

DOI: 10.11779/CJGE20240810

水平不共面单调及循环荷载下裙式吸力基础承载特性

张雨坤¹, 宫伟远¹, 李大勇^{*1,2}, 张恒¹

(1. 山东科技大学土木工程防灾减灾重点实验室, 山东 青岛 266590; 2. 中国石油大学(华东)储运与建筑工程学院, 山东 青岛 266580)

摘要: 裙式吸力基础具有承载力高, 控制侧移能力强的优点, 非常适合作为深远海超大容量海上风机基础形式。作用于海上风机结构的风浪荷载具有长期不共面性, 导致基础承载特性异常复杂。开展模型试验, 研究砂土中裙式吸力基础在不共面单调荷载(模拟风荷载)和循环荷载(模拟波浪荷载)作用下的累积侧移、运动规律及水平承载力变化规律。试验结果表明, 共面加载下, 裙式吸力基础运动方向与荷载方向始终一致; 不共面加载下, 裙式吸力基础在水平面内逐渐向单调荷载方向运动, 这种现象随循环荷载幅值和双向循环加载程度的增大逐渐明显。相同循环荷载次数下, 裙式吸力基础总累积侧移最大值出现在单调荷载和循环荷载夹角为30°情况, 说明将风浪荷载等效为共面作用进行分析设计, 结果将偏于危险。各荷载夹角下, 裙式吸力基础的总累积侧移均小于传统吸力基础。基于试验结果, 得到了不共面单调及循环荷载共同作用下, 裙式吸力基础水平面内总累积侧移预测公式。此外, 裙式吸力基础在共面及不共面加载后, 水平承载力均较加载前有所提升, 原因为循环加载使基础周围砂土变密实。然而, 不共面加载后, 裙式吸力基础承载力低于共面加载情况, 降低幅度随单调荷载和循环荷载夹角的增大逐渐增加。加载前后, 裙式吸力基础水平承载力均显著高于传统吸力基础。研究成果对裙式吸力基础在深远海风电的应用提供了借鉴。

关键词: 裙式吸力基础; 不共面水平单调和循环加载; 模型试验; 累积侧移; 水平承载力

中图分类号: TU470 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2025)12-2528-12

作者简介: 张雨坤(1987—), 男, 博士, 教授, 主要从事海洋岩土工程研究工作。E-mail: philc007@163.com。

Bearing behaviors of modified suction caisson under misalignment lateral monotonic and cyclic loadings

ZHAGN Yukun¹, GONG Weiyuan¹, LI Dayong^{1,2}, ZHANG Heng¹

(1. Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. College of Pipeline and Civil Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China)

Abstract: Modified suction caisson (MSC) has the advantages of high bearing capacity and strong lateral displacement control ability, making it very suitable as a foundation for ultra-large offshore wind turbines. The wind and wave loads acting on offshore wind turbine structures have misalignment behavior, resulting in extremely complex foundation bearing characteristics. Model tests are carried out to study the responses of the accumulative lateral deflection, motion law and horizontal bearing capacity of the MSC in sand to misalignment monotonic (simulated wind load) and cyclic loadings (simulated wave load). Results show that under coplanar loading, the motion direction of the MSC is always consistent with the direction of load. However, under misalignment loading, the MSC gradually moves to the monotonic load direction in the horizontal plane, and this phenomenon gradually becomes obvious with the increase of the cyclic load amplitude and the degree of bidirectional cyclic loading. Under the same loading cycles, the maximum total accumulative lateral deflection of the MSC occurs when the angle between the monotonic load and the cyclic load is 30°. Under each load angle, the total accumulative lateral deflection of the MSC is smaller than that of the regular suction caisson. Based on the experimental results, the prediction formula of the total accumulative lateral deflection in the horizontal plane of the MSC under the combined action of misalignment monotonic and cyclic load is obtained. In addition, the horizontal bearing capacity of the MSC after misalignment loading increases with that prior to misalignment loading. The reason is that cyclic loadings densify the sand around the foundation. However, after

基金项目: 国家自然科学基金项目(52471289, 52371301); 山东省高等学校青年创新团队支持计划 This work was supported by National Natural Science Foundation of China (Grant No. 52471289, 52371301), and Introduction and Education Plan for Young Innovative Talents in Colleges and Universities of Shandong Province.

收稿日期(Received): 2024-08-12 修回日期(Revised): 2025-01-31 接受日期(Accepted): 2025-02-11 网络出版日期(Online): 2025-02-12

*通信作者 (E-mail: ldyd@163.com)

misalignment loading, the bearing capacity of the MSC is lower than that under the coplanar loading, and the reduction value gradually increases with the increase of the angle between the monotonic load and the cyclic load. The research results provide a reference for the promotion and application of MSC for offshore wind power in deep waters.

Key words: modified suction caisson (MSC); misalignment horizontal monotonic and cyclic loads; model test; accumulated deflection; lateral bearing capacity

0 引言

吸力基础是一种钢制薄壁圆桶结构, 顶部密封, 底部开口, 具有施工简便、环境影响小、安装快速和可回收的优点, 近年来在海上风电工程中得到了广泛应用^[1]。海上风电吸力基础服役过程中长期受到水平风浪作用, 导致基础发生累积侧移和转角^[2]。中国《海上风电场工程风电机组基础设计规范》规定, 风电基础在施工安装和服役期总倾角容许值为 0.5°^[3]。此外, Foglia 等^[4]开展了黏性土中吸力基础循环加载模型试验研究, 发现循环加载后, 基础的水平承载力显著降低, 即基础周围土体在长期风浪荷载作用下将发生强度弱化, 进而导致吸力基础承载力降低, 影响基础稳定运行。

海洋观测数据表明, 海洋风浪常以不同方向共同作用于海上风电塔筒, 即风浪荷载具有“不共面”性(图 1), 根据中国青岛小麦岛气象数据观测站数据显示^[5], 夹角有时可达到 180°。不共面风浪荷载对风机构造和基础的安全稳定将产生不利影响, 例如 Koukoura 等^[6]对英国北海一台 3.6 MW 风机及基础进行监测发现, 基础疲劳循环累积变形最大值发生在风浪夹角为 10° 情况。Tim 等^[7]对 5 MW 海上风电桩基础进行长期监测发现, 当风浪夹角为 90° 时, 桩基顶面受到的弯矩是共面情况下的 5 倍, 严重威胁风机安全运行。因此, 需要阐明不共面波浪和风荷载作用下的吸力基础承载特性, 确保吸力基础安全稳定服役。

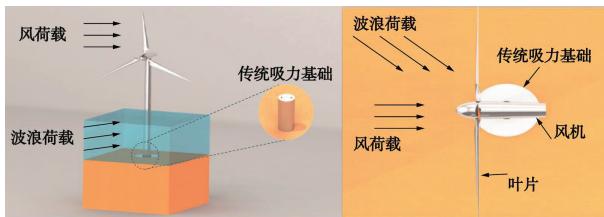


图 1 风浪不共面作用示意图

Fig. 1 Sketch of misalignment loadings on suction caisson

国内外学者针对海上风电吸力基础承载特性的分析时, 普遍将风、浪荷载假定为共面共向荷载, 其中风荷载假定为单调荷载, 波浪荷载假定为循环荷载, 进而将二者进一步简化为等效单一循环荷载。Zhu 等^[1]在干砂中进行共面内单向、双向循环加载模型试验, 发现吸力基础累积侧移随循环次数与循环循环荷载幅值的增加而增加。Cox 等^[8]发现在干砂中相同循环次

数下, 吸力基础循环累积转角最大值发生在非对称循环荷载作用下。Jin 等^[9]建立了亚塑性宏单元模型模拟砂土地基, 研究了吸力基础单调及循环承载特性, 提出了预测模型。Hung 等^[10]提出一种弹性有限元虚拟加载上限方法计算吸力基础水平承载力, 发现荷载历史对基础循环累积侧移有显著影响。

目前针对吸力基础在不共面单调及循环荷载作用下承载特性的研究较少, 可借鉴桩基础相关研究方法开展。Li 等^[11]通过数值模拟, 发现桩基础在不共面单调及循环荷载作用下, 产生了新的桩-土作用机制, 导致基础承载特性更加复杂。Arany 等^[12]通过数值模拟, 发现相较于共面荷载, 不共面荷载使基础使用的寿命大幅降低。Nikitas 等^[13]开展模型试验, 发现不共面加载时, 桩基础运动规律发生改变, 传统计算桩基础承载力的“p-y”曲线法不再适用。Cao 等^[14]发现当不共面荷载夹角为 90° 时, 相同循环次数下, 基础累积侧移最大, 即此时为最不利荷载夹角工况。

