文章编号：1007−7294(2026)09−1397−14

浮式风机在畸形波作用下不同系泊方式定位特性研究

高新宇[1]，莫建兵[2]，霍发力[1]，连伟杰[1]，袁朝骏[3]，高　翔[1]
（1. 江苏科技大学 船舶与海洋工程学院，江苏 镇江 212003；2. 镇江市工程勘测设计研究院有限公司，江苏 镇江 212003；3. 中车科技创新（北京）有限公司，北京 100080）

摘要：随着海上浮式风机的不断发展，其定位能力逐渐得到学术界和工程界的重视。畸形波因其自身能量大、突发性强、非线性突出的特点对浮式结构破坏性强。本研究以 Maridea 公司设计的 Moray-Base 新型浮式风机构型为研究对象，基于势流理论建立了含系泊系统的有限元模型。为进一步提高数值模型的准确性，开展了水池物理模型试验，并设计了五套系泊方案，通过经物理模型试验修正的数值模型进行定位能力研究。论文重点研究了畸形波作用下五种系泊方案的运动响应和锚链张力特性，为浮式风机系泊系统设计提供参考。

关键词：浮式风机；系泊系统；畸形波；组合式系泊缆
中图分类号：P75　　**文献标识码：**A　　**doi:** 10.3969/j.issn.1007−7294.2026.09.001

Study on the positioning characteristics of different mooring modes of floating wind turbine under freak wave actions

GAO Xin−yu[1], *MO Jian−bing*[2], *HUO Fa−li*[1], *LIAN Wei−jie*[1], *YUAN Zhao−jun*[3], *GAO Xiang*[1]
(1. School of Naval Architecture & Ocean Engineering, Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212003, China; 2. Zhenjiang Engineering Survey and Design Research Institute Co., Ltd., Zhenjiang 212003, China; 3. China Railway Vehicle Technology Innovation (Beijing) Co., Ltd., Beijing 100080, China)

Abstract: With the continuous development of offshore floating wind turbines, their positioning ability has gradually attracted the attention of academia and engineering. The freak wave is destructive to the floating structure because of its large energy, strong suddenness and prominent nonlinear characteristics. In this paper, the new Moray-Base floating wind turbine concept designed by Maridea Company is taken as the research object, and the finite element model with a mooring system is established based on the potential flow theory. In order to improve correct the accuracy of the numerical model, the physical model test of the pool was carried out, and five sets of mooring schemes were designed to study the positioning ability of the numerical model improved by the physical model test. This paper focuses on the motion response and mooring line tension characteristics of five mooring schemes under the action of freak waves, which provides a reference for the design of floating wind turbine mooring system.

Key words: floating wind turbine; mooring system; freak wave; combined mooring line

收稿日期：2026−02−12
基金项目：国家自然科学基金重点资助项目（52331011）
作者简介：高新宇（2001–），男，硕士研究生；莫建兵（1976–），男，高级工程师；
霍发力（1982–），男，教授，通讯作者，E-mail: falihuo1982@126.com；连伟杰（2001–），男，硕士研究生；
袁朝骏（1999–），男，硕士研究生；高　翔（2003–），男，硕士研究生。

0 引 言

海上风电相较于陆地风电,得益于其更为丰富且稳定的风力资源,显示出明显的优势。对于浮式风机整体系统而言,通过优化其系泊系统以提高其定位能力是全球相关领域专家持续关注的焦点。现有研究多聚焦于常规海况下系泊系统的优化设计,而在诸如畸形波等极端波浪作用下的浮式结构定位响应研究仍相对匮乏。

在系泊系统优化方面,霍发力等[1]基于X30型浮式风机对比了多种系泊配置的性能;张彬等[2]利用Orcaflex软件对半潜式漂浮风机纵荡运动及系泊缆受力进行研究。李卓等[3]针对海上浮式风机在50~80 m的过渡区水深悬链式系泊刚度不足的问题,分析浮式风机运动和系泊张力受到工况和系泊布置的影响。Bolshev等[4]提出了一套系泊系统的自动优化方法;Benassai等[5−7]则对不同水深下悬链线与张紧式系泊系统的动力行为进行了参数化研究。这些成果为常规海况下的系泊设计提供了重要参考。

在畸形波研究方面,由于其波高极大且实测数据稀缺,相关研究长期受到限制。李金宣等[8]通过波浪叠加方法模拟畸形波的生成过程;Wang[9]基于Hermite方程建立了数值模型;高宁波等[10]通过对不同相位的波浪进行叠加,得到了所需畸形波;同样地,Wang等[11]进一步分析了畸形波对浮体运动与载荷的影响;Luo等[12−13]通过波浪水槽试验研究了冲击张力腿平台的畸形波,为了进一步了解畸形波对海洋浮式平台的影响,针对两种气隙条件和不同的畸形波冲击模式进行了实验研究;李业成等[14]通过对半潜平台开展畸形波作用下的水池试验,研究了平台位置的波面变化,监测分析其气隙响应。Zhong等[15]采用CFD分析方法对VolturnUS半潜浮式风机水动力特性进行研究,重点研究了畸形波聚焦波高、聚焦时刻、入射角对浮式风机的动力学影响。Li等[16]基于不同特性的畸形波,研究了畸形波对Spar型浮式风机的瞬态动力性能的影响。Qu等[17]考虑波流相互作用,以OC3浮式风机作为研究对象,研究其在极端畸形波工况下的动力响应,分析其系泊张力和运动加速的变化规律。

现有工作多集中于深水条件或特定平台类型,对有限水深区域中畸形波与浮式风机耦合响应的系统性研究尚不充分,特别是针对不同系泊配置在极端波浪下的定位性能缺乏深入分析。因此,本文基于实测畸形波数据,结合数值模拟方法,以Moray-Base新型浮式风机为研究对象,系统研究其在畸形波不同聚焦峰值、入射角度及系泊系统配置下的定位特性,旨在为有限水深条件下浮式风机系泊系统的设计与优化提供参考。

1 畸形波模拟原理

(1)畸形波理论公式

基于Longuet-Higgins的经典波浪理论[18],自由液面的变化可以通过以下公式进行描述

$$\eta(x,t)=\sum_{i=1}^{N}A_i\cos(k_i x-\omega_i t+\varepsilon_i) \tag{1}$$

式中:$\eta(x,t)$为水面相对于静水面的瞬时高度函数;A_i、k_i、ω_i分别为第i个组成波浪的波幅、波数与圆频率;N为构成波的总数;ε_i为第i个构成波的初始相位角。

通过调制各组成波的初始相位,可以对波的相位进行调整。在这种情况下,各个组成波的初始相位将遵循以下关系

$$k_i x_{\mathrm{p}}-\omega_i t_{\mathrm{p}}+\varepsilon_i=2m\pi \tag{2}$$

将初相位ε_i提取到公式的左侧,并设定$m=0$,则公式(2)可以重写为

$$\varepsilon_i=-k_i x_{\mathrm{p}}+\omega_i t_{\mathrm{p}} \tag{3}$$

将公式(3)代入自由液面方程(1)中,可得

$$\eta(x,t)=\sum_{i=1}^{N}A_i\cos(k_i(x-x_{\mathrm{p}})-\omega_i(t-t_{\mathrm{p}})) \tag{4}$$

