

文章编号:1005-9865(2023)03-0048-08

基于实测数据的海上风电结构动力响应分析

王振双¹, 徐明强², 彭 潜³

(1. 三峡新能源(天津)有限公司, 天津 300450; 2. 中国海洋大学工程学院, 山东 青岛 266100; 3. 上海勘测设计研究院有限公司, 上海 200434)

摘要:地震是危害海上风电结构作业安全的重要环境因素,目前,国内尚未公开发表真实地震响应下,海上风电结构的实测动力响应数据。分析了某地震活动区海上风电结构的实测地震响应,采用随机子空间识别方法进行风机的模态识别,阐述了风机机舱偏航将引起前后、左右两个正交方向振动的耦合,并从理论上证明了利用耦合、解耦数据识别模态参数的差异。结果表明:1)耦合与解耦信号识别的频率、阻尼比完全相同,而耦合信号识别的模态振型与偏航角有关;2)地震作用会对结构产生巨大冲击;3)非地震作用下,风机塔筒前后、左右第一阶弯曲模态为主要模态,地震作用可以激发风机的高阶模态,使得塔筒中上部而不是顶部的振动响应最大。此分析对地震活动区海上风电结构的抗震设计具有一定的参考价值。

关键词:海上风电;地震响应;动力分析;实测数据;模态识别

中图分类号:P752 文献标志码:A DOI:10.16483/j.issn.1005-9865.2023.03.005

Analyzing the dynamic response of an offshore wind turbine with field test data

WANG Zhenshuang¹, XU Mingqiang², PENG Qian³

(1. Three Gorges New Energy (Tianjin) Co., Ltd., Tianjin 300450, China; 2. College of Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, China; 3. Shanghai Investigation, Design & Research Institute Co., Ltd., Shanghai 200434, China)

Abstract: Earthquake is one of the major natural factors threatening the safety of offshore wind turbines (OWTs). Nevertheless, the field test data analysis on OWTs under earthquake excitations has not yet been published within China. This paper analyzes the dynamic responses of a real OWT located in a seismically active area. The SSI method is used to identify the modal parameters of the OWT. It is claimed that the FA and SS signals collected by the sensors are coupled due to the yaw motion of the nacelle and the relationship between the modal parameters estimated with the coupled and decoupled signals is theoretically proved. The results show that the natural frequencies and damping ratios identified are the same before and after a yaw motion while the mode shapes are possibly different; the earthquake has a dramatic impact on the structure; and the first FA and SS bending modes contribute mostly to the vibration of the OWT without earthquake excitations. However, the earthquake excited some high-frequency modes. As a result, the upper rather than the top of the tower had the largest vibration. The dynamic response analysis is conducive to the seismic design of OWTs.

Keywords: offshore wind turbine; earthquake response; dynamic response analysis; field test data; modal identification

随着风机价格不断下探及施工成本逐步降低,海上风电在“十四五”时期将迎来爆发式增长。风能,尤其是海上风能,在未来的能源结构中占据越来越大的比重。海上风电结构是海上风能开发的关键设施,相对于陆上风电结构,其所处的海洋环境更加恶劣、复杂,时刻承受着多种环境荷载,包括风、浪、流的作用,有时还可能受到海冰、地震的巨大冲击^[1-2]。为了尽可能实时、充分地了解结构状态,避免结构损伤引发的灾

收稿日期:2022-05-20

作者简介:王振双(1990—),男,硕士,高级工程师,主要从事海上风电项目工程管理。E-mail: wang_zhenshuang@ctg.com.cn

通信作者:徐明强(1991—),男,博士,助理研究员,主要从事海洋工程结构健康监测等方面的研究。E-mail: xumingqiang@stu.ouc.edu.cn

难性后果,对海上风电结构开展健康监测尤为重要^[3-5]。

动力监测不仅能够采集到结构在外载荷作用下的动力行为,而且能够提取到反映风机健康状态的模态信息,包括频率、阻尼比与振型,因此,是海上风电结构健康监测的核心内容。Gomez等^[6]介绍了对4台风机的动力监测活动,每台风机安装2个振动传感器,获得的数据用于分析结构的振动频率,从而评估风机基础的完整性。OWI-lab研究团队^[7-8]对比利时布鲁日 Belwind 风场开展了长期的动力监测,于其中一台单桩风机塔筒上安装了10个加速度传感器,获得了其在不同操作工况和环境条件下的动力响应。分析这些数据发现结构频率有所增加,因此推断结构基础存在一定的刚化。彭潜^[9]对某近海风电场开展了健康监测并分析了目标风机连续一年的监测数据,推断风机在风力作用下发生了一定的永久性偏移。董霄峰等^[10]分析了复合式筒型基础风机的动力监测数据,识别了运行状态下海上风电结构的振源特性。