为了提高吸力基础水平承载力和控制侧移能力, 李大勇等^[15]提出了新型海上风电吸力基础形式—裙式吸力基础(图 2)。

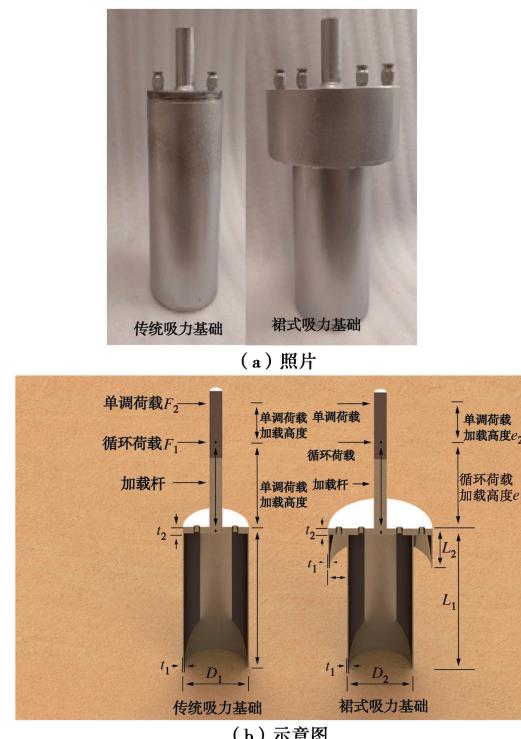


图 2 吸力基础模型

Fig. 2 Sketch of suction caisson models

研究表明, 裙式吸力基础在砂土、黏性土和分层土中均具有良好的沉贯性, 得到了裙式吸力基础沉贯阻力和所需吸力计算方法^[16-18]。相同用钢量情况下, 裙式吸力基础水平承载能力及抗倾覆能力高于单桶吸力基础。Zhang 等^[19]通过开展试验及数值模拟, 发现水平荷载作用下裙式吸力基础可以调动更多的土压力, 从而增强承载力; 基于研究成果, 提出了裙式吸力基础水平承载力计算方法^[20]。此外, 李大勇等^[5, 21]研究发现饱和砂土中在相同的循环荷载作用下裙式吸力基础可有效控制基础累积转角和侧移。由于裙式吸力基础具有良好的沉贯性、水平承载能力、抗倾覆能力、控制侧移的能力, 因此非常适合作为深远海风电基础形式。

综上所述, 不共面风浪荷载作用对传统和裙式吸力基础承载特性的影响有待于进一步深入研究, 尤其需要阐明基础累积侧移、复杂运动和承载力变化规律, 指导海上风电吸力基础的设计计算。开展模型试验, 讨论了水平不共面单调荷载和循环荷载作用下, 传统和裙式吸力基础承载特性, 重点讨论了荷载夹角和循环荷载幅值等因素的影响, 研究成果为阐明裙式吸力基础长期循环承载特性及指导工程设计提供借鉴。

1 模型试验

1.1 吸力基础模型

图2为不锈钢材质的吸力基础模型及示意图, 基础尺寸见表1。本文模型试验不考虑沉贯过程中基础桶壁和顶板的屈曲效应, 因此吸力基础均采用钢制材料。基础模型尺寸参照中国福建长乐外海海上风电吸力基础^[22]尺寸设计, 采用Kelly等^[2]针对吸力基础在1g条件下模型试验的相似性方法确定基础比尺, 模型比尺为1:100。

为了实现不共面加载, 基础顶面设置加载杆, 水平单调荷载和循环荷载分别施加于不同加载高度, 其中单调荷载施加高度高于循环荷载高度(图2(b))。

表1 吸力基础模型尺寸

基础类型	Table 1 Dimensions of suction caisson models						单位: mm
	D_1	L_1	D_2	L_1	t_1	t_2	
传统吸力基础	100	200	—	—	2	10	10
裙式吸力基础	100	200	30	30	2	10	10

1.2 试验砂土

试验用细海砂取自青岛金沙滩, 物理参数如表2所示。砂土地基制备方法在文献[5]中进行了详细说明。

表2 砂土物理参数

Table 2 Sand parameters

不均匀系数 C_u	曲率系数 C_c	渗透系数 $k/(cm \cdot s^{-1})$	重度 $\gamma/(kN \cdot m^{-3})$	相对质量密度 G_s	相对密实度 D_r
1.78	0.997	0.0025	19.2	2.69	0.65

1.3 加载控制系统及试验相关装置

图3为自主研发的海上风电基础不共面模型试验复杂加载系统。循环荷载采用伺服作动器施加, 可按照试验工况设置相加载幅值、频率、循环加载次数和加载方向等。水平单调荷载通过砝码方式施加。

试验前, 采用带标尺的圆盘用以标定加载方向。此固定支架安装倾角传感器及两个激光位移传感器, 分别测量基础循环荷载方向和与循环荷载正交方向的位移。圆形不锈钢模型箱直径及高度均为1.0 m, 该尺寸可消除边界效应影响^[23]。

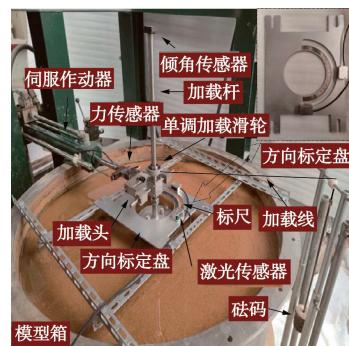


图3 模型试验加载系统

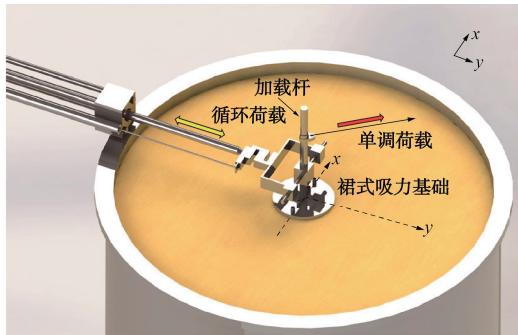
Fig. 3 Loading system

2 基础安装与加载

基础采用吸力沉贯安装。如图4所示, 水平单调和循环荷载分别于不同加载高度施加至基础顶端加载杆。将加载高度进行无量纲化表达, 水平循环及单调荷载无量纲化加载高度分别为 $e_1=M_1/F_1D_1=1.0$ 和 $e_2=M_2/F_2D_1=1.5$ 。其中 M_1, M_2 为循环和单调荷载对应加载高度下极限状态时基础受到的弯矩值, F_1, F_2 分别为循环和单调荷载对应加载高度下基础水平承载力。图4还给出了试验中坐标象限及加载和基础运动正方向说明。本文将 y 方向定义为循环荷载加载方向, x 方向定义为与循环荷载方向垂直方向。

根据DNV GL设计规范^[24]中关于风荷载定义, 在长期风荷载的影响下, 可以将动荷载简化为静荷载计算。每次试验固定循环荷载及单调荷载的水平面夹角 θ (以下简称荷载夹角), 进行5000次循环。激光位移传感器分别固定在 x 和 y 方向用以记录累积侧移, 对 x 和 y 方向累积侧移的矢量叠加可以得到基础累积侧移。循环结束后, 卸除单调荷载, 利用水平作动器以

