

饱和黏土中吸力桶基础离心振动台试验及地震响应分析

崔鹤^{1,2}, 黄茂松^{1,2}, 时振昊^{1,2}

(1. 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学 岩土与地下工程教育部重点实验室, 上海 200092)

摘要: 我国近海风电场表层海床主要为软黏土, 易发生循环弱化与变形累积。在地震作用下吸力桶基础及上部结构可发生位移过量累积, 威胁风机正常服役。开展单桶及多桶导管架基础风机离心振动台试验, 并基于考虑土体小应变刚度的循环加载不排水黏土总应力本构模型, 建立吸力桶基础风机地震响应数值模型。通过数值计算与离心模型试验结果进行对比, 验证数值方法的合理性。利用建立的数值方法, 探究静力加载特性一致条件下, 不同吸力桶基础型式(单桶与多桶导管架)对地震荷载下风机上部结构加速度与变形响应的影响, 并讨论风机响应与基础型式对地震荷载主频过滤效应的关联关系。研究表明: 该数值模型可以合理反映黏土地基吸力桶基础及风机结构的地震响应; 风机塔顶最终累积位移与其振动幅值具有较强相关性; 静力加载特性一致时, 与单桶基础相比, 多桶基础可过滤部分地震荷载高阶主频振动, 从而导致更小的塔顶加速度及累积位移。

关键词: 土力学; 离心振动台试验; 吸力桶基础; 风机; 地震; 数值模拟

中图分类号: TU 43

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2025)03-0769-12

Centrifugal shaking table tests and seismic response analysis of suction caisson foundation in saturated clay

CUI He^{1,2}, HUANG Maosong^{1,2}, SHI Zhenhao^{1,2}

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The shallow seabed in China's offshore wind farms is primarily composed of soft clay that can exhibit remarkable cyclic softening and deformation accumulation. Accordingly, suction caisson foundations and the supported superstructure can show excessive displacement accumulation under seismic loading, and thus threatening serviceability of wind turbine. This work conducts centrifuge shaking table tests for turbine supported by single caisson and multi-caisson jacket foundations in undrained clays, and constructs corresponding numerical model based on an undrained total stress-based constitutive model for cyclic loaded clay accounting for small-strain stiffness. The numerical model was validated against experimental data. By using numerical simulations, this work studies the effects of foundation types on the acceleration and deformation response of wind turbine superstructure under seismic loading. The relationships between turbine seismic response and filtering frequency-contents of earthquake loading via foundations are explored. This study shows that the proposed numerical model can reasonably capture the seismic response of suction caisson foundation and superstructure.

收稿日期: 2024-07-12; **修回日期:** 2024-11-14

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(42377153, 41902278)

Supported by the National Natural Science Foundation of China(Grant Nos. 42377153 and 41902278)

作者简介: 崔鹤(1998-), 男, 2020年毕业于同济大学土木工程专业, 现为博士研究生, 主要从事岩土工程方面的研究工作。E-mail: 2011138@tongji.edu.cn. 通讯作者: 时振昊(1988-), 男, 博士, 现任助理教授。E-mail: 1018tjzhenhao@tongji.edu.cn

DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2024.0542

There are strong correlations between magnitude of turbine tower accumulative displacement and its vibration intensity during earthquake. When featuring similar static loading characteristics, compared to single-caisson foundation, multi-caisson jacket can filter certain higher-order frequencies of seismic loading, and thus leading to smaller superstructure acceleration and consequently lower cumulative displacements.

Key words: soil mechanics; centrifuge shaking table tests; suction caisson; turbine; earthquake; numerical simulation

1 引言

吸力式桶形基础以其成本低廉、安装便捷以及抗倾覆能力强等优点已成为广泛使用的海上风电基础型式。由于海上风电场海床大多覆盖了较厚的软黏土^[1], 软黏土中风机基础的地震响应研究已经开始受到越来越多的关注^[2-4]。

虽然地震荷载引起风机结构直接破坏的几率较低(R. De Risi 等^[2]统计的 180 组地震记录中只有 2 组直接发生结构破坏), 但地震荷载会引起风机变形超过其正常使用极限状态^[3-4]。R. Kourkoulis 等^[3-4]开展了不排水黏土中吸力桶基础在风浪及地震荷载下变形响应的有限元模拟研究, 发现在地震过程中基础会产生明显的累积变形。I. Prowell 等^[5]探究了地震荷载下土体刚度对风机最大弯矩和剪力的影响, 发现风机在 2.6~2.9 Hz 的自振频率对应模态下产生最大位移; J. X. Zhang 等^[6]进行了不排水黏土中吸力桶基础的地震响应有限元分析, 发现当地震荷载在风机自振频率附近频谱幅值较高时, 基础和上部结构变形发生明显放大。

由于风机地震响应较为复杂且受到较多因素的影响, 目前主要研究方法包括理论分析、数值模拟和试验三类。理论分析主要基于 Winkler 方法考虑基础-土体之间的相互作用关系, 但该方法高度依赖土体反力-位移关系的准确描述, 并且难以考虑近场土体振动问题^[2, 7]; 基于时域连续体方法的数值模拟(例如有限元动力分析)能够自然地考虑地震荷载在土体中的传播, 以及土体、基础及上部结构之间的动力耦合效应, 但土体本构的复杂性对该方法的适用范围有显著影响^[3-4, 6, 8]; 虽然目前已开展了较多的吸力桶基础在砂土中的离心振动台试验^[9-11], 但针对黏土地基中吸力桶基础风机地震响应离心试验研究仍较为有限。目前已有学者针对黏土中大直径桩基础开展了桩-土-上部结构地震响应振动台模型试验^[12-13], 揭示了基础尺寸和承载变形模式对风机上部结构地震响应的影响; 刘润等^[14]进行了黏土中宽浅式桶形基础的离心振动台试验,

发现黏土中地震波加速度随着埋深的减小而逐渐衰减; B. L. Zheng 等^[15]开展了饱和黏土中吸力桶式海底汇管的离心振动台试验, 发现土层水平位移随着埋深减小有明显的放大趋势。二者均针对吸力桶基础的地震响应开展了具有引领性的离心振动台试验, 但未涉及吸力桶基础的型式(如单桶基础和多桶导管架基础)对上部风机结构地震响应的影响规律。

综上, 目前针对软黏土中吸力桶基础地震响应理论分析及数值分析方法应用较为广泛, 但受到土体本构模型的复杂性所限制; 同时针对黏土中吸力桶基础的离心振动台试验研究较少, 对于不同吸力桶基础型式(例如单桶基础和多桶导管架基础)地震响应特性也有待进一步研究。

为此, 本文首先开展了针对单桶基础和多桶导管架基础 2 种基础型式的风机模型地震响应离心振动台试验, 探究在地震荷载下不同风机基础及其上部结构的加速度和变形响应特性。基于能够考虑黏土主要力学特性(如小应变特性、循环弱化效应及各向异性)的土体本构模型, 结合有限元分析建立吸力桶基础地震响应的数值模拟方法。通过数值模拟结果与离心振动台试验的比较, 验证了本文数值方法的合理性和有效性。最后, 基于数值分析方法, 探究了静力加载特性一致的不同基础型式, 对基础及上部结构累积变形及加速度响应的影响。

2 吸力桶基础离心振动台试验

考虑到目前国内外针对饱和黏土中吸力桶基础风机地震响应的现场数据以及离心振动台试验数据较少, 为研究地震荷载下不同基础型式对风机加速度响应以及累积变形的影响, 本文对单桶以及多桶导管架 2 种基础型式的风机模型开展了离心振动台试验。

2.1 试验仪器及传感器布置

本文试验采用同济大学 TLJ-150 复合型岩土离心试验机完成, 试验进行时的离心加速度为 50 g。试验所用模型箱为叠环式层状剪切箱, 由 22 层方形

铝环组成，内壁设置橡皮膜吸收反射波，模型箱尺寸为长 500 mm×宽 450 mm×高 550 mm。

试验模型及传感器布置如图 1 所示，单桶模型(MC)布置在模型箱左侧约 1/3 位置，右侧用于模拟自由场响应；多桶导管架模型(JC)布置在模型箱中间。在模型箱顶部安装支架固定激光位移传感器(U)用于测定模型塔顶质量块水平位移以及地表沉降量，模型箱侧壁沿土层高度各 1/3 位置处布置差动式位移传感器(LVDT)用于测定不同深度处土层水平位移。加速度传感器(A)布置在黏土层底部、地表附近、吸力桶桶顶以及塔顶质量块中心位置。

