



极端海况下考虑系泊断裂风-浪联合发电结构体系失稳机理与判别准则

李文杰^{1,2}, 柯世堂^{1*}, 张郁江¹, 朱松晔³, 任贺贺¹

1. 南京航空航天大学土木与机场工程系, 南京 211106

2. 桂林理工大学土木工程学院, 桂林 541004

3. 香港理工大学土木及环境工程学系, 香港 999077

* E-mail: keshitang@163.com

收稿日期: 2024-09-05; 接受日期: 2024-11-18; 网络版发表日期: 2025-03-31

国家自然科学基金(批准号: 52078251, 52211530086, 52321165649, 52108456)、江苏省自然科学基金(批准号: BK20211518, BK20210309)和中央高校基本科研业务费专项资金(编号: NS2023038)资助项目

摘要 风-浪联合发电结构是由叶片、机舱、塔筒、浮台、浮子和系泊组成的多柔-刚性多体动力学复杂系统, 其中系泊是确保极端海况下风-浪联合发电结构体系抗风稳定性的核心构件和最终屏障. 为探究风-浪联合发电结构体系断缆失稳机理与判别准则, 本文设计提出了一种集成半潜式风力机和垂荡式浮子的新型风-浪联合发电结构体系, 基于model coupling toolkit (MCT)耦合平台建立了WRF-SWAN-FVCOM (W-S-F)中尺度实时耦合模拟方法, 分析了台风Meranti过境全过程中台风-浪-流时空演变, 结合中/小尺度嵌套降阶模拟方法(WRF-CFD/CSD)探究了风-浪联合发电结构体系非线性振动响应规律, 最后根据断缆失稳全过程揭示了结构体系跳跃失稳机理并建立了失稳判别准则. 结果表明: 中尺度W-S-F耦合模拟比单WRF模式的台风路径误差减小了33.4%, 风速精度提高了12%; 系泊断裂全过程风-浪联合发电结构体系运动遵循跳跃失稳机理, 主系泊和侧系泊断裂后位移分别以纵荡和横荡为主; 当位移失稳指标 $w \geq 3\%$ 时, 结构体系因系泊断裂由前平稳阶段进入跳跃失稳阶段, 最后进入后平稳阶段. 本文研究结论可为风-浪联合发电结构体系稳定性设计提供理论基础.

关键词 风-浪联合发电结构体系, 台风-浪-流, 系泊断裂, 失稳机理, 判别准则

1 引言

国家“双碳”政策^[1]的实施加速了我国能源结构向低碳化转型, 尤其是发展海上风能、波浪能和潮汐能等可再生能源已成为国家能源战略的迫切需求. “海上风电+”是国际战略性新兴产业, 已成为未来风能发展

的技术制高点. 风-浪联合发电结构体系作为一种多能互补发电装置, 必将成为海上可再生能源的发展重心. 与近海相比, 深远海风能波浪能资源更为丰富, 但台风-浪-流环境也更加恶劣, 风-浪联合发电结构体系非线性振动响应更加显著, 甚至或因断缆或碰撞等偶然因素而发生失稳. 现行规范^[2,3]和研究文献没有明确结

引用格式: 李文杰, 柯世堂, 张郁江, 等. 极端海况下考虑系泊断裂风-浪联合发电结构体系失稳机理与判别准则. 中国科学: 技术科学, 2025, 55: 717–728
Li W J, Ke S T, Zhang Y J, et al. Instability mechanism and criteria of wind-wave co-generation structural system considering mooring failure under extreme sea conditions (in Chinese). Sci Sin Tech, 2025, 55: 717–728, doi: 10.1360/SST-2024-0224

构体系稳定性设计指标, 更缺乏相应的失稳判别准则。

现有关于风-浪联合发电结构体系的研究, 大多数从结构模型设计出发, 将立柱式^[4]、半潜式^[5,6]或张力腿式^[7]风能结构与点吸收式^[4,8]、摇摆式^[6,9]或升沉式^[10]波浪能结构进行组合, 并针对特定的组合结构开展气动水动荷载^[8,11~13]、结构运动响应^[14~17]、系泊锚缆系统^[18,19]和综合发电效率^[6,20]等研究, 初步探索了不同风-浪联合发电结构体系的振动特性和发电性能。风-浪联合发电结构体系主要通过系泊系统抵抗复杂的海洋环境, 从而保证结构整体稳定性, 系泊若因偶然因素发生断裂将对结构稳定性造成重大威胁。目前关于系泊断裂的研究多集中于海洋平台^[21]、浮式桥梁^[22]和浮式风机^[23,24]等, 大多根据浮式结构断缆前后的运动稳定区域评估系泊对整体结构体系可靠度的影响。风-浪联合发电结构体系中浮筒、立柱和浮子间干扰效应与浮式风机等结构存在显著差异, 且对结构整体稳定性的影响不可忽略, 目前关于风-浪联合发电结构体系断缆的研究处于空白。因此, 开展系泊断裂对风-浪联合发电结构体系整体稳定性研究, 对保障风-浪联合发电结构体系的安全运行具有重要意义。

鉴于此, 本文设计提出了一种新型海上风-浪联合发电结构体系模型, 基于MCT中尺度耦合平台模拟了台风Meranti过境全过程中台风-浪-流的时空演变特性, 采用中/小尺度嵌套的降尺度模拟方法分析了不同海况下结构体系非线性振动响应特性, 最后结合系泊断裂失稳全过程揭示了结构体系断缆失稳机理, 并建立了失稳判别准则, 研究结论可为风-浪联合发电结构体系的设计和稳定运行提供理论参考。

2 风-浪联合发电结构体系

风-浪联合发电结构体系目前暂无大规模商业化应用案例, 现行概念设计阶段出现了多种漂浮式风机和波能能浮子的组合形式。本文设计提出了一种集成半潜式风力机和垂荡式浮子的新型风-浪联合发电结构体系, 图1和表1分别给出了风-浪联合发电结构体系主要参数和模型示意图。

风能结构选用NREL 5 MW海上风力机, 如图1(a), 其动力响应特征已从数值模拟和物理模型试验得到了较好的对比验证^[25,26], 目前已大量应用于科学研究。风轮直径为126 m, 仰角为5°, 塔架高度为90 m, 叶片翼型

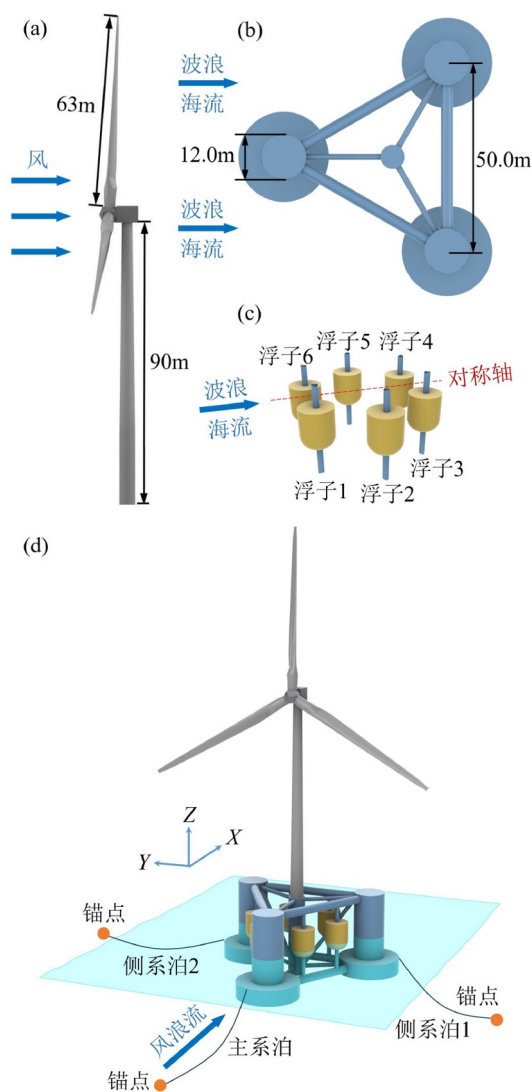


图1 (网络版彩图)风-浪联合发电结构体系模型示意图。(a) NREL 5MW风力机; (b) DeepCwind半潜式平台; (c) 浮子和导管; (d) 风-浪联合发电整体结构体系

