

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2026.04.008

软黏土中三脚架桶形基础水平循环承载特性分析

汤鹏辉,王坤鹏,崔春义,刘海龙

(大连海事大学交通运输工程学院)

摘要: 基于 HSS 本构模型建立了软黏土海床中三脚架桶形基础的三维有限元模型,分析了水平循环荷载作用下三脚架桶形基础的承载特性,并采用极差分析法对基础累积变形开展了多参数敏感性分析。结果表明:循环加载过程中沿三脚架传至桶顶的轴力对抵抗外部总倾覆弯矩的贡献最大;在正常使用极限状态下,基础刚度退化为初始值的 96.3%,前后桶的竖向位移差较小,导致累积转角增长速率较缓慢;在疲劳极限状态下,基础刚度退化为初始值的 86.5%,前后桶的竖向位移差相对增大,累积转角也随循环次数的增加不断增大;随着基础桶间距的增大,旋转中心的位置下移,基础愈加趋向于平动;加载频率和桶间距对基础累积变形影响的敏感性较高,土体初始剪切模量和桶体长径比次之,土体阈值剪应变的影响最低。

关键词: 三脚架桶形基础;软黏土;循环荷载;承载特性;HSS 本构模型

Analysis of horizontal cyclic bearing characteristics of tripod bucket foundations in soft clay

Tang Penghui, Wang Kunpeng, Cui Chunyi, Liu Hailong

(College of Transportation Engineering, Dalian Maritime University)

Abstract: Based on the HSS constitutive model, a three-dimensional finite element model of a tripod bucket foundation in a soft clay seabed was established; the bearing characteristics of the tripod bucket foundation under horizontal cyclic loading were analyzed, and a multi-parameter sensitivity analysis on the accumulated deformation of the foundation was conducted using the range analysis method. The results indicate that during cyclic loading, the axial force transmitted to the top of the buckets via the tripod frame contributes the most to resisting the external total overturning moment. Under the serviceability limit state, the foundation stiffness degrades to 96.3% of its initial value, and the vertical displacement difference between the front and rear buckets is relatively small, resulting in a slow growth rate of the accumulated rotation angle. Under the fatigue limit state, the foundation stiffness degrades to 86.5% of its initial value; the vertical displacement difference between the front and rear buckets increases correspondingly, and the accumulated rotation angle continuously increases with the number of cycles. As the spacing between the foundation buckets increases, the rotation center becomes deeper, and the foundation tends to exhibit a translational movement. The accumulated deformation of the foundation is highly sensitive to the loading frequency and bucket spacing, followed by the initial shear modulus of the soil and the aspect ratio of the buckets, while it is least sensitive to the threshold shear strain of the soil.

Key words: tripod bucket foundation; soft clay; cyclic loading; bearing characteristic; HSS constitutive model

近年来中国的海上风电行业发展迅速,“十四五”期间各地规划的海上风电规模已达 8 000 万 kW,到 2030 年累计装机将超过 2 亿 kW^[1]。海上风电基础作为海上风电体系的关键支撑结构,其造价占整个风电体系的 30%^[2]。然而,海上风电基础在长期服役过程中,不仅要承受上部风机自重荷载的作用,还需频繁抵御风浪、潮汐等周期性循环荷载^[3]。三脚架桶形基础是一种适应复杂海洋环境的新型基础形式,但在极端气候频发与海洋动力作用加剧的背景下,其循环承载特性成为制约结构安全性与耐久性的核心因素。在循环荷载幅值、频率及作用次数的动态变化下,三脚架桶形基础可能发生累积位移、土体刚度退化等渐进性破坏现象,探究其循环承载性能演化规律,是保障海洋结构长期稳定运行的核心问题。

三桶基础在循环荷载作用下的承载性能演化机制已成为近海工程领域的重要研究课题。在砂土海床条件下,Jeong 等^[4-6]基于离心试验揭示了循环荷载方向和幅值对三桶基础力学行为的影响规律,并提出了基于试验数据的简化位移预测方法和一种基于单桶拉压刚度的三脚架基础旋转刚度简化估算方法。Wang 等^[7]

基金项目: 国家自然科学基金项目(52508369);辽宁省教育厅高校基本科研项目(LJ212510151004)

作者简介: 汤鹏辉(2001—),男,硕士研究生,主要从事桶形基础承载特性研究。E-mail:tp1010@dlmu.edu.cn

通信作者: 王坤鹏(1992—),男,讲师,博士,主要从事海洋岩土与基础工程研究。E-mail:wkp@dlmu.edu.cn

和何奔等^[8]均通过离心试验对比了砂土中单桶、三桶基础卸载刚度与阻尼比随循环次数的变化规律,发现单桶基础累积变形和刚度随循环次数增加,而三桶基础的累积变形由于“自愈效应”明显小于单桶基础,卸载刚度呈现先增后减趋势。赵婧一^[9]基于 Mohr-Coulomb 模型,系统研究了深水环境下三桶导管架基础的结构优化与动力响应,通过优化设计和动力特性分析,验证了其在深水大容量风电场景下的适用性。陈立等^[10]通过砂土中的物理模型试验,发现循环荷载可有效增加桶周土的致密性,进而提高基础在循环加载后的水平单向极限承载力。

