

不同边界条件下吸力筒导管架式海上风电振动特性分析

潘宏冠, 陈超核

引用本文:

潘宏冠, 陈超核. 不同边界条件下吸力筒导管架式海上风电振动特性分析[J]. 南方能源建设, 2021, 8(2): 37-45.

PAN Hongguan, CHEN Chaohe. [Vibration Characteristics Analysis of Suction Bucket Jacket Offshore Wind Turbine in Different Boundary Conditions](#)[J]. *Southern Energy Construction*, 2021, 8(2): 37-45.

相似文章推荐 (请使用火狐或IE浏览器查看文章)

Similar articles recommended (Please use Firefox or IE to view the article)

[海上风电吸力式筒型基础应用研究](#)

Application Research on Suction Bucket Foundation for Offshore Wind Power

南方能源建设. 2018, 5(4): 1-11 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2018.04.001>

[破碎波作用下单桩式海上风机水动力学数值分析](#)

Numerical Analysis of Hydrodynamic Characteristics of Monopile-type OWT Under Breaking Wave

南方能源建设. 2020, 7(3): 70-80 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2020.03.009>

[海上升压站裙桩型导管架基础设计分析](#)

Design Analysis of Offshore Substation with Skirt Pile Jacket Foundation

南方能源建设. 2018, 5(2): 93-98 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2018.02.013>

[海上升压站导管架基础的冲刷试验研究](#)

Study on Scour Test of Jacket Foundation for Offshore Substation

南方能源建设. 2018, 5(z1): 123-128 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2018.S1.022>

[新型海上风电基础结构空间三维数值模拟研究](#)

Spatial 3D Numerical Simulation Research on a New Foundation Structure of Offshore Wind Power

南方能源建设. 2018, 5(3): 1-7 <https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2018.03.001>

不同边界条件下吸力筒导管架式海上风电 振动特性分析

潘宏冠¹, 陈超核^{1,2,✉}

(1. 华南理工大学 土木与交通学院, 广州 510641; 2. 南方海洋科学与工程广东省实验室(珠海), 珠海 519080)

摘要: [目的] 吸力筒导管架是一种具备许多优点的新型海上风电基础, 其振动特性与传统基础有着明显的不同。正确处理无限域地基的边界条件对准确分析振动问题至关重要, 故对不同边界条件下吸力筒导管架式海上风电的振动特性进行分析。[方法] 以某吸力筒导管架式海上风电为分析对象, 在 ANSYS APDL 中建立结构与土体耦合的全三维有限元模型, 研究边界条件对自振频率的影响并对相关参数进行敏感性分析。[结果] 不同边界条件对整机固有频率影响较大, 改变边界条件对结构轴向刚度和扭转刚度的影响大于对弯曲刚度的影响, 整机固有频率随着粘弹性边界弹簧刚度、土体弹性模量和筒土摩擦系数的增大而增大。[结论] 分析了影响整机固有频率计算精度的相关因素, 可为工程计算提供参考。

关键词: 模态分析; 粘弹性边界; 吸力筒导管架; 筒土接触

中图分类号: TK89; P75

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2021)02-0037-09

开放科学(资源服务)二维码:



Vibration Characteristics Analysis of Suction Bucket Jacket Offshore Wind Turbine in Different Boundary Conditions

PAN Hongguan¹, CHEN Chaohe^{1,2,✉}

(1. School of Civil Engineering and Transportation, South China University of Technology, Guangzhou 510641, China;

2. Southern Marine Science and Engineering Guangdong Laboratory (Zhuhai), Zhuhai 519080, China)

Abstract: [Introduction] The suction bucket jacket is a new type of offshore wind turbine foundation with many advantages, and its vibration characteristics are obviously different from those of traditional foundations. Correctly handling the boundary conditions of the infinite foundation is very important to accurately analyze the vibration problem, so this paper analyzes the vibration characteristics of the suction bucket jacket offshore wind turbine under different boundary conditions. [Method] Taking a suction bucket jacket offshore wind turbine as the analysis object, a full three-dimensional finite element model of structure and soil coupling was established in ANSYS APDL, the influence of boundary conditions on the natural frequency was studied, and the sensitivity analysis of related parameters was carried out. [Result] Different boundary conditions have a great influence on the natural frequency of the whole structure. Changing the boundary conditions has a greater influence on the axial stiffness and torsional stiffness than the bending stiffness of the structure. The natural frequency of the whole structure increases with the spring stiffness of the viscoelastic boundary, the elastic modulus of the soil, and the coefficients of friction between the bucket and soil. [Conclusion] The related factors that affect the calculation accuracy of the natural frequency of the whole structure are analyzed, which can provide references for engineering calculations.

Key words: modal analysis; viscoelastic boundary; suction bucket jacket; bucket-soil contact

2095-8676 © 2021 Energy China GEDI. Publishing services by Energy Observer Magazine Co., Ltd. on behalf of Energy China GEDI. This is an open access article under the CC BY-NC license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>).