0.5 mm/s 的速度沿循环荷载方向匀速加载, 直至土体破坏, 以得到不共面加载后基础极限承载力。



(a) 试验三维示意图

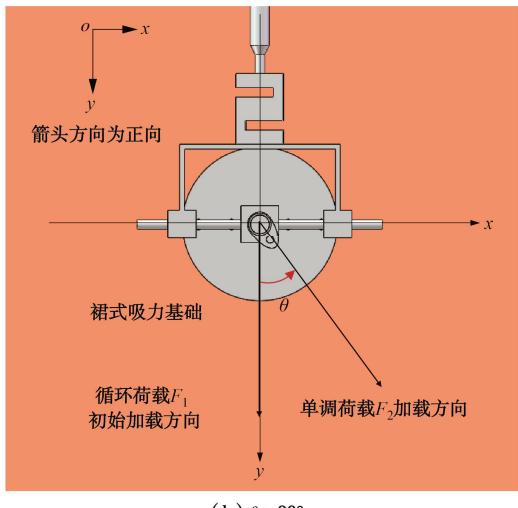
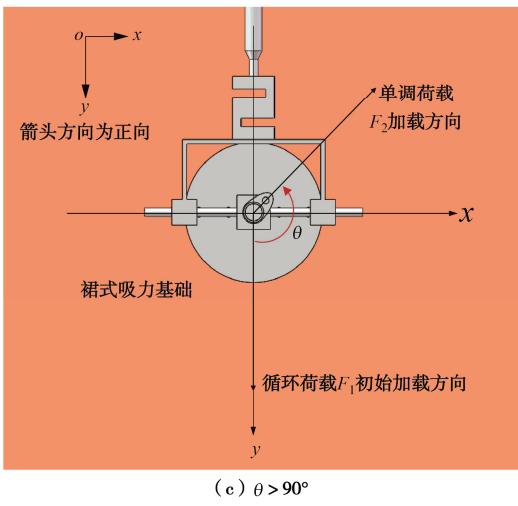
(b) $\theta > 90^\circ$ 

图 4 加载参数示意图

Fig. 4 Sketch of loading parameters

3 试验工况

如图 5 所示, 循环荷载采用 Leblanc 等^[25-26]提出的 ζ_b 和 ζ_c 双参数表达:

$$\zeta_b = \frac{M_{\max}}{M_r} = \frac{F_{\max}}{F_r}, \quad (1)$$

$$\zeta_c = \frac{M_{\min}}{M_{\max}} = \frac{F_{\min}}{F_{\max}}. \quad (2)$$

式中: M_r 为一定加载高度下基础受到的极限弯矩值; M_{\max} 和 M_{\min} 分别为与 M_r 对应加载高度下一个循环周期中弯矩最大值与最小值; F_{\max} 和 F_{\min} 分别为与 F_r 对应加载高度下一个循环周期中荷载最大值与最小值; F_r 为与 M_r 对应加载高度下基础水平承载力。 ζ_b 为一个循环周期中荷载峰值的大小, 取值范围为 0~1.0。 ζ_c 表示循环荷载加载方式, 取值范围为 -1.0~1.0, 当 $0 \leq \zeta_c < 1.0$ 时, 加载方式为单向循环加载; 当 $-1.0 < \zeta_c < 0$ 时, 加载方式双向为不对称循环加载; 当 $\zeta_c = -1.0$ 时, 加载方式为双向对称循环加载; 当 $\zeta_c = 1.0$ 时, 加载方式为单调加载。由此可知当 $\zeta_c < 0$ 时, 加载方向将在每个循环周期发生变化。循环荷载频率参考 Hung 等^[10]和 Vicent 等^[27], 取 0.2 Hz。

Foglia 等^[28]发现水平循环加载下, 吸力基础累积侧移主要发生在前 300 个循环, 本文选取 5000 次循环, 既可以得到基础主要的循环累积侧移发展规律, 同时可以得到基础长期循环荷载作用下累积侧移、运动规律和承载力变化规律, 为提出不共面作用下基础循环累积侧移预测公式提供充足的数据支撑。表 3 给出不共面加载模型试验工况。本文的风浪荷载夹角的选取参考了大量国内外海洋风浪观测数据^[5-7], 夹角取值涵盖了自然界风浪夹角的变化范围, 使研究成果具有普遍意义和参考价值。

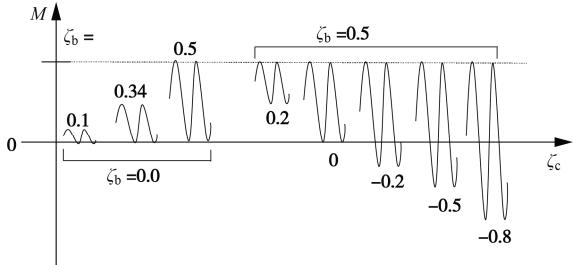


图 5 循环荷载双参数示意图

Fig. 5 Sketch of cyclic loading parameters

表 3 试验工况

Table 3 Test cases

基础类型	荷载夹角/ $(^\circ)$	ζ_c	循环荷载频率/ Hz	$e_1 = M_1/M_r$	$e_2 = M_2/F_r D_1$	单调荷载/N	ζ_b
传统吸力基础	0, 30, 60, 90, 120, 150, 180	0	0.2	1.0	1.5	16	0.5
裙式吸力基础	0, 30, 60, 90	-0.8, -0.5, -0.2, 0, 0.2	0.2	1.0	1.5	16	0.5
		0				16	0.1

首先开展水平单调加载模型试验, 得到传统和裙式吸力基础水平承载力。水平荷载采用位移控制式加

载, 加载速率为 0.5 mm/s。图 6 给出了不同加载高度下, 传统和裙式吸力基础水平荷载随侧基础顶面移变化规律。本文将荷载-侧移曲线中水平荷载最大值定义为基础水平承载力。加载高度 e_1 情况下传统和裙式吸力基础水平承载力分别为 45, 65 N; 加载高度 e_2 情况下传统和裙式吸力基础水平承载力分别为 42, 60 N。

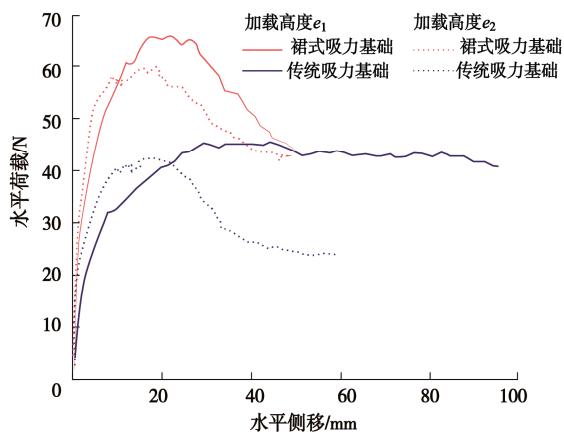


图 6 不同加载高度处吸力基础水平荷载-侧移关系曲线

Fig. 6 Lateral load-deflection relationships

4 试验结果及分析

4.1 共面加载试验结果

图 7 所示为循环荷载与单调荷载共面作用下, 传统及裙式吸力基础顶面的累积侧移变化规律。循环加载过程中, 累积侧移在加载初期迅速增大, 在达到 1000 个循环时逐渐趋于稳定, 随后基础被动侧的土体在单调、循环荷载的共同作用下趋于密实, 导致累积侧移增长速率逐渐降低, 研究结果与 Zhou 等^[29]和 Li 等^[5]一致。裙式吸力基础循环累积侧移随循环荷载幅值的增加逐渐增大。当循环荷载峰值一定时, 双向加载条件下基础累积侧移量大于单向加载情况。

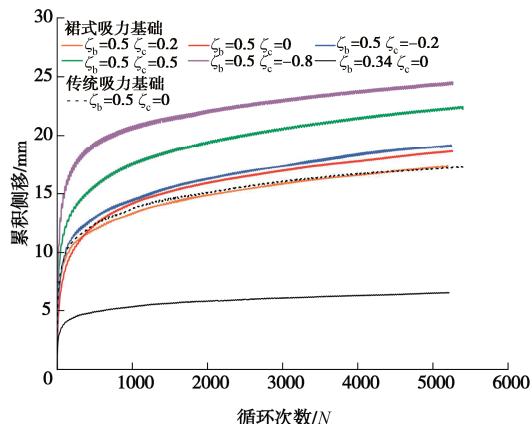


图 7 吸力基础在共面加载条件下累积侧移

Fig. 7 Accumulated deflections of suction caissons under coplanar loadings

图 7 中还给出了传统吸力基础在 $\zeta_b=0.5$, $\zeta_c=0$ 的情况下基础累积侧移变化规律, 该工况循环荷载幅值与裙式吸力基础在 $\zeta_b=0.34$, $\zeta_c=0$ 工况下循环荷载幅值一致。由图可知, 裙式吸力基础显著控制了累积侧移, 最大侧移量减小 62.7%。