在黏土海床条件下,汪明元等^[2]基于黏土中弹塑性界面本构模型,揭示了循环荷载下迎风桶与背风桶的沉降差是基础旋转的主要原因,且加载方向与桶土接触方式对基础的极限承载力有显著影响。王永康等^[11]通过模型试验分析了黏土中双向循环加载下循环幅值比对三桶基础累积变形和旋转中心的影响规律,发现幅值比为 0.4 时变形在 50 次循环后稳定,为 0.6 时变形持续增长,且旋转中心均随循环次数的增加上移。Zhang 等^[12]基于修正剑桥(MCC)模型,提出了一种结合界面理论与小应变非线性弹性模量的循环塑性黏土本构模型,揭示了三桶导管架基础在软黏土中的循环响应机制,量化了水平荷载与弯矩对累积旋转的影响。

相较于砂土海床,目前关于黏土中三脚架桶形基础循环承载特性的研究仍非常有限。当前关于桶形基础承载特性的有限元分析中,较常用的本构模型有 Mohr-Coulomb 模型^[13-15]、修正 Drucker-Prager 模型^[16]、MCC 模型^[17]、硬化土(HS)模型^[18]和硬化土小应变(HSS)模型^[19-20]。然而前 4 种本构模型不能合理表征土体小应变范围内的桶与土的相对刚度衰减特性,因此无法较好地模拟土体在循环荷载作用下的力学特性。相比之下,HSS 本构模型通过引入小应变刚度衰减曲线及区分加载与卸载硬化规律,不仅能精确描述高初始刚度、应力路径依赖性和循环滞回效应等关键特征,同时具有较高的数值计算效率。因此,本文通过 PLAXIS 3D 软件,基于其内置的 HSS 本构模型对软黏土中三脚架桶形基础进行三维有限元分析,并采用离心试验验证模型的合理性,分析最不利工况下三脚架桶形基础的水平循环承载特性。

1 三脚架桶形基础有限元建模

1.1 软黏土的 HSS 本构模型

Jardine^[21]通过大量的试验研究得出结论:土体在极小的应变($10^{-7} \sim 10^{-6}$)情况下,变形是线弹性的;在小应变($10^{-6} \sim 10^{-3}$)情况下,变形部分可恢复,具有非线性等特点;大应变($>10^{-3}$)时,土体只发生不可恢复的塑性变形。针对传统硬化土模型在小应变阶段土体刚度非线性响应表征不足的问题,Benz^[22]通过引入小应变范围内土体剪切刚度随剪应变的非线性衰减关系,基于 HS 本构模型提出了 HSS 本构模型。由于不同屈服准则的影响,相比于 HS 本构模型的棱锥体屈服面,HSS 本构模型的屈服面变成了圆锥体屈服面,帽盖屈服面也变得更加光滑和圆润^[23]。圆锥体剪切屈服面通过消除棱角处的应力奇异性,更符合土体在三轴应力空间中的渐进屈服特性;光滑帽盖屈服面则通过连续曲率刻画土体从弹性到塑性的平滑过渡,能够更准确地模拟土体塑性应变的累积规律。此外,有些传统模型(如 Mohr-Coulomb 模型)在剪应变 γ 小于 10^{-4} 时采用弹性假定($G=G_0$, G_0 为土体的初始剪切模量),实际上土体刚度为完全弹性的应变范围十分狭小,随着应变范围的扩大,土体刚度会显示出非线性,因此这些传统本构模型无法表征土体的复杂力学行为,而 HSS 本构模型采用非线性刚度衰减函数(式(1)),能够精确描述小应变范围内土体刚度的渐进退化特性。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + 0.385 |\gamma/\gamma_{0.7}|} \tag{1}$$

式中: $\gamma_{0.7}$ 为阈值剪应变,即割线模量 G_s 减小到 $0.7G_0$ 时的应变,当 γ 远小于 $\gamma_{0.7}$ 时, G/G_0 趋近于 1,土体表现为高刚度,接近线弹性;当 γ 趋近于 $\gamma_{0.7}$ 时,刚度按双曲线规律显著降低,模拟土体进入非线性变形。因此,HSS 本构模型考虑了小应变刚度的非线性衰减,更符合真实情况下小应变范围内土体的刚度变化,在动力分析中具有显著优势,更适用于循环加载工况的模拟。

1.2 有限元模型

桶体与三脚架分别采用板单元与梁单元进行建模。本文研究大幅提高了桶顶的刚度以避免桶顶在受力时发生较大变形,进而影响三脚架与桶体的整体旋转性能。三脚架桶形基础尺寸参数如图 1 所示。为提高计算精度,对有限元模型进行局部加密:以三脚架各支脚底部为中心,分别设置长×宽×高为 $10\text{ m} \times 10\text{ m} \times 5\text{ m}$ 、

14 m×14 m×7 m、20 m×20 m×10 m 的长方体加密区,其粗糙因子依次为 0.25、0.3、0.5,三脚架与桶体的粗糙因子为 0.2,土体粗糙因子为 0.8,单元分布为中等密度,确保由内向外网格尺寸逐步过渡。

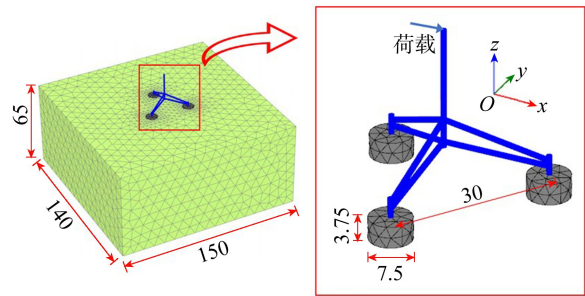


图1 三脚架桶形基础有限元模型(单位:m)

Fig. 1 Finite element model of tripod bucket foundation (unit: m)

