

高速湍流风下漂浮式风力机系泊失效动态响应研究

谢露¹, 岳敏楠¹, 马璐², 李春¹,
李蜀军¹, 贾文哲¹, 何鸿圣¹

(1. 上海理工大学 能源与动力工程学院, 上海 200093; 2. 中国长江三峡集团有限公司, 北京 100038)

摘要: 以 Barge 平台 5 MW 风力机为研究对象, 基于叶素动量理论、势流理论及有限元法建立平台气动-水动-系泊动力学模型, 考虑风浪同向入射的最恶劣情况下的系泊失效, 此时漂浮式风力机承受风浪载荷最大, 系泊最易因疲劳及冲击载荷发生失效, 对比分析高速湍流风与稳态风作用下不同位置系泊失效前后平台动态响应及系泊张力。结果表明, 迎风浪侧系泊失效对多个自由度响应有显著影响, 背风浪侧系泊失效主要影响纵荡、纵摇和艏摇响应, 在高速湍流风作用下, 平台瞬态响应加剧, 横荡方向的漂移距离增加, 纵荡波动幅值提高, 迎风浪侧系泊张力最大值及平均值明显增大, 且越靠近迎风浪侧系泊平均张力越大。因此, 出于安全性考虑, 平台系泊设计应考虑高速湍流风的影响。

关键词: 漂浮式风力机; 系泊失效; 风载荷; 湍流风; 动态响应

中图分类号: TK 83 **文献标志码:** A

Dynamic response of mooring failure for floating wind turbine under high speed turbulent wind

XIE Lu¹, YUE Minnan¹, MA Lu², LI Chun¹, LI Shujun¹, JIA Wenzhe¹, HE Hongsheng¹

(1. School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China;
2. China Three Gorges Corporation, Beijing 100038, China)

Abstract: Taking the 5 MW wind turbine with Barge platform as the research object, the aero-hydro-mooring dynamic model of the platform was established based on the blade element momentum theory, potential flow theory and finite element method. Considering the mooring failure in the worst case of wind and wave incident in the same direction, the floating wind turbine bears the maximum wind and wave load, and the mooring was most vulnerable to fatigue and impact loads. The dynamic response and mooring tension of the platform before and after mooring failure at different positions under high-speed turbulent wind and steady wind were compared and analyzed. The results show that the failure of the

收稿日期: 2022-04-23

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51976131, 52006148, 52106262); 上海市“科技创新行动计划”地方院校能力建设项目(19060502200)。

第一作者: 谢露(1999-), 女, 硕士研究生, 研究方向: 漂浮式风力机动态响应。E-mail: Xielluu67@163.com

通信作者: 岳敏楠(1982-), 女, 讲师。研究方向: 流动控制、风能利用。E-mail: ymn@usst.edu.cn

mooring system on the windward side has a significant influence on the response to multiple degrees of freedom. The failure of the mooring system on the leeward side mainly affects the surge, pitch and yaw response. Under the action of high-speed turbulent wind, the transient response of the platform is intensified; the drift distance of the sway is increased; the surge amplitude is increased. The maximum and average tension of the mooring system on the windward side are significantly increased, and the closer to the windward side, the greater the average tension of the mooring system. Therefore, the influence of high-speed turbulent wind should be considered in the design of platform mooring system for safety reasons.

Keywords: *floating wind turbine; mooring failure; wind load; turbulent wind; dynamic response*

据全球风能委员会发布的2021年全球风能报告显示,2020年全球风电新增装机9400 kW,同比增长53%^[1],其中,全球80%的海上风能优质资源位于水深超过60 m海域。但现有固定式支撑结构的浅/近海风电机组难以适应深远海发展,“由浅向深、由固定基础向漂浮式平台”是未来海上风电场发展的必然趋势^[2-3]。

海上风场具有风速大、风向稳定、风切变小、能量密度高及湍流强度低等优点^[4]。然而,随着风电项目不断向深海推进,海深的增加导致固定式风力机建设成本不断攀升,适用于更复杂的海底环境与水深范围的漂浮式风力机更具经济优势^[5]。较之基础固定的近海风力机,漂浮式风力机平台需依靠系泊系统提供的恢复力保持稳定,由于海上环境复杂,受风、波等动态载荷影响,系泊长期处于疲劳载荷作用之下,极易发生失效与断裂,进而危及风力机的安全稳定运行,极端情况下甚至将导致风场中机组间的碰撞,造成严重经济损失^[6]。因此,对漂浮式风力机系泊失效下平台动态响应的研究具有重要意义。

Bae等^[7]研究了半潜平台单根系泊失效对平台动态响应及剩余系泊张力的影响,结果表明,系泊失效后,平台艏摇运动增强,剩余系泊导缆器平均张力减小。Li等^[8]基于气动-水动-弹性模型研究Spar平台系泊失效后的平台动态效应,发现平台各自由度的平衡位置改变并产生漂移运动,系泊载荷均值和最值变化范围均减小。Oyejobi等^[9]研究浪、流载荷联合作用下系泊失效对张力腿平台动态响应的影响,表明系泊失效虽增大了平台纵荡响应与系泊张力值,但对平台垂荡与纵摇影响并不显著。Chandrasekaran等^[10]对比研究了不同海况下半潜平台系泊失效的平台响应及系泊张

