

漂浮式海上风机平台阻尼结构设计与研究

陈嘉豪, 尹梓炜, 朱容宽, 马兆荣, 景雪娇, 李炎

引用本文:

陈嘉豪, 尹梓炜, 朱容宽, 等. 漂浮式海上风机平台阻尼结构设计与研究[J]. 南方能源建设, 2021, 8(3): 18–25.

CHEN Jiahao, YIN Ziwei, ZHU Rongkuan, et al. Design and Research on the Foundation Damping Structure of Semi-Submersible Floating Offshore Wind Turbines[J]. *Southern Energy Construction*, 2021, 8(3): 18–25.

相似文章推荐 (请使用火狐或IE浏览器查看文章)

Similar articles recommended (Please use Firefox or IE to view the article)

破碎波作用下单桩式海上风机水动力学数值分析

Numerical Analysis of Hydrodynamic Characteristics of Monopile-type OWT Under Breaking Wave

南方能源建设. 2020, 7(3): 70–80 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2020.03.009>

海上风机支撑结构整体优化设计

Integrated Design Optimization of Offshore Support Structure

南方能源建设. 2019, 6(4): 86–92 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2019.04.014>

海上风机基础阴极保护设计与应用

Cathodic Protection Design and Application of Offshore Wind Turbine Supporting Structure

南方能源建设. 2015(3): 76–79 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2015.03.015>

海上风电嵌岩区风机基础比选原则及依据

Principles and Basis of Wind Turbine Foundation Selection in Rock-socketed Area of Offshore Wind Power Engineering

南方能源建设. 2018, 5(4): 124–129 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2018.04.019>

海上风电机组辅助监控系统方案设计

Design of Offshore Wind Farm Auxiliary Monitoring System

南方能源建设. 2019, 6(1): 49–54 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2019.01.009>

漂浮式海上风机平台阻尼结构设计与研究

陈嘉豪¹, 尹梓炜¹, 朱容宽¹, 马兆荣¹, 景雪娇², 李炎²

(1. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司, 广州 510663; 2. 天津大学 建筑工程学院, 天津 200240)

摘要: [目的] 为了寻求经济有效的漂浮式风机水动力性能提升方案, 研究了加装垂荡板的设计方案, 从而提升浮体水动力阻尼性能和减摇效果, 最终改善漂浮式海上风电机组输出功率的稳定性。[方法] 以10 MW半潜型浮式风机为例, 通过计算流体力学的方法, 探讨了垂荡板结构不同设计参数对于提升漂浮式风机基础水动力阻尼的效用, 寻找出优化设计方案。[结果] 经过优化设计后的垂荡板结构垂荡阻尼较原结构增大14.9%, 摇摆阻尼增大19.1%, 而“梅花形”边缘垂荡板垂荡运动阻尼较原始模型提升36.98%。[结论] 揭示泄涡产生与垂荡板水动力阻尼改善的形成机理, 创新性地提出“梅花形”垂荡板结构, 有效改善浮体垂荡运动的阻尼性能, 上述结论为此类漂浮式海上风机基础结构的研究与设计工作提供重要参考。

关键词: 海上浮式风机; 垂荡板; 水动力粘性阻尼; 计算流体力学

中图分类号: TK89; TK81

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2021)03-0018-08

开放科学(资源服务)二维码:



Design and Research on the Foundation Damping Structure of Semi-Submersible Floating Offshore Wind Turbines

CHEN Jiahao¹, YIN Ziwei¹, ZHU Rongkuan¹, MA Zhaorong¹, JING Xuejiao², LI Yan²

(1. China Energy Engineering Group Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China;

2. College of Architectural Engineering, Tianjin University, Tianjin 200240, China)

Abstract: [Introduction] In order to find an economic and effective solution to the improvement of the hydrodynamic performance of floating offshore wind turbines, this paper studies the design scheme of heave plates to improve the hydrodynamic damping performance and anti-rolling effect of the floating body, and finally improve the stability of the output power of floating offshore wind turbines. [Method] Taking a 10 MW semi-submersible floating wind turbine as an example, this paper discussed the effect of different design parameters of the heave plate structure on improving the hydrodynamic damping using the method of computational fluid dynamics, and found an optimal design scheme. [Result] After optimized design, the heave damping of the heave plate structure is increased by 14.9%, and the roll damping is increased by 19.1%, and while the heave damping of the “quincunx-shaped” edge heave plate is increased by 36.98% compared with the original model. [Conclusion] This paper reveals the formation mechanism of the generation of vortex vents and the improvement of the hydrodynamic damping of the heave plate, and puts forward the “quincunx-shaped” heave plate structure in an innovative manner that can effectively improve the damping performance of the heave motion of the floating body. The above conclusions provide important references for the research and design of the foundation structure of the floating offshore wind turbines of this kind in the future.

Key words: floating offshore wind turbines; heave plates; hydrodynamic viscous damping; computational fluid dynamics

2095-8676 © 2021 Energy China GEDI. Publishing services by Energy Observer Magazine Co., Ltd. on behalf of Energy China GEDI. This is an open access article under the CC BY-NC license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>).

