

文章编号: 1007-7294(2025)03-0420-16

偏心型半潜式风机运动响应对比研究

修衍彬^{1,2,3}, 栾富豪^{1,2,3,4}, 涂智圣^{1,2}, 张才亮^{1,2,3}, 刘寒秋^{1,2}, 朱嵘华^{1,2,3}

(1. 浙江大学海洋学院, 浙江舟山 316021; 2. 阳江海上风电实验室, 广东阳江 529500; 3. 浙江大学海南研究院, 海南三亚 572024; 4. 三峡国际能源投资集团有限公司, 北京 101199)

摘要: 本文考虑实际环境中风能方向集中的特性, 提出一种偏心型半潜式基础, 采用 AQWA-Fast 软件建立风机全耦合分析模型, 对比分析对称型风机和偏心型风机在不同风浪入射角下的运动响应特性。结果表明: 波浪入射角变化几乎不影响漂浮式风机平均运动响应值和平均发电功率; 当风浪入射角相同时, 偏心型平台横荡、横摇和艏摇自由度运动性能更优, 并在一定程度上降低了系泊张力; 当波浪入射角不断变化时, 偏心型设计将改善横荡、横摇、纵摇和艏摇运动性能; 此外, 偏心型风机综合发电性能更好。

关键词: 偏心设计; 半潜式基础; 风浪异向; 运动响应

中图分类号: P751 TK83 **文献标识码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1007-7294.2025.03.008

Comparative study on motion response of eccentric semi-submersible offshore wind turbine

XIU Yan-bin^{1,2,3}, LUAN Fu-hao^{1,2,3,4}, TU Zhi-sheng^{1,2}, ZHANG Cai-liang^{1,2,3},
LIU Han-qiu^{1,2}, ZHU Rong-hua^{1,2,3}

(1. Ocean College, Zhejiang University, Zhoushan 316021, China; 2. Yangjiang Offshore Wind Energy Laboratory, Yangjiang 529500, China; 3. Hainan Institute of Zhejiang University, Sanya 572024, China; 4. China Three Gorges International Corporation, Beijing 101199, China)

Abstract: An eccentric semi-submersible foundation was proposed considering the characteristic of wind energy direction concentration in actual environment. AQWA-Fast software was used to establish the floating wind coupling analysis model, and the kinematic response characteristics of symmetric and eccentric wind turbine were compared and analyzed under different incident angles of wind waves. The results show that the variation of wave incidence angle hardly affects the average motion response value and average power generation of the floating wind turbine. When the incident angles of wind and wave are the same, the eccentric platform has better motion performance in terms of sway, roll, and yaw degrees of freedom, and to some extent the mooring tension is reduced. When the wave incidence angle constantly changes, the eccentric design will improve the motion performance in terms of sway, roll, pitch, and yaw degrees of freedom. In addition, the eccentric floating wind turbine has better comprehensive power generation performance.

Key words: eccentric design; semi-submersible foundation; wind-wave misalignment; motion response

收稿日期: 2024-09-22

基金项目: 广东省科技计划项目资助(2021B0707030001); 广东省科技专项资金和阳江市科技专项资金项目(SDZX2021005); 海南省科技计划三亚崖州湾科技城联合项目(2021JLH0098)

作者简介: 修衍彬(2000-), 男, 硕士; 朱嵘华(1977-), 男, 博士, 教授, 通讯作者, E-mail: zhu.richard@zju.edu.cn。

0 引言

能源在人类社会的发展过程中,扮演着极为重要的角色,但过于依赖传统化石能源,也产生了诸如能源危机、环境污染等严重问题。为缓解能源危机、降低污染,世界各国均致力于开发绿色可再生能源,以期重塑能源结构体系^[1]。风能因其具有储量丰富和易于开发等优点,受到了广泛的关注^[2]。较之陆上风电,海上风电因储量更加丰富、土地占据率更少等优点而具备更广阔应用前景。随着近海风场开发趋于饱和,海上风场“离岸化”的趋势愈加鲜明,为了降本增效,对漂浮式风机技术的研究和应用将必然成为趋势^[3]。依据静稳性原理,漂浮式风机基础可大致划分为半潜式(Semi)、张力腿式(TLP)和单立柱式(Spar)^[4],其中半潜式因具有运动性能良好、适用水深范围广、便于安装等优点,逐渐成为主要的研究对象。

迄今,众多学者对半潜式风机进行了大量研究。Jonkman等^[5]系统性地总结了计算浮式风机运动响应的各种耦合算法,并对全耦合模拟计算方法进行了改进;美国可再生能源实验室(NREL)设计出OC4基础平台,采用浮筒结构和桁架结合的形式,目前已完成了数值计算和水池实验^[6];刘利琴等^[8]概念性地提出了一种半潜-Spar混合型基础,结构由浮筒、主动压载舱、桁架结构和底部垂荡板组成;唐友刚等^[9]将OC4基础锚固方式改为单点锚固,并对不同风浪入射角下风机的运动响应进行了分析,结果表明,单点锚固系泊一定程度上可实现自动对风功能;张立等^[10]分别考虑了风、浪作用和风浪耦合作用的情况,并分析了风载荷和波浪载荷对浮式基础运动响应的影响,结果表明风载荷主要影响浮式风机平均响应位置,而波浪载荷导致风机运动幅值增大;Sergiienko等^[11]总结了现有的5~15 MW的半潜式基础海上风机,并对现有结构尺寸设计的规律进行了分析。

为提高浮式风机运动合理性,业界提出了众多新型半潜式基础,且多数采用对称结构。而在实际情况中,多数区域存在风能方向集中的特性,为合理提高环境适应性,本文以NREL-5MW风机为研究对象,对半潜式基础进行偏心设计,利用基础结构及风机机组偏心以抵消风机运行所受的风倾力矩,旨在提高风机的运动性能。同时设计对称型基础以便进行对比,采用AQWA-Fast软件建立风机耦合模型,对风浪同向和风浪异向条件下两风机的运动特性进行对比分析。

1 理论基础

1.1 风载荷

浮式风机运行时其风机叶轮会受到复杂的空气动力影响,不能仅依靠传统海洋结构物的经验公式,需要考虑湍流风的影响。

目前国际电工协会(IEC)建议采用Kaimal谱^[12]设计风电机组湍流风工况,可表示为

$$S(f) = \frac{4\sigma_w^2 L/V}{(1+6fL/V)^{5/3}} \quad (1)$$

式中, $S(f)$ 为功率谱密度, f 为频率, σ_w 为标准差, L 为湍流积分尺度, V 为轮毂中心处风速。

风机叶片气动载荷的求解方法包括叶素动量理论、广义动态入流尾迹理论和CFD数值模拟方法。叶素动量理论因具有计算快速、直观简洁的特点,在风机气动载荷求解中应用最为广泛^[13]。本文采用叶素动量理论建立浮式风机空气动力学模型,进行气动载荷的求解。

叶素动量理论的基本思想是将风机叶片分为 N 段无限薄的“叶素”,假定各个叶素之间相互独立,图1为叶素及叶素速度三角形示意图^[14]。图中,叶素相对气流速度 V_i 是叶素轴向诱导速度 $(1-a)U_0$ 和相对叶素的切向速度 $\Omega r(1+b)$ 的合速度, φ 为气流入流角度, α_0 为叶片翼型攻角, β_0 为叶片翼型桨距角。

