

粉砂-钢界面剪切特性试验研究

李亦泽¹, 沈侃敏^{2,3}, 芮圣洁^{1*}, 张士泓¹

(1. 浙江大学 建筑工程学院, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学 浙江省海洋岩土工程与材料重点实验室, 浙江 杭州 310058;
3. 中国电建集团华东勘测设计研究院有限公司 浙江省深远海风电技术研究重点实验室, 浙江 杭州 311122)

摘要: 目前已大量开展桩身与砂土、黏土地层剪切作用的相关研究, 但对于粉砂层与钢桩的界面特性研究亟待开展。为探究粉砂-钢界面摩擦角的影响及打桩过程对界面摩擦角的影响, 通过大型界面环剪仪开展了一系列单向及双向非等幅循环剪切试验, 并将试验结果与典型砂-钢界面剪切结果进行了对比。单向试验结果表明: 界面摩擦角与初始法向应力呈负相关, 但影响不显著, 与密度呈正相关并且影响稍显著, 上述影响效果与砂-钢界面剪切试验一致; 摩擦角峰值与粉砂中砂粒含量呈负相关, 并且影响更为敏感; 在考虑打桩路径的非等幅循环剪切试验中, 发现双向剪切时界面摩擦角较单向剪切显著增大, 并且当正反方向剪切幅值比固定时, 改变剪切幅值将对界面摩擦角产生较大影响。本文研究厘清了相关因素对粉砂-钢界面摩擦角的影响特性, 可为含粉砂层的桩基施工及设计提供必要参考。

关键词: 粉砂; 钢表面; 界面剪切; 界面摩擦角; 打桩路径; 环剪仪

中图分类号: TU41

文献标志码: A

文章编号: 2096-7195(2024)04-0328-09

Experimental study on shear characteristics of silty sand-steel interface

LI Yize¹, SHEN Kanmin^{2,3}, RUI Shengjie^{1*}, ZHANG Shihong¹

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China;

2. Key Laboratory of Offshore Geotechnics and Material of Zhejiang Province, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China;

3. Zhejiang Provincial Key Laboratory of Deep Sea Wind Power Technology, Power China Huadong Engineering Corporation Limited, Hangzhou 311122, Zhejiang, China)

Abstract: At present, there are many researches on shear interaction between pile and sand and clay stratum, but there is still a lack of researches on interface characteristics between silty sand layer and steel pile. In order to explore the factors influencing the interface friction angle of silty sand-steel and the impact of pile driving path on the interface friction angle, a series of unidirectional and bidirectional cyclic shear tests with different amplitude were carried out by a large interface ring shear instrument. The test results were compared with the typical sand-steel interface shear results. It is found that the initial normal stress is negatively correlated with the interface friction angle, but the influence is not significant, while the density is positively correlated with the interface friction angle and the influence is slightly greater. The above effects are consistent with the sand-steel interface shear test. The peak value of friction angle is negatively correlated with sand content in silty sand and the influence is more sensitive. It is found that the interface friction angle of bidirectional shear is significantly larger than that of unidirectional shear in the non-constant amplitude cyclic shear test simulating the pile driving path, and when the positive and negative shear amplitude ratio is fixed, changing the shear amplitude will have a great effect on the interface friction angle. In this paper, the influence characteristics of related factors on the friction angle of silty sand-steel interface are clarified, which can provide a necessary reference for the construction and design of pile foundations with silty sand layer.

Key words: silty sand; steel surface; interfacial shear; interface friction angle; pile driving path; ring shear instrument

收稿日期: 2023-03-02

基金项目: 国家自然科学基金 (52101334); 浙江省海洋岩土工程与材料重点实验室开放基金 (OGME21003)。

作者简介: 李亦泽 (1998—), 男, 浙江绍兴人, 硕士研究生, 主要从事海洋岩土工程的工作。E-mail: 22012007@zju.edu.cn。

*通信作者: 芮圣洁 (1994—), 男, 安徽阜阳人, 博士, 主要从事海洋岩土科研的工作。E-mail: shengjie.rui@ngi.no。

0 引言

据国际能源署 (IEA) 及国际可再生能源署 (IRENA) 预测, 若要将温度上升限制在 $1.5\text{ }^{\circ}\text{C}$, 到 2050 年全球海上风电容量需达 2 000 GW, 但目前的装机容量还不到这一目标的 2%, 2030 年的预测装机量是这一目标的 13%, 可见海上风电具有极大的发展潜力^[1]。

海上风机基础型式如图 1 所示。常见的海上风机固定式基础类型主要有重力式浅基础、大直径单桩基础、高桩承台基础、桶形基础、导管架基础等多种型式, 其中海上大直径单桩占比超 80%^[2]。广泛应用的大直径单桩基础桩径一般在 5~10 m, 其入土深度一般达到海床表面以下 30~60 m 的深度, 主要依靠桩-土之间的界面抗力来抵抗风机所受荷载。

