

文章编号: 1005-9865(2024)04-0001-12

基于 HSS 模型海上风电桶形基础水平 循环承载特性对比研究

寇海磊, 房伟伟, 徐祥程, 安兆瞰, 张洪睿

(中国海洋大学 工程学院, 山东 青岛 266500)

摘 要: 采用土体本构模型对黏土中的桶形基础进行了有限元模拟, 以研究桶形基础的水平循环承载特性。利用有限元方法模拟了在不同单调组合荷载作用下黏土中的桶形基础离心机试验, 与试验结果对比验证了使用小应变硬化土(HSS)本构模型的适用性。在此基础上, 基于 HSS 模型和硬化土(HS)模型对比研究了不同循环荷载和小应变模量对桶形基础累积转角、旋转中心和桶-土相对刚度的影响。结果表明, 黏土中桶形基础的累积转角随着循环次数和水平荷载的增加而增加, 然而每个循环中累积转角的增加逐渐减小。另外, 提出了 T_b 和 ζ_b 之间的拟合关系式预测黏土中桶形基础的累积旋转。无论处于疲劳极限状态($\zeta_b=0.3$)还是正常使用极限状态($\zeta_b=0.5$), 旋转中心类型都是从深中心变为浅中心。桶-土相对刚度随循环次数的增加而减小, 并且循环荷载越大刚度衰减越大。另外, 小应变模量对基础累积转角和桶-土相对刚度有较大影响而对旋转中心无显著影响。与已有的研究结果对比发现, HSS 模型更加适用于精细化设计。

关键词: 海上风电; 桶形基础; 水平循环荷载; HSS 模型; 累积转角; 旋转中心; 桶-土相对刚度

中图分类号: P751; TU473.1 **文献标志码:** A **DOI:** 10.16483/j.issn.1005-9865.2024.04.001

Comparative study on horizontal cyclic bearing characteristics of offshore wind turbine bucket foundations based on HSS model

KOU Hailei, FANG Weiwei, XU Xiangcheng, AN Zhaotun, ZHANG Hongrui

(College of Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266500, China)

Abstract: Finite element simulations of bucket foundations in clay using soil constitutive models were conducted to investigate the horizontal cyclic bearing characteristics of bucket foundations. Centrifuge tests of bucket foundations in clay under different monotonic combined loads were simulated using the finite element method to validate the applicability of the small strain hardening soil (HSS) constitutive model. Based on the HSS model and HS model, the effects of different cyclic loads and small strain modulus on the accumulated rotation angle, rotation center, and bucket-soil relative stiffness of bucket foundations were compared. The results indicate that the accumulated rotation angle of bucket foundations in clay increases with the number of cycles and the increase of horizontal loads. However, the increase in accumulated rotation angle per cycle gradually decreases. Furthermore, an empirical equation between T_b and ζ_b is proposed to predict the cumulative rotation of bucket foundation in clay. Regardless of being in a fatigue limit state ($\zeta_b=0.3$) or a normal operating limit state ($\zeta_b=0.5$), the rotation center type changes from deep center to shallow center. The bucket-soil relative stiffness decreases with the number of cycles, and the greater the cyclic load, the greater the stiffness decay. In addition, the small strain modulus has a significant influence on the accumulated rotation angle and bucket-soil relative stiffness, but no significant influence on the rotation center. Comparing with existing research results, it is found that the HSS model is more suitable for refined design.

Keywords: offshore wind power; bucket foundation; horizontal cyclic loading; HSS model; accumulated rotation angle; rotation center; bucket-soil relative stiffness

收稿日期: 2023-06-27

基金项目: 山东省泰山学者青年专家项目(tsqn202306098); 国家自然科学基金资助项目(51879246)

作者简介: 寇海磊(1983—), 男, 山东潍坊人, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事海洋岩土的教学与科研工作。E-mail: hlkou@ouc.edu.cn

通信作者: 房伟伟(1999—), 男, 山东聊城人, 硕士研究生, 主要研究方向为海洋岩土。E-mail: fangweiwei0823@163.com

近年来,因全球环境恶化和陆地资源开发殆尽,开发可持续发展的清洁能源已成为多方共识。风能作为可持续发展的清洁能源,已经被公认为是一种常规能源的代替能源。与陆地风电相比,海上风电具有不占用土地、风力稳定和可规模化发展等优势,因此,海上风电发展前景广阔,装机规模不断上升。基础形式的选择对海上风电建设至关重要。桶形基础相比于传统的重力式基础、桩基础具有水深适用性强、可重复利用等优势,因此,桶形基础被广泛作为海上风力涡轮机的基础^[1-2]。

海上风电基础设计的关键是长期循环荷载下的水平响应,因此国内外学者对桶形基础在循环荷载下的水平响应开展了大量研究。Hung 等^[3]研究了桶形基础在单向水平循环荷载作用下的累积转角和卸载刚度,发现基础的累积转角与循环次数呈指数关系增加,并提出经验公式用来评估桶形基础的卸载刚度和累积转角。Cheng 等^[4]研究了桶形基础在循环荷载作用下的累积变形,并使用有限元方法建立了弹塑性边界模型模拟了桶形基础循环变形。Byrne 等^[5]通过离心机模拟试验研究了黏土中桶形基础的承载特性,探究了桶形基础在垂向动力荷载、水平荷载以及弯矩共同作用下的响应。与模型试验和离心机模拟试验相比,数值模拟方法通过较少的试验标定参数,模拟更多的工况,既合理控制了试验成本,又节约了时间。因此,许多研究人员对黏土中桶形基础的特性进行了数值研究。肖忠等^[6]结合实际工程,利用修正 D-P 模型建立三维数值模型,分析了桶形基础稳定性。Byron 等^[7]采用修正剑桥(MCC)模型建立三维数值模型,模拟了基础在水平静荷载及循环荷载作用下的受力特性。