此时叶片所受升力方向与气流方向垂直,而阻力方向与气流方向平行,作用在叶素上的气动升力 dF_l 和气动阻力 dF_d 为

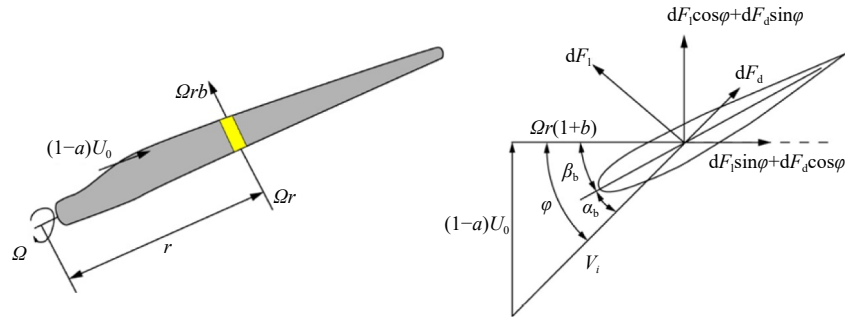


图 1 叶素示意图及叶素速度三角形

Fig.1 Blade element diagram and velocity triangle

$$dF_l = 0.5C_l\rho_a V_i^2 cdr \quad (2)$$

$$dF_d = 0.5C_d\rho_a V_i^2 cdr \quad (3)$$

式中, ρ_a 为空气密度, c 为叶素翼型弦长, C_l 为翼型升力系数, C_d 为翼型阻力系数。

将叶片所受升力和阻力进行分解可得到轴向气动载荷 F_x 和切向气动载荷 F_y , 当作用在展开长度为 dr 的叶素上时, dF_x 和 dF_y 分别为

$$dF_x = 0.5C_x\rho_a V_i^2 cdr = dF_l \sin \varphi - dF_d \cos \varphi \quad (4)$$

$$dF_y = 0.5C_y\rho_a V_i^2 cdr = dF_l \cos \varphi + dF_d \sin \varphi \quad (5)$$

叶素所受到的轴向推力 dT 和转矩 dM 可分别表示为

$$dT = \frac{1}{2}\rho_a V_i^2 Nc (C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi) dr \quad (6)$$

$$dM = \frac{1}{2}\rho_a V_i^2 Nc (C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi) r dr \quad (7)$$

将每个叶素的 dT 、 dM 沿叶片进行积分可求得整个叶片的气动载荷, 其计算结果通常可以采用 Prandtl 叶尖损失因子修正以及 Glauert 法对轴向诱导因子进行修正。

风机塔筒结构采用风压载荷进行计算, 计算公式为

$$F_w = \frac{1}{2}\rho_a C_s C_h S V^2 \quad (8)$$

式中, C_s 为结构形状系数, C_h 为高度系数, S 为构件迎风面积, V 为风相对于构件的速度。

1.2 波浪载荷

海洋工程中一般采用波浪谱描述不规则海况。本文选择 JONSWAP 谱, JONSWAP 谱的表达式为

$$S(\omega) = \frac{\alpha g^2}{\omega^5} \exp\left[-1.25\left(\frac{\omega_m}{\omega}\right)^4\right] \gamma^{\exp\left[-\frac{(\omega-\omega_m)^2}{2\sigma^2\omega_m^2}\right]} \quad (9)$$

式中, α 为能量尺度参数, ω_m 为谱峰频率, γ 为谱峰因子。

求解浮体所受波浪载荷的方法主要有三维势流理论和 Morison 方程。对于结构特征长度大于 0.2 倍波长的大尺度构件, 其结构会显著影响入射流场, 通常采用三维势流理论计算^[15]。漂浮式基础平台属大尺度构件, 故采用三维势流理论求解。势流理论通常假设流体为不可压缩、无旋以及无黏性, 设 S_B 为结构湿表面。

在流场中任意一点处, 结构的速度势函数可分为三部分:

$$\phi(x, y, z, t) = \phi_i + \phi_r + \phi_d \quad (10)$$

式中, ϕ 为速度势, ϕ_i 为波浪入射势, ϕ_r 为波浪辐射势, ϕ_d 为波浪绕射势。

需要满足以下边界条件:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} = 0 \quad (11)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = 0, \quad z = -h \tag{12}$$

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} + g \frac{\partial \phi}{\partial z} = 0, \quad z = 0 \tag{13}$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \vec{u} \times \vec{n} \tag{14}$$

$$\lim_{r \rightarrow \infty} \phi = 0 \tag{15}$$

式中, h 为水深, t 为时间节点, \vec{u} 为结构的速度矢量位移, \vec{n} 为结构外法向单位矢量。

结构上的波浪力为

$$F_w = \iint_{S_B} (-p \cdot \vec{n}) dS_B \tag{16}$$

基于线性伯努利方程可求解一阶水压力 p 为

$$p = -\rho \frac{\partial \phi_i(x, y, z, t)}{\partial t} - \rho g z \tag{17}$$

1.3 运动方程及自由度

在多种复杂环境载荷作用下, 半潜式风机基础通过静水回复力和系泊张力保持平衡^[16], 其运动方程为

$$(\mathbf{M} + \mathbf{M}_\infty) \ddot{\mathbf{x}} + \int_0^t \mathbf{K}(t - \tau) \dot{\mathbf{x}} d\tau + \mathbf{C} \mathbf{x} = \mathbf{F}_w^{(1)} + \mathbf{F}_w^{(2)} + \mathbf{F}_{wind} + \mathbf{F}_{moor} \tag{18}$$

式中, $\ddot{\mathbf{x}}$ 、 $\dot{\mathbf{x}}$ 、 \mathbf{x} 分别为平台的运动加速度矢量、速度矢量和位移矢量, \mathbf{M} 为质量矩阵, \mathbf{M}_∞ 为考虑系泊的附加质量矩阵, \mathbf{K} 为迟滞函数矩阵, \mathbf{C} 为静水回复力系数矩阵, $\mathbf{F}_w^{(1)}$ 和 $\mathbf{F}_w^{(2)}$ 分别为一阶、二阶波浪力, \mathbf{F}_{wind} 为风载荷, \mathbf{F}_{moor} 为系泊力矩阵。

1.4 运动幅值响应算子

运动幅值响应算子(RAO)是指浮体对应自由度的运动幅值与波浪波幅的比, 表明浮体在线性波浪作用下的运动响应特征。以浮体的纵荡运动为例, RAO 近似表达式为

$$R_s = \frac{\theta_x}{\xi_w} = C_s \frac{\omega^2}{g} 57.3 \sin \beta_w \tag{19}$$

式中, θ_x 为浮体纵荡运动幅值, ξ_w 为入射波波幅, C_s 为纵荡运动方程所得出的动力放大系数, ω 为入射波圆频率, β_w 为入射波角度。

2 偏心型浮式风机设计

2.1 风机参数

本文以 NREL 公布的 5 MW 风机模型作为研究对象^[17], 其风机主要参数见表 1。

表 1 NREL 5 MW 风机主要参数

Tab.1 Parameters of NREL 5 MW wind turbine

| 参数/单位 | 数值 | 参数/单位 | 数值 |
|---------|--------|---------------------------|-------|
| 额定功率/MW | 5 | 额定风速/(m·s ⁻¹) | 11.4 |
| 叶轮直径/m | 126 | 切入风速/(m·s ⁻¹) | 3 |
| 轮毂直径/m | 3 | 切出风速/(m·s ⁻¹) | 25 |
| 叶轮质量/t | 110 | 轮毂高度/m | 90 |
| 机舱质量/t | 240 | 塔筒高度/m | 87 |
| 塔筒质量/t | 347.46 | 风机总质量/t | 697.5 |

2.2 偏心型平台设计

考虑到平台建造难度及成本需求,本文提出了一种无桁架半潜式平台基础,由于多数区域存在风能方向集中的特性,为平衡风倾力矩,对基础进行偏心设计。风轮在额定风速下所受推力 F_T 约为 820 kN,风机塔筒所受风压载荷 F_{rw} 依据公式(9)计算。

