考虑桩-弹性地基相互作用的单桩风机自振频率。

牛文杰

(辽宁工程技术大学力学与工程学院,辽宁 阜新 123000)

摘要:考虑桩-弹性地基相互作用,采用集中质量法和柔度法对泥面线以上的单桩风机结构进行多自 由度动力分析,确定单桩风机的自振频率。通过算例给出单桩风机的自振频率值,并与不考虑桩-弹性地基相互作用的单桩风机的自振频率值进行比较。

关键词:单桩风机;自振频率;桩基础和弹性地基的相互作用;柔度法;集中质量法 中图分类号:TU352.2;TU411.3;TU473.1 文献标志码:A 文章编号:1000-0844(2016)05-0713-07 DOI:10.3969/j.issn.1000-0844.2016.05.0713

Natural Frequency of Mono-pile Wind Turbine Considering Interaction between Pile and Elastic Foundation

NIU Wen-jie

(School of Mechanics and Engineering, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, Liaoning, China)

Abstract: In this paper, we analyze the mono-pile wind turbine, comprising blade bodies, a hub, a cabin, a conical shell tower, a transition piece, and a mono-pile foundation. Our study objective was to determine the natural frequency of the mono-pile wind turbine above the mudline. We assumed the conical shell tower, transition piece, and mono-pile foundation to be a vertical steel tube (VST) with a uniform cross section and with the same elastic modulus. We used the lumped-mass method to simplify the mono-pile wind turbine above the mudline as two concentrated masses. One concentrated mass at the VST top is the summation of the mass of the blade bodies, hub, cabin and one-fourth the mass of the VST above the mudline. The other concentrated mass at the middle of the VST is one-half the mass of the VST above the mudline. Taking the mono-pile foundation below the mudline as a semi-infinite long pile, we used Zhang's method to obtain the horizontal stiffness and rotational stiffness of the pile top. In this way, we can determine the deflection of the VST under horizontal load at any point of the wind turbine above the mudline. The flexibility coefficient of the unit horizontal load at any position of the VST can be determined accordingly. Then, using both the flexibility and lumped-mass methods, we can determine the natural frequency of the mono-pile wind turbine above the mudline. Lastly, with an example, we retrieved the natural frequency value of the mono-pile wind turbine above the mudline. We then compared the analysis result with the mono-pile wind turbine natural frequency obtained without considering the interaction between the pile and elastic groundwork, and found little difference between them. The new theory we propose in this paper is more accurate theoretically and should be validated experimentally.

① 收稿日期:2016-04-26

基金项目:辽宁工程技术大学博士科研启动基金(11-415)

作者简介:牛文杰(1982-),男,河南漯河人,副教授,博士,从事近海单桩风机工程中岩土力学、结构力学和流体力学问题的研究。 E-mail: nwj1982@sohu.com。

Key words: mono-pile wind turbine; natural frequency; interaction between pile and elastic foundation; flexibility method; lumped-mass method

0 引言

对于水平轴风力发电机^[1],大型风力机塔筒通 常都采用变截面的锥形筒体形式,可将其视为顶端 受横向力作用的变截面悬臂梁结构^[2]。横向力由风 力机叶片、轮毂和机舱的迎风阻力组成[3]。风力发 电机组运行时,其叶轮上的风荷载和风机偏航引起 的荷载通过结构和传动机构作用在塔架顶端[4-5]。 已建成的大部分海上风电场都采用单立柱基础[4-6]。 风机塔上作用有自重荷载、波浪荷载、流体流过立柱 的流体压力荷载^[5]以及可能的近海地震作用与浮冰 冲击作用。此外,风机叶片的转速一般是常数或在 某一指定范围,可通过闭环控制系统实现[7]。因此, 对于叶片转速一定的风机,当以塔筒为研究对象时, 其上的动力荷载还主要有:轮毂等转子系统施加的 动荷载,其频率为一定值,记为 f;当风机叶片在转 动过程中遮挡住塔筒时,改变了环境流场,会施加给 塔筒荷载,如果是三叶片的风机,则叶片转动引起的 作用在塔筒上的振动荷载频率是3f^[8]。