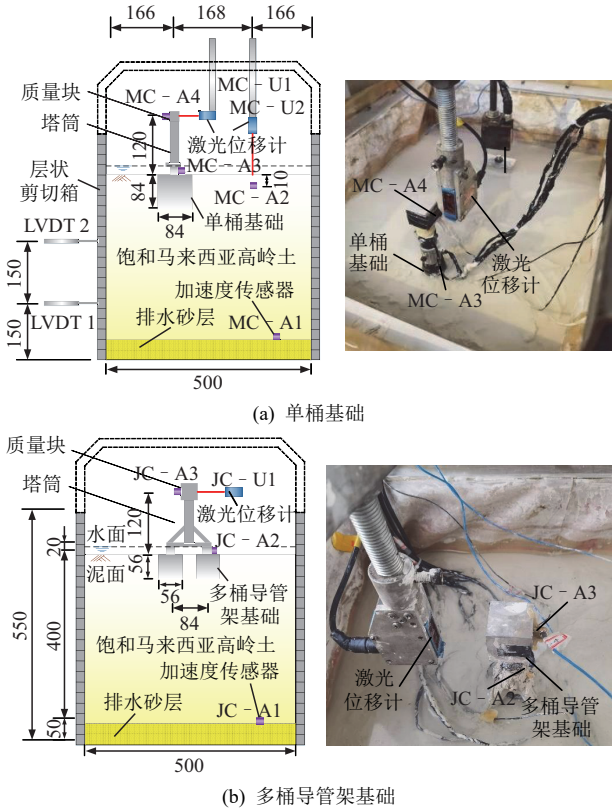


图 1 离心试验模型及传感器布置示意图(单位: mm)
Fig.1 Schematic diagram of centrifuge test models and sensor layout(unit: mm)

2.2 模型设计

本试验采用的离心加速度为 50 g。离心振动台试验模型实物如图 2 所示。离心试验模型的几何尺寸如表 1 所示。其中，考虑模型箱高度约束，本文试验对某 5 MW 多桶导管架风机进行等比例缩放，并以此为原型进行离心试验模型设计。本文试验中吸力桶及其上部结构模型均采用铝合金材料。同时，出于简化目的，离心试验风机模型的机舱和叶片等结构简化为集中质量块。模型材料参数以及不同指标的原型/模型相似比汇总如表 2 所示，考虑到地震荷载下结构主要发生摇摆及整体位移，本文模型设计优先确保模型与原型之间质量(M)及转动惯量(J)满足相似关系，其次调整模型尺寸(L)满足相似关系。

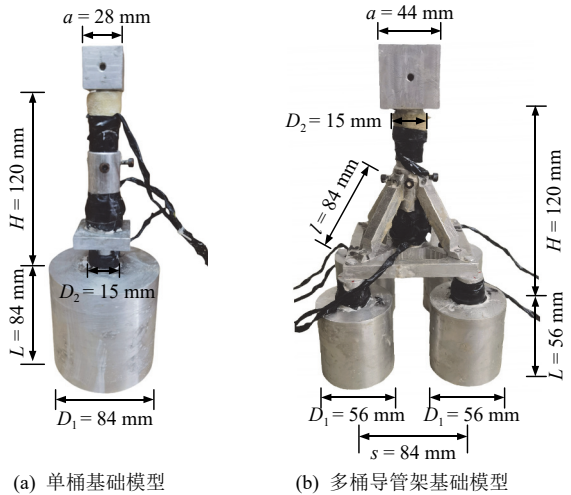


图 2 离心振动台试验模型
Fig.2 Models for centrifuge shaking table tests

另外，考虑到单桶基础与多桶导管架基础风机工况之间的可比性，将单桶基础风机塔顶质量块降低为四桶导管架工况的 1/4。考虑到试验中表层土体强度较低，为提高单桶基础的稳定性，其埋深相对于多桶导管架基础中的吸力桶进行了增大。

表 1 离心试验模型几何参数
Table 1 Geometries of models for centrifuge tests

基础类型	D_1/mm	L/mm	t_1/mm	D_2/mm	H/mm	t_2/mm	a/mm	l/mm	d/mm	s/mm
单桶基础	84	84	0.25	15	120	0.5	28	—	—	—
多桶导管架基础	56	56	0.25	15	120	0.5	44	84	10	84

注： D_1 为吸力桶直径， L 为吸力桶埋深， t_1 为吸力桶壁厚， D_2 为塔筒直径， H 为塔筒高度， t_2 为塔筒壁厚， a 为质量块棱长， l 为导管架长度， d 为导管架直径， s 为吸力桶间距。

表 2 离心试验模型材料参数及相似比
Table 2 Material parameters and similarity ratio of models for centrifuge tests

吸力桶、塔筒、导管架几何相似比	塔筒抗弯刚度 EI 相似比	密度 $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	弹性模量 E/GPa	泊松比 ν	质量块质量相似比	导管架质量相似比	质量块转动惯量相似比	导管架转动惯量相似比
50(50)	50 ⁴ (50 ⁴)	2 700	70	0.3	52.68 ³ (50 ³)	47.48 ³ (50 ³)	48.42 ⁵ (50 ⁵)	46.98 ⁵ (50 ⁵)

注：括号内为理论相似比，括号外为实际相似比。

2.3 土样制备

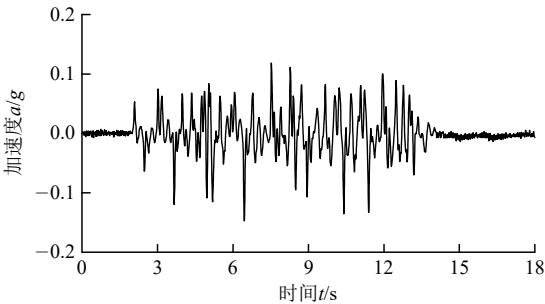
本文离心试验模型采用土样为马来西亚高岭土。现有研究针对该类土体已开展较多单元体与模型试验,可用于标定本文土体本构模型参数。同时,作为人工制备土,马来西亚高岭土相较于天然黏土成分更为均匀,从不同来源获取土样具有较为一致的物理力学性质。马来西亚高岭土土体参数如表 3 所示。试验中模型土层高度为 400 mm。制备过程简述如下:首先通过真空搅拌制备饱和泥浆,然后在 50 g 条件下进行离心固结。固结完成后通过静压方式将模型整体压入试验土体中,并继续在 50 g 条件下继续离心固结,从而消除结构压入时对土体造成的扰动。

表 3 饱和马来西亚高岭土土体参数

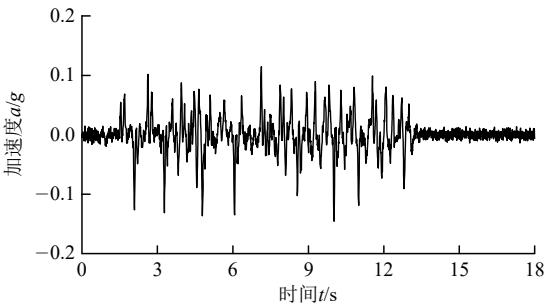
Table 3 Properties of saturated Malaysia kaolin clay					
重度/ ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$)	液限/%	塑限/%	内摩擦 角/($^{\circ}$)	渗透系数 (100 kPa)/ ($\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}$)	固结系数 (12.5~100 kPa)/ ($\text{m}^2 \cdot \text{a}^{-1}$)
16.4	74	35	25	2.0×10^{-6}	15