收稿日期: 2021-03-19 修回日期: 2021-04-28

基金项目: 2019年国家自然科学基金项目“腐蚀环境下海洋结构物裂纹扩展及疲劳寿命评估理论与试验方法研究”(51979111); 2018年广东省促进经济发展专项资金(海洋经济发展目标)重点项目“浮式海上风电平台全耦合动态分析及其装置研发”(GDME-2018B003)

作为近年增长速度最快的可再生能源之一,海上风电具有绿色环保、不占用陆地面积、靠近电力负荷中心等优点,是一种很有前景的能源可持续解决方案。吸力筒导管架基础具有施工功效高、可重复利用、安装过程振动噪音小、产生悬浮泥沙少、经济效益好等优点,正在越来越多地受到海上风电企业的重视^[1]。由于受到风浪流等载荷的作用,海上风电基础不仅需要满足构件强度、变形和稳定性等静力方面的要求,还应满足动力安全要求。当激励载荷频率与整机固有频率接近时,结构发生共振,动力放大系数达到最大值。一般情况下,波浪载荷的激励频率低于整机固有频率,不会与结构发生共振。对于风载荷,由于风驱动叶轮转动,激励频率通过风电机组来反映,整机固有频率应避开叶轮激励的1倍频和 n 倍频(n 为叶片数量)^[2]。因此,对风电机组结构进行模态分析,掌握结构的动力特性,对结构的安全运行起着重要的作用。

杨勇等^[3]用有限元方法对珠海桂山海上风电项目的风电机组及基础结构进行了模态分析计算,但只用了刚度矩阵弹簧对导管架腿底部进行简单约束,没有考虑到桩和土的相互作用。邓丹平^[4]、曹广启和毛淳诚^[5]在对海上风电机组进行模态分析时,按土的 p - y 曲线,采用无阻尼非线性弹簧单元对基础和海床之间的桩土作用进行模拟,精确性上存在不足。刘红军等^[6]对桩筒复合基础进行模态分析,并根据分析结果对筒体尺寸进行了优化,虽然在计算过程中根据土的特性考虑了桩土接触,但没有对地基土边界进行合理的约束,也忽略了机舱和叶片对结构自振频率的影响。由于吸力筒与土的接触面积较大,地基土对结构的作用比较显著,在使用有限元软件进行结构模态分析时应根据地质勘察报告对实际地基土进行建模,不宜采用假想嵌固点的近似地基模型计算^[7]。

当结构受到动力载荷作用时,上部结构通过基础将动力载荷传递给地基,吸力筒作为振源引起地基的震动。吸力筒基础与地基土的运动相互制约,振动能量在其间相互传递,因此需要将结构和土体看成受力整体,考虑其相互作用^[8]。本文在采用有限元法分析地基问题时,从无限介质中选取有限尺寸的计算区域,并引入粘弹性人工边界,将无限域问题转变成有限域问题^[9]。本文以某吸力筒导管架

式海上风电结构为分析对象,建立吸力筒与土体耦合的全三维有限元模型,研究粘弹性人工边界、地基边界固定、假想嵌固点和刚性地基这四种边界条件对整机固有频率的影响并对相关参数进行敏感性分析。

1 计算理论分析

1.1 模态分析理论

模态分析用于确定整体结构的振动特性,即结构的固有频率和振型等,它们是结构承受动载荷设计中的重要参数。结构的动力平衡方程为

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = F \quad (1)$$

式中: M 为总体质量矩阵(kg); C 为总体阻尼矩阵(N·s/m); K 为总体刚度矩阵(N/m); u 为节点位移(m); F 为结构所受随时间变化的外载荷(N)。

当不考虑阻尼,结构做自由振动时,式(1)可表示为:

$$M\ddot{u} + Ku = 0 \quad (2)$$

在有限元软件的模态分析求解中,假设结构是线性的,即具有恒定的总体质量矩阵和总体刚度矩阵。式(2)的通解可表示为:

$$u = \varphi \sin(\omega t + \theta_i) \quad (3)$$

$$\ddot{u} = -\omega^2 \varphi \sin(\omega t + \theta_i)$$

将式(3)带入式(2),消去时间变量,得:

$$(K - \omega^2 M)\varphi = 0 \quad (4)$$

因结构做自由振动,振幅不为0,所以:

$$\det(K - \omega^2 M) = 0 \quad (5)$$

求解式(5),可解得 n 个方程的根(自振频率):

$$(\omega_1^2, \omega_2^2, \dots, \omega_n^2) \quad (6)$$

每个方程的根,都对应着一个特征向量:

$$(\varphi_1, \varphi_2, \dots, \varphi_n) \quad (7)$$

对于单自由度体系,若考虑有阻尼的自由振动,则结构的自振频率为:

$$\omega_r = \omega \sqrt{1 - \xi^2} \quad (8)$$

式中: ξ 为结构的阻尼比。一般结构的阻尼比是一个小数, ω_r 和 ω 的值很接近,阻尼对自振频率的影响不大,可以忽略^[10]。

1.2 粘弹性人工边界论

人工边界可分为局部人工边界和全局人工边界, 局部人工边界具有时空解耦的特性和较广的适用性, 计算消耗时间少, 在有限元方法中运用广泛^[11]。本文采用局部人工边界中的粘弹性人工边界进行建模计算。粘弹性人工边界能模拟无限介质的弹性恢复性能, 具有良好的频率稳定性, 能满足工程精度的需求^[12]。根据球坐标系内球面波动方程的推导, 粘弹性人工边界可以等效为图1所示连续分布的并联弹簧-阻尼器系统^[13]。

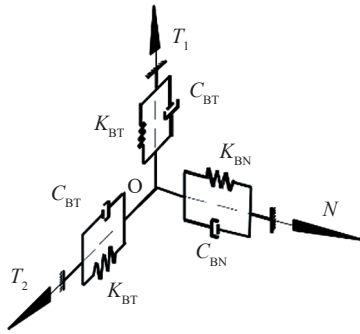


图1 粘弹性人工边界等效弹簧-阻尼器系统
Fig. 1 Viscoelastic artificial boundary equivalent spring-damping system