在上述动力荷载作用下,需要通过工程设计,使 现场近海单桩风机的自振频率避开上述动力荷载的 激励频率,以避免近海单桩风机在动力荷载作用下 发生共振。另外一个工程问题就是:对于近海风机 这种高而柔的结构物需要承受各种动力和循环荷 载,其在长期的水平荷载作用下,由于桩周土在动应 力作用下的材料弱化,风机的自振频率会发生变化。 因此需要研究确定近海单桩自振频率的计算方法或 实验方法。

确定近海单桩自振频率的实验方法通常采用 Bhattacharya等(2011)建议的模型试验,以保证模 型与现场风机的相似准数一致^[9]。

确定近海单桩自振频率的理论解有以下两方面 的研究:

(1) 计算近海单桩风机的自振频率需要考虑桩 土相互作用。而关于桩土相互作用方面的研究有: Zaaijer^[10]研究了单桩-土体的动力特性,土体被简化 为一系列弹簧;Padrn等^[11]通过边界元-有限元耦合 模型对埋在半空间弹性体中的桩和群桩进行了动力 分析,其中桩按照伯努利假设的梁单元进行模拟,而 土按照连续的、半无限体、各向同性的线弹性介质通 过边界元来进行模拟;Dash等^[12]使用数值方法研 究了土体中桩发生压-弯耦合时的性状。 (2) 牛文杰等^[13]使用集中质量法,采用刚度法 对近海风力发电机的塔和泥面线上基础按照 2 个自 由度的动力系统进行了自由振动分析,并得到自振 频率。但考虑地基-风机相互作用时的计算模型更 加符合实际。Bhattacharya^[14]按照无限自由度体 系,把地基对塔筒的作用简化为转动弹簧和平动弹 簧,弹簧刚度可使用试验测得,并使用解析解计算了 风机的自振频率,模型试验和有限元解的结果表明 计算结果是合理的。另外,可使用 *p-y* 曲线法对海 洋平台的桩土结构系统进行模态分析^[15]。

上述计算自振频率的方法,或过于简略,或过于 复杂,或需要大量的现场测试数据,或需要借助于 Ansys软件进行分析计算,因此需要一种快速估算 近海单桩风机自振频率的计算方法。

风力发电机的上部塔筒和桩基础都假定为弹性 模量相同的钢材制成的套筒。通过张氏法^[16-17]得到 半无限长桩基础的控制方程;然后通过欧拉-伯努利 经典梁理论方程得到泥面线上以上风机上部塔筒的 变形控制方程;再通过计算变形的叠加原理与套筒 在泥面线处的变形连续性条件,得到泥面线上风机 立柱(即套筒)的挠度函数;最后使用柔度法,给出按 照多自由度分析的考虑桩-弹性地基相互作用时风 机的自振频率值。

考虑桩-弹性地基相互作用的自由振动 理论

1.1 考虑桩土相互作用时单桩结构物的挠度

图 1 所示为单桩风力发电机。以下分析中,把 风力机简化为截面和弹性模量都相同的单桩结构物 (图 2)。风机高度为 h。

当水平荷载作用于杆件顶端时,对于图 2 中的 单桩结构物即为等截面杆件在泥面线以上的水平挠 度 $y(x)_F$ 。这可按照两部分来计算:一部分是桩底 端固定时的位移曲线函数 $y(x)_{F0}$;另一部分是假定 无外荷载作用,泥面线位置处单桩结构物转角 θ_0 和 位移 y_0 引起的桩的水平挠度 $y(x)_{F1}$ 。最后通过叠 加原理可确定 $y(x)_F$ 。

$$y(x)_F = y(x)_{F0} + y(x)_{F1}$$
(1)

在图 2 中,以泥面线与杆件的交点为坐标原点, 记 x 是泥面线上杆件某点与原点的距离。根据材 料力学,可确定 $y(x)_{F_0}$:



图1 单桩式风力发电机





图 2 单桩结构物顶部(杆件)作用水平荷载 F

Fig.2 Mono-pile structure top under horizontal load F

$$y(x)_{F_0} = -\frac{Fx^3}{6EI} + \frac{Fhx^2}{2EI}$$
 (2)

在图 2 中, 泥面线位置处单桩结构物的转角和 位移引起的单桩结构物在泥面线以上的水平挠度

 $y(x)_{F1} = \theta_0 \cdot x + y_0$ (3) 式中: θ_0 和 y_0 分别是泥面线位置处单桩结构物立 柱的转角和挠度(图 2)。

综合式(1)、(2)和(3),可得图 2 中单桩结构物 在顶部作用有水平集中荷载时的水平挠度:

$$y(x)_{F} = -\frac{Fx^{3}}{6EI} + \frac{Fhx^{2}}{2EI} + \theta_{0} \cdot x + y_{0}$$
 (4)

(1) 泥面线位置处单桩结构物的转角和位移

图 2 中以泥面线与单桩结构物的交点为坐标原 点,记 z 是泥面线下桩基础某点与原点的距离,即 桩基础的水平挠度。当单桩结构物顶部作用有水平 集中力 F 时, 泥面线以下半无限长桩在坐标 z 处的 水平挠度 y 的控制方程为^[16-17]:

$$y = \frac{F}{2EI\beta^3} e^{-\beta z} \left[(1 + \beta h) \cos\beta z - \beta h \sin\beta z \right]$$
(5)

式(5)中物理量的含义可查找文献[16-17]。

泥面线位置处:

$$z = 0 \tag{6}$$

将式(6)代入式(5),得出泥面线位置处单桩结 构物的挠度:

$$y_0 = \frac{F}{2EI\beta^3} (1 + \beta h) \tag{7}$$

在单桩结构物发生小挠度的假定下,单桩结构 物轴线的转角 θ 在任一点满足以下关系:

$$\theta \approx \sin \theta \approx \tan \theta$$
 (8)

观察图2可发现:

$$\tan\theta = -\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}z} \tag{9}$$

由式(5)可得单桩结构物轴线在泥面线以下任 一点的转角的正切值为:

$$\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}z} = -\frac{F}{2EI\beta^2}e^{-\beta z}\left[(1+\beta h)\cos\beta z - \beta h\sin\beta z\right] + \frac{F}{2EI\beta^3}e^{-\beta z}\left[-\beta(1+\beta h)\sin\beta z - \beta^2 h\cos\beta z\right]$$
(10)

泥面线位置处单桩结构物轴线的纵坐标满足式 (6),将式(6)代入式(10),得出泥面线位置处单桩结 构物轴线转角的正切值:

$$\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}z} = -\frac{F}{2EI\beta^2}(1+\beta h) - \frac{F}{2EI\beta}h \qquad (11)$$

由式(9)和(11)得出在图 2 所示的水平力 F 作 用下,泥面线位置处单桩结构物轴线转角的正切值 为:

$$\tan\theta_{0} = \frac{F}{2EI\beta^{2}}(1+\beta h) + \frac{F}{2EI\beta}h \qquad (12)$$

根据式(8)和(12)得泥面线位置处单桩结构物 轴线转角:

$$\theta_{\circ} \approx \frac{F}{2EI\beta^2} (1+\beta h) + \frac{F}{2EI\beta} h$$
(13)

(2) 单桩结构物的水平挠度 $y(x)_F$

结合式(4)、(7)和(13),得出在图 2 所示的单桩 结构物在顶部作用有水平集中荷载 F 时,泥面线以 上的水平挠度:

$$y(x)_{F} = -\frac{Fx^{3}}{6EI} + \frac{Fhx^{2}}{2EI} + \left[\frac{F}{2EI\beta^{2}}(1+\beta h) + \frac{F}{2EI\beta}h\right] \cdot x + \frac{F}{2EI\beta^{3}}(1+\beta h)$$
(14)

