

余云燕,候浩胜,孔嘉乐.单桩式海上风机基频计算方法及参数分析[J].地震工程学报,2025,47(2):281-288.DOI:10.20000/j.1000-0844.20230720003

YU Yunyan, HOU Haosheng, KONG Jiale. Fundamental frequency calculation method and parameter analysis of monopile offshore wind turbines[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2025, 47(2): 281-288. DOI: 10.20000/j.1000-0844.20230720003

单桩式海上风机基频计算方法及参数分析

余云燕, 候浩胜, 孔嘉乐

(兰州交通大学土木工程学院, 甘肃 兰州 730070)

摘要: 海上风机结构体系属于动力敏感型结构, 参数变化易对系统基频产生影响。系统基频是海上风机结构与基础设计的关键, 精确计算系统基频具有非常重要的工程意义。文章基于 Euler-Bernoulli 梁理论, 考虑桩-土相互作用、水体附加质量和塔筒变截面特性, 采用回传射线矩阵法建立单桩式海上风机系统横向基频计算方法。利用实际工程验证该方法的精确性和有效性, 并对系统基频偏移因素进行综合分析。分析表明, 桩-土相互作用、水体附加质量和塔筒变截面特性对系统基频影响显著; 系统基频对参数的敏感性为: 桩基埋深 > 桩径 > 地基土模量 > 上部质量 > 海水深度 > 桩基壁厚; 桩基埋深、桩径、地基土模量和桩基壁厚存在临界值, 超过该值后参数变化对系统基频基本无影响。文章在一定程度上揭示了系统基频偏移因素影响规律, 可为风机的结构和基础设计提供参考。

关键词: 海上风机; 单桩基础; 自振频率; 水-桩-土相互作用; 参数分析

中图分类号: TU473

文献标志码: A

文章编号: 1000-0844(2025)02-0281-08

DOI: 10.20000/j.1000-0844.20230720003

Fundamental frequency calculation method and parameter analysis of monopile offshore wind turbines

YU Yunyan, HOU Haosheng, KONG Jiale

(College of Civil English, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, Gansu, China)

Abstract: As a dynamic-sensitive structure, the changes in the offshore wind turbine structure are easy to affect the fundamental frequency of the system. The fundamental frequency of the system is key to the structure and foundation design of offshore wind turbines; hence, it is of great engineering significance to accurately calculate the fundamental frequency of the system. Based on the Euler-Bernoulli beam theory, considering the pile-soil interaction, added water mass, and the variable section characteristics of the tower, a calculation method of the transverse fundamental frequency of the single-pile offshore wind turbine system was established using the reverberation-ray matrix method. The accuracy and effectiveness of the proposed method were verified by a practical project, and the fundamental frequency excursion factors of the system were comprehensively analyzed. The analysis results showed that the pile-soil interaction, the added water mass,

收稿日期: 2023-07-20

基金项目: 甘肃省科技计划项目资助 (23JRRA854)

第一作者简介: 余云燕(1968—), 女, 浙江省江山市人, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土力学、土与结构耦合动力学方面的研究。

E-mail: yuyunyan@mail.lzjtu.cn.

and the variable section characteristics of the tower all have a significant effect on the fundamental frequency of the system. The sensitivity of the system's fundamental frequency to different parameters is as follows: buried depth of pile foundation > pile diameter > modulus of foundation soil > upper mass > seawater depth > wall thickness of pile foundation. When the buried depth of the pile foundation, the pile diameter, the foundation soil modulus, and the wall thickness of the pile foundation exceed the critical value, the change of parameters has little effect on the fundamental frequency of the system. To a certain extent, this paper revealed the influence law of fundamental frequency excursion factors of the system, thus providing a reference for the structure design of offshore wind turbines.

Keywords: offshore wind turbine; single-pile foundation; natural frequency; water-pile-soil interaction; parameter analysis

0 引言

海上风能分布广泛、发展潜力巨大,是优质的可再生清洁能源。为解决能源短缺、环境污染等全球性难题,我国在“十四五”期间提出大力发展海上风机这一战略决策。海上风机的基础形式丰富多样,其中单桩基础因具有结构简单、占用面积小、承载力高和沉降量小且均匀等优点被广泛使用,在国外已建工程中占比近 80%^[1-2]。我国可根据国外已有设计和施工经验,大力发展单桩式海上风机,以建设清洁、低碳、安全、高效的现代化能源体系。

在海上风机的运营期间,风机系统会受到涡轮机和叶轮扫掠过程中的谐振作用^[3],因此风机系统一阶横向自振频率需避免与涡轮机的转动频率(1P 频率)和叶轮扫掠频率(3P 频率)发生重叠而引起共振效应。国际上均采用“软-刚”模式进行海上风机系统的结构与基础设计^[4],即要求系统一阶横向自振频率介于 1P 频率带和 3P 频率带之间。安全起见,行业标准规范^[5]建议,在设计风机系统时应在 1P 频率带与 3P 频率带之间留有 10%的安全余度,使得基频设计容许区间进一步缩小,海上风机系统基频的计算精度要求进一步提高。