公式(4)中的A_i可由海浪谱得到，其表达式为

$$A_i = \sqrt{2S_\eta(\hat{\omega}_i)\Delta\omega_i} \tag{5}$$

本文采用等分频率法对频率区间$[\omega_L, \omega_H]$进行划分，即取圆频率间隔为

$$\Delta\omega_i = \Delta\omega = \frac{\omega_H - \omega_L}{N} \quad (N = 50 \sim 200) \tag{6}$$

为避免波面以周期$2\pi/\Delta\omega$重复出现，本文中角频率ω_i由在(ω_i, ω_{i+1})范围内随机选取的$\overline{\omega}_i$代替，计算时$S_\eta(\hat{\omega}_i)$中$\hat{\omega}_i$的取值为：$\hat{\omega}_i = \overline{\omega}_i + \Delta\omega_i/2$。将公式(6)代入公式(5)中，可得到畸形波的波面方程为

$$\eta(x,t) = \sum_{i=1}^{N} \sqrt{2S_\eta(\hat{\omega}_i)\Delta\omega_i}\cos(k_i(x - x_p) - \omega_i(t - t_p)) \tag{7}$$

(2)畸形波判断准则

畸形波的判定标准包括三个必须同时满足的条件：(a)最大波峰高度与周围波峰高度的比率超过2。(b)波峰高度与波高之比应达到或超过 0.65。(c)波高与有效波高的比例大于 2。

2 浮式风机水动力模型

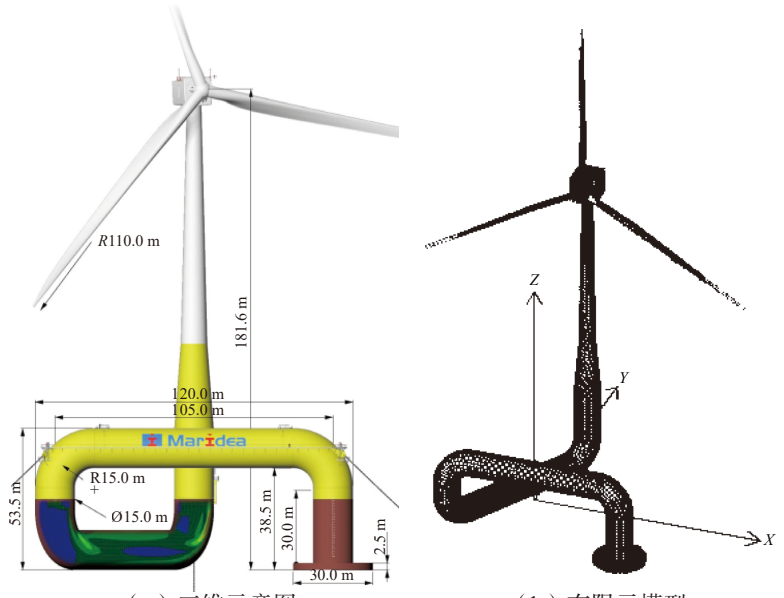
2.1 风机概况及有限元模型

本文以 Maridea 公司提出的 Moray-Base 新型浮式风机构型为研究对象，基于势流理论进行仿真数模计算，相关技术参数见表 1，所有数据均来自 Maridea 创新公司。浮式风机的示意图及数值模型如图 1 所示，主要采用四边形网格单元类型，最小网格边长为 0.5 m，网格数量为 38 136 个。

表 1 浮式风机主尺度参数

Tab.1 Main dimension parameters of floating wind turbine

参数	数值	参数	数值	参数	数值
浮体总长 /m	106	垂荡板直径 /m	30	浮体总高 /m	53.5
浮体总宽 /m	120	轮毂高度 /m	181.6	额定功率 /MW	15
浮体直径 /m	15	吃水 /m	30	排水量 /t	31 448.4



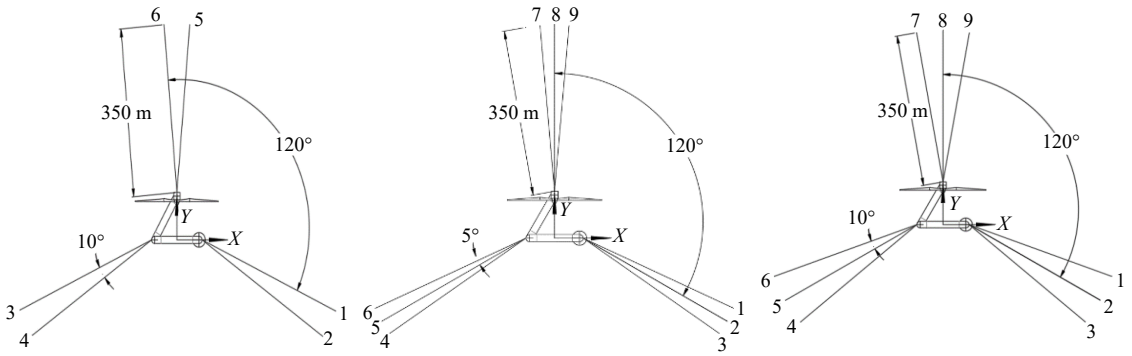
(a) 三维示意图　　(b) 有限元模型

图 1 浮式风机模型示意图

Fig.1 Diagram of floating wind turbine model

2.2 系泊方案设计

基于本文研究对象浮式风机运动特性及 60 m 工作水深, 设计优化了五套系泊方案, 重点研究不同布置和系泊材料对风机运动及锚链张力特性的影响。如图 2 所示, 浮式风机重心坐标为(−9.30, 35.74, −3.00), 波浪沿 X 轴正方向为 0°, 在锚链总重量一致的前提下, 设计了 2×3 及 3×3 两种布置方式, 5°和 10°两种系泊缆夹角; 在预紧力一致的前提下, 采用纯锚链和三段式(中间段为尼龙或聚酯缆)两种系泊缆材料组成方式, 具体材料属性如表 2~4 所示。



(a) 2×3 布置图(10°) (b) 3×3 布置图(5°) (c) 3×3 布置图(10°)

图 2 系泊方案布置图

Fig.2 Diagram of mooring layout

表 2 三段式(聚酯缆)组合系泊缆参数

Tab.2 Parameters of three-stage (polyester cable) combined mooring line

类型	直径 /mm	湿重 /(kg·m^{-1})	轴向刚度 /N	破断强度 /N	长度 /m
顶部锚链	95	158.5	9.025×10^{8}	9.002×10^{6}	10
中部聚酯缆	190	10.66	1.83×10^{8}	6.086×10^{6}	70
底部锚链	95	158.5	9.025×10^{8}	9.002×10^{6}	276

表 3 三段式(尼龙)组合系泊缆参数

Tab.3 Parameters of three-stage (nylon) combined mooring line

类型	直径 /mm	湿重 /(kg·m^{-1})	轴向刚度 /N	破断强度 /N	长度 /m
顶部锚链	95	158.5	9.025×10^{8}	9.002×10^{6}	10
中部尼龙	176	−4.54	3.14×10^{7}	6.280×10^{6}	70
底部锚链	95	158.5	9.025×10^{8}	9.002×10^{6}	276