单桩结构物顶端的位移为:

$$y_F = y(x)_F \mid_{x=h} \tag{15}$$

因此,式(14)代入式(15),得出单桩结构物顶端的水平挠度为:

$$y_{F} = -\frac{Fh^{3}}{6EI} + \frac{Fhh^{2}}{2EI} + \left[\frac{F}{2EI\beta^{2}}(1+\beta h) + \frac{F}{2EI\beta}h\right] \cdot h + \frac{F}{2EI\beta^{3}}(1+\beta h)$$
(16)

1.2 多自由度分析

按照柔度法对图 1 的结构进行自振频率计算。 记机舱、轮毂和叶片的总重量为 m_0 ,泥面线以上套 筒质量为 M_0 。按照集中质量法^[20],在图 3 中 m_1 = 0.25 * M_0 + m_0 , m_2 =0.5 * M_0 。

泥面线以上塔筒高度为 h。根据式(16)和 (14),图 3 中在水平集中力 F 作用下,集中质量位 置处的水平挠度分别为:



图 3 计算 m1 位置处的柔度系数

Fig.3 Computation of flexibility coefficient at the position of m_1

$$\frac{1}{2EI\beta}h\left] \cdot h + \frac{1}{2EI\beta^3}(1+\beta h) \right.$$

$$f_{21} = \frac{y_{21}}{F} = -\frac{\left(\frac{h}{2}\right)^3}{6EI} + \frac{h\left(\frac{h}{2}\right)^2}{2EI} + \left[\frac{1}{2EI\beta^2}(1+\beta h) + \frac{1}{2EI\beta}h\right] \cdot \frac{h}{2} + \frac{1}{2EI\beta^3}(1+\beta h)$$

根据式(16),图 4 中在水平集中力 F 的作用下,集中质量位置处的水平挠度为:

$$y_{22} = \frac{F\left(\frac{h}{2}\right)^{3}}{3EI} + \left[\frac{F}{2EI\beta^{2}}\left(1+\beta\frac{h}{2}\right) + \frac{F}{2EI\beta}\frac{h}{2}\right] \cdot \frac{h}{2} + \frac{F}{2EI\beta^{3}}\left(1+\beta\frac{h}{2}\right)$$
(17)

根据式(14),图 4 中 m_2 以下位置处的挠度函数为



图 4 计算 m2位置处的柔度系数

Fig.4 Computation of flexibility coefficient at the position of m_2

根据叠加原理, m_1 位置处的挠度是 m_2 位置处的挠度加上 m_2 位置处立柱的转角(即斜率也即挠度函数的导数)乘以 $\frac{h}{2}$,即:

$$y_{12} = y_{22} + \left[y(x)_{Fatm2} \mid_{x=\frac{h}{2}} \right]' * \frac{h}{2}$$
(19)

将式(17)和(18)代入式(19),得:

$$y_{12} = \frac{F\left(\frac{h}{2}\right)^{3}}{3EI} + \frac{F\left(\frac{h}{2}\right)^{2}}{2EI} \frac{h}{2} + \left[\frac{F}{2EI\beta^{2}}\left(1 + \beta \frac{h}{2}\right) + \frac{F}{2EI\beta^{2}}\left(1 + \beta \frac{h}{2}\right)\right] + \frac{F}{2EI\beta^{2}}\left(1 + \beta \frac{h}{2}\right) + \frac{F}{2EI\beta^{2}}\left(1 + \beta \frac{h}{2}\right)$$

$$\frac{F}{2EI\beta}\frac{h}{2}\left] \cdot h + \frac{F}{2EI\beta^{3}} \left(1 + \beta \frac{h}{2}\right)$$
(20)
因此在图 4 中,柔度系数^[21]

$$f_{22} = \frac{y_{22}}{F} = \frac{\left(\frac{h}{2}\right)^{3}}{3EI} + \left[\frac{1}{2EI\beta^{2}}\left(1+\beta\frac{h}{2}\right) + \frac{1}{2EI\beta}\frac{h}{2}\right] \cdot \frac{h}{2} + \frac{1}{2EI\beta^{3}}\left(1+\beta\frac{h}{2}\right) \quad (21)$$

$$f_{12} = \frac{y_{12}}{F} = \frac{\left(\frac{h}{2}\right)^{3}}{3EI} + \frac{\left(\frac{h}{2}\right)^{2}}{2EI}\frac{h}{2} + \left[\frac{1}{2EI\beta^{2}}\left(1+\beta\frac{h}{2}\right) + \frac{1}{2EI\beta}\frac{h}{2}\right] \cdot h + \frac{1}{2EI\beta^{3}}\left(1+\beta\frac{h}{2}\right) \quad (22)$$