土体采用 HSS 本构模型,模型参数参照寇海磊等^[20]的研究(表 1)。土体侧面约束法向自由度,底面完全固定。此外,为减少波的反射,提高计算精度,设置黏性边界以吸收边界上的动力波。

表 1 黏土 HS 与 HSS 本构模型参数^[20]

Table 1 Constitutive model parameters of HS and HSS for clay^[20]

模型	c'/kPa	$\varphi'/(^{\circ})$	$\psi/(^{\circ})$	R_f	$P_{\text{ref}}/\text{kPa}$	$E_{\text{oed,ref}}/\text{MPa}$	$E_{50,\text{ref}}/\text{MPa}$	$E_{\text{ur,ref}}/\text{MPa}$	ν_{ur}	K_0	m	$G_{0,\text{ref}}/\text{MPa}$	$\gamma_{0.7}$
HS	2.8	21.4	0	0.9	100	0.82	1.02	15.12	0.2	0.64	1		
HSS	2.8	21.4	0	0.9	100	0.82	1.02	15.12	0.2	0.64	1	42	1×10^{-4}

注: c' 为有效黏聚力; φ' 为有效内摩擦角; ψ 为剪胀角; R_f 为破坏比; P_{ref} 为参考压力; $E_{\text{oed,ref}}$ 为参考压力对应的切线压缩模量; $E_{50,\text{ref}}$ 为参考压力下偏应力达到极限破坏应力 50%时所对应的割线模量; $E_{\text{ur,ref}}$ 为参考应力下卸载再加载模量; ν_{ur} 为卸载再加载泊松比; K_0 为正常固结静止侧压力系数; m 为描述刚度随应力水平变化关系的幂指数; $G_{0,\text{ref}}$ 为参考应力下的初始剪切模量。

1.3 有限元模型验证

鉴于目前对三脚架桶形基础的研究较少,仅建立单桶基础模型进行验证,具体参数与前述一致。图 2 为本文构建的 HS 本构模型、HSS 本构模型模拟结果与离心试验结果^[24]的对比,横轴为水平位移(u),纵轴为水平荷载(H)与桶顶面积(A)的比值。由图 2 可见,两种有限元模型的模拟结果与离心试验结果在总体趋势上基本一致,但 HSS 本构模型与离心试验结果吻合度更高,因此本文研究中土体本构模型采用 HSS 本构模型更加合适。

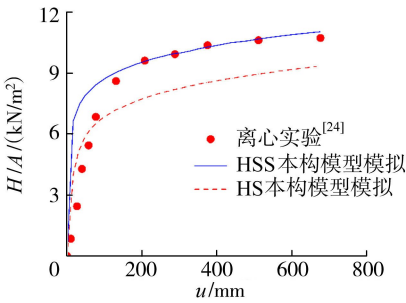


图2 有限元模型验证结果

Fig. 2 Validation results of finite element model

2 承载能力分析

基础在单桶受拉和单桶受压两种工况下的荷载-位移关系曲线如图 3 所示,其加载示意图见图 4。利用切线相交法^[25]确定两种工况的极限承载力。由图 3 可知,单桶受压工况的基础水平极限承载力为 2 548 kN,对应失效位移为 181 mm;而单桶受拉工况的极限承载力为 1 301 kN,约为受压工况的 51%,且失效位移仅为 47 mm,相较于单桶受压工况,基础在单桶受拉时的承载能力显著降低,因此在循环加载模拟中优先选取单桶受拉方式以表征最不利荷载作用模式。

考虑到海上风机在极端循环加载工况下主要处于单向循环受荷状态^[26],将周期性风浪简化为正弦曲线形式,并定义两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:

$$\zeta_b = F_{\text{ult}}/F_{\text{max}} \tag{2}$$

$$\zeta_c = F_{\text{min}}/F_{\text{max}} \tag{3}$$

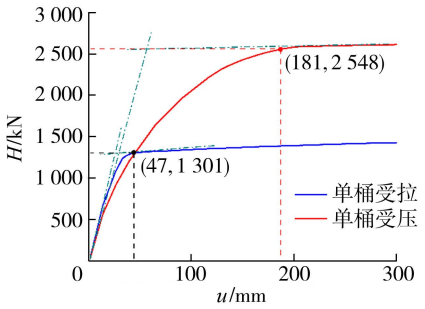


图3 单调加载水平荷载-位移曲线

Fig. 3 Horizontal load-displacement curves under monotonic loading

式中: F_{ult} 为基础水平极限承载力; F_{max} 、 F_{min} 分别为循环周期内荷载最大值与最小值。当 $\zeta_c \geq 0$ 时为单向加载, $\zeta_c < 0$ 时为双向加载。循环参数含义如图 5 所示,本文 ζ_c 取 0,表示完全单向加载; ζ_b 取 0.3、0.5,分别对应海上风机运行时的正常使用极限状态(SLS)和疲劳极限状态(FLS),循环周期为 10 s。根据挪威船级社海上风机设计规范 DNV-OS-J101 *Design of Offshore Wind Turbine Structure*,针对海洋工程中周期性风浪荷载作用下的结构分析,当等效循环次数设定为 100 次时,能够充分考虑循环荷载效应的影响。