表 4 全锚链式锚链参数

Tab.4 Parameters of full chain anchor chain

布置方式	直径 /mm	湿重 /(kg·m^{-1})	轴向刚度 /N	破断强度 /N	长度 /m
2×3	95	158.5	9.025×10^{8}	9.002×10^{6}	360
3×3	76	101.44	9.025×10^{8}	6.002×10^{6}	357.5

3 风机水池模拟试验

3.1 试验水池

本次模型试验在江苏科技大学风浪流综合水池开展, 该水池长 38 m、宽 15 m, 且最大有效水深达 1 m, 最大造波能力可达 0.35 m。试验水池的全景图如图 3 所示。



图 3　风浪流综合水池全景

Fig.3　Overview of the combined wind, wave, and current test basin

3.2 风机模型设计

根据现有场地的物理条件以及模型制造能力，选择 1∶68.5 作为本次试验的整体缩尺比系数，并根据相似准则对模型进行缩尺，主要设计参数如表 5 所示，物理模型如图 4 所示。

表 5　浮式风机参数

Tab.5　Parameters of floating wind turbine

参数	实际值	模型值	参数	实际值	模型值
浮体总长 /m	106	1.55	垂荡板直径 /m	30	0.45
浮体总宽 /m	120	1.75	轮毂高度 /m	181.6	2.65
浮体总高 /m	53.5	0.78	叶片长度 /m	110	0.15
浮体直径 /m	15	0.22	吃水 /m	30	0.45
排水量 /t	31 448.4	0.10	水深 /m	60	0.87



（a）　　（b）

图 4　浮式风机物理模型

Fig.4　Physical model of floating wind turbine

3.3 衰减试验

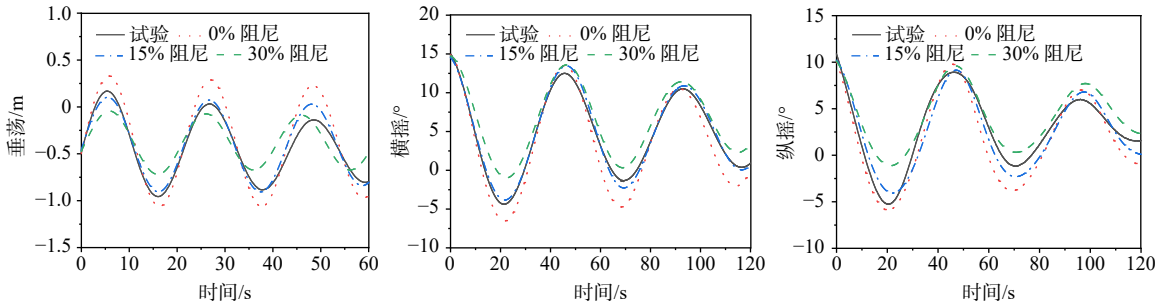
本次物理模型水池试验开展了自由衰减试验和系泊系统对比试验，获得了浮式风机的固有周期和阻尼特性，从而对数值模型进行修正。

3.3.1 自由衰减试验

自由衰减试验主要获得了风机在横摇、纵摇、垂荡三个自由度下的衰减固有周期和阻尼，并与数值模型进行对比，从而修正数值模型。图 5 展示了不同阻尼修正情况下浮式风机在垂荡、横摇和纵摇三个自由度上的衰减时域曲线，通过将水池试验的数据按照相应缩尺比进行放大，与实际数值模型数据进行对比。从曲线中可以观察到，采用 15% 临界阻尼进行修正时，浮式风机的衰减幅度和周期与数值模拟的结果具有较好的一致性。最终的衰减周期误差被控制在 5% 以下，而最大幅值误差则控制在 10% 以下，具体对比数据如表 6 所示。

3.3.2 系泊衰减试验

本次系泊衰减试验采用 2×3 布置方式，系泊缆材料如表 7 所示。图 6 展示了在全锚链系泊系统下



（a）垂荡 （b）横摇 （c）纵摇

图 5 自由衰减周期对比

Fig.5 Comparison of free decay period

表 6 自由衰减试验与数值模型对比

Tab.6 Comparison of free decay test and numerical model

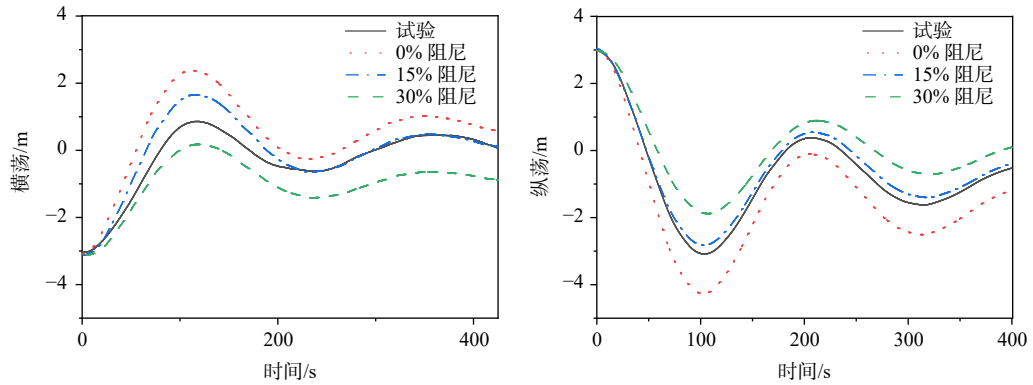
自由度	模型试验	数值模拟	衰减周期误差	最大幅值误差
横摇	50.71 s	49.99 s	1.42%	8.89%
纵摇	47.67 s	46.15 s	3.19%	6.81%
垂荡	21.11 s	21.52 s	1.94%	7.08%

不同阻尼修正情况下浮式风机横荡、纵荡的衰减时域曲线。可以看出，采用 15% 临界阻尼进行修正时，浮式风机的纵荡、横荡衰减幅值、衰减周期与数值模拟结果吻合较好，衰减周期误差控制在 10% 以内，最大幅值误差为 10.17%，具体比较数据如表 8 所示。

表 7 试验锚链参数

Tab.7 Parameters of test anchor chain

类型	直径 /mm	湿重 /（$kg\cdot m^{-1}$）	轴向刚度 /N	最大破断力 /N	长度 /m
实体	95	158.5	9.025×10^{8}	9×10^{6}	360
模型	1.4	0.034	2807.8	28	5.25



（a）横荡 （b）纵荡

图 6 系泊衰减周期对比

Fig.6 Comparison of mooring decay period

表 8 系泊衰减试验与数值模型对比

Tab.8 Comparison of mooring decay test and numerical model

自由度	模型试验	数值模拟	衰减周期误差	最大幅值误差
横荡	244.92 s	235.50 s	9.42%	10.17%
纵荡	204.79 s	213.90 s	4.45%	8.40%