收稿日期: 2021-08-31 修回日期: 2021-09-12

基金项目: 中国博士后基金资助项目“台风工况下的漂浮式海上风机动力特性及抗台策略研究”(2020M682995); 三亚崖州湾科技城重大研发项目“漂浮式基础平台风机关键技术研究”(SKJC-2020-01-005); 中国能建广东院科技项目“10 MW级半潜型漂浮式海上风机耦合动力特性与安全性评价研究”(EV05241W)

由于传统化石能源的过度开采与使用导致气候变化和环境污染等问题日益严重, 使得能源开发转向可再生的绿色能源。近年来, 随着大容量机组技术的日渐成熟, 以海上风电为代表的绿色能源在国内外蓬勃发展。GWEC市场展望, 预计到2023年, 海上风电新装机容量将会超过55 GW^[1], 并将助力全球碳达峰目标的实现。

随着近岸优质风场资源逐渐被开发殆尽, 海上风电未来将不断走向深远海。在过去, 近海浅水风场主要以着床式的固定式风机基础为主, 包括单桩、导管架等, 这些基础通常需要进行海上桩基施工作业, 基础设计频域介于1倍到3倍风轮转子频率之间, 随着水深的进一步增加, 基础造价和施工成本将急剧上升^[2]。相比而言, 漂浮式海上风机则属于顺应式柔性结构, 通过系泊与海床连接, 基础造价和施工安装成本随水深变化的敏感度较传统固定式风机基础低, 未来有望通过技术进步和产业链的发展, 进一步提高其经济竞争力^[3]。漂浮式风机的基础形式借鉴于过往船舶与海洋工程的相关浮体经验, 可大致划分为半潜型式, 立柱型式, 张力腿型式和驳船型式^[3], 如图1所示。目前, 在欧洲和日本已经有部分漂浮式样机和小规模商业化漂浮式风场建设投产^[4-6]。ETI预测, 漂浮式风机基础技术将在亚洲、美国和欧洲具有广阔的市场空间和发展前景^[7]。



图1 海上风机基础形式^[3]

Fig. 1 Foundation form of offshore wind turbines^[3]

然而, 相比于传统的海上风机固定式基础, 漂浮式风机在风浪环境下, 自身运动幅度、速度和加速度都比较大, 容易造成风轮入流风速的剧烈变化, 湍流度增加, 给功率稳定性和结构安全带来较大的挑战。因此, 如何以较低的成本有效地提升漂

浮式风机基础的运动阻尼, 从而优化基础运动特性, 是一个重要且现实的研究课题之一。

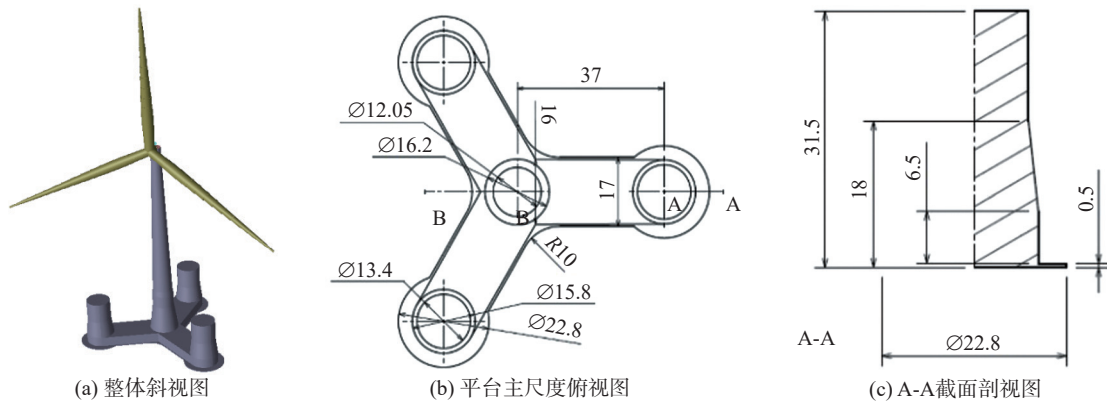
传统船舶减摇方式, 包括减摇鳍、舭龙骨、减摇水舱等, 而油气平台则更普遍地采用垂荡板结构。垂荡板是一种简单而有效的浮体水动力性能调节装置, 一方面可以通过改变浮体的运动附加质量, 从而调节浮体的垂荡固有周期, 另一方面则通过垂荡板边缘泄涡而增加系统的垂荡阻尼。漂浮式风机基础作为无动力浮体结构, 可参考借鉴油气平台的垂荡板结构, 探索垂荡板结构对漂浮式风机的阻尼调节作用。在以往, 已有一些研究开始关注垂荡板的水动力特性。Thiagarajan和Troesch^[8]通过对裸圆柱体进行水池强迫试验, 表明试验柱体底部的圆盘能有效的产生垂荡阻尼, 并且阻尼大小与震荡幅度有关。吴维武等人^[9]采用计算流体力学软件Fluent对不同形状和开孔率的垂荡板的水动力特性进行了研究, 结果表明不同的KC数范围, 开孔对垂荡板阻尼的影响不尽相同。目前, 一些半潜型漂浮式风机的平台设计也借鉴垂荡板, 以优化平台运动性能。Wang等人^[10]通过CFD方法对OC4-5 MW半潜型浮式风机的纵摇运动进行了水动力研究, 结果表明平台纵摇运动速度最大的时候, 垂荡板边缘泄涡产生的阻尼也达到极大值, 有效地提升水动力阻尼。