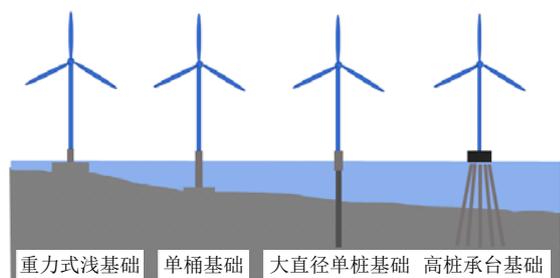


图 1 海上风机基础型式

Fig. 1 Different types of offshore wind turbine foundation

目前, 海上大直径桩的贯入主要采用液压锤击的打入方式^[3]。考虑到海上打桩费用巨大, 需在保证施工安全和安装质量的前提下尽快完成打桩任务。提高液压锤能量输入, 可以有效减少锤击数, 但需注意当输入能量较大时, 可能造成桩身应力过大致使桩身损伤, 丧失原有的承载能力, 或是发生溜桩造成严重的工程事故。基于此, 利用可打性分析指导施工液压锤的能量输入显得尤为重要。考虑到海上大直径桩多为摩擦桩, 桩侧阻力提供的桩竖向承载力占比大, 可打性分析时应重点关注侧阻。桩侧阻力因桩身侧壁与土体的相对位移产生, 桩土界面特性会影响桩侧阻力, 所以需首先明确桩土界面剪切特性的相关影响因素。目前来看, 国内外的学者已开展大量剪切试验来探究针对砂土、黏土与钢界面的剪切特性。

(1) 砂-钢界面剪切试验方面: 通常来讲, 砂土和钢界面之间的界面剪切可根据剪切位移的大小分为小位移剪切和大位移剪切两类。前者关注的

是界面的峰值强度和小位移时界面的力学行为; 而大位移剪切则侧重于界面特性在剪切过程中的变化情况, 包括界面摩擦角、界面粗糙度、颗粒破碎等情况^[4], 并对桩基础在大位移沉贯时所受到的土体抗力开展了研究^[5]。在小位移剪切试验方面, POTYONDY^[6] 开展了砂-钢、砂-木材、砂-混凝土等多种砂-结构物界面之间的剪切试验, 发现法向应力和界面粗糙度会显著影响界面强度的发挥; YOSHIMI 等^[7] 探究了砂土密实度和界面粗糙度的影响, 结果表明, 砂土密实度相较于界面粗糙度对界面强度的影响较小。大位移剪切试验方面, YANG 等^[5] 发现大位移剪切后界面的颗粒破碎明显, 剪切区厚度随法向应力和剪切位移的增大而逐渐增加, 大位移剪切试验得到的摩擦角完全可以用于桩基沉贯设计; 同样, HO 等^[4] 研究了法向应力、剪切距离、颗粒级配和界面位置等因素对界面特性演变的影响, 结果表明, 由大位移剪切导致的颗粒破碎、界面粗糙度降低等特性变化对界面摩擦角有显著影响; MIAO 等^[8] 和 WEI 等^[9] 研究了环剪试验中的颗粒破碎和颗粒级配的变化情况, 发现大位移环剪试验可以给出有效的界面摩擦角; RUI 等^[10-11] 和芮圣洁等^[12] 基于砂-钢界面大位移单向试验和循环剪切试验, 探究了大位移剪切过程中的颗粒破碎情况并且评估了其对界面摩擦角发挥造成的影响, 研究指出, 随着剪切位移的增加, 颗粒在界面上的破碎使得界面摩擦角逐渐增大, 并最终稳定在某一数值; 周文杰^[2] 也做了相关的大位移剪切试验, 发现在剪切过程中, 由于颗粒级配受破碎的影响发生改变, 增加了土体密实度, 并分析认为这是使界面摩擦角增大的主要原因。

(2) 在黏土-钢界面剪切试验方面: POTYONDY^[6] 最早开展了结构-软土界面剪切试验, 采用依据应力和应变控制方式的界面直剪仪研究不同土体和结构之间界面剪切阻力的性质, 同时分析了黏聚力的变化。结果表明, 影响界面强度的最重要参数是法向应力水平、固结条件、土体性质以及结构面粗糙度。TSUBAKIHARA 等^[13] 采用单剪剪切试验和直接剪切试验对正常固结的黏土-钢界面之间的摩擦阻力进行试验研究, 还测量了界面上的超孔隙水压力。结果表明, 钢表面的粗糙度有一个临界值, 当钢表面比临界粗糙度光滑时, 界面上会发生滑移, 摩擦阻力随之下降, 当粗糙度超过临界值时, 黏土试样内部会发生剪切破坏, 此时最大摩擦阻力取决于黏土本身的剪切强度。桑伟等^[14]

研究了钢材切削黏土界面时含水率对界面特性的影响,结果表明,界面峰值剪应力随含水率增加先提高后降低。

上述研究表明,针对砂土、黏土-钢界面特性的研究比较充分。然而,实际工程中常遇到成层土的海床底层,江苏、福建等海域的海上风电场常遇到粉砂层,现场打桩的条件十分复杂。但目前针对粉砂-钢界面特性的相关研究还很少,因此本文选择开展大位移情况下粉砂-钢界面的剪切特性研究。