4 畸形波作用下系泊特性分析

4.1 实测畸形波数据

本文基于衰减试验修正后的浮式风机有限元模型，对浮式风机系泊系统进行畸形波作用下的仿真分析。使用在 1987 年 11 月 24 日发生在距 Yura 渔港 3 km 处的一次畸形波进行研究，有义波高为 5.06 m，最大波高为 11.03 m，波浪的平均周期为 10.8 s，如图 7 所示为 Yura 波的波高时域历程[19]。

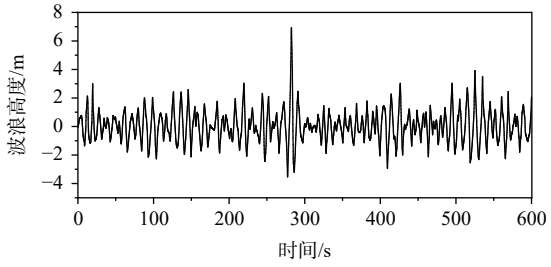


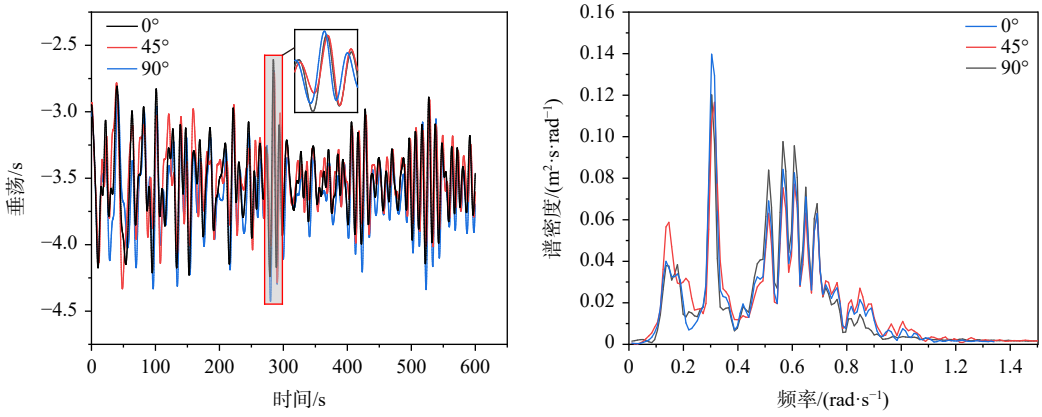
图 7　Yura 波时域历程曲线图

Fig.7　Time history curve of Yura wave

4.2 不同浪向研究

4.2.1 风机运动分析

以全锚链 2×3 系泊方案为基础，分析畸形波在不同浪向下对浮式风机运动响应及锚链张力影响。图 8 为浮式风机在 0°、45°和 90° Yura 畸形波作用下的垂荡运动时域及频域曲线。



（a）　（b）

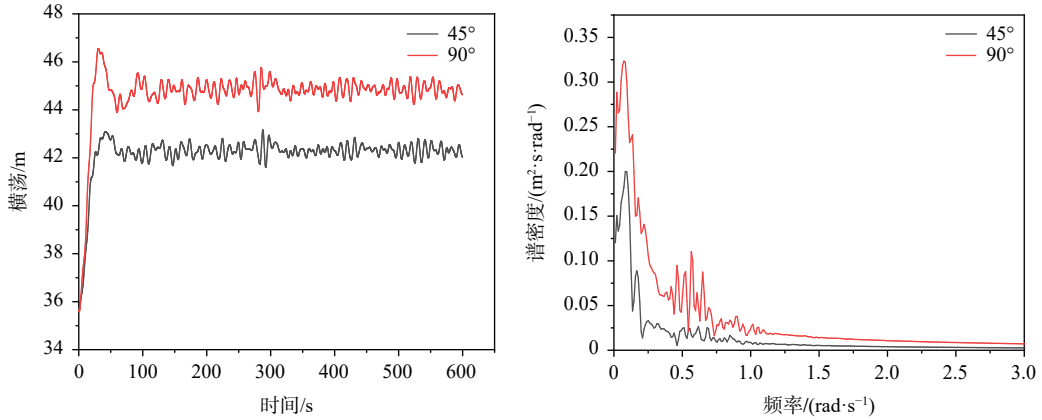
图 8　垂荡曲线

Fig.8　Heave curves

（1）垂荡运动：在时域范围内，可以发现在畸形波作用下，90°浪向下垂荡幅值最大为 1.73 m，其瞬时冲击幅度达稳定阶段幅值（1.14 m）的 155%；在 45°浪向下垂荡幅值最大为 1.4 m，瞬时突变达 156%；在 0°浪向下垂荡幅值最大为 1.57 m，瞬时突变达 160%。结合频域曲线图可以看出，风机在不同浪向下的垂荡变化趋势基本一致，这表明风机垂荡运动主要受固有属性影响。在 0.3 rad/s 左右，三种浪向下谱密度均出现最大值，这对应了浮式风机垂荡固有频率，揭示波浪一阶激励与结构刚体模态的锁频效应；在 0.4~1.2 rad/s 频率范围内，出现多峰现象，整体呈先增大后减小的趋势，这些高频波动成分可能与数值计算中的频谱特性、流体动力相互作用的高阶谐波响应等因素相关。

（2）横荡运动：如图 9 所示，45°和 90°浪向下横荡运动趋势基本一致，但 90°浪向下横荡最大运动幅值（为 0.92 m）大于 45°浪向（为 0.78 m），同时 90°浪向下横荡平衡位置大于 45°浪向。这是由于 90°正横浪时浮体横向投影面积最大，导致 4 根系泊缆同时承受横向拉伸，系泊系统的等效刚度更低，削弱了