则风载荷所产生的风倾力矩为

$$M_w = F_T H_1 + F_{rw} H_2 \quad (20)$$

根据基础平台尺寸,假设中间立柱沿 X 轴负向偏移 x ,则偏心后基础平台底部浮箱变为两个长浮箱和一个短浮箱,长浮箱长 $\sqrt{(x+21)^2+1323}$,短浮箱长 $(42-x)$,单位为 m,平台具体参数示意如图 2 所示,浮式风机系统所受风载荷方向沿 X 轴正向。

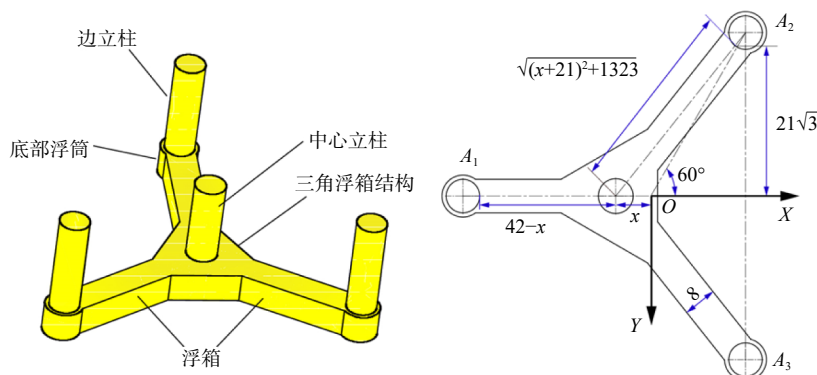


图2 平台结构及偏心设计示意图

Fig.2 Schematic diagram of platform structure and eccentricity design

在基础中由于边立柱重心与浮心位置重合,为简化计算,本文主要考虑底部浮箱与中立柱及中立柱上部风机塔筒、风机机组等部件重心不重合所导致的力矩。初始设计的基础平台中,底部浮箱几乎全部装满压载水,故可认为内部压载水质量力与浮力抵消,仅考虑浮箱自身质量力。

结合风倾力矩与平台偏心力矩,在原平台中间立柱处进行力矩平衡,有

$$M_w + 2G_2L_2 = G_1L_1 + G_3L_3 \quad (21)$$

式中, G_2L_2 为长浮箱 A_2 和 A_3 质量力所产生力矩,且由于两浮箱对称,故其力矩相同, G_1L_1 为短浮箱 A_1 质量力所产生力矩, G_3L_3 为基础平台中间立柱与风机塔筒、机组质量力所产生的力矩。

联立上式,解得偏心距离 x 近似为 8.5 m。为便于表达,将该结构命名为 C8-1,将原对称不偏心平台命名为 C8-0,表 2 为两平台相同结构参数,表 3 为两平台物理参数对比。

表 2 平台结构参数

Tab.2 Platform structural parameters

| 吃水深度/m | 边立柱直径/m | 边立柱高度/m | 浮箱高度/m | 底部浮筒直径/m | 中立柱直径/m | 中立柱高度/m | 壁厚/m |
|--------|---------|---------|--------|----------|---------|---------|------|
| 20 | 8 | 27 | 8 | 10 | 8.3 | 10 | 0.03 |

表 3 平台物理参数对比

Tab.3 Comparison of platform physical parameters

| 参数/单位 | C8-0 | C8-1 |
|--|-----------------|---------------------|
| 排水量/m ³ | 13 121.44 | 13 284.93 |
| 平台质量(含压载质量)/t | 12 147.45 | 12 312.675 |
| 基础质心坐标/m | (0, 0, -15.177) | (6.026, 0, -15.180) |
| 横摇转动惯量 I_{xx} / (kg·m ²) | 5.326E+9 | 5.687E+09 |
| 纵摇转动惯量 I_{yy} / (kg·m ²) | 5.326E+9 | 5.174E+09 |
| 艏摇转动惯量 I_{zz} / (kg·m ²) | 1.004E+10 | 1.023E+10 |

基于工程安全性及经济性要求,系泊系统考虑布置 6 根缆索,采用 3×2 的布置形式。由于两基础底部浮筒结构未发生改变,故仅展示对称平台系泊布置,如图 3 所示,系泊缆参数设置见表 4。

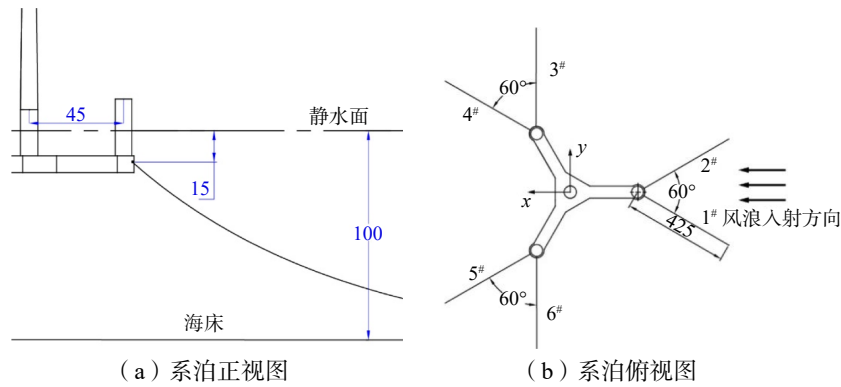


图 3 系泊缆示意图

Fig.3 Diagram of mooring lines

表 4 系泊参数

Tab.4 Mooring parameters

| 参数/单位 | 数值 | 参数/单位 | 数值 |
|----------------|-----|---------------------------------|----------|
| 系泊缆数量/根 | 6 | 未张紧系泊缆长度/m | 450 |
| 系泊缆角度/° | 60 | 系泊缆直径/m | 0.076 |
| 导缆孔距静水面距离/m | 15 | 系泊缆刚度EA/N | 7.536E+8 |
| 导缆孔距浮式平台中心半径/m | 50 | 系泊缆单位长度质量/(kg·m ⁻¹) | 113.35 |
| 锚固点距静水面距离/m | 100 | 破断载荷/kN | 6002 |

3 频域水动力分析

3.1 可靠性分析

采用水动力计算软件 AQWA 进行水动力模型网格划分,为验证网格划分质量是否满足水动力计算需求,通常对比近场法与远场法求解二阶稳定漂移力的结果,当两种方法得出的结果趋势一致且误差较小时,可认为满足水动力计算的精度需求。高频时偏心型风机对二阶波浪力载荷较为敏感,因此图 4(b)中高频部分两种方法的计算误差较大,但仍然满足结果趋势一致,且该部分波浪在实际海况中出现的概率较低,故可以验证网格精度满足要求。

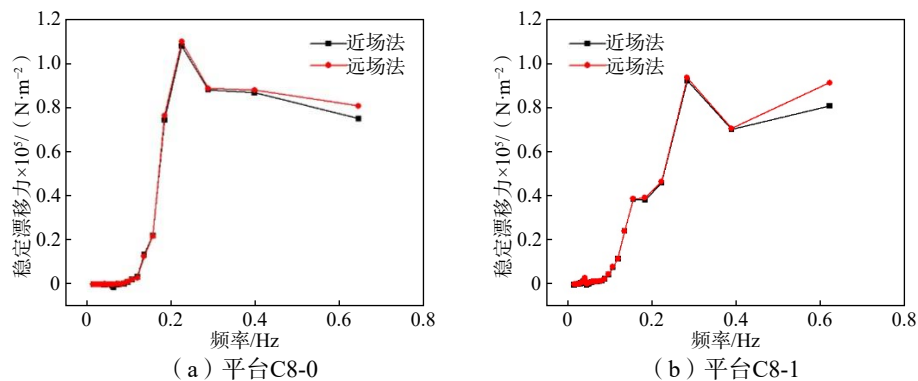


图 4 二阶平均漂移力对比

Fig.4 Comparison of second-order mean drift force

3.2 黏性阻尼模拟

由于 AQWA 采用三维势流理论, 忽略了结构上黏性阻尼对运动响应的影响, 故与实际情况差异较大, 为了提高计算的准确性, 采用和黏性阻尼具有等效作用的人工阻尼修正方式。浮式风机在纵荡、横荡和艏摇自由度上的静水回复刚度为零, 无法得到临界阻尼, 因此仅考虑垂荡、横摇和纵摇自由度上的黏性阻尼, 则临界阻尼 C_r 表达为

$$C_r = 2\sqrt{(M + M_a) \times C_j} \quad (22)$$

式中, M 为结构质量矩阵, M_a 为附加质量矩阵, C_j 为静水回复刚度。

海洋工程中通常取结构临界阻尼的 5%~10% 作为黏性阻尼^[18]。由于本文中的半潜式平台模型无垂荡板等部件, 结构相对简单, 仅取 5% 作为人工黏性阻尼, 计算结果如表 5 所示。