虽然数值分析方法已成为研究风电基础的重要方法,但是数值模拟的结果可靠性有待考究,其关键在于选择合适的土体本构模型。目前,常用的土体本构模型有 Mohr-Coulomb 模型、Druker Prager 模型、修正 Druker Prager 模型、修正剑桥(MCC)模型、硬化土(HS)模型和小应变硬化土(HSS)模型等。但 Mohr-Coulomb 模型、Druker Prager 模型、修正 Druker Prager 模型无法区分加卸载模量,因此不适用于模拟有关循环荷载作用下的土体变形。另外,由于在严格的转角设计要求下风电基础周围土体大部分处于小应变范围,因此,考虑土体的小应变模量特性是必要的^[8]。但是,上述数值模拟研究均未考虑小应变对土体刚度的影响。本文通过 Midas GTS NX 有限元软件研究了黏土中桶形基础的水平循环特性。黏土分别采用修正剑桥(MCC)模型、硬化土(HS)模型和小应变硬化土(HSS)模型进行模拟,并通过黏土中桶形基础的离心机试验进行验证,以确保模拟结果的可靠性。在此基础上,采用 HSS 模型和 HS 模型分析了桶形基础水平循环承载性能,着重讨论了循环荷载比和小应变模量对桶形基础累积转角、旋转中心和桶-土相对刚度的影响,以期海上风电基础精细化设计提供参考。

1 数值模拟

1.1 土体本构模型

Midas GTS NX 有限元软件内含众多土的本构模型,如 Mohr-Coulomb 模型、Duncan-Chang 模型、修正剑桥模型和小应变硬化模型。相比于常用的本构模型,HSS 模型考虑了土体弹性阶段的非线性特征,反映了小应变阶段的刚度衰减特性,如图 1 所示^[9]。尤其对于风电基础设计来说,桩周土处于弹性范围内,因此考虑土体小应变特性对海上风机基础设计是极其必要的,如图 2 所示。

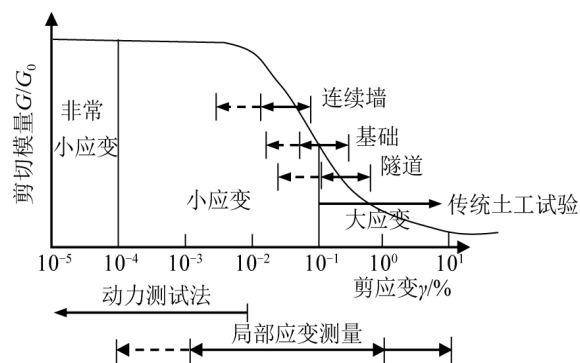


图 1 土体在各种岩土工程条件下的应变值范围^[9]

Fig. 1 Strain range of soil under various geotechnical conditions^[9]

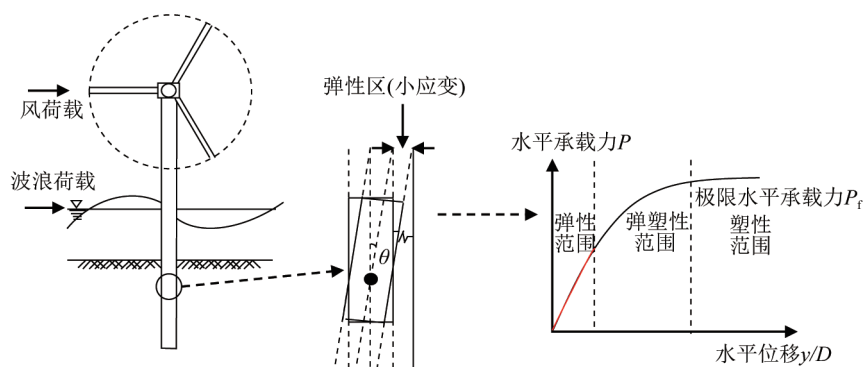


图2 桩基服役时桩周土变形状态

Fig. 2 Deformation state of surrounding soil during pile service

HSS模型是Benz^[9]在HS模型的基础上提出的,采用双屈服面,同时利用双刚度反映应力路径的影响,在HS模型的基础上引入Hardin-Drnevich模型描述小应变时土体剪切刚度与应变之间的非线性关系,如式(1)所示。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + 0.385 \left| \frac{\gamma}{\gamma_{0.7}} \right|} \quad (1)$$

式中: G_0 为土体初始剪切模量; G 为土体剪切模量; $\gamma_{0.7}$ 为阈值剪应变; γ 为剪应变。该模型的一个基本特征即土体刚度与应力相关,在描述土体剪切硬化、压缩硬化、加卸载、小应变等方面具有优势。因此,文中采用HSS模型模拟黏土地基,更适合于进行循环状态下的小应变分析。

1.2 有限元模型

桶形基础采用线弹性模型,弹性模量为210 GPa,泊松比采用0.3,重度为78.5 kN/m³。桶形基础尺寸如表1和图3所示。

表1 桶体尺寸参数

Tab. 1 Dimensions parameters of the bucket body

高度 L/m	直径 D/m	高径比 L/D	桶壁厚度 t/m	顶盖厚度 c/m
3.75	7.50	0.50	0.10	0.10

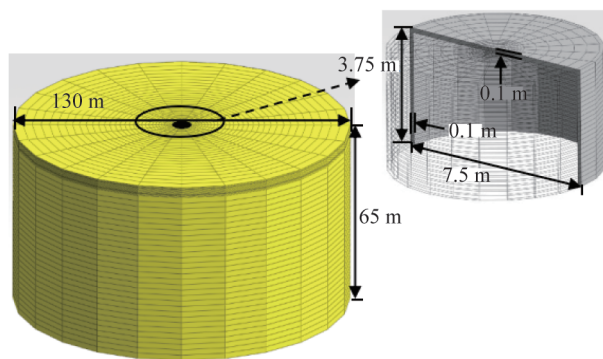


图3 有限元模型

Fig. 3 Finite element model

根据原型尺寸对桶形基础和土体建模,土体为高岭土,采用HSS小应变硬化土模型,土体直径为130 m大于15D,高为65 m大于7D,此时土体边界效应对计算结果的影响可忽略不计^[10-11]。土体四周约束 x 、 y 这2个方向自由度,土体底面约束 x 、 y 、 z 这3个方向自由度。另外,动力荷载会在模型边界条件上引起应力增量,引起的应力增量需要黏性边界吸收,否则会在土体内部反射,因此设置黏性边界条件^[12]。为了模拟桶形基