1 粉砂-钢界面剪切试验概述

API^[15] 规范提出,桩侧静态摩阻力随位移的发挥曲线可由“ $t-z$ ”曲线表示,如图2所示^[2]。其中, $t_{\max} = K\sigma_v \tan \varphi$, t_{\max} 为桩侧静态摩阻力, φ 为桩土界面摩擦角, K 为静止侧向土压力系数, σ_v 为竖向有效应力。图2中的 t 为桩侧摩阻力, z 为竖向位移, z_{peak} 为桩侧静态摩阻力对应的竖向位移。可知,桩土界面摩擦角和土体有效应力影响桩侧静态摩阻力,因而探究桩土界面特性、界面摩擦角对明确桩侧阻力以及下一步的打桩分析有着重要作用。为研究界面摩擦角 φ 的影响因素,本文针对粉砂-钢界面特征中的界面摩擦角开展了单向大位移剪切试验情况,探究界面摩擦角的相关影响因素;同时考虑到打桩时的真实情况,即桩身在每次下沉后都会发生一定程度的回弹,回弹值小于沉降值,基于此开展了双向不等幅循环剪切试验。

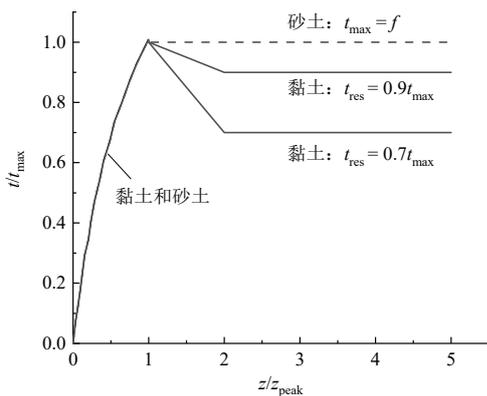


图2 API规范中砂土和黏土的 $t-z$ 曲线

Fig. 2 $t-z$ curves for sand and clay in API code

1.1 试验仪器

本研究采用的试验仪器是浙江大学自主开发的界面环剪仪,如图3所示^[16]。界面环剪仪由剪切环、测量仪器(角度传感器、力传感器、扭矩传感器)、控制模块(传力杆、气缸、控制电机)等部件组成。剪切环由一个外环和一个内环组成,直径分

别为300 mm和200 mm,与SADREKARIMI等^[17]所采用的尺寸接近(270 mm和203 mm)。在本研究中,采用低界面配置,即土体放置于上环中,钢环置于下环。该装置可用的剪切速率位于0.01~7.2 mm/min。



图3 界面环剪仪

Fig. 3 Interfacial ring shear instrument

本研究中的边界条件为恒定法向载荷(Constant Normal Load, CNL)条件。研究中的界面强度是恒定法向应力 σ_{cs} 条件下发挥的界面剪应力 τ 。图4为测试原理图。法向应力 σ_{cs} 可表示为:

$$\sigma_{cs} = \frac{W}{\pi(R_2^2 - R_1^2)} \quad (1)$$

式中: W 为测试期间施加在界面上的法向应力合力; R_1 、 R_2 分别为内环和外环的半径。

界面上的剪应力 τ 见下式:

$$\tau = \frac{3M}{2\pi(R_2^3 - R_1^3)} \quad (2)$$

式中: M 为测得的扭矩。

因此,界面摩擦角 δ_{cs} 可通过如下方式计算:

$$\delta_{cs} = \tan^{-1}\left(\frac{\tau}{\sigma_{cs}}\right) \quad (3)$$

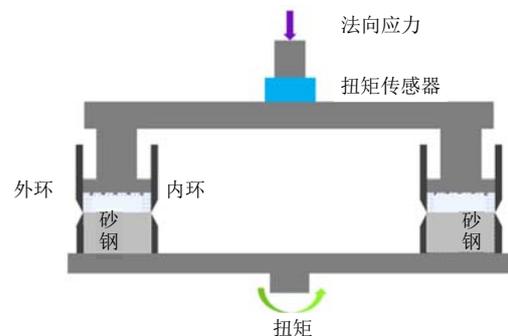


图4 测试原理图

Fig. 4 Schematic diagram of test principle

1.2 试验土样

粉砂土颗粒粒径介于细砂土和粉土之间,其颗粒组成以砂粒和粉土为主。因此,试样土样由日本丰浦砂和200目石英粉按照规范中的级配比例配置

而成。其中, 丰浦砂的基本物理参数如表 1 所示, 丰浦砂与石英粉外观见图 5。考虑到现场(海上)砂粒与粉土基本都处于饱和状态, 其摩擦角性质与处于完全干燥状态时的基本相当, 因此本试验土样不含水。

表 1 丰浦砂的基本物理参数

Table 1 Basic physical parameters of Toyoura sand

平均粒径	土粒比重	不均匀系数	最大孔隙比	最小孔隙比
D_{50}/mm	G_s	C_u	e_{\max}	e_{\min}
0.17	2.64	1.7	0.997	0.597



(a) 丰浦砂



(b) 石英粉

图 5 丰浦砂与石英粉外观

Fig. 5 Toyoura sand and silica powder

1.3 钢界面

界面剪切试验中底环采用钢界面, 如图 6 所示。TOVAR-VALENCIA 等^[18] 研究认为, 钢材在未锈蚀时表面粗糙度在 $3.25 \mu\text{m}$ 左右, 因此将本试验的钢界面粗糙度统一设置为 $3.25 \mu\text{m}$ 。底环采用 US45 钢, 外径为 300 mm, 内径为 200 mm。在每次试验开始之前, 钢环表面都会放置于喷砂机进行重新打磨, 以确保每次试验时钢界面粗糙度保持不变, 避免粗糙度对试验结果的影响。喷砂机如图 7 所示。打磨后将钢环分成 8 个相等的部分, 为控制粗糙度在 $(3.25 \pm 0.1) \mu\text{m}$, 利用粗糙度测量仪检查确认钢环表面各部分是否满足。粗糙度测量仪如图 8 所示, 采用接触式测量, 型号为 TR200。当测量工件表面粗糙度时, 将传感器放在工件被测表面上, 由仪器内部的驱动机构带动传感器沿被测表面做等速滑行, 传感器通过内置的锐利触针感受被测表面的粗糙度, 此时工件被测表面的粗糙度引起触针产生位移, 该位移使传感器电感线圈的电感量发生变化,