4.2 不共面加载试验结果

(1) 荷载夹角对累积侧移的影响

图 8, 9 分别给出了传统吸力基础和裙式吸力基础在不共面单调及循环加载过程中的水平面内运动规律。将基础在 x 和 y 方向累积侧移进行处理, 即可得到基础在水平面内总累积侧移值:

$$Z_N = \sqrt{x_N^2 + y_N^2} \quad (3)$$

式中: Z_N 为基础在水平面内总累积侧移; x_N , y_N 分别为基础在水平面 x 方向和 y 方向的累积侧移值。

从图 8, 9 中可知不共面加载条件下, 裙式吸力基础运动轨迹与单调荷载方向、循环荷载方向以及合力方向均不重合。裙式吸力基础在加载过程中在水平面内逐渐向单调荷载方向运动。该现象与共面加载情况截然不同: 共面加载情况下, 基础运动方向与荷载方向一致。因此, 不共面单调及循环荷载作用下, 裙式吸力基础与周围土体间相互作用将更加复杂, 主要表现在: 不同方向荷载导致的基础周围砂土地基挤压密实区域位置和范围不同。在两个被压密的土体区域之间存在一个重叠区域(图 10), 该区域的土强度大于非重叠区域的土的强度, 导致基础受到的土体抗力发生变化, 致使基础运动方向偏离土体重叠压密区域。由于循环荷载最大值大于单调荷载量值, 导致循环荷载压密区土体强度大于单调荷载压密区强度, 最终导致基础偏向单调荷载方向运动。

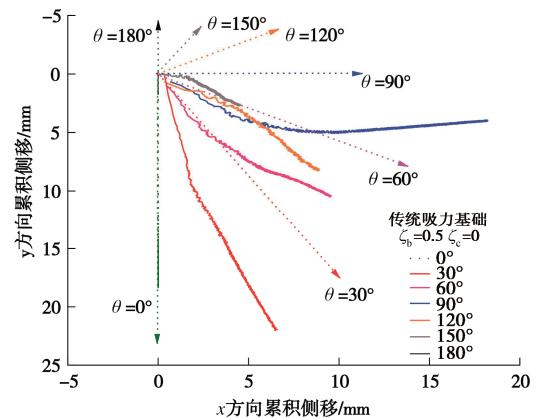


图 8 不同荷载夹角下传统吸力基础水平面内运动规律

Fig. 8 RSC motion behaviors under misalignment angles

此外, 从图 8, 9 中可以看出, 当 $\zeta_b=0.5$, $\zeta_c=0$ 时, 最不利荷载出现在荷载夹角为 30° 时, 即此时基础总累积侧移量最大。原因为当循环荷载与单调荷载的夹角由 0° 增加到 30° 时, 基础前侧土体密实程度

降低; 土体中被动土压力迅速减小, 且减小幅度大于单调荷载和循环荷载的合力减小幅度, 致使吸力基础累积位移增加。当荷载夹角由 30° 增加到 180° 的过程中, 单调荷载和循环荷载合力大小随着夹角的增大而逐渐减小, 导致吸力基础累积位移减小。因此, 将风浪荷载等效为共面荷载作用进行分析和设计, 将导致设计结果偏于危险。此外, 从图 8, 9 中还可以看出, 相同荷载参数作用下, 裙式吸力基础水平面内总累积侧移较传统吸力基础降低 50% 左右, 体现裙式吸力基础具有良好的抗侧移能力。

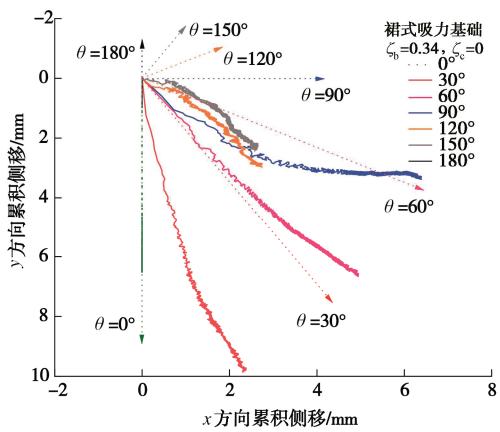


图 9 不同荷载夹角下裙式吸力基础水平面内运动规律

Fig. 9 MSC motion behaviors under misalignment angles

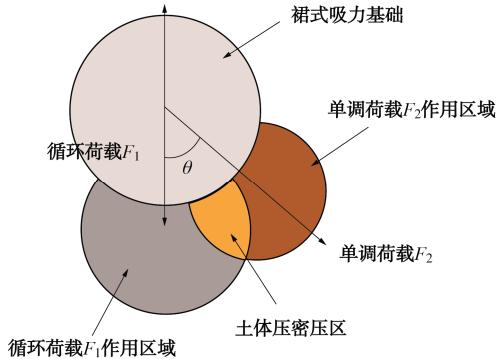


图 10 土体密实区示意图

Fig. 10 Sketch of soil compacted zones

需要说明的是, 图 8, 9 中传统和裙式吸力基础所受到的循环荷载幅值以及单调荷载的大小均相同。因此, 裙式吸力基础在不共面荷载作用下具有更强的控制基础侧移和偏移的能力。

(2) 循环荷载幅值的影响

由图 8, 9 可知, 当荷载夹角大于 90° 时, 荷载夹角变化对于裙式吸力基础与传统吸力基础的影响相对较小, 原因在于两荷载量在循环方向相互抵消。因此本节, 主要针对荷载夹角小于等于 90° 各工况进行分析。

图 11 给出了不同循环荷载幅值下, 裙式吸力基础累积侧移在水平面内变化规律, 表 4 给出了不同荷载

夹角下基础在水平面内总累积侧移最大值及对应循环荷载工况。当循环荷载峰值为定值时, 不同荷载夹角下, 裙式吸力基础水平面内总累积侧移变化规律不同。当荷载夹角为 30° 时, 基础水平面内总累积侧移最大值发生在 $\zeta_c=0$ 工况; 当荷载夹角为 60° , 90° 时, 基础水平面内总累积侧移最大值发生在 $\zeta_c=-0.8$ 工况, 此时循环荷载幅值最大。

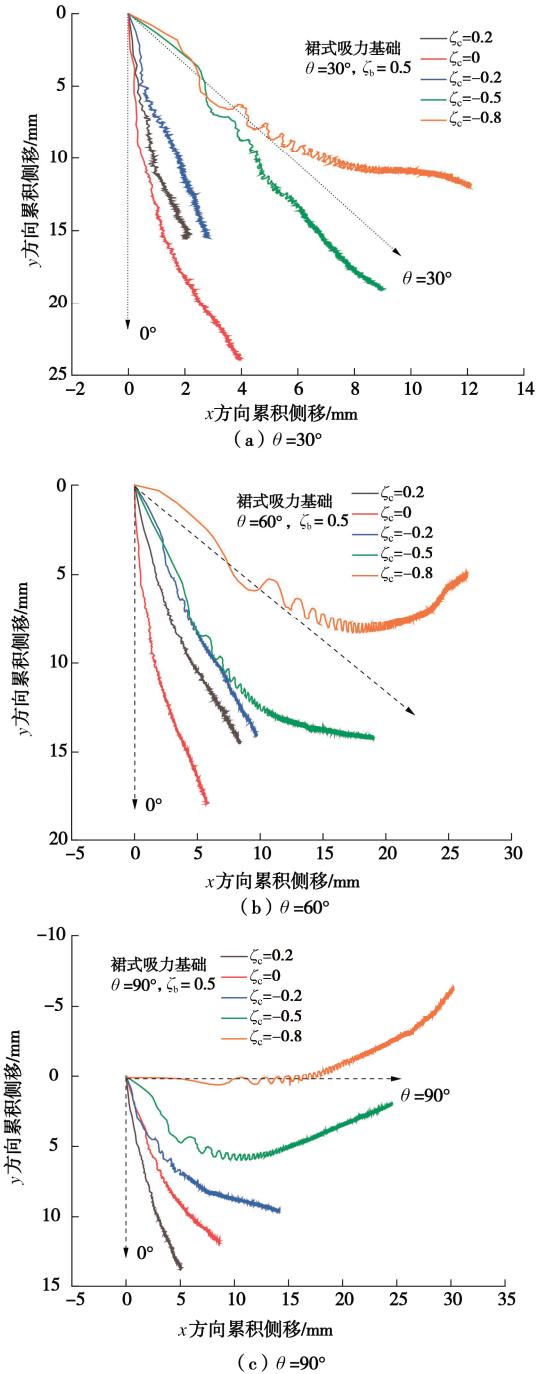


图 11 裙式吸力基础在不同荷载夹角下累积侧移图

Fig. 11 Accumulated deflections of MSC under different misalignment angles

从表 4 还可以得出, 相同循环荷载参数下 ($\zeta_b=0.5$, $\zeta_c=-0.8$), 当荷载夹角为 90° 时, 基础最大循环总累

积侧移值最大, 当荷载夹角为 0° 时, 基础最大总累积侧移值最小。

表 4 不同工况下基础水平面内最大总累积侧移

Table 4 Maximum cumulated deflections of MSC

荷载夹角/(°)	对应荷载工况	最大总累积侧移/mm
0	$\zeta_b=0.5, \zeta_c=-0.8$	22.82
30	$\zeta_b=0.5, \zeta_c=0$	23.34
60	$\zeta_b=0.5, \zeta_c=-0.8$	26.47
90	$\zeta_b=0.5, \zeta_c=-0.8$	30.59