2.4 试验输入地震波

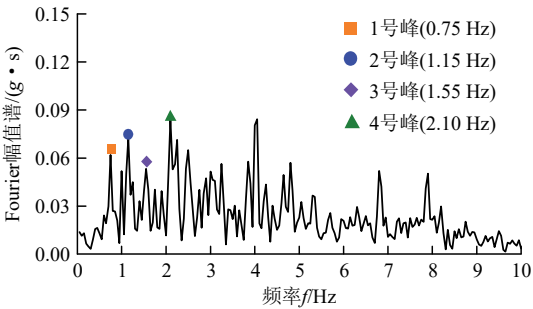
试验输入地震波采用天津宁河区南北向地震波。该地震波为滨海地区测得,可以一定程度上反映我国沿海风电场潜在的地震荷载的特征。实际试验中振动台台面测得的加速度波形和输入的天津波波形存在一定差异。为了确保后续数值分析中输入荷载与试验荷载的一致性,本文数值模拟以振动台台面测得的地震波形为输入荷载。土体底部地震荷载时程及频谱曲线如图 3 所示。2 组试验中土体底



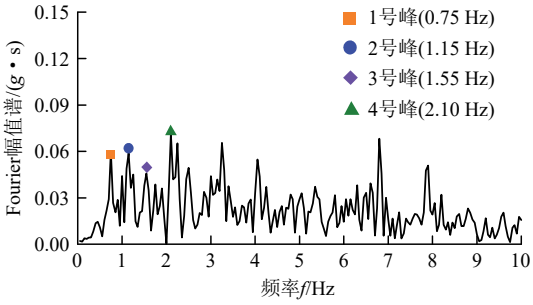
(a) 单桶基础土体底部加速度时程曲线



(b) 多桶导管架基础土体底部加速度时程曲线



(c) 单桶基础土体底部加速度频域曲线



(d) 多桶导管架基础土体底部加速度频域曲线

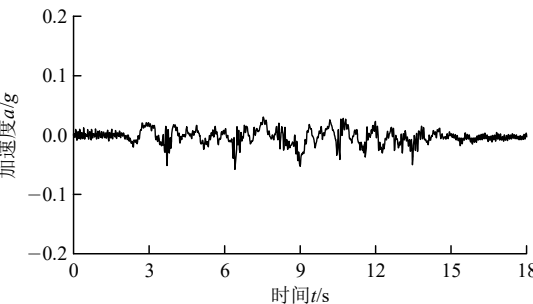
图 3 离心振动台试验土体底部地震荷载时程及频谱曲线
Fig.3 Acceleration and Fourier amplitude of seismic loading at the base of soil in centrifugal shaking table tests

部地震荷载时程及频域曲线相对较为接近,特别是在峰值加速度对应频率方面具有较好的一致性(例如图 3 中标注的 1~4 号峰值加速度)。

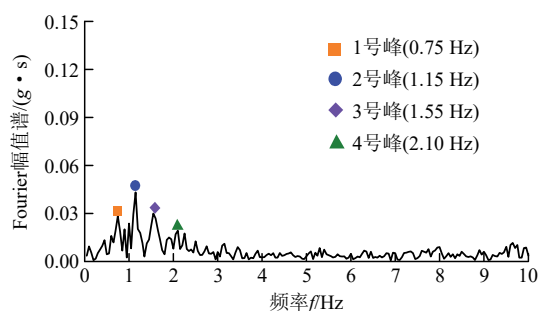
3 离心试验结果及分析

3.1 自由场地震响应

自由场地表附近加速度时程及频域曲线如图 4 所示。从图中可见,与土体底部相比(见图 3),地表处加速度幅值及其 Fourier 频谱幅值发生衰减,并且 2 Hz 以上频率较高的地震荷载被地层显著过滤。此外,由于土体一阶自振频率(基于 ABAQUS 频域分析约为 1.01 Hz)与地震荷载 2 号峰频率(1.15 Hz)较为接近,在该频率下表现出共振趋势。因此,从图 4(b)中可以看到,地表处 2 号峰下 Fourier 频谱的衰减幅值明显低于其他频率幅值。



(a) 自由场地表加速度时程曲线(MC-A2)

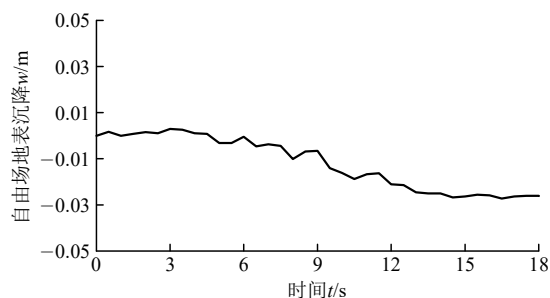


(b) 自由场地表加速度频域曲线

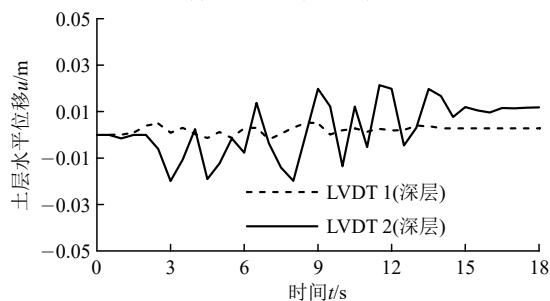
图4 自由场地表加速度

Fig.4 Acceleration at the ground surface of free field

地震荷载下自由场土体位移响应如图5所示。图5(a)表明,地震荷载作用下,土层产生较为显著的震陷,地表累积沉降量约为0.02 m。由图5(b)可知,土层水平位移幅值由深层向浅层呈现出放大趋势,并且在浅层存在较为明显的累积位移。



(a) 地表沉降(MC-U2)



(b) 土层水平位移

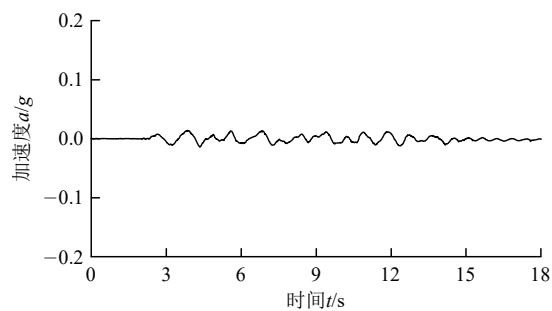
图5 自由场土体位移响应

Fig.5 Displacement responses of the free field

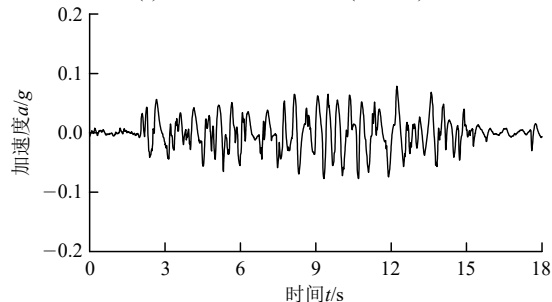
3.2 基础与风机结构响应

试验过程中观测到的吸力桶桶顶以及风机塔顶加速度如图6所示。通过与图4(a)对比可知,桶顶加速度相较于地表发生一定程度的衰减,但是在塔顶发生显著放大。此外,相较于单桶基础,多桶导管架基础的吸力桶桶顶以及塔顶加速度幅值均相对较低。

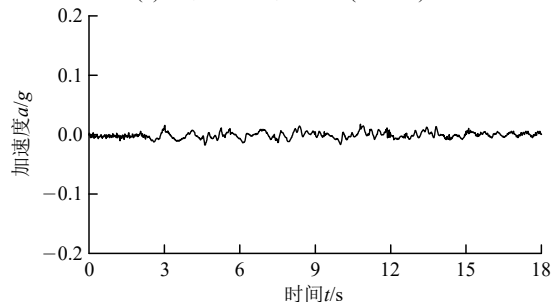
试验观测到的单桶及多桶导管架塔顶质量块水平位移时程如图7所示,单桶基础的风机塔顶水平位移幅值明显高于多桶导管架基础。此外,地震荷



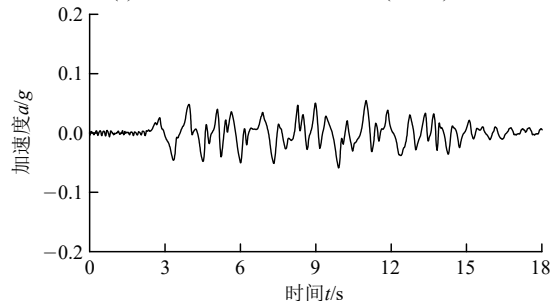
(a) 单桶基础桶顶加速度(MC-A3)