系统约束能力，放大横荡响应。

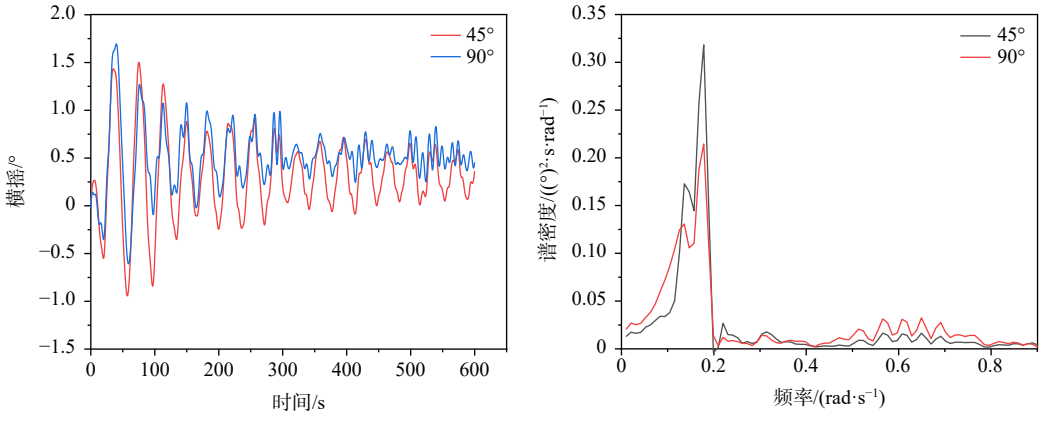


（a） （b）

图 9 横荡曲线

Fig.9 Swaying curves

在频域范围内，45°和 90°浪向下的共振峰值均在 0.1 rad/s 左右，90°浪向下整体谱密度更高。这是由于 0.1 rad/s 对应波浪差频慢漂力主导频段，90°浪向因全横向投影，波浪能量捕获效率更高，导致共振峰显著增强。在 0.1~0.2 rad/s 范围内，三个显著峰值与浮体在多自由度耦合模态下的固有频率有关，如图 8 与图 10 所示，浮式风机作为一个多自由度系统，在此频段下耦合共振，从而在 0.1~0.2 rad/s 范围内产生多峰现象。同时在 0.4~0.8 rad/s 范围内，90°产生的共振多峰幅值显著大于 45°浪向。这主要是由于正横浪下浮体两侧产生对称旋涡脱落，从而导致高频多峰现象，而 45°斜浪漩涡脱落则因流场干扰被抑制。



（a） （b）

图 10 横摇曲线

Fig.10 Rolling curves

(3)横摇运动：如图 10 所示，可以发现 90°浪向下横摇平衡角度(为 0.51°)大于 45°浪向(为 0.31°)；而 45°浪向下最大横摇幅值(为 1.22°)大于 90°浪向(为 1.15°)。这是因为 45°斜浪作用下，波浪力的扭矩臂更长，形成更大的力矩，导致更大的角度摆动。此外，45°时可能存在非线性耦合效应，比如横荡和横摇之间的相互影响，加剧了角度变化。同时可以看出 45°浪向下横摇大致呈周期性规律变化，而 90°浪向下呈连续不规则波动特点。因为 45°斜浪作用下的波浪力方向稳定，系统响应更规律。而 90°浪向时，波浪直接横向冲击，引起多模态的响应，导致不规则波动。特别是当波浪频率接近系统多个固有频率时，更容易引发复杂的共振模式，使得运动更不规则。

在频域范围内，45°和 90°浪向下的谱密度峰值均出现在 0.18 rad/s，45°相对更大；随频率增大，两种

浪向下横摇谱密度变化趋势基本一致，90°浪向下相对更大。这是由于在 90°时，系泊系统处于对称受力状态，抑制低频运动，但高频部分受缆绳的刚度影响谱密度相对更大。45°时主要受力的系泊缆更少，缆绳张力变化更大，导致低频能量更集中，但高频耗散较少。

4.2.2 锚链张力分析

如图 11 所示，浮式风机在 0°、45°及 90°浪向 Yura 畸形波激励下，迎浪面系泊缆动力响应呈现显著非线性特征。

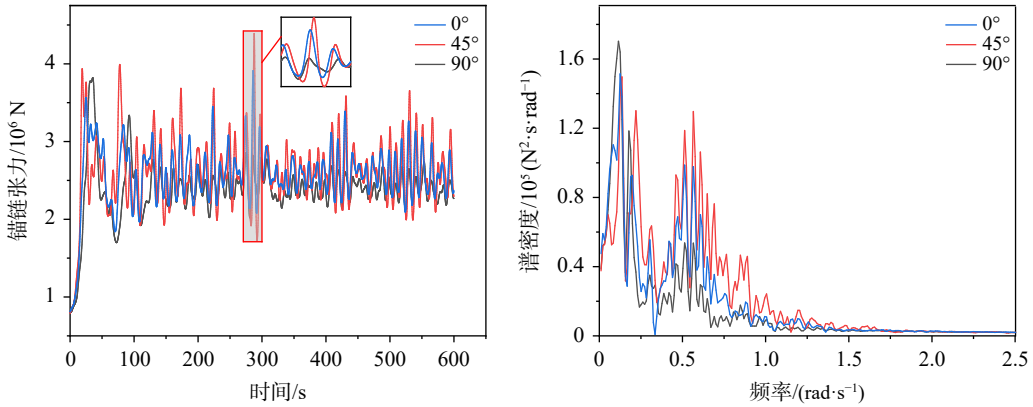


图 11　系泊张力响应曲线

Fig.11　Curve of mooring tension response

在时域范围内，0°和 45°浪向下系泊缆张力最大值分别为 4.39×10^6 N、3.91×10^6 N，均对应于畸形波相位聚焦时刻，对比稳定阶段分别为 3.45×10^6 N、3.34×10^6 N，产生 127% 和 117% 的瞬时增幅；相反在 90°浪向下，系泊缆受力整体较为稳定，并未在畸形波作用下产生瞬时突变。这是因为 90°浪向下，系泊系统虽承受同等量级波浪激励，但由于四根系泊缆构成的对称布置形成载荷均衡机制（见图 2），有效避免了系泊缆张力产生显著波动。

在频域范围内，可以看出浮式风机在三个浪向下均在 0.1 rad/s 左右产生共振，此时 90°浪向下谱密度响应最大，45°浪向下最小。在 0.25~1.25 rad/s 频率范围内，45°浪向下谱密度响应最大，三个浪向均呈先增大后减小的整体趋势；同时在 0.5~0.75 rad/s 频率范围出现多峰特性，这与系泊系统的几何非线性密切相关。在高频段（>1.25 rad/s）谱密度量级快速下降，反映了系统的附加质量效应及辐射阻尼增大。

4.3 系泊系统研究

4.3.1 风机运动分析

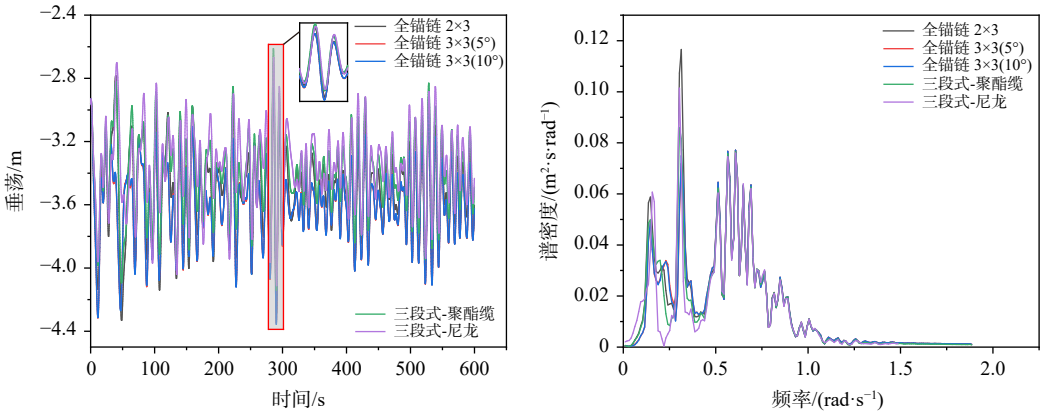
考虑来浪方向的运动响应，本文重点研究 45°浪向下的运动和系泊特性，如图 12~14 所示分别为浮式风机在 45°浪向 Yura 波作用下不同系泊系统的垂荡、横荡、横摇运动时域及频域曲线。