单桩式海上风机的桩-土相互作用和塔筒变截面特性是精确计算频率的关键。Bhattacharya 等^[6], Lombardi 等^[7]将桩-土相互作用简化为水平刚度弹簧和摇摆刚度弹簧,上部结构等效为 Euler-Bernoulli 梁;Byrne^[8]将地基与基础、上部结构的相互作用考虑为有一个旋转自由度的弹簧连接的等截面悬臂梁系统,顶部为集中质量;Zaaijer^[9]与 Shadlou 等^[10]将地基简化为有水平、旋转两个自由度的弹簧连接,并将风机塔筒考虑为等截面杆。上述学者建立的风机系统基频求解模型虽然形式简单,但底部弹簧刚度的取值较为复杂,且未考虑塔筒的变

截面特性。为此许多学者^[11-16]基于 Timoshenko 梁理论,采用连续分布的弹簧-阻尼器并联模型模拟桩土相互作用,并考虑塔筒的变截面特性,提出了单桩式海上风机系统基频计算方法。

海上风机结构处于复杂恶劣的海洋环境中,长期承受海洋水体作用,结构-水体相互作用对风机系统频率的影响不可忽视。徐汉忠^[17]针对悬臂梁在水中自由振动问题,提出了求解梁与水体耦合的振动微分方程,并应用水体附加质量的概念,得到了梁在水中的频率和振型的简易计算公式;Wang 等^[18-21]等进一步提出了关于刚性柱、柔性圆柱体在水中振动问题的桩-水附加质量计算模型;许成顺等^[22]基于 OpenSees 有限元平台验证了水体附加质量对大直径钢管桩基频有显著影响;赵密等^[23]基于水体附加质量模型,建立了单桩式海上风机结构系统横向振动频率特征方程。上述学者通过水体附加质量的方式考虑结构-水体相互作用,建立了风机系统频率求解模型,但并未与实测频率对比,无法充分验证模型的有效性,与实际工程中推广应用仍有一定距离。此外,上述研究没有充分考虑海水深度变化对风机系统频率的影响,未能深度揭示风机系统频率的偏移机理。

综上所述,目前仍缺少一种考虑全面且计算简便的海上风机系统频率求解方法。Pao 等^[24]提出的回传射线矩阵法具有步骤清晰、精度高和计算简便等优点,能够精确计算复杂结构的任意阶自振频率。故本文基于回传射线矩阵法,充分考虑塔筒的变截面特性、海洋水体作用和桩-土相互作用,提出单桩基础海上风机横向自振频率精确求解模型,进一步研究海洋环境因素和风机结构参数对风机系统基频的影响,并进行参数敏感性分析,为风机系统基

频的前期设计提供一定参考。

1 基于回传射线矩阵法海上风机横向振动方程的建立

如图 1(a)所示,大直径单桩海上风机主要由叶轮-机舱组合件、塔筒与大直径单桩 3 部分组成。如图 1(b)所示,以桩底为原点,沿高度增加方向为 x 轴,建立风机整体计算模型。

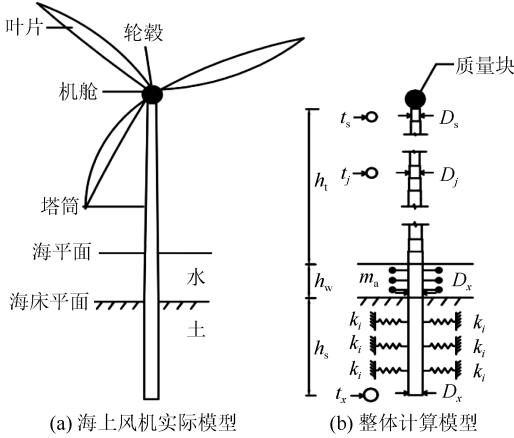


图 1 海上风机计算模型

Fig.1 Calculation models for offshore wind turbine

风机整体计算模型基本假设如下:

(1) 叶轮-机舱组合件等效为与塔筒刚性连接的集中质量,偏心影响不予考虑。

(2) 变截面塔筒等效为相互连接的若干段等截面梁,选用截取分段中位线所在的截面为等效截面,顶部直径 D_s ,底部直径 D_x , j 段直径 D_j ;水中塔筒视作一段,长度为 h_w ;采用水体附加质量 m_a 模拟桩-水相互作用,变截面塔筒部分划分为 n_2 段,总长度为 h_t ,变截面塔筒各分段长 $l=h_t/n_2$ 。

(3) 全埋入单桩总长为 h_s ,以 Winkler 地基模型模拟桩-土相互作用,等效为有均布弹簧的等截面

$$\begin{cases} \hat{Q}(x, \omega) = iEI_j \{k_{j1}^3 [a_1(\omega)e^{ik_{j1}x} - d_1(\omega)e^{-ik_{j1}x}] + k_{j2}^3 [a_2(\omega)e^{ik_{j2}x} - d_2(\omega)e^{-ik_{j2}x}]\} \\ \hat{M}(x, \omega) = iEI_j \{k_{j1}^2 [a_1(\omega)e^{ik_{j1}x} + d_1(\omega)e^{-ik_{j1}x}] + k_{j2}^2 [a_2(\omega)e^{ik_{j2}x} + d_2(\omega)e^{-ik_{j2}x}]\} \\ \hat{\varphi}(x, \omega) = ik_{j1} [a_1(\omega)e^{ik_{j1}x} - d_1(\omega)e^{-ik_{j1}x}] + ik_{j2} [a_2(\omega)e^{ik_{j2}x} - d_2(\omega)e^{-ik_{j2}x}] \end{cases} \quad (5)$$