图1中的法向与切向弹簧刚度和阻尼系数分别为:

$$K_{BT} = \frac{4G}{3R}, \quad C_{BT} = \rho c_s \quad (9)$$

$$K_{BN} = \frac{2G}{3R}, \quad C_{BN} = \rho c_p \quad (10)$$

式中: K_{BN} 、 K_{BT} 分别为弹簧法向刚度和切向刚度 (N/m); C_{BN} 、 C_{BT} 分别为阻尼器的法向阻尼系数和切向阻尼系数 (N·s/m); R 为波源到人工边界点的距离 (m); G 为介质剪切模量 (Pa); ρ 为介质密度 (kg/m^3); c_p 和 c_s 分别为介质的压缩波速和剪切波速 (m/s)。压缩波速 c_p 和剪切波速 c_s 分别为:

$$c_p = \sqrt{\frac{(1-\nu)E}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (11)$$

$$c_s = \sqrt{\frac{E}{2(1+\nu)\rho}} \quad (12)$$

式中: E 为介质弹性模量 (Pa); ν 为介质泊松比。

1.3 结构与土耦合作用

结构与土的耦合作用实际上是一种高度非线性的筒土接触问题, 随着接触状态的改变, 接触表面

的法向刚度和切向刚度都发生着显著的变化^[14]。对于求解实体表面的非线性接触问题, 较常用的是罚函数法。

罚函数法的基本思想是将约束问题转为无约束最优化问题, 将接触非线性问题转化为材料非线性问题。在弹性接触中, 罚函数法将接触区域的非嵌入约束作为惩罚项引入接触系统的总势能, 使条件约束变成惩罚优化问题^[15]。接触系统状态可由系统平衡方程、几何边界条件和接触边界上的非嵌入条件唯一确定。前两项在有限元中容易处理, 对于非嵌入条件, 可先假定接触区域, 通过连续性条件和接触约束条件来迭代求解^[16]。接触约束条件为:

$$g = u^B - u^A + g_N \geq 0, \quad p_N \geq 0, \quad g \cdot p_N = 0 \quad (13)$$

式中: g 为接触边界非嵌入条件 (接触面间隙) (m); u^A 和 u^B 分别为接触面两侧法向位移 (m); g_N 为接触面间初始间隙 (m); p_N 为接触面法向应力 (Pa)。

由最小势能原理知, 在满足初始约束的可能位移中, 真实位移满足式 (13), 且系统总势能取最小值。通过罚函数法将约束条件引入能量泛函, 并在约束边界上构造一个惩罚势能:

$$\Pi_p = r \cdot g(u) \text{ on } S_C \quad (14)$$

式中: r 为惩罚因子 (N/m); $g(u)$ 为障碍函数 (m^2); S_C 为约束边界。将接触问题转化为无约束优化问题:

$$\min \Pi^* = \Pi + \Pi_p \quad (15)$$

式中: Π^* 为包含惩罚项的系统能量泛函 (J); Π 为系统在无约束条件下的总势能 (J); Π_p 为在边界上不满足约束条件时产生的附加势能 (J)。

2 数值模型建立

2.1 模型参数

本文基于某单机额定容量 5.5 MW 海上风电项目, 根据工程数据对土体、吸力筒导管架基础、塔筒和风机进行建模。该海域水深 27.69 m, 吸力筒高度、直径和厚度分别为 10.6 m、13 m 和 0.045 m, 导管架高度 51.63 m, 基础重量 1 550 t, 风机机舱重量 243 t, 轮毂重量 92 t, 叶片重量 3×35 t, 叶轮直径 158 m, 轮毂高度 105.7 m, 风机转速范围为 4.3~13.44 rpm, 塔筒和各层土体参数见表 1 和表 2。导管架与塔筒通过过渡段连接, 塔筒分成 4 段, 表

1 尺寸参数中的第 1、2、3 项分别为该段塔筒的下端直径、上端直径和长度。为降低选取土体尺寸对结果的影响并平衡计算量,地基截取 $200\text{ m}\times 200\text{ m}\times 38\text{ m}$ 的长方体模型。

表 1 塔筒参数

Tab. 1 Tower parameters

筒段	尺寸参数/mm	重量/t	厚度/m
上段	$\Phi 5\ 256\times\Phi 4\ 050\times 31\ 050$	94.8	0.025
中段 2	$\Phi 6\ 234\times\Phi 5\ 256\times 25\ 190$	90.6	0.025 6
中段 1	$\Phi 7\ 000\times\Phi 6\ 234\times 19\ 890$	96.0	0.03
下段	$\Phi 7\ 000\times\Phi 7\ 000\times 10\ 000$	128.2	0.038

表 2 土体参数

Tab. 2 Soil parameters

土层	湿密度 $/(g\cdot m^{-3})$	底层标 高/m	压缩模量 /MPa	泊松 比	粘聚力 /kPa*	内摩擦 角/(°)*
淤泥	1.6	-29.19	1.78	0.45	6.0	3.0
淤泥 质土	1.76	-38.69	2.85	0.40	8.0	4.0
粗砂	1.96	-40.09	15.00	0.30	—	35.0
黏土	1.74	-41.89	3.72	0.38	20.0	7.0
粗砂	1.96	-47.89	15.00	0.30	—	35.0
黏土	1.74	-65.69	3.72	0.38	20.0	7.0