Figure 1 (Color online) Schematic of the wind-wave co-generation structural system model. (a) NREL 5MW wind turbine; (b) DeepCwind semi-submersible platform; (c) floats and conduits; (d) wind-wave co-generation structural system.

由Cylinder、DU和NACA64组合而成。风力机下部选用DeepCwind半潜式平台, 如图1(b), 由1个中立柱和3个浮筒通过撑杆连接而成。平台底部通过3根系泊与锚点连接, 包括1根正对浪流方向的主系泊和2根侧系泊, 如图1(d), 以确保波浪能结构的稳定性和安全性。系泊轴向刚度为 7.54×10^5 N/m, 初始长度为835.35 m, 预张力为 9.45×10^5 N。波浪能结构通过导管将6个浮子连接

表 1 风-浪联合发电结构体系主要参数

Table 1 Main parameters of wind-wave co-generation structural system

NREL 5 MW海上风力机		DeepCwind半潜式平台	
设计参数	具体数值	设计参数	具体数值
叶片配置	3个叶片	中心立柱直径	6.5 m
风轮/轮毂直径	126 m/3 m	浮筒上立柱直径	12.0 m
塔架高度	90 m	浮筒底座直径	24.0 m
额定风速	11.4 m/s	浮筒底座高度	6.0 m
额定风轮转速	12.1 r/min	立柱间圆心距离	32.0 m
质心坐标	(-0.2 m, 0 m, 64.0 m)	平台底部标高	-17.0 m

到平台, 如图1(c)和(d), 浮子直径为9 m, 吃水深度为4.5 m, 浮子吸收波浪能量发生垂荡运动将机械能转换为电能.

3 台风海况中/小尺度模拟方法

3.1 中尺度台风-浪-流耦合模拟

台风Meranti是2016年登陆我国的最强台风^[27], 于2016年9月11日14时成为强热带风暴, 12日11时转变为超强台风, 15日登陆我国福建厦门并造成重大经济损失. 本文选用超强台风Meranti开展台风-浪-流耦合模拟, 基于model coupling toolkit (MCT)耦合平台二次开发, 实现了中尺度气象模式weather research and forecasting (WRF)、第三代海浪模式simulating waves nearshore (SWAN)和海流模式finite-volume coastal ocean model (FVCOM)的双向耦合, W-S-F模拟数据来源和耦合机制如图2所示.

W-S-F耦合模拟过程中, WRF模式在水平方向采用多层嵌套Arakawa C网格, 高度方向根据地形采用 η 坐标系进行空间离散. FVCOM和SWAN模式水平方向共用一套非结构化三角形网格, 对海岸线附近和风-浪联合发电区域的网格进行加密处理, SWAN模式在高度方向按照 σ 坐标系进行离散, 台风Meranti模拟区域为(14°N~29°N, 116°E~131°E). WRF、FVCOM和SWAN各子模块数据通过MCT耦合平台进行实时交互, 三者耦合交换数据的积分步长为60 s.

图3给出了W-S-F耦合平台、单WRF模式的模拟风速与JMA实测风速对比曲线, 由图可知, 模拟风速与实测风速整体变化趋势比较吻合, 与单WRF模式相比, W-S-F对台风中心最大稳定风速模拟精度提高了

12.8%, 验证了W-S-F模拟风场的有效性.

根据archiving, validation and interpretation of

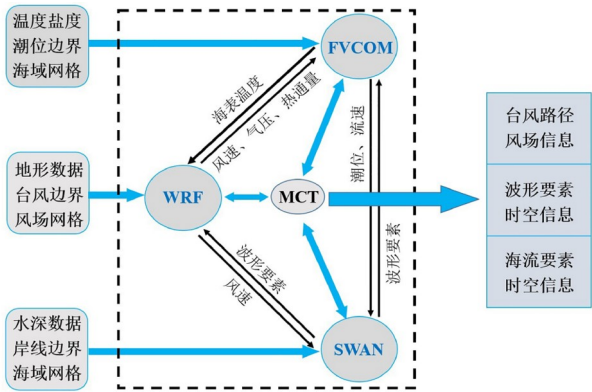


图 2 (网络版彩图)W-S-F模拟数据来源和耦合机制示意图
Figure 2 (Color online) Schematic of data sources and coupling mechanisms of W-S-F simulation.

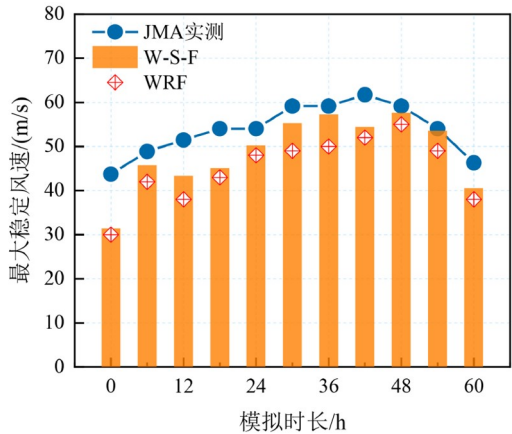


图 3 (网络版彩图)W-S-F、WRF模拟风速与JMA实测风速对比曲线
Figure 3 (Color online) Wind speed comparison curves of W-S-F, WRF simulated and JMA measured.

satellite oceanographic (AVISO)中Jason-2卫星波高数据(<https://www.aviso.altimetry.fr/en/home.html>), 图4给出了W-S-F模拟波高与AVISO卫星实测波高对比曲线, 由图可知, 除部分数据略有偏差外, W-S-F模拟波高与卫星监测波高在整体趋势和幅值上均比较吻合, 表明W-S-F耦合模拟能够准确反映台风Meranti发展过程中的波浪特性。

3.2 小尺度CFD数值嵌套

本文根据风-浪联合发电结构体系所处的极端海洋条件, 提出基于FAST-AQWA的小尺度数值嵌套模拟方法。图5给出了小尺度FAST-AQWA表征台风Meranti环境场示意图, 其中, 风能结构通过FAST软件建立风力机叶片、机舱、轮毂、塔架等组件多体动力学模型, 并基于FAST二次开发采用Turbsim湍流风模拟器表征台风Meranti风场, 以目前工程应用较广的IEC Kaimal湍流风谱^[28]逆快速傅里叶变换得到FAST中的脉动风速, 表达式为

$$S_{\gamma}(f) = \frac{4\sigma_{\gamma}^2 \cdot L_{\gamma} \cdot V^{-1}}{(1 + 6f \cdot L_{\gamma} \cdot V^{-1})^{5/3}}, \gamma = x, y, z, \quad (1)$$