上述柔度系数确定后,即可建立集中质点在惯 性力作用下的位移方程,进而根据柔度法计算出图 3 和图 4 中 2 个自由度动力系统的自振频率。

2 算例

图 1 中,风力发电机的塔和基础都假定为弹性 模量^[18] E = 2.1×10¹¹ N/m² 的钢材制成的套筒。

套筒直径 $d = 4\ 000\ \text{mm}$,泥面线以上高度 h =90 m,桩入土 110 m。参考文献[19]中水下桩的桩 径和壁厚的比值,图 1 中套筒的壁厚采用 52 mm。 根据环形截面惯性矩计算公式得 $I = 1.256\ \text{m}^4$ 。因 此钢套筒的环形截面抗弯刚度 $EI = 2.1 \times 10^{11}\ \text{N/m}^2 \times 1.256\ \text{m}^4 = 2.6 \times 10^{11}\ \text{N} \cdot \text{m}^2$ 。

通过计算,按照钢材密度 7.85×10³ kg/m³,计 算出泥面线以上套筒质量 $M_0 = 4.5 \times 10^5$ kg。机舱 重量 1.0×10⁵ kg,轮毂重量 0.2×10⁵ kg,叶片重量 3×0.1×10⁵ kg^[19],则机舱、轮毂和叶片的总重量 $m_0 = 1.5 \times 10^5$ kg。

上述设计参数都是根据相关参考文献的设计值 组合得到的,与文献[13]的数据相同,但其自振频率 分析没有考虑桩基础以及桩土相互作用。这些设计 参数是否满足初步设计要求,需根据现场记录的荷 载统计数据进行套筒的弯曲正应力和剪应力计算, 然后根据材料力学的强度理论进行判断,最后逐步 进行精确有限元分析和优化设计。

假设地基土的水平反力系数^[16] k = 200 kPa,即 地基土的水平反力系数比极软淤泥的水平反力系数 还小,根据集中质量法及算例参数可知:

 $m_1 = 0.25 * M_0 + m_0 = 2.625 * 10^5 \text{ kg},$

 $m_2 = 0.5 * M_0 = 2.25 * 10^5 \text{ kg},$

 $h = 90 \text{ m}, EI = 2.6 \times 10^{11} \text{ N} \cdot \text{m}^2, \beta = 0.030 \text{ m}^{-1}$ 根据柔度法[21],即可计算出图 1 泥面线以上 结构的自振频率(计算过程见附录的 fortran 源程 序):

第一频率为 1.141 Hz, 第二频率为 8.421 Hz。

3 讨论

3.1 与其他算法计算的自振频率的比较

对于参数完全相同的结构(图 1),当不考虑桩 土相互作用时,牛文杰等^[13]使用集中质量法,采用 刚度法对近海风力发电机的塔和泥面线上基础按照 2个自由度的动力系统进行自由振动分析,得到自 振频率,经过验算,文中 M 应为($0.25 * M_0 + m_0$), m 应为 $0.5 * M_0$ 。重新根据刚度法计算,第一频率 是 2.050 Hz,第二频率是 13.559 Hz;根据柔度法计 算,第一频率是 1.928 Hz,第二频率是 13.597 Hz。 在地面按照 9.8sin(4.626t)的规律运动时(单位 m), 质点 M 的位移幅值 $A_m = -15.084$ m,质点 m 的位 移幅值 $A_m = -4.505$ m。