注: *软黏土的粘聚力和内摩擦角数值取自地勘报告三轴(UU)试验。

2.2 网格划分及边界条件

建好几何模型后,采用扫掠划分方法对结构和土体进行网格划分,定义接触和粘弹性边界。整机有限元模型和筒土相对位置示意图如图 2 所示。本文土体基于 Drucker-Prager 本构模型,采用 SOLID45 实体单元模拟;吸力筒和塔筒采用 SHELL181 壳单元模拟;加强筋采用 BEAM189 梁单元模拟;导管架结构采用 PIPE59 管单元模拟;机舱和轮毂简化为仅考虑质量和转动惯量的中空圆柱体,采用 PIPE16 管单元模拟;叶片根部截面为圆形,沿叶片长度方向逐渐变化为不规则的椭圆界面。由于叶片的长度远大于宽度,根据刚度等效原则,可以将不规则叶片转化为规则形状^[17]。本文采用 BEAM188 中空矩形变截面梁单元模拟叶片,赋予叶片正交各向异性材料属性,并耦合叶片根部节点和轮毂节点的自由度。

筒土接触区域包括筒体内壁与筒内土体、筒体外壁与筒外土体、盖板内壁与筒内土体。在接触区域定义接触对,将刚度较大的吸力筒界面定义为

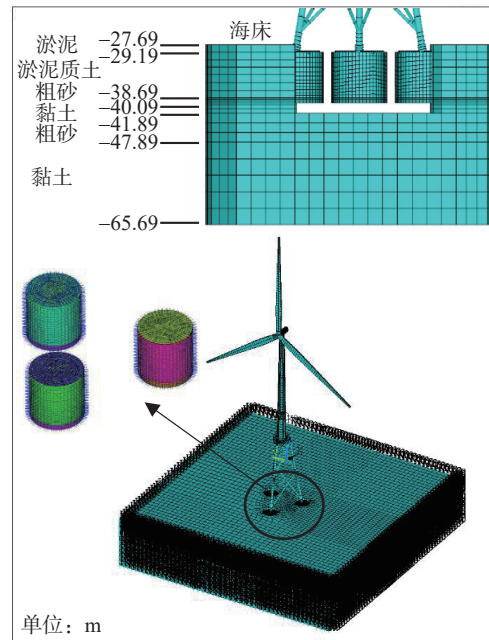


图 2 整机有限元模型及筒土相对位置示意图

Fig. 2 The finite element model of the whole structure and schematic diagram of the relative position of the bucket and soil

“目标面 (TARGET)”,刚度较小的土体界面定义为“接触面 (CONTACT)”。接触面的初始容许穿透容差,指定了接触面的初始穿透范围。通过迭代调整,确定最大初始容许穿透容差为 0.15,可以将整个目标面移动到指定的初始穿透范围,使其成为闭合接触的初始状态。基于工程地勘资料及结合文献^[18-19],综合考虑土体湿度、可塑性、密实度和埋深的影响,筒与淤泥质土的摩擦系数取 0.2,筒与粗砂的摩擦系数取 0.36。

基于刘晶波^[20]的研究,用并联的 COMBIN14 弹簧-阻尼单元可以很好地等效粘弹性人工边界。根据图 1,在边界节点处法向和两个切向定义弹簧-阻尼器单元,单元的一端与边界节点耦合,另一端刚性固定。弹簧-阻尼器单元的参数取式 (8)、(9) 的计算结果与单元等效面积的乘积。一般而言,波源可放置在吸力筒与海床交界面的形心。波源到不同人工边界点的距离 R 不是定值,为简化建模工作量,波源到截取土体侧面人工边界点等效长度取 150 m、到截取土体底面人工边界点等效长度取 100 m。通过 ANSYS APDL 命令流编程,将弹簧-阻尼器单元施加到截取土体四个侧面和底面的所有节点上。

2.3 共振校核

整机固有频率应避开风机激励频率的1P频率和3P频率, 以免发生共振作用。粘弹性边界下的整机前6阶固有频率和模态振型如表3和图3所示:

表3 整机前6阶固有频率

Tab. 3 The first 6-order natural frequency of the whole structure

模态阶数	第1阶	第2阶	第3阶	第4阶	第5阶	第6阶
固有频率/Hz	0.268 4	0.270 1	0.937 8	1.103 8	1.104 3	2.489 2

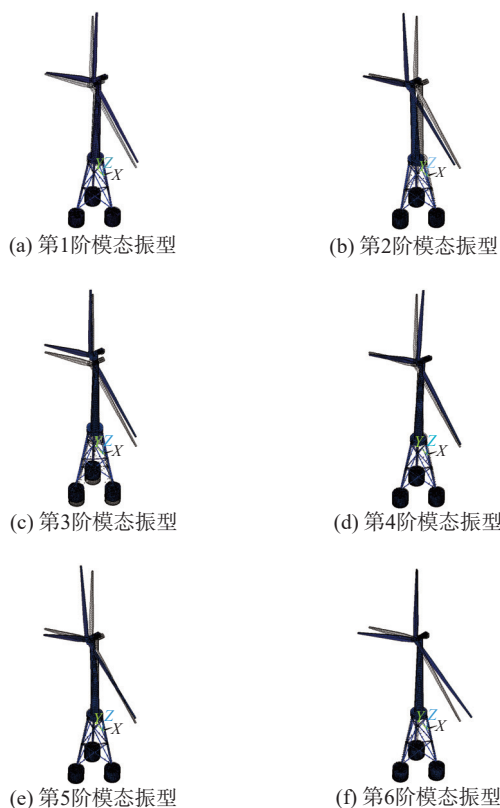


图3 整机前6阶模态振型

Fig. 3 The first 6-order natural frequency of the whole structure

由图3可知, 前2阶振型为一阶弯曲振动, 第3阶振型为轴向振动, 第4、5阶振型为二阶弯曲振动, 第6阶振型为扭转振动。

将风机的转速转换成叶轮激励频率, 可得到1P频率范围为0.072~0.224 Hz, 3P频率范围为0.215~0.672 Hz。考虑到海上风电结构在生命周期中存在的 uncertainty, 整机固有频率与风机叶轮的激励频率之间应留有一定的安全裕量。当考虑 $\pm 10\%$ 的安全裕量时, 1P频率范围为0.065~0.246 Hz, 3P频率范围为0.194~0.739 Hz。由于风机的转速范围较大,