(b) 单桶基础塔顶加速度(MC-A4)



(c) 多桶导管架基础桶顶加速度(JC-A2)



(d) 多桶导管架基础塔顶加速度(JC-A3)

图6 单桶及多桶导管架基础结构加速度

Fig.6 Acceleration of single suction caisson and suction caisson supporting jacket foundations

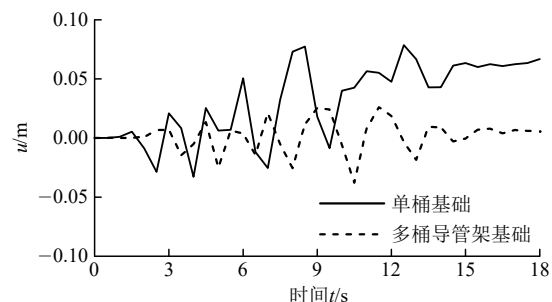


图7 单桶及多桶导管架基础塔顶水平位移

Fig.7 Lateral displacement at the head of single suction caisson and suction caisson supporting jacket foundations

载结束后,单桶基础塔顶存在明显累积水平位移,而多桶导管架基础塔顶则未观测到明显累积位移发生。上述现象可能与图 6 中单桶基础风机塔顶更高的振动响应(对比图 6(b)和(d))及诱发基础摇摆相关。

4 单桶与多桶导管架基础风机地震响应有限元对比分析

上文离心试验反映出单桶和多桶基础风机在地震响应方面可存在明显差异。然而,由于离心试验中难以确保单桶基础与多桶导管架基础具有等效刚度,导致无法明确上述地震响应差异源于两种基础型式,或是对比试验设计上的局限性。因而,本章通过动力有限元数值方法进一步讨论单桶与多桶导管架风机之间的地震响应差异。首先构建了可以考虑土体小应变刚度的各向异性不排水黏土循环加载总应力模型;然后,基于该总应力模型建立吸力桶风机地震响应有限元数值分析模型,并通过与离心振动台试验对比,验证数值模型的合理性;最后建立与多桶导管架基础静刚度等效的单桶基础风机模型,从而探究不同基础型式对风机地震响应的影响。

4.1 土体本构模型

考虑到软黏土的低渗透性,可以假设循环加载下土体处于不排水状态。为了简化模型,本文作者将不排水黏土简化为由不排水抗剪强度控制的单相介质,建立了考虑小应变刚度的循环加载总应力模型^[16]。与基于有效应力的循环加载本构模型相比,上述总应力模型是对土体力学特性的简化。然而,总应力模型以较为简洁的数学形式和较少的参数,能够有效反映不排水黏土循环加载关键特性,如强度循环弱化、应力-应变滞回效应以及变形的循环累积等。

本文采用的总应力本构模型没有直接考虑有效围压的影响,而是通过土体的不排水剪强度 S_u 来间接考虑的。相应地,模型屈服面在应力空间为 Mises 屈服面(见图 8 中 $f=0$):

$$f = \sqrt{\frac{3}{2}} \|S_{ij} - \alpha_{ij}\| - A = 0 \quad (1)$$

式中: S_{ij} 为偏应力张量张量。在忽略屈服面自身硬化的条件下,常数 A 表征屈服面的尺寸大小。

为了模拟黏土强度各向异性,硬化变量 α_{ij} 遵循如下非线性运动硬化法则:

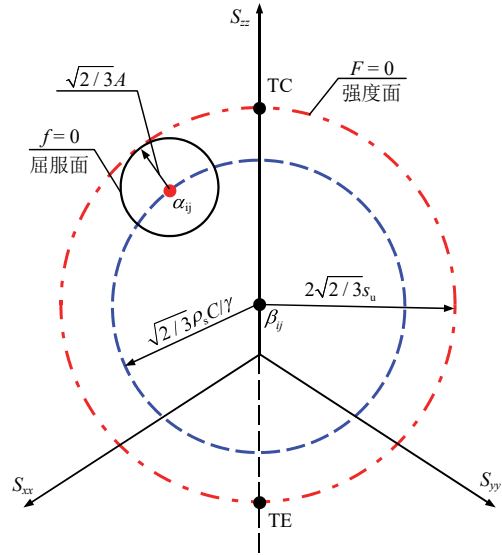


图 8 屈服面($f=0$)及各向异性强度面($F=0$)示意图

Fig.8 Schematics illustrating yield surface $f=0$ and anisotropic strength surface $F=0$

$$\dot{\alpha}_{ij} = \langle \lambda \rangle \left[\frac{2}{3} \rho_e \rho_s C \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} - \rho_e \gamma (\alpha_{ij} - \beta_{ij}) \right] \quad (2)$$

式中: λ 为塑性乘子; C , γ 为材料常数。上述运动硬化法则间接定义了强度面(图 8 中 $F=0$),而式(2)中张量 β_{ij} 为强度面的圆心及控制强度各向异性,通过使强度面偏离应力空间原点,模拟不同剪切方向下强度差异(如图 8 中三轴压缩强度 TC 和三轴拉伸强度 TE 的不同)。变量 ρ_s 和 ρ_e 分别考虑了循环荷载作用下不排水黏土的强度和刚度弱化。

式(2)中的强度循环弱化参数 ρ_s 可基于下式确定:

$$\rho_s = \frac{S_u}{S_{u0}} + \left(\frac{S_u}{S_{u0}} - 1 \right) A \frac{\gamma}{C} \quad (3)$$

式中: S_u 和 S_{u0} 分别代表循环弱化后和初始土体不排水剪强度。式(3)中比值 S_u / S_{u0} 可基于下式与累积塑性偏应变 $\varepsilon_d^p = \int \sqrt{2/3} d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p$ 建立联系:

$$\frac{S_u}{S_{u0}} = \delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) \exp \left(- \frac{3\varepsilon_d^p}{\varepsilon_{95}^p} \right) \quad (4)$$

式中: δ_{rem} 为完全重塑状态下土体不排水剪强度与初始不排水剪强度的比值, ε_{95}^p 为土体不排水剪强度衰减 95% 时所需的累积塑性偏应变。

式(2)中的土体刚度循环弱化参数 ρ_e 同样与土体累积塑性偏应变 ε_d^p 有关:

$$\rho_e = \frac{1}{1 + c_d \varepsilon_d^p} \quad (5)$$

常数 c_d 控制了土体刚度循环弱化速率。

本文在前期研究中对对比了考虑和不考虑土体小应变刚度的本构模型的模拟结果，发现当忽略小应变刚度后，数值分析可能由于低估了土体在较小应变范畴的非线性及对应的滞回阻尼，而高估地震作用下土体、基础与上部结构变形响应。为考虑土体小应变刚度及其应力路径相关性，上述本构模型的弹性剪切模量基于时振昊等^[17-19]建立的颗粒间应变(IGS)模型来确定：

$$G = \rho^\chi G_0 + (1 - \rho^\chi) G_e + \begin{cases} \rho^\chi |l|^n (G_e - G_0) & (l > 0) \\ 0 & (l \leq 0) \end{cases} \quad (6)$$

式中： G 为土体弹性剪切模量。 G_0 ， G_e 分别为非常小应变($\varepsilon < 10^{-5}$)以及应变相对较大($\varepsilon > 10^{-2}$)时的弹性剪切模量； ρ 为颗粒间应变幅值，反映弹性剪切模量随应变幅值增加的衰减； l 为颗粒间应变与当前应变率的夹角，反映应力路径对小应变刚度的影响； χ ， n 为材料常数。

颗粒间应变的演化可基于下式确定：

$$\dot{\xi}_{ij} = \begin{cases} \dot{\varepsilon}_{ij} - \rho^{\beta_r} l \|\dot{\varepsilon}_{mn}\| \hat{\xi}_{ij} & (l > 0) \\ \dot{\varepsilon}_{ij} & (l \leq 0) \end{cases} \quad (7)$$