础与土体之间的剪切传递和相对位移,采用主从曲面接触算法选择主曲面。主曲面为桶形基础的高刚度表面,从曲面为土体的低刚度表面。接触对采用面对面接触。接触对界面间摩擦系数作为内摩擦角 φ' 和土体敏感度 S_i 的函数^[13]:

$$\mu=0.3\tan\varphi'/S_i \quad (2)$$

其中, φ' 值取 21.4° , S_i 取2.5。国内外很多学者采用数值分析方法对海上风电基础承载力进行了研究,采用了不同的土体本构模型,统计见表2。

表2 土体本构模型的选择
Tab. 2 Selection of soil constitutive models

本构模型	文献
MCC 模型	Byron 等 ^[7] 、Chong 等 ^[14] 、Xiong 等 ^[15] 、Yin 等 ^[16] 、Van Pham 等 ^[17] 、Liu 和 Xue ^[18]
D-P 模型	肖忠等 ^[6] 、Jose 和 Mathai ^[19]
D-C 模型	张金来等 ^[20] 、Emdadifard 等 ^[21]
HS 模型	Yin 等 ^[16] 、潘珂珂 ^[22] 、陈佳莹等 ^[23]

为验证 HSS 模型可靠性,文中采用 MCC 模型和 HS 模型这 2 种常用土体本构模型进行对比。根据 Watson^[24]的研究,表3列出正常固结高岭土的 MCC 模型参数值。对于 HSS 和 HS 模型,根据 Bolton^[25]的研究,黏性土剪胀角 ψ 一般取值为0;破坏比 R_f 和卸载再加载泊松比 ν_{ur} 可采用 Brinkgreve 等^[26]建议值,分别取0.9和0.2;与模量应力水平相关的幂指数 m 可采用 Janbu^[27]建议的数值,黏性土 m 取值为1;正常固结静止侧压力系数 K_0 可按式(3)进行取值^[28];其余参数使用 Hardin 和 Black^[29]、Schanz 等^[30]、王卫东等^[31]和 Stokoe 等^[32]研究中的式(4)~(10)等效确定。

$$K_0 = 1 - \sin \varphi' \quad (3)$$

$$\lambda^* = \lambda / (1 + e_0) \quad (4)$$

$$E_{50,ref} = 1.25E_{oed,ref} \quad (5)$$

$$E_{ur,ref} = p_{ref} / \kappa^* \quad (6)$$

$$\kappa^* = \kappa / (1 + e_0) \quad (7)$$

$$E_{oed,ref} = p_{ref} / \lambda^* \quad (8)$$

$$G_{0,ref} = 33 \times (2.97 - e_0)^2 / (1 + e_0) \quad (9)$$

$$\gamma_{0.7} = (\gamma_{0.7})_{ref} + 5 \times 10^{-8} I_p (\alpha_{OCR})^{0.3} \quad (10)$$

式中: e_0 为初始孔隙比,文中取值1.3; I_p 为塑性指数,取值32%; α_{OCR} 为超固结比,取值为1; $(\gamma_{0.7})_{ref}$ 为 $I_p=0$ 时的剪应变,取值约为 1×10^{-4} 。其余参数如表3所示。

1.3 数值模拟结果验证

图4是离心机试验^[24]和数值模拟得到的荷载-位移($H-u$)曲线。其中,离心机试验加载方式分别为竖向无荷载($V=0$)的单调加载(S1-1)和竖向压力 V 等于竖向屈服力 V' (其中 $V'/A=32$ kPa)时的单调加载(S1-2)。数值模拟中土体本构模型分别为 HSS、MCC 和 HS 模型,加载方式与离心机试验一致。

结果显示,在小变形情况下,HSS 模型比 MCC 模型和 HS 模型更加接近试验结果,在同一水平荷载下,MCC 和 HS 模型模拟结果位移偏大,而且 MCC 模型模拟结果近似线性,与离心机试验结果差距较大。这是由于在初始加载过程中引起土体小应变,土体表现出高剪切模量 G ,HS 模型和 MCC 模型并未考虑土体小应变情况。

表3 高岭土MCC模型、HSS模型和HS模型的参数值
Tab. 3 Parameter values of kaolin MCC model, HSS model and HS model

参数	HSS模型	HS模型	MCC模型
泊松比 ν'	—	—	0.3
压缩指数 λ	—	—	0.28
膨胀指数 κ	—	—	0.03
初始孔隙比 e_0	—	—	1.27
临界状态线的斜率 M	—	—	0.83
有效黏聚力 c'/kPa	2.8	2.8	—
有效内摩擦角 $\varphi'/(^{\circ})$	21.4	21.4	—
剪胀角 $\psi/(^{\circ})$	0	0	—
破坏比 R_f	0.9	0.9	—
参考压力 $p_{\text{ref}}/\text{kPa}$	100	100	—
参考应力对应的切线压缩模量 $E_{\text{ed,ref}}/\text{MPa}$	0.82	0.82	—
参考应力下 $0.5 q_t$ 偏应力对应割线模量 $E_{50,\text{ref}}/\text{MPa}$	1.02	1.02	—
参考应力下卸载再加载模量 $E_{\text{ur,ref}}/\text{MPa}$	15.12	15.12	—
卸载再加载泊松比 ν_{ur}	0.2	0.2	—
正常固结静止侧压力系数 K_0	0.64	0.64	—
刚度应力水平相关幂指数 m	1	1	—
参考应力下的初始剪切模量 $G_{0,\text{ref}}/\text{MPa}$	42	—	—
剪切模量衰减0.7倍初始剪切模量对应剪应变 $\gamma_{0.7}$	1×10^{-4}	—	—