叶轮激励频率的1P频率和3P频率存在重叠区间。这种情况下, 为了避免因共振引起的结构破坏及疲劳损伤, 可通过变桨变速控制策略, 使风机转速快速通过与整机固有频率相对应的叶轮激励频率。由整机固有频率及叶轮激励频率的1P频率和3P频率区间可知, 当风机低速运转时, 整机前2阶固有频率存在与3P频率发生共振的可能。为避免发生共振, 当考虑10%的安全裕量时, 应尽量保证叶轮转速大于5.94 rpm。

3 结果分析

3.1 粘弹性边界弹簧刚度的影响

由于波源到人工边界点的距离 R 不是定值, 不同边界节点上的弹簧刚度无法统一精确确定, 所以有必要对粘弹性边界的弹簧刚度的取值进行敏感性分析。根据上章相关数据, 求得弹簧刚度 k , 分别计算粘弹性边界的弹簧刚度为 k 的0.1倍、0.2倍、0.5倍、1倍、2倍、5倍、10倍时整机的1~6阶自振频率, 结果如图4所示。由图4可看出, 弹簧刚度越大, 固有频率越高。第1、2、4、5阶模态振型为弯曲振动, 改变弹簧刚度对其固有频率影响不大; 第3、6阶模态振型为轴向振动和扭转振动, 改变弹簧刚度对其固有频率的影响比较显著。这说明粘弹性边界上弹簧刚度对结构弯曲刚度的影响较小, 对轴向刚度和扭转刚度的影响较大。弹簧刚度取 k 与 $0.5k$ 时前2阶自振频率相差不超过0.8%、取 k 与 $2k$ 时相差不超过0.6%; 第3阶模态振型为轴向振动, 弹簧刚度取 $0.5k$ 或 $2k$ 时, 第3阶自振频率与取 k 时分别相差8.5%和7.6%; 第4、5阶差别收小; 当弹簧刚度取大于或等于 $0.5k$ 时, 第6阶模态自振频率相差甚微。由弹簧刚度的计算公式可知, 由于波源到人工边界点的距离 R 导致的弹簧刚度的取值误差小于100%, 所以因弹簧刚度取值误差导致的前2阶自振误差不大于0.8%, 第3阶误差不大于8.5%。当第3阶自振频率与3P激励频率接近时, 应更仔细地考虑波源到人工边界点距离的取值, 以在不同的边界节点取得更加精确的弹簧刚度值, 减少计算误差。

3.2 地基弹性模量的影响

土的弹性模量是土抵抗弹性变形的能力, 压缩模量是土在完全侧限条件下竖向附加应力与竖向应

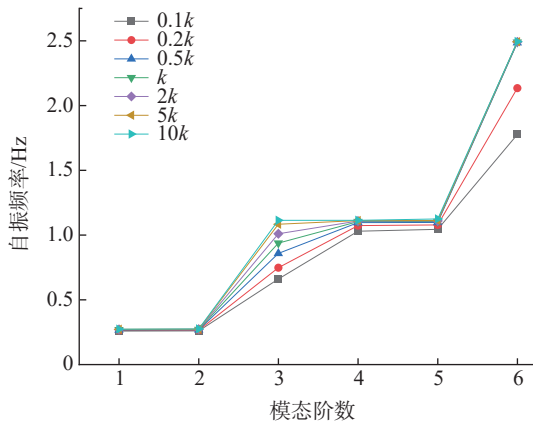


图4 边界上不同弹簧刚度的整机固有频率

Fig. 4 The natural frequency of the whole structure with different spring stiffness on the boundary

变的比值。岩土勘察报告往往只提供土体压缩模量，而数值分析所需要的弹性模量不容易从报告中获得。贾堤等^[21]提出了利用岩土工程勘察报告估算土体弹性模量的三种方法，然而，利用不同方法估算弹性模量的最大估算误差超过了100%。本文根据当地工程经验，土体弹性模量 E 取3.5倍的压缩模量进行计算。

为分析弹性模量取值对自振频率的敏感性，分别计算弹性模量取 E 的0.2倍、0.5倍、1倍、2倍、5倍时整机的1~6阶固有频率，结果如图5所示。由图可看出，弹性模量越大，自振频率越高；弹性模量取值对自振频率的影响比较显著，弹性模量取 E 与 $0.5E$ 时前第3阶自振频率分别相差8.2%、8.5%和11.7%，取 E 与 $2E$ 时前3阶自振频率分别相差5.3%、6.1%和10.1%。弹性模量取值的误差会对自振频率产生较大的影响，因此在根据岩土工程勘察报告估算土体弹性模量时，应综合参考多种估算方法和工程经验进行取值，以便得到一个比较准确的结果。

3.3 筒土摩擦系数的影响

为了探索筒土间摩擦系数对整机固有频率的影响，分别计算筒土间摩擦系数 μ 为0.1、0.2、0.3、0.4和0.5时的1~6阶整机固有频率，结果如图6所示。由图6可知，随着筒土摩擦系数增大，整机固有频率略有提高，摩擦系数对自振频率的影响相对较小。当筒土摩擦系数由0.1提高到0.5时，前5阶固有频率变化不超过3%，第6阶模态变化6.4%。这说明改变摩擦系数对结构扭转刚度的影响大于对