其中： $\dot{\varepsilon}_{ij}$ 为当前应变率， β_r 为材料常数。对颗粒间应变模型的具体介绍可见参见时振昊等^[17]。

通过对本文离心试验中马来西亚高岭土单元体试验进行模拟，标定数值计算所需的本构模型参数。计算所用参数取值汇总如表 4 所示。依据 J. Yu 等^[20]之前开展的 T-bar 贯入试验结果，饱和 Malaysia 高岭土不排水剪强度剖面为 $S_u = 1.39z = 0.217\sigma'_v$ ， z 为土体深度， σ'_v 为竖向有效应力。硬化材料参数 C 和 γ 可通过三轴压缩试验获得，屈服面尺寸 A 以及材料参数 C 和 γ 可以与土体不排水剪强度 S_u 建立联系如下： $S_u = (A + C/\gamma)/2$ 。其中，屈服面尺寸 A 可根据土体不排水三轴压缩试验曲线的初始线性段来确定，参数 C 和 γ 可以通过拟合土体应力-应变关系的非线性段来确定；小应变参数 G_0 ， χ 和 β_r 通过拟合 J. Ho^[21]弯曲元及共振柱试验结果确定(χ 和 β_r 取值可基于与土体剪应变 $\gamma_{0.7}$ 的关系计算得到^[17])；循环弱化参数 δ_{rem} 和 ε_{95}^p 根据 J. Yu 等^[20]的 T-bar 循环试验确定。

表 4 离心振动台试验土体模型参数

Table 4 Soil model parameters in centrifuge shaking table tests										
G_e/MPa	A/kPa	γ	C/kPa	G_0/kPa	n	χ	β_r	c_d	δ_{rem}	ε_{95}^p
$150S_u$	$0.1S_u$	350	$\gamma(2S_u - A)$	$693(p')^{0.85}$	2	1.156	0.354	0.04	0.33	1.89

基于本文土体本构模型计算得到的循环荷载下马来西亚高岭土应力-应变曲线如图 9 所示，本文不排水黏土总应力模型能够合理反映循环三轴试验测得的土体应力-应变曲线及刚度和强度的弱化现象。

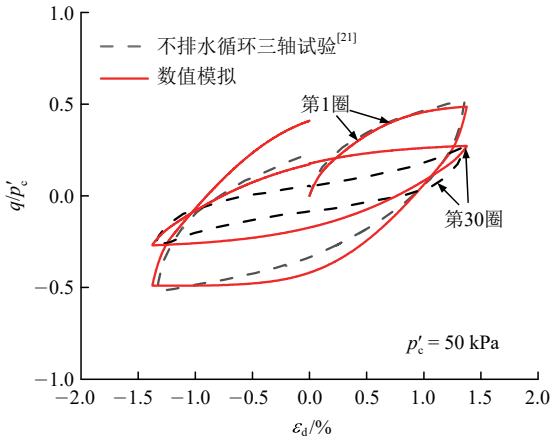
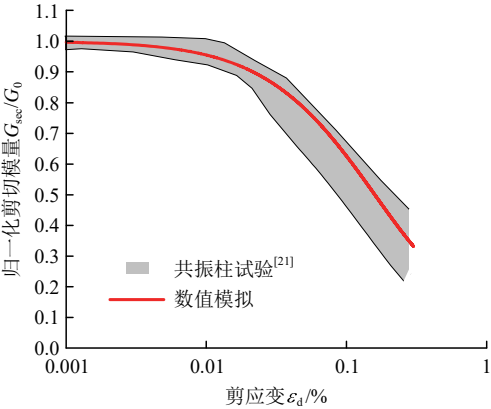
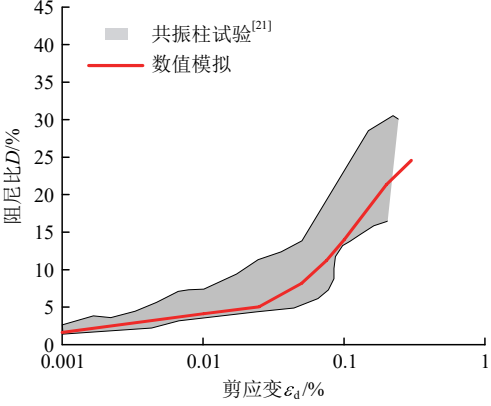


图 9 饱和马来西亚高岭土不排水循环三轴试验及数值模拟
Fig.9 Measured and simulated responses of saturated Malaysia kaolin clay from undrained triaxial cyclic loading tests

图 10 展示了马来西亚高岭土共振柱试验及本构模拟。如图 10(a)所示，本文模型能够合理反映土体剪切模量随剪应变增大的非线性衰减规律；图 10(b)表明考虑了土体循环弱化效应的总应力模型能够合



(a) 归一化剪切模量-剪应变关系曲线



(b) 阻尼比-剪应变关系曲线

图 10 马来西亚高岭土小应变特性试验及数值模拟
Fig.10 Measured and simulated small-strain characteristics of Malaysia kaolin clay

理预测土体阻尼比随剪应变幅值增加而迅速增大的趋势,进而验证了用循环荷载下应力-应变曲线滞回效应描述土体材料阻尼的可靠性。

4.2 有限元模拟与离心试验对比分析

本文吸力桶地震响应数值分析模型基于通用有限元软件 ABAQUS 进行构建,本文提出的土体本构模型基于 ABAQUS 中的 UMAT 子程序功能进行编写,并在数值计算过程中通过调用子程序来实现土体本构的自定义。对离心模型试验的数值模拟可以针对原型进行模拟,也可以直接针对模型尺寸并考虑超重条件进行建模。由于本文总应力本构模型的核心参数是土体的不排水抗剪强度 S_u 。现有文献中已有较多针对马来西亚高岭土不排水抗剪强度的测试结果。这些数据普遍均为不排水强度随原型深度的变化关系。因此,为了利用这些测试结果以合理地标定本文土体本构模型参数,本文有限元模型按照离心试验对应的原型尺寸进行构建。数值模拟所用有限元模型网格如图 11 所示。上部风机质量块、塔筒、吸力桶以及土体采用 C3D8 实体单元,导管架采用 B31 梁单元建立。导管架底部与吸力桶顶部之间进行共节点共位移连接。由图 3 中土体底部地震波频域曲线可知,频谱峰值主要分布在 10 Hz 以内,因而分析频率可以定为 10 Hz。按照平均剪切波速 $v_s = 130 \text{ m/s}$ 估算,最小波长为 $\lambda_{\min} = v_s / f = 13 \text{ m}$,根据现有研究结果^[22],有限元单元尺寸应小于 $\lambda_{\min} / 6 = 2.17 \text{ m}$ 。本文有限元网格最大尺寸为 1 m,满足单元尺寸要求,最终统计单桶模型有限元网格总数为 37 820 个,多桶导管架模型网格总数为 42 964 个。

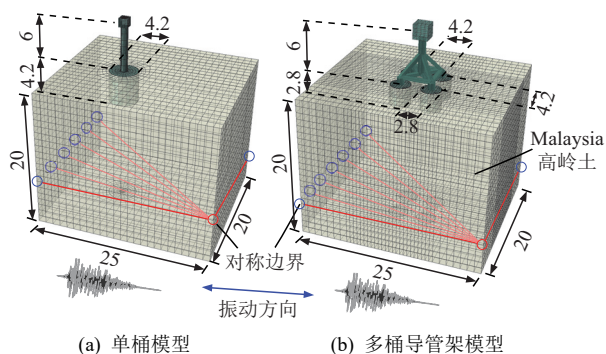


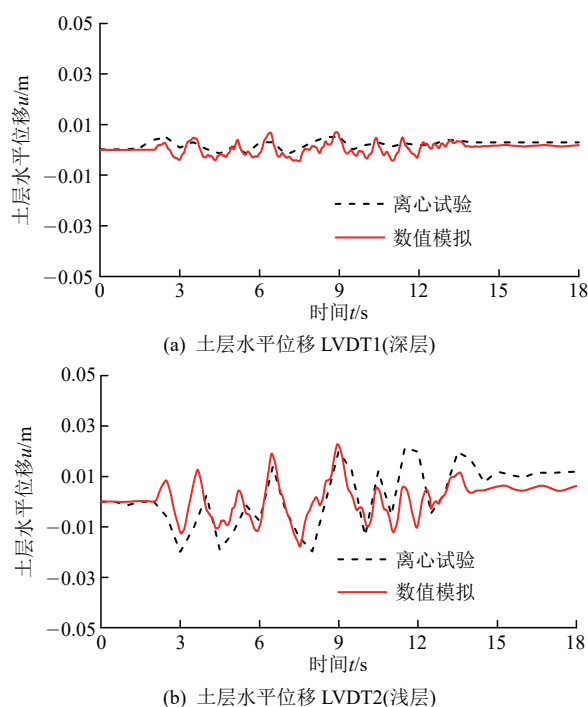
图 11 离心试验有限元模型网格及对称边界(单位: m)