式中, V 为平均风速; σ_{γ} 是风速的标准差; L_{γ} 是积分尺度参数。

在FAST中轮毂和机舱被视为刚体, 塔架和叶片为柔性体, 其广义惯性力^[29]分别可以表示为

$$F_{r,\alpha}^* = \sum_{i=1}^N v_{i,\alpha}(-m_{\alpha} \cdot a_{\alpha}) + \omega_i(-H_{\alpha}), \quad (2)$$

$$F_{r,\beta}^* = \sum_{i=1}^N \int_0^{H_{T0}} \rho_{\beta}(h) \cdot v_{i,\beta}(h) \cdot a_{\beta}(h) dh, \quad (3)$$

式中, N 为风力机总自由度; 下标 α 表示风力机机舱或轮毂; 下标 β 表示风力机塔架或叶片; m 为质量; a 为加速度; ρ 是单位长度质量; v_i 和 ω_i 分别为风力机第 i 个自由度贡献的该部件局部速度和局部角速度; H 为该部件围绕其质心的角动量时间导数; H_{T0} 和 H_{B0} 分别为塔架和叶片长度。

波浪能结构通过AQWA建立半潜式平台、垂荡浮子和系泊系统, 结合Morison方程与三维势流理论, 采用Jonswap谱^[30]表征台风Meranti期间的波浪场, 其表达式为

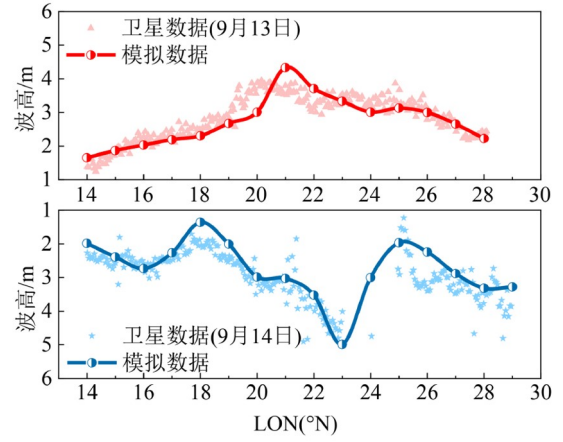


图4 (网络版彩图)W-S-F模拟波高与AVISO卫星实测波高对比曲线

Figure 4 (Color online) Wave height comparison curves of W-S-F simulated and AVISO satellite measured.

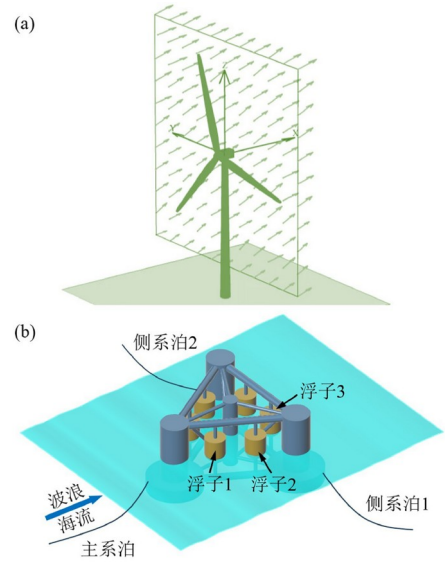


图5 (网络版彩图)小尺度FAST-AQWA表征台风Meranti环境场示意图. (a) FAST表征台风场; (b) AQWA表征波浪场和海流场

Figure 5 (Color online) Schematic of the small-scale FAST-AQWA characterized environmental fields of typhoon Meranti. (a) FAST characterized the typhoon field; (b) AQWA characterized the wave and current fields.

$$S(\omega) = \frac{\alpha \cdot g^2}{\omega^5} \exp \left[-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega_0}{\omega} \right)^4 \right] \gamma \exp \left[\frac{-(\omega - \omega_0)^2}{2\sigma^2 \omega_0^2} \right], \quad (4)$$

式中, g 为重力加速度; ω_0 为谱峰频率; γ 为峰值提升因子; α 为波浪能量尺度参数。

基于动态悬链线模型将系泊离散为一系列质量单元, 单元间采用无质量弹簧连接, 每段系泊质量单元运动方程为

$$\frac{\partial T}{\partial l} + \frac{\partial V}{\partial l} + G_l + F_l = m \frac{\partial^2 R}{\partial t^2}, \quad (5)$$

$$\frac{\partial M}{\partial l} + \frac{\partial R}{\partial l} \times V = -q, \quad (6)$$

式中, m 为系泊密度; q 为单位长度力矩, R 为质量单元起始节点位置矢量; l 为单元长度; F_l 和 G_l 分别为质量单元所受的水动荷载和自身; T 、 M 和 V 分别表示质量单元起始节点的轴向力、力矩和剪切力。

在AQWA中半潜式平台和垂荡浮子均被视为刚体, 浮子相对于半潜式平台做垂荡运动, 基于康明斯理论建立波浪能发电结构多体耦合运动方程, 其表达式为

$$\begin{bmatrix} M^P + A^P & A^{PW} \\ A^{WP} & M^W + A^W \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{X}^P \\ \ddot{X}^W \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{aero}^P \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_{moor}^P \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_{hydro}^P \\ F_{hydro}^W \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_C^P \\ F_C^W \end{bmatrix}, \quad (7)$$

式中, M 为质量矩阵; A 为无限高频下的附加质量矩阵; X 为位移矩阵; 各参量矩阵中的上标 P 和 W 分别表示半潜式平台和垂荡浮子; F_{aero} , F_{moor} , F_{hydro} , F_C 分别表示空气动力载荷、系泊载荷、水动力载荷、平台与浮子间的机械耦合荷载矩阵。

结合中/小尺度嵌套降阶模拟方法(WRF-CFD/CSD), 将台风Meranti的有义波高、波浪周期和海流速度数据输入AQWA的水动力计算模块, 并结合AQWA内置动态链接库进行二次开发, 调用FAST计算过程中的源代码, 从而实现上部风能结构和下部波浪能结构的数据实时双向交互。

3.3 算例验证与结果分析

选取美国可再生能源实验室公开的5 MW半潜式风力机为研究对象, 采用FAST方法和FAST-AQWA方法计算相同环境场下风力机的运动响应, 环境场中取轮毂中心处的平均风速为11.4 m/s, 风剖面指数为0.12, 规则波有效波高为1.94 m, 波周期为5.01 s。

图6分别给出了FAST和FAST-AQWA两种方法计算得到的半潜式风力机运动对比曲线, 由图可知, 平台纵荡和纵摇响应的变化趋势吻合度较好, 本文提出的

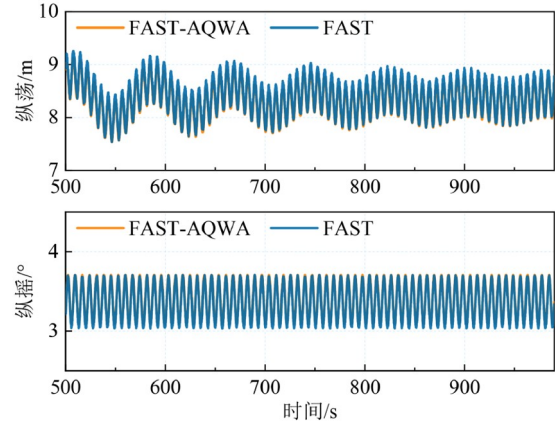


图6 (网络版彩图)FAST和FAST-AQWA计算方法对比曲线
Figure 6 (Color online) Comparison curves of FAST and FAST-AQWA calculation methods.