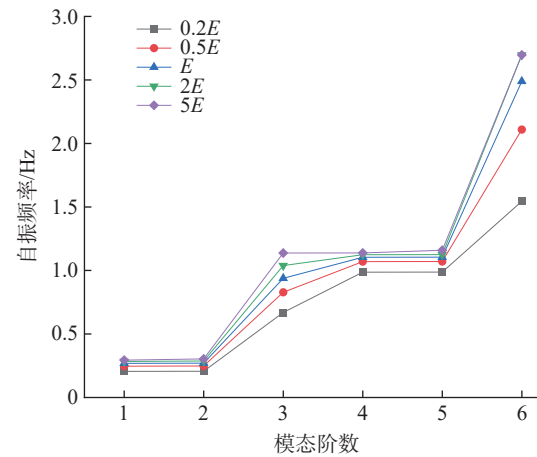


图5 不同弹性模量的整机固有频率

Fig. 5 The natural frequency of the whole structure with different elastic modulus

弯曲刚度和轴向刚度的影响。

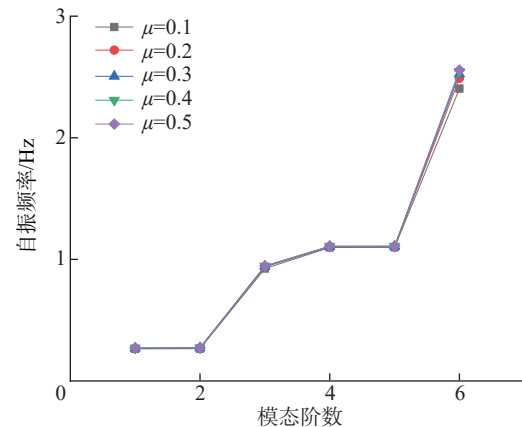


图6 不同筒土摩擦系数的整机固有频率

Fig. 6 The natural frequency of the whole structure with different coefficients of friction between the bucket and soil

3.4 不同边界条件下的自振频率对比

在传统的海上风电基础动力特性的研究中，边界条件有地基边界固定、假想嵌固点、刚性地基和粘弹性边界等。地基边界固定是考虑筒土相互作用，在截取的地基边界上施加刚性约束；假想嵌固点法认为可将一定深度以下的桩视为固定端约束，常用于水工结构^[22]，本文将吸力筒下端的4个节点进行嵌固约束；刚性地基常用于传统的抗震设计，本文通过取无穷大的地基弹性模量来模拟刚性地基；粘弹性边界在上文已有介绍。四种边界条件的示意图如图7所示。

四种边界约束条件下整机的1~6阶自振频率如图8所示。由图8可知，在四种边界条件中刚性地

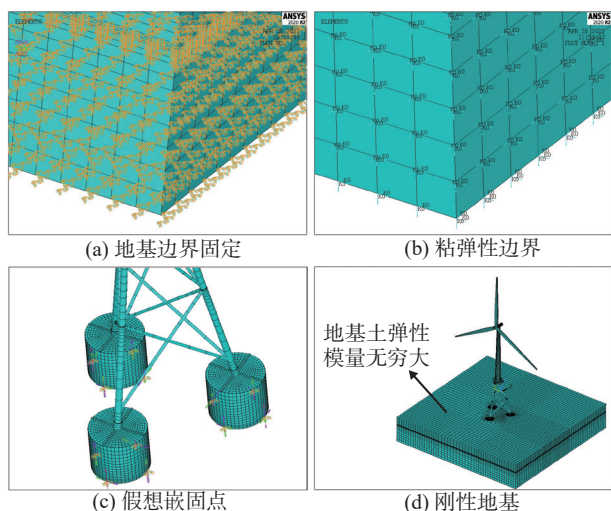


图7 四种边界条件的示意图

Fig. 7 Schematic diagram of the four boundary conditions

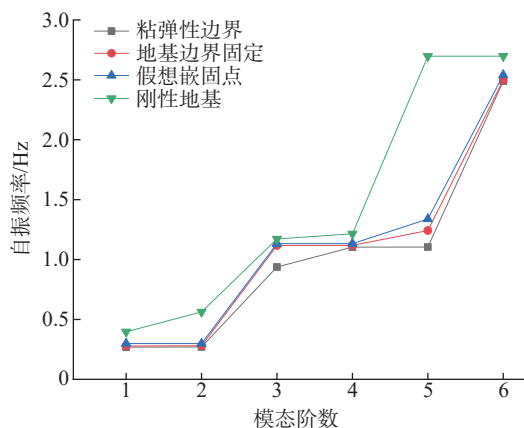


图8 四种边界条件的整机固有频率

Fig. 8 The natural frequency of the whole structure with the four boundary conditions

基约束的整机固有频率远比其他三种边界条件大,进行结构动力特性分析时应避免使用刚性地基,以免造成较大误差。在除了刚性地基外的三种约束中,自振频率由大到小分别是假想嵌固点、地基边界固定和粘弹性边界。地基固定边界和粘弹性边界的前2阶自振频率分别相差3.6%和3.7%,假想嵌固点和粘弹性边界的前2阶自振频率分别相差11.2%和10.6%。由图8可知,粘弹性边界下第4、5阶自振频率几乎一致,而在假想嵌固点和地基边界固定约束下第3、4阶自振频率几乎一致。造成该差异原因是不同的边界条件对轴向刚度影响比较大,当使用假想嵌固点和地基边界固定约束时,轴向振动的自振频率超过了二阶弯曲振动的自振频率,变为了第5阶模态。因此,选用合适的边界条