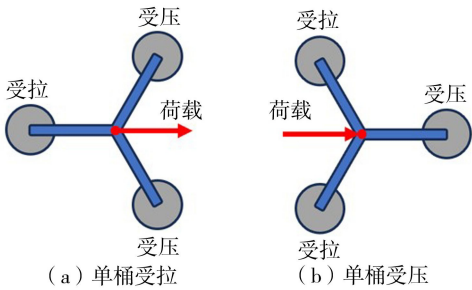


图 4 加载工况

Fig. 4 Loading conditions

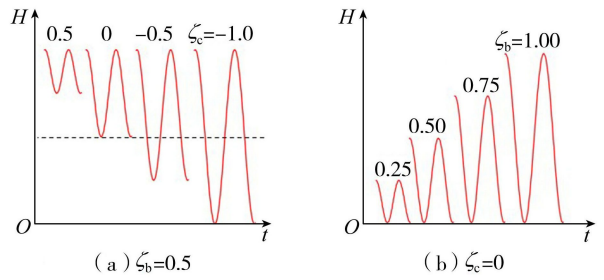


图 5 循环参数的定义

Fig. 5 Definition of cyclic parameters

图 6 为三脚架桶形基础在两种循环荷载幅值比下的水平荷载-位移曲线,随着循环次数的增加,基础累积位移呈现显著增长趋势且增速逐渐加快,滞回曲线密度由密集向稀疏演变。当循环荷载幅值比为 0.3 时,前 50 个循环的滞回圈近乎重叠,说明基础累积变形前期较稳定,在后 50 个循环基础累积变形逐渐增加;当循环荷载幅值比为 0.5 时,前 50 个循环的滞回圈仅有少部分重叠,由于桶周土体的刚度下降,基础的位移增长趋势显著加快。两种循环荷载幅值比工况在经历 100 次循环后最终累积位移分别达到 5.17 mm 和 15.06 mm,即疲劳极限状态下最终累积位移量约为正常使用极限状态的 2.9 倍。

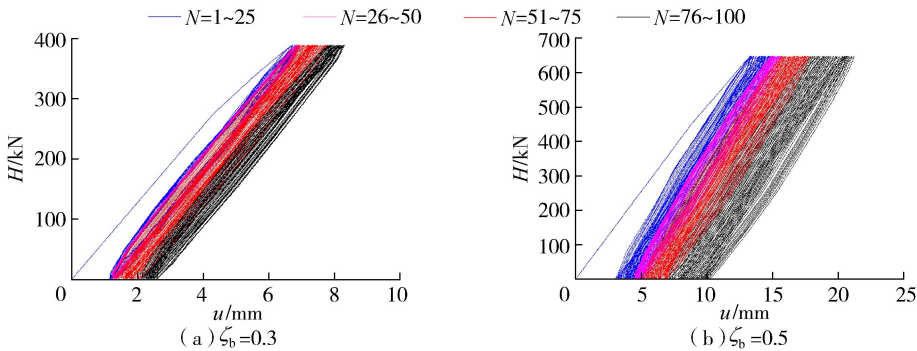


图 6 水平荷载-位移响应

Fig. 6 Horizontal load-displacement response

为量化循环过程中三脚架支脚底部的受力特性,各内力分量对三脚架桶形基础总倾覆弯矩(M_t)的分担比 R 如图 7 所示。具体来说,可根据式(4)~(7)计算循环过程中传递至各桶顶的水平荷载(剪力) H 、轴力 V 和弯矩 M 的分担比例。

$$M_t = \sum_{i=1}^3 M_i + \sum_{i=1}^3 V_i L_V + \sum_{i=1}^3 H_i L_H \quad (4)$$

$$R_M = \frac{\sum_{i=1}^3 M_i}{M_t} \quad (5)$$

$$R_V = \frac{\sum_{i=1}^3 V_i L_V}{M_t} \quad (6)$$

$$R_H = \frac{\sum_{i=1}^3 H_i L_H}{M_t} \quad (7)$$

式中: L_V 、 L_H 分别为轴力和剪力到旋转中心的垂直距离; R_M 、 R_V 、 R_H 分别为弯矩、轴力和剪力对总倾覆弯矩的分担比; $i=1,2,3$ 代表3个桶体。

由图7可知,当施加较小幅值的循环荷载时,随着循环次数的增加,轴力对总倾覆弯矩的分担比逐渐减小,而剪力的分担比则呈增大趋势。在整个循环过程中,两种循环荷载幅值比下的弯矩对总倾覆弯矩的分担比均较小,主要原因是每个桶相对于三脚架基础的转动自由度接近零,无法产生显著的相对旋转。相比之下,两种循环荷载幅值比下轴力对总倾覆弯矩的贡献均最大,最终对总倾覆弯矩的分担比分别为83.8%和82.8%。这是因为基础受到水平荷载时,前桶通过桶内土体的被动吸力和侧摩阻力抵抗竖向拉力;后桶主要承受竖向压力,通过桶与土体之间的端部承载力和侧摩阻力提供抗压支撑。这种“拉-压”机制通过3个桶的协同作用,将水平荷载转化为竖向力。因此,在桶体的设计过程中,需特别注重其竖向承载能力的优化与设计。