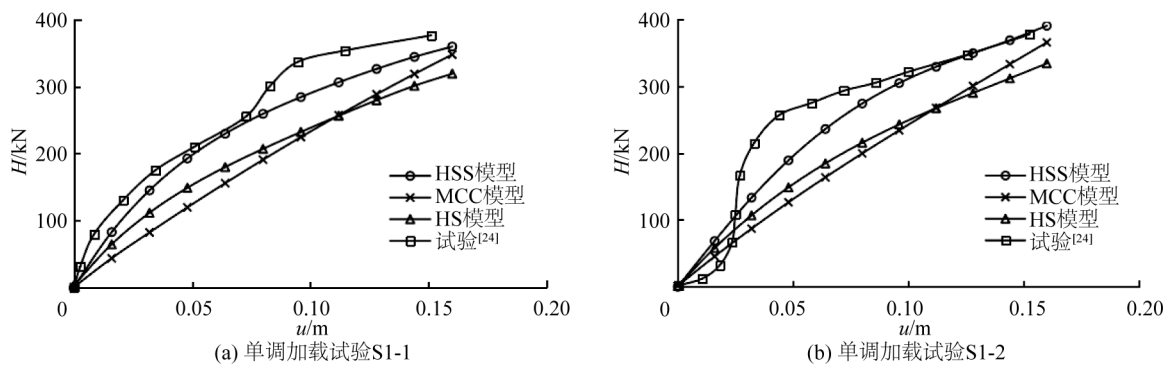


图4 数值模拟结果验证

Fig. 4 Verification of numerical simulation results

2 桶形基础水平承载特性研究

2.1 单调加载作用下桶形基础承载特性

为了进一步探究HSS模型在循环荷载下的适用性,根据数值模拟验证结果,选择HSS模型和HS模型作

为对比,并以已有的研究结果作为验证。

图 5 为竖向无荷载($V=0$)单调加载时桶形基础弯矩荷载与累积转角的关系,使用 Villalobos^[33]提出的方法,沿弯矩荷载-累积转角曲线的起点和终点绘制了 2 条切线,2 条直线相交处的相应荷载可以作为极限弯矩承载力,即 M_{ult} ,HSS 模型和 HS 模型模拟结果得到基础的水平极限弯矩承载力 M_{ult} 分别为 610 kN·m 和 445 kN·m。HSS 模型模拟得到的基础水平极限弯矩承载力明显大于 HS 模型,原因在于 HSS 模型是根据小应变刚度获得基础水平极限承载力,HS 模型则更加考虑土体的变形性能。并且小应变情况下,土体剪切刚度更高^[9]。Zheng^[34]在钻孔灌注桩承载力的研究中也得出了相同的结论。

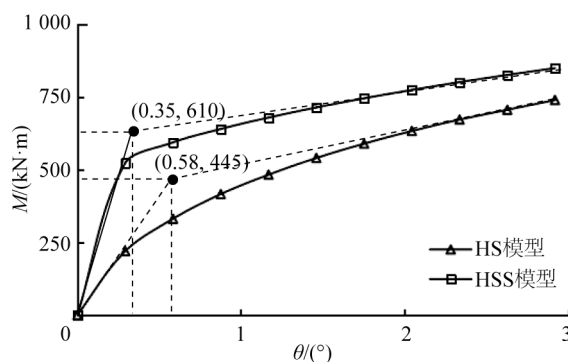


图 5 桶形基础弯矩荷载-累积转角关系曲线

Fig. 5 Bend moment-accumulated rotation angle relationship curve of bucket foundation

根据水平单调加载结果确定水平极限承载力。根据 Leblanc 等^[35]的研究,将循环荷载简化为正弦曲线,定义 2 个无量纲参数循环荷载幅值比 ζ_b 和循环荷载对称比 ζ_c 分别表征循环荷载的幅值大小和对称性,如式 (11) 和 (12) 所示。 ζ_b 为循环荷载极大值与极限弯矩承载力的比值,范围为 0~1; ζ_c 为循环荷载的极小值与极大值的比值,范围为 -1~1。如图 6 所示。

$$\zeta_b = M_{\max} / M_{ult} \quad (11)$$

$$\zeta_c = M_{\min} / M_{\max} \quad (12)$$

式中: $M_{\max}$ 、 $M_{\min}$ 为循环周期内弯矩荷载的极大值与极小值; M_{ult} 为单调加载中基础的极限弯矩承载力。

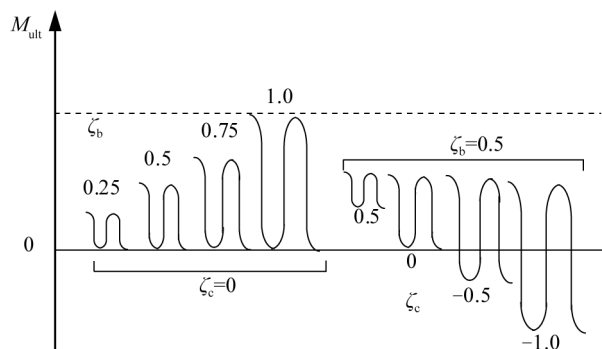


图 6 循环荷载参数的定义

Fig. 6 Definition of cyclic load parameters

为了海上风机基础的安全设计,DNV^[36]定义了循环设计荷载:极限荷载状态(ULS)、正常使用极限状态(SLS)、疲劳极限状态(FLS)。SLS 约为 ULS 的 47%,FLS 约为 ULS 的 30%。在海上风力涡轮机的使用寿命期间,正常使用极限状态(SLS)大约会出现 10^2 次,疲劳极限状态(FLS)大约出现 10^7 次^[37]。因此,文中选择 SLS 和 FLS 这 2 种双向高频荷载状态作为循环荷载进行研究,即 $\zeta_c = -1$, $\zeta_b = 0.3$ 和 0.5。

2.2 循环荷载作用下累积转角的变化

图 7 是不同循环荷载下旋转角度 θ 与循环次数 N 的关系。从图 7 中可以看出,黏土中桶形基础的累积转角随着循环次数和水平荷载的增加而累积。然而,对于每个循环,累积转角的增量逐渐减小直到达到稳定。从 HSS 模型在 $\zeta_b = 0.3$ 和 $\zeta_b = 0.5$ 的循环荷载下的模拟结果可以看出,荷载越大循环角度 θ 随循环次数 N 增加越

快,这是由于在循环作用下黏土软化,荷载越大软化程度越大。在同一荷载下,100次循环后HS模型计算得到的旋转角度是HSS模型计算得到的旋转角度的5倍左右,这是因为在循环荷载作用下基础周围土体处于小应变范围^[8],土体小应变下表现出高剪切刚度,因此在循环荷载下HS模型相比于HSS模型计算得到的基础周围土体的变形更大。

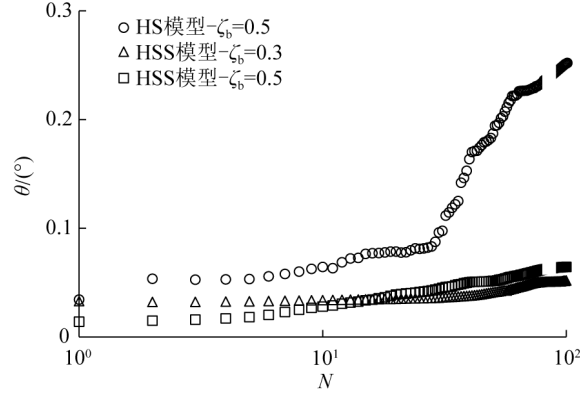


图7 旋转角度与循环次数的关系

Fig. 7 Relationship between rotation angle and number of cycles

Leblanc 等^[35]的研究中描述的无量纲比 $(\theta_N - \theta_0)/\theta_s$ 可用来表示桶形基础在循环荷载作用下的累积转角变化,其中 θ_s 是单调加载试验中的转角, θ_0 和 θ_N 分别是初始转角和第 N 个累积转角,如图8所示。无量纲比 $(\theta_N - \theta_0)/\theta_s$ 与循环次数 N 之间的关系如图9所示。Cox 等^[38]、Hung 等^[3]和Zhou 等^[39]的结果也在图9中给出以进行比较。 $(\theta_N - \theta_0)/\theta_s$ 的值几乎是一个随着循环次数增加的幂函数,这与其他研究中的值相似。然而,彼此的变化程度是不同的。这可能是由研究中荷载特性和土壤强度的差异造成的。