式中: $a_1(\omega)$ 、 $a_2(\omega)$ 均为入射波波幅; $d_1(\omega)$ 、 $d_2(\omega)$ 均为出射波波幅; k_{j1} 、 k_{j2} 均为波数。

2 系统基频特征方程

利用挠度、剪力、弯矩和转角表达式建立风机系统节点力平衡和位移协调方程。

边节点 1:

梁, Makris 等^[25] 基于连续分布的线性弹簧提出了横向弹簧系数 k_i 和土体弹性模量 E_s 的计算公式,即 $k_i = 1.2 \times E_s$, 利用该公式进一步确定横向弹簧系数,根据土层特性分为 n_1 段,整个结构共有 n 段, $n = n_1 + n_2 + 1$ 。

在局部坐标系下, Euler-Bernoulli 梁频域中横向振动方程为:

$$EI_j \frac{d^4 \hat{v}}{dx^4} - (\omega^2 \rho A_j + \omega^2 m_a - k_i) \hat{v} = 0 \quad (1)$$

其中水体附加质量 m_a 表达式^[23] 为:

$$\begin{cases} m_0 = \rho_w \pi r^2 (0.6e^{-0.93 \frac{2r}{h_w}} - 0.403e^{-0.156 \frac{2r}{h_w}}) \\ m_a = m_0 (0.4327e^{-5.844 \frac{r}{h_w}} + 0.5369e^{-0.0781 \frac{r}{h_w}}) \end{cases} \quad (2)$$

式中: E 、 ρ 分别为弹性模量、密度; A_j 和 I_j 为等效梁的横截面积和截面惯性矩; v 为挠度; ω 为频率; x 为结构沿竖向高度的空间坐标; m_a 为水体附加质量, m_0 为结构刚性运动引起的附加质量; ρ_w 为水体密度; r 为水中塔筒段半径; k_i 为第 i 层土的弹簧刚度; h_w 为水中塔筒段高度。

波数表达式为:

$$k_{j1, j2} = \beta \sqrt{\frac{\omega^2}{C_0^2 R z_j^2} - \frac{k_i}{EI_j} + \frac{\omega^2 m_a}{EI_j}} \quad (3)$$

式中: $k_{j1, j2}$ 为波数表达式,当取 $j1$ 时, $\beta = 1$, 取 $j2$ 时, $\beta = i$;纵波波速 $C_0 = \sqrt{E/\rho}$ 。回转半径 $R z_j = \sqrt{I_j/A_j}$:

$$\begin{cases} k_i = 0, & 0 \leq x \leq h_t + h_w \\ m_a = 0, & 0 \leq x \leq h_t, h_t + h_w \leq x \leq h_t + h_w + h_s \end{cases}$$

总挠度稳态解表达式为:

$$\hat{v}(x, \omega) = a_1(\omega)e^{ik_{j1}x} + d_1(\omega)e^{-ik_{j1}x} + a_2(\omega)e^{ik_{j2}x} + d_2(\omega)e^{-ik_{j2}x} \quad (4)$$

剪力、弯矩和转角在频域中的表达式为:

$$\begin{cases} \hat{Q}^{12}(0, \omega) = 0 \\ \hat{M}^{12}(0, \omega) = 0 \end{cases} \quad (6)$$

中间节点 j :

$$\begin{cases} \hat{Q}^{j(j-1)}(0, \omega) - \hat{Q}^{j(j+1)}(0, \omega) = 0 \\ \hat{M}^{j(j-1)}(0, \omega) + \hat{M}^{j(j+1)}(0, \omega) = 0 \\ \hat{v}^{j(j-1)}(0, \omega) = -\hat{v}^{j(j+1)}(0, \omega) \\ \hat{\varphi}^{j(j-1)}(0, \omega) = \hat{\varphi}^{j(j+1)}(0, \omega) \end{cases} \quad (7)$$

边界点 $n+1$:

$$\begin{cases} \hat{Q}^{(n+1)n}(0, \omega) = \hat{F}_I \\ \hat{M}^{(n+1)n}(0, \omega) = 0 \end{cases} \quad (8)$$

式中: $\hat{F}_I = -\omega^2 m \hat{v}$ 为塔筒上部质量频域内惯性力表达式; m 为集中质量。

将频域中的位移及内力代入到各节点的力平衡与位移协调方程中, 可得节点的散射关系:

$$\begin{cases} \mathbf{d}^1 = \mathbf{S}^1 \mathbf{a}^1 \\ \mathbf{d}^j = \mathbf{S}^j \mathbf{a}^j \\ \mathbf{d}^{n+1} = \mathbf{S}^{n+1} \mathbf{a}^{n+1} \end{cases} \quad (9)$$

$$\mathbf{S}^j = \begin{bmatrix} -I_{j-1} k_{(j-1)1}^3 & -I_{j-1} k_{(j-1)2}^3 & I_j k_{j1}^3 & I_j k_{j2}^3 \\ I_{j-1} k_{(j-1)1}^2 & I_{j-1} k_{(j-1)2}^2 & I_j k_{j1}^2 & I_j k_{j2}^2 \\ 1 & 1 & 1 & 1 \\ -k_{(j-1)1} & -k_{(j-1)2} & k_{j1} & k_{j2} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} -I_{j-1} k_{(j-1)1}^3 & -I_{j-1} k_{(j-1)2}^3 & I_j k_{j1}^3 & I_j k_{j2}^3 \\ -I_{j-1} k_{(j-1)1}^2 & -I_{j-1} k_{(j-1)2}^2 & -I_j k_{j1}^2 & -I_j k_{j2}^2 \\ -1 & -1 & -1 & -1 \\ -k_{(j-1)1} & -k_{(j-1)2} & k_{j1} & k_{j2} \end{bmatrix} \quad (13)$$