表 5 人工黏性阻尼计算结果

Tab.5 Results of artificial viscous damping

| 平台 | 自由度 | 惯性质量/kg | 附加质量/kg | 回复刚度 ($N \cdot m^{-1}$) 或 ($N \cdot m \cdot rad^{-1}$) | 临界阻尼 ($N \cdot (m/s)^{-1}$) 或 ($N \cdot m \cdot (rad/s)^{-1}$) | 人工阻尼 ($N \cdot (m/s)^{-1}$) 或 ($N \cdot m \cdot (rad/s)^{-1}$) |
|------|-----|----------|----------|---|---|---|
| C8-0 | 垂荡 | 1.215E+7 | 1.494E+7 | 2.055E+6 | 1.492E+7 | 7.461E+5 |
| | 横摇 | 5.326E+9 | 3.962E+9 | 1.678E+9 | 7.780E+9 | 3.890E+8 |
| | 纵摇 | 5.326E+9 | 3.692E+9 | 1.678E+9 | 7.780E+9 | 3.890E+8 |
| C8-1 | 垂荡 | 1.231E+7 | 1.536E+7 | 2.055E+6 | 1.508E+7 | 7.541E+5 |
| | 横摇 | 5.687E+9 | 4.382E+9 | 1.677E+9 | 8.218E+9 | 4.109E+8 |
| | 纵摇 | 5.174E+9 | 3.852E+9 | 1.706E+9 | 7.848E+9 | 3.924E+8 |

3.3 幅频响应曲线

根据水动力分析结果, 得到在不同波浪入射角下两平台不同自由度上的幅频响应曲线(RAOs), 由于基础均为关于 x 轴对称, 故未给出横荡和纵摇结果, 对比结果如图 5 所示。

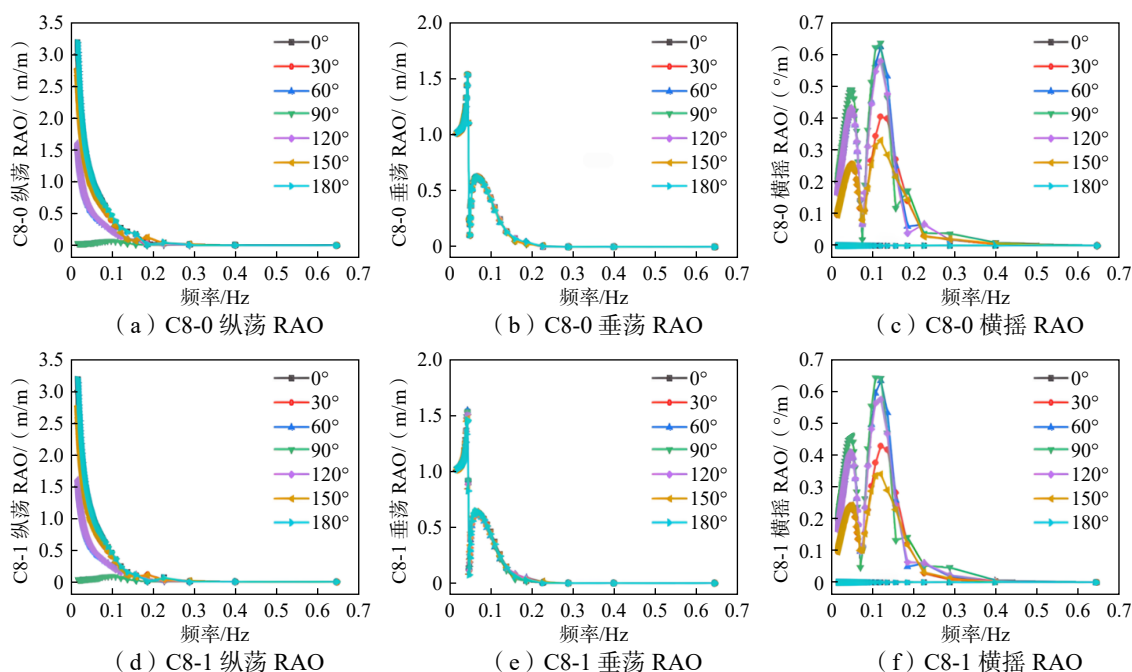


图 5 幅值响应算子对比

Fig.5 Comparison of RAOs

对比纵荡结果可知,两平台 RAO 曲线基本一致,均为随着波浪频率增大,RAO 结果逐渐减小。当波浪入射角从 0°逐渐增大至 90°时,两平台 RAO 结果逐渐减小;当从 90°逐渐增大至 180°时,RAO 结果逐渐增大;0°和 180°时,RAO 结果最大且结果接近;90°时,RAO 结果最小;当波浪入射角在 0°至 180°时,两平台 RAO 结果以 90°波浪入射角对称分布。

对比两平台横摇结果,在频率小于 0.2 Hz 时,平台 RAO 变化波动较大,存在两个峰值,偏心型平台次峰值小于对称型平台,而主峰值略大于对称型平台。两平台 RAO 与波浪入射角的关系和横荡结果较为类似,均是 0°和 180°结果最小,90°结果最大,且以 90°对称分布。

在垂荡自由度上,不同波浪入射角下,两平台 RAO 曲线基本一致,说明平台垂荡运动对波浪入射角变化的敏感度不高。两平台均在波浪频率为 0.0424 Hz(即周期为 23.58 s)时,垂荡运动达到峰值,当频率大于 0.0461 Hz(即周期小于 21.68 s)时,垂荡运动幅值较小,即垂荡运动避开了波浪能量集中区域。

4 风浪同向下运动响应分析

为更真实模拟实际风场,本文基于 Kaimal 湍流风谱,以风机轮毂高度为参考高度,利用 Turbsim 生成额定风速 11.4 m/s 的湍流风场。采用 JONSWAP 生成不规则波,有义波高为 3.8 m,谱峰周期为 10.1 s,谱峰因子为 2.35。对于浮式风机而言,结构最不利的条件为风、浪载荷沿 x 轴同向施加,因此本章考虑设计风、浪载荷入射角为 0°。

4.1 自由衰减周期

为研究浮式风机各自由度上的固有周期,本文在 Fast 中忽略环境载荷作用,给定浮式风机初始位置,进行自由衰减运动模拟,各自由度上固有周期如表 6 所示。

表 6 风机固有周期 (单位:s)

Tab.6 Natural period of floating wind turbine

| | 横荡 | 纵荡 | 垂荡 | 横摇 | 纵摇 | 艏摇 |
|------|--------|--------|-------|-------|-------|--------|
| C8-0 | 163.67 | 163.67 | 23.08 | 23.08 | 23.08 | 112.49 |
| C8-1 | 163.67 | 163.67 | 22.22 | 24.00 | 24.32 | 105.94 |