而本文考虑桩土相互作用,计算出理论上更加 精确的自振频率:第一频率 1.141 Hz,第二频率 8.421 Hz。

3.2 影响自振频率的因素

在自振频率的计算过程中,通过观察知泥面线 以上风机结构的自振频率取决于桩的惯性矩 EI、桩 径 d、地基土的水平反力系数 k、桩基础入土深度、 风机在泥面线以上的高度 h 及泥面线以上风机的 质量分布。

3.3 改进方向

在自振频率的计算中,文献[9,22]考虑了叶片、 机头等部件的重力作用,这使得计算结果更加符合 实际。在考虑重力作用的情况下,根据柔度法,单桩 结构物的水平挠度会增大。实际上也应该考虑塔 筒、桩基础的重力作用,但其计算过程会更加复杂。

另外,对风机整体,当叶片的回转直径达到 91.6 m时,若风力发电机的叶片、机头等部件简化为一 集中质量块进行自振频率的计算,其结果是否合理 还需实验检验。风机的支撑结构截面一般都是从下 到上逐渐变化的(变小),还需在今后计算时进行改 进。

桩实际上是有一定长度的,桩端的支撑条件对 风机体系的自振频率存在一定影响。本文将桩作为 半无限长考虑是一种工程假定,实际近海风机桩基 础的入土深度需要根据近海地质资料、海洋环境荷 载和正常使用极限等因素确定。实际工程中地基大 多数是由不同岩土层组成的(例如海砂-软土互层), 因此地基对桩的横向支撑刚度也必然是随深度变化 的,本文没有考虑这一变化,与实际情况不符,需在 今后加以考虑,例如使用 *p-y* 曲线而非张氏法考虑 桩土相互作用。桩周土在复杂动应力^[23]作用下会 发生应力-应变关系的变化,进而影响单桩风机的自 振频率,也需在今后计算中加以考虑^[24]。

4 结论

以泥面线以上的风机上部结构为研究对象,给 出快速估算近海单桩风机自振频率的计算方法。按 照集中质量法,把泥面线以上的风机结构按照多自 由度动力系统进行分析,计算出更加精确的自振频 率值。

观察自振频率的计算过程,可知泥面线以上风 机结构的自振频率取决于桩的惯性矩 EI、桩径 d、 地基土的水平反力系数 k、桩基础入土深度、风机在 泥面线以上的高度 h 及泥面线以上风机结构的质 量分布。

参考文献(References)

[1] 赵先民.水平轴风力机动力特性和流场的数值模拟[D].上海: 同济大学,2007.

ZHAO Xian-min.Dynamic Characteristics of a Horizontal Axis Wind Turbine and Numerical Similuation of Flow Field[D]. Shanghai:Tongji University,2007.(in Chinese)

- [2] Wang F, Chen Q, Yu G-C. Research on Tower Stiffness of Large Scale Wind Turbine Unit[J]. New Energy and Technology, 1997, 20(6): 38-39.
- [3] 汤炜梁,袁奇,韩中合.风力机塔筒抗台风设计[J].太阳能学报,2008,29(4):422-427.
 TANG Wei-liang, YUAN Qi, HAN Zhong-he. Withstanding Typhoon Design of Wind Turbine Tower[J]. Acta Energiae Solaris Sinica,2008,29(4):422-427. (in Chinese)
- [4] 王懿,段梦兰,尚景宏,等.海上风机基础结构力学分析[J].中 国海洋平台,2009,24(4):14-20.
 WANG Yi, DUAN Meng-lan, SHANG Jing-hong, et al. Analysis of Mechanics for Offshore Wind Turbines Founadtion [J].China Offshore Platform,2009,24(4):14-20.(in Chinese)
- [5] Merle C Potter, David C Wiggert. Mechanics of Fluids[M]. Beijing; China Machine Press, 2003.
- [6] 尤汉强,杨敏.循环荷载下海洋风机单桩基础简化分析模型
 [J].岩土工程学报,2010,32(増刊2):13-16.
 YOU Han-qiang,YANG Min.Simplified Model for Single-pile of Offshore Wind Turbine Under Cyclic Loading[J].Chinese

Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(Supp.2):13-16. (in Chinese)

[7] Jan van der Tempel, David-pieter Molenaar. Wind Turbine Structural Dynamics—— A Review of the Principles for Modern Power Generation, Onshore and Offshore[J]. Wind Engineering, 2002, 26(4): 211-220.