（1）垂荡运动：由分析结果可知，Yura 畸形波未发生前，三段式（尼龙）方案垂荡运动幅值最大，为 1.0 m；全锚链 3×3 垂荡运动幅值最小，为 0.7 m。在 Yura 畸形波作用下，三段式（尼龙）方案垂荡运动幅值为 1.4 m，全锚链式浮式风机的垂荡运动幅值大约为 1.2 m，瞬时突变达到 140% 和 171%。这表明全锚链系泊方案由于刚度更大使得垂荡运动减小、瞬时突变增强。

在频域范围内对比，五种系泊方案均在 0.3 rad/s 左右发生共振，印证了浮式风机的垂荡固有频率；同时可以看到五种系泊方案中，刚度更大的系泊方案谱密度更低，能够抑制共振现象，有更好的运动控制效果。在 0.5~1.0 rad/s 范围内，同样有多峰现象发生，但五种系泊系统下的趋势与谱密度大小基本一致，这表明在波频段浮式风机的垂荡运动主要受风机固有属性影响。

（2）横荡运动：如图 13 所示，全锚链 3×3 在两种间隔夹角下的横荡平衡位置基本一致。五种系泊方案的横荡平衡位置主要受系泊系统刚度影响，三段式（尼龙）方案横荡平衡位置最远，这主要是由于尼

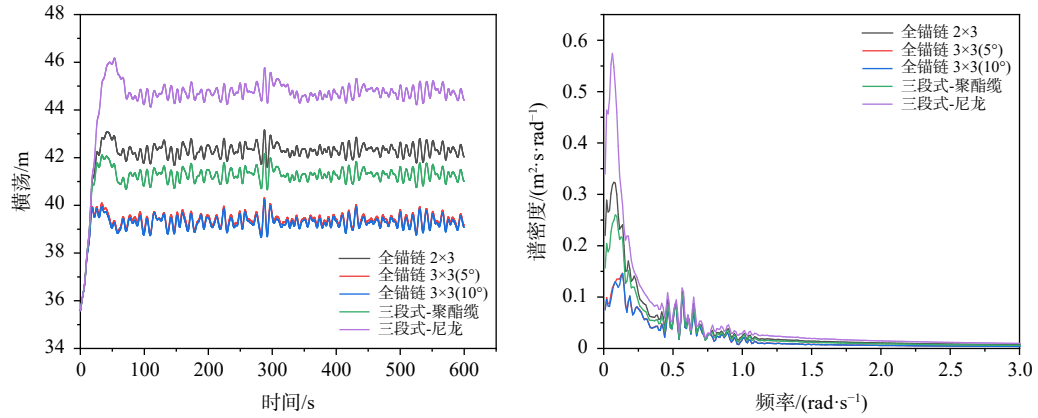
龙的低刚度特性扩大了平衡位置,其次由于系泊系统的垂向平衡位置更高,导致浮体吃水变浅、稳心高更高,浮态变化削弱横向回复刚度,允许更大水平偏移。



（a） （b）

图 12 垂荡曲线

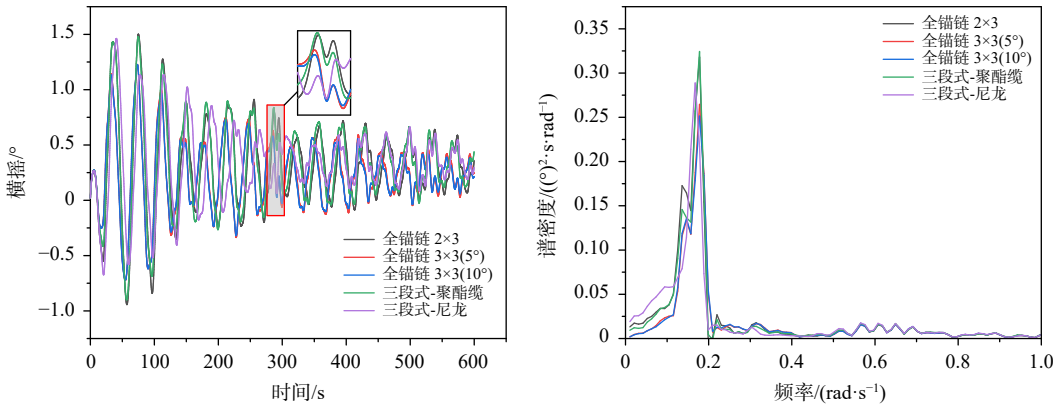
Fig.12 Heave curves



（a） （b）

图 13 横荡曲线

Fig.13 Swaying curves



（a） （b）

图 14 横摇曲线图曲线

Fig.14 Rolling curves

值得注意的是,在畸形波作用下五种系泊方案的风机横荡运动幅值变化均较小,且横荡运动趋势

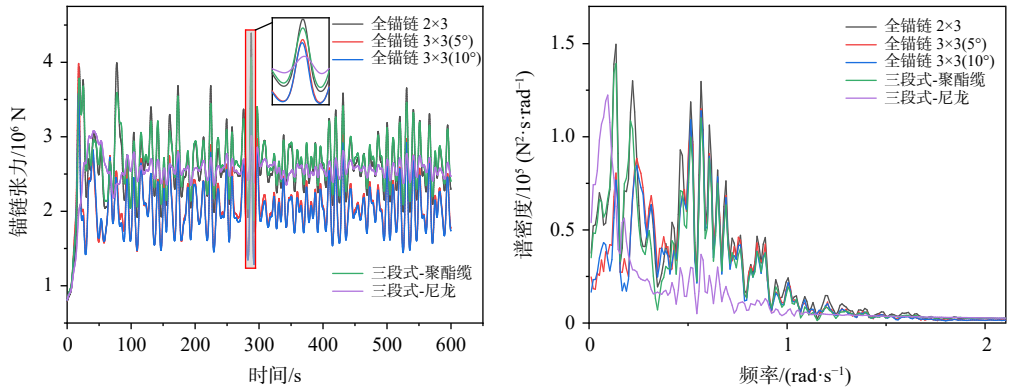
基本一致，这表明其主要受风机的固有属性影响。同时在频域范围内可以印证，浮式风机横荡运动主要受低频慢漂力影响，集中在 0~0.25 rad/s 范围内。

（3）横摇运动：如图 14 所示，全锚链 2×3 布置方案相比三段式（尼龙）方案横摇幅值更大，这是由于全锚链 2×3 方案采用高刚度钢链，水平约束强但阻尼性能弱（钢材固有阻尼比仅 0.5%~1%），在波浪力矩作用下，系统无法通过材料变形耗能，导致横摇动能转化为大幅角位移；而尼龙凭借其低刚度特性吸收波浪能量，抑制角加速度，使横摇幅值降低。同样，全锚链 3×3 在两种间隔夹角下的横摇趋势基本一致。3×3 布置方式通过增加系泊系统的转动刚度，相比 2×3 布置方式横摇幅值更小。