一般海洋波浪周期为 4 ~ 20 s,根据 DNV 规范要求,为避免波浪运动导致平台结构共振^[19],浮式风机平台的固有周期应位于波浪周期之外。两平台固有周期均大于波浪周期,符合设计要求。对比两风机结果可知,偏心设计增大了横摇及纵摇固有周期,减小了垂荡和艏摇固有周期。

4.2 运动响应

由于风浪组合入射角均为 0°,此时漂浮式风机在纵荡和纵摇自由度上运动响应较为明显,图 6、图 7 给出两平台正常工况下在纵荡和纵摇自由度上的运动响应时历曲线,而表 7 给出了浮式风机运动响应统计数值。

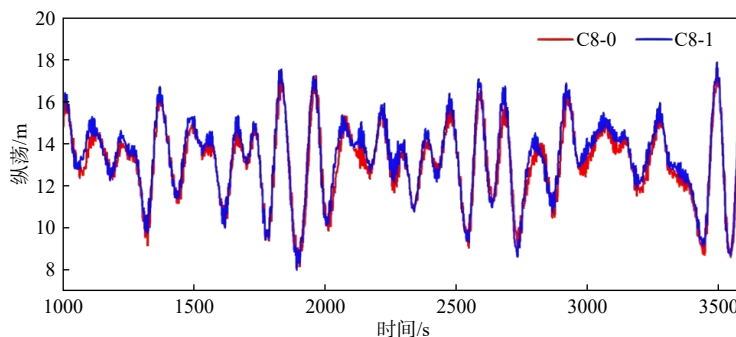


图 6 纵荡时程曲线

Fig.6 Time history of surge

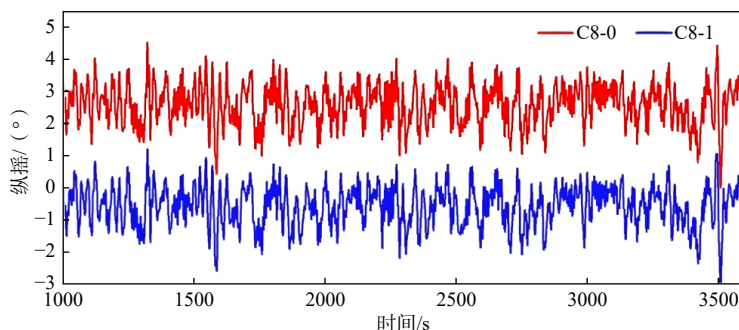


图7 纵摇时程曲线

Fig.7 Time history of pitch

表7 运动响应统计结果

Tab.7 Statistical results of motion response

| 各自由度运动/单位 | C8-0 | | | | C8-1 | | | |
|----------------|-------|-------|-------|------|-------|-------|-------|------|
| | 最小值 | 最大值 | 均值 | 标准差 | 最小值 | 最大值 | 均值 | 标准差 |
| 纵荡/m | 8.21 | 17.69 | 13.19 | 1.78 | 8.03 | 18.00 | 13.42 | 1.87 |
| 横荡/m | -1.31 | 1.48 | -0.07 | 0.56 | -0.89 | 1.05 | -0.07 | 0.34 |
| 垂荡/m | 1.98 | 3.39 | 2.72 | 0.21 | 2.06 | 3.44 | 2.74 | 0.21 |
| 横摇/ $^{\circ}$ | -0.02 | 0.44 | 0.22 | 0.08 | -0.98 | 1.23 | 0.13 | 0.36 |
| 纵摇/ $^{\circ}$ | -0.00 | 4.52 | 2.58 | 0.62 | -3.06 | 1.20 | -0.58 | 0.61 |
| 艏摇/ $^{\circ}$ | -1.63 | 2.31 | 0.04 | 0.65 | -1.13 | 1.37 | 0.14 | 0.44 |

对比可知,纵荡自由度上,偏心型平台运动平均值较大,可见由于平台重心偏向 x 轴正向,导致平台纵荡运动性能降低。在横荡自由度上,两平台平均响应数值接近,而偏心型平台的最大值、最小值和标准差均小于对称型平台,此时偏心型平台 C8-1 运动响应幅值较小,且更加平稳。在垂荡自由度上,两平台运动响应数值较为接近,偏心型设计对垂荡运动影响较小。

在横摇自由度上,虽然偏心型平台 C8-1 平均响应数值较小,但响应幅值和标准差大于对称型平台 C8-0,运动平稳性降低。在纵摇自由度上,由于偏心型平台 C8-1 进行了偏心设计,两风机初始平衡角度不同,对比大小无实际意义,但偏心型平台平衡位置更接近 0° ,可获得更大的迎风面积,进而提高发电效率。在艏摇自由度上,偏心型平台响应平均值较大,但运动响应幅值和标准差较小,运动平稳性提高。

综上所述,偏心型设计可提高平台横荡和艏摇自由度上的运动平稳性,改善横摇、纵摇平均响应位置,尤其在纵摇自由度上,偏心型设计可使平台在额定风速下尽量保持 0° 位置,进而提高发电效率,而在纵荡和横摇自由度上,偏心型设计降低了平台的运动平稳性,对于垂荡自由度而言,偏心型设计影响较小。

4.3 系泊张力

当风、浪入射角均为 0° 时,1[#]、2[#]系泊缆所受张力最大,且由于对称性,两系泊缆张力大小近似。为便于分析,本文选取1号系泊缆进行对比分析,图8为不同工况下两平台系泊张力时程曲线对比,表8为两风机此时系泊张力统计数值。

对比两风机系泊张力,可发现偏心型平台 C8-1 系泊平均张力和最大系泊张力均小于对称型平台,缺点在于系泊张力变化标准差略大,综合分析可知偏心型平台系泊张力性能更加优越。

4.4 发电功率

对两风机发电能力进行对比,统计结果如表9所示,由于本文采用湍流风,风机并未满转,未达到额定功率,且由于湍流风的影响,风机发电效率标准差较大,发电不平稳。对比两种基础的风机可知,偏心型平台 C8-1 平均发电效率略大,且发电效率标准差较小。总体而言,偏心型风机综合发电性能优于对称型平台。

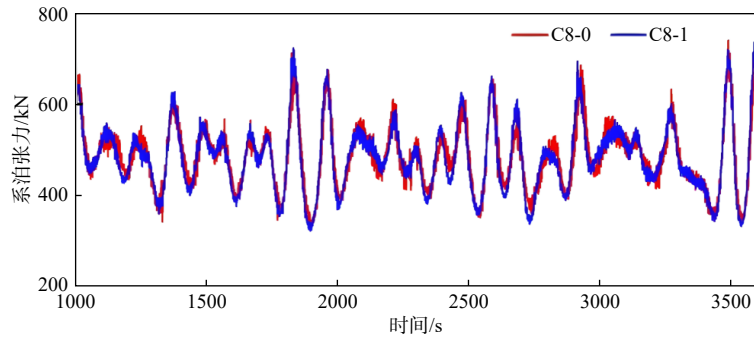


图 8 系泊张力时程曲线

Fig.8 Time history of mooring tension

表 8 系泊张力统计数值对比

Tab.8 Comparison of mooring tension statistical values

| 平台 | 最小值/kN | 最大值/kN | 平均值/kN | 标准差/kN |
|------|--------|--------|--------|--------|
| C8-0 | 339.20 | 740.10 | 486.55 | 69.65 |
| C8-1 | 322.3 | 736.3 | 484.00 | 73.79 |

表 9 发电功率

Tab.9 Power generation capacity

| 平台 | 最小值/kW | 最大值/kW | 平均值/kW | 标准差/kW |
|------|--------|--------|---------|--------|
| C8-0 | 1357 | 6020 | 4365.25 | 878.02 |
| C8-1 | 1435 | 5985 | 4407.72 | 858.09 |