随着风电场建设向着地震活跃海域的推广,海上风电结构在地震载荷下的安全性越来越受到行业内的广泛关注。地震对结构的破坏通常分为两类:1)巨大的地震冲击引起结构(尤其是塔筒底部)巨大变形,导致结构屈曲失稳甚至直接倒塌;2)地震的存在破坏了原有海床结构,使得软土层发生震陷、固结、下沉,对桩身产生负摩擦力,砂土层发生液化^[11],使得土壤强度及桩身承载力大大降低^[12]。地震影响下的结构破坏模式^[12]及桩土耦合作用机理^[13-16]已受到了广泛关注,然而,当前尚未公开发表基于实测数据的结构地震响应分析。为了给地震活动区海上风电结构的设计、安装、运维提供一定的参考,这里介绍了对某海上风电结构的动力监测活动,特别之处在于:这里的动力监测活动覆盖了地震前、中、后的结构振动响应。通过分析风机塔筒测点处的振动幅值及其模态信息,阐述地震对结构的影响。

1 动力响应监测活动描述

此次动力响应监测活动的对象为某地震活动海域单桩基础海上风电结构,其平行、垂直于机舱中性轴方向(简记为FA与SS方向)的第一阶设计频率分别为0.306 2、0.308 4 Hz。结构上配备有一套综合的健康监测系统,通过3个双轴加速度传感器对塔筒的振动响应进行观测,获取塔筒FA与SS方向的振动,加速度的采样频率为50 Hz。图1给出了传感器的安装位置,3个加速计由上至下编号为S1、S2、S3,分别安装在水面以上100、60和11 m高度处。然而,由于不可避免的建模和施工误差以及其他不确定性因素,测量值可能与设计值存在一定误差。此外,该台风机配备有SCADA系统,用于记录风机每10 min的操作状态(包括转速、偏航、变桨)及风载荷信息。



图1 传感器布置

Fig. 1 Sensor placement on the tower

2 考虑风机偏航的模态识别

为更好地描述风电结构的振动特征,需要同时对平行、垂直于机舱中性轴方向,即FA与SS,的塔筒振动响应进行监测。为了实现这一目标,振动传感器需固定于塔筒内壁。与一般土木工程结构不同的是,作业状态下的风机受偏航系统控制,机头不断偏转,这使得机舱坐标系 $\tilde{Ox}\tilde{y}$ 与传感器坐标系 Oxy 之间存在时变夹角 θ ,进而导致传感器测得的振动响应是FA与SS方向相耦合的,如图2所示。

传感器测得的振动响应可通过下式进行解耦:

$$\begin{cases} \tilde{x} = x\cos\theta + y\sin\theta \\ \tilde{y} = y\cos\theta - x\sin\theta \end{cases} \quad (1)$$

偏航数据的采样周期为 10 min, 过于稀疏的采样无法准确反映单个采样时段的偏航历程, 通过式(1)获得的 FA 与 SS 方向的振动响应仍无法完全解耦。因此, 本节以随机子空间识别 (SSI) 方法^[17]探究偏航作用对模态识别结果的影响。SSI 方法包含协方差与数据驱动两种形式^[17-18], 前者是将系统输出的协方差构成 Toeplitz 矩阵, 对该矩阵进行奇异值分解, 便可得到扩展的可观测矩阵和逆向扩展的可控制矩阵, 进而得到模态参数。由于其推导更加简洁, 因此, 本节以协方差驱动的 SSI 方法为例, 说明偏航过程对模态识别的影响。

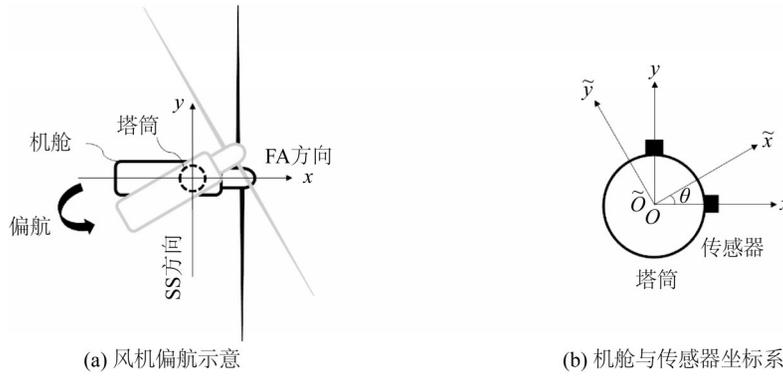


图2 风机偏航及坐标系示意

Fig. 2 Diagrams of yaw motion and the coordinate systems

假设 N 个双轴加速度传感器可用于监测风机塔筒的振动。当机舱与传感器坐标系之间的夹角为 0° 时, 可将第 k 个离散采样时刻获得的加速度信号组装成如下响应向量:

$$\boldsymbol{\eta}_k = [x_{k1}, y_{k1}, x_{k2}, y_{k2}, \dots, x_{kn}, y_{kn}, \dots, x_{kN}, y_{kN}]^T \in \mathbb{R}^{2N \times 1} \quad (2)$$