力,发现较之于十年一遇海况,百年一遇海况下剩余系泊的安全系数急剧减小。Yang等^[11]研究了张力腿平台系泊失效的瞬时效应,结果表明,系泊失效对平台的垂荡及纵摇影响显著,迎风浪侧系泊失效将增大系泊张力及最大纵摇值,随着失效系泊数增加,平台的瞬态响应更为剧烈。文献[12]对半潜式平台系泊失效情况下的动态响应进行分析,结果表明,系泊失效使平台纵荡、横荡与艏摇响应加剧,迎风侧系泊张力均值与最大值均明显增大,背风侧系泊张力值有所减小。文献[13]研究了不同浪向下张力腿平台不同位置处系泊失效的影响,发现位于背浪侧的失效系泊与波浪共线时,平台瞬态响应最大。文献[14]研究了Spar平台单根系泊失效平台瞬态响应及系泊张力,结果表明,平台垂荡、纵荡及横荡瞬态响应最为强烈,与风、浪、流载荷同向侧系泊失效对平台安全性影响最大。文献[15]研究了不同波浪载荷参数对系泊失效后的张力腿平台运动响应的影响,结果表明,垂荡瞬态阶段响应波高和波周期敏感性较强,其稳态响应对浪向、波高和波周期敏感性较强,纵摇与横摇瞬态和稳态阶段响应对浪向、波高与波周期敏感性均较强,波浪载荷参数对系泊顶端张力影响较小。

上述研究主要围绕系泊失效对单柱式平台、半潜式平台和张力腿平台影响,对Barge平台涉及较少。Barge平台结构简单、制造成本低、施工难度小、应用前景广泛^[16],有必要就系泊失效对其影响进行研究。此外,风力机平台由于上部风轮的存在,较之一般海上石油平台更易受风载荷突变的影响,在高速湍流风作用下,更易发生因系泊失效而引发的平台失稳,这将对漂浮式风力机结构安全造成极大威胁。因此,对高速湍流风况

下 Barge 平台漂浮式风力机系泊失效后的动态响应进行研究尤为重要。鉴于此,本文基于 Barge 平台与 NREL 5 MW 风力机,建立漂浮式风力机整机模型,在风载荷求解软件 FAST 中计算其在 24 m/s 风速下偏航 30°的气动载荷,利用水动力学软件 AQWA 对比分析系泊失效前后稳态风与高速强湍流风作用下,平台的动态响应及剩余系泊张力变化,以期为高速强湍流风作用下漂浮式风力机运动状态研究及系泊系统安全设计提供一定的参考。

1 研究对象

以 NREL 5 MW 风力机为研究对象,主要参数如表 1 所示,漂浮式平台为 ITI Energy Barge 平台,以静水面为参考 xoy 平面,得出主要参数如表 2 所示^[17]。

表 1 NREL 5 MW 风力机参数

Tab.1 Parameters of NREL 5 MW wind turbine

参 数	数 值
功率/MW	5
风轮直径/m	126
额定转速/(r·min ⁻¹)	12.1
切入风速/(m·s ⁻¹)	3
额定风速/(m·s ⁻¹)	11.4
切出风速/(m·s ⁻¹)	25
轮毂直径/m	3
塔架高度/m	90
风轮质量/kg	1.1×10 ⁵
塔架质量/kg	3.5×10 ⁵
机舱质量/kg	2.4×10 ⁵

图 1 为系泊系统布置示意图,各系泊通过导缆孔将海底锚点与平台连接,呈散射状态分布于平台四角,系泊间夹角为 45°。

2 控制方程

复杂海洋环境下,漂浮式风力机系统将受到风、浪等多种环境载荷以及自身系泊载荷作用,其运动控制方程为^[18]

$$\boldsymbol{M}\ddot{\boldsymbol{x}}+\boldsymbol{C}\dot{\boldsymbol{x}}+\boldsymbol{K}(\boldsymbol{x})\boldsymbol{x}=\boldsymbol{F}_{wi}+\boldsymbol{F}_{wa}+\boldsymbol{F}_m\tag{1}$$

式中: $\boldsymbol{M}$ 为质量矩阵; $\boldsymbol{C}$ 为阻尼系数矩阵; $\boldsymbol{K}(\boldsymbol{x})$ 为静水刚度矩阵; $\ddot{\boldsymbol{x}}$ 为系统加速度矩阵; $\dot{\boldsymbol{x}}$ 为系统速度矩阵; $\boldsymbol{x}$ 为系统位移矩阵; $\boldsymbol{F}_{wi}$ 为风载荷; $\boldsymbol{F}_{wa}$ 为波浪载荷; $\boldsymbol{F}_m$ 为系泊载荷。

风波作用下,漂浮式平台将产生横荡、纵荡

表 2 ITI Energy Barge 平台参数

Tab.2 Platform parameters of ITI Energy Barge

参数	数值
长×宽/m ²	40×40
吃水深度/m	4
排水量/m ³	6000
质量/kg	5.452×10 ⁶
质心/m	-0.282
横摇惯量/(kg·m ²)	7.269×10 ⁸
纵摇惯量/(kg·m ²)	7.269×10 ⁸
艏摇惯量/(kg·m ²)	1.454×10 ⁹
系泊数量	8
系泊长度/m	473.3
系泊线密度/(kg·m ⁻¹)	130.4
系泊直径/m	0.081
系泊拉伸刚度/(N·m ⁻¹)	5.89×10 ⁸