小尺度FAST-AQWA方法比FAST方法的平均计算精度提高了2.2%, 验证了台风中/小尺度耦合模拟方法和小尺度FAST-AQWA数值嵌套方法的有效性。

4 结构体系非线性振动响应分析

4.1 计算参数与工况设置

拟定本文建立的风-浪联合发电结构体系服役于我国南海某海上浮式风电场区域(位置坐标21.681°N, 121.708°E), 结合W-S-F中尺度模拟结果, 图7给出了台风Meranti经过该风电场区域时的风-浪-流演化过程. 选取波高和风速最大的48 h时刻环境参数作为极端海况三, 台风发展阶段36 h时刻和44 h时刻的环境参数作为海况一和海况二, 将三种典型海况环境参数作为小尺度CFD的速度入口边界条件开展计算分析。

表2给出了三种典型海况下台风-浪-流环境参数和工作状态列表, 针对不同海况定义不同的工作状态. 其中, 当风速小于25 m/s时, 风力机叶片和垂荡浮子均处于运行状态, 此时可以实现风能波浪能双重发电; 当风速大于25 m/s时, 风力机叶片顺桨停机, 垂荡浮子仍可运行发电; 对于波高超过10 m的极端海况, 为保障结构体系整体安全性, 风力机叶片和垂荡浮子均处于固定状态。

4.2 叶片与塔筒

图8给出了风力机叶尖挥舞和摆振时程曲线, 由图

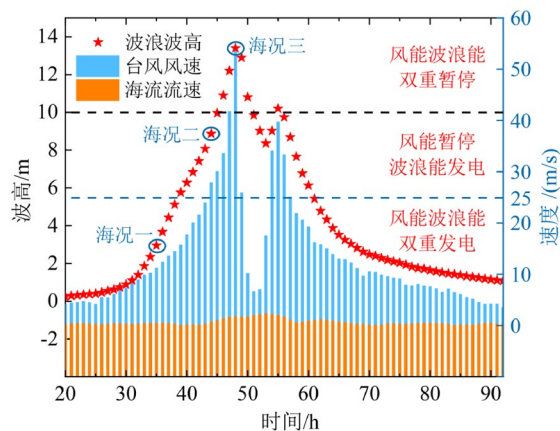


图7 (网络版彩图)台风Meranti经过风电场区域的风-浪-流演化过程

Figure 7 (Color online) Wind-wave-current evolution of typhoon Meranti passing through the wind-power farm area.

表2 三种典型海况台风-浪-流的环境参数和工作状态列表
Table 2 List of environmental parameters and operating conditions of typhoon, wave and current in three typical sea conditions

海况	海况一	海况二	海况三
波高	2.95 m	8.87 m	13.40 m
周期	8.12 s	9.71 s	10.23 s
基本风速	11.69 m/s	26.42 m/s	54.24 m/s
风剖面指数	0.0586	0.102	0.1191
海流流速	0.50 m/s	0.71 m/s	1.79 m/s
工作状态	工作状态1	工作状态2	工作状态3
叶片	旋转	停机	停机
浮子	运动	运动	固定

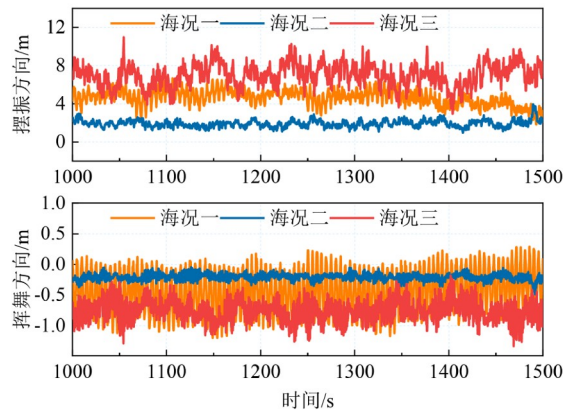


图8 (网络版彩图)不同海况下风力机叶尖的挥舞和摆振时程曲线

Figure 8 (Color online) The time history curves of blade tip edgewise and flapwise of wind turbine in different sea conditions.

可知,不同海况下风力机叶尖运动呈现显著差异,海况一中风力机叶尖挥舞和摆振幅值较小,此时结构体系处于风能波浪能双重发电状态.海况二比海况一更为恶劣,但叶尖位移幅值因风力机停机而显著降低,摆振和挥舞均值分别减小了40%和45%.极端海况三中,虽然风能波浪能处于双重暂停发电状态,但是叶尖摆振和挥舞均值相较于海况一仍分别增大了1.47倍和1.64倍.由此可知,叶片停机会在一定程度上减小叶尖位移幅值,但随着风浪环境逐渐恶劣,停机引发的叶尖位移抑制效果逐渐减弱,叶尖位移最终仍将呈现增大趋势.

图9给出了风力机塔筒顶部位移箱形图,其中矩形箱体表示中间50%的位移分布.由图可知,风力机塔筒X向位移幅值显著大于Y向,表明风力机塔筒位移主要以X向为主.海况一中塔顶X向和Y向位移最大值分别为0.50和-0.1 m,海况二中由于叶片处于停机状态,塔

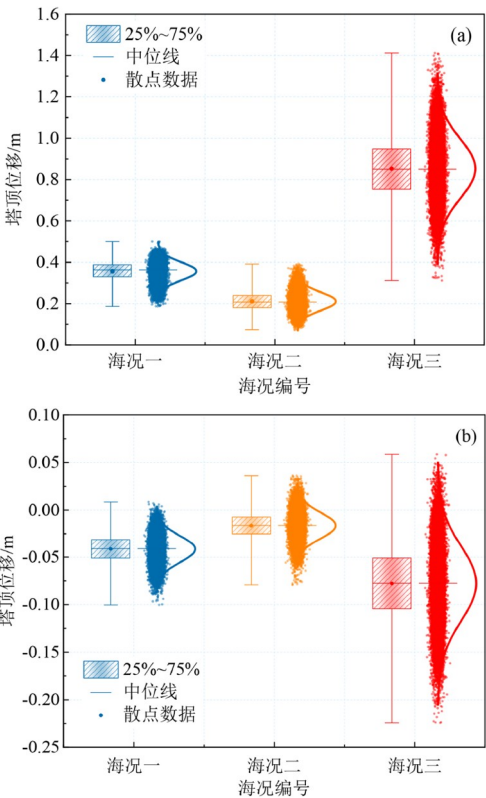


图9 (网络版彩图)不同海况下风力机塔筒顶部位移箱形图. (a) 塔顶X向位移; (b) 塔顶Y向位移

Figure 9 (Color online) Box plots of tower top displacements for wind turbines in different sea conditions. (a) X-direction; (b) Y-direction.