5 风浪异向下运动响应分析

5.1 工况设计

图 9(a)为我国南海某区域实测风能周年分布图,其中在选定海域主导风能方向为 ENE,而在 NE、ENE、E 三个连续东北范围内风能频率为 71.51%,可见场址周年风能分布相对集中;图 9(b)为场址实测周年波高玫瑰图,可知场址波浪方向与主导风方向并不相同。

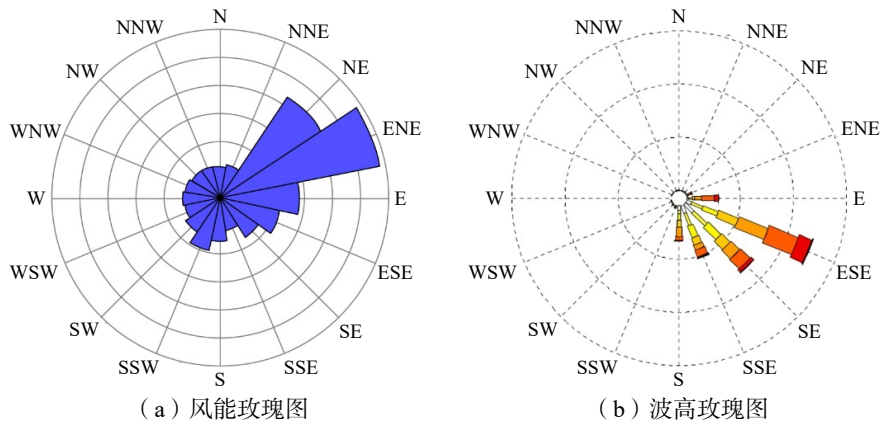


图 9 海域周年实测风、浪分布

Fig.9 Annually measured wind and wave distribution in sea area

Turbsim 除可生成时域湍流风外,还可生成风向可在一定角度内发生时变的轮毂风文件,为合理模拟风向时变的风输入条件。本文假设额定风速为 11.4 m/s,且以 ENE 为 0° 入射方向的风文件,而波浪入射角从 0° 逐渐增大至 112.5° ,以研究风载荷入射角度固定、而波浪载荷入射角度不断变化对浮式风机动态响应的影响,此时风、浪入射角度如图 10 所示。