SSI 方法的目的是求解如下离散状态空间模型:

$$\boldsymbol{\zeta}_{k+1} = \mathbf{A}_j \boldsymbol{\zeta}_k + \mathbf{w}_k \quad (3)$$

$$\boldsymbol{\eta}_k = \mathbf{C}_j \boldsymbol{\zeta}_k + \mathbf{v}_k \quad (4)$$

式中: $\boldsymbol{\zeta}_k$ 为第 k 个时刻的系统状态向量; \mathbf{w}_k 与 \mathbf{v}_k 为过程与输出噪声; \mathbf{A}_j 与 \mathbf{C}_j 分别为系统的状态转移与输出矩阵; j 表示系统的模型阶数, 即系统模态阶数的两倍。系统 N 个系统响应与 R 个参考响应的协方差矩阵为

$$\mathbf{A}_i^{\text{ref}} = \mathbb{E} \left[(\boldsymbol{\eta}_{k+i} - \mathbb{E}[\boldsymbol{\eta}_{k+i}]) (\boldsymbol{\eta}_k^{\text{ref}} - \mathbb{E}[\boldsymbol{\eta}_k^{\text{ref}}])^T \right] \in \mathbb{R}^{2N \times 2R} \quad (5)$$

其中, 上标 ref 指示参考自由度或信号通道, $\mathbb{E}[*]$ 为期望算子。将若干个 $\mathbf{A}_i^{\text{ref}}$ 组装成 Toeplitz 矩阵:

$$\mathbf{T}_{1li}^{\text{ref}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_i^{\text{ref}} & \mathbf{A}_{i-1}^{\text{ref}} & \dots & \mathbf{A}_1^{\text{ref}} \\ \mathbf{A}_{i+1}^{\text{ref}} & \mathbf{A}_i^{\text{ref}} & \dots & \mathbf{A}_2^{\text{ref}} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{A}_{2i-1}^{\text{ref}} & \mathbf{A}_{2i-2}^{\text{ref}} & \dots & \mathbf{A}_i^{\text{ref}} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{2Ni \times 2Ri} \quad (6)$$

对其进行奇异值分解, 即 $\mathbf{T}_{1li}^{\text{ref}} = \mathbf{U}\mathbf{S}\mathbf{V}^T$, 可获得可观与可控矩阵:

$$\mathbf{O}_j = \mathbf{U}_j \mathbf{S}_j^{1/2} \quad (7)$$

$$\boldsymbol{\Gamma}_j^{\text{ref}} = \mathbf{S}_j^{1/2} \mathbf{V}_j \quad (8)$$

式中: \mathbf{S}_j 为矩阵 \mathbf{S} 的前 j 行与前 j 列, 采用 MATLAB 表达形式可写为 $\mathbf{S}_j = \mathbf{S}(1:j, 1:j)$; 同样地, $\mathbf{U}_j = \mathbf{U}(:, 1:j)$, $\mathbf{V}_j = \mathbf{V}(1:j, :)$ 。输出矩阵 \mathbf{C}_j 对应于 \mathbf{O}_j 的前 j 行, 而状态转移矩阵可通过下式得到

$$\mathbf{A}_j = (\mathbf{O}_j)^\dagger \mathbf{T}_{2li+1}^{\text{ref}} (\boldsymbol{\Gamma}_j^{\text{ref}})^\dagger = \mathbf{S}_j^{-1/2} \mathbf{U}_j^T \mathbf{T}_{2li+1}^{\text{ref}} \mathbf{V}_j \mathbf{S}_j^{-1/2} \quad (9)$$

式中: $(\cdot)^\dagger$ 代表伪逆算子, $\mathbf{T}_{2li+1}^{\text{ref}}$ 相对 $\mathbf{T}_{1li}^{\text{ref}}$, 为信号延迟一个时刻获得的 Toeplitz 矩阵。 $\mathbf{T}_{2li+1}^{\text{ref}}$ 定义为

$$\mathbf{T}_{2i+1}^{\text{ref}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{i+1}^{\text{ref}} & \mathbf{A}_i^{\text{ref}} & \cdots & \mathbf{A}_2^{\text{ref}} \\ \mathbf{A}_{i+2}^{\text{ref}} & \mathbf{A}_{i+1}^{\text{ref}} & \cdots & \mathbf{A}_3^{\text{ref}} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{A}_{2i}^{\text{ref}} & \mathbf{A}_{2i-1}^{\text{ref}} & \cdots & \mathbf{A}_{i+1}^{\text{ref}} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{2Ni \times 2Ri} \quad (10)$$