此外, 从图 11 还可知, 随循环荷载幅值增加及双向加载程度的增大, 基础在水平面内向单调荷载方向运动的趋势更加明显。相同循环荷载条件下, 基础向单调荷载方向运动趋势随荷载夹角的增加越发明显。

(3) 荷载夹角在 $0^\circ \sim 90^\circ$ 对最大累积侧移的影响

图 12 为裙式吸力基础在各不共面加载工况下水平面 x 和 y 方向最大累积侧与荷载夹角之间的关系。相同循环荷载参数条件下, 裙式吸力基础在 x 方向和 y 方向最大累积侧移随荷载夹角的增加分别呈现整体减小和整体增加趋势。由此说明随荷载夹角增加, 单调荷载对裙式吸力基础总累积侧移的影响逐渐增加。

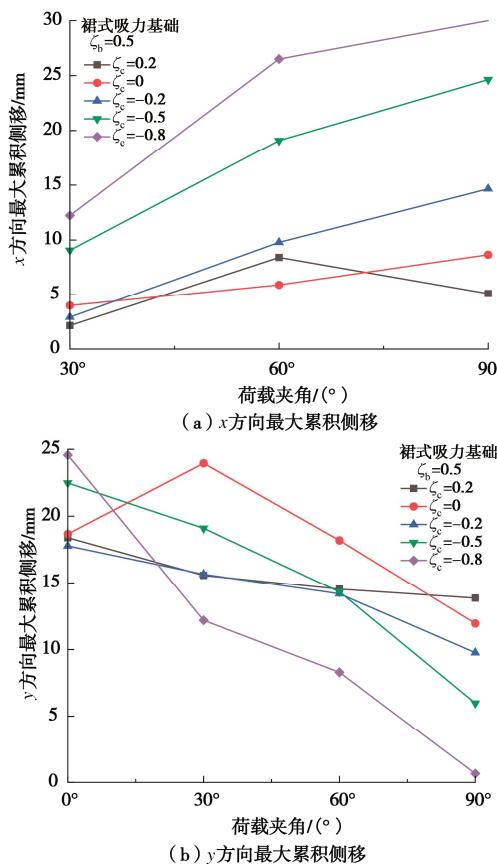


图 12 不同荷载夹角下裙式吸力基础最大累积侧移

Fig. 12 Maximum accumulated deflections of MSC under various misalignment angles

4.3 基础水平面内总累积侧移预测方法

Leblance 等^[25-26]基于模型试验结果, 提出了砂土

中传统吸力基础在单一循环荷载作用下累积转角预测公式:

$$\theta_N = \theta_0 + \Delta\theta(N) \quad , \quad (4)$$

$$\frac{\Delta\theta(N)}{\theta_s} = \frac{\theta_N - \theta_0}{\theta_s} \quad , \quad (5)$$

$$\frac{\Delta\theta(N)}{\theta_s} = T_b(\zeta_b)T_c(\zeta_c)N^{0.31} \quad . \quad (6)$$

如图 13 所示, θ_N 为循环弯矩荷载作用下基础沿循环加载方向累积转角; θ_s 为水平单调加载弯矩-转角曲线中, 循环弯矩峰值对应的转角值; θ_0 为第一个循环加载过程中, 循环弯矩峰值对应的累积转角值; $\Delta\theta(N)$ 为第 N 次循环荷载峰值对应的累积转角与第一次循环弯矩峰值对应的累积转角的差值; $\Delta\theta(N)/\theta_s$ 为 $\Delta\theta(N)$ 的无量纲化表达方式, 与 $\ln(N)$ 成正比。 $T_b(\zeta_b)$ 和 $T_c(\zeta_c)$ 为无量纲函数, 其中 $T_b(\zeta_b)$ 与循环弯矩幅度比 ζ_b 有关, $T_c(\zeta_c)$ 与循环弯矩幅度比 ζ_c 有关。

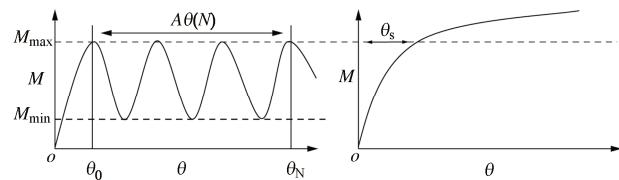


图 13 式 (4)~(6) 各参数说明示意图

Fig. 13 Definition of parameters in Eq. (4)~(6)

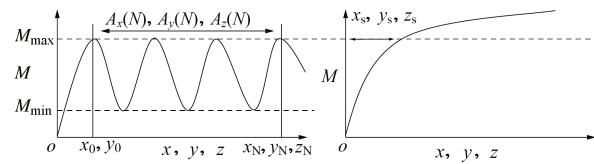


图 14 式 (7)~(12) 各参数说明示意图

Fig. 14 Definition of parameters in Eq. (7)~(12)

式 (4)~(6) 未考虑水平单调荷载与循环荷载的不共面作用。本文将对上述公式进行修正, 得到不共面单调及循环荷载作用下传统及裙式吸力基础在水平面内总累积侧移公式。假定不共面作用下基础在水平面内总累积侧移为 Z_N , 可由式 (3) 计算得到。此外, 假定 x_N 和 y_N 分别为不共面作用下基础在水平面内 x 方向和 y 方向累积侧移, 可由下式分别计算:

$$x_N = x_0 + \Delta x(N) \quad , \quad (7)$$

$$y_N = y_0 + \Delta y(N) \quad . \quad (8)$$

式中: x_0 和 y_0 为第一个循环加载过程中, 循环荷载峰值对应的基础在方向 x 和 y 方向的累积转角值 (图 14); $\Delta x(N)$ 和 $\Delta y(N)$ 分别为 x 方向上和 y 方向上第 N 次循环荷载峰值对应的基础累积侧移与第一次循环荷载峰值对应的累积侧移的差值。

参考式 (5), 对 $\Delta x(N)$ 和 $\Delta y(N)$ 进行无量纲化处理, 可得

$$\frac{\Delta x(N)}{x_s} = \frac{x_N - x_0}{x_s}, \quad (9)$$

$$\frac{\Delta y(N)}{y_s} = \frac{y_N - y_0}{y_s}. \quad (10)$$

式中: x_s 和 y_s 分别为水平单调加载荷载-侧移曲线中, 循环荷载峰值对应的侧移值, 从图 6 获得。进一步地, 将式 (9), (10) 进行处理得到

$$\frac{\Delta x(N)}{x_s} = T_{bx}(\zeta_b)T_{cx}(\zeta_c)N^{0.3}, \quad (11)$$

$$\frac{\Delta y(N)}{y_s} = T_{by}(\zeta_b)T_{cy}(\zeta_c)N^{0.3}. \quad (12)$$

假定在第 N 次循环中的总累积侧移增量为 $\Delta Z(N)$, Z_s 为水平单调加载荷载-侧移曲线中, 循环荷载峰值对应的总侧移值。 $\Delta Z(N)/Z_s$ 为 N 次循环后无量纲化的总累积侧移, 与 $\ln(N)$ 成正比。联立式(3), (11), (12) 得到

$$\begin{aligned} \frac{\Delta Z(N)}{Z_s} &= \sqrt{\left(\frac{\Delta x(N)}{x_s}\right)^2 + \left(\frac{\Delta y(N)}{y_s}\right)^2} \\ &= \sqrt{(T_{bx}^2 T_{cx}^2 + T_{by}^2 T_{cy}^2)} N^{0.3}, \end{aligned} \quad (13)$$

$$\frac{\Delta Z(N)}{Z_s} = T_{bz}(\zeta_b)T_{cz}(\zeta_c)N^{0.3}, \quad (14)$$

$$T_{bz}(\zeta_b)T_{cz}(\zeta_c) = \sqrt{(T_{bx}^2 T_{cx}^2 + T_{by}^2 T_{cy}^2)}. \quad (15)$$