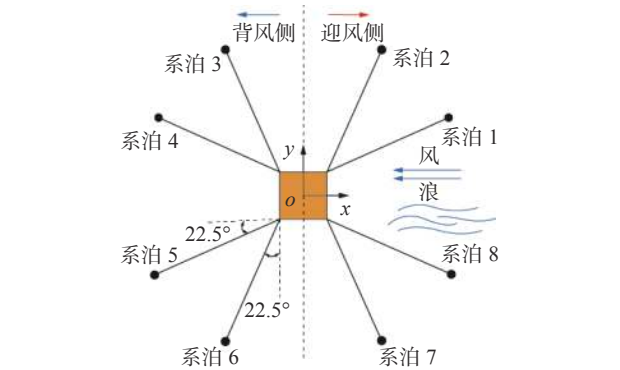


图 1 系泊布置方案

Fig. 1 Mooring arrangement scheme

和垂荡的平动及横摇、纵摇和艏摇旋转共六自由度运动,如图 2 所示。

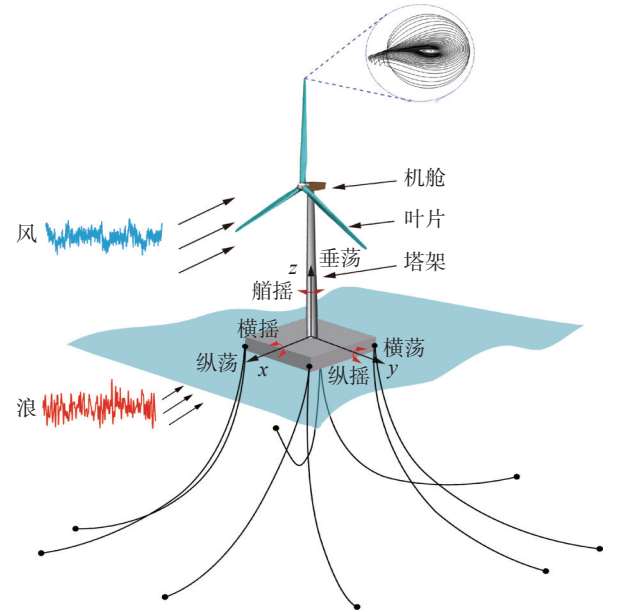


图 2 Barge 平台风力机系统示意图

Fig.2 Schematic diagram of Barge platform wind turbine system

3 系泊系统动力学模型

系泊系统在风力机平台带动下产生运动,其受力也随时间发生变化。在系泊系统建模过程中,采用有限元法将每根系泊分解为受多重外力作用的莫里森单元链^[19],如图3所示。其中, S_j 为锚点(或结构上第一个附着点)与系泊第 j 个节点之间的未拉伸长度; D_e 为系泊局部段直径; S_e 为系泊局部段未拉伸长度。

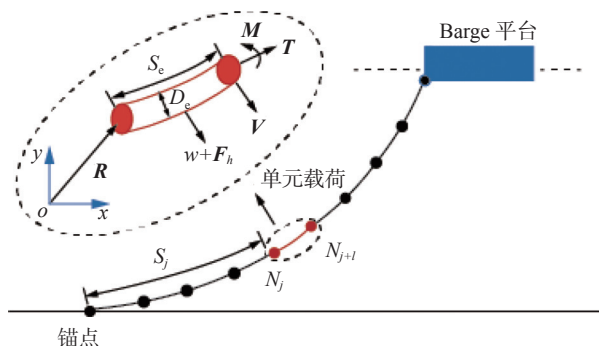


图3 系泊动力学模型

Fig.3 Dynamic model of a mooring line

系泊任意节点处的运动方程为^[19]

$$\begin{cases} \frac{\partial \mathbf{T}}{\partial S_e} + \frac{\partial \mathbf{V}}{\partial S_e} + \mathbf{w} + \mathbf{F}_h = m_e \frac{\partial^2 \mathbf{R}}{\partial t^2} \\ \frac{\partial \mathbf{M}}{\partial S_e} + \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial S_e} \mathbf{V} = -\mathbf{q} \end{cases} \quad (2)$$

式中: $\mathbf{T}$ 和 $\mathbf{V}$ 分别为单元第一个节点的拉力向量和剪切力向量; S_e 是元素未拉伸的长度; $\mathbf{w}$ 和 $\mathbf{F}_h$ 为单位长度单元重力和水动力载荷矢量; m_e 为单位长度结构质量; $\mathbf{R}$ 为单元第一个节点的位置矢量; $\mathbf{M}$ 为单元第一节点处弯矩矢量。

系泊弯矩及张力计算如下:

$$\begin{cases} \mathbf{M} = E_I \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial S_e} \frac{\partial^2 \mathbf{R}}{\partial S_e^2} \\ \mathbf{T} = E_A \varepsilon \end{cases} \quad (3)$$

式中: E_I , E_A 分别为系泊的弯曲刚度和轴向刚度; ε 为系泊轴向应变。

4 环境载荷

4.1 风场及风载荷

在多种载荷联合作用下,考虑风力机结构尺寸及其可能产生的漂移运动,选择高、宽均为145 m的风场计算域,将其划分为 15×15 的网格,风速分量 u 垂直于风轮平面,分量 v 和 h 方向如图4所示。

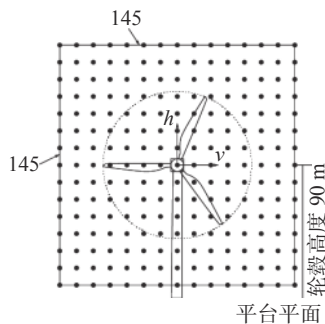


图4 风场域网格划分

Fig.4 Wind field meshing

4.1.1 高速湍流风与稳态风

为研究高速湍流风与稳态风对系泊失效后Barge平台的影响,以轮毂中心为参考点,采用FAST中的Steady与NWTCUP(NTU)风谱模型^[20],模拟环境产生的风载荷,风从 x 方向入射,分别建立24 m/s的稳态风场及高速湍流风场,其湍流特征为KHTTEST,此速度下湍流强度为0.16^[21],图5为高速湍流风三维风速分布。

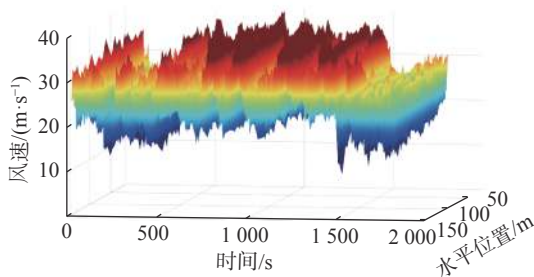


图5 湍流风风速分布

Fig.5 Turbulent wind speed distribution

4.1.2 风载荷求解

通过动态入流理论求解风轮平面诱导速度,获取叶片各个截面的实际攻角,选择对应的翼型气动系数,然后基于叶素动量理论求解风载荷^[22],将叶片沿展向分解为 N 段叶素,计算每段叶素上的气动力,将各叶素气动力积分,得到整个叶片的气动力载荷。叶素单元上的推力 $d\mathbf{T}$ 及扭矩 $d\mathbf{M}$ 为

$$d\mathbf{T} = 0.5\rho W^2 c (C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi) dr \quad (4)$$

$$d\mathbf{M} = 0.5\rho W^2 c (C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi) r dr \quad (5)$$