于是就输出一个和触针上下的位移量成正比的信号进行积分计算, 即可由指示表直接读出表面粗糙度 R_a 值。



图 6 钢界面

Fig. 6 Steel interface



图 7 喷砂机

Fig. 7 Sand blasting machine



图 8 粗糙度测量仪

Fig. 8 Roughness measuring instrument

1.4 单向剪切试验设计

表 2 是单向界面剪切试验组别。根据 SADREKARIMI 等^[17] 的试验结果可知, 剪切速率对砂土剪切强度的影响可忽略不计, 因此本试验的剪切速率一致设为 5 mm/min (即下剪切环每分钟旋转 2°)^[10]。组 1~3 旨在探究初始法向应力对界面摩擦角的影响, 其中参考了江苏某海上风电场 75 个桩基点位的地勘报告, 发现粉砂层主要分布在土表面以下 $15 \sim 30 \text{ m}$ 处, 同时在 10 m 、 50 m 处也有分布, 因此, 综合土层有效重度, 将试验组 1~3 施加的初始法向应力分别设定为 200 kPa 、 350 kPa 、

100 kPa。组 1、4、7 探究了密实度对界面摩擦角的影响，通过室内土工试验测得粉砂相应的最大、最小干密度，将 3 组试验组密实度分别设置为 34%、65%、90%，计算出此密实度对应的土样高度，并将土样高度精确到 0.1 cm，力图尽可能减小试验误差。组 1、5、6 探究了粉砂级配对界面摩擦角的影响，根据上文相关规定可知粉砂中砂粒含量应为 50%~85%，因此设计砂粒含量占比为 70%、60%、50%的 3 组试验，各级配粉砂示意图见图 9。

表 2 单向界面剪切试验组别

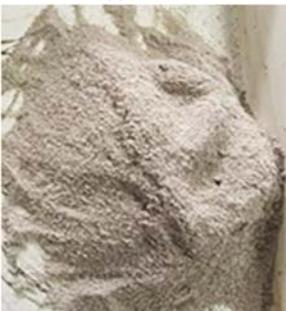
试验组别	粉砂级配	法向应力/kPa	剪切路径	密实度/%
1	含 70%砂	200	单向剪切	65
2	含 70%砂	350	单向剪切	65
3	含 70%砂	100	单向剪切	65
4	含 70%砂	200	单向剪切	34
5	含 60%砂	200	单向剪切	65
6	含 50%砂	200	单向剪切	65
7	含 70%砂	200	单向剪切	90



(a) 含砂量为 50%



(b) 含砂量为 60%



(c) 含砂量为 70%

图 9 各级配粉砂示意图

Fig. 9 Samples with different content of silty sand

1.5 循环剪切试验设计

图 10 是基于自主开发的打桩模拟分析软件得到的一击完整锤击过程中桩身贯入时程图。设定锤击的频率为 1 s/击，软件基于波动理论开发并与商业软件 GRLWEAP 对比良好。从图 10 中可以看出，前期桩身以近似正反位移 4:1 的比例循环贯入，但幅值略微有所改变，后续逐渐趋于正反向等幅循环。参考此打桩路径，开展了 3 组双向不等幅循环剪切试验，分别为 20 mm:5 mm、10 mm:5 mm、4 mm:1 mm (见表 3)，以期评估幅值及正反剪切幅值比对界面摩擦角的影响。

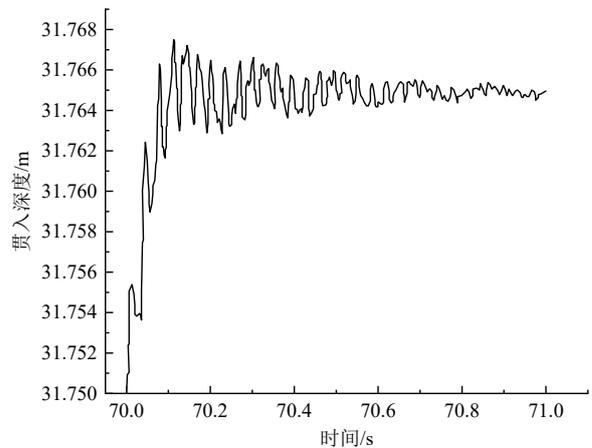


图 10 桩身贯入时程图

Fig. 10 Pile penetration-time diagram

表 3 双向界面剪切试验组别

试验组别	剪切路径	粉砂级配	法向应力/kPa	密实度/%
1	循环剪切 (20 mm:5 mm)			
2	循环剪切 (10 mm:5 mm)	含 70%砂	200	65
3	循环剪切 (4 mm:1 mm)			