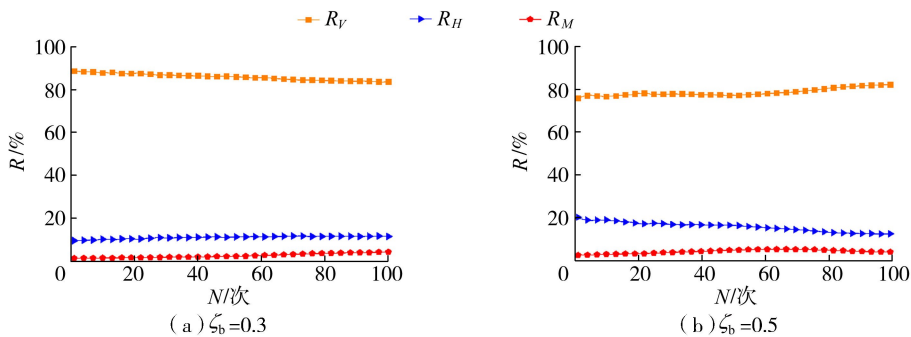


图7 内力分量的分担比
Fig. 7 Sharing ratios of internal force components

3 旋转特性分析

水平循环荷载作用下,三脚架桶形基础的旋转特性主要与前后桶的竖向位移差有关,因此分析各桶的竖向位移至关重要。不同循环荷载幅值比下前桶与后桶随时间变化的竖向位移(v)响应如图8所示,在循环过程中,前后桶表现出不同方向的竖向累积位移。前桶产生了上拔位移,但未表现出显著的增长趋势,这是因为前桶所受的竖向上拔荷载与基础的自重荷载方向相反,导致其受力合力较小;而后桶受到的下拉荷载与基础自重方向相同,且循环加载过程中桶周围土体的强度和刚度逐渐弱化,因此在竖直向下的合力作用下,后桶的累积沉降量随循环次数增加而增大。

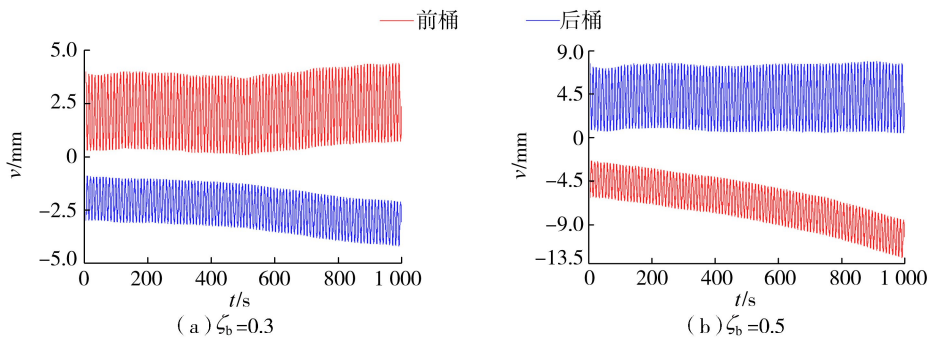


图8 前后桶竖向位移时程曲线
Fig. 8 Time-history curves of vertical displacements of front and rear buckets

图9为两种循环荷载幅值比下,三脚架桶形基础累积转角(θ)随循环次数(N)的变化关系。位移响应特征分析表明,前50次循环中,基础的转角增长速率较为平缓,经过50次循环后,转角的增长速率显著增大。当 $\zeta_b=0.3$ 时,前后桶间的竖向位移差相对较小,基础累积转角涨幅也比较平缓,最终的累积转角仅为 0.0093° ;当 $\zeta_b=0.5$ 时,后桶的竖向位移明显大于前桶,且两者的位移差随着循环次数的增加呈渐进式增长,导致其累积转角也随循环次数的增加不断增大,最终达到 0.023° 。中国陆上大型风电机组塔架允许倾斜 0.17° ,英国 Thornton Bank 海上风电基础允许最大循环累积转角为 0.25° ^[27], 0.023° 的微小转角对大尺度

工程无明显影响。

基于归一化方法对累积转角进行无量纲化处理,建立与循环次数关系式,用于揭示归一化的累积转角变化规律。图 10 表明,归一化累积转角与循环次数之间呈现幂指数增长特性。在此基础上,采用 Leblanc 等^[28]提出的方法(式(8)、式(9)),对三脚架桶形基础在长期不同幅值单向循环荷载作用下的累积转角进行预测。

$$\frac{\theta_N - \theta_1}{\theta_1} = \beta N^\alpha$$

(8)

$$\beta = T_b T_c$$

(9)

式中: θ_1 、 θ_N 分别是第一个和第 N 个累积转角; α 、 β 为表征初始旋转量和累积旋转速率的无量纲常数; T_b 、 T_c 分别为只与 ζ_b 和 ζ_c 有关的无量纲常数。当 $\zeta_c = 0$ 时, T_c 的值为 1^[28]。由拟合结果可知,当 ζ_b 为 0.3、0.5 时, α 分别为 1.172 和 1.061,可根据式(8)和式(9)反算得到 T_b ,分别为 0.002 和 0.005。

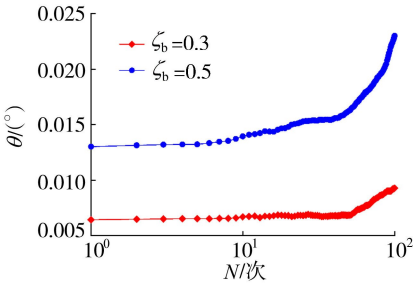


图 9 累积转角与循环次数的关系

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

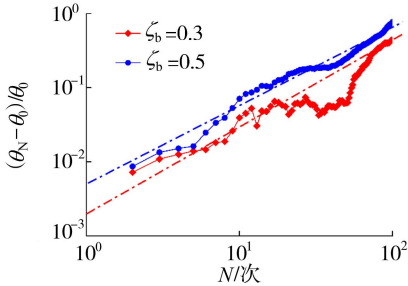


图 10 归一化累积转角与循环次数的关系

Fig. 10 Relationship between normalized accumulated rotation angle and number of cycles