$$\mathbf{S}^n = \begin{bmatrix} \omega^2 m - iEI_n k_{n1}^3 & \omega^2 m - iEI_n k_{n2}^3 \\ EI_n k_{n1}^2 & EI_n k_{n2}^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -iEI_n k_{n1}^3 - \omega^2 m & -iEI_n k_{n2}^3 - \omega^2 m \\ -EI_n k_{n1}^2 & -EI_n k_{n2}^2 \end{bmatrix} \quad (14)$$

将所有节点的出射波波幅向量和入射波波幅向量组集到总体出射波波幅和入射波波幅向量中, 得到总体散射关系:

$$\mathbf{d} = \mathbf{S} \mathbf{a} \quad (15)$$

式中: \mathbf{d} 、 \mathbf{S} 、 \mathbf{a} 分别表示海上风机系统的总体出射波波幅向量矩阵、总体散射矩阵和总体入射波波幅向量矩阵。

$$\mathbf{P}^{j(j+1)} = \text{diag}[-e^{-ik_{j1}l^{j(j+1)}} - e^{-ik_{j2}l^{j(j+1)}} - e^{-ik_{j1}l^{j(j+1)}} - e^{-ik_{j2}l^{j(j+1)}}],$$

$l^{j(j+1)}$ 为梁单元长度, $\text{diag}[\dots]$ 表示对角矩阵。

将向量 $\mathbf{a}^{j(j+1)}$ 组集到 \mathbf{a}^j 中, 并进一步组集到整体入射波波幅向量 \mathbf{a} 中, $\mathbf{P}^{j(j+1)}$ 与 $\mathbf{d}^{(j+1)j}$ 也同样组集到总体传播矩阵 \mathbf{P} 和总体出射波波幅向量 $\tilde{\mathbf{d}}$ 中, 有 $\mathbf{a} = \mathbf{P} \tilde{\mathbf{d}}$, $\tilde{\mathbf{d}}$ 与 \mathbf{d} 只是元素的排列顺序不同, 里面的元素全部相同。

引入置换矩阵 \mathbf{U} , 其分量仅有 0、1 元素, 以调整 $\tilde{\mathbf{d}}$ 中各元素的位置, 使其与 \mathbf{a} 中的元素相对应, 有 $\mathbf{a} = \mathbf{P} \mathbf{U} \mathbf{d}$, 代入式(15)得:

$$(\mathbf{I} - \mathbf{R}) \mathbf{d} = 0 \quad (16)$$

式中: $\mathbf{R} = \mathbf{S} \mathbf{P} \mathbf{U}$ 为回传射线矩阵; \mathbf{I} 为单位矩阵。

若出射波波幅向量 \mathbf{d} 有非 0 解, 则式(16)中的系数行列式必须为 0, 即:

$$|\mathbf{I} - \mathbf{R}| = 0 \quad (17)$$

风机系统基频 ω 的特征方程为:

$$\det[\mathbf{I} - \mathbf{R}(\omega)] = 0 \quad (18)$$

式中: $\det[\dots]$ 表示行列式。

其中入射波和出射波波幅向量为:

$$\begin{cases} \mathbf{a}^1 = [a_1^{12} & a_2^{12}]^T \\ \mathbf{a}^j = [a_1^{j(j-1)} & a_2^{j(j-1)} & a_1^{j(j+1)} & a_2^{j(j+1)}]^T \\ \mathbf{a}^{n+1} = [a_1^{(n+1)n} & a_2^{(n+1)n}]^T \end{cases} \quad (10)$$

$$\begin{cases} \mathbf{d}^1 = [d_1^{12} & d_2^{12}]^T \\ \mathbf{d}^j = [d_1^{j(j-1)} & d_2^{j(j-1)} & d_1^{j(j+1)} & d_2^{j(j+1)}]^T \\ \mathbf{d}^{n+1} = [d_1^{(n+1)n} & d_2^{(n+1)n}]^T \end{cases} \quad (11)$$

局部散射矩阵:

$$\mathbf{S}^1 = \begin{bmatrix} -ik_{11}^3 & -ik_{12}^3 \\ k_{11}^2 & k_{12}^2 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -ik_{11}^3 & -ik_{12}^3 \\ -k_{11}^2 & -k_{12}^2 \end{bmatrix} \quad (12)$$

当一个出射波由梁单元 $j(j+1)$ 的 j 点产生, 沿着梁单元向 $j+1$ 点传播时, 从 $j+1$ 点这一端来看, 该 $j(j+1)$ 波为入射波, 所以梁单元的入射波波幅向量 $\mathbf{a}^{j(j+1)}$ 和出射波波幅向量 $\mathbf{d}^{j(j+1)}$ 之间有一个相位关系。引入传播矩阵 $\mathbf{P}^{j(j+1)}$, 有 $\mathbf{a}^{j(j+1)} = \mathbf{P}^{j(j+1)} \mathbf{d}^{j(j+1)}$, 其中