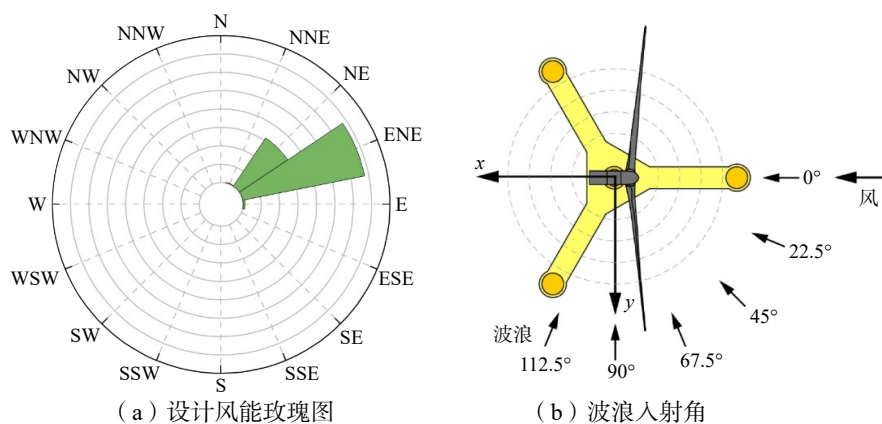


图 10 设计工况

Fig.10 Design condition

5.2 运动响应分析

由于两平台为对称结构,且在横荡、横摇和艏摇自由度运动变化较大,故仅给出两平台在以上自由度运动的时历曲线,如图 11~12 所示。

经计算,平台在波浪入射角不断变化下,其平均运动响应值几乎未发生改变,为便于统计,仅给出两风机运动响应幅值统计结果,如图 13~14 所示。

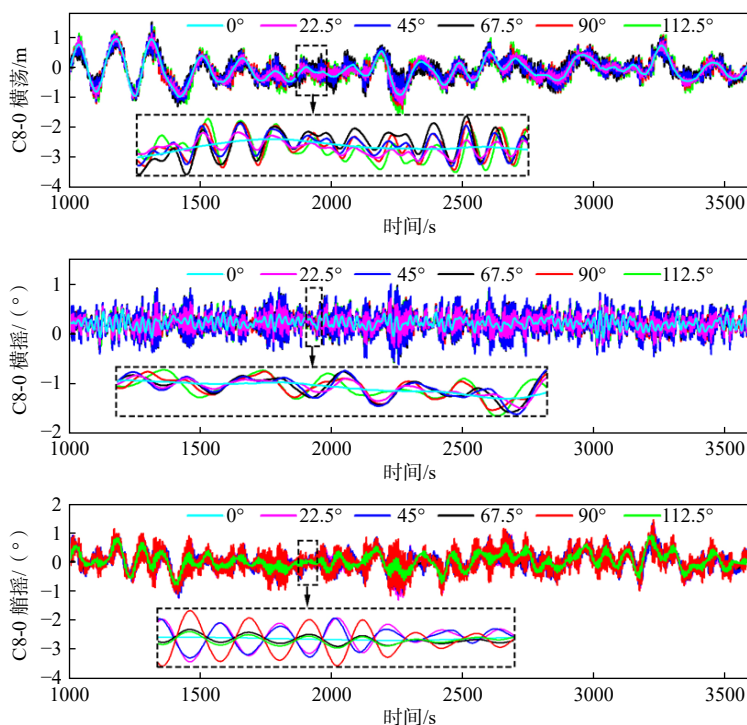


图 11 C8-0 运动时历曲线

Fig.11 Motion time history of C8-0

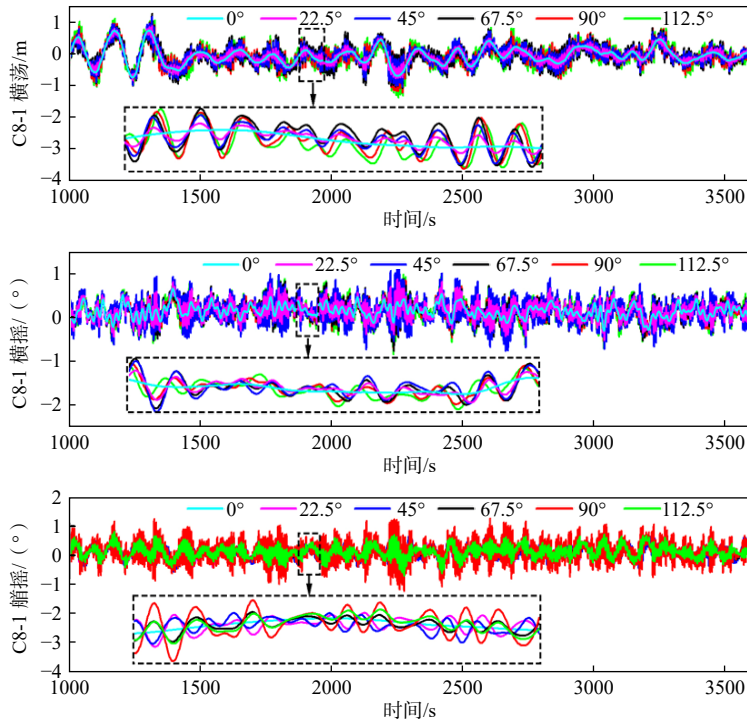


图 12 C8-1 运动时历曲线

Fig.12 Motion time history of C8-1

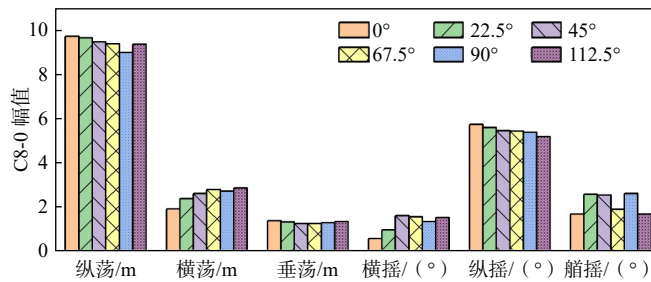


图 13 C8-0 运动幅值统计

Fig.13 Motion amplitude statistics of C8-0

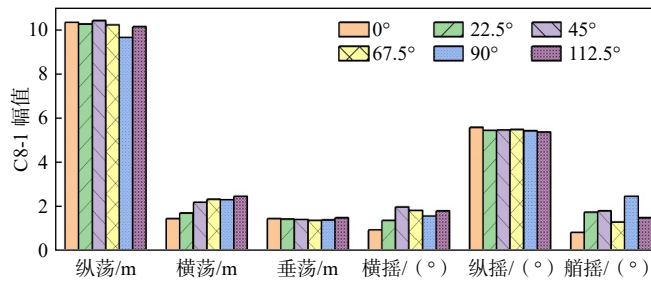


图 14 C8-1 运动幅值统计

Fig.14 Motion amplitude statistics of C8-1

由结果可知：在纵荡自由度上，当波浪入射角从 0° 逐渐增大至 90° 时，平台 C8-0 运动响应幅值逐渐减小；当波浪入射角为 90° 时，运动幅值最小；随着波浪入射角从 90° 继续增大，运动幅值增大，且变化趋势关于 90° 对称；在横荡自由度上，随着波浪入射角从 0° 增大至 90° ，运动幅值先增大后减小，在入射角为 67.5° 时达到最大，之后幅值减小，且幅值变化趋势关于 90° 入射角对称。

在垂荡自由度上,波浪入射角变化对运动影响相对较小。波浪入射角从 0° 增大至 112.5° 时,运动幅值先减小后增大,在 45° 和 67.5° 时运动幅值最小,且幅值变化关于 45° 和 67.5° 呈对称分布。

在横摇自由度上,波浪入射角从 0° 增大至 90° 时,运动响应幅值先增大后减小,在 45° 幅值最大,且关于 90° 对称。在纵摇上,波浪入射角从 0° 增大至 112.5° 时,纵摇幅值逐渐减小。在艏摇自由度上,当入射角为 0° 、 67.5° 、 112.5° 时运动幅值最小,变化规律与频域RAOs计算结论符合。

对比对称型平台C8-0,偏心型平台C8-1在各自自由度上变化规律相同,区别在于:在纵荡自由度上,偏心型平台C8-1运动幅值略大于对称型平台,偏心设计降低了纵荡运动性能。在横荡自由度上,偏心型平台C8-1运动幅值小于对称型平台,显然偏心型平台运动幅度变化更小,运动更加平稳。在横摇自由度上,偏心型平台幅值略大于对称型平台。在纵摇自由度上,偏心型平台幅值随波浪入射角变化较小,平衡更接近 0° 位置。在艏摇自由度上,偏心型平台幅值小于对称型平台,且幅值变化趋势关于 90° 入射角对称。

总体而言,浮式风机运动响应的平均位置对波浪入射角变化的敏感度较小。浮式风机在纵荡、垂荡和纵摇自由度的运动响应随波浪入射角变化也较小。当波浪入射角从 0° 增大至 90° 时,浮式风机纵荡、垂荡和纵摇运动的幅值略微减小,横荡、横摇和艏摇运动幅值增大。而偏心型设计改善了横荡、横摇、纵摇、艏摇平均运动响应的位置和运动性能,更便于应对波浪入射角变化的情况。

5.3 系泊张力

由于浮式风机系泊系统采用6线6锚,具有一定对称性,经计算,1#、2#系泊缆的张力远大于其他系泊缆,故仅列出2#系泊缆的张力时程曲线,如图15所示,具体系泊张力统计结果如表10所示。

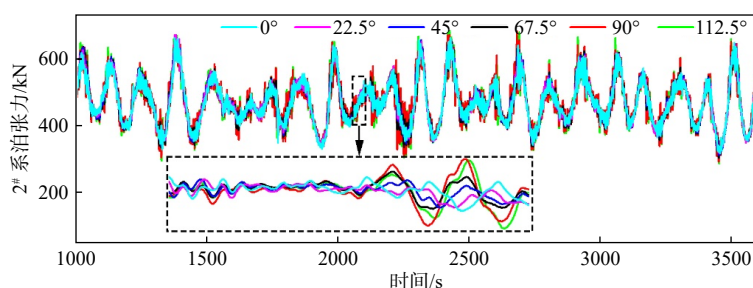


图15 系泊张力时历曲线

Fig.15 Time history curve of mooring tension

表10 系泊张力统计结果对比

Tab.10 Comparison of mooring tension statistical results

| 系泊缆 | 入射角/ $^\circ$ | C8-0 | | | C8-1 | | |
|-----|---------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| | | 最小值/kN | 最大值/kN | 均值/kN | 最小值/kN | 最大值/kN | 均值/kN |
| 2# | 0 | 318.40 | 664.00 | 472.61 | 309.20 | 676.10 | 472.83 |
| | 22.5 | 317.50 | 673.00 | 473.52 | 306.70 | 667.90 | 473.23 |
| | 45 | 313.30 | 666.10 | 474.06 | 297.50 | 695.50 | 473.28 |
| | 67.5 | 304.60 | 659.30 | 473.97 | 288.80 | 697.20 | 473.15 |
| | 90 | 293.90 | 683.80 | 473.78 | 282.30 | 720.80 | 472.99 |
| | 112.5 | 287.50 | 685.20 | 473.99 | 268.50 | 742.10 | 473.05 |

对比张力结果可知,当波浪入射角增大时,两平台系泊张力最小值逐渐减小,系泊张力最大值基本保持增大趋势。对称型平台最大系泊张力是其最小值的1.04倍,而偏心型平台是其最小值的1.11倍,偏心型平台最大系泊张力是对称型平台的1.08倍。当风载荷方向固定,而波浪入射角不断发生变化时,系泊平均张力变化不大,可见平均系泊张力受波浪入射角变化影响较小。

总体而言,当波浪入射角变化时,相比于对称平台,虽然偏心型平台改善了运动性能,但系泊张力也有着一定程度的增大,且对波浪入射角变化更为敏感。

5.4 发电功率

图 16 为波浪入射角变化时两漂浮式风机发电效率的时历曲线,表 11 为发电功率统计结果。由图表可知,当波浪入射角不断变化时,两漂浮式风机发电功率变化极小,表明当入流风的方向保持不变时,波浪入射角变化对于漂浮式风机发电功率影响不大。对称型风机平均发电功率约为 4 277 kW,而偏心型风机平均发电功率约为 4 315 kW,可见偏心型设计使平台纵摇角度尽量接近 0°的平衡位置,提高了风机的迎风面积,进而提高了发电效率。

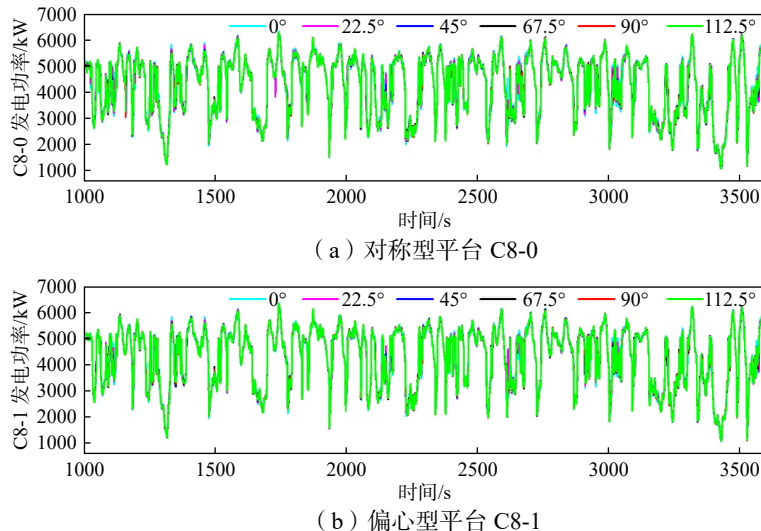


图 16 不同波浪入射角时发电功率时程曲线

Fig.16 Time history of power generation capacity under different wave incidence angles