虽然部分研究者已经开始关注到了垂荡板在优化漂浮式风机运动性能的潜力, 但是关于垂荡板的设计及漂浮式风机阻尼的改善特性研究仍然不足。因此, 本文将针对国内海域普遍适用的半潜型浮式风机开展垂荡板阻尼结构的设计以及阻尼性能的量化研究, 为后续的工程设计提供有益的参考。

1 浮式风机平台阻尼结构设计

1.1 平台基础结构

本文采用的漂浮式风机基础为OO-Star漂浮式风机, 该浮式风机基础是一个“Y”型浮筒结构, 中间设计锥形立柱结构以支撑DTU 10 MW风机, 外围设置三个立柱结构, 具体结构形式和尺寸如图2所示。浮式基础的原始设计水深为130 m, 吃水为22 m, 排水量 $2.350 \times 10^4 \text{ m}^3$ 。具体结构参数见表1, 更多的基础细节可参考文献^[11]。



注：图中尺寸单位为m。

图 2 漂浮式风机基础结构视图

Fig. 2 Dimension of the OO-Star floating offshore wind turbines

表 1 OO-Star 漂浮式风机基础参数

Tab. 1 Basic parameters of the OO-Star floating wind turbines

名称	数值
基础质量/kg(不包括塔筒和系泊,含压载)	2.170×10^7
重心距水面距离/m	-15.225
横摇惯性矩/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	9.43×10^9
纵摇惯性矩/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	9.43×10^9
首摇惯性矩/($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)	1.63×10^{10}
塔柱低端距水面距离/m	11.0
平衡位置吃水(包括系泊系统)/m	22.0
排水量/ m^3	2.350×10^4
浮心距水面距离/m	14.236

1.2 阻尼结构设计

本文在原有垂荡板的基础上,改进垂荡板的结构型式,包括垂荡板外伸尺寸、垂荡板的甲板和底板外伸(本文称为边锋),见图3。

原模型垂荡板圆盘直径 22.8 m,高 0.5 m,无边锋延伸。为了研究垂荡板形状参数对浮体水动力阻尼的影响,设置对照模型。模型垂荡板的圆盘直

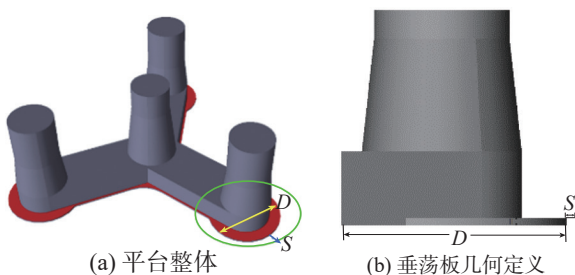


图 3 阻尼结构示意图

Fig. 3 Diagram of the heave-plate structure

径 D 分别为 22.8 m、23.8 m、24.8 m;边锋延伸部分宽度 S 分别 0.2 m、0.4 m、0.6 m;垂荡板高 H 分别为 0.5 m、0.6 m、0.7 m,立柱参数不变。计算分析阻尼结构的运动衰减特性。阻尼结构设计方案见表 2。

表 2 阻尼结构设计方案

Tab. 2 Design schemes of the heave-plate structure

方案	直径 D/m	边锋外伸 S/m	高 H/m
原模型	22.8	0	0.5
模型 1	22.8	0.2	0.5
模型 2	22.8	0.4	0.5
模型 3	22.8	0.6	0.5
模型 4	22.8	0.2	0.6
模型 5	22.8	0.2	0.7
模型 6	23.8	0.2	0.5
模型 7	24.8	0.2	0.5

1.3 数值模型

1.3.1 粘性阻尼力(矩)系数计算方法

以垂荡运动为例,给定浮体运动形式为 $a = A \sin(\omega t)$,其中 A 为浮体运动幅值, ω 为波浪频率。根据 CFD 计算所得浮体受力曲线,可整理得到浮体受力的数学表达形式为 $F = F_0 \sin(\omega t + \varphi)$,其中受力幅值 F_0 和相位差 φ 可根据曲线得到。将运动和受力方程进行整理得到如下方程形式:

$$F_0 \sin(\omega t + \varphi) = -\frac{F_0 \cos(\varphi)}{A\omega^2} \ddot{a} + \frac{F_0 \sin(\varphi)}{A\omega} \dot{a} \quad (1)$$

基于自由运动方程:

$$\mu \ddot{a} + \lambda \dot{a} + F = 0 \quad (2)$$

式中:

μ ——附加质量;

λ ——阻尼系数;

F ——浮体受力。

因此, 阻尼系数可表示为:

$$\frac{F_0 \sin(\Phi)}{A\omega} \quad (3)$$

附加质量表示为:

$$\frac{F_0 \cos(\Phi)}{A\omega^2} \quad (4)$$

由上述过程计算得到风机基础的粘性阻尼(力矩)系数。

1.3.2 计算域与网格设置

模型的计算域划分及边界条件选取如图4所示。使用ICEM CFD进行网格划分。

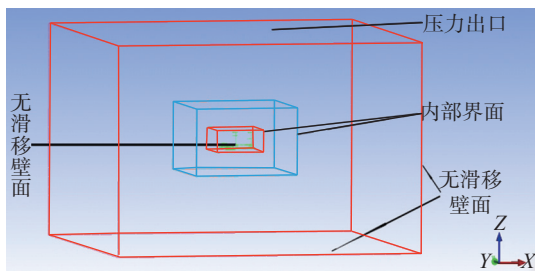


图4 模型计算域及边界条件

Fig. 4 Computational region and boundary conditions

由于FLUENT计算时采用动方法, 为避免结构物周围网格变形过大, 将流场的网格划分为如下三个部分:

1) 结构物周围采用刚性网格, 计算时随结构物一起运动, 该部分选取尺寸较小的四面体网格进行划分。

2) 刚性网格外为变形区域, 采用尺寸略大的四面体网格进行划分。

3) 为节约计算时间, 其余区域采用非结构化大尺寸四面体网格, 该区域距离物体较远, 对结构的受力计算影响较小, 且粗网格还可以起到人工阻尼的作用, 减少侧壁面反射波影响。

为保证计算精度, 每个部分流场网格都在自由液面处对网格进行了加密。选取垂荡板圆盘直径为23.8 m, 垂荡板高0.5 m, 边锋延伸0.2 m的模型为例, 图5为该模型计算域中纵截面的网格示意, 图中模型网格总数为422万个。为了说明计算结果的正确性和可靠性, 此处进行网格无关性验证, 即

证计算结果对于网格密度变化的敏感性。通过改变网格的疏密, 观察计算结果的变化, 若其变化幅度在允许的范围之内, 就可以说明网格误差在可接受精度范围内。因此, 对模型重新划分网格, 使得网格数量分别为212万个和821万个。

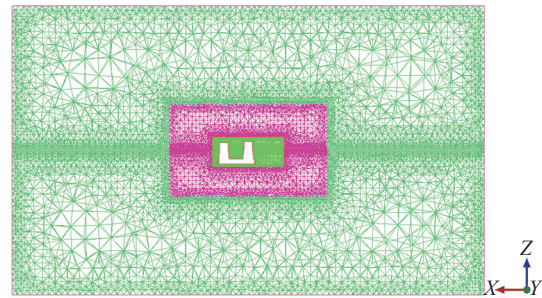


图5 计算域截面网格(422万网格)

Fig. 5 Section mesh of the computational region

各个网格模型的计算附加质量和阻尼系数结果如表3所示, 计算结果对于网格密度变化的敏感性很小, 网格无关性得以验证。

表3 不同网格数的计算结果

Tab. 3 Results with different mesh quantities

网格数 /万个	附加质量	阻尼系数 / $(N \cdot s \cdot m^{-1})$	无因次阻尼系数	变化率/%
212	10 236 877 975	2 249 987 262	0.114 4	-2.54
422	10 036 272 256	2 285 078 900	0.117 4	0
821	10 148 250 016	2 268 521 399	0.115 9	-1.29

1.3.3 计算域与网格设置

将发电工况下波浪的谱峰周期作为浮体强迫运动的周期, 选取风机基础垂荡和横摇运动响应的有效值, 由此规定简谐强迫运动形式如表4所示。

表4 测试工况参数

Tab. 4 Parameters in test cases

运动形式	发电工况	
	周期/s	幅值/m
垂荡	7.5	1.75
横摇	7.5	1.29

将划分好的网格文件导入FLUENT商业软件, 把上述强迫运动编写为用户自定义函数(UDF文件)来定义物体的简谐运动, 定义简谐运动周期 $T=7.5$ s, 垂荡运动幅值 $A=1.75$ m, 横摇运动 $A=1.29^\circ$ 。计算采用Standard $k-\epsilon$ 湍流模型, 以及PISO求解格式。

2 不同垂荡板尺寸参数对阻尼的影响

2.1 边锋延伸宽度

为了研究垂荡板边锋延伸宽度变化对浮式风机水动力阻尼系数的影响,将原模型及模型方案1、2、3的计算结果进行对比分析。各模型无因次阻尼系数计算结果见表5,边锋外伸量 S 变化时风机基础垂荡阻尼的变化趋势见图6,风机基础横摇阻尼的变化趋势见图7。