一旦求得了状态转移与输出矩阵,系统的频率、阻尼比与振型可通过如下方式获得:

$$f_j = \frac{|\lambda_{cj}|}{2\pi} \quad (11)$$

$$\xi_j = -\frac{\text{Re}(\lambda_{cj})}{|\lambda_{cj}|} \quad (12)$$

$$\phi_j = \mathbf{C}_j \psi_j \quad (13)$$

式中: Re 为取实部计算, λ_{cj} 与 ψ_j 分别为 \mathbf{A}_j 的特征值与特征向量。显然,增大 j 可获得更多阶模态参数。

当两坐标系的夹角不为0时,即 $\theta \neq 0$,测试的加速度信号可分解为

$$\boldsymbol{\eta}_k = \mathbf{t}_k \tilde{\boldsymbol{\eta}}_k \quad (14)$$

根据图2,坐标转换矩阵 $\mathbf{t}_k = \begin{bmatrix} \cos\theta_k & -\sin\theta_k \\ \sin\theta_k & \cos\theta_k \end{bmatrix}$ 。需要说明的是,这里 θ 和 \mathbf{t} 均添加了脚标 k ,用于说明在不同采样时刻,偏航实时发生。将式(14)代入式(5)与(6),可得

$$\mathbf{T}_{1i}^{\text{ref}} = \mathbf{T}_L \tilde{\mathbf{T}}_{1i}^{\text{ref}} \mathbf{T}_R^T, \mathbf{T}_{2i+1}^{\text{ref}} = \mathbf{T}_L \tilde{\mathbf{T}}_{2i+1}^{\text{ref}} \mathbf{T}_R^T \quad (15)$$

其中,左右变换矩阵 $\mathbf{T}_L = \text{diag}(\mathbf{t}_k, \mathbf{t}_k, \cdots, \mathbf{t}_k) \in \mathbb{R}^{2Ni \times 2Ni}$, $\mathbf{T}_R = \text{diag}(\mathbf{t}_k, \mathbf{t}_k, \cdots, \mathbf{t}_k) \in \mathbb{R}^{2Ri \times 2Ri}$ 。根据式(7)、(8),两坐标系下可观与可控矩阵存在如下关系:

$$\mathbf{O}_j = \mathbf{T}_L \tilde{\mathbf{O}}_j, \mathbf{G}_j^{\text{ref}} = \tilde{\mathbf{G}}_j^{\text{ref}} \mathbf{T}_R^T \quad (16)$$

将其代入式(9),可得

$$\mathbf{A}_j = (\mathbf{T}_L \tilde{\mathbf{O}}_j)^\dagger \mathbf{T}_L \tilde{\mathbf{T}}_{2i+1}^{\text{ref}} \mathbf{T}_R^T (\tilde{\mathbf{G}}_j^{\text{ref}} \mathbf{T}_R^T)^\dagger \quad (17)$$

由于 \mathbf{T}_L 与 \mathbf{T}_R 为单位正交阵,因此 $(\mathbf{T}_L)^\dagger \mathbf{T}_L = \mathbf{I}$, $(\mathbf{T}_R)^\dagger \mathbf{T}_R = \mathbf{I}$,可得

$$\mathbf{A}_j = (\tilde{\mathbf{O}}_j)^\dagger \tilde{\mathbf{T}}_{2i+1}^{\text{ref}} (\tilde{\mathbf{G}}_j^{\text{ref}})^\dagger = \tilde{\mathbf{A}}_j \quad (18)$$

由此可知偏航过程中,系统的状态转移矩阵不发生任何变化,而输出矩阵与偏航角密切相关。综合式(11)~(13)也可进一步推断,直接使用传感器测得的耦合信号识别的频率、阻尼比与解耦信号的识别值完全相同,而模态振型并不完全相同,当测试信号无法完全解耦时,识别的模态振型也是FA与SS方向耦合的。

3 海上风电结构震前响应分析

选取震前某10 min时段的结构响应数据进行分析,并以此作为对比基准,从而更加清晰地反映地震的影响。图3展示了100、60 m高度位置FA方向的加速度信号。期间的平均风速为3.84 m/s,相对叶轮主轴的风入射角在 $40^\circ \sim 60^\circ$ 之间,风机处于发电作业状态。此时,风载荷引起的塔筒顶端的最大振动幅值(FA、SS两个方向合成后)为 0.40 m/s^2 。对比不同测试位置的信号可知,结构振动响应由上而下逐渐递减,这是由于风机是顶端存在巨大质量的悬臂梁型结构。