式中: $T_{bx}(\zeta_b)$, $T_{by}(\zeta_b)$, $T_{bz}(\zeta_b)$ 和 $T_{cx}(\zeta_c)$, $T_{cy}(\zeta_c)$, $T_{cz}(\zeta_c)$ 为无量纲函数, 其中 $T_{bx}(\zeta_b)$, $T_{by}(\zeta_b)$ 和 $T_{bz}(\zeta_b)$ 与 ζ_b 有关, $T_{cx}(\zeta_c)$, $T_{cy}(\zeta_c)$ 和 $T_{cz}(\zeta_c)$ 与 ζ_c 有关。

$T_{bz}(\zeta_b)$, $T_{cz}(\zeta_c)$ 表达式可通过对裙式吸力基础在不共面加载过程中水平面内总累积侧移变化规律拟合得到(图 15)。如图 15 所示, 裙式吸力基础在 x 方向和 y 方向累积侧移量均用对数形式进行表达。由于荷载夹角为 0° 时, 单调荷载与循环荷载为共面加载, 基础累积侧移仅沿 y 方向发展, 图 15(a) 给出了累积侧移与循环次数之间的关系。

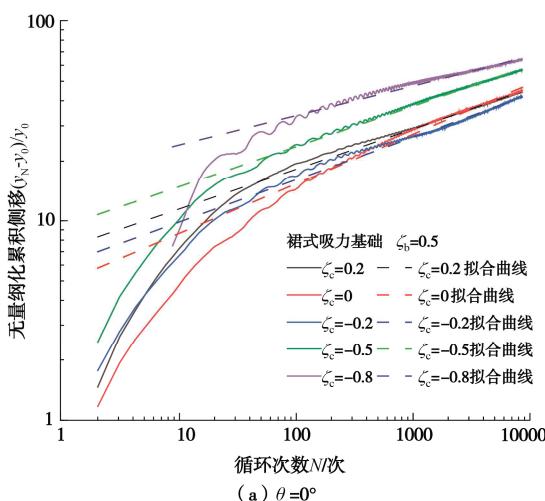
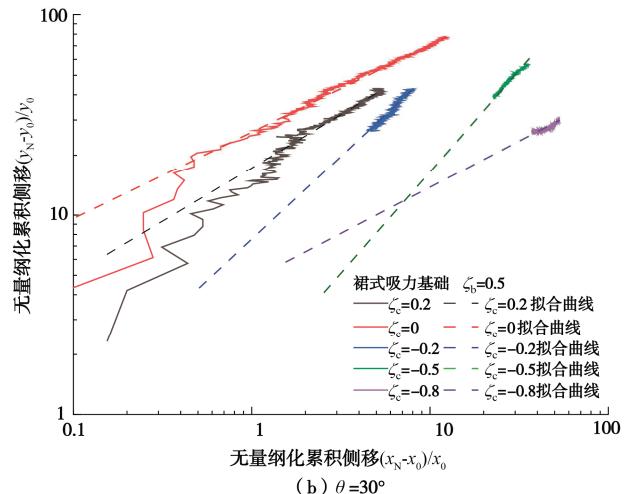
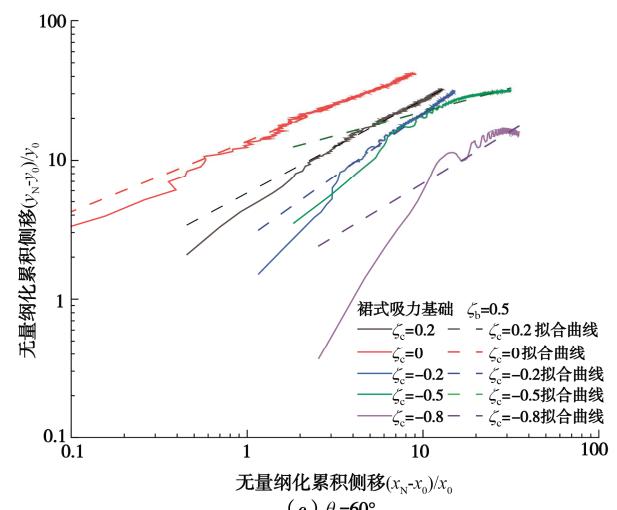
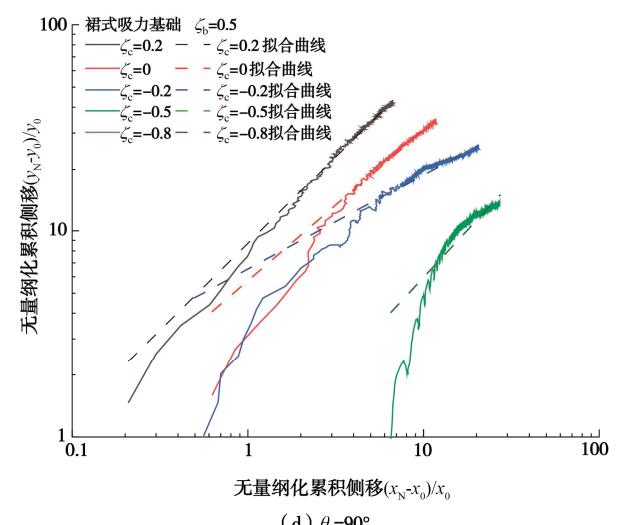
(a) $\theta = 0^\circ$ (b) $\theta = 30^\circ$ (c) $\theta = 60^\circ$ (d) $\theta = 90^\circ$

图 15 无量纲化累积侧移-循环次数对数关系曲线

Fig. 15 Normalized accumulated deflection logarithmic relationship curves

从图 15 可知, $T_{bz}(\zeta_b)T_{cz}(\zeta_c)$ 与加载方式密切相关, 需要对单向循环加载及双向循环加载情况分别进行拟合:

$$T_{bz}(\zeta_b)T_{cz}(\zeta_c) =$$

$$\begin{cases} \frac{1}{2} \cdot \zeta_b^{1.35} \times 0.7^{\zeta_c} + (1.5 \sin^{-1} \theta + 1)^{-1} \cdot e^{\zeta_c} & (\zeta_c \geq 0) \\ \frac{1}{2} \cdot \zeta_b^{1.35} \times 0.7^{\zeta_c} + (1.5 \sin^{-1} \theta + 1)^{-1} \cdot e^{\zeta_c} + 10^{\zeta_c} \cdot (\sin^{-1} \theta + 1)^{-1} \cdot e^{\zeta_c} & (\zeta_c < 0) \end{cases} \quad (16)$$

需要说明的是, 图 15 各工况均在 $\zeta_b=0.5$ 条件下开展, ζ_b 参数对裙式吸力基础水平面内总累积位移变化规律的影响将在未来进一步研究。

由于目前国内外吸力基础在不共面荷载作用下承载特性研究较少, 采用了已有吸力基础在单一水平循环荷载作用下的试验数据, 验证本文方法的准确性和适用性。

选取 Mahdi 等^[30]和李大勇等^[31]相关研究, 得到的吸力基础在水平循环荷载作用下试验结果进行验证。其中 Mahdi 等^[30]得到当 $\zeta_b=0.4$ 时, 此时, 吸力基础最大循环累积侧移为 200 mm, 施加的荷载的高度距基础顶板的高度为 215 mm, 由此计算所得的累积侧移, 就可知基础的倾角。结合以上数据, 代入拟合公式, 得到图 16。由李大勇等^[31]的研究中极限承载力图像及系数 ζ_b 可以进行拟合并预测裙式吸力基础累积侧移, 如图 17。

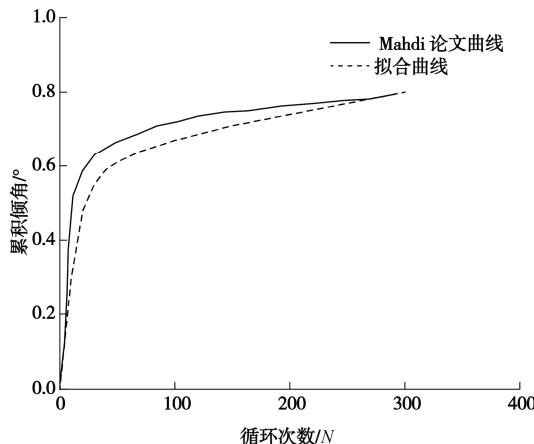


图 16 式 (3) 与 Mahdi 等^[30]结果比较

Fig. 16 Curves obtained by Mahdi and Eq. (3)