旋转中心的变化趋势可反映土体塑性区扩展或刚度退化规律,对基础承载力预测至关重要。因此,本文研究了在单向水平循环荷载作用下,不同桶间距 S_e 的三脚架桶形基础瞬时旋转中心的运动轨迹,并进行了对比分析。基础瞬时旋转中心的位置可由式(10)和式(11)得到。

$$x_0 = \frac{S_s v_f}{v_f + v_r} - S_o$$

(10)

$$z_0 = \frac{S_s u}{v_f + v_r} - S_h$$

(11)

式中: x_0 为旋转中心与基础中心线的水平距离; z_0 为泥面以下的深度; S_s 为前桶与后桶垂直位移测点间的水平间距; S_o 为前桶中心线至基础中心轴的 horizontal 距离; S_h 为三脚架加载点高度与泥面基准线的垂直距离; v_f 、 v_r 分别为前桶与后桶的垂直位移; u 为加载点的水平位移。参数的具体细节如图 11 所示。

图 12 为不同桶间距下三脚架桶形基础瞬时旋转中心的运动轨迹,坐标系的原点位于海床面上各桶形基础中心点,图中曲线的箭头表示旋转中心的移动方向。瞬时旋转中心的水平坐标以前后桶垂直位移测点间的水平距离(S_s)归一化,垂直坐标则以桶高(L)归一化。从图 12 可以看出,随着桶间距的增大,基础的旋转中心逐渐向深层土体移动。当桶间距 $S_e = 20$ m 时,在第一个循环结束后旋转中心位于约 $(0.009S_s,$

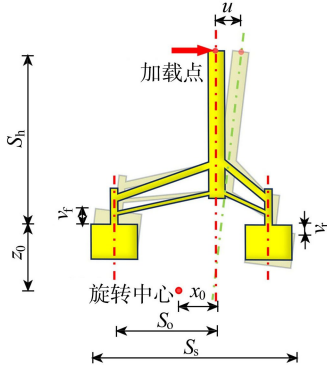


图 11 三脚架桶形基础旋转中心计算方法中的参数定义

Fig. 11 Parameter definitions in calculation method for rotation center of tripod bucket foundation

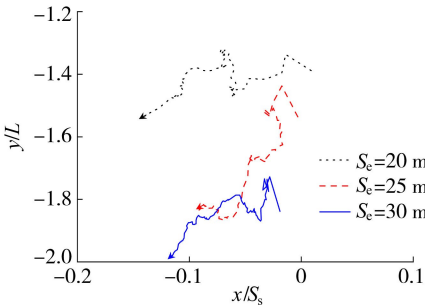


图 12 旋转中心位置随循环次数的演变规律

Fig. 12 Evolution of rotation center position with number of cycles

-1.39L)处。随着循环次数的增加,最终移动到约(-0.137S_s, -1.56L)处;当S_e=25 m时,在第一个循环结束后旋转中心位于约(-0.003S_s, -1.54L)处,100次循环结束后移动至约(-0.091S_s, -1.83L)处;当S_e=30 m时,基础的旋转中心经过100次循环从约(-0.019S_s, -1.80L)处移动至约(-0.116S_s, -1.99L)处。表明基础的移动模式逐渐趋向于平动,这是由于随着桶间距的增大,外侧桶与基础中心的距离增加,其抗力产生的力矩显著增大,为了平衡更大的外部弯矩,基础需要更深的力臂,这进一步导致旋转中心的下移。

4 卸载刚度变化趋势分析

卸载刚度是表征循环荷载作用下基础动态响应特性的核心参数,其动态变化会显著影响支撑结构的固有频率,若与波浪、叶片旋转频率等环境激励频率接近,可能引发共振效应,加速疲劳损伤并缩短设计寿命^[29]。因此,研究基础的卸载刚度变化至关重要。卸载刚度由单次水平循环荷载周期内荷载-转角曲线的滞回特性决定,可通过荷载幅值极值点间的线性段斜率绝对值量化。具体表达式为:

$$k_N = \frac{H_{\max} - H_{\min}}{\theta_{\max} - \theta_{\min}}$$

(12)

式中:k_N为卸载刚度变化率;H_{max}、H_{min}分别为单次循环中水平荷载H的峰值与谷值;θ_{max}、θ_{min}分别为基础转角θ的极大值与极小值。

不同循环荷载幅值比下三脚架桶形基础刚度演化规律如图13所示。由图13可知,基础刚度随着循环次数的增加不断减小,这可能是由于上拔桶在循环过程中受到拉-拔双向循环作用,对应的桶周土体经历双向循环剪切,导致土体的组构损伤更严重,塑性应变更大,引起基础整体刚度的弱化^[30]。由图13可见,当ζ_b=0.3时,基础刚度经过100次循环后衰减幅度较小,仅减小为初始值的96.3%;而当ζ_b=0.5时,基础刚度下降至原来的86.5%。

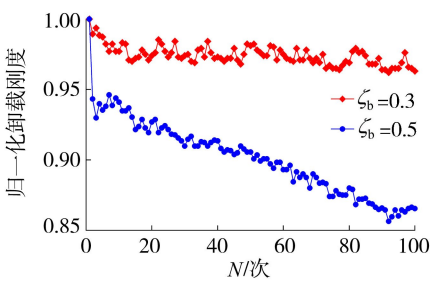


图13 归一化卸载刚度随循环次数的变化规律
Fig. 13 Variation of normalized unloading stiffness with number of cycles