通过黄金分割法搜索特征方程的根得到频率数值解。

3 算例验证

本文计算方法以荷兰 Lely 海上风电场为例^[13], 开展计算结果与现场监测结果的对比研究, 以证明方法的有效性。LelyA2 风机塔筒高 46.1 m, 海水深 4.6 m, 底端直径 3.2 m, 顶端直径 1.9 m, 壁厚 0.012 m; 涡轮机和叶片质量之和 32 000 kg; 基础为大直径单桩, 直径 3.7 m, 埋深 20.9 m, 壁厚 0.035 m; 钢材模量 206 GPa, 密度 7 850 kg/m³; 地基土模量 30 MPa, 横向弹簧刚度 3.6×10^7 N/m²; 1P 频率范围为 0.477~0.583 Hz, 3P 频率范围为 0.954~1.166 Hz, 即风机的频率设计范围为 0.583~0.954 Hz。

变截面塔筒经过分段等效处理, 按照多段等截面进行计算, 分段数目直接影响计算精度与运算效

率,随着分段数的增加,计算精度显著提高。经试算可知,塔筒分段数为 10 时计算结果已完全满足精度要求。回传射线矩阵法的计算结果与实测值的对比结果如表 1 所列。

表 1 海上风机结构自振频率计算结果对比

Table 1 Comparison between natural frequencies of offshore wind turbine structure

	实测值	Arany 等 ^[26]	杨春宝等 ^[13]	本方法
频率/Hz	0.634	0.643	0.640	0.638
误差/%	-	1.41	0.946	0.631

由表 1 可知,本文计算结果与现场实测频率最为接近,误差仅为 0.631%,这是由于充分考虑了塔筒的变截面特性、海洋水体作用和桩-土相互作用,模型更接近实际工程。因此,本文基于回传射线矩阵法提出的单桩基础海上风机频率求解模型准确有效。

4 系统基频的影响因素分析

风机系统频率控制要求严苛,而风机本身的规格参数、土体模量以及运营期间的桩基埋深、海水深度变化等因素都会对风机自振频率造成一定的影响。为进一步揭示系统基频偏移因素影响规律,现以 Lely A2 风机为例,就各因素对风机系统基频的影响进行探讨。

4.1 地基土模量变化对系统基频的影响

风浪长期循环荷载作用导致桩周土发生循环蠕变、风暴潮海床液化和地震液化等现象,使地基土模量发生较大变化。Tempel^[27] 调查研究表明,Lely 海上风电场海床表层 20 m 主要为松砂和中密砂,故本文选取地基土模量 E_s 变化范围 2~50 MPa,分析地基土弹性模量变化对风机系统基频的影响,结果如图 2 所示。

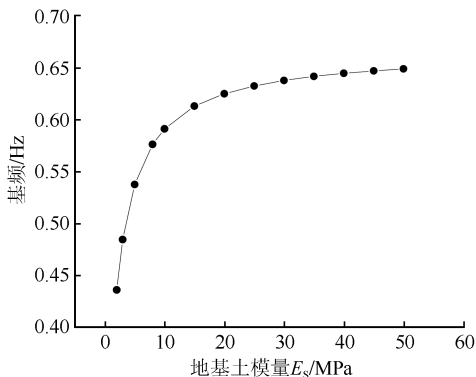


图 2 地基土模量变化对基频的影响

Fig.2 Effect of change in foundation soil modulus on fundamental frequency

由图 2 可知,海上风机系统基频与地基土模量变化呈正相关,地基土模量较小时敏感性极强;随着地基土模量增大,系统基频的增幅逐渐减小,当超过某一临界值后,风机系统基频趋于稳定。就本算例而言,地基土模量超过 40 MPa 时,模量变化对风机系统基频基本无影响。值得注意的是,地基土模量小于 10 MPa 时,系统基频在风机 1P 频率带范围内,产生共振危害。因此对于软弱土地区,必须考虑桩-土相互作用影响,进行地基土模量变化对系统基频的影响评估。

4.2 桩基埋深对系统基频的影响

海洋中由于海流的冲刷、搬运、堆积作用以及海底滑坡、地震等自然灾害的影响,海床高度时有变化。风机计算模型的总体坐标系原点位于桩基底部,海床高度即为桩基埋深,其他因素保持不变,对桩基埋深进行定量分析。Lely A2 风机桩基埋深 $h_s = 20.9$ m,选取桩基埋深范围 10.45~35.53 m,分析桩基埋深对风机系统基频的影响,结果如图 3 所示。

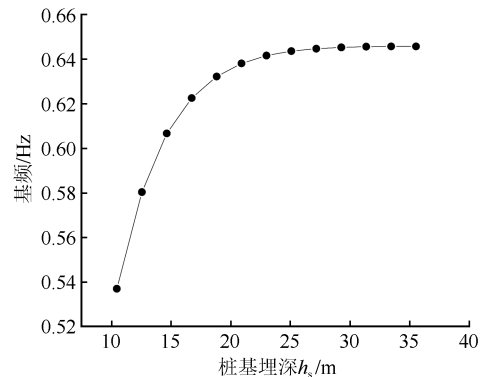


图 3 桩基埋深对基频的影响

Fig.3 Effect of buried depth of pile foundation on fundamental frequency

由图 3 可知,海上风机系统基频与桩基埋深变化呈正相关,桩基埋深较小时敏感性极强;随着桩基埋深增大,系统基频的增幅逐渐减小,当超过某一临界值后,风机系统基频趋于稳定。就本算例而言,桩基埋深超过 29 m 时,模量变化对风机系统基频基本无影响。值得注意的是,桩基埋深小于 12.7 m 时,系统基频在风机 1P 频率带范围内,产生共振危害。因此对于埋深较浅地区,必须进行桩基埋深对于系统基频的影响评估。现有设计中,风机计算预留冲刷深度有时达 6 m 以上^[13],但只考虑桩基埋深对承载力的影响,未考虑系统基频的影响,可能因基频偏移而引发共振危害,因此分析评估桩基埋深对系统基频的影响十分必要。