在频域范围内，谱密度主要集中在 0~0.2 rad/s 范围内，该频段对应波浪慢漂力周期与浮体横摇固有频率锁定共振；同时低频波浪力做功效率高，谱密度占比更大。当频率大于 0.2 rad/s 时，谱密度迅速降低，在 0.2~1 rad/s 范围内波动趋于零，由于高频振动波长小于浮体尺度，浮体运动呈现局部振荡而非整体刚体运动。

4.3.2 锚链张力分析

在 45°浪向 Yura 波作用下，不同系泊方案的迎浪面系泊缆张力时域以及频域曲线如图 15 所示。



（a）　　（b）

图 15　系泊张力曲线

Fig.15　Mooring tension curves

（1）不同材料分析：不同系泊方案所受锚链张力如表 9 所示。全锚链和三段式方案对比表明：其所采用的系泊缆刚度不同，全锚链受力最大；聚酯缆刚度虽小于锚链但破断强度也小，因而安全系数更低；而尼龙在张力减小的同时安全性有所提高。

表 9　锚链张力分析结果

Tab.9　Analysis results of anchor chain tension

	全锚链2×3	全锚链3×3（5°）	全锚链3×3（10°）	三段式（聚酯缆）	三段式（尼龙）
平均张力/N	2.88×10^6	2.07×10^6	2.09×10^6	2.78×10^6	2.66×10^6
最大值/N	4.86×10^6	3.63×10^6	3.66×10^6	4.21×10^6	3.12×10^6
安全系数	1.85	1.65	1.63	1.43	2.08

（2）不同布置方式分析：3×3 布置方式由于采用了 9 根系泊缆，因此其系泊缆平均张力最小，但由于直径减小，安全系数相对更小。而不同锚链间距所受张力相差较小，设计过程中应重点关注其运动控制效果。图 16 所示为破断工况下不同布置方式系泊缆张力曲线，3×3 布置方式最大破断张力为 4.48×10^6 N，安全系数为 1.34；2×3 布置方式最大破断张力为 7.40×10^6 N，安全系数为 1.21。3×3 布置方式的多缆冗余设计分散了载荷，单缆平均受力降低 32%，破断工况下剩余缆绳可通过动态重构维持系统稳定性，因此整体安全性更高。然而，单缆直径减小导致局部应力集中风险，使得完整工况下安全系数低于 2×3 布置。

在频域范围内，除三段式(尼龙)方案外，其他三种方案因材料特性相近而整体特征趋于一致。在 0~0.4 rad/s 范围内，全锚链与聚酯缆系统的双峰特性源于波浪慢漂力(0.1~0.2 rad/s)与纵荡-垂荡耦合模态(0.3~0.4 rad/s)的共同作用；尼龙缆因轴向刚度显著较低，导致系统固有频率发生变化，并降低了波浪激励的传递函数增益。在 0.4~1.25 rad/s 范围内，五种方案均呈现多峰现象，锚链和聚酯缆系统的峰值更为显著，这与其较高的刚度引起的振动有关。对于聚酯缆，其响应特征与锚链相似，二者的动力响应差异主要受刚度主导；而尼龙缆系统由于整体刚度低，有效过滤了高频波浪成分，表现出平滑的谱特征。

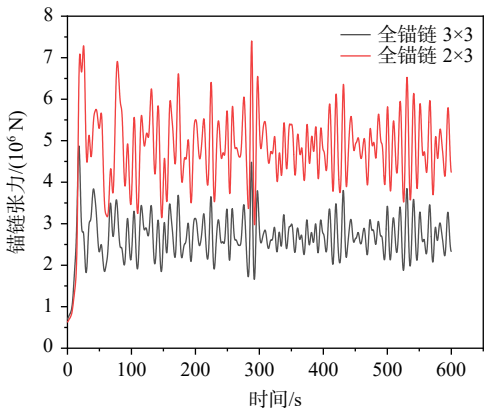


图 16 破断工况系泊张力曲线图

Fig.16 Mooring tension curve under breaking condition

综合以上对浮式风机运动响应与系泊张力的分析，优选设计方案为 3×3 布置方式，三段式(尼龙)系泊方案，该方案在安全性上表现最为突出，其安全系数(2.08)远高于其他方案，能提供最大的安全裕度；同时，尼龙材料的低刚度特性有效抑制了风机的运动和系泊系统的共振响应；在畸形波等极端载荷作用下，其柔性的动力响应能显著降低系泊缆的峰值张力。该方案的主要缺点是总体系泊刚度较低从而影响风机平衡位置，实际工程中应考虑风机营运要求。

4.4 聚焦波峰值影响

为研究不同畸形波的聚焦波峰值大小对浮式风机系泊系统及运动响应的影响，在保持相位和周期不变的基础上，改变畸形波最大波高，其波高分别为 11 m、14 m、17 m。不同畸形波峰值下浮式风机的系泊张力和运动响应如图 17 所示。可以发现，3 种不同畸形波峰值作用下浮式风机的运动响应及系泊缆张力随聚焦波峰幅值的增大而增大，其运动趋势具有相似的特征，这与 Deng 等[20] 的研究结果一致。当畸形波峰值从 11 m 增至 14 m 时，纵荡峰值增大 0.2 m，垂荡峰值增大 0.1 m，锚链张力增大 3×10^4 N；畸形波峰值从 14 m 增加至 17 m 时，纵荡峰值增大 0.1 m，垂荡峰值基本不变，锚链张力增大 7×10^3 N。这表明系统的非线性来源于波浪与结构之间的相互作用以及系泊动力学的影响。综上所述，随着波高的增加，风机系泊系统的响应表现出强烈的非线性变化，尤其是在波峰幅值较大的情况下，系统的动力响应更为敏感。

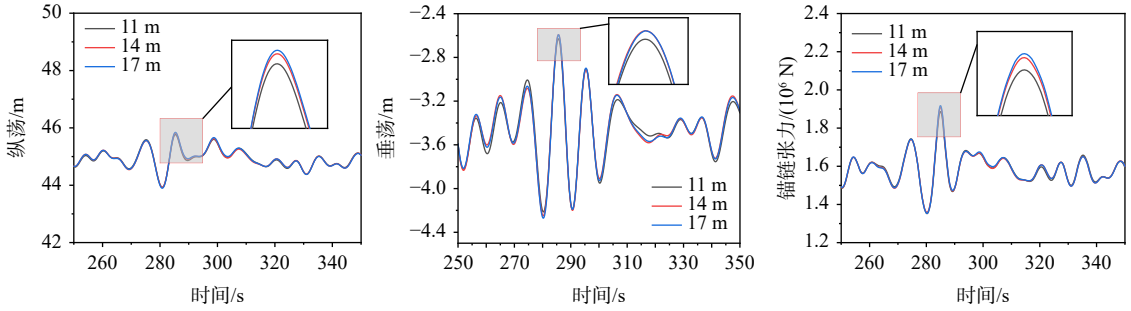


图 17 不同聚焦波峰值作用下的动力响应

Fig.17 Dynamic response under different focused wave peaks

5 结 论

本文研究了在风浪流耦合作用下的浮式风机系泊定位系统，针对浮式风机系泊定位关键问题，设

计了五种系泊方案，包含了可适用于较大潮差、系泊半径小的三段组合式系泊缆的多点半张紧系泊系统，并开展风机模型水池试验，验证了数值有限元模型的准确性。重点分析其在畸形波海况下的系泊定位特性，得到了以下结论：