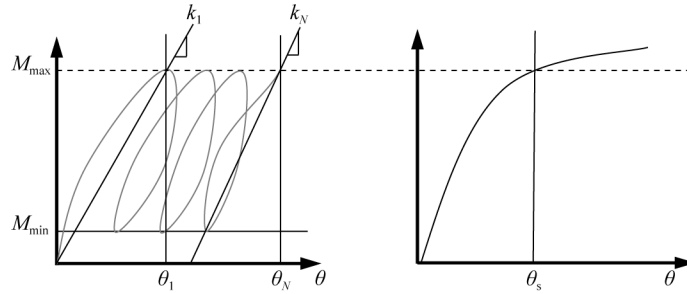


图8 刚度和累积旋转的测定方法

Fig. 8 Methods for determining stiffness and accumulated rotation

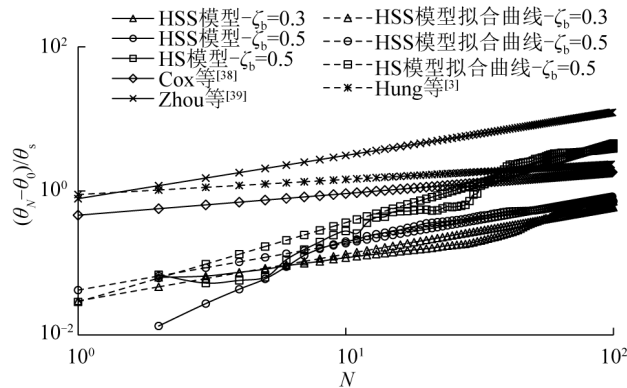


图9 归一化旋转角度与循环次数的关系

Fig. 9 Relationship between normalized rotation angle and number of cycles

无量纲比 $(\theta_N - \theta_0)/\theta_s$ 与循环次数 N 之间的关系可以用式(13)进行表示:

$$(\theta_N - \theta_0)/\theta_s = T_b \times T_c \times N^\alpha \quad (13)$$

其中, T_b 和 T_c 分别是 ζ_b 和 ζ_c 的无量纲系数。通过最小二乘法回归分析测试结果, T_c 取值为 0.54。HSS 模型的数值模拟结果得到的 α 值分别为 0.39 和 0.41, ζ_b 越大 α 越大。与 Zhou 等^[39] 研究中的 α 一致, 略高于 Cox 等^[38] 和 Hung 等^[3] 研究中的 α 。HS 模型模拟结果得到的 α 值为 1.05, 远大于 HSS 模型模拟结果得到的 α 。

研究中的 T_b 值可以根据数值模拟结果使用式 (13) 进行反计算。可以得到 HSS 模型在 $\zeta_b=0.3$ 和 0.5 的循环荷载下, T_b 值分别为 0.572 和 0.751。图 10 显示了对应 ζ_b 的 T_b 值。Kim 等^[40]、Foglia 和 Ibsen^[41]、Hung 等^[3] 研究的结果也在该图示出。由图 10 可以看到 T_b 的值随 ζ_b 的增大而增大, 两者具有较好的相关性。根据数据拟合经验公式, 通过 ζ_b 预测 T_b 值, 以预测黏土中桶形基础的累积旋转:

$$T_b = 2.85 \zeta_b^{1.78} \quad (14)$$

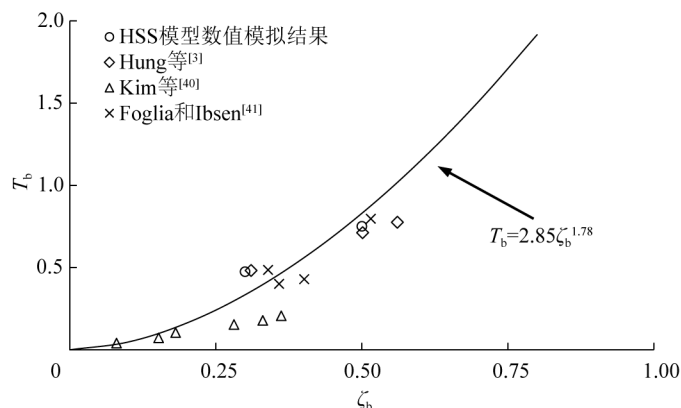


图 10 T_b 与 ζ_b 的关系

Fig. 10 T_b values with ζ_b

2.3 循环荷载作用下旋转中心的变化

图 11 是不同瞬时中心对桶形基础运动的影响^[42]。桶形基础的旋转中心可以在桶形基础的深中心、浅中心或两侧。桶形基础的旋转中心位置在海上风电设计中起着重要作用, 因为深中心基础更稳定、更安全。当受到外部载荷时, 基础将围绕旋转中心旋转。旋转中心的位置变化导致难以预测基础的水平承载力。因此, 研究循环荷载作用下旋转中心的位置行为具有重要意义。