筒所受风轮推力相对减小, 导致其塔顶位移略小于海况一。极端海况三中风力机塔顶位移波动区间大幅拓宽, 塔顶位移相较于海况一显著增大, 塔顶 X 向和 Y 向位移最大值分别达到1.41和-0.22 m。

4.3 平台与浮子

图10给出了半潜式平台运动时程曲线, 由图可知, 半潜式平台运动整体变化趋势与风力机塔筒基本一致, 海况一和海况二中半潜式平台的纵荡幅值比较相近, 海况三中平台纵荡相对较大, 最大幅值达到26 m。三种海况中半潜式平台垂荡幅值基本均稳定在自由液

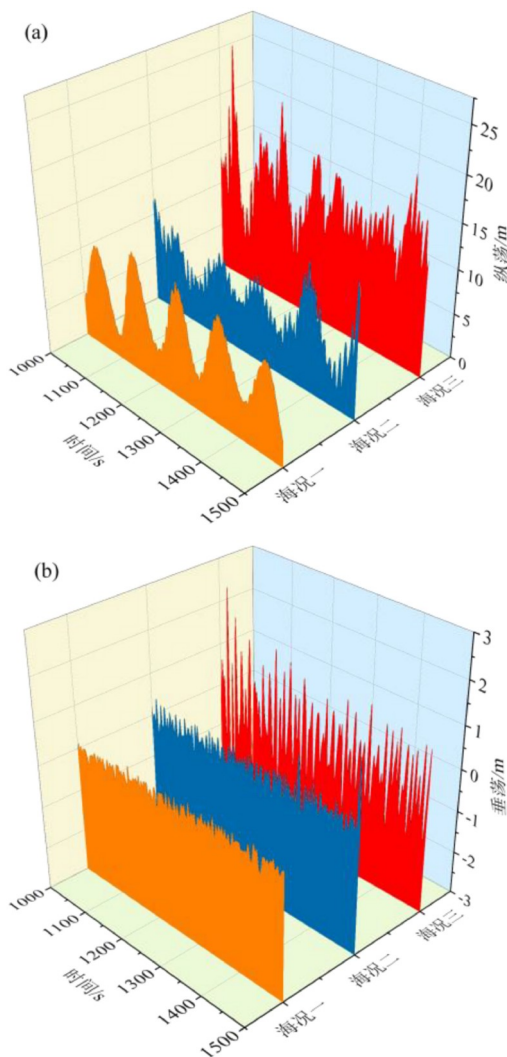


图 10 (网络版彩图)不同海况下半潜式平台运动时程曲线。(a) 纵荡; (b) 垂荡

Figure 10 (Color online) The time history curves of semi-submersible platform motions in different sea conditions. (a) Surge; (b) heave.

面0 m左右, 其中海况三中平台垂荡更为发散, 垂荡幅值区间约为海况一的5倍。

图11给出了波浪能浮子垂向速度时程曲线, 考虑到结构的对称性及波浪发展至每个浮子时的距离, 取半潜式平台一侧的浮子进行分析。由图可知, 海况二中浮子垂荡速度显著大于海况一, 波浪发展过程中依次经过浮子1、浮子2和浮子3, 三个浮子的相对垂荡速度峰值呈交错分布。浮子1因最先受到波浪荷载导致其速度极值最大, 浮子2次之, 浮子3最小。

5 结构体系非线性振动响应分析

5.1 计算参数与工况设置

系泊是保障海上风-浪联合发电结构体系稳定性的重要组件, 表3给出了不同海况下平台系泊张力统计列表。由表可知, 不同海况下主系泊张力均远大于侧系泊张力, 海况三中主系泊张力最大幅值为 9.109×10^6 N, 约为海况一和海况二的7.3倍和8.9倍, 主系泊张力超过系泊总张力的80%, 侧系泊张力相对较小。因此, 本节主要针对海况三极端环境开展风-浪联合发电结构体系断缆稳定性研究。

考虑到结构的对称性, 选取正对波浪海流方向的主系泊和侧向的侧系泊两种断缆工况, 定义系泊在海况三中服役500 s后因撞击或疲劳等偶然因素发生断裂。图12和图13分别给出了风-浪联合发电结构体系主

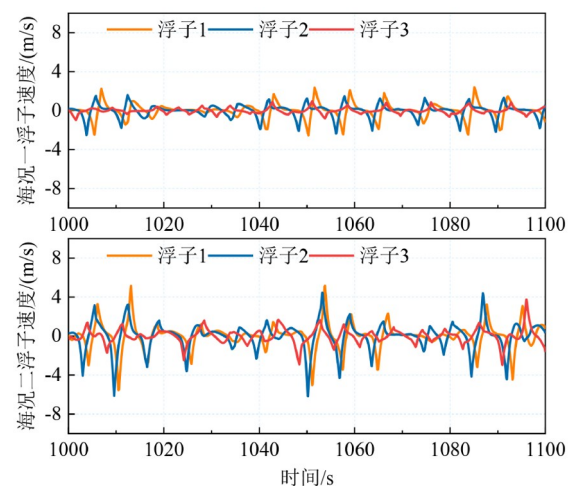


图 11 (网络版彩图)不同海况下波浪能浮子垂向速度时程曲线

Figure 11 (Color online) The time history curves of vertical velocity of wave energy float in different sea conditions.

表 3 不同海况下平台系泊张力统计列表

Table 3 List of mooring tensions for wave energy platforms in different sea conditions

海况	系泊 (MN)	最小值 (MN)	最大值 (MN)	平均值 (MN)	标准差 (MN)
海况一	主系泊	1.107	2.668	1.685	0.317
	侧系泊1	0.844	1.397	1.052	0.098
	侧系泊2	0.748	1.073	0.896	0.061
海况二	主系泊	1.05	3.351	1.634	0.283
	侧系泊1	0.802	1.28	1.053	0.065
	侧系泊2	0.758	1.081	0.899	0.051
海况三	主系泊	0.035	9.109	2.585	1.06
	侧系泊1	0.703	1.244	0.928	0.087
	侧系泊2	0.573	1.026	0.775	0.06

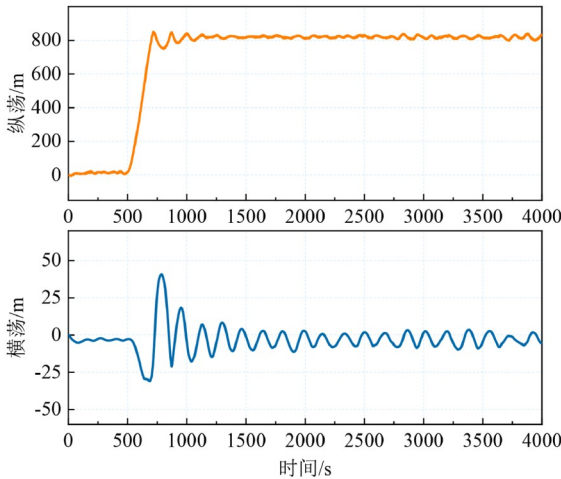


图 12 (网络版彩图)风-浪联合发电结构体系主系泊断裂前后位移时程曲线

Figure 12 (Color online) The time history curves of displacement of wind-wave co-generation structural system before/after main mooring breakage.