5 累积变形影响因素敏感性分析

鉴于影响三脚架桶形基础累积变形的因素较多,本文通过正交试验综合分析桶体长径比λ、桶间距S_e、加载频率ω、土体初始剪切模量G₀和土体阈值剪应变γ_{0.7}5种因素对基础累积变形的影响,各影响因素水平如表2所示。

极差分析法^[31]是一种用于分析试验数据的统计方法,主要用于评估各因素对试验结果的影响程度。极差分析法通过计算各因素在不同水平下的极差来确定各因素的显著性,极差越大,表明该因素在不同水平下的试验结果差异越大,即敏感度越高。各因素的累积变形极差值如下:λ为3.16 mm,S_e为4.27 mm,ω为4.36 mm,G₀为3.58 mm,γ_{0.7}为2.53 mm。由此得到的敏感度从大到小排序为:加载频率(ω)、桶间距(S_e)、土体初始剪切模量(G₀)、桶体长径比(λ)、土体阈值剪应变(γ_{0.7}),可见各因素对土体累积变形影响的敏感度存在显著差异:加载频率与桶间距为关键控制因素,二者敏感度分列前两位且差异较小;土体初始剪切模量与桶体长径比次之;相比之下,土体阈值剪应变的敏感度最低,极差值仅为加载频率的58%,表明其对基础累积变形演化的影响最小。

6 结 论

a. 相较于单桶受压工况,三脚架桶形基础在单桶受拉状态下的水平极限承载力与破坏位移均显著降低。因此,循环加载模拟中优先采用单桶受拉工况表征最不利荷载作用模式,以准确评估基础在极端条件下的力学响应。

表2 正交试验各影响因素水平

水平	λ	S _e /m	ω/Hz	G ₀ /GPa	γ _{0.7} /10 ⁻⁴
1	0.50	20.0	0.1	28	0.6
2	0.75	22.5	0.2	35	0.8
3	1.00	25.0	0.3	42	1.0
4	1.25	27.5	0.4	49	1.2
5	1.50	30.0	0.5	56	1.4

- b. 循环荷载作用下,上部结构传递至桶顶的轴力对总倾覆弯矩的贡献率最大,主导抗倾覆机制,故设计基础时需优先强化桶体的竖向承载能力以优化抗倾覆性能。
- c. 当循环荷载幅值比为 0.3 时,基础刚度衰减至初始值的 96.3%,此时前后桶竖向位移差值较小,累积转角增长较为平稳;当循环荷载幅值比为 0.5 时,基础刚度衰减至初始值的 86.5%,前后桶竖向位移差相对增大,促使累积转角也随循环次数的增加不断增大。
- d. 三脚架桶形基础旋转中心的位置会随着桶间距的增大而下移,运动模式逐渐转变为平动。
- e. 加载频率与桶间距是控制基础累积变形的主要因素,土体初始剪切模量和桶体长径比次之,土体阈值剪应变影响最弱。该排序表明优化桶间距可有效减小基础的累积变形。

参考文献:

[1] 卜宪标,陈昕,李华山,等. 面向海上风电的水下压缩空气储能性能分析及提效技术[J]. 电力建设,2024,45(8):106-117. (Bu Xianbiao,Chen Xin,Li Huashan,et al. Performance analysis and efficiency-improving technology of underwater compressed air energy storage for offshore wind power[J]. Electric Power Construction,2024,45(8):106-117. (in Chinese))

[2] 汪明元,陆佳清,巴盼锋,等. 软黏土中吸力式三桶基础承载特性分析[J]. 太阳能学报,2024,45(6):589-598. (Wang Mingyuan,Lu Jiaqing,Ba Panfeng,et al. Analysis of bearing characteristic of tripod suction bucket foundation in soft clay[J]. Acta Energiae Solaris Sinica,2024,45(6):589-598. (in Chinese))

[3] 郑金海,丁星宇,管大为,等. 循环荷载作用下海上风机单桩基础周围砂土沉降与对流特性[J]. 河海大学学报(自然科学版),2020,48(6):552-561. (Zheng Jinhai,Ding Xingyu,Guan Dawei,et al. Characteristics of soil subsidence and convective motion around offshore windfarm monopile foundations subjected to long-term cyclic loading[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences),2020,48(6):552-561. (in Chinese))

[4] Jeong Y H,Ko K W,Kim D S,et al. Studies on cyclic behavior of tripod suction bucket foundation system supporting offshore wind turbine using centrifuge model test[J]. Wind Energy,2021,24(5):515-529.

[5] Jeong Y H,Lee S W,Kim J H. Centrifuge modeling for the evaluation of the cyclic behavior of offshore wind turbine with tripod foundation[J]. Applied Sciences,2021,11(4):1718.

[6] Jeong Y H,Kim J H,Ko K W,et al. Simplified estimation of rotational stiffness of tripod foundation for offshore wind turbine under cyclic loadings[J]. Applied Ocean Research,2021,112:102697.

[7] 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.

[8] 何奔,罗金平,李炜,等. 海上风力机吸力桶基础循环特性离心机试验研究[J]. 太阳能学报,2021,42(9):332-337. (He Ben,Luo Jinping,Li Wei,et al. Investigation on cyclic response of suction bucket foundation supporting offshore wind turbine [J]. Acta Energiae Solaris Sinica,2021,42(9):332-337. (in Chinese))

[9] 赵婧一. 深水海上风电三筒导管架基础结构优化与动力特性研究[D]. 天津:天津大学,2019.