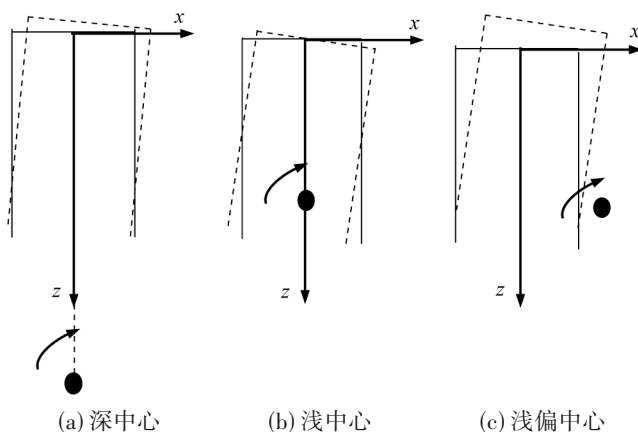


图 11 沉箱瞬时中心

Fig. 11 Instantaneous center of gravity for caisson

桶形基础在水平载荷下的瞬时旋转中心位置可以由式 (15) 和式 (16) 确定^[43]。

$$x_0 = \frac{l}{2} \times \frac{s_{v1} - s_{v2}}{s_{v1} + s_{v2}} \quad (15)$$

$$z_0 = \frac{ls_h}{s_{v1} + s_{v2}} - h \quad (16)$$

式中: x_0 是旋转中心距桶形基础中心线的水平距离; z_0 是旋转中心距桶形基础顶盖的垂直距离; s_{v1} 、 s_{v2} 和 l 分别为桶盖上方 a 点和 b 点的竖向位移以及两点之间的水平距离; s_h 和 h 分别为桶形基础上方加载点的水平位移

以及加载点到基础顶盖的垂直距离。参数符号的细节如图12所示。

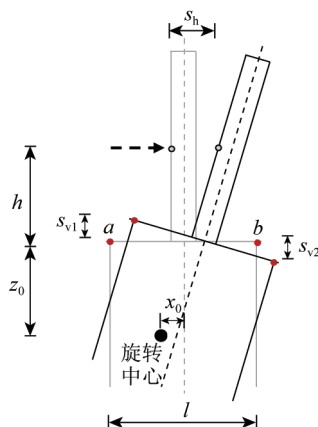


图12 旋转中心位置确定示意

Fig. 12 Illustration of determining rotation center position

旋转中心随循环次数的变化如图13所示。Wang等^[43]的研究数据也绘制在该图中。瞬时旋转中心的水平坐标由桶形基础直径 D 归一化,而纵轴由桶形基础高度 L 归一化。HSS模型在 $\zeta_b=0.3$ 的循环载荷下的结果显示,当 $N=1$ 时,旋转中心位于加载点下方约 $(-0.02D, 2L)$ 处。随着循环次数的增加,旋转中心逐渐向上移动。在 $N=100$ 之后,旋转中心移动至 $(0.029D, 0.83L)$ 。在 $\zeta_b=0.5$ 的循环载荷下的结果显示,当 $N=1$ 时,旋转中心位于荷载点下方约 $(0.341D, 2.61L)$ 处。随着次数的增加,旋转中心逐渐向上并朝向加载方向移动。在 $N=100$ 之后,旋转中心移动至 $(-0.097D, 0.98L)$ 处。HS模型在 $\zeta_b=0.5$ 循环载荷下的结果显示,当 $N=1$ 时,旋转中心位于加载点下方约 $(0.056D, 4.94L)$ 处。随着循环次数的增加,旋转中心逐渐向上移动。在 $N=100$ 之后,旋转中心移动至 $(-0.042D, 0.76L)$ 。

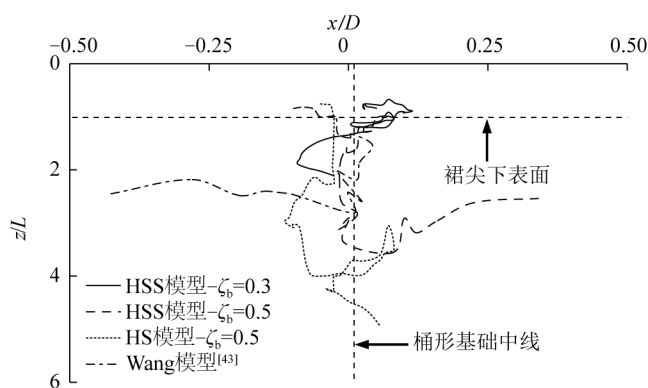


图13 旋转中心位置变化趋势

Fig. 13 Trend of rotation center position changes

研究中HSS模型和HS模型计算得到的旋转中心与Wang等研究^[43]的趋势相似,旋转中心的变化趋势都是由深中心(图11(a))变为浅中心(图11(b))。而且循环荷载越大,旋转中心变化趋势越快。HSS模型和HS模型并未出现明显差别。研究表明,随着循环次数增加,旋转中心位置向上移动,桶形基础逐渐失稳。

2.4 循环荷载作用下桶-土相对刚度的变化

结构的动力特性在很大程度上取决于基础提供的刚度^[44]。如果基础刚度发生变化,则在海上风机的使用寿命内,基础的动力特性可能会发生变化,如图8所示。将桶-土相对刚度 k 通过标准大气压 P_a 、土重度 γ' (取 12.9 kN/m^3)、桶基直径 D 进行归一化处理,可得归一化桶-土相对刚度随循环次数的变化,如图14所示。Zhou等^[39]的数据也绘制在图14中作为对比。由图14可以看出,随着循环次数的增加,刚度都呈下降趋势。HSS模型在 $\zeta_b=0.3$ 的循环荷载下,桶-土相对刚度经过100次循环后减小到初始刚度的80%左右;在 $\zeta_b=0.5$ 的循环荷载下,桶-土相对刚度经过100次循环后减小到初始刚度的65%左右。由此可见,循环荷载越大,刚度下降幅度越大。这可能是由于循环加载过程中桶形基础附近的黏土软化^[45]。HS模型在 $\zeta_b=0.5$ 的循环荷载

下,桶-土相对刚度经过 100 次循环后减小到初始刚度的 35% 左右。与 HSS 模型模拟结果相比,HS 模型计算得到的桶-土相对刚度下降幅度更大,证明了考虑土体小应变的重要性,尤其当基础受循环荷载时。与 Zhou 等^[39]试验结果对比,无论 HSS 模型还是 HS 模型计算得到的桶-土相对刚度下降幅度均较小,这是由于文中土体参数来源于离心机试验,而 Zhou 等^[39]的研究是在 1g 试验条件下进行的。黏性土在 1g 条件下有效应力和刚度比离心机条件下要低得多^[46],这使得相同 ζ_b 条件下桶形基础旋转角度较大。因此,1g 条件下桶-土相对刚度下降幅度较大。