系泊和侧系泊断裂前后位移变化曲线, 由图可知, 主系泊断裂后结构位移主要以纵荡为主, 结构纵荡于719 s达到极值, 最大幅值为851 m, 随后逐渐稳定在800 m左右. 侧系泊断裂后结构位移主要以横荡为主, 结构沿横荡方向漂移152 m, 随后逐渐稳定在80~120 m区间内. 两种断缆工况下结构体系均由稳定状态进入失稳状态, 随后重新达到平稳状态.

5.2 断缆失稳机理

综上所述, 海上风-浪联合发电结构系泊断裂后经

历短暂的失稳阶段, 这与结构跳跃失稳现象^[31]极为相似. 图14给出了平拱或球壳结构发生跳跃失稳的荷载 q 与位移 Δ 曲线, 由图可知, 前平稳阶段结构位移随荷载逐渐增大, 达到临界荷载 q_A 后, 结构进入跳跃失稳阶段, 随后直至达到新的平衡位置, 后平稳阶段结构位移以 Δ_B 为起点随荷载继续增大.

图15为风-浪联合发电结构系泊断裂的系泊总张力 F 与平台运动 s 曲线, 由图可知, F - s 曲线与结构跳跃失稳 q - Δ 曲线基本一致, 断缆前结构体系处于前平稳阶段, 断缆后系泊总张力 F_A 迅速减小至 F_B , 此时结构处于跳跃失稳阶段, 随后结构体系在另外两条系泊拖曳力下进入后平稳阶段. 因此, 系泊断裂将引起风-浪联合发电结构体系发生跳跃失稳, 结构体系运动过程遵循

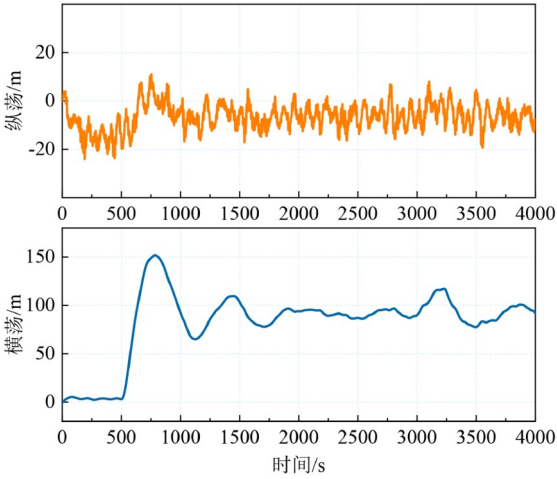


图 13 (网络版彩图)风-浪联合发电结构体系侧系泊断裂前后位移时程曲线

Figure 13 (Color online) The time history curves of displacement of wind-wave co-generation structural system before/after side mooring breakage.

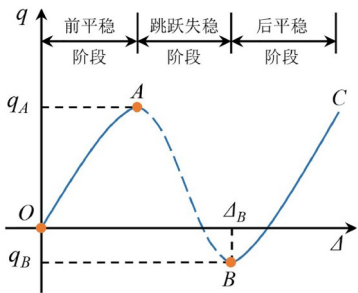


图 14 (网络版彩图)平拱或球壳结构跳跃失稳的 q - Δ 曲线

Figure 14 (Color online) q - Δ curve of jumping instability in flat arch or spherical shell structures.

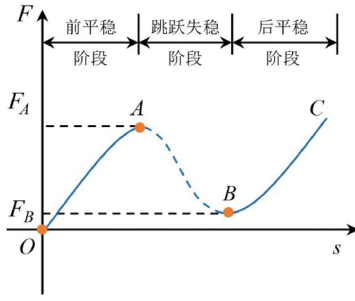


图 15 (网络版彩图)风-浪联合发电结构系泊断裂的 F - s 曲线

Figure 15 (Color online) F - s curve of mooring breakage in wind-wave co-generation structural system.

跳跃失稳机理.

图16和图17分别给出了两种断缆工况下风-浪联合发电结构体系跳跃失稳机理示意图, 如图所示, 前平稳阶段结构体系在三个系泊拖曳下处于稳定状态, 主系泊断裂时, 结构体系在跳跃失稳阶段主要沿纵荡方向漂移, 后平稳阶段结构体系在两个侧向系泊拖曳下稳定在横荡方向原点区域. 侧系泊断裂时, 结构体系在跳跃失稳阶段沿横荡方向偏转, 后平稳阶段结构体系在两个系泊拖曳下逐渐达到稳定状态.

5.3 断缆失稳准则

基于结构体系非连续变形模型^[32], 选用位移指标建立风能波浪能结构体系断缆失稳准则, 判断结构体系是否发生断缆失稳, 定义风能波浪能结构体系的位移失稳指标为 w , 其表达式为

$$w = \frac{S_t}{S_0} \times 100\%, \quad (8)$$

式中, S_t 为风能波浪能结构体系运动过程中的极值位移; S_0 为结构体系在初始时刻与断缆对应锚点的相对距离, 本文 S_0 取值为835.35 m.

图18给出了风-浪联合发电结构系泊断裂的 w - t 曲线, 由图可知, 系泊断裂后结构由前平稳阶段进入跳跃失稳阶段, 跳跃失稳临界指标 w 为3%, 主系泊和侧系泊的后平稳临界指标分别为97%和12%, 随后结构体系在另外两个系泊拖曳下进入后平稳阶段.

定义风-浪联合发电结构体系因系泊断裂发生跳跃失稳的临界指标为 $[w]_b$, 进入后平稳阶段的临界指标为 $[w]_s$, 则断缆失稳准则和后平稳准则表达式分别为

$$w \geq [w]_b = 3\%, \quad (9)$$

$$w \rightarrow \begin{cases} [w]_{s1} = 97\% & \text{主系泊断裂,} \\ [w]_{s2} = 12\% & \text{侧系泊断裂.} \end{cases} \quad (10)$$

综上, 风-浪联合发电结构体系断缆失稳准则表明: 当位移失稳指标 $w \geq 3\%$ 时, 结构体系由前平稳阶段进入跳跃失稳阶段; 当主系泊和侧系泊的失稳指标分别趋近在97%和12%时, 结构体系由跳跃失稳阶段进入后平稳阶段.

6 结论

(1) 中尺度W-S-F耦合模拟比单WRF模式的最大路径误差减小了33.4%, 最大风速精度提高了12%, 本

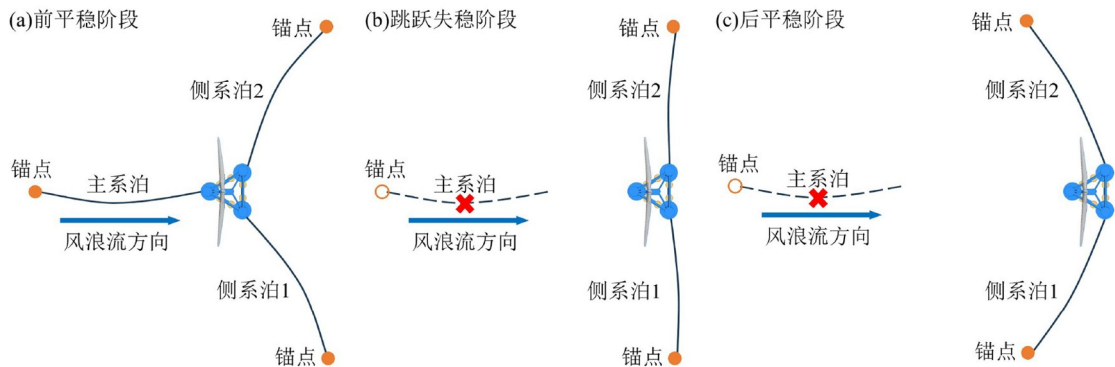


图 16 (网络版彩图)主系泊断裂时风-浪联合发电结构体系跳跃失稳机理示意图. (a) 前平稳阶段; (b) 跳跃失稳阶段; (c) 后平稳阶段

Figure 16 (Color online) Schematic of jumping instability mechanism of wind-wave co-generation structural system in main mooring breakage. (a) Pre-steady stage; (b) jump instability stage; (c) post-steady stage.