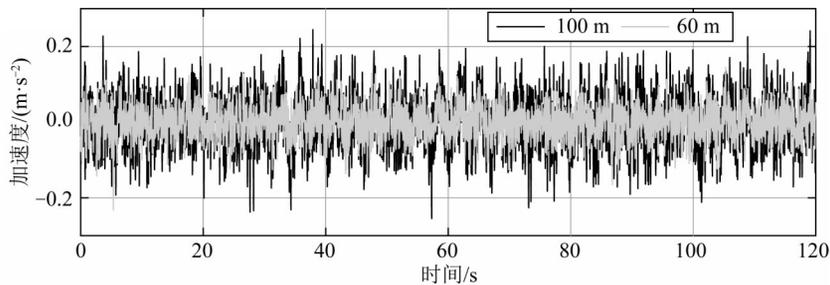


图3 震前S1与S2测点加速度

Fig. 3 Acceleration of measurement points S1 and S2 before the earthquake

本节使用SSI方法识别风机塔筒的振动频率、阻尼比及模态振型。首先根据式(1)对信号进行解耦,假设在每个SCADA采样间隔内,风机的偏航角不发生变化。但由于获得的偏航数据过于稀疏,无法保证获得的信号是完全解耦的。第2节已经证实,使用耦合信号识别的频率、阻尼比与解耦信号的识别值完全相同,因此,本节更加关注于频率与阻尼比的识别。

当进行模态识别时,取分析信号长度为10 min,全部测试信号作为参考信号,Toeplitz矩阵的行块数为400。在执行模态识别时,由于信号中包含的实际模态阶数未知,即 j 不确定,需要事先对其进行假定,这里选择最大模型阶数为120。此外,使用稳定图排除潜在的虚假模态。稳定图的横轴为频率,纵轴为假定的系统模型阶数 j 。在稳定图上,某阶真实模态对应的稳定点通常会排成一行,而虚假模态的稳定点会呈现出散布状态。因此,可逐渐增大 j ,使用SSI方法计算相应的稳定点并绘制于稳定图上,继而通过稳定点的分布状态判别真实与虚假模态。稳定点的认定方式为相邻两阶模型对应的模态参数必须同时满足如下标准:

$$\frac{|f_j - f_{j+1}|}{\max\{f_j, f_{j+1}\}} < 1\% \quad (19)$$

$$\frac{|\xi_j - \xi_{j+1}|}{\max\{\xi_j, \xi_{j+1}\}} < 5\% \quad (20)$$

$$\text{MAC}(\boldsymbol{\phi}_j, \boldsymbol{\phi}_{j+1}) = \frac{|\boldsymbol{\phi}_j^* \boldsymbol{\phi}_{j+1}|^2}{|\boldsymbol{\phi}_j|^2 |\boldsymbol{\phi}_{j+1}|^2} > 95\% \quad (21)$$

式中: $f_j, \xi_j, \boldsymbol{\phi}_j$ 与 $f_{j+1}, \xi_{j+1}, \boldsymbol{\phi}_{j+1}$ 分别表示模型阶数 j 与 $j+1$ 对应的频率、阻尼比及振型向量。

图4给出了SSI方法计算获得的稳定图,图中标记了不同模型阶数 j 对应的稳定点以及S1测点信号的自功率谱曲线,后者可用于辅助判断信号中的模态成分。由于缺少风机的设计模型,无法轻易推测高阶模态的物理意义,因此,稳定图的频率范围限制在0~1.5 Hz之间。由SCADA数据可知,叶轮转速为7 r/min,对应的转频约为0.116 7 Hz。相应地,可以通过稳定点判断信号中存在1P、3P、6P、9P与12P这5阶谐响应。其中,谐响应3P在模型阶数为18时出现,随模型阶数的增大,间歇出现在同一频率值上,且功率谱曲线在此频率处存在明显峰值,指示3P谐波能量较大。而其他四阶谐成分对应的稳定点在高阶(40阶以上)模型中出现,且无法稳定于一个小的频率区间,指示对应的成分在信号中模态贡献较低。此外,随模型阶数增加,频率0.293 9 Hz附近出现了连续的稳定点,根据风机的设计资料可推断其为风机的第一阶FA与SS模态(下文记为1FA、1SS)。两模态的阻尼比均为0.96%,振型也极其相似,指示SSI方法无法处理空间密集模态。此外,在模型阶数90~110区间,稳定图上也显示0.479 5、0.794 7 Hz位置上存在结构模态,根据经验,这两阶模态来源于风机叶片的振动。