表5 边锋延伸宽度对阻尼的影响

Tab. 5 Damping impact from the wing extension

模型及运动	无因次垂荡 阻尼系数	增长 率/%	无因次横摇 阻尼系数	增长 率/%
原模型	0.175 3	0	0.103 3	0
模型1(延伸0.2 m)	0.176 5	0.68	0.106 3	2.95
模型2(延伸0.4 m)	0.183 7	4.79	0.106 0	2.61
模型3(延伸0.6 m)	0.192 3	9.70	0.110 4	6.90

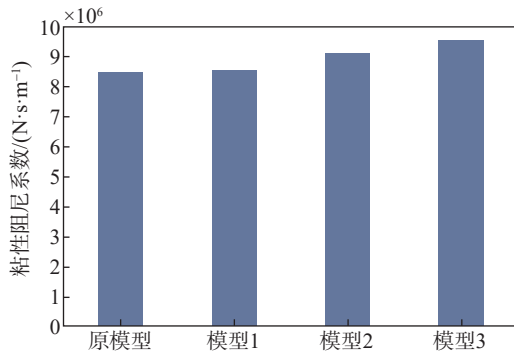


图6 边锋延伸宽度对基础垂荡阻尼的影响

Fig. 6 Damping variation of heave motion from the wing extension of heave-plate

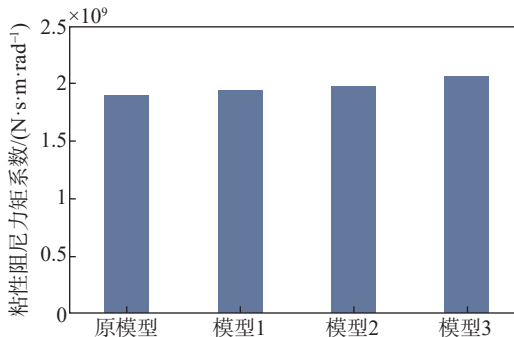


图7 边锋延伸宽度对基础横摇阻尼的影响

Fig. 7 Damping variation of roll motion from the wing extension of heave-plate

由图表数据可知,随着边锋外伸 S 的增大,基础垂荡粘性阻尼系数随之增大。由此可得,在一定

范围内增大 S ,能增加垂荡板垂荡阻尼性能。当垂荡板边锋延伸 S 为0.6 m时,垂荡粘性阻尼系数增大近10%,阻尼性能增加效果较为明显。

从图表数据来看,随着 S 的增大,基础横摇粘性阻尼系数总体也呈增大趋势。由此可得,在一定范围内增大 S ,能增加垂荡板横摇阻尼性能。但是相比于垂荡运动方向的阻尼变化值,横摇运动方向的增阻效果并不十分明显。

2.2 垂荡板高度

为了研究垂荡板高度变化对浮式风机基础平台运动阻尼系数的影响,把原模型及模型方案1、4、5的计算结果进行分析。各模型无因次阻尼系数计算结果见表6,垂荡板高度 H 变化时风机基础垂荡阻尼的变化趋势见图8,基础横摇阻尼的变化趋势见图9。

表6 垂荡板高度变化时风机基础阻尼的影响

Tab. 6 Damping impact from height of heave-plate

模型及运动	无因次垂荡 阻尼系数	增长 率/%	无因次横摇 阻尼系数	增长 率/%
原模型(高0.5 m)	0.175 3	0	0.103 3	0
模型1(高0.5 m)	0.176 5	0.68	0.106 3	2.90
模型4(高0.6 m)	0.179 9	2.62	0.104 3	0.93
模型5(高0.7 m)	0.187 6	7.01	0.107 7	4.26

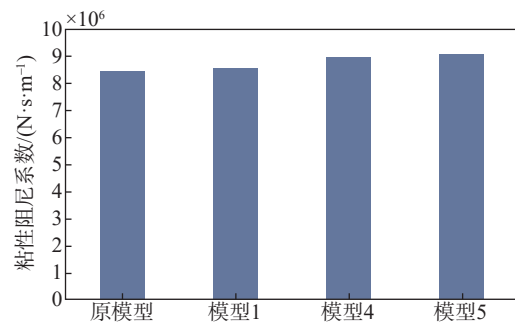


图8 垂荡板高度变化对基础垂荡阻尼的影响

Fig. 8 Damping variation of heave motion from the height of heave-plate

由图表数据可知,随着垂荡板高度 H 的增大,基础垂荡方向的水动力粘性阻尼系数随之增大。由此可得,在一定范围内增大垂荡板高度,能增加垂荡板的垂荡阻尼性能。当垂荡板高度为0.7 m时,阻尼增大7%。

从图表数据来看,随着垂荡板高度 H 的增大,粘性阻尼系数总体呈增大趋势。由此可得,在一定

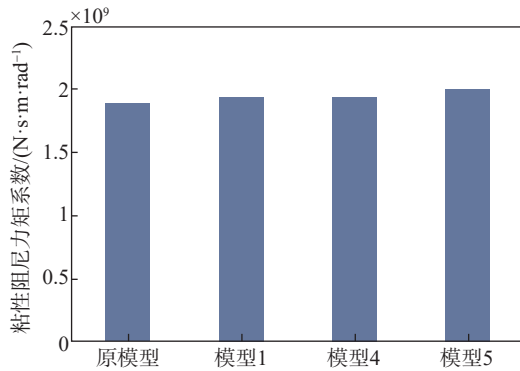


图9 垂荡板高变化时基础横摇阻尼的影响
Fig. 9 Damping variation of roll motion from the height of heave-plate