- [8] Subhamoy Bhattacharya, James A Cox, Domenico Lombardi, et al. Dynamics of Offshore Wind Turbines Supported on Two Foundations[J]. Geotechnical Engineering, 2013, 166(2): 159-169.
- [9] Subhamoy Bhattacharya, Domenico Lombardi, David Muir Wood. Similitude Relationships for Physical Modelling of Monopile-supported Offshore Wind Turbines[J].International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2011, 11(2): 58-68.
- [10] Zaaijerm M B, Foundation Modeling to Assess Dynamic Behaviour of Offshore Wind Turbines [J]. Applied Ocean Research, 2006, 28(1): 45-57.
- [11] PadrÓn L A, Aznárez J J, Maeso O. BEM-FEM Coupling Model for the Dynamic Analysis of Piles and Pile Groups[J].
 Engineering Analysis with Boundary Elements, 2007, 31(6): 473-484.
- [12] Suresh R Dash, Subhamoy Bhattacharya, Anthony Blakeborough.Bending-buckling Interaction as a Failure Mechanism of Piles in Liquefiable Soils[J]. Soil Dynamic and Earthquake Engineering, 2010, 30(1/2):32-39.
- [13] 牛文杰, 王振宇, 李洪然.海上风机-基础水平振动的多自由 度分析[J].土木建筑与环境工程, 2011, 33 (增刊 1):121-124.

NIU Wen-jie, WANG Zhen-yu, LI Hong-ran. The Multipledegree-of-freedom Analysis of Offshore Wind Turbine and Foundation in Horizontal Vibration[J].Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering, 2011, 33(Supp.1): 121-124.(in Chinese))

- [14] Bhattacharya S, Adhikari S. Experimental Validation of Soilstructure Interaction of Offshore Wind Turbines[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2011, 31(5):805-816.
- [15] 杨进,刘书杰,ANSYS 在海洋石油工程中的应用[M].北京: 石油工业出版社,2010.
 YANG Jin,LIU Shu-jie. The Application of ANSYS in Offshore Oil Engineering[M].Beijing:Petroleum Industry Press, 2010.
- [16] 刘金砺.桩基础设计与计算[M].北京:中国建筑工业出版社, 1990.

LIU Jin-Li. Design and Calculation of Pile Foundation [M]. Beijing:China Architecture & Building Press, 1990. (in Chinese)

[17] 卢世深,林亚超.桩基础的计算和分析[M].北京:人民交通出版,1987.

LU Shi-shen, LIN Ya-chao. Calculation and Analysis of Pile Foundation[M].Beijing: China Communications Press, 1987.

- [18] Abdel-rahman K, Achmus M, Finite Element Modelling of Horizontally Loaded Monopile Foundations for Offshore Wind Energy Converters in Germany [C]// International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth, Australia,2005;309-396.
- [19] 郇彩云.海上桩式风机基础结构设计与研究[D].大连:大连理

工大学,2009.

XUAN Cai-yun. Design, Research of Pile-style Foundation Structures for Offshore Wind Turbine[D].Dalian;Dalian University of Technology,2009.(in Chinese)

- [20] 龙驭球,包世华.结构力学[M].北京:高等教育出版社,1994.
 LONG Yu-qiu, BAO Shi-hua. Structural Mechanics[M]. Beijing: Higher Education Press, 1994. (in Chinese)
- [21] 周竞欧,朱伯钦,许哲明.结构力学[M].上海:同济大学出版 社,2004.

ZHOU Jing-ou, ZHU Bo-qin, XU Zhe-ming. Structural Mechanics[M].Shanghai: Tongji University Press, 2004. (in Chinese)

[22] 余璐庆.海上风机桶形基础安装与支撑结构动力特性研究 [D].杭州:浙江大学,2014.