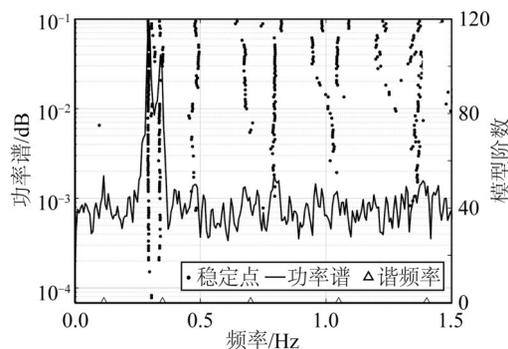


图4 震前稳定图

Fig. 4 Stabilization diagram before the earthquake

4 海上风电结构震中响应分析

在该监测期内,周围海域发生了5级左右地震。图5给出了该时段100、60 m高度位置FA方向的加速度信号片段。由图可知,此时的振动加速度幅值发生了剧增,在60 m高度处达到了惊人的12.59 m/s²,远超震

前的加速度幅值(超过30倍),这极有可能对风电结构产生直接的冲击破坏或改变原有的海床条件,例如引起震陷、土壤液化等,降低桩基承载力。

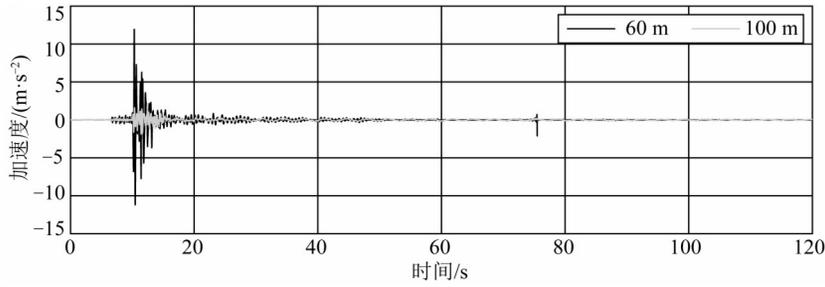


图 5 测点 S1 与 S2 震中加速度

Fig. 5 Acceleration of measurement points S1 and S2 during the earthquake

通常,结构损伤或海床条件破坏均会引起结构模态参数的变化。因此,采用 SSI 方法分析其模态特征,结果如图 6 所示。需要说明的是,在地震期间,风机依然以 7 r/min 的转速作业。由图 6 可知,地震激励下,由于叶轮转动引起的谐响应成分能量明显弱于结构模态成分的能量(这是由于地震激励远大于谐激励),3P 谐成分出现的模型阶次明显上移,最早出现于 36 阶,而其他谐成分的稳定点消失。相同的道理,叶片的频率成分也无法在稳定图上得到反映。同时,仍然可以清晰识别到 1FA 和 1SS 模态,其频率 0.294 7 Hz,阻尼 0.74%,与震前差别较小。此外,可以发现 0.627 2 Hz 与 1.458 1 Hz 处出现了两阶新模态,可推断其为地震冲击下激发的结构高阶模态。

对比各通道的信号幅值可知,地震发生时,60 m 高程的振动响应幅值大于 100 m 高程,其原因在于:地震作用下,结构高阶模态的参与度明显增加,而高阶模态振型的最大值处于塔筒中部而非顶部。因此,风机塔筒的中上部可能是地震激励下的最危险位置。

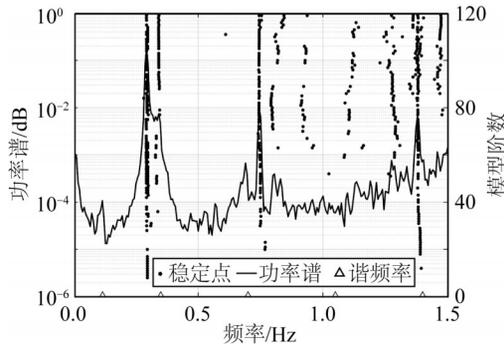


图 6 震中稳定图

Fig. 6 Stabilization diagram during the earthquake

5 海上风电结构震后响应分析

选择震后 10 min 时段的响应用于评估风电结构在地震冲击后的健康状态,100 m 及 60 m 位置的振动信号如图 7 所示。此时段风机的转速略低于 7 r/min,与震前、震中相当,但由于 SCADA 数据的测试间隔为 10 min,无法确定其精确值。不同的是,风的入射角发生了大幅值的变化,导致最大振动加速度幅值(FA 与 SS 两个方向合成)仅为 0.11 m/s²。

