fig. 8 Distributions of vorticity on $Y=0$ section in a single cycle

图 9 为全耦合 FOWTs 在风浪载荷作用下的水动响应。由 9(a)可知,在 $0 \sim 1\,200\text{ s}$ 内,垂荡曲线自初始位置远离静水位,FOWTs 的响应周期以自然周期为主,其波动周期约为 31 s ;在 $1\,200 \sim 2\,000\text{ s}$ 内,由于接近平衡位置,FOWTs 响应周期以波浪周期为主,垂荡曲线以 10 s 为周期波动。稳定后任意 5 个周期的平均响应幅值约为 0.754 m 。与垂荡响应相比,纵摇响应的稳定位置向风浪推进方向偏移,更快达到稳定,约为 400 s ,纵摇响应曲线见图 9(b)所示。在风浪载荷的影响下,纵摇响应曲线平衡位置的波动周期为 10 s ,平均响应幅值约为 1.128° 。在图 9(c)中,纵荡响应曲线受风浪载荷的影响,在约 800 s 时达到稳定,稳定后的纵荡响应幅值为 1.568 m ,较初始位置偏移约 1.201 m 。由上述 3 个最具特征自由度的波动趋势可知,垂荡与纵摇响应的波动较平稳,而纵荡响应存在漂移现象。图 9(d)~9(f)为受风浪载荷影响较小的 3 个自由度(横荡、横摇及艏摇)响应曲线。横荡、横摇及艏摇的平均响应偏差分别为 0.034 m 、 -0.002° 和 0.001° 。

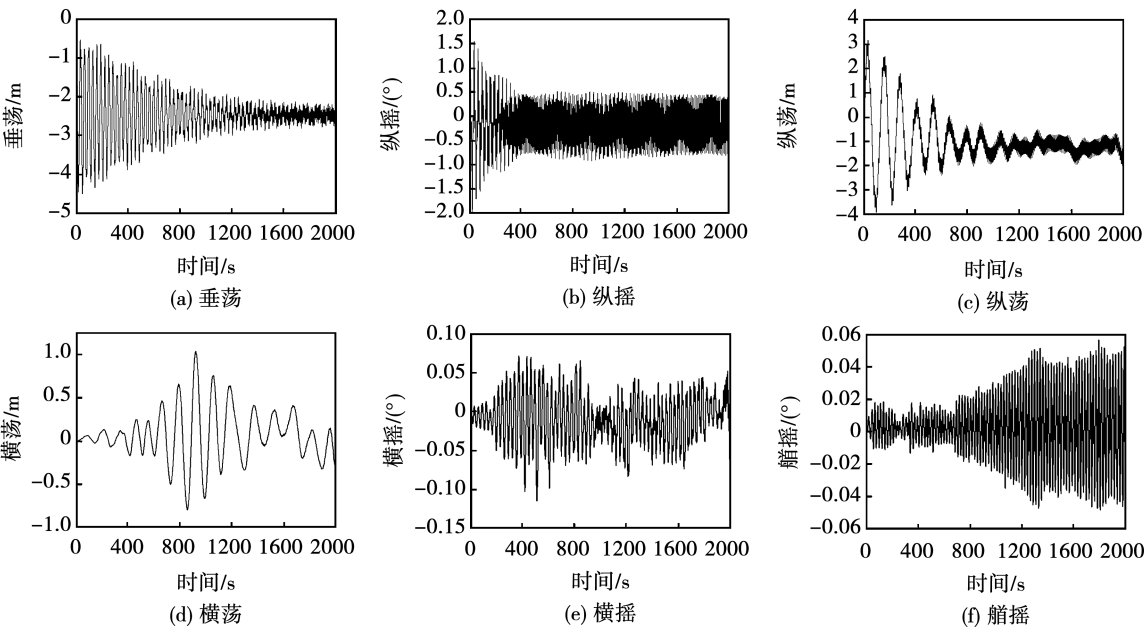


图 9 全耦合 FOWTs 六自由度水动响应

Fig. 9 6 DOF hydrodynamic responses of the fully coupled FOWTs

图 10 为系泊张力响应曲线。由于系泊 2 和系泊 3 在 $Y=0$ 截面上分布位置对称,且横荡响应影响较小,两者张力响应曲线趋势基本相同,故仅给出系泊 2 的动态响应。由于系泊 1 的响应主要受纵荡响应影响,其响应曲线波动趋势与图 9(c) 几乎一致。此外,对比图 10(a) 与图 10(b) 可知,系泊 1 与系泊 2 张力响应曲线变化趋势相反。稳定后 3 个波浪周期内的系泊 1 与系泊 2 的平均张力响应幅值分别为 11.07 和 5.29 kN。