件进行模态分析,对得到正确的结构振动特性十分重要。

4 结论

本文以某吸力筒导管架式海上风电结构为分析对象,通过建立考虑筒土接触的全三维有限元模型,分析了不同边界条件对整机固有频率的影响。结果表明:

1) 粘弹性边界下,结构的第1、2阶振型为一阶弯曲振动,第3阶振型为轴向振动,第4、5阶振型为二阶弯曲振动,第6阶振型为扭转振动。

2) 风机的1P频率和3P频率存在重叠区间,风机运转时,应通过叶轮转速控制策略,尽量保证叶轮转速大于5.94 rpm。

3) 改变弹簧刚度和弹性模量对结构的弯曲刚度影响较小、对轴向刚度和扭转刚度影响较大,改变筒土摩擦系数对扭转刚度影响较大。

4) 整机固有频率随着弹簧刚度、地基弹性模量和筒土摩擦系数的增大而增大,并且地基弹性模量对整机固有频率的影响比较显著。在根据地质勘察报告对地基弹性模量进行估值时,应综合参考多种估算方法和工程经验。

5) 刚性地基约束下的整机固有频率太大,不适用于振动特性分析。采用地基边界固定和假想嵌固点这两种边界条件会大幅提高结构轴向振动的固有频率,使轴向振动的固有频率超过二阶弯曲振动的固有频率,成为第5阶模态。

参考文献:

- [1] OH K Y, NAM W, RYU M S, et al. A review of foundations of offshore wind energy converters: current status and future perspectives [J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2018(88):16-36.
- [2] 杨晓强, 黄富涛, 张星波, 等. 基于系统振动性能的海上风电单桩基础入土深度研究 [J]. *风能*, 2015(3):76-79.
YANG X Q, HUANG F T, ZHANG X B, et al. Research on penetration depth of offshore wind power single pile foundation based on system vibration performance [J]. *Wind Energy*, 2015(3):76-79.
- [3] 杨勇, 陆道辉, 黄冬明. 3 MW两叶片海上风电机组整机模态分析 [J]. *风能*, 2016(4):78-80.
YANG Y, LU D H, HUANG D M. Modal analysis of the whole 3 MW two-blade offshore wind turbine [J]. *Wind Energy*, 2016(4):78-80.

- [4] 邓丹平. 导管架式海上风电机组参数敏感性分析 [D]. 北京:华北电力大学,2019.
DENG D P. Parameters sensitivity analysis of jacket offshore wind turbine [D]. Beijing:North China Electric Power University,2019.
- [5] 曹广启,毛淳诚. 基于五桩导管架基础的海上风机支撑结构自振特性分析 [J]. 上海电气技术,2016,9(1):59-62.
CAO G Q, MAO C C. Analysis of natural vibration characteristics of offshore wind turbine support structure based on five-pile jacket foundation [J]. Journal of Shanghai Electric Technology,2016,9(1):59-62.
- [6] 刘红军,张鹏,王荃迪,等. 桩筒复合基础筒体结构优化及承载性能分析 [J]. 哈尔滨工程大学学报,2018,39(7):1165-1171.
LIU H J, ZHANG P, WANG Q D, et al. Optimum structural design and loading advantage analysis of pile-bucket foundation [J]. Journal of Harbin Engineering University, 2018, 39(7): 1165-1171.
- [7] 王伟,杨敏. 海上风电机组基础结构设计关键技术问题与讨论 [J]. 水力发电学报,2012,31(6):242-248.
WANG W, YANG M. Review and discussion on key technologies in foundation design of offshore wind power [J]. Journal of Hydroelectric Engineering,2012,31(6):242-248.
- [8] 陈明明. 土一相邻结构相互作用有限元数值模拟分析 [D]. 昆明:昆明理工大学,2013.
CHEN M M. Finite element numerical simulation analysis of soil-adjacent structures interaction [D]. Kunming: Kunming University of Science & Technology,2013.
- [9] 顾栋辉. 波浪作用下海上风电机组结构与基础相互作用与动力分析研究 [D]. 南京:东南大学,2017.
GU D H. Dynamic analysis of structure and foundation interaction for offshore wind turbine wave forces [D]. Nanjing: Southeast University,2017.
- [10] 包世华. 结构动力学 [M]. 武汉:武汉理工大学出版社,2005.
BAO S H. Structural dynamics [M]. Wuhan:Wuhan University of Technology Press,2005.
- [11] 廖振鹏. 工程波动理论导论 [M]. 北京:科学出版社,2002.
LIAO Z P. Introduction to engineering wave theory [M]. Beijing: Science Press,2002.
- [12] 刘晶波,王振宇,杜修力,等. 波动问题中的三维时域粘弹性人工边界 [J]. 工程力学,2005(6):46-51.
LIU J B, WANG Z Y, DU X L, et al. Three-dimensional visco-elastic artificial boundary in time domain for wave motion problem [J]. Engineering Mechanics,2005(6):46-51.
- [13] 王振宇. 大型结构-地基系统动力反应计算理论及其应用研究 [D]. 北京:清华大学,2002.
WANG Z Y. Research on theory and application of dynamic response calculation of large-scale structure-foundation system [D]. Beijing:Tsinghua University,2002.
- [14] 唐必刚,赵怡彬. 基于ANSYS接触分析的拱座台阶基础计算 [J]. 公路工程,2017,42(3):170-174+191.
TANG B G, ZHAO Y B. Computation of stress on the step-shaped foundation of arch seat according to contact analysis by ANSYS [J]. Highway Engineering, 2017, 42(3): 170-174+191.
- [15] CHEN S H L, WU X L. The value range of contact stiffness factor between pile and soil based on penalty function [J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science,2018,128(1):1-6.
- [16] 张燎军. 水工结构接触问题的力学模型及其在三峡工程中的应用 [D]. 南京:河海大学,2005.
ZHANG L J. Mechanical model for hydraulic structure contact problem and its applications in the three gorges project [D]. Nanjing: Hohai University,2005.
- [17] 李益. 三桩基础海上风力发电结构的自振特性分析 [D]. 大连:大连理工大学,2013.
LI Y. Natural vibration characteristic analysis of triple-piles based offshore wind power structure [D]. Dalian:Dalian University of Technology,2013.
- [18] 叶朝良,高新强,宋鹤. 玻璃钢夹砂管土摩擦系数室内模型试验研究 [J]. 石家庄铁道大学学报(自然科学版),2015,28(3):30-34+39.
YE C L, GAO X Q, SONG H. Indoor model test research on friction coefficient of FRP-sand-pipe and soil [J]. Journal of Shijiazhuang Tiedao University (Natural Science), 2015, 28(3):30-34+39.
- [19] 许宏发,吴华杰,郭少平,等. 桩土接触面单元参数分析 [J]. 探矿工程(岩土钻掘工程),2002(5):10-12.
XU H F, WU H J, GUO S P, et al. Study on the parameters of pile soil contact surface element [J]. Drilling Engineering, 2002(5):10-12.
- [20] 刘晶波,杜义欣,闫秋实. 粘弹性人工边界及地震动输入在通用有限元软件中的实现 [C]//中国土木工程学会. 第三届全国防震减灾工程学术研讨会,南京,2007. 南京:《防震减灾工程学报》编辑部,2007:43-48.
LIU J B, DU Y X, YAN Q S. Viscous-elastic artificial boundary and earthquake dynamic input in common finite element software [C]// China Civil Engineering Society. National Seismic on Earthquake Prevention and Disaster Reduction Engineering, Nanjing,2017. Nanjing:Editorial Department of Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering,2007:43-48.
- [21] 贾堤,石峰,郑刚,等. 深基坑工程数值模拟土体弹性模量取值的探讨 [J]. 岩土工程学报,2008,30(增刊1):155-158.
JIA D, SHI F, ZHENG G, et al. Elastic modulus of soil used in numerical simulation of deep foundation pits [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2008,30(Supp. 1):155-158.
- [22] 中华人民共和国交通运输部. 港口工程桩基规范:JTS 167—