式中: ρ 为空气密度; r 为该叶素与风轮中心的距离; W 为 r 处相对风速; c 为弦长; φ 为入流角; C_l , C_d 分别为截面翼型的升力系数和阻力系数。

4.2 不规则波及波浪载荷

采用P-M谱生成不规则波,取其有义波高7.3 m,跨零周期11.1 s^[23],波浪入射角 -180° ,波高时历曲线如图6所示。

常用于计算浮体波浪作用力的方法有 Morison 方程与势流理论^[24], 当海工结构特征长度 D 与波长 L 的比值 $D/L > 0.15$ 时, 波浪绕射作用不可忽略, 一般采用势流理论计算其波浪载荷。假设流体为不可压无黏流体, 在无旋流场中速度势 Φ 满足拉普拉斯方程^[25]。

$$\nabla^2 \Phi = 0 \tag{6}$$

总的速度势可表示为

$$\Phi = \Phi_i + \Phi_d + \sum_{j=1}^6 \Phi_r \tag{7}$$

式中: Φ_i 为入射势; Φ_d 为绕射势; Φ_r 为辐射势。

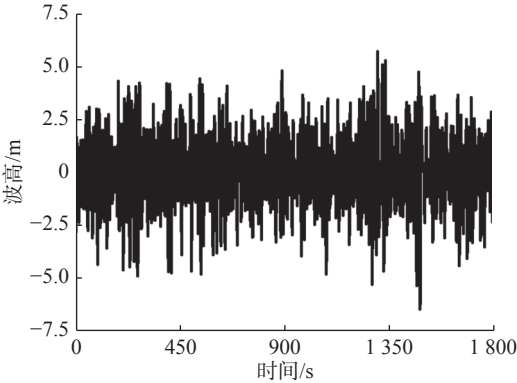


图6 波高时历曲线

Fig.6 Time history curve of wave height

同时速度势函数还应满足以下边界条件: 海底不渗透、自由液面的运动边界条件、自由表面运动边界条件、浮体表面不渗透边界条件及无穷远处辐射条件。

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial \Phi}{\partial z} \Big|_{z=d} = 0 \\ \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2}(\nabla \Phi)^2 + \frac{p}{\rho_1} + gs = 0 \\ \frac{\partial \Phi}{\partial z} = \frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial \eta}{\partial x} \frac{\partial \Phi}{\partial x} + \frac{\partial \eta}{\partial y} \frac{\partial \Phi}{\partial y} \\ \frac{\partial \Phi}{\partial n} = 0 \\ \Phi_r = 0 \end{array} \right. \tag{8}$$

式中: d 为海深; p 为海面压力; ρ_1 为海水密度; η 为自由液面函数; s 为自由面; $\mathbf{n}$ 为平台湿表面外法线方向向量。

由伯努利方程可得浮体表面水动压力 p' , 求解得出波浪载荷 F_w 和波浪矢量 $\mathbf{M}_w$:

$$p' = -\rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} \tag{9}$$

$$F_w = \iint_{S_B} -p \mathbf{n} dS_B \tag{10}$$

$$\mathbf{M}_w = \iint_{S_B} -p'(\mathbf{r} \times \mathbf{n}) dS_B \tag{11}$$

式中, S_B 为平台湿表面。

5 结果及分析

考虑风浪同向入射的最恶劣情况下的系泊失效, 此时漂浮式风力机承受风浪载荷最大, 系泊最易因疲劳及冲击载荷发生失效。考虑到系泊纵向运动时靠近风浪入射侧的系泊逐渐张紧, 而背风浪侧系泊则随之逐渐松弛, 故关于失效系泊对平台动态响应影响主要分迎风侧失效与背风侧失效两方面进行。鉴于 Barge 平台关于风浪入射方向轴向对称, 系泊 1 至系泊 4 与系泊 5 至系泊 8 也是轴向对称, 其受力情况相似, 故仅针对单侧系泊进行张力分析。

5.1 平台响应分析

5.1.1 迎风侧系泊失效对平台的影响

考虑到 Barge 平台系泊布置的对称性, 选取系泊 1, 4 分别代表迎风浪侧与背风浪侧系泊进行分析。图 7 为系泊 1 失效时, 平台在稳态风及高速湍流风下的时域动态响应。

由图 7 可知, 系泊未发生断裂时(450 s 前), 平台横荡、横摇及艏摇方向无明显运动。系泊断裂后, 高速湍流风下, 平台横荡及纵荡位移均值分别从 0, -9.78 m 增至 -5.34, -15.68 m, 而最大值变化主要体现在横摇、纵摇及艏摇, 分别增加 21°, 25°, 19.95°; 稳态风下, 平台横荡及纵荡均值由 0, -9.28 m 上升至 -5.31, -15.72 m, 横摇、纵摇与艏摇的最大值分别增大 18°, 11°, 18.78°。平台垂荡在系泊失效前、后无明显变化, 且对比稳态风与高速湍流风下垂荡响应幅值可知, 垂荡运动基本不受高速湍流风作用影响。对比系泊失效前、后横荡及纵荡方向响应, 可见两者均发生较大的漂移, 这主要是由于系泊失效破坏了水平方向力的平衡, 使施加在平台上的约束力减小。稳态风下横摇及纵摇最大值分别为 18.09°, 19.67°, 而高速湍流风下横摇及纵摇最大值分别为 21.94°, 26.54°, 较之于稳态风增幅达 21.28%, 34.93%。