Fig.11 Finite element mesh and symmetric boundary of models for centrifuge tests(unit: m)

对于有限元模型边界的处理,首先土体底面作为荷载的输入面,在振动方向通过设置加速度边界完成地震荷载的施加,并在垂直于振动方向以及底

面法向施加固定约束;在沿振动方向的土体侧面,通过 ABAQUS 的运动耦合约束功能(Kinematic Coupling)将每层土体同一深度处的网格节点进行绑定,从而模拟剪切箱沿振动方向对土体的约束^[23](即对称边界条件);在垂直于振动方向的土体侧面,则通过施加法向约束模拟剪切箱垂直于振动方向上的刚性约束状态。吸力桶内壁与桶内土通过 Tie 接触模拟桶内由于负压存在而引起的紧密贴合状态,外壁与周边土体法向不允许脱开(即负压作业),切向通过罚函数考虑土-结构之间的摩擦接触, S. Li 等^[24]研究表明,马来西亚高岭土与金属之间的摩擦系数约为 0.4。模型计算步采用隐式动力分析方法。数值计算所用风机及土体材料参数与表 1 及表 3 一致,为模拟不排水条件,土体泊松比 ν_s 取值为 0.495。

地震荷载下自由场水平及竖向位移响应数值计算结果与离心试验数据的对比如图 12 所示。本文数值方法能够合理反映出土体水平位移随着深度减小而逐渐放大的趋势,再现了离心试验中观测的震陷现象,且位移时程关系与试验观测结果吻合良好。图 12(c)比较了强度剖面折减 70%和未折减情况下的地表沉降数值计算结果。计算结果表明土体强度折减后的数值模拟与试验实测结果更为接近,其原因可能在于本文试验土体由于固结时间和方法的差异,其土体强度剖面相较于用于标定数值模型参数的 J. Yu 等^[20]和 J. Ho^[21]单元体试验强度剖面偏低。为了表述清晰,后文将仅给出基于折减后强度剖面的数值模拟结果。



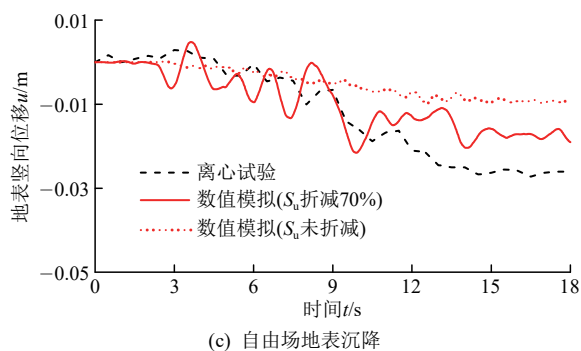
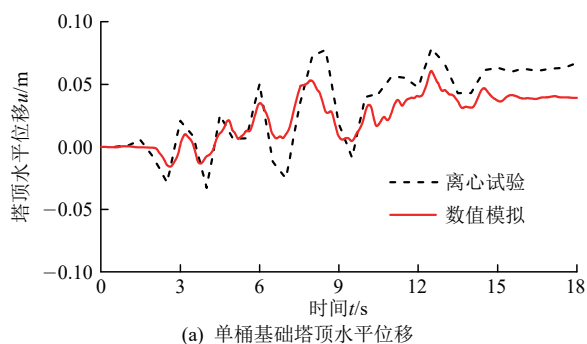


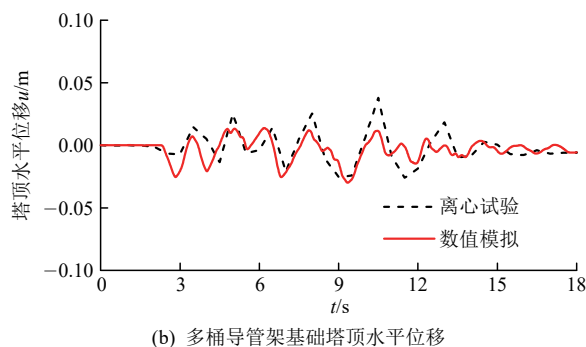
图 12 自由场位移试验与数值模拟

Fig.12 Measured and simulated displacements of the free field

单桶及多桶导管架基础塔顶水平位移计算结果与离心试验观测的对比如图 13 所示。数值模拟能够较为合理地反映出单桶基础塔顶水平位移幅值高于多桶导管架基础的试验现象, 且能够合理模拟出塔顶水平位移随时间的累积趋势。另外, 需要指出本文数值计算给出的单桶基础塔顶累积位移明显低于试验观测结果。造成上述差异的可能原因是前文所述的离心试验中浅层土体强度偏低, 小于现有文献中取值与数值模拟输入强度参数。



(a) 单桶基础塔顶水平位移



(b) 多桶导管架基础塔顶水平位移

图 13 塔顶水平位移试验与数值模拟

Fig.13 Measured and simulated lateral displacements at the head of tower

单桶及多桶导管架基础风机塔顶加速度及频谱响应的数值模拟与试验结果对比如图 14 所示。从中可见, 由于振动向地表传播过程中会在导管架下方的多个吸力桶之间反射发生能量耗散, 导致多桶导管架风机上部结构的地震响应更低, 且在基础过滤作用下多桶基础风机频谱中的高频成分要少于单桶基础, 因而多桶导管架风机塔顶的加速度响应幅值要低于单桶基础风机响应。本文数值方法能够合理反映多桶导管架基础塔顶加速度幅值明显低于单桶基础塔顶振动响应的趋势。同时, 本文数值方法能够较好再现塔顶加速度 Fourier 频谱的幅值特征。

4.3 单桶与多桶导管架风机地震响应对比

为了探究不同基础型式对风机地震响应的影响, 需要确保基础的静力加载曲线之间具有等效性。在本节建立的数值方法中, 通过改变单桶基础的尺寸(保持基础有效埋深 L 不变, 扩大基础直径 D , 在吸力桶与塔筒之间增加斜撑杆, 见图 15), 使其与多桶导管架基础具有等效的静力加载变形特性。

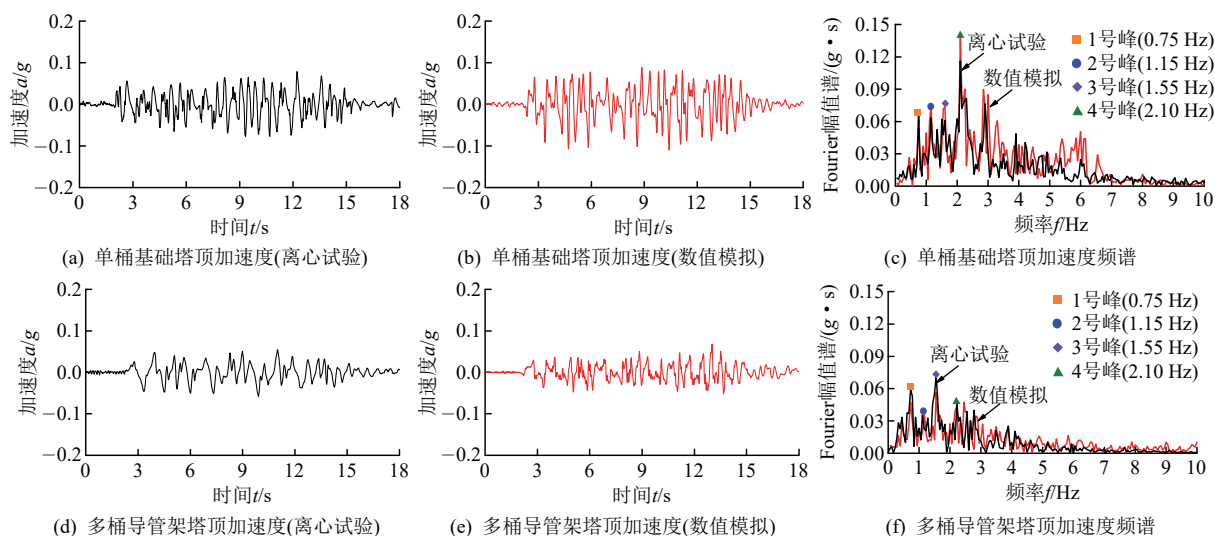


图 14 塔顶加速度及频谱试验与数值模拟

Fig.14 Measured and simulated acceleration and Fourier amplitude at the head of tower