4—2012 [S]. 北京:人民交通出版社,2012.

Ministry of Transport of the People's Republic of China. Port Engineering Pile Foundation Specification: JTS 167—4—2012 [S]. Beijing: China Communications Press, 2012.

作者简介:



潘宏冠

1995-, 男, 广东湛江人, 华南理工大学船舶与海洋工程硕士研究生, 主要从事海上风电基础动力分析研究 (e-mail) hong-guan1028@foxmail.com。

潘宏冠

陈超核 (通信作者)

1962-, 男, 华南理工大学教授, 博士生导师, 主要从事船舶与海洋工程装备研发 (e-mail) chenchaoh@scut.edu.cn。

项目简介:

项目名称 腐蚀环境下海洋结构物裂纹扩展及疲劳寿命评估理论与试验方法研究

承担单位 华南理工大学

项目概述 基于本单位研发的复杂环境下结构疲劳实验系统重大仪器专项, 针对海洋平台等大型结构物在腐蚀环境及随机波浪载荷联合作用下的结构受力与变形、裂纹萌生、扩展的测试、表征以及疲劳寿命评估方法、评价标准进行试验研究。研究试件变形和表面形

貌的非接触式无损测试方法、试件疲劳损伤过程的分布式测试方法及环境疲劳性能的表征与评价方法, 建立环境随机疲劳方程、相应的疲劳破坏准则以及基于试件变形的简易表征与评价方法。

主要创新点 (1) 探究海洋腐蚀环境与交变载荷联合作用下海洋工程平台腐蚀规律和影响因素; (2) 探究海洋腐蚀环境与交变载荷联合作用下海洋工程平台关键部位疲劳裂纹扩展速率及影响因素; (3) 基于复杂环境结构疲劳测试系统的结构腐蚀疲劳试验。

项目简介:

项目名称 浮式海上风电平台全耦合动态分析及其装置研发

承担单位 三峡珠江发电有限公司、华南理工大学、明阳智慧能源集团股份有限公司

项目概述 华南理工大学负责项目的模型试验研究, 在上海交通大学海洋工程国家重点实验室开展了 5.5 MW 半潜式漂浮式风机的水池模型试验研究, 该模型试验包括风力校核试验、自由衰减试验、系泊刚度试验、水平系泊波浪试验、系泊状态波浪试验、系泊状态风浪流试验等, 测试分析固有周期与阻尼、浮体运动 RAO、风轮推力、机舱加速度、浮体运动及系泊性能等关键参数, 为项目研究提供技术支持。

主要创新点 (1) 浮式海上风力发电机组-下部支撑平台-系泊系统总体概念设计; (2) 浮式海上风力发电机组下部支撑平台设计关键技术; (3) 漂浮式海上风力发电机组下部支撑平台系泊系统关键技术; (4) 漂浮式海上风力发电机组-下部支撑平台-系泊系统全耦合数值模拟研究; (5) 漂浮式海上风力发电机组-下部支撑平台-系泊系统物理模型试验; (6) 漂浮式海上风电试验样机建设和运行。

(责任编辑 李辉)