综上所述, 通过与已有成果进行比较发现, 本文提出的预测吸力基础循环累积侧移公式, 具有较好的适用性。

5 不共面加载对基础水平承载力的影响

5.1 荷载夹角的影响

本文研究中, 循环荷载幅值普遍大于单调荷载值, 导致基础沿循环荷载方向水平承载力将小于单调加载

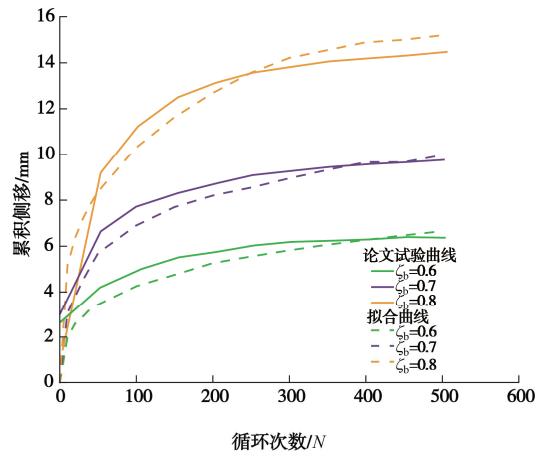


图 17 式 (3) 与李大勇等^[31]结果比较

Fig. 17 Curves obtained by Li and Eq.(3)

方向。获得与循环荷载方向的水平承载力将使得研究结果更偏于安全和保守, 可以更好地指导实际工程设计。因此, 不共面循环加载结束后, 将水平单调荷载卸除, 然后沿循环加载方向的正向, 以 0.5 mm/s 的速度, 对基础施加位移控制式单调加载, 直至基础倾覆失稳, 得到不共面加载后基础水平承载力。

图 18 给出了不共面加载后基础无量纲化水平承载力与荷载夹角的关系。无量纲化水平承载力用 $F_{\max}/[\pi(1/2D_1)^2 L_1 \gamma]$ 进行表达, 其中, D_1 为裙式吸力基础内桶直径, L_1 为裙式吸力基础桶高, γ 为砂土天然重度。在不共面荷载作用下, 最大承载力随荷载夹角的增大而降低, 原因在于循环荷载幅值不变的情况下, 荷载夹角越大, 吸力基础偏向单调荷载方向的运动距离越大, 从而远离土体压密区, 承载力降低。且在相同循环荷载幅值作用下, 随荷载夹角增大, 相较于共面加载, 基础承载力普遍降低, 最大降幅为 27%, 不共面加载降低了基础水平承载力, 导致基础偏于危险。此外, 裙式吸力基础在相同荷载夹角下, 循环荷载幅值越大, 承载力越高。

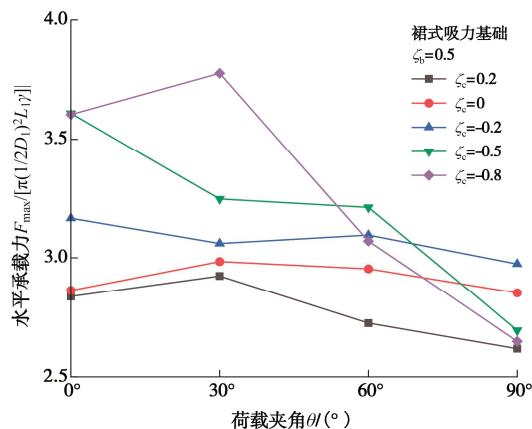


图 18 不同荷载夹角下裙式吸力基础承载力图

Fig. 18 Bearing diagram of MSC under misalignment angles

图 19 所示为传统吸力基础与裙式吸力基础水平承载力与荷载夹角关系图, 共面荷载和不共面荷载作用下, 在相同的循环荷载幅值和荷载夹角下, 裙式吸力基础均有更高的承载能力, 最大承载力提高 48.9%。

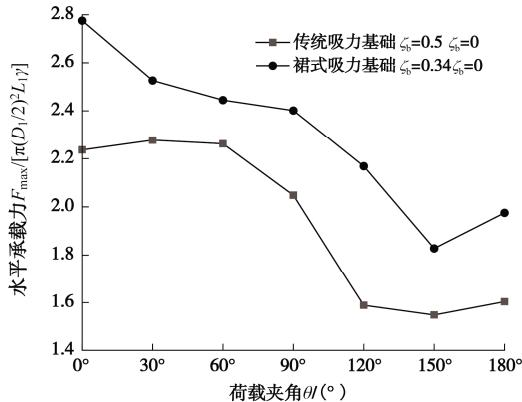


图 19 传统与裙式吸力基础不同荷载夹角下水平承载力

Fig. 19 Maximum accumulated deflection diagram under misalignment angles for RSC and MSC

5.2 不同加载阶段水平承载力特性研究

图 20 将传统与裙式吸力基础在共面加载前后开展的水平单调加载试验结果进行比较, 发现不共面加载前后, 两种基础形式水平承载力显著提高, 原因在于, 不共面加载后基础运动方向的土体被压密实, 承载力提高。

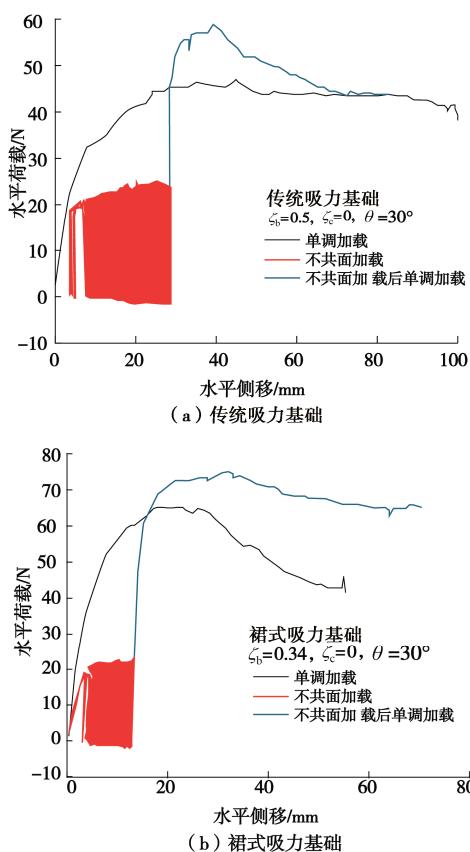


图 20 不同加载阶段承载力变化图

Fig. 20 Variation diagram of bearing capacity at different loading stages

6 结 论

开展模型试验, 研究了裙式吸力基础在水平不共面单调及循环荷载作用下的承载特性, 探讨了不共面荷载夹角、循环荷载幅值以及循环荷载形式的影响, 得到 4 点结论。

(1) 不共面加载条件下, 裙式吸力基础运动轨迹与单调荷载方向、循环荷载方向以及合力方向均不重合。裙式吸力基础在加载过程中在水平面内逐渐向单调荷载方向运动。这种现象随循环荷载幅值和双向循环加载程度的增大更加明显。相同荷载参数作用下, 裙式吸力基础水平面内总累积侧移较传统吸力基础降低 50%。

(2) 裙式基础在水平面内总累积侧移与荷载夹角密切相关。当 $\zeta_b=0.5$, $\zeta_c=0$ 时, 基础总累积侧移最大值发生在荷载夹角为 30° 情况, 表明将风浪等效为共面作用进行分析设计, 会导致设计结果偏于危险。循环荷载峰值一定 (ζ_b 为常数), 当荷载夹角为 30° , 基础水平面内总累积侧移最大值发生在 $\zeta_c=0$ 工况, 即单向加载情况; 当荷载夹角为 60° , 90° 时, 基础水平面内总累积侧移最大值发生在 $\zeta_c=-0.8$ 工况, 此时为双向加载情况。

(3) 对 Leblance 提出的单一循环荷载下吸力基础循环累积转角公式进行修正, 得到不共面单调及循环荷载共同作用下, 裙式吸力基础水平面内总累积侧移预测公式, 预测结果与模型试验结果吻合度较高, 同时, 进一步采用国内外模型试验研究成果, 验证公式的准确性, 预测结果良好。