4.3 海水深度变化对系统基频的影响

Lely A2 风机水深 $h_w = 4.6$ m, 选取海水深度变化范围 2.45~8.74 m, 分析海水深度变化对海上风机系统基频的影响, 结果如图 4 所示。

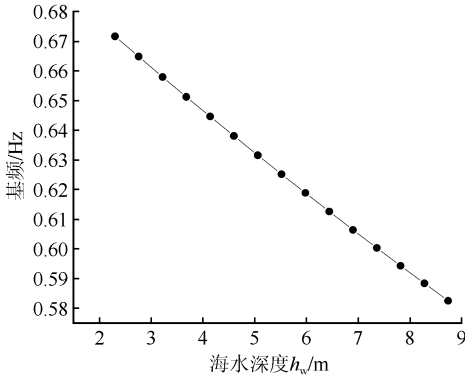


图 4 海水深度变化对基频的影响

Fig.4 Effect of change in sea depth on fundamental frequency

由图 4 可知, 随着海水深度的增加, 海上风机系统基频呈线性减小, 当海水深度 8.7 m 时, 系统基频在风机 1P 频率带范围内, 会产生共振危害。风机整体高度不变, 桩基埋深不变, 当海平面降低时, 海水深度减小, 水上塔筒长度增大, 水中塔筒长度减小, 海平面上升则反之。海水深度变化引起构件长度和水质附加质量变化, 产生联动效应, 且风机系统基频对海水深度的敏感性较强, 因此分析评估海水深度变化对系统基频的影响十分必要, 研究结果可为风机选址提供参考。

4.4 桩基壁厚变化对系统基频的影响

Lely A2 风机桩基壁厚 0.035 m, 选取桩基壁厚变化范围 0.017 5~0.110 m, 分析桩基壁厚变化对海上风机系统基频影响, 结果如图 5 所示。

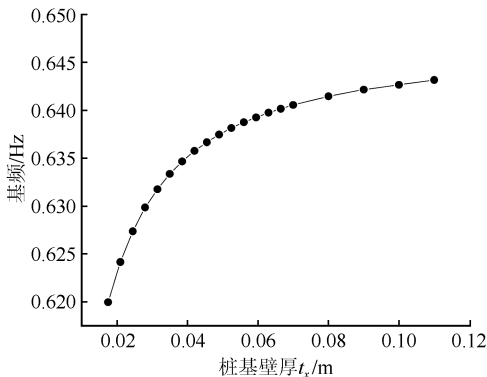


图 5 壁厚变化对基频的影响

Fig.5 Effect of change in wall thickness on fundamental frequency

由图 5 可知, 海上风机系统基频与桩基壁厚变化呈正相关, 当壁厚从 0.017 5 m 增加到 0.11 m, 风机系统基频从 0.62 Hz 增加到 0.643 2 Hz, 仅增加了 3.7%, 系统基频对桩基壁厚的敏感性弱。桩基壁厚对系统基频的影响存在一个临界厚度, 小于该厚度时, 系统基频随着厚度的增大而增大, 超过该厚度之后, 风机系统基频将趋于稳定, 且系统基频始终处于安全频率范围之内, 不产生共振危害。

4.5 桩径变化对系统基频的影响

Lely A2 风机桩径 $D_x = 3.7$ m, 取桩径 1.85~6.29 m, 分析桩径变化对海上风机系统基频影响, 结果如图 6 所示。

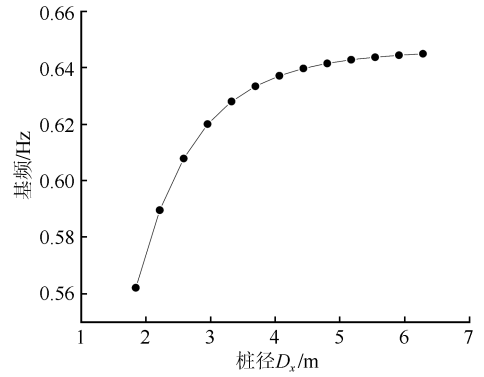


图 6 桩径变化对基频的影响

Fig.6 Effect of change in pile diameter on fundamental frequency

由图 6 可知, 海上风机系统基频与桩径呈正相关, 并且在桩径较小时敏感性极强; 随着桩径增大, 系统基频的增幅逐渐减小, 当超过某一临界值后, 风机系统基频趋于稳定。就本算例而言, 桩径超过 4.81 m 时, 桩径变化对风机系统基频基本无影响。值得注意的是, 桩径小于 2.32 m 时, 系统基频在风机 1P 频率范围内, 产生共振危害。因此在单桩式海上风机结构自振频率设计时, 应分析桩径的影响, 确保桩基直径处于安全范围内。