2 大位移单向剪切试验结果与分析

2.1 法向应力对粉砂-钢界面摩擦角的影响

图 11 描述了不同法向应力下粉砂和钢界面间的摩擦角 φ 与剪切位移 u 的关系。考虑到剪切过程中可能发生的漏砂问题，仅对前 50 mm 采取连续测量记录^[10]，在此期间，图中曲线呈现出一定的震荡现象。50 mm 后继续剪切时将通过限位器关闭内外环之间的缝隙，仅在到达剪切目标位移时取消限位器的压实作用进行读数，即在此期间采取间断测

量、记录、作图, 后续所有工况都采用这种方式。

图 11 结果表明, 在 100 kPa、200 kPa、350 kPa 工况下, 界面摩擦角的峰值几近一致。同时, 如图 11 中黑框所示, 3 组不同初始法向应力工况的试验组基本都在 $u = 5.5 \text{ mm}$ 时达到峰值, 初步认为初始法向应力对粉砂-钢界面单向剪切过程中的摩擦角峰值影响较小。随着剪切位移逐渐增大, 界面摩擦角趋于稳定, 并在 10 m 位移处可观察到 350 kPa 试验组的摩擦角残余值相较于 100 kPa 以及 200 kPa 试验组显著偏小, 但考虑到未测量的后续位移可能存在的摩擦角小幅度回弹等原因, 同时综合 50~1000 mm 完整剪切过程, 可发现 3 组的界面摩擦角变化趋势以及幅度基本保持一致, 因此, 可认为初始法向应力对于摩擦角残余值数值大小的影响也不显著, 仅在趋势上体现为初始法向应力越小, 摩擦角残余值越大。

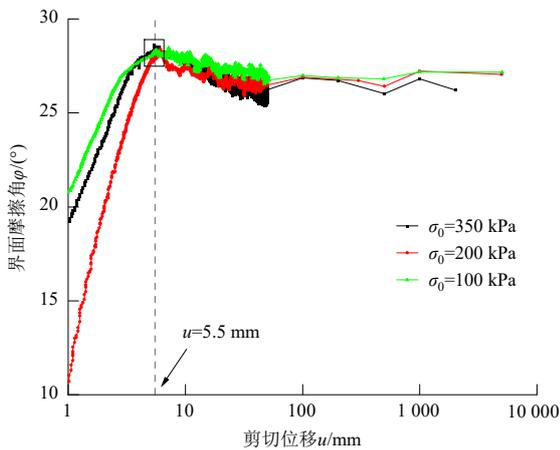


图 11 不同法向应力下粉砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系
Fig. 11 Interface friction angle-shear displacement relationship at silty sand-steel interface under different normal stresses

图 12 是陈健伟^[19]有关单向界面剪切时不同法向应力下砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系, 相对密实度约为 72.4%, 与本试验基本一致。可以看到, 总体趋势与本试验一致, 即相同情况下, 初始法向应力越小, 相应的摩擦角残余值越大。区别在于, 初始法向应力在数值上会较大幅度影响砂-钢界面摩擦角, 而粉砂-钢界面摩擦角峰值受初始法向应力影响较小, 摩擦角残余值受影响程度也很小。对于摩擦角随初始法向应力增大而减小的原因, 可能是粉砂的剪胀性在初始法向应力较低时更为明显, 在应力较高时会受到抑制。

2.2 密实度对粉砂-钢界面摩擦角的影响

图 13 显示了单向剪切距离达 10 m 过程中不同密实度下粉砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系。结果

表明, 摩擦角峰值和残余值都随密实度的增长而显著提升。其中, 3 组试验中, 密实度较大者的摩擦角峰值比密实度较小者依次增长 1.05%、3.26%, 同时, 在低密实度增长到中密实度时, 摩擦角峰值的增长幅度大于从中密实度到大密实度的增长幅度, 但 3 组摩擦角均在 $u = 6.7 \text{ mm}$ 处达到峰值, 即密实度对峰值滑移段无影响。同样地, 摩擦角残余值依次增长 2.22%、2.27%, 相较于初始法向应力, 密实度对摩擦角残余值的影响更为显著, 但在低一中一高密实度增长方面, 摩擦角增长幅度基本一致。

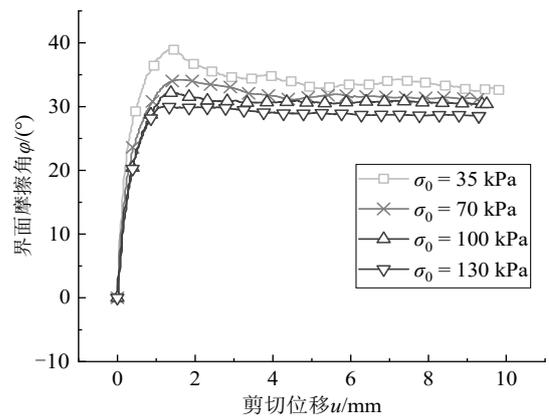


图 12 不同法向应力下砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系
Fig. 12 Interface friction angle-shear displacement relationship at sand-steel interface under different normal stresses