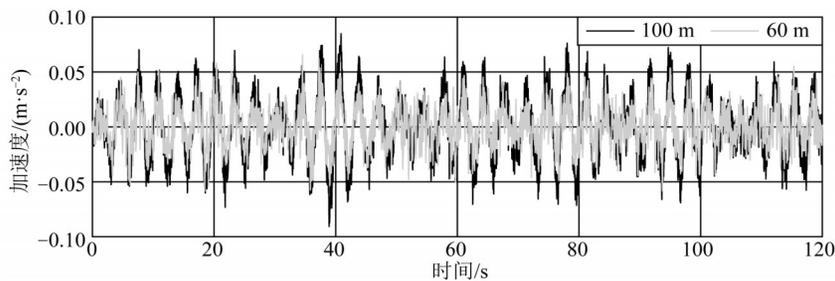


图 7 测点 S1 与 S2 震后加速度

Fig. 7 Acceleration of measurement points S1 and S2 after the earthquake

模态分析的结果如图8所示,可以看出,由于地震激励消失,谐激励,尤其是3P,仍为引发结构振动的主要激励成分。在第一阶弯曲模态位置出现了两阶模态,暗示了模态1FA和1SS发生了分离,1FA的频率及阻尼比为0.296 9 Hz及0.47%,1SS的频率及阻尼比为0.310 4 Hz及0.42%。与震前相比,频率有一定的增幅,而阻尼减小,指示地震冲击后,风电结构并未发生刚度弱化,反而发生了刚化,一个可能是地震引起了松软海床的快速固化。推断这些变化的真实原因需要分析更多的数据,并辅以其他健康监测方法,例如超声、目测等。

需要说明的是,阻尼是决定动载荷作用下海上风电结构动力响应的关键因素,增加阻尼可以加快结构在外载荷作用下的振动衰减。根据文献[19],海上风电结构的阻尼通常来自于气动阻尼(1%~6%)、桩土阻尼(0.444%~1%)、结构阻尼(0.15%~1.5%)、水动力阻尼(0.07%~0.23%)以及塔筒阻尼器的附加阻尼。综合考虑这些因素,工作状态下海上风电结构的阻尼比通常在1.66%以上。然而,对于文中监测的风电结构,其阻尼比最高为0.96%,存在的原因在于:一方面,相比结构频率,阻尼的识别存在较大的不确定性与波动^[7];另一方面,根据SCADA数据,监测期内风机转速远未达到额定值,气动阻尼较低。为抑制风机过大振动,延长疲劳寿命,增加塔筒阻尼器是一种有效途径。

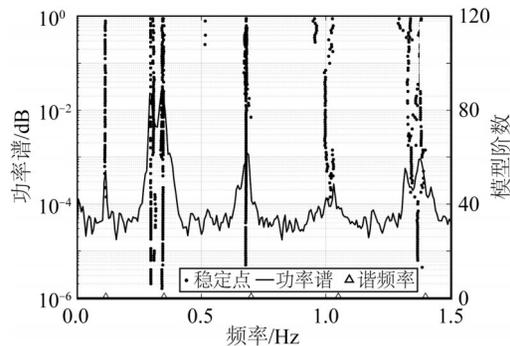


图8 震后稳定图

Fig. 8 Stabilization diagram after the earthquake

6 结 语

介绍了对某地震活动区海上风电结构的动力监测活动,并对地震前、中、后实测振动数据进行了幅值分析及模态特征提取,获得了下列结论:

- 1)非地震激励作用下,叶轮旋转的谐激励是塔筒振动的控制载荷,3P谐激励的能量最为显著。
- 2)地震的发生会对结构产生巨大冲击(5级地震时,会产生相较震前30倍左右的加速度),严重危害海上风电结构的安全。地震的发生也引起了结构频率的偏移,阻尼比发生变化。塔筒中上部而不是顶部是受地震冲击影响最大位置,这可作为地震活动区海上风电结构抗震设计的一个依据。
- 3)无地震激励时,SSI方法可以识别到风机塔筒前后、左右两个方向的第一阶弯曲模态;存在地震作用时,能够识别到高阶模态。
- 4)直接使用传感器测得的耦合信号识别的频率、阻尼比与解耦信号的识别值完全相同,而模态振型并不完全相同。

动力监测的目的是识别结构动力特征的变化,及时发现结构状态的异常。介绍的动力监测活动实现了这一目标,但精确分析这些异常的原因,需要长期的监测数据,并辅以其他健康监测方法。

参考文献:

- [1] 康海贵,田茂金,龙丽吉,等. 基于谱分析方法的 offshore 风机支撑结构疲劳寿命分析[J]. 可再生能源, 2013, 31(7): 41-44. (KANG H G, TIAN M J, LONG L J, et al. Spectral-based fatigue analysis of a support structure for offshore wind turbines [J]. Renewable Energy Resources, 2013, 31(7): 41-44. (in Chinese))
- [2] 王宾,李红涛,刘嵩,等. 海上风电单桩式支撑结构冰激振动及参数敏感性分析[J]. 海洋工程, 2020, 38(3): 94-101. (WANG B, LI H T, LIU S, et al. Ice-induced vibration and parameter sensitivity analysis for a monopile supported offshore wind turbine [J]. The Ocean Engineering, 2020, 38(3): 94-101. (in Chinese))