表 11 不同波浪入射角时发电功率统计结果

Tab.11 Statistical results of power generation capacity under different wave incidence angles

| 入射角/° | C8-0 | | | C8-1 | | |
|-------|--------|--------|---------|--------|--------|---------|
| | 最小值/kW | 最大值/kW | 均值/kW | 最小值/kW | 最大值/kW | 均值/kW |
| 0 | 1082 | 6333 | 4280.12 | 1062 | 6332 | 4314.66 |
| 22.5 | 1092 | 6285 | 4276.9 | 1107 | 6304 | 4312.89 |
| 45 | 1076 | 6276 | 4277.3 | 1110 | 6319 | 4314.13 |
| 67.5 | 1089 | 6295 | 4276.46 | 1096 | 6330 | 4313.57 |
| 90 | 1071 | 6286 | 4277.17 | 1095 | 6324 | 4313.89 |
| 112.5 | 1082 | 6293 | 4277.38 | 1086 | 6336 | 4314.57 |

6 结 论

本文以新设计的偏心型浮式风机基础为研究对象,通过将频域分析和时域分析相结合,研究了偏心型风机在风浪同向和风浪异向下的运动特性,并与对称型风机进行对比,得出了以下结论:

(1) 新设计偏心型风机固有周期处于波浪周期之外,符合设计要求,偏心设计将增大横摇和纵摇固有周期,减小垂荡和艏摇固有周期。

(2) 当风浪同向时,偏心型设计可提高平台横荡和艏摇自由度上的运动平稳性,改善横摇、纵摇平均响应位置,尤其在纵摇自由度上,偏心型设计可使平台在额定风速下尽量保持 0°位置,进而提高发电

效率,而在纵荡和横摇自由度上,偏心型设计降低了平台的运动平稳性。

(3) 风浪同向时,偏心型设计在一定程度上可优化系泊性能。

(4) 波浪入射角变化对浮式风机运动响应平均位置和平均发电功率几乎无影响。

(5) 当波浪入射角不断变化时,偏心型设计改善了横荡、横摇、纵摇、艏摇平均运动响应位置和运动性能,更便于应对波浪入射角变化的情况。

(6) 偏心型风机平均发电功率更高,且发电效率更稳定,综合而言其发电性能优于对称型平台。

参 考 文 献:

- [1] Keivanpour S, Ramudhin A, Ait Kadi D, et al. Global offshore wind energy deployment: A geo-clustering approach[J]. *International Journal of Green Energy*, 2019, 16(13): 1054–1060.
- [2] 迟永宁, 梁 伟, 张占奎, 等. 大规模海上风电输电与并网关键技术研究综述[J]. *中国电机工程学报*, 2016, 36(14): 3758–3770.
Chi Y N, Liang W, Zhang Z K, et al. An overview on key technologies regarding power transmission and grid integration of large scale offshore wind power[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2016, 36(14): 3758–3770. (in Chinese)
- [3] 胡志强. 浮式风机动力响应分析关键技术综述[J]. *船舶与海洋工程*, 2020, 36(6): 1–13.
Hu Z Q. A review on the key technologies of dynamic response prediction of floating offshore wind turbines[J]. *Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2020, 36(6): 1–13. (in Chinese)
- [4] 周绪红, 王宇航, 邓 然. 海上风电机组浮式基础结构综述[J]. *中国电力*, 2020, 53(7): 100–105.
Zhou X H, Wang Y H, Deng R. Review on floating foundation structures for offshore wind turbines[J]. *Electric Power*, 2020, 53(7): 100–105. (in Chinese)
- [5] Jonkman J, Buhl M. Development and verification of a fully coupled simulator for offshore wind turbines[C]//45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 2007.
- [6] Robertson A, Jonkman J, Masciola M, et al. Definition of the semisubmersible floating system for Phase II of OC4: NREL/TP-5000-60601[R/OL] (2014). <https://www.nrel.gov/publications>.
- [7] 高言乐. 风浪联合作用下 Braceless 半潜式风机动力特性分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2020.
Gao Y L. Dynamic characteristics analysis of Braceless semi-submersible offshore wind turbine under the combined wind and wave conditions[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2020.
- [8] 刘利琴, 韩袁昭, 肖昌水, 等. 新型浮式基础的海上风机系统动力响应研究[J]. *海洋工程*, 2018, 36(1): 19–26.
Liu L Q, Han Y Z, Xiao C S, et al. Research on dynamic response of offshore wind turbine system based on new semisubmersible-spar hybrid floating foundation[J]. *The Ocean Engineering*, 2018, 36(1): 19–26. (in Chinese)
- [9] 唐友刚, 李嘉文, 曹 菡, 等. 新型海上风机浮式平台运动的频域分析[J]. *天津大学学报*, 2013, 46(10): 879–884.
Tang Y G, Li J W, Cao H, et al. Frequency domain analysis of motion of floating platform for offshore wind turbine[J]. *Journal of Tianjin University*, 2013, 46(10): 879–884. (in Chinese)
- [10] 张 立, 丁勤卫, 李 春, 等. 风载荷对不同海上浮式风力机平台运动特性影响对比研究[J]. *太阳能学报*, 2021, 42(9): 302–311.
Zhang L, Ding Q W, Li C, et al. Comparative study on effects of wind load on motion characteristics of different offshore floating wind turbine platforms[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2021, 42(9): 302–311. (in Chinese)
- [11] Sergiienko N Y, Da Silva L S P, Bachynski-polić E E, et al. Review of scaling laws applied to floating offshore wind turbines[J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2022, 162: 112477.
- [12] Commission I E. Wind turbines Part3: Design requirements for offshore wind turbines: IEC 61400-3[S]. International Electrotechnical Commission: Geneva, Switzerland, 2009.
- [13] 丁勤卫. 风浪耦合作用下漂浮式风力机平台动态响应及稳定性控制研究[D]. 上海: 上海理工大学, 2019.
Ding Q W. Research on dynamic response of floating wind turbine platform under the coupling effect of wind, wave and its stability improvement[D]. Shanghai: University of Shanghai for Science and Technology, 2019.
- [14] 赵振宙, 王同光, 郑 源. 风力机原理[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2016.

- Zhao Z Z, Wang T G, Zheng Y. Principle of wind turbine[M]. Beijing: China Water Resources and Hydropower Press, 2016.
- [15] 唐友刚, 沈国光, 刘利琴. 海洋工程结构动力学[M]. 天津: 天津大学出版社, 2008.
Tang Y G, Shen G G, Liu L Q. Structural dynamics of ocean engineering[M]. Tianjin: Tianjin University Press, 2008. (in Chinese)
- [16] Jonkman J M. Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine[D]. Boulder: University of Colorado, 2007.
- [17] Jonkman J, Butterfield S, Musial W, et al. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development[R]. National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- [18] 姚震球, 郭琦, 凌宏杰, 等. 带月池超深水钻井船的水动力特性[J]. 船舶工程, 2017, 39(12): 22–26.
Yao Z Q, Guo Q, Lin H J, et al. Hydrodynamic performance of ultra-deep water drilling ship with moonpool[J]. Ship Engineering, 2017, 39(12): 22–26.
- [19] DNV GL-ST-0119, Floating wind turbine structures[S]. 2018.