> YU Lu-qing. Study on the Installation Behavior of Suction Caisson and the Dynamic Properties of Offshore Wind Turbine Structures[D]. Hangzhou, Zhejiang University, 2014. (in Chinese)

[23] 左照坤,童朝霞.近海风机单桩基础桩周土应力特征分析[J]. 地震工程学报,2014,36(3):549-554.
ZUO Zhao-kun,TONG Zhao-xia.Stress Characteristics of Soil around the Pile of a Monopile Foundation in Offshore Wind Turbines[J].China Earthquake Engineering Journal,2014,36 (3):549-554.(in Chinese)

[24] 余璐庆,王立忠,Bhattacharya.海上风机支撑结构动力特性模 型试验研究[J].地震工程学报,2014,36(4):797-803.

> YU Lu-qing, WANG Li-zhong, Bhattacharya. Scaled Model Test Study of the Dynamic Behavior of an Offshore Wind Turbine Support Structure[J].China Earthquake Engineering Journal,2014,36(4):797-803.(in Chinese)

附录 计算图 1 泥面线以上结构自振频率的 FORTRAN 源程序

REAL M1, M2, H, EI, BETA, F11, F21, F22, F12, LMDA1,

```
LMDA2, OMIGA1, OMIGA2
```

```
M1 = 2.625 * 100000
```

M2 = 2.25 * 100000

H = 90

EI=2.6 * 100000 * 100000 * 10

 $BETA\!=\!0.030$

F11 = -H * H * H/(6 * EI) + H * H * H/(2 * EI) + ((1+BE-TA * H)/(2 * EI * BETA * BETA) + H/(2 * EI * BETA)) * H + (1+BETA * H)/(2 * EI * BETA * BETA * BETA * BETA)

F21 = -H * H * H * 0.5 * 0.5 * 0.5 / (6 * EI) + H * 0.5 * H * 0.5 * H/(2 * EI)

F21 = F21 + ((1 + BETA * H)/(2 * EI * BETA * BETA) + H/ (2 * EI * BETA)) * 0.5 * H + (1 + BETA * H)/(2 * EI * BETA * BETA * BETA)F22 = H * H * H * 0.5 * 0.5 * 0.5/(3 * EI) + ((1 + BETA * 0.5 * H)/(2 * EI * BETA * BETA) + 0.5 * H/(2 * EI * BETA)) * 0.5 * H + (1 + BETA * 0.5 * H)/(2 * EI * BETA * BETA) + 0.5 * H/(2 * EI * BETA * BETA)

F12=H * H * H * 0.5 * 0.5 * 0.5/(3 * EI) + H * 0.5 * H * 0.5 * 0.5 * H/(2 * EI)

F12=F12+((1+BETA * 0.5 * H)/(2 * EI * BETA * BETA) +0.5 * H/(2 * EI * BETA)) * H+(1+BETA * 0.5 * H)/(2 * EI * BETA * BETA * BETA)

LMDA1 = F11 * M1 + F22 * M2

LMDA1 = LMDA1 + SQRT((F11 * M1 + F22 * M2) * (F11 * M1 + F22 * M2))

```
\mathrm{M1}\!+\!\mathrm{F22}*\mathrm{M2})\!-\!4*(\mathrm{F11}*\mathrm{F22}\!-\!\mathrm{F12}*\mathrm{F12})*\mathrm{M1}*\mathrm{M2})
```

LMDA1=LMDA1/2

LMDA2 = F11 * M1 + F22 * M2

LMDA2 = LMDA2 - SQRT((F11 * M1 + F22 * M2) * (F11 * M1 + F22 * M2))

M1+F22 * M2) - 4 * (F11 * F22 - F12 * F12) * M1 * M2)

LMDA2=LMDA2/2 OMIGA1=SQRT(1/LMDA1) OMIGA2=SQRT(1/LMDA2) WRITE(*,*)F11 WRITE(*,*)F21 WRITE(*,*)F22 WRITE(*,*)F12 WRITE(*,*)LMDA1 WRITE(*,*)LMDA2 WRITE(*,*)OMIGA1 WRITE(*,*)OMIGA2

end program