5.1.2 背风浪侧系泊失效对平台的影响

图 8 为系泊 4 断裂时平台在稳态风及高速湍流风下的时域动态响应。

由图 8 可知, 背风浪侧系泊 4 断裂后, 高速湍流风下, 平台纵荡、横荡与艏摇均值由 -9.78 m, 0 m, 0° 上升至 -8.68 m, 0.79 m, 1.53°; 稳态风下, 平台纵荡、横荡及艏摇均值由 -9.28 m, 0 m, 0° 变化

至-8.02 m, 0.77 m, 1.61°, 纵摇在系泊失效后变化较小, 变化幅度仅维持在1°以内, 垂荡、横摇在系泊失效前、后未表现出明显差异, 说明背风浪侧系泊失效对于平台垂荡与横摇响应影响较小, 平台的纵荡及艏摇响应在高速湍流风下变化较为剧烈, 但其幅值仍较小, 与稳态风对平台影响基本无异。对比图7与图8可知, 与背风浪侧系泊失效相比, 迎风浪侧系泊失效后, 平台纵荡、横荡漂移距离更远, 横摇、纵摇及艏摇方向响应幅度增大更为显著, 但垂荡方向运动对系泊

失效的位置并不敏感。

5.2 平台轨迹分析

对比不同位置系泊失效平台在高速湍流风及稳态风作用下的运动轨迹如图9所示。

在系泊未发生失效时, 由于风波同向加载, 平台运动主要为纵荡方向上的平动, 在轨迹图上表现为平行于横坐标轴的横线。相较于系泊失效前, 不同位置系泊失效后的平台纵荡运动波动幅值略有减小, 与稳态风相比, 高速湍流风下的纵荡运动波动幅值更大。系泊1失效, 平台横荡运

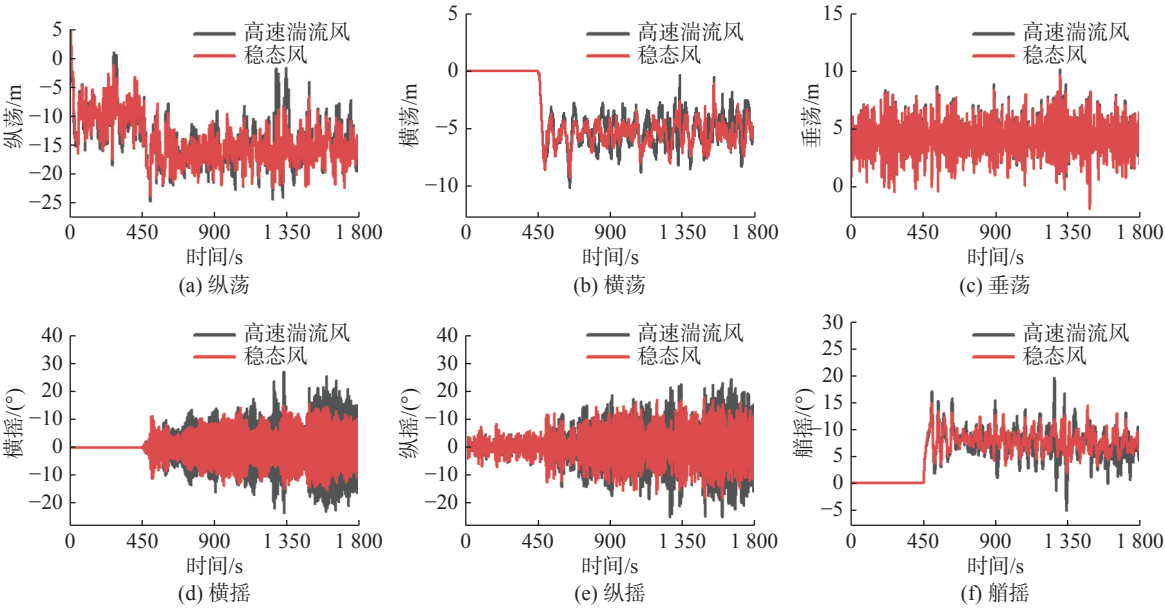


图7 两种风载荷下系泊1断裂平台动态响应对比

Fig.7 Comparison of dynamic response of mooring 1 fractured platform under two wind loads

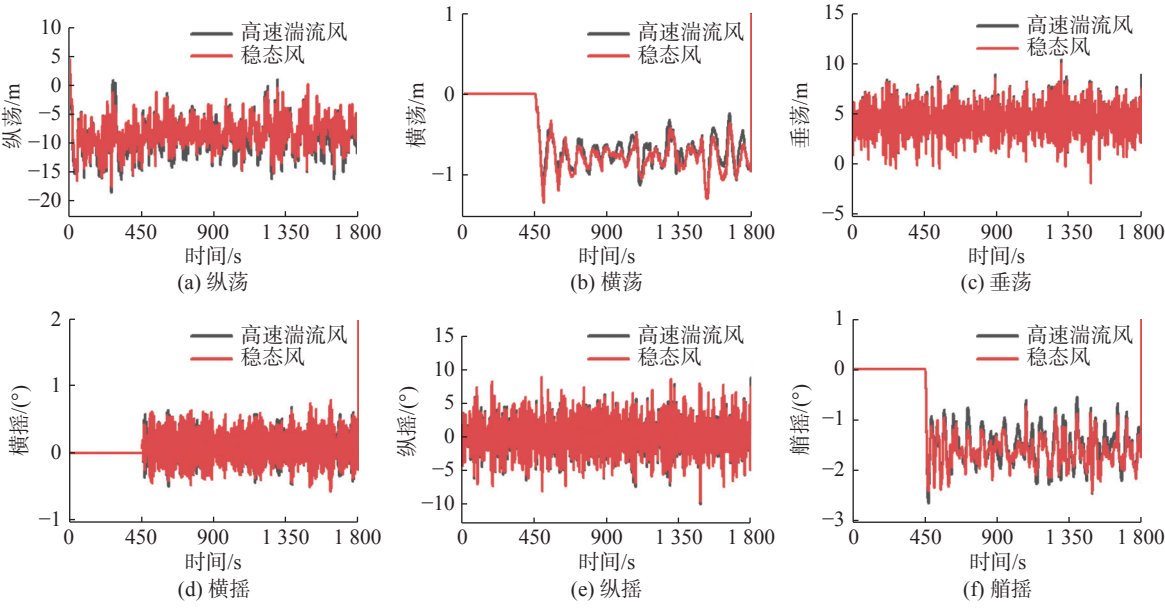


图8 两种风载荷下系泊4断裂平台动态响应对比

Fig.8 Comparison of dynamic response of mooring 4 fractured platform under two wind loads