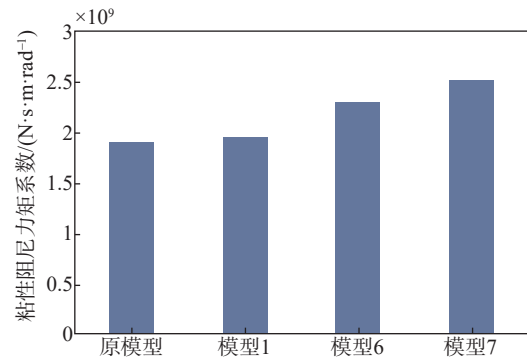


图11 垂荡板圆盘直径对基础横摇阻尼的变化
Fig. 11 Damping variation of roll motion from the diameter of heave-plate

范围内增大垂荡板高度, 能增加垂荡板横摇阻尼性能, 但增长效果小于5%。

2.3 垂荡板圆盘直径

为了研究垂荡板圆盘直径变化对垂荡阻尼系数的影响, 把原模型及模型方案1、6、7的计算结果进行分析。各模型无因次阻尼系数计算结果见表7, 圆盘直径 D 变化时风机基础垂荡阻尼的变化趋势见图10。基础横摇阻尼的变化趋势见图11。

表7 圆盘直径变化时风机基础垂荡阻尼的变化

Tab. 7 Damping impact from the diameter of heave-plate

模型及运动	无因次垂荡 阻尼系数	增长 率/%	无因次横摇 阻尼系数	增长 率/%
原模型(直径22.8 m)	0.175 3	0	0.103 3	0
模型1(直径22.8 m)	0.176 5	0.68	0.106 4	3.00
模型6(直径23.8 m)	0.184 7	5.36	0.117 4	13.64
模型7(直径24.8 m)	0.201 8	15.12	0.121 2	17.32

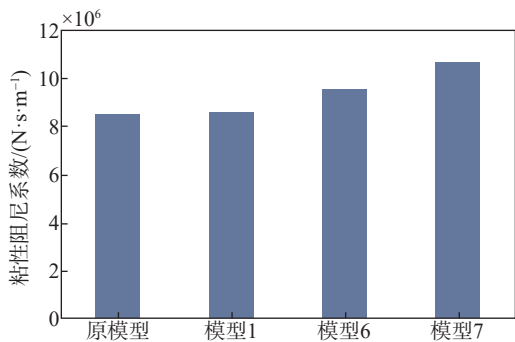


图10 垂荡板圆盘直径对基础垂荡阻尼的影响
Fig. 10 Damping variation of heave motion from the diameter of heave-plate

从图表数据来看, 随着圆盘直径 D 的增大, 浮式基础垂荡运动的粘性阻尼系数随之增大。由此可

得, 在一定范围内增大圆盘直径, 能增加垂荡板的垂荡阻尼性能, 并且随着圆盘直径增加呈非线性增长趋势, 增阻效果明显, 圆盘直径增加2 m(相比于原模型增加8.77%)时, 垂荡阻尼增加可达15.12%。

从图表数据来看, 随着圆盘直径 D 的增大, 浮式基础横摇运动的粘性阻尼系数增大。由此可得, 在测试范围内增大圆盘直径, 能增加垂荡板的横摇阻尼性能。圆盘直径增加2 m(相比于原模型增加8.77%)时, 基础横摇方向的运动阻尼增加值可达17.32%, 增阻效果较为显著。

对比前述的结果, 相对其他参数而言, 增加垂荡板直径 D , 垂荡板阻尼增长效果最为显著, 其次是增加边锋延伸长度, 而增加垂荡板高度所带来的基础运动阻尼增加值十分有限。

2.4 总体影响对比

根据之前模型计算结果分析, 调整垂荡板的尺寸, 进一步提高垂荡板的阻尼性能。调整优化后垂荡板的尺寸为: 直径24.8 m、高0.7 m、边锋延伸0.6 m的垂荡板。按照调整后垂荡板的尺寸, 计算浮式基础的垂荡及横摇阻尼性能。将计算结果与原模型进行对比, 可以看出优化后阻尼性能得到了理想的提升, 具体阻尼系数增长情况如表8所示。优化后, 该浮式风机平台的阻尼提升25%以上。

2.5 泄涡分析

相关研究表明^[12], 阻尼产生的根本原因是结构运动泄涡时对动能的耗散。对于风机基础结构来说, 其在运动过程中产生、脱落的漩涡越多, 能量耗散越大, 阻尼性能也就越好。