- [3] XU M Q, LI J, WANG S Q, et al. Damage detection of wind turbine blades by bayesian multivariate cointegration[J]. *Ocean Engineering*, 2022, 258: 111603.
- [4] 杨彬, 李英超, 安文正, 等. 基于相干函数的海上风电支撑结构非线性损伤识别实验研究[J]. *可再生能源*, 2019, 37(7): 1055-1060. (YANG B, LI Y C, AN W Z, et al. Experimental study of nonlinear damage identification for offshore wind turbine support structure based on coherence function [J]. *Renewable Energy Resources*, 2019, 37(7): 1055-1060. (in Chinese))
- [5] WANG S Q, WANG H Y, XU M Q, et al. Identifying the presence of structural damage: a statistical hypothesis testing approach combined with residual strain energy[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2020, 140: 106655.
- [6] GOMEZ H C, GUR T, DOLAN D. Structural condition assessment of offshore wind turbine monopile foundations using vibration monitoring data [C]//SPIE, *Nondestructive Characterization for Composite Materials, Aerospace Engineering, Civil Infrastructure, Home Land Security* 2013. 2013, 8694:84-97.
- [7] DEVRIENDT C, MAGALHÃES F, WEIJTJENS W, et al. Structural health monitoring of offshore wind turbines using automated operational modal analysis[J]. *Structural Health Monitoring*, 2014, 13(6): 644-659.
- [8] WEIJTJENS W, VERBELEN T, DE SITTER G, et al. Foundation structural health monitoring of an offshore wind turbine—a full-scale case study[J]. *Structural Health Monitoring*, 2016, 15(4): 389-402.
- [9] 彭潜. 海上风电结构健康监测工程实践与分析[J]. *船舶工程*, 2021, 43(增刊1): 81-86. (PENG Q. Practice and analysis of structural health monitoring engineering of offshore wind power [J]. *Ship Engineering*, 2021, 43(Suppl1): 81-86. (in Chinese))
- [10] 董霄峰, 练继建, 王海军. 运行状态下海上风机结构振源特性研究[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(17): 21-28. (DONG X F, LIAN J J, WANG H J, et al. Vibration source features of offshore wind power structures under operational conditions [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(17): 21-28. (in Chinese))
- [11] ZHAO Z, DAI K S, CAMARA A, et al. Wind turbine tower failure modes under seismic and wind loads [J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2019, 33(2): 04019015.
- [12] 孟祥然, 刘润, 练继建, 等. 海上大直径钢管桩打桩过程中桩周土强度弱化研究[J]. *海洋工程*, 2022, 40(2): 88-96. (MENG X R, LIU R, LIAN J J, et al. Study on the weakening of soil resistance around distance around large diameter steel pipe pile during pile driving [J]. *The Ocean Engineering*, 2022, 40(2): 88-96. (in Chinese))
- [13] ZHANG J, YUAN G K, ZHU S, et al. Seismic analysis of 10 MW offshore wind turbine with large-diameter monopile in consideration of seabed liquefaction[J]. *Energies*, 2022, 15(7): 2539.
- [14] KAYNIA A M. Seismic considerations in design of offshore wind turbines [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2019, 124: 399-407.
- [15] 孔德森, 刘一, 邓美旭, 等. 海上风电单桩基础—土相互作用特性影响因素分析[J]. *海洋工程*, 2021, 39(1): 100-111. (KONG D S, LIU Y, DENG M X, et al. Analysis of influencing factors of monopile foundation-soil interaction characteristics for offshore wind power [J]. *The Ocean Engineering*, 2021, 39(1): 100-111. (in Chinese))
- [16] ALATI N, FAILLA G, ARENA F. Seismic analysis of offshore wind turbines on bottom-fixed support structures [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2015, 373(2035): 20140086.
- [17] PEETERS B, DE ROECK G. Reference-based stochastic subspace identification for output-only modal analysis [J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 1999, 13(6): 855-878.
- [18] 常军. 随机子空间方法在桥梁模态参数识别中的应用研究[D]. 上海: 同济大学, 2006. (CHANG J. Modal parameters identification of bridge by stochastic subspace identification method [D]. Shanghai: Tongji University, 2006. (in Chinese))
- [19] ARANY L, BHATTACHARYA S, MACDONALD J H G, et al. Closed form solution of Eigen frequency of monopile supported offshore wind turbines in deeper waters incorporating stiffness of substructure and SSI [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2016, 83: 18-32.