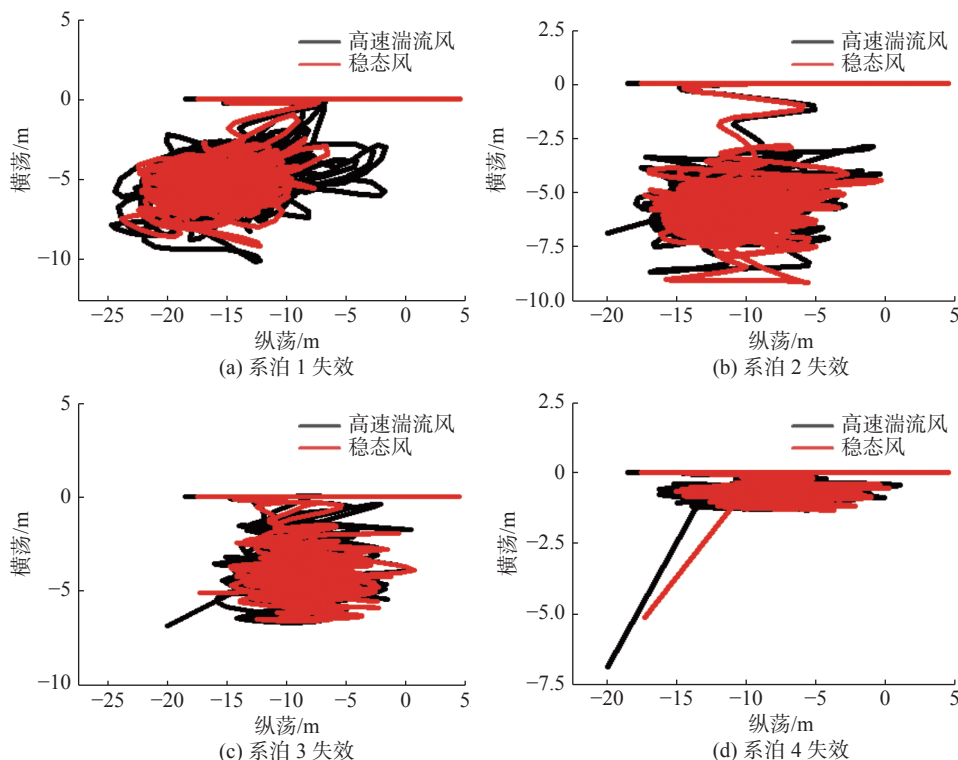


图9 平台运动轨迹图

Fig.9 Trajectories of platform movement

动波动幅值在稳态风下约为8 m, 高速湍流风下可至10 m; 系泊2, 3, 4失效, 横荡运动波动幅值分别为9, 7.5, 1.25 m, 两种风载荷下横荡运动波动幅值基本无区别。由各系泊布置位置与风波入射方向可知, 失效系泊越靠近风波入射侧, 平台横荡运动波动幅值越大, 失效系泊越远离风波入射侧, 平台横荡运动波动幅值越小。综上分析可知, 系泊失效将显著改变平台横荡方向位移, 且越靠近风浪入射侧的系泊失效, 平台横荡运动波动幅值越大。对比稳态风与高速湍流风下不同系泊失效时平台的运动轨迹可知, 较之横荡方向, 高速湍流风的作用效果在纵荡方向更为明显。

5.3 系泊张力分析

图10和图11分别为迎风浪侧系泊1与背风浪侧系泊4断裂时, 系泊2, 3, 5, 6, 7, 8张力时域图。

由图10可知, 系泊1在前450 s内未发生断裂时, 系泊张力变化趋势在两种风载荷下没有明显区别, 系泊断裂后, 系泊2, 3, 7, 8张力突增为原来的2倍以上, 与系泊1相邻的系泊2, 8张力变化幅值最大, 同时高速湍流风对其系泊张力增长幅度影响最为显著。由图11可知, 各剩余系泊张力在系泊4失效时无突变, 系泊8张力与系泊2, 3, 5, 6, 7相比, 变化幅度略大。对比高

速湍流风与稳态风下各系泊张力, 发现系泊4失效后各系泊张力在两种风载荷下差异极小。综合图10和图11分析可知, 迎风浪侧系泊失效瞬间将造成其他系泊张力突变, 张力急剧增大, 背风浪侧系泊失效则几乎不影响剩余系泊张力值。

图12为不同位置系泊失效后系泊5, 6, 7, 8张力统计值。

如图12(a)所示, 通过比较不同位置系泊失效对剩余系泊张力影响发现, 系泊1失效极易对剩余系泊产生影响, 系泊最大张力可达其他系泊断裂情况下的2~3倍, 在剩余各系泊中系泊8张力值最大, 说明迎风浪侧系泊失效极易影响与其同侧的系泊最值。对比两种风载荷下同一系泊断裂时其余系泊张力值, 系泊1失效时相较于稳态风, 系泊5, 6, 7, 8在高速湍流风作用下的张力值可增加约85%, 60%, 14%, 34%, 差距较大, 但在系泊2, 3, 4失效时, 高速湍流风对系泊张力作用效果并不明显。由图12(b)张力平均值可知, 不同系泊分别失效下, 迎风浪侧系泊7, 8张力均值总体高于背风浪侧系泊5, 6, 且系泊8均值远大于系泊7, 表明越靠近迎风浪侧的系泊更易受系泊失效影响。由以上分析可知, 迎风浪侧系泊易受系泊失效影响, 迎风浪侧系泊失效将极大地增加其余各系泊张力, 且高速湍流风影响下增幅更大。