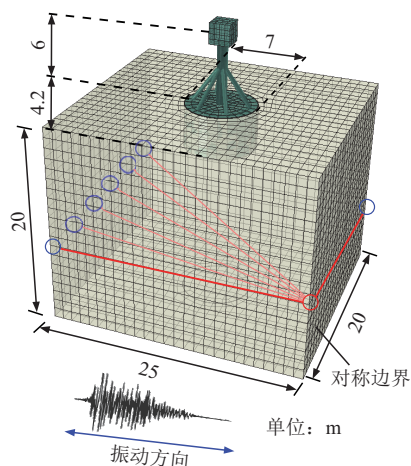


图 15 静力加载特性等效单桶模型有限元网格

Fig.15 Finite element mesh of single suction caisson model with equivalent static stiffness

从图 16 中可见,在相同塔顶水平荷载作用下,单桶和多桶导管架基础的塔顶水平位移和基础转角具有较好的一致性。

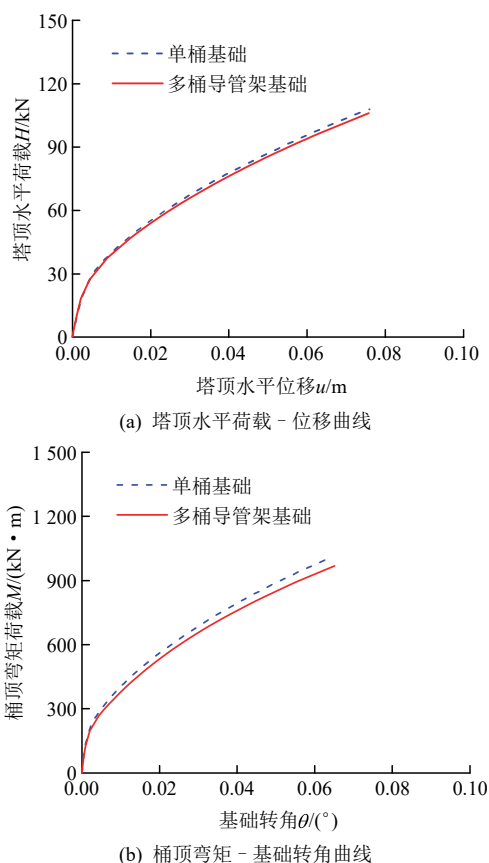


图 16 不同基础模型静力加载曲线对比

Fig.16 Comparison of model stiffness for different foundations

针对上述静力加载变形特性等效的单桶与多桶导管架基础风机,图 17 对比了其在本文地震荷载(见图 4)下塔顶水平位移及基础转角时程曲线。从图中可见,单桶基础塔顶水平摇摆幅值与多桶导管

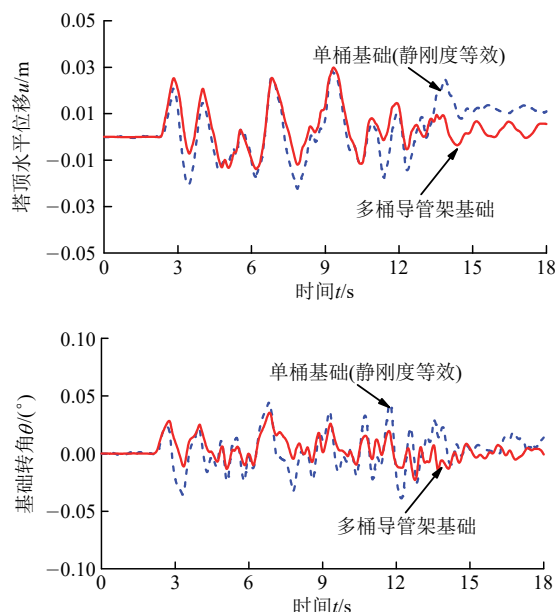


图 17 塔顶水平位移及基础转角对比

Fig.17 Comparison of lateral displacements at the tower head and foundation rotation angle

架基础接近,但存在较为明显的累积位移。此外,单桶风机的基础转角幅值要明显高于多桶导管架基础。

为进一步探究造成上述塔顶及基础振动响应差异的原因,图 18 比较了 2 种基础型式下吸力桶桶顶及塔顶加速度时程和频谱曲线。通过对比图 18(a)和(b)可知,单桶基础的桶顶部加速度与多桶基础中单一吸力桶顶部加速度幅值接近。然而,从图 18(c)中频谱分析可知,与单桶基础相比,多桶基础中桶顶加速度在输入地震荷载 2 号峰对应频率(见图 3 中 $f = 1.15 \text{ Hz}$)出现了峰值缺失。在塔顶加速度响应方面(对比图 18(d)和(e)),可见两类基础塔顶加速度时程关系较为接近,单桶基础塔顶加速度幅值略高于多桶基础情况。另一方面,从频谱分析(见图 18(f))中可见,类似于上述桶顶加速度响应,多桶基础塔顶同样在 2 号峰频率附近出现了峰值缺失。上述多桶基础加速度对特定频率下地震荷载的过滤作用及由此导致的弱化的塔顶惯性力效应可能是导致图 17 中所示的更小的基础及风机塔顶位移幅值的原因。上述现象表明,图 17 及 18 中单桶基础风机与多桶基础风机不同的地震响应可能源于两类基础与地基整体性上的差异。对于单桶基础这种宽大的基础型式,其与周边土体接触范围较大,与土体之间的接触具有较好的整体性,因而土体振动更可能会传递给基础,产生较强的振动响应。另一方面,多桶导管架基础与周边土体接触范围较小且被分割成若干

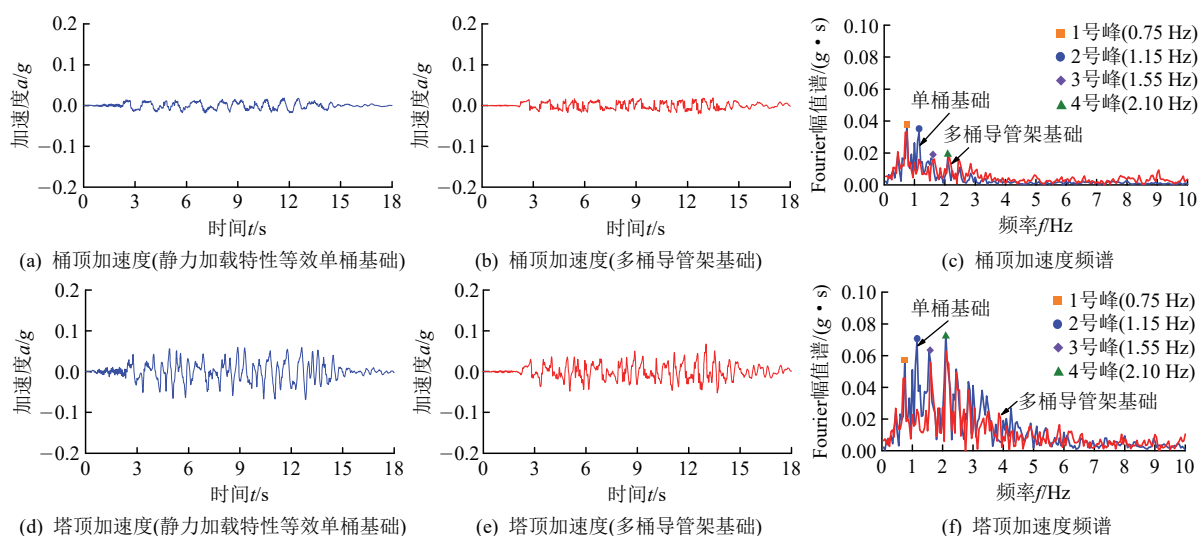


图18 塔顶及吸力桶顶部加速度时程及频谱对比

Fig.18 Comparison of acceleration and Fourier amplitude at the head of tower and suction caisson