(4) 不共面加载对基础水平承载力影响显著。不共面水平单调及循环加载后, 基础水平承载力较共面加载情况显著降低, 降低幅度随荷载夹角的增大逐渐提高, 最大降幅为 27%, 表明不共面荷载对基础承载力有更不利影响。此外, 裙式吸力基础在共面及不共面加载后, 水平承载力均较加载前有一定的提升, 主要原因为循环加载过程中, 基础周围砂土变密实。

实际工程中风荷载和波浪荷载量值及方向随时间也将发生显著变化, 需要进一步研究风浪荷载量值和方向变化对基础不共面承载特性和承载力的影响。此外, 模型试验条件下, 试验砂土地基应力过小导致砂土剪胀性较强, 吸力基础模型尺寸对于试验结果影响较大, 应进一步构建考虑试验相似性的模型试验结果与原型实际之间的关联。

利益冲突声明/Conflict of Interests: 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

作者贡献/Authors' Contributions: 张雨坤、宫伟远参与研究内容设计, 李大勇提供试验指导, 宫伟远、张恒完成试验和分析, 张雨坤、宫伟远、李大勇参与论文写作和修改。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。This study was designed by ZHANG Yukun and GONG Weiyuan. The experiments were supervised by LI Dayong. The experiments and analyses were conducted by GONG Weiyuan and ZHANG Heng. The manuscript was drafted and revised by ZHANG Yukun, GONG Weiyuan and LI Dayong. All the authors have read the last version of manuscript and consented for submission.

参考文献:

- [1] 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.
- [2] KELLY R B, HOULSBY G T, BYRNE B W. A comparison of field and laboratory tests of caisson foundations in sand and clay[J]. Géotechnique, 2006, **56**(9): 617-626.
- [3] 海上风电场工程风电机组基础设计规范: NB/T 10105—2018[S]. 北京: 中国水利水电出版社, 2018. (Code for Design of Wind Turbine Foundations for Offshore Wind Power Projects: NB/T 10105—2018[S]. Beijing: China Water & Power Press, 2018. (in Chinese))
- [4] FOGLIA A, GOTTAUDI G, GOVONI L, et al. Modelling the drained response of bucket foundations for offshore wind turbines under general monotonic and cyclic loading[J]. Applied Ocean Research, 2015, **52**: 80-91.
- [5] LI D Y, BAI Y, ZHANG Y K, et al. Accumulated displacement and unloading stiffness variations of modified suction caisson in sand under multidirectional lateral cyclic loading[J]. Ocean Engineering, 2022, **266**: 112975.
- [6] KOUKOURA C, BROWN C, NATARAJAN A, et al. Cross-wind fatigue analysis of a full scale offshore wind turbine in the case of wind - wave misalignment[J]. Engineering Structures, 2016, **120**: 147-157.
- [7] FISCHER T, RAINY P, BOSSANYI E, et al. Study on control concepts suitable for mitigation of loads from misaligned wind and waves on offshore wind turbines supported on monopiles[J]. Wind Engineering, 2011, **35**(5): 561-573.
- [8] 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.
- [9] JIN Z, YIN Z Y, KOTRONIS P, et al. A hypoplastic macroelement model for a caisson foundation in sand under monotonic and cyclic loadings[J]. Marine Structures, 2019, **66**: 16-26.
- [10] 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.
- [11] LI Z, LIU H Y, HICKS M A, et al. Influence of static - cyclic load misalignment on the drained tilting response of offshore monopiles in sand[J]. Computers and Geotechnics, 2023, **156**: 105306.
- [12] ARANY L, MACDONALD J H G, HOGAN S J, et al. Incorporating wind-wave misalignment and load directionality into the design of offshore wind turbine foundations[J]. Insights and innovations in structural engineering, Mechanics and Computation, 2016, **180**: 10-22.
- [13] NIKITAS G, VIMALAN N J, BHATTACHARYA S. An innovative cyclic loading device to study long term performance of offshore wind turbines[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, **82**: 154-160.
- [14] CAO G W, CHEN Z X, WANG C L, et al. Dynamic responses of offshore wind turbine considering soil nonlinearity and wind-wave load combinations[J]. Ocean Engineering, 2020, **217**: 108155.
- [15] 李大勇, 冯凌云, 张雨坤, 等. 饱和细砂中裙式吸力基础水平单调加载模型试验: 承载力及变形分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(11): 2030-2037. (LI Dayong, FENG Lingyun, ZHANG Yukun, et al. Model tests on lateral bearing capacity and deformation of skirted suction caissons in saturated fine sand under horizontal monotonic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(11): 2030-2037. (in Chinese))
- [16] 李大勇, 王栋林, 张雨坤, 等. 黏性土中裙式吸力基础沉贯与注水拔出试验研究[J]. 岩土工程学报, 2020, **42**(3): 568-575. (LI Dayong, WANG Donglin, ZHANG Yukun, et al. Model tests on penetration and extraction of modified suction caissons in clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(3): 568-575. (in Chinese))
- [17] 张雨坤, 秦廷辉, 李大勇, 等. 分层土中裙式吸力基础吸力沉贯特性模型试验研究[J]. 岩土力学, 2022, **43**(5): 1317-1325. (ZHANG Y K, QING T H, LI D Y, et al. Model tests on installation behavior of modified suction caissons in

- layered soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, **43**(5): 1317-1325. (in Chinese))
- [18] LI D Y, HOU X Y, ZHANG Y K, et al. Studies on suction-assisted installation behavior of suction caissons in clay under various undrained shear strengths[J]. China Ocean Engineering, 2023, **37**(6): 989-999.
- [19] ZHANG Y K, LI D Y, GAO Y F. Earth pressures on modified suction caisson in saturated sand under monotonic lateral loading[J]. Journal of Renewable and Sustainable Energy, 2016, **8**(5): 053312.
- [20] ZHANG Y K, XIANG Q, LI D Y, et al. Sand deformation behavior around modified suction caissons during lateral loading and analytical method obtaining lateral bearing capacity[J]. Ocean Engineering, 2024, **300**: 117367.
- [21] 李大勇, 张景睿, 张雨坤, 等. 饱和砂土中裙式吸力基础水平循环特性和累积转角变化规律[J]. 岩土力学, 2021, **42**(3): 611-619. (LI Dayong, ZHANG Jingrui, ZHANG Yukun, et al. Bearing behavior and accumulated rotation of modified suction caisson (MSC) in saturated sand under cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, **42**(3): 611-619. (in Chinese))
- [22] 福州市长乐区人民政府.沉贯完成!长乐海上风电场创多项全球之最 [DB/OL]. http://www.fzcl.gov.cn/xjwz/zwgk/zfxxgkzdgz/zdjsxm/jsqk/202112/t20211221_4273809.htm. 2021-12-21. (The People's Government of Changle District, Fuzhou City. Completion of Penetration! Changle Offshore Wind Farm Sets Multiple Global Records [DB/OL]. https://www.fzcl.gov.cn/xjwz/zwgk/zfxxgkzdgz/zdjsxm/jsqk/202112/t20211221_4273809.htm. 2021-12-21. (in Chinese))
- [23] 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.
- [24] DNV GL: Environmental Conditions and Environmental Loads: DNVGL-RP-C205[S]. 2021.
- [25] 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.
- [26] LEBLANC C, BYRNE B W, HOULSBY G T. Response of stiff piles to random two-way lateral loading[J]. Géotechnique, 2010, **60**(9): 715-721.
- [27] VICENT S, KIM S R, HUNG L C. Effects of long-term cyclic horizontal loading on bucket foundations in saturated loose sand[J]. Applied Ocean Research, 2019, **91**: 101910.
- [28] FOGLIA A. Bucket Foundations under Lateral Cyclic Loading[D]. Aalborg: Department of Civil Engineering, Aalborg University, 2015.
- [29] ZHOU W J, GUO Z, WANG L Z, et al. Numerical model for suction caisson under axial cyclic loadings[J]. Ocean Engineering, 2021, **240**: 109956.
- [30] SHAKERAN M, SOROUSH A. Centrifuge testing on ordinary and hybrid suction caissons subjected to cyclic lateral loading[J]. Ocean Engineering, 2024, **300**: 117471.
- [31] 李大勇, 黄凌星, 吴宇旗, 等. 海上风电裙式吸力基础水平变幅非对称循环承载特性[J]. 太阳能学报, 2023, **44**(10): 391-399. (LI Dayong, HUANG Lingxia, WU Yuqi, et al. Bearing behaviors of modified suction caisson under horizontal variable amplitude and asymmetrical cyclic loads for offshore wind turbines[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2023, **44**(10): 391-399. (in Chinese))