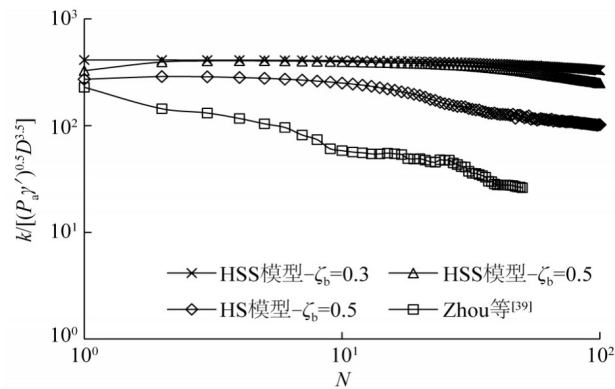


图 14 归一化刚度随循环次数的关系

Fig. 14 Relationship between normalized stiffness and number of cycles

3 结 语

采用三维有限元分析软件 Midas GTS NX,研究了正常固结高岭土中的桶形基础在水平循环荷载作用下的累积转角、旋转中心和桶-土相对刚度,得出以下结论:

1) 采用 MCC 模型、HS 模型和 HSS 模型模拟了黏土中桶形基础在复杂荷载组合下的力学响应,采用离心机试验结果,对 MCC 模型、HS 模型和 HSS 模型进行验证,结果显示,HSS 模型的数值模拟结果与离心机试验结果更加接近,证明了 HSS 模型在初始加载阶段高剪切刚度的优势。

2) 黏土中桶形基础的累积转角随着循环次数和水平荷载的增加而累积。然而,对于每个循环累积转角的增量随循环次数的增加逐渐减小直到达到稳定。桶形基础旋转类型都是从深中心变为浅中心,表示桶形基础在开始时是稳定的,随着循环载荷的增加而逐渐失稳,而且循环荷载越大,黏土中的桶形基础在使用寿命内越容易失稳。桶-土相对刚度随着循环次数增加而下降,而且循环荷载越大,桶-土相对刚度下降幅度越大。

3) 与 HS 模型的模拟结果相比,HSS 模型模拟结果显示,经过 100 次循环后,累积转角和桶-土相对刚度下降都较小,而两者计算得到的旋转中心没有显著差别。这是因为与 HS 模型相比,HSS 模型考虑了土体小应变阶段的高剪切刚度和剪切刚度随应变非线性衰减两种特性,这是土体极为重要的两种特性,能够较为合理体现桩周土的变形和刚度变化情况。海上风机设计需重点关注桩周土的变形和刚度状况,从海上风机的精细化设计角度出发,建议采用 HSS 模型进行基础承载特性数值分析。

参考文献:

- [1] 王海军,唐贝,练继建,等. 海上风电倒 Y 形导管架筒型基础受力特性研究[J]. 海洋工程, 2022, 40(4): 112-120. (WANG H J, TANG B, LIAN J J, et al. Research on force characteristics of offshore wind power inverted Y-shaped jacket bucket foundation[J]. The Ocean Engineering, 2022, 40(4): 112-120. (in Chinese))
- [2] GELAGOTI F, GEORGIOU I, KOURKOULIS R, et al. Nonlinear lateral stiffness and bearing capacity of suction caissons for offshore wind-turbines[J]. Ocean Engineering, 2018, 170: 445-465.
- [3] HUNG L C, LEE S H, VICENT S, et al. An experimental investigation of the cyclic response of bucket foundations in soft clay under one-way cyclic horizontal loads[J]. Applied Ocean Research, 2018, 71: 59-68.
- [4] CHENG X L, YANG A W, LI G N. Model tests and finite element analysis for the cyclic deformation process of suction anchors

- in soft clays[J]. *Ocean Engineering*, 2018, 151: 329-341.
- [5] BYRNE B W, HOULSBY G T. Experimental investigations of the response of suction caissons to transient combined loading [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2004, 130(3): 240-253.
- [6] 肖忠, 王元战, 及春宁, 等. 筒型基础防波堤稳定性有限元数值分析[J]. *土木工程学报*, 2009, 42(7): 119-125. (XIAO Z, WANG Y Z, JI C N, et al. Finite element analysis of the stability of bucket foundation breakwater [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2009, 42(7): 119-125. (in Chinese))
- [7] BYRNE B W, HOULSBY G T, BURD H J, et al. PISA design model for monopiles for offshore wind turbines: application to a stiff glacial clay till[J]. *Géotechnique*, 2020, 70(11): 1030-1047.
- [8] 袁聚云, 陈玺元, 顾晓强, 等. 广东阳江海洋砂性土小应变硬化土模型参数的试验研究[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2022, 50(6): 852-860. (YUAN J Y, CHEN X Y, GU X Q, et al. Experimental study on parameters of hardening soil model with small strain stiffness for marine sand in Yangjiang, Guangdong[J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2022, 50(6): 852-860. (in Chinese))
- [9] BENZ T. Small strain stiffness of soils and its numerical consequences[D]. Stuttgart: University of Stuttgart, 2006.
- [10] BIENEN B, GAUDIN C, CASSIDY M J, et al. Numerical modelling of a hybrid skirted foundation under combined loading [J]. *Computers and Geotechnics*, 2012, 45: 127-139.
- [11] HUNG L C, KIM S R. Evaluation of vertical and horizontal bearing capacities of bucket foundations in clay [J]. *Ocean Engineering*, 2012, 52: 75-82.
- [12] 姜焱培, 周晓敏. 基于小应变硬化土体模型的大直径单桩海上风力机结构位移响应研究[J]. *太阳能学报*, 2021, 42(4): 430-437. (JIANG Y P, ZHOU X M. Displacement response of large-diameter single-pile offshore wind turbine structure based on hardening soil model with small strain stiffness [J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2021, 42(4): 430-437. (in Chinese))
- [13] KOH K X, WANG D, HOSSAIN M S. Numerical simulation of caisson installation and dissipation in Kaolin clay and calcareous silt[J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2018, 77(3): 953-962.
- [14] CHONG S H, PASTEN C. Numerical study on long-term monopile foundation response [J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2018, 36(2): 190-196.
- [15] XIONG Y L, YE G L, XIE Y, et al. A unified constitutive model for unsaturated soil under monotonic and cyclic loading[J]. *Acta Geotechnica*, 2019, 14(2): 313-328.
- [16] YIN Z Y, TENG J C, LI Z, et al. Modelling of suction bucket foundation in clay: from finite element analyses to macro-elements[J]. *Ocean Engineering*, 2020, 210: 107577.
- [17] VAN PHAM H, DIAS D. 3D numerical modeling of rigid inclusion-improved soft soils under monotonic and cyclic loading: case of a small-scale laboratory experiment[J]. *Applied Sciences*, 2021, 11(4): 1426.
- [18] LIU Z Y, XUE J F. The deformation behaviour of an anisotropically consolidated Kaolin clay under lateral cyclic loading[J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2022, 40(12): 1446-1452.
- [19] JOSE N M, MATHAI A. A study on lateral deformation of monopile of offshore wind turbine due to environmental loads [J]. *Procedia Technology*, 2016, 24: 287-294.
- [20] 张金来, 鲁晓兵, 王淑云, 等. 桶形基础极限承载力特性研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2005, 24(7): 1169-1172. (ZHANG J L, LU X B, WANG S Y, et al. The characteristics of the bearing capacity of bucket foundation [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2005, 24(7): 1169-1172. (in Chinese))
- [21] EMDADIFARD M, HOSSEINI S M M, MIR M. Numerical modeling of suction bucket under cyclic loading in saturated sand [J]. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, 2010, 15: 1-16.
- [22] 潘珂珂. 基于硬化土模型的海上风电大直径单桩水平承载特性分析[D]. 北京: 北京工业大学, 2021. (PAN K K. Analysis of horizontal bearing characteristics of large diameter single pile of offshore wind power based on hardened soil model [D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2021. (in Chinese))
- [23] 陈佳莹, 滕竟成, 吴则祥. 黏土中吸力式桶形破坏包络面数值模拟研究[J]. *土木与环境工程学报(中英文)*, 2022, 44(4): 45-51. (CHEN J Y, TENG J C, WU Z X. Numerical modelling of failure envelope for suction bucket foundation in clay [J]. *Journal of Civil and Environmental Engineering*, 2022, 44(4): 45-51. (in Chinese))
- [24] WATSON P. Performance of skirted foundations for offshore structures[D]. Perth: The University of Western Australia, 1999.
- [25] BOLTON M D. The strength and dilatancy of sands[J]. *Géotechnique*, 1986, 36(1): 65-78.
- [26] BRINKGREVE R B J, KUMARSWAMY S, SWOLFS W M. Plaxis material models manual[R]. Delft: Delft University of