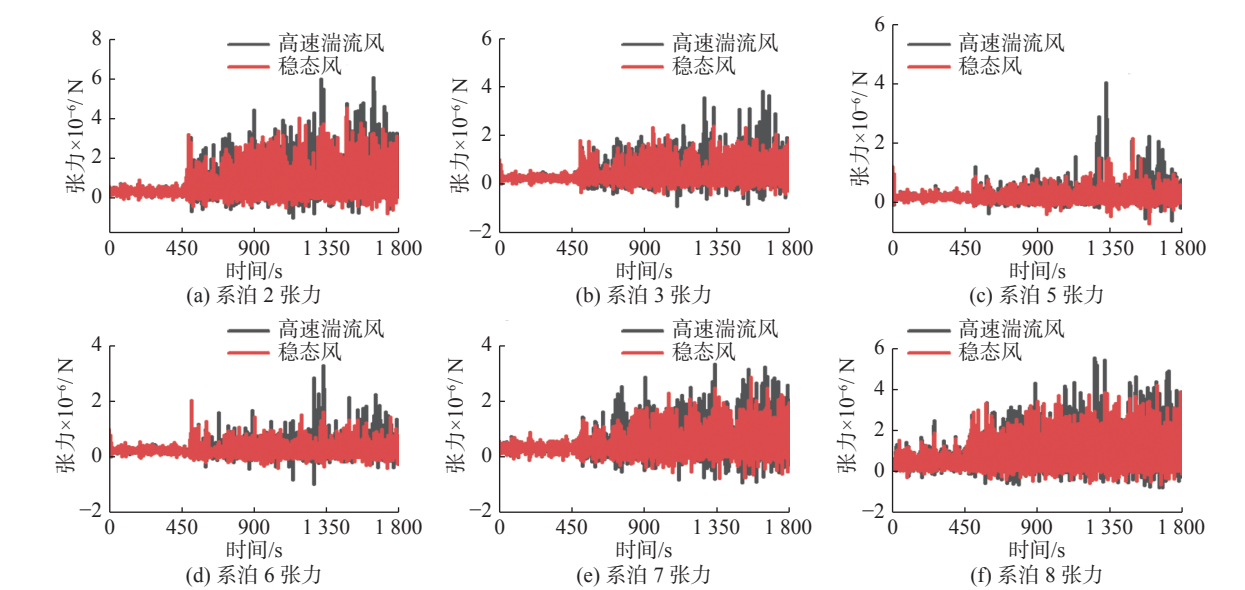


图 10 系泊 1 断裂时其余系泊张力

Fig.10 Remaining mooring tensions after mooring 1 fractured

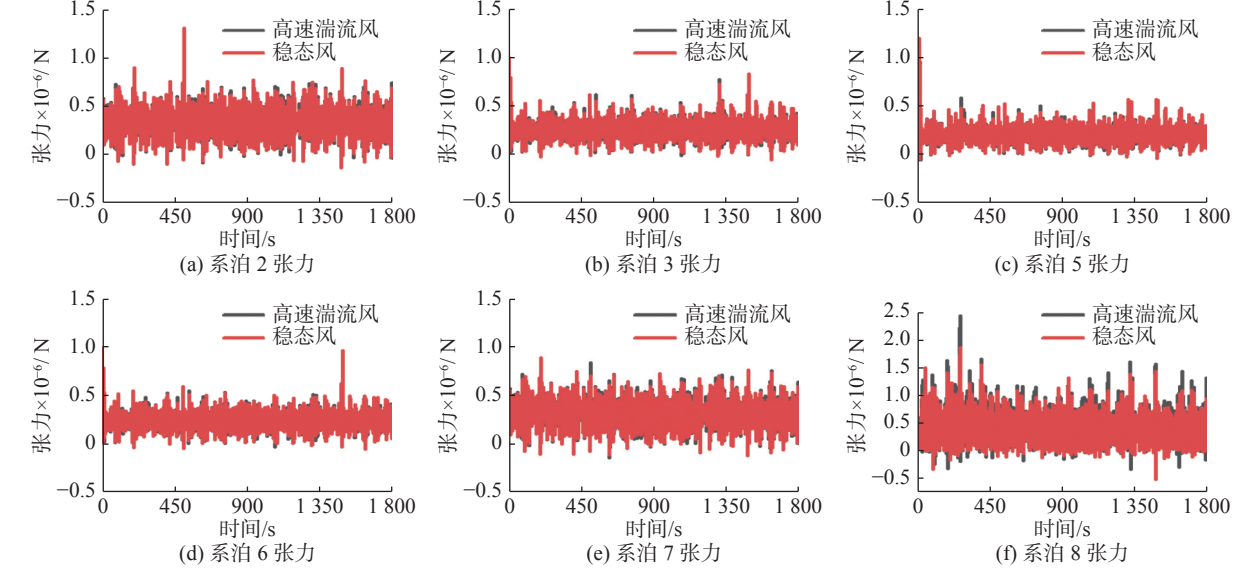


图 11 系泊 4 断裂时其余系泊张力

Fig.11 Remaining mooring tensions after mooring 4 fractured

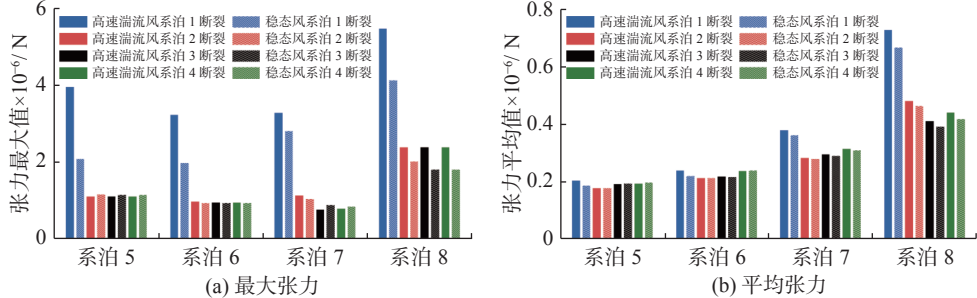


图 12 不同位置系泊失效系泊张力

Fig.12 Mooring tension of mooring failure at different positions

6 结 论

基于 ITI Energy Barge 平台、NREL 5 MW 风力

机建立了漂浮式风力机整机模型，对比分析了高速湍流风与稳态风作用下系泊失效对 Barge 平台运动响应及系泊张力的影响，得出结论：

a. 系泊失效对于 Barge 平台垂荡影响较小, 迎风浪侧系泊失效显著影响平台除垂荡以外的其他响应, 背风浪侧系泊失效对于平台各自由度响应影响主要体现在纵荡、纵摇及艏摇响应上。

b. 高速湍流风会加剧系泊失效时平台的瞬态响应, 平台横荡方向的漂移距离及纵荡运动波动幅值均有增加, 迎风浪侧系泊失效时平台横摇、纵摇、艏摇响应剧烈增大。

c. 迎风浪侧系泊失效瞬间, 剩余系泊张力值产生突变并持续增大, 且在高速湍流风共同作用下增长幅度更加显著, 相较于稳态风, 其系泊张力最大值与平均值增加最高可达 85%, 且越靠近迎风浪侧系泊平均张力越大。

致谢 本文中模型建立及数据分析得到中国长江三峡集团有限公司马璐的大力支持, 同时本论文得到贵公司新能源科创中心自主科研项目——大型海上风电机组塔架结构动力学基础理论研究与程序开发(202103491)的资助。在此表示衷心的感谢。

参考文献:

- [1] Global Wind Energy Council. Global offshore wind report 2021[R]. Brussels: Global Wind Energy Council, 2021.
- [2] 高坤, 李春, 高伟, 等. 新型海上风力发电及其关键技术研究[J]. 能源研究与信息, 2010, 26(2): 110–116, 105.
- [3] 卜庆东, 李春, 余万, 等. 翼型前缘对风力机翼型气动性能的影响[J]. 能源研究与信息, 2020, 36(3): 125–134.
- [4] 刘青松, 丁勤卫, 李春, 等. 极限海况下 Barge 平台漂浮式风电场动态响应[J]. 太阳能学报, 2021, 42(7): 398–407.
- [5] 李春, 叶舟, 高伟, 等. 现代陆海风力机计算与仿真[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 2012.
- [6] BARRERA C, BATTISTELLA T, GUANCHE R, et al. Mooring system fatigue analysis of a floating offshore wind turbine[J]. Ocean Engineering, 2020, 195: 106670.
- [7] BAE Y H, KIM M H, KIM H C. Performance changes of a floating offshore wind turbine with broken mooring line[J]. Renewable Energy, 2017, 101: 364–375.
- [8] LI Y, ZHU Q, LIU L Q, et al. Transient response of a SPAR-type floating offshore wind turbine with fractured mooring lines[J]. Renewable Energy, 2018, 122: 576–588.