4.6 上部质量变化对系统基频的影响

Lely A2 风机上部结构质量之和 $m = 32$ t, 选取上部质量变化范围 16~60 t, 分析上部质量变化对风机系统基频影响, 结果如图 7 所示。

由图 7 可知, 海上风机系统基频与上部质量变化呈负相关, 上部质量从 16 t 增大到 60 t, 风机系统基频从 0.678 Hz 减小到 0.582 Hz, 降幅为 14.2%。基频减小的原因主要有两方面: 一是风机顶端惯性力作用随上部质量增大而增大; 二是风机整体所受轴向力作用随上部质量增大而增大, 轴向力和横向

位移互相影响,在力矩平衡表达式中产生了附加项,导致基频降低。当上部质量大于 59.7 t 时,系统基频在风机 1P 频率范围内,产生共振危害。风机系统基频对上部质量的敏感性较强,因此,进行风机结构设计时,分析上部质量对于系统基频的影响十分必要。

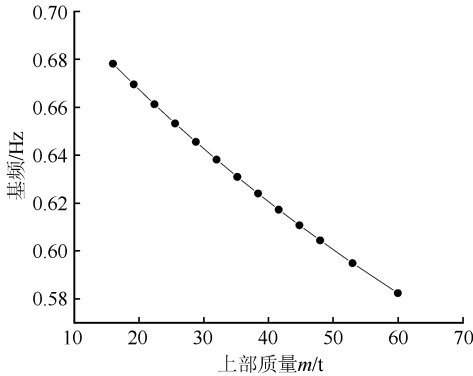


图 7 上部质量变化对基频的影响
Fig.7 Effect of change in upper mass on fundamental frequency

4.7 参数敏感性综合分析

通过频率变化率定量分析参数影响程度,并对参数影响进行总结归纳,为风机设计提供依据。

频率变化率定义为:

$$S_i = \Delta\omega_i / \omega_0 \quad (19)$$

式中: $\Delta\omega_i$ 为某参数变化引起系统基频的变化值; S_i 为某参数对应的频率变化率; ω_0 为系统基频。

以 Lely A2 海上风机参数为基准,计算相应的频率变化率。根据统一风机系统环境因素和结构参数的变化幅度,选取参数的相对变化量为 $\pm 10\%$ 进行敏感性综合分析,其结果如表 2 所列。

表 2 不同参数的频率变化率

Table 2 Rate of frequency change for different parameters

参数	h_s	D_x	E_s	m	h_w	t_x
$S_i / \%$	+7.46	+4.66	+4.19	-1.19	-1.02	+0.67

由表 2 可知,风机系统基频对各参数的敏感性由大到小依次为:桩基埋深>桩径>地基土模量>上部质量>海水深度>桩基壁厚。基频对桩基埋深的敏感性最高,对桩径与地基土模量的敏感性较高,桩基壁厚变化对基频的影响不显著。

5 结论

本文基于 Euler-Bernoulli 梁理论,采用回传射线矩阵法,考虑水-桩-土相互作用下的塔筒变截面特性,建立了海上风机系统横向自振频率整体计算

模型,提出了单桩式海上风机系统横向基频计算方法;通过与实测基频对比验证了本方法的有效性和准确性;进一步探究了海洋环境因素和结构参数等对海上风机系统基频的影响规律,并进行了参数敏感性分析,主要结论如下:

(1) 海上风机系统基频与上部集中质量、水体附加质量的变化呈负相关,与地基土模量、桩基壁厚、桩基埋深和桩径的变化呈正相关;

(2) 随着桩基埋深、桩径、地基土模量和桩基壁厚增大,基频值逐渐趋于稳定,即存在一界限值,达到该限值后参数变化对系统基频基本无影响;

(3) 统一风机系统各参数的变化幅度并进行基频敏感性分析,可知基频对各参数的敏感性由大到小依次为:桩基埋深>桩径>地基土模量>上部质量>海水深度>桩基壁厚。

参考文献(References)

[1] 赖踊卿.软黏土地基海上风机大直径单桩水平受荷特性与分析模型[D].杭州:浙江大学,2021.
LAI Yongqing. Horizontal load characteristics and analysis model of large-diameter monopile for offshore wind turbine based on soft clay soil [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2021.

[2] 王立忠,洪义,高洋洋,等.近海风电结构台风环境动力灾变与控制[J].力学学报,2023,55(3):567-587.
WANG Lizhong, HONG Yi, GAO Yangyang, et al. Dynamic catastrophe and control of offshore wind power structures in typhoon environment1[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2023, 55(3): 567-587.

[3] 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 Xiaofeng, LIAN Jijian, WANG Haijun. Vibration source features of offshore wind power structures under operational conditions[J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(17): 21-28.

[4] HE Z X, XU S C, SHEN W X, et al. Review of factors affecting China's offshore wind power industry[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2016, 56: 1372-1386.

[5] DET N V. DNV-OS-J101, Design of offshore wind turbine structures[S]. Norway: DNV Press, 2014.

[6] BHATTACHARYA S, ADHIKARI S. Experimental validation of soil-structure interaction of offshore wind turbines[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2011, 31(5-6): 805-816.

[7] LOMBARDI D, BHATTACHARYA S, MUIR WOOD D. Dynamic soil-structure interaction of monopile supported wind turbines in cohesive soil[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2013, 49: 165-180.