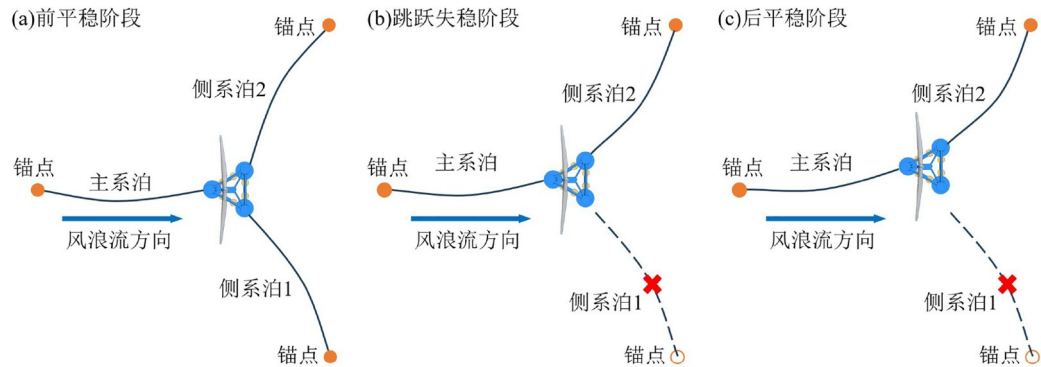


图 17 (网络版彩图)侧系泊断裂时风-浪联合发电结构体系跳跃失稳机理示意图. (a) 前平稳阶段; (b) 跳跃失稳阶段; (c) 后平稳阶段
Figure 17 (Color online) Schematic of jumping instability mechanism of wind-wave co-generation structural system in side mooring breakage. (a) Pre-steady stage; (b) jump instability stage; (c) post-steady stage.

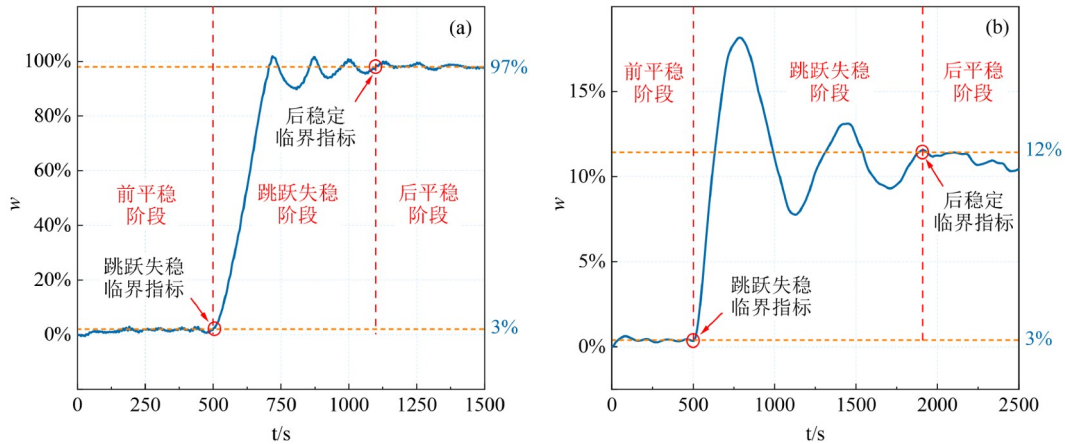


图 18 (网络版彩图)风-浪联合发电结构系泊断裂的 $w-t$ 曲线. (a) 主系泊断裂; (b) 侧系泊断裂
Figure 18 (Color online) $w-t$ curves of mooring breakage in wind-wave co-generation structural system. (a) Main mooring breakage; (b) side mooring breakage.

文提出的小尺度FAST-AQWA方法比FAST方法计算精度提高了2.2%, 验证了本文提出的中/小尺度耦合模拟方法的有效性.

(2) 叶片停机会在一定程度上减小叶尖位移幅值, 但抑制效果随风浪增大而逐渐减弱, 风力机塔筒和平台位移均主要以纵荡方向为主, 最大纵荡达到26 m, 海况三中平台垂荡幅值区间约为海况一的5倍, 浮子垂向速度峰值呈交错分布.

(3) 极端海况下风-浪联合发电结构体系主系泊张

力超过总张力的80%, 侧系泊张力相对较小, 主系泊和侧系泊断裂后位移分别以纵荡和横荡为主, 系泊断裂后结构体系运动过程遵循跳跃失稳机理, 随后进入新的平稳状态.

(4) 基于位移指标构建了风能波浪能结构体系断缆失稳准则, 当位移失稳指标 $w \geq 3\%$ 时, 结构体系由前平稳阶段进入跳跃失稳阶段; 当主系泊和侧系泊的失稳指标趋近于97%和12%时, 结构体系由跳跃失稳阶段进入后平稳阶段.

参考文献

1 Qian F. Smart process manufacturing toward carbon neutrality: Digital transformation in process manufacturing for achieving the goals of carbon