[10] 陈立,张浦阳. 三筒吸力式导管架基础循环承载特性研究[J]. 太阳能学报,2023,44(11):382-386. (Chen Li,Zhang Puyang. Study on cyclic bearing characteristics of tripod suction bucket foundations[J]. Acta Energiae Solaris Sinica,2023,44(11):382-386. (in Chinese))

[11] 王永康,杨丹良,张西鑫,等. 黏性土地基海上风机三桶基础水平承载特性试验研究[J]. 海洋工程,2025,43(5):70-79. (Wang Yongkang,Yang Danliang,Zhang Xixin,et al. Experimental study on the horizontal bearing performance of tripod bucket foundations for offshore wind turbines in clayey soil [J]. The Ocean Engineering,2025,43(5):70-79. (in Chinese))

[12] Zhang Baofeng,Liu Rui,Wang Lizhong,et al. Cyclic response and load transfer mechanism of suction bucket jackets supporting offshore wind turbines in soft clay[J]. Ocean Engineering,2024,313:119135.

[13] 徐文强,袁凡凡,韦昌富,等. 斜壁桶形基础承载特性三维有限元分析[J]. 岩土工程学报,2011,33(增刊 1):492-497. (Xu Wenqiang,Yuan Fanfan,Wei Changfu,et al. Bearing capacity of suction tapered bucket foundations based on three-dimensional finite element numerical analysis[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2011,33(S1):492-497. (in Chinese))

[14] 武科,栾茂田,范庆来,等. 复合加载模式下桶形基础破坏包络面特性研究(英文)[J]. 岩土工程学报,2008,30(4):574-580. (Wu Ke,Luan Maotian,Fan Qinglai,et al. Failure envelopes of bucket foundation subjected to combined loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2008,30(4):574-580. (in Chinese))

[15] Harb N,Hammoud I. Numerical modeling of seismic behavior of caisson foundation for offshore wind Turbines taking into account wave and marine currents forces[J]. Marine Georesources & Geotechnology,2025,43(9):1702-1717.

[16] 张伟,王晖,孙克俐. 桶形基础承载力的三维弹塑性有限元分析[J]. 天津大学学报,2009,42(12):1041-1047. (Zhang Wei,Wang Hui,Sun Keli. Three-dimensional elasto-plastic FEM analysis of bearing capacity of bucket foundation[J]. Journal of Tianjin University,2009,42(12):1041-1047. (in Chinese))

[17] 陈佳莹,滕竞成,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 Jiaying,Teng Jingcheng,Wu Zexiang. 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))

[18] 邢占清,黄立维,张金接,等. 黏土地基桶形基础承载特性与参数敏感性分析[J]. 水利与建筑工程学报,2016,14(4):11-16. (Xing Zhanqing,Huang Liwei,Zhang Jinjie,et al. Bearing capacity and parameter sensitivity analysis of soft clay bucket foundation[J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering,2016,14(4):11-16. (in Chinese))

[19] Barari A,Glittrup K,Christiansen L R,et al. Tripod suction caisson foundations for offshore wind energy and their monotonic and cyclic responses in silty sand:numerical predictions for centrifuge model tests[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering,2021,149:106813.

[20] 寇海磊,房伟伟,徐祥程,等. 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[J]. 海洋工程,2024,42(4):1-12. (Kou Hailei,Fang Weiwei,Xu Xiangcheng,et al. Comparative study on horizontal cyclic bearing characteristics of offshore wind turbine bucket foundation based on HSS model[J]. The Ocean Engineering,2024,42(4):1-12. (in Chinese))

[21] Jardine R J. Some observations on the kinematic nature of soil stiffness[J]. Soils and Foundations,1992,32(2):111-124.

[22] Benz T. Small-strain stiffness of soils and its numerical consequences[D]. Stuttgart:Universität Stuttgart,Institut für Geotechnik,2007.

[23] 李子健. 天津市区 HSS 模型参数及其在深基坑变形分析中的应用[D]. 天津:天津大学,2022.

[24] Watson P. Performance of skirted foundations for offshore structures[D]. Perth:The University of Western Australia,1999.

[25] Tran N X, Hung L C,Kim S R. Evaluation of horizontal and moment bearing capacities of tripod bucket foundations in sand[J]. Ocean engineering,2017,140:209-221.

[26] Jalbi S,Arany L,Salem A,et al. A method to predict the cyclic loading profiles (one-way or two-way) for monopile supported offshore wind turbines[J]. Marine Structures,2019,63:65-83.

[27] Zhu B,Byrne B W,Houlsby G T. Long-term lateral cyclic response of suction caisson foundations in sand[J]. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering,2013,139(1):73-83.

[28] 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.

[29] 陶文艳,贺瑞,郑金海. 海上风机大直径单桩水平-摇摆耦合振动特性[J]. 河海大学学报(自然科学版),2018,46(3):260-267. (Tao Wenyan,He Rui,Zheng Jinhai. Analysis on horizontal-rocking vibrations of monopile supporting wind turbine[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences),2018,46(3):260-267. (in Chinese))

[30] 王欢. 砂土海床大直径单桩基础和桶形基础水平受荷特性研究[D]. 杭州:浙江大学,2020.

[31] 刘毅,赵斌滨,殷坤龙,等. 基于正交设计的麻柳林滑坡稳定性敏感分析[J]. 地球科学,2019,44(2):677-684. (Liu Yi,Zhao Binbin,Yin Kunlong,et al. Sensitivity analysis of Maliulin landslide stability based on orthogonal design[J]. Earth Science,2019,44(2):677-684. (in Chinese))

(收稿日期:2025-04-07 编辑:熊水斌)