- Technology, 2006.
- [27] JANBU J. Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial tests [C]//Proceedings of the 3rd European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Germany: Wiesbaden, 1963: 19-25.
- [28] GAO D Z, WEI D D, HU Z X. Geotechnical properties of Shanghai soils and engineering applications [M]//CHANEY R C, FANG H Y. Marine Geotechnology and Nearshore/Offshore Structures. West Conshohocken: ASTM International, 2008: 161-161-17.
- [29] HARDIN B O, BLACK W L. Closure to “vibration modulus of normally consolidated clay” [J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1969, 95(6): 1531-1537.
- [30] SCHANZ T, VERMEER P A, BONNIER P G. The hardening soil model: formulation and verification [M]. Beyond 2000 in Computational Geotechnics. New York, American: Routledge, 1999: 281-296.
- [31] 王卫东, 王浩然, 徐中华. 基坑开挖数值分析中土体硬化模型参数的试验研究 [J]. 岩土力学, 2012, 33(8): 2283-2290. (WANG W D, WANG H R, XU Z H. Experimental study of parameters of hardening soil model for numerical analysis of excavations of foundation pits [J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(8): 2283-2290. (in Chinese))
- [32] STOKOE K H, DARENDELI M B, GILBERT R B, et al. Development of a new family of normalized modulus reduction and material damping curves [C]//Proceedings of the International Workshop on Uncertainties in Nonlinear Soil Properties and their Impact on Modeling Dynamic Soil Response. California: [s. n.], 2004: 18-19.
- [33] VILLALOBOS F A, BYRNE B W, HOULSBY G T. An experimental study of the drained capacity of suction caisson foundations under monotonic loading for offshore applications [J]. Soils and Foundations, 2009, 49(3): 477-488.
- [34] ZHENG A R. Finite element analysis on bearing capacity of post-grouting bored pile with the HS-small model and the HS model [C]//Proceedings of the IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. London: IOP Publishing, 2018: 022087.
- [35] LEBLANC C, HOULSBY G T, BYRNE B W. Response of stiff piles in sand to long-term cyclic lateral loading [J]. Géotechnique, 2010, 60(2): 79-90.
- [36] DNV. Design of offshore wind turbine structure: DNV-OS-J101 [S]. Norway: DNV, 2004.
- [37] JEONG Y H, KIM J H, PARK H J, et al. Cyclic behavior of unit bucket for tripod foundation system supporting offshore wind turbine via model tests [J]. Wind Energy, 2019, 22(2): 257-268.
- [38] COX J A, O’LOUGHLIN C D, CASSIDY M, et al. Centrifuge study on the cyclic performance of caissons in sand [J]. International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2014, 14(4): 99-115.
- [39] ZHOU N, KOU H L, CHEN Q. Horizontal cyclic response of bucket caisson for offshore wind turbines in over-consolidated clay [J]. Applied Ocean Research, 2022, 118: 102973.
- [40] KIM D J, CHOO Y W, KIM J H, et al. Investigation of monotonic and cyclic behavior of tripod suction bucket foundations for offshore wind towers using centrifuge modeling [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, 140(5): 04014008.
- [41] FOGLIA A, IBSEN L B. Monopod bucket foundations under cyclic lateral loading [J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2016, 26(2): 109-115.
- [42] ZHU F Y, O’LOUGHLIN C D, BIENEN B, et al. The response of suction caissons to long-term lateral cyclic loading in single-layer and layered seabeds [J]. Géotechnique, 2018, 68(8): 729-741.
- [43] WANG L Z, WANG H, ZHU B, et al. Comparison of monotonic and cyclic lateral response between monopod and tripod bucket foundations in medium dense sand [J]. Ocean Engineering, 2018, 155: 88-105.
- [44] BHATTACHARYA S, COX J A, LOMBARDI D, et al. Dynamics of offshore wind turbines supported on two foundations [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering, 2013, 166(2): 159-169.
- [45] JUNEJA A, MOHAMMED-ASLAM A K. Application of a cyclic degradation model for pore pressure accumulation in loose sands and silts subjected to dynamic loading [J]. Journal of Earthquake and Tsunami, 2018, 12(5): 1850014.
- [46] MUIR WOOD D. Geotechnical modelling [M]. Leiden, Netherlands: CRC Press, 2017.