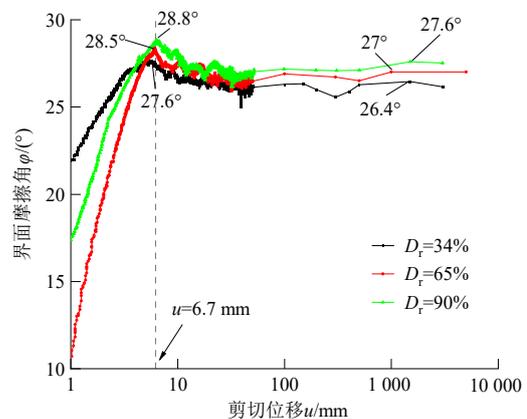


图 13 不同密实度下粉砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系
Fig. 13 Interface friction angle-shear displacement relationship at silty sand-steel interface under different densities

图 14 是陈健伟^[19]有关不同密实度下砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系, 与图 13 对比可见, 两者受密实度改变所引起的整体趋势一致, 但砂-钢界面摩擦角峰值以及残余值在低密实度增加至中密实度时增长幅度都较大。粉砂、砂-钢界面摩擦角对于密实度的敏感度差异原因可能是: 当密实度等幅增长时, 粉砂试样中仅有一定比例的砂, 砂颗粒总体的咬合

力增长及嵌锁作用增强程度不及纯砂粒的试样。

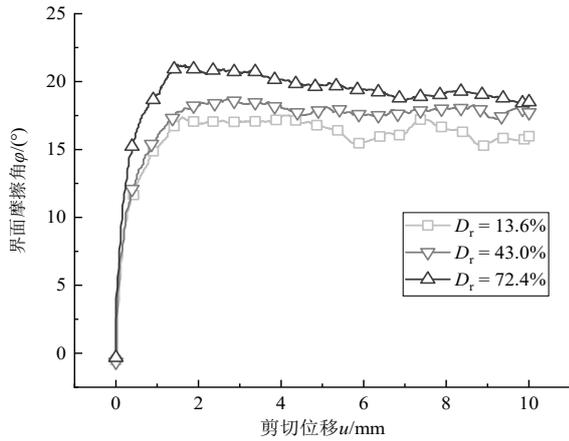


图 14 不同密实度下砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系
 Fig. 14 Interface friction angle-shear displacement relationship at sand-steel interface under different densities

2.3 粉砂级配对粉砂-钢界面摩擦角的影响

图 15~16 分别为剪切前 50 mm 以及剪切至 10 m 过程中粉砂-钢界面摩擦角-剪切位移关系。试验结果表明：含砂量占比分别为 50%、60%、70% 的 3 组试验工况达到摩擦角峰值的剪切位移分别为 4.8 mm、6.9 mm、8.5 mm，呈现出粉砂试样中含砂占比越低峰值滑移段越短的趋势；同时，三者的摩擦角峰值也呈现由大到小的趋势，分别为 29.6°、29.0°、28.1°，相应的增长率为 2.06%、3.2%，即粉砂试样中砂含量在规定的范围内相应减小时摩擦角峰值增大，同时峰值滑移距离缩短。DEJONG 等^[20]指出：在 CNL 的条件下，较小的颗粒将发挥更高的界面强度。粉砂试样中含砂量对于界面摩擦角的影响可以从这一角度考虑。

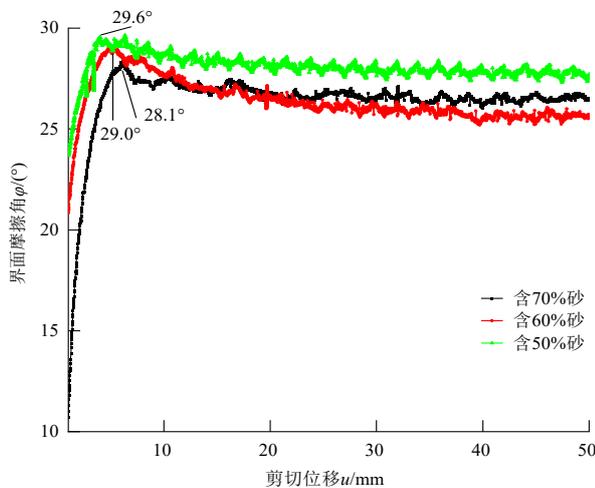


图 15 不同粉砂级配下前 50 mm 界面摩擦角-剪切位移关系
 Fig. 15 Interface friction angle-shear displacement relationship of the first 50 mm under different content of silty sand

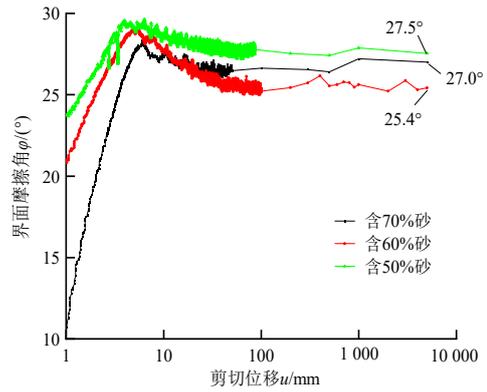


图 16 不同粉砂级配下前 10 m 界面摩擦角-剪切位移关系
 Fig. 16 Interface friction angle-shear displacement relationship of the first 10 m under different content of silty sand