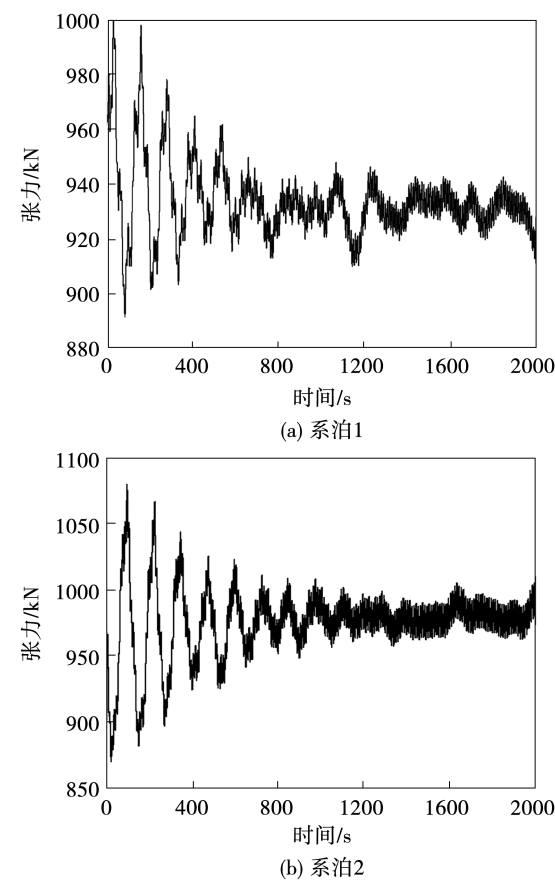


图 10 系泊张力动态响应

Fig. 10 Dynamic responses of mooring tension

图 11 为波表面高程及 FOWTs 叶尖旋转产生的涡管,左下角为轮毂处放大图。该图同样以 $0.125T$ ($T=10\text{ s}$) 为间隔。由图 11 可知,在风波联合作用下,涡管上的附着涡不断从涡管表面脱落,并与塔架后方尾涡相互作用,加剧了流场的复杂性。在工程实践中,三维流动可视化有助于更好地理解 FOWTs 尾流的流动特性和行为,从而优化流体设备和系统的设计,提高其性能和效率。此外,流场可视化可以预测 FOWTs 的流动行为,包括流体的变化趋势和流

动的稳定性,从而为实际工程应用提供依据。

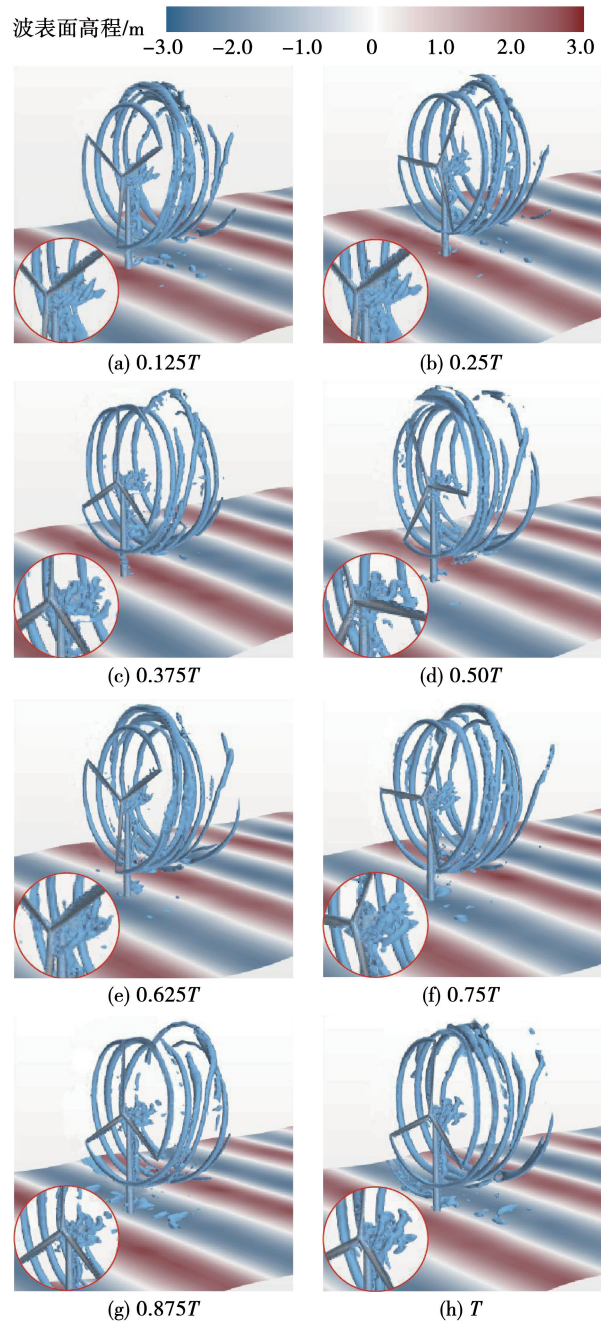


图 11 波表面高程及涡管可视化

Fig. 11 Visualizations of wave surface elevation and vortex tube

4 结 论

本文以 OC3-Hywind 单柱式平台为基础,建立 NREL 5 MW 单柱式 FOWTs 全耦合模型,结合流体体积函数方法与动态流体相互作用模型对其进行数值模拟。结论如下:

(1) 通过对气动性能、自由衰减及 RAO 响应的研究,证明了本文所提耦合方法的合理性与准确性。

(2) 由全耦合分析结果可知,本文 CFD 方法能有效捕获塔影效应对转子气动性能造成的影响,且气动与水动响应结果与单部件计算结果相比较误差均在合理范围内,表明当前 CFD 方法具备较高的可靠性。

(3) 流场可视化结果表明,在风波联合作用下,涡管上的附着涡不断从涡管表面脱落,并与塔架后方尾涡相互作用,加剧了 FOWTs 流场的复杂性。

参考文献:

[1] 周红杰,李 春,丁勤卫,等.单桩柱式海上风力机与船舶碰撞的动力响应特性分析[J].热能动力工程,2018,33(1):112-119.

ZHOU Hongjie,LI Chun,DING Qinwei,et al. Analysis of the dynamic response characteristics of a mono-pile type offshore wind turbine colliding with a ship[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power,2018,33(1):112-119.

[2] CHUANG T C,YANG W H,YANG R Y. Experimental and numerical study of a barge-type FOWTs platform under wind and wave load[J]. Ocean Engineering,2021,230:109015.

[3] 王 博,丁勤卫,李 春,等.漂浮式风力机 Spar 平台抑制摇荡运动研究[J].热能动力工程,2020,35(8):111-119.

WANG Bo,DING Qinwei,LI Chun,et al. Research on suppressing swinging motion of Spar platform floating wind turbine[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power,2020,35(8):111-119.

[4] 李 春,叶 舟,高 伟,等.现代大型风力机设计原理[M].上海:上海科学技术出版社,2013.

LI Chun,YE Zhou,GAO Wei,et al. Modern large-scale wind turbine design principle [M]. Shanghai: Shanghai Scientific and Technical Publishers,2013.

[5] 葛 沛.海上浮式风力机平台选型与结构设计[D].哈尔滨:哈尔滨工程大学,2012.

GE Pei. Study on the structural design and selection of floating foundation of offshore wind turbine[D]. Harbin:Harbin Engineering University,2012.

[6] REZAEIHA A,MICALLEF D. Wake interactions of two tandem floating offshore wind turbines: CFD analysis using actuator disc model[J]. Renewable Energy,2021,179:859-876.

[7] FANG Y,LI G,HAN Z L,et al. Effect of surge motion on rotor aerodynamics and wake characteristics of a floating horizontal-axis

wind turbine[J]. Energy,2021,218:119519.

[8] GUO Y,WANG X D,MEI Y H,et al. Effect of coupled platform pitch-surge motions on the aerodynamic characters of a horizontal floating offshore wind turbine[J]. Renewable Energy,2022,196:278-297.

[9] 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.

[10] 吴京泰.10 MW 浮式风机气动性能的 CFD 流固耦合模拟研究[D].哈尔滨:哈尔滨工业大学,2021.

WU Jingtai. CFD simulation with fluid-structure interaction for aerodynamic performace of a 10 MW floating off-shore wind turbine[D]. Harbin:Harbin Institute of Technology,2021.

[11] JONKMAN J. Definition of the floating system for phase IV of OC3[R]. NREL/TP-500-47535, America: NREL,2010.

[12] JONKMAN J,BUTTERFIELD S,MUSIAL W,et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development [R]. NREL/TP-500-38060, America: NREL,2009.

[13] MAIO W P,LIU Q S,XU Z F,et al. A comprehensive analysis of blade tip for vertical axis wind turbine: Aerodynamics and the tip loss effect [J]. Energy Conversion and Management, 2022, 253:115140.

[14] ISHIARA T,QIAN G W. A new Gaussian-based analytical wake model for wind turbines considering ambient turbulence intensities and thrust coefficient effects[J]. Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics,2018,177:275-292.

[15] CHOINIERE M,DAVIS J,NGUYEN N,et al. Hydrodynamics and load shedding behavior of a variable-geometry oscillating surge wave energy converter (OSWEC)[J]. Renewable Energy,2022,194:875-884.

[16] DAROCZY L,JANIGA G,PETRASCH K,et al. Comparative analysis of turbulence models for the aerodynamic simulation of H-Darrieus rotors[J]. Energy,2015,90(1):680-690.

[17] HUANG H D,LIU Q S,YUE M N,et al. Fully coupled aero-hydrodynamic analysis of a biomimetic fractal semi-submersible floating offshore wind turbine under wind-wave excitation conditions[J]. Renewable Energy,2023,203:280-300.

[18] CHENG P,HUANG Y,WAN D C. A numerical model for fully coupled aero-hydrodynamic analysis of floating offshore wind turbine[J]. Ocean Engineering,2019,173:183-196.

[19] JONKMAN J,MUSIAL W. Offshore code comparison collaboration (OC3) for IEA task 23 offshore wind technology and deployment [R]. NREL/TP-5000-48191, America: NREL,2010.

(姜雪梅 编辑)