[8] BYRNE B. Foundation design for offshore wind turbines[C]//

- Géotechnique Lecture. London: University of Oxford, 2011.
- [9] ZAAIJER M B. Foundation modelling to assess dynamic behaviour of offshore wind turbines[J]. Applied Ocean Research, 2006, 28(1): 45-57.
- [10] SHADLOU M, BHATTACHARYA S. Dynamic stiffness of monopiles supporting offshore wind turbine generators[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, 88: 15-32.
- [11] 孙毅龙, 许成顺, 席仁强, 等. 长期水平荷载对单桩式海上风机结构自振频率的影响分析[J]. 振动与冲击, 2023, 42(2): 108-115, 138.
- SUN Yilong, XU Chengshun, XI Renqiang, et al. Effect of long-term horizontal load on the natural frequency of monopile supported offshore wind turbine structures[J]. Journal of Vibration and Shock, 2023, 42(2): 108-115, 138.
- [12] 杨春宝. 近海环境下风电基础振动响应的规律、调控与评价[D]. 北京: 清华大学, 2017.
- YANG Chunbao. Law, regulation and evaluation of basic vibration response of wind power in offshore environment[D]. Beijing: Tsinghua University, 2017.
- [13] 杨春宝, 王睿, 张建民. 单桩基础型近海风机系统自振频率实用计算方法[J]. 工程力学, 2018, 35(4): 219-225.
- YANG Chunbao, WANG Rui, ZHANG Jianmin. Numerical method for calculating system fundamental frequencies of offshore wind turbines with monopile foundations[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(4): 219-225.
- [14] ABHINAV K A, SAHA N. Coupled hydrodynamic and geotechnical analysis of jacket offshore wind turbine[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 73: 66-79.
- [15] 黄永健, 余云燕, 付艳艳. 大直径单桩海上风机横向自振频率实用计算方法[J]. 地震工程与工程振动, 2022, 42(4): 210-218.
- HUANG Yongjian, YU Yunyan, FU Yanyan. A practical method for fundamental transverse vibration frequency of offshore wind turbine with large diameter[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2022, 42(4): 210-218.
- [16] 余云燕, 孔嘉乐. 单桩基础海上风机横向自振频率求解及参数敏感性分析[J]. 振动与冲击, 2023, 42(10): 82-91, 164.
- YU Yunyan, KONG Jiale. Solution of transverse natural frequency and parameter sensitivity analysis of offshore fan with single pile foundation[J]. Journal of Vibration and Shock, 2023, 42(10): 82-91, 164.
- [17] 徐汉忠. 水中悬臂梁的自振频率的简便计算公式[J]. 河海大学学报, 1986, 14(4): 10-21.
- XU Hanzhong. Simple calculation formula for self-resonance frequency of cantilever beam in water[J]. Journal of Hehai University, 1986, 14(4): 10-21.
- [18] WANG P G, ZHAO M, DU X L. Analytical solution and simplified formula for earthquake induced hydrodynamic pressure on elliptical hollow cylinders in water[J]. Ocean Engineering, 2018, 148: 149-160.
- [19] WANG P G, ZHAO M, DU X L, et al. Simplified evaluation of earthquake-induced hydrodynamic pressure on circular tapered cylinders surrounded by water[J]. Ocean Engineering, 2018, 164: 105-113.
- [20] WANG P G, ZHAO M, DU X L. A simple added mass model for simulating elliptical cylinder vibrating in water under earthquake action[J]. Ocean Engineering, 2019, 179: 351-360.
- [21] 王丕光, 黄义铭, 赵密, 等. 椭圆形柱体地震水压力的简化分析方法[J]. 震灾防御技术, 2019, 14(1): 24-34.
- WANG Piguang, HUANG Yiming, ZHAO Mi, et al. The simplified method for the earthquake induced hydrodynamic pressure on elliptical cylinder[J]. Technology for Earthquake Disaster Prevention, 2019, 14(1): 24-34.
- [22] 许成顺, 孙毅龙, 翟恩地, 等. 海上风电单桩基础自振频率及参数影响分析[J]. 太阳能学报, 2020, 41(12): 297-304.
- XU Chengshun, SUN Yilong, ZHAI Endi, et al. Offshore turbine monopile foundation natural frequency and parameter impact analysis[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2020, 41(12): 297-304.
- [23] 赵密, 常逸夫, 王丕光, 等. 考虑水-桩-土相互作用的单桩式海上风机结构系统自振频率解析解[J]. 震灾防御技术, 2020, 15(4): 659-669.
- ZHAO Mi, CHANG Yifu, WANG Piguang, et al. An analytical natural frequency solution of monopile offshore wind turbine considering pile-soil interaction[J]. Technology for Earthquake Disaster Prevention, 2020, 15(4): 659-669.
- [24] PAO Y H, KEH D C, HOWARD S M. Dynamic response and wave propagation in plane trusses and frames[J]. AIAA Journal, 1999, 37: 594-603.
- [25] MAKRES N, GAZETAS G. Dynamic pile-soil-pile interaction. Part II: lateral and seismic response[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1992, 21(2): 145-162.
- [26] ARANY L, BHATTACHARYA S, ADHIKARI S, et al. An analytical model to predict the natural frequency of offshore wind turbines on three-spring flexible foundations using two different beam models[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 74: 40-45.
- [27] TEMPEL J V D. Design of support structures for offshore wind turbines[D]. Netherland: Delft University, 2006.

(本文编辑: 贾源源)