当经过峰值滑移点后，60%砂含量试验组摩擦角下降速率增大，而 70%砂含量试验组摩擦角则缓慢下降，最终 3 组试验组在 50 mm 时基本趋于稳定。位移达到 10 m 时，仍是 50%砂样试验组的界面摩擦角最大，但 70%砂样试验组的界面摩擦角却反比 60%砂样试验组大 6.29%。因此，粉砂级配对于大位移单向剪切后的摩擦角残余值影响很大，尽管摩擦角残余值未像摩擦角峰值一般有明确的增减关系，但考虑到其对峰值界面摩擦角数值影响都较大，因此，应重点关注粉砂试样中砂的含量对粉砂-钢界面摩擦角的影响。

2.4 破碎带探究

破碎带 (Fracture Zone) 是指界面附近包含大量明显破碎颗粒的区域^[21]。图 17~18 为剪切后的土剖面情况以及钢环表面土体情况。破碎带图如图 19 所示，与芮圣洁^[16]在文献中所描述的砂-钢界面剪切试验后的破碎带相比，并无明显破碎带。而图 18 红框内的深色土颗粒表明，钢环表面也只有粉砂-钢界面会有少量颗粒破碎。可能的原因是：剪切过程中，粉砂试样内部的砂粒受到粉土的包裹使得砂粒间以及砂粒、粉土间的摩擦破碎现象大幅减少，同时采用的砂样粒径为 0.17 mm，一般认为粒径小于 0.2 mm 时很难发生颗粒破碎，但在接触面上，由于钢环表面有一定的粗糙度，使得颗粒在较高压力情况下仍会发生小幅度的破碎现象。



图 17 剪切剖面图
 Fig. 17 Shear profile



图 18 钢环表面图

Fig. 18 Surface diagram of steel ring

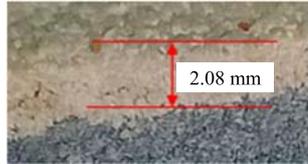


图 19 破碎带图

Fig. 19 Fracture zone diagram

3 不等幅循环剪切试验结果与分析

图 20 为不等幅循环剪切试验组与单向剪切试验组的界面摩擦角-剪切位移关系图, 前 50 mm 采取了连续测量记录, 其中 3 种不同的循环方式也都经历了数次完整的正向剪切距离峰值至反向剪切距离峰值的循环。从图 20 中可以看出, 当从反向剪切转为正向剪切后, 界面摩擦角随正向剪切位移增大而逐渐增大, 到达循环剪切后的峰值时, 继续剪切则会使摩擦角发生小幅下降, 后续会稳定在某一值, 为统一表述, 将此称作循环后摩擦角残余值。同时, 在后续剪切时为防止漏砂也需要采用限位器使环剪仪在内外环空隙关闭的情况下进行剪切, 仅在到达指定位移时取消限位器的压实作用并进行读数记录, 此数值为上述循环后的摩擦角残余值, 而非循环后的摩擦角峰值。

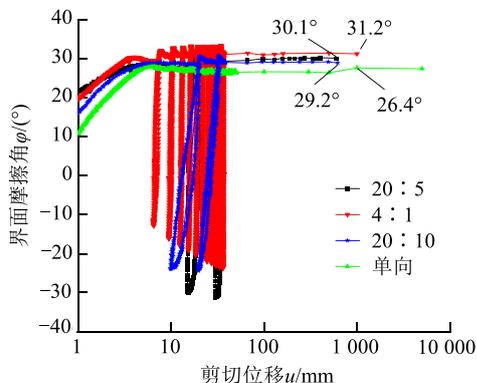


图 20 不等幅循环剪切与单向剪切时界面摩擦角-剪切位移关系

Fig. 20 Relation between interface friction angle and shear displacement in non-constant amplitude cyclic shear and unidirectional shear tests

4 组试验除了剪切路径存在差异以外, 密实度、初始法向应力以及粉砂级配等条件都保持一致。试验结果表明, 4 组试验的摩擦角峰值基本一致, 峰值所对应的剪切位移距离有较小差距, 但均在第一个正向剪切周期内达到。后续历经反向剪切至正向剪切后, 可以明显观察到循环后的摩擦角峰值有所提升, 并且不同的循环路径对摩擦角峰值的提升程度略有不同, 其中小幅度组即 4 : 1 试验组对摩擦角峰值的提升幅度最大。

随后, 在标量位移达到 50 mm 后, 各试验组的循环后摩擦角残余值趋于稳定, 不随剪切位移增加而大幅波动。将剪切标量位移达到 1 m 时各循环剪切组的摩擦角残余值与单向剪切组进行对比, 结果表明: 循环剪切对摩擦角残余值提升显著, 其中提升最大的试验组增长了 18.2%, 提升最小的试验组也达到了 10.6%, 可见剪切路径的影响远大于上述密实度、初始法向应力等因素。

在循环路径方面, 小幅度试验组 (4 : 1) 的摩擦角残余值大于大幅度试验组 (20 : 5), 即正反剪切幅值比例相同的情况下, 幅值越小界面摩擦角残余值越大, 这点与芮圣洁^[6] 论文中关于循环剪切试验幅值对砂-钢界面摩擦角的影响特点所述一致; 另外, 在幅值基本保持较高水平时 (20 : 10 试验组与 20 : 5 试验组), 正反剪切幅值比对摩擦角影响不大, 关键影响因素仍是剪切幅值。对于循环剪切受幅值影响更为敏感的原因可能在于: 当幅值较小时, 循环剪切过程中颗粒间重排列会更为紧密, 这点也与砂-钢界面循环剪切试验一致。