- peak and carbon neutrality. *Engineering*, 2023, 27: 1–2
- 2 DNV GL-ST-0119. DNV. Floating Wind Turbine Structures. Norway: Det Norske Veritas, 2021
 - 3 GB/T 18451.1-2022. Wind energy generation systems-design requirements (in Chinese). Beijing: Standards Press of China, 2022 [GB/T 18451.1-2022. 风力发电机组设计要求. 北京: 中国标准出版社, 2022]
 - 4 Muliawan M J, Karimirad M, Moan T. Dynamic response and power performance of a combined Spar-type floating wind turbine and coaxial floating wave energy converter. *Renew Energy*, 2013, 50: 47–57
 - 5 Wang Y, Zhang L, Michailides C, et al. Hydrodynamic response of a combined wind–wave marine energy structure. *J Mar Sci Eng*, 2020, 8: 253
 - 6 Michailides C, Gao Z, Moan T. Experimental study of the functionality of a semisubmersible wind turbine combined with flap-type Wave Energy Converters. *Renew Energy*, 2016, 93: 675–690
 - 7 Ren N, Ma Z, Shan B, et al. Experimental and numerical study of dynamic responses of a new combined TLP type floating wind turbine and a wave energy converter under operational conditions. *Renew Energy*, 2020, 151: 966–974
 - 8 Kamarlouei M, Gaspar J F, Calvario M, et al. Experimental study of wave energy converter arrays adapted to a semi-submersible wind platform. *Renew Energy*, 2022, 188: 145–163
 - 9 Michailides C, Gao Z, Moan T. Experimental and numerical study of the response of the offshore combined wind/wave energy concept SFC in extreme environmental conditions. *Mar Struct*, 2016, 50: 35–54
 - 10 Hu J, Zhou B, Vogel C, et al. Optimal design and performance analysis of a hybrid system combining a floating wind platform and wave energy converters. *Appl Energy*, 2020, 269: 114998
 - 11 Wan L, Moan T, Gao Z, et al. A review on the technical development of combined wind and wave energy conversion systems. *Energy*, 2024: 130885
 - 12 Fang F, Yao G S, Hu Y, et al. Digital twin system of a wind turbine (in Chinese). *Sci Sin Tech*, 2022, 52: 1582–1594 [房方, 姚贵山, 胡阳, 等. 风力发电机组数字孪生系统. 中国科学: 技术科学, 2022, 52: 1582–1594]
 - 13 Wang Y, Shi W, Michailides C, et al. WEC shape effect on the motion response and power performance of a combined wind-wave energy converter. *Ocean Eng*, 2022, 250: 111038
 - 14 Wan L, Gao Z, Moan T. Experimental and numerical study of hydrodynamic responses of a combined wind and wave energy converter concept in survival modes. *Coast Eng*, 2015, 104: 151–169
 - 15 Si Y, Chen Z, Zeng W, et al. The influence of power-take-off control on the dynamic response and power output of combined semi-submersible floating wind turbine and point-absorber wave energy converters. *Ocean Eng*, 2021, 227: 108835
 - 16 Subbulakshmi A, Verma M, Keerthana M, et al. Recent advances in experimental and numerical methods for dynamic analysis of floating offshore wind turbines — An integrated review. *Renew Sustain Energy Rev*, 2022, 164: 112525
 - 17 Latif A, Hussain S M S, Das D C, et al. Double stage controller optimization for load frequency stabilization in hybrid wind-ocean wave energy based maritime microgrid system. *Appl Energy*, 2021, 282: 116171
 - 18 Gubesch E, Abdussamie N, Penesis I, et al. Effects of mooring configurations on the hydrodynamic performance of a floating offshore oscillating water column wave energy converter. *Renew Sustain Energy Rev*, 2022, 166: 112643
 - 19 Pols A, Gubesch E, Abdussamie N, et al. Mooring analysis of a floating OWC wave energy converter. *J Mar Sci Eng*, 2021, 9: 228
 - 20 Ghafari H R, Ghassemi H, He G. Numerical study of the Wavestar wave energy converter with multi-point-absorber around DeepCwind semisubmersible floating platform. *Ocean Eng*, 2021, 232: 109177
 - 21 Xue X, Chen N Z, Pu Y, et al. Fracture mechanics analysis for mooring chain links subjected to out-of-plane bending (OPB). *Mar Struct*, 2020, 71: 102740
 - 22 Cheng B, Xiang S. Advances in research and application of deep-water floating bridges (in Chinese). *Chin Civil Eng J*, 2021, 54: 107–126 [程斌, 向升. 深水浮式桥梁研究应用进展. 土木工程学报, 2021, 54: 107–126]
 - 23 Barrera C, Battistella T, Guanache R, et al. Mooring system fatigue analysis of a floating offshore wind turbine. *Ocean Eng*, 2020, 195: 106670
 - 24 Yang Y, Bashir M, Li C, et al. Investigation on mooring breakage effects of a 5 MW barge-type floating offshore wind turbine using F2A. *Ocean Eng*, 2021, 233: 108887
 - 25 Papi F, Bianchini A. Technical challenges in floating offshore wind turbine upscaling: A critical analysis based on the NREL 5 MW and IEA 15 MW Reference Turbines. *Renew Sustain Energy Rev*, 2022, 162: 112489
 - 26 Bai J L, Li C H, Gong Y A, et al. Dynamic response analysis of offshore wind turbine under the coupling effects of wind, wave, current and RNA

- operation (in Chinese). *Chin Civil Eng J*, 2022, 55: 42–53 [白久林, 李晨辉, 龚彦安, 等. 风-浪-流-RNA运行耦合作用下近海风电结构动态响应分析. *土木工程学报*, 2022, 55: 42–53]
- 27 Zhang X, Tang J, Wu C, et al. An observational study of the inner core structure of Typhoon Meranti (2016) near landfall. *Atmos Sci Lett*, 2020, 21: e962
- 28 Moriarty P J, Holley W E, Butterfield S. Effect of turbulence variation on extreme loads prediction for wind turbines. *J Sol Energy Eng*, 2002, 124: 387–395
- 29 Jonkman J M, Buhl M. New developments for the NWTTC's fast aeroelastic HAWT simulator. In: *Proceedings of the 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, 2004. 504
- 30 Battjes J A, Zitman T J, Holthuijsen L H. A re-analysis of the spectra observed in JONSWAP. *Coast Eng*, 1986, 1987: 17–26
- 31 Abo-bakr R M, Mohamed N, Eltaher M A, et al. Multi-objective optimization for snap-through response of spherical shell panels. *Appl Math Model*, 2024, 127: 711–729
- 32 Shi G. Discontinuous deformation analysis: A new numerical model for the statics and dynamics of deformable block structures. *Eng Computations*, 1992, 9: 157–168

Instability mechanism and criteria of wind-wave co-generation structural system considering mooring failure under extreme sea conditions

LI WenJie^{1,2}, KE ShiTang¹, ZHANG YuJiang¹, ZHU SongYe³ & REN HeHe¹

¹ Department of Civil and Airport Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 211106, China

² Department of Civil Engineering, Guilin University of Technology, Guilin 541004, China

³ Department of Civil and Environmental Engineering, Hong Kong Polytechnic University, Hong Kong 999077, China

The wind-wave co-generation structure is a complex multiflexible-rigid dynamic system consisting of blades, nacelle, tower, pontoon, float, and mooring. Among these, the mooring is the core component and ultimate safeguard for maintaining the structural stability of the system under extreme sea conditions. To explore the instability mechanisms and criteria of the wind-wave co-generation structure in the event of mooring cable failures, this study introduces a novel structural system integrating a semisubmersible wind turbine with a pendant float. A mesoscale real-time coupling simulation method combining WRF, SWAN, and FVCOM (W-S-F) is developed and implemented using the model coupling toolkit platform. The spatiotemporal evolution of the typhoon-wave-current interaction during the entire transit of Typhoon *Meranti* is analyzed. The nonlinear vibration response behavior of the wind-wave co-generation structural system is investigated using the mesoscale nested downscaling simulation method (WRF-CFD/CSD). Furthermore, the jumping instability mechanism of the structural system is revealed based on the complete process of cable breakage, and instability criteria are established. The results show that the mesoscale W-S-F coupled simulation reduces the typhoon path prediction error by 33.4% and improves wind speed accuracy by 12% compared with the standalone WRF model. The motion of the wind-wave co-generation structural system during the mooring breakage process conforms to the jump instability mechanism. The displacements following the rupture of the main mooring and side mooring are mainly governed by longitudinal and transverse oscillations, respectively. At a displacement destabilization index w of $\geq 3\%$, the structural system transitions from the presteady stage to the jump instability stage owing to mooring failure and ultimately reaches the poststeady stage. The findings of this study offer a theoretical foundation for the stability design of wind-wave co-generation structural systems.

wind-wave co-generation structural system, typhoon-wave-current, mooring breaking, instability mechanism, criteria

doi: [10.1360/SST-2024-0224](https://doi.org/10.1360/SST-2024-0224)