如图12中, 红色部分表示较大的正漩涡, 黄

表8 优化后模型阻尼性能对比

Tab. 8 Damping comparison between the original model and optimized model

模型及运动	无因次阻尼系数	阻尼系数增长率/%	
		有量纲	无量纲
原模型(高0.5 m)	0.175 3	—	—
模型1(高0.5 m)	0.201 4	26.175	14.9
模型4(高0.6 m)	0.103 3	—	—
模型5(高0.7 m)	0.123 0	28.455	19.1

色部分表示较小的正漩涡,深蓝色部分表示较大的负漩涡,浅蓝色部分表示较小的负漩涡。随着外伸边锋的增大,运动产生漩涡的范围会扩大,产生的漩涡量会增多,从而耗散更多能量,使得模型结构阻尼增加。

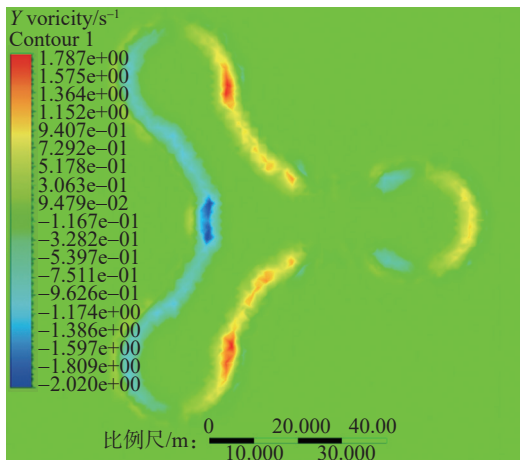


图12 浮式风机平台垂向运动涡量图

Fig. 12 Vorticity contours of the foundation of the floating offshore wind turbine in heave

3 新型阻尼结构性能

根据上述阻尼结构尺寸敏感性分析和泄涡原理分析,为了得到阻尼性能更好的垂荡板形式,设计了一种“梅花形”的垂荡板。该垂荡板模型从优化后的模型变形而来,边锋宽度、板高及圆盘直径各参数都保持不变,在减小垂荡板圆盘面积的同时增加了垂荡板圆盘的周长。网格划分方法与之前模型相同,均采用“体网格+面网格”的方式。模型网格总数为459万个。垂荡板整体模型见图13所示,模型强迫运动时历曲线见图14所示,阻尼性能计算结果对比见表9。

在其他参数不变的情况下,“梅花形”垂荡板垂荡运动阻尼性能最佳,其垂荡阻尼系数较原始模

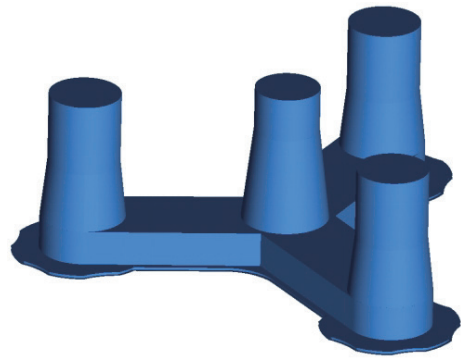
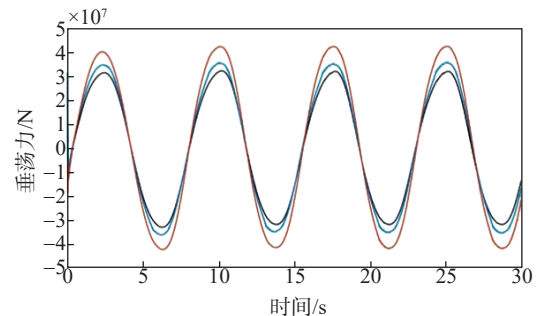


图13 “梅花形”整体模型示意图

Fig. 13 Schematic diagram of the whole model of cinquofoil



注:—原模型;—优化模型;—“梅花形”。

图14 模型强迫垂荡运动时历曲线

Fig. 14 Schematic diagram of the whole model of cinquofoil

表9 “梅花形”垂荡板阻尼性能计算结果

Tab. 9 Calculation results of damping performance of "quincunx-shaped" heave-plate

模型及运动	无因次阻尼系数	阻尼系数增长率/%
原模型垂荡	0.175 3	—
优化后模型垂荡	0.201 4	14.90
“梅花形”垂荡	0.204 5	36.98

型提升36.98%。

4 结论

本文选取10 MW半潜型浮式风机,利用计算流体力学的方法研究外立柱垂荡板结构几何尺寸变化对基础运动粘性阻尼的影响。数值计算结果表明,本文优化参数后的垂荡板能够明显地增加基础的附加质量与附加转动惯量,增加结构的阻尼,耗散运动能量,改善结构运动性能;带边锋的垂荡板的阻尼性能与圆盘直径、边锋延伸宽度、垂荡板高等参数均有关。一般来说,在一定范围内增大圆盘直径、边锋延伸宽度、垂荡板高,均会增加系统的附加质量和垂荡、横摇粘性阻尼系数。