个独立的区域,与周边土体接触的整体性较弱,更可能过滤土体振动而避免产生剧烈振动响应。

5 结论

本文开展了饱和软黏土中单吸力桶基础以及多桶导管架基础风机的地震响应离心振动台试验,基于新提出的不排水黏土循环加载本构,构建了吸力桶基础风机地震响应数值计算模型,探究了不同基础型式(单桶与多桶导管架)对地震荷载下风机上部结构加速度与变形响应的影响。主要结论如下:

(1) 本文本构模型可以合理反映饱和和黏土剪切模量随剪应变的非线性衰减规律以及循环荷载下的应力-应变滞回效应;基于上述本构关系的数值模型能够合理再现地震荷载下地基、吸力桶基础及风机结构的加速度及累积变形响应。

(2) 风机塔顶加速度由于水平摇摆效应相较于地表和基础发生明显的放大;风机塔顶最终累积位移与上述塔顶振动幅值具有较强相关性。

(3) 静力加载特性一致时,与单桶基础相比,多桶基础与地基接触整体性较弱,可以过滤地震荷载部分高阶主频振动,导致塔顶加速度及振动强度下降,相应地塔顶累积位移减小。

参考文献(References):

[1] LIU B, ZHANG Y H, MA Z R, et al. Design considerations of suction caisson foundations for offshore wind turbines in Southern China[J]. Applied Ocean Research, 2020, 104: 102358.

[2] DE RISI R, BHATTACHARYA S, GODA K. Seismic performance assessment of monopile-supported offshore wind turbines using unscaled natural earthquake records[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2018, 109: 154 - 172.

[3] KOURKOULIS R, LEKKAKIS P, GELAGOTI F, et al. Suction caisson foundations for offshore wind turbines subjected to wave and earthquake loading: effect of soil-foundation interface[J]. Géotechnique, 2014, 64(3): 171 - 185.

[4] ANASTASOPOULOS I, THEOFILOU M. Hybrid foundation for offshore wind turbines: Environmental and seismic loading[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, 80: 192 - 209.

[5] PROWELL I, ELGAMAL A, LU J. Modeling the influence of soil structure interaction on the seismic response of a 5 MW wind turbine[C]// 5th International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics. San Diego, California: [s. n.], 2010, 33: 5.09a.

[6] ZHANG J X, CHENG W L, CHENG X L, et al. Seismic responses analysis of suction bucket foundation for offshore wind turbine in clays[J]. Ocean Engineering, 2021, 232: 109 - 159.

[7] YANG Y, BASHIR M, LI C, et al. Mitigation of coupled wind-wave-earthquake responses of a 10 MW fixed-bottom offshore wind turbine[J]. Renewable Energy, 2020, 157: 1 171 - 1 184.

[8] 张小玲, 李赞琪, 王丕光, 等. 黏土中海上风力机桩-筒复合基础地震响应分析[J]. 太阳能学报, 2024, 45(2): 189 - 197.(ZHANG Xiaoling, LI Yunqi, WANG Peiguang, et al. Seismic response analysis of pile-bucket composite foundation for offshore wind turbine in clay[J]. Acta Energiæ Solaris Sinica, 2024, 45(2): 189 - 197.(in Chinese))

- [9] YU H, ZENG X W, LI B, et al. Centrifuge modeling of offshore wind foundations under earthquake loading[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2015, 77: 402 – 415.
- [10] WANG X F, YANG X, ZENG X W. Seismic centrifuge modelling of suction bucket foundation for offshore wind turbine[J]. *Renewable energy*, 2017, 114: 1 013 – 1 022.
- [11] SALEH ASHEGHABADI M, SAHAFNIA M, BAHADORI A, et al. Seismic behavior of suction caisson for offshore wind turbine to generate more renewable energy[J]. *International Journal of Environmental Science and Technology*, 2019, 16: 2 961 – 2 972.
- [12] 付 鑫, 黄福云, 陈宝春, 等. 沿海软土地区 PHC 管桩-土-结构模型振动台试验[J]. *中国公路学报*, 2017, 30(10): 81 – 92.(FU Cui, HUANG Fuyun, CHEN Baochun, et al. Shaking table test on structure-soil-pile of PHC in coastal soft-soil area[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2017, 30(10): 81 – 92.(in Chinese))
- [13] WANG F, ZHANG H, ZHOU J, et al. Shaking table test of prestressed high-strength concrete pipe piles reinforced with non-prestressed steel reinforcement[J]. *Engineering Structures*, 2024, 300: 117211.
- [14] 刘 润, 马鹏程, 练继建. 黏土中宽浅式筒型基础与地基的地震响应[J]. *天津大学学报: 自然科学与工程技术版*, 2020, 53(4): 366 – 377.(LIU Run, MA Pengcheng, LIAN Jijian. Seismic response of shallow bucket foundation of soft clay[J]. *Journal of Tianjin University: Science and Technology*, 2020, 53(4): 366 – 377.(in Chinese))
- [15] ZHENG B L, KUTTER B L, HIRT G S, et al. Centrifuge modeling of seismic behavior of caisson-supported subsea manifold on soft clay[C]// *The 6th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering*. Christchurch, New Zealand: [s. n.], 2015: 1 – 9.
- [16] SHI Z H, LIU L, HUANG M S, et al. Simulation of cyclic laterally-loaded piles in undrained clays accounting for soil small-strain characteristics[J]. *Ocean Engineering*, 2023, 267: 113268.
- [17] 时振昊, 黄茂松, 倪雨萍. 基于颗粒间应变的饱和黏土小应变各向异性非线性本构模型[J]. *岩土力学*, 2021, 42(4): 1 036 – 1 044.(SHI Zhenhao, HUANG Maosong, NI Yuping. Intergranular-strain based constitutive model for saturated clay with anisotropic small-strain stiffness[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2021, 42(4): 1 036 – 1 044.(in Chinese))
- [18] 张中杰, 刘 磊, 时振昊, 等. 含桩基础地下结构的软黏土地震陷数值分析[J]. *土木工程学报*, 2023, 56(增 2): 163 – 169.(ZHANG Zhongjie, LIU Lei, SHI Zhenhao, et al. Numerical analysis of earthquake-induced settlement of saturated soft clay with pile and underground structure[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2023, 56(Supp.2): 163 – 169.(in Chinese))
- [19] 张 浩, 张陈蓉, 时振昊, 等. 基于 IGS 小应变模型的基坑开挖对隧道影响数值模拟[J]. *岩土工程学报*, 2021, 43(增 2): 72 – 75.(ZHANG Hao, ZHANG Chenrong, SHI Zhenhao, et al. Numerical simulation of excavation effects on tunneling with IGS small strain model[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2021, 43(Supp.2): 72 – 75.(in Chinese))
- [20] YU J, LEUNG C F, HUANG M S. Response of monopile foundations under cyclic lateral loading in normally consolidated clay[J]. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 2018, 28(4): 411 – 418.
- [21] HO J. Cyclic and post-cyclic behavior of soft clay[Ph. D. Thesis][D]. Singapore: National University of Singapore, 2013.
- [22] VARUN, ASSIMAKI D, GAZETAS G. A simplified model for lateral response of large diameter caisson foundations—Linear elastic formulation[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2009, 29: 268 – 291.
- [23] ANTONIOU M, KOURKOULIS R, GALEGOTI F. Simplified method for performance-based seismic design of suction caissons supporting jacket offshore wind turbines[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2022, 155: 107169.
- [24] LI S, YU J, HUANG M S, et al. Application of T-EMSD based p - y curves in the three-dimensional analysis of laterally loaded pile in undrained clay[J]. *Ocean Engineering*, 2020, 206: 107256.