（1）通过开展浮式风机物理模型水池试验，基于自由衰减试验修正风机数值水动力模型的参数，数值模型衰减周期误差和幅值误差控制在 10% 以内，浮式风机的数值模型与物理模型之间具有较高的相似度，验证了有限元模型分析方法的准确性。

（2）风机运动表现出明显的浪向依赖性：90°浪向下的垂荡及横荡幅值最大，分别为 1.73 m、0.92 m。垂荡运动主要受固有属性影响，出现了明显的锁频效应，在 0.3 rad/s 频率下谱密度达到最大值。受系泊系统影响，45°浪向下的横摇幅值最大为 1.22°，呈周期性变化；90°浪向下横摇幅值最大为 1.15°，呈不规则变化。

（3）锚链张力在不同浪向下的变化特征揭示了系统的非线性响应：在 0°和 45°浪向下系泊缆张力在畸形波相位聚焦时产生瞬时增幅。90°浪向下则由于对称布置，系泊缆张力较为稳定，系泊缆在多个频段的共振与系泊系统非线性特征密切相关。

（4）材料刚度主导系泊系统响应：全锚链（2×3）因高刚度特性产生最大张力（4.39×10^6 N，安全系数 2.05），频域参数共振显著；尼龙方案通过低刚度特性降低动态张力（3.01×10^6 N，安全系数 2.08）并抑制突变。

（5）布置方式影响系泊系统响应：3×3 冗余布置分散载荷，破断安全系数（1.34）优于 2×3 布置（1.21），但单缆直径减小导致应力集中风险。不同系泊缆夹角对锚链张力影响较小，系泊系统需权衡刚度、阻尼与冗余布局，以平衡安全性与疲劳寿命。

（6）随着聚焦波峰值的增大，浮式风机的系泊张力和运动响应显著增加，且运动趋势一致，波浪与结构的相互作用及系泊动力学引发的非线性特性随着波浪冲击强度增强而加剧。

参 考 文 献：

[1] 霍发力，蒋文馨，朱晨阳. 浮式风机浅海区域系泊系统定位特性研究[J]. 中国造船，2022，63(6)：174–187.
Huo F L, Jiang W X, Zhu C Y. Research on positioning characteristics of mooring system in shallow sea area of floating wind turbine[J]. Shipbuilding of China, 2022, 63(6): 174–187. (in Chinese)

[2] 张　彬，赵新颖，尚勇志，等. 海底地形对浅水半潜式漂浮风机悬链式系泊系统的影响研究[J]. 中国造船，2022，63(5)：146–156.
Zhang B, Zhao X X, Shang Y Z, et al. Study on the influence of seabed topography on catenary mooring system of shallow water semi-submersible floating wind turbine[J]. Shipbuilding of China, 2022, 63(5): 146–156. (in Chinese)

[3] 李　卓，范 可，马林静，等. 考虑过渡区水深的浮式风机系泊系统设计[J]. 船海工程，2022，51(3)：95–99+112.
Li Z, Fan K, Ma L J, et al. Design of floating wind turbine mooring system considering water depth in transition zone[J]. Ship and Sea Engineering, 2022, 51(3): 95–99+112. (in Chinese)

[4] Bolshev A, Frolov S, Shonina E. Mooring system optimization for marine floating hydrotechnical structures[J]. Magazine of Civil Engineering, 2022, 111(3): 11112.

[5] Benassai G, Campanile A, Piscopo V, et al. Mooring control of semi-submersible structures for wind turbines[J]. Procedia Engineering, 2014, 70: 132–141.

[6] Benassai G, Campanile A, Piscopo V, et al. Ultimate and accidental limit state design for mooring systems of floating offshore wind turbines[J]. Ocean Engineering, 2014, 92: 64–74.

[7] Benassai G, Campanile A, Piscopo V, et al. Optimization of mooring systems for floating offshore wind turbines[J]. Coastal Engineering Journal, 2015, 57(4): 155002101–155002119.

[8] 李金宣，张亚荣，柳淑学，等. 基于双波群聚焦机制的畸形波生成机理分析[J]. 水动力学研究与进展 (A 辑)，2020，35(4)：497–504.

Li J X, Zhang Y R, Liu S X, et al. Analysis of freak wave generation mechanism based on double wave group focusing mechanism[J]. Hydrodynamic Research and Progress (A), 2020, 35(4): 497–504. (in Chinese)

[9] Wang Y. Estimation of wave crest amplitudes distribution and freak wave occurrence in a short crested mixed sea[J]. China Ocean Engineering, 2019, 33(4): 484–492.

[10] Gao N B, Zhang H, Yang J M, et al. A phase modulation method for simulating specific freak wave trains[J]. Journal of Ship Mechanics, 2019, 23(9): 1021–1033.

[11] Wang J, Wang Y, Guo R, et al. Dynamic responses of TLP considering coupled transverse and axial effect of tether under second-order wave and freak wave[J]. Journal of Marine Science and Technology, 2022, 27(2): 1084–1103.

[12] Luo M, Koh C G, Lee W X, et al. Experimental study of freak wave impacts on a tension-leg platform[J]. Marine Structures, 2020, 74: 102821.

[13] Luo M, Rubinato M, Wang X, et al. Experimental investigation of freak wave actions on a floating platform and effects of the air gap[J]. Ocean Engineering, 2022, 253: 111192.

[14] 李业成, 宋　扬, 李新超, 等. 畸形波作用下半潜式平台波浪爬升与气隙响应特性[J]. 海洋工程, 2021, 39(4): 20–28.
Li Y C, Song Y, Li X C, et al. Response characteristics of wave run-up and air gap of semi-submersible platform under freak waves[J]. Ocean Engineering, 2021, 39(4): 20–28. (in Chinese)

[15] Zhong W, Zhang X, Wan D. Hydrodynamic characteristics of a 15 MW semi-submersible floating offshore wind turbine in freak waves[J]. Ocean Engineering, 2023, 283: 115094.

[16] Li Y, Li H, Wang Z, et al. The dynamic response of a Spar-type floating wind turbine under freak waves with different properties[J]. Marine Structures, 2023, 91: 103471.

[17] Qu X, Li Y, Tang Y, et al. Dynamic response of spar-type floating offshore wind turbine in freak wave considering the wave-current interaction effect[J]. Applied Ocean Research, 2020, 100: 102178.

[18] Longuet-higgins M S. On the statistical distribution of the heights of sea waves[J]. Journal of Marine Research, 1952, 11(3): 245–266.

[19] Mori N, Liu P C, Yasuda T. Analysis of freak wave measurements in the Sea of Japan[J]. Ocean Engineering, 2002, 29(11): 1399–1414.

[20] Deng Y F, Yang J M, Xiao L F. Influence of wave group characteristics on the motion of a semisubmersible in freak waves[C]//Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. San Francisco: AMSE, 2014.