从总体情况来看, 对阻尼性能影响最大的因素是垂荡板圆盘直径, 尤其是对于横摇运动来说阻尼效果更明显。其次, 增加边锋延伸宽度对增加垂荡阻尼性能也比较有利, 而加大垂荡板的高度也可增大阻尼, 但是增加缓慢。因此, 增大阻尼三种措施按照有效性排序为: 直径加大、边锋延伸、高度加大。本文优化方案中, 直径 24.8 m、高 0.7 m、边锋延伸 0.6 m 的阻尼结构, 该阻尼结构无量纲阻尼系数为: 垂荡阻尼系数为 20.14%, 较原结构增大无量纲阻尼系数 14.9%; 摇摆阻尼系数 12.30%, 较原结构增大无量纲阻尼系数 19.1%。本文设计的“梅花型”垂荡板结构相比原阻尼结构有效提升 36.98% 的垂荡阻尼。

但是, 在实际的设计过程中, 垂荡板的设计尺寸和形式需要进一步结合考虑结构的强度、施工运输可行性以及经济性。

参考文献:

- [1] GWEC. GLOBAL WIND REPORT 2018 [R]. Brussels: GWEC, 2019.
- [2] JEON S H, CHO Y U, SEO M W, et al. Dynamic response of floating substructure of spar-type offshore wind turbine with catenary mooring cables [J]. Ocean Engineering, 2013, 72 (72), 356-364.
- [3] 陈嘉豪, 裴爱国, 马兆荣, 等. 海上漂浮式风机关键技术研究进展 [J]. 南方能源建设, 2020, 7(1): 8-20.
CHEN J H, PEI A G, MA Z R, et al. A review of the key technologies for floating offshore wind turbines [J]. Southern Energy Construction, 2020, 7(1): 8-20.
- [4] SKAARE B, HANSON T D, YTTERVIK R, et al. Dynamic response and control of the hywind demo floating wind turbine [C]// EWEA. Proceedings of Europe Wind Energy Conference, Brussels, Belgium, 2011. Belgium: EWEA, 2011: 43.
- [5] AUBAULT A, CERMELLI C, LAHIJANIAN A, et al. Wind float contraction: from conception to reproduction [C]// Ocean, Offshore and Arctic Engineering Division: the American. Proceedings of the 31st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, Brazil, 2012. Rio de Janeiro: OMAE, 2012: 847-853.
- [6] BEYER F, CHOISNET T, KRETSCHMER M, et al. Coupled MBS-CFD simulation of the IDEOL floating offshore wind turbine foundation compared to wave tank model test data [C]// ISOPE. Proceedings of ISOPE. 25th International Ocean and Polar Engineering Conference, Kona, Big Island, HI, USA, Jun. 21-26, 2015. Kona: ISOPE, 2015: 367-374.
- [7] European Technology & Innovation Platform on Wind Energy. Strategic research and innovation agenda 2018 [R]. Lisbon: Etipwind. eu, 2019.
- [8] THIAGARAJAN K, TROESCH A. Effects of appendages and small currents on the hydrodynamic heave damping of TLP columns [J]. J. Offshore Mech. Arct. Eng., 1998(120): 37-42.
- [9] 吴维武, 缪泉明, 匡晓峰, 等. Spar平台垂荡板受迫振荡水动力特性研究 [J]. 船舶力学, 2009, 13(1): 27-33.
WU W W, LIAO Q M, KUANG X F, et al. Research on hydrodynamic characteristics of forced oscillation heave damping plates of Spar platforms [J]. Journal of Ship Mechanics, 2009, 13(1): 27-33.
- [10] WANG Y, CHEN H C, VAZ G, et al. CFD simulation of semi-submersible floating offshore wind turbine under pitch decay motion [C]// Ocean, Offshore and Arctic Engineering Division. ASME 2019 2nd International Offshore Wind Technical Conference, Malta, 2019. Malta: IOWTC, 2019: 11.
- [11] PEGALAJAR-JURADO A, BREDMOSE H, BORG M, et al. State-of-the-art model for the LIFES50+ OO-Star Wind Floater Semi 10 MW floating wind turbine [C]// SINTEF, NTNU. Journal of Physics: Conference Series, Trondheim, Norway, 2018. Norway: IOP Publishing, 2018, 1104(1): 012024.
- [12] TAO L, MOLIN B, SCOLAN Y, et al. Spacing effects on hydrodynamics of heave plates on offshore structures [J]. J. Fluids Struct., 2007, 23(8): 1119 - 1136.

作者简介:



陈嘉豪 (通信作者)

1991-, 男, 广东惠州人, 上海交通大学工学博士, 主要研究领域包括: 海上漂浮式风机耦合动力理论研究、相关设计、模型试验技术以及相关数值软件开发 (e-mail) chenjiahao@gedi.com.cn。

陈嘉豪

尹梓炜

1993-, 男, 广东云浮人, 华南理工大学船舶与海洋工程硕士, 主要从事水工结构研究及设计 (e-mail) yinziwei@gedi.com.cn。

朱容宽

1994-, 女, 江西南昌人, 南京航空航天大学结构工程硕士, 主要从事水工结构研究及设计 (e-mail) zhurongkuan@gedi.com.cn。

(责任编辑 李辉)