- [9] OYEJOBI D O, JAMEEL M, SULONG N H R. Stochastic response of intact and a removed tendon tension leg platform to random wave and current forces[J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2017, 42(3): 1065–1076.
- [10] CHANDRASEKARAN S, UDDIN S A. Postulated failure

analyses of a spread-moored semi-submersible[J]. Innovative Infrastructure Solutions, 2020, 5(2): 36.

- [11] YANG C K, KIM M H. Transient effects of tendon disconnection of a TLP by hull-tendon-riser coupled dynamic analysis[J]. Ocean Engineering, 2010, 37(8/9): 667–677.
- [12] 袁杨, 汪学锋, 张端利. 半潜式平台系泊系统失效模式下动力响应分析[J]. 中国海洋平台, 2015, 30(2): 36–41.
- [13] 吴浩宇, 赵永生, 何炎平, 等. 张力腿浮式风机筋腱失效模式下瞬态响应分析[J]. 浙江大学学报(工学版), 2020, 54(11): 2196–2203.
- [14] 蔡晓雄. Spar 平台水动力性能分析及其系泊缆失效研究[D]. 天津: 天津大学, 2017.
- [15] 余建星, 高晓东, 余杨, 等. 张力腿平台局部系泊失效模式下动力响应分析[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2019, 52(1): 40–51.
- [16] 李蜀军, 李春, 王博, 等. 恶劣海况下系泊失效对漂浮式风电场平台影响[J]. 热能动力工程, 2021, 36(4): 126–134.
- [17] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5 MW reference wind turbine for offshore system development[R]. Colorado: National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- [18] 王博, 丁勤卫, 李春, 等. 风波联合作用下 10 MW 漂浮式风力机 Triple Spar 平台动态响应研究[J]. 热能动力工程, 2020, 35(8): 120–131.
- [19] 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[J]. Ocean Engineering, 2021, 233: 108887.
- [20] 杨阳, 李春, 缪维跑, 等. 高速强湍流风况下的风力机结构动力学响应[J]. 动力工程学报, 2016, 36(8): 638–644.
- [21] International Electrotechnical Commission. IEC-Wind turbine generator systems: IEC61400-1: 2005 [S/OL]. [2022-05-14]. https://webstore.iec.ch/preview/info_iec61400-1%7Bed3.0%7Den.pdf.
- [22] MORIARTY P J, HANSEN A C. AeroDyn theory manual[R]. Colorado: National Renewable Energy Laboratory, 2010.
- [23] 徐德伦, 于定勇. 随机海浪理论[M]. 北京: 高等教育出版社, 2001.
- [24] 王兴刚. 深海浮式结构物与其系泊缆索的耦合动力分析[M]. 上海: 上海交通大学出版社, 2014.
- [25] 丁勤卫. 风波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.