4 结 论

本文基于一系列单向、双向界面剪切试验, 开展了粉砂-钢界面摩擦角常规影响因素的分析, 探究了大位移剪切后的界面破碎带情况, 并与砂-钢界面剪切试验结果进行对比。结果表明:

(1) 界面摩擦角与初始法向应力呈负相关但影响不大, 与密实度呈正相关并且影响较大, 上述影响效果与砂-钢界面剪切试验一致。

(2) 对于粉砂中的砂土占比影响, 其主要反映为砂粒占比越低, 摩擦角峰值越大; 另外, 对于摩擦角残余值而言, 受粉砂级配影响也较为明显, 并且残余值最大的组别也是砂粒含量最少的试验组。

(3) 对于常见于砂土剪切试验中的剪切破碎带未见于粉砂剪切试验这一现象, 考虑是由于剪切过程中粉砂试样内部的砂粒受粉土的包裹而大幅

减少砂粒间以及砂粒粉土间的摩擦。

(4) 基于非等幅双向循环剪切试验, 观察到循环剪切条件下, 界面摩擦角峰值以及残余值会显著增大, 并且对于循环剪切位移幅值较为敏感。

本文研究厘清了上述因素对粉砂-钢界面摩擦角的影响特性, 可为含粉砂层的桩基施工及设计提供必要参考。在后续的研究中, 考虑以循环剪切位移幅值为主要参数, 定量确定实际打桩路径中不同的幅值对界面摩擦角残余值数值上的影响。

参考文献

- [1] 毕志远, 薛洋, 胡金菊, 等. 新形势下我国海上风电产业发展趋势[J]. 中国港口, 2022(11): 6-8.
BI Zhiyuan, XUE Yang, HU Jinju, et al. Development trend of Chinese offshore wind power industry under the new situation[J]. China Ports, 2022(11): 6-8.
- [2] 周文杰. 海上风机导管架基础循环受荷性状与分析方法[D]. 杭州: 浙江大学, 2022.
ZHOU Wenjie. Behavior of offshore wind turbine jacket foundation under cyclic loadings and calculation methods[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2022.
- [3] 秦伟. 海上风电大直径开口钢管桩锤击贯入过程研究[D]. 南京: 东南大学, 2020.
QIN Wei. Impacted penetration progress researches of large-diameter open-ended steel pipe pile applied in offshore wind farm[D]. Nanjing: Southeast University, 2020.
- [4] HO T Y K, JARDINE R J, ANH-MINH N. Large-displacement interface shear between steel and granular media[J]. Géotechnique, 2011, 61(3): 221-234.
- [5] YANG Z X, JARDINE R J, ZHU B T, et al. Sand grain crushing and interface shearing during displacement pile installation in sand[J]. Géotechnique, 2010, 60(6): 469-482.
- [6] POTYONDY J G. Skin friction between various soils and construction materials[J]. Géotechnique, 1961, 11(4): 339-353.
- [7] YOSHIMI Y, KISHIDA T. A ring torsion apparatus for evaluating friction between soil and metal surfaces[J]. Geotechnical Testing Journal, 1981, 4(4): 145-152.
- [8] MIAO G, AIREY D. Breakage and ultimate states for a carbonate sand[J]. Géotechnique, 2013, 63(14): 1221-1229.
- [9] WEI H Z, ZHAO T, HE J G, et al. Evolution of particle breakage for calcareous sands during ring shear tests[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, 18(2): 04017153.
- [10] RUI S J, WANG L Z, GUO Z, et al. Monotonic behavior of interface shear between carbonate sands and steel[J]. Acta Geotechnica, 2021, 16: 167-187.
- [11] RUI S J, WANG L Z, GUO Z, et al. Cyclic behavior of interface shear between carbonate sands and steel[J]. Acta Geotechnica, 2021, 16: 189-209.
- [12] 芮圣洁, 国振, 王立忠, 等. 钙质砂与钢界面循环剪切刚度与阻尼比的试验研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(1): 78-86.
RUI Shengjie, GUO Zhen, WANG Lizhong, et al. Experimental study of cyclic shear stiffness and damping ratio of carbonate sand-steel interface[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, 41(1): 78-86.
- [13] TSUBAKIHARA Y, KISHIDA H. Frictional behaviour between normally consolidated clay and steel by two direct shear type apparatuses[J]. Soils and Foundations, 1993, 33(2): 1-13.
- [14] 桑伟, 王保田, 刘文彬, 等. 粘土切削时含水率对界面抗剪强度的影响[J]. 广西大学学报(自然科学版), 2015, 40(4): 943-948.
SANG Wei, WANG Baotian, LIU Wenbin, et al. Impact of the moisture content on the interface shear strength of clay[J]. Journal of Guangxi University (Natural Science Edition), 2015, 40(4): 943-948.
- [15] American Petroleum Institute. Recommended Practice Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design: API 2A — WSD[S]. Washington, 2014.
- [16] 芮圣洁. 锚泊线触底开槽效应与锚泊基础承载性能[D]. 杭州: 浙江大学, 2022.
RUI Shengjie. Seabed trench induced by mooring line dynamics and anchor foundation bearing capacity[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2022.
- [17] SADREKARIMI A, OLSON S M. A new ring shear device to measure the large displacement shearing behavior of sands[J]. Geotechnical Testing Journal, 2009, 32(3): 197-208.

(下转第 403 页)

