

DOI: 10.11779/CJGE20230359

往复荷载作用下黏土中板锚承载性能试验研究

孙一飞^{1,2}, 王乐^{*1,2}, 张庭冉^{1,2}, 张春会³, 田英辉⁴

(1. 天津大学建筑工程学院, 天津 300350; 2. 水利工程智能建设与运维全国重点实验室, 天津 300350; 3. 河北科技大学建筑工程学院, 河北 石家庄 050018; 4. 墨尔本大学基础设施工程系, 维多利亚 墨尔本 3010)

摘要: 漂浮式结构是深远海资源开发中的重要结构形式, 与之通过锚链相连的锚固基础是保证其在位安全稳定的最关键部分。板锚是目前常用的锚固基础形式之一, 在其服役过程中会受到风、浪、流等诱发的往复荷载作用。目前, 有关板锚在往复荷载作用下承载性能的研究结论存在相悖之处, 其承载机理还未明晰, 有待进一步开展深入系统的研究。为此, 利用双自由度伺服加载系统, 在饱和黏土中针对平板锚开展了往复拉拔试验, 研究了往复荷载中值和幅值对板锚承载性能的影响。结果表明, 随往复荷载中值和幅值的增加, 板锚的承载力先提高后降低; 当往复荷载的中值和幅值取值为单调抗拔极限承载力的 $28\% \pm 18\%$ 时, 板锚的承载力提升最大, 比单调抗拔极限承载力提升了 10.44%; 当往复荷载达到单调抗拔极限承载力的 $60\% \pm 18\%$ 时, 土体发生严重破坏, 板锚失去承载能力。依据板锚在往复荷载作用后的承载性能, 为板锚服役期间的安全性评估提供了指导。

关键词: 往复荷载; 极限承载力; 方形板锚; 黏土

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2025)03-0659-08

作者简介: 孙一飞(1999—), 男, 硕士, 主要从事海洋板锚与土相互作用方面的研究工作。E-mail: syf512360758@163.com。

Experimental study on bearing capacity of plate anchor in clay under repeated loading

SUN Yifei^{1,2}, WANG Le^{1,2}, ZHANG Tingran^{1,2}, ZHANG Chunhui³, TIAN Yinghui⁴

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China; 2. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Intelligent Construction and Operation, Tianjin 300350, China; 3. School of Civil Engineering, Hebei University of Science and Technology, Shijiazhuang 050018, China; 4. Department of Infrastructure Engineering, The University of Melbourne, Melbourne 3010, Australia)

Abstract: Floating structure is an important structure form in the development of far-reaching Marine resources. The anchor foundation connected with it by anchor chain is the key part to ensure its security and stability in place. Plate anchor is one of the common anchorage foundation forms at present, and it will be subjected to the repeated loading induced by wind, wave and current during its service. At present, the research conclusions on the bearing performance of plate anchors under repeated loading is inconsistent, and the bearing mechanism is not clear, which needs to be further carried out in-depth and systematic research. In this paper, a two-degree-of-freedom servo loading system was used to carry out a reciprocating drawing experiment on a plate anchor in saturated clay, and the influence of the median and amplitude of repeated loading on the bearing performance of plate anchor was studied. The results show that with the increase of median and amplitude of repeated loading, the bearing capacity of plate anchor first increases and then decreases. When the median and amplitude of repeated loading is $28\% \pm 18\%$ of the monotonic ultimate pulling capacity, the bearing capacity of plate anchor increases the most, which is 10.44% higher than that of monotonic ultimate pulling capacity. When the repeated loading is $60\% \pm 18\%$ of the monotonic ultimate pulling capacity, the soil mass is seriously damaged and the plate anchor loses its bearing capacity. According to the change of bearing capacity of plate anchor after repeated loading, it provides guidance for the safety evaluation of plate anchor during service.

Key words: repeated loading; ultimate bearing capacity; square plate anchor; clay

0 引言

板锚是一种广泛用于海上漂浮式工程中的锚固基础, 常用于深远海海域的黏土海床中^[1], 如何准确预

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51879183); 国家自然科学基金重大项目(51890913)

收稿日期: 2023-04-24

*通信作者(E-mail: lewang_1895@tju.edu.cn)

测其承载性能是设计及应用过程中需要考虑的关键问题。目前,国内外学者对于黏土中板锚承载性能的研究大多聚焦于单调荷载作用下的极限承载力。Das 等^[2-4]、Gaudin 等^[5]、O'Loughlin 等^[6]通过试验对板锚的单调极限抗拔承载力开展了相关研究,Rowe 等^[7]、Merifield 等^[8-9]、Song 等^[10]、Wang 等^[11]、王栋等^[1]、于龙等^[12]通过数值模拟探究了板锚形状、粗糙度、埋置深度等因素对板锚单调极限抗拔承载力的影响。除单调荷载外,漂浮式结构还常遭受风、浪、流等诱发的往复荷载作用,通常情况下这些荷载能被锚链吸收,但强风暴引发的往复荷载将通过锚链传递至嵌固于黏土海床的板锚上,板锚的承载性能将因此而发生改变,从而影响漂浮式结构的安全。

目前,国内外对于黏土中受到往复荷载作用下板锚承载性能的研究结论存在相悖之处。一部分学者认为往复荷载作用会降低板锚的承载力。Ponniah 等^[13]通过试验研究认为往复荷载达到单调抗拔极限承载力的 70%±20% 时,板锚周围土体会发生破坏,导致板锚承载力降低;Yu 等^[14]通过位移控制对板锚开展了往复荷载试验,结果表明往复荷载作用下板锚周围黏土发生应变软化,板锚的承载力随累积塑性剪切应变的增加而降低。另一部分学者认为往复荷载作用并不会降低板锚的承载力。Singh 等^[15-16]通过试验研究认为往复荷载作用会增大土体初始刚度,但对板锚承载力的影响几乎可以忽略不计;Zhou 等^[17]通过离心机试验,探究了持续和往复荷载作用下板锚的承载性能,结果表明在进行 1080 次单向不排水循环加载后,板锚承载力有所提升;Chen^[18]在离心机中开展了往复荷载试验,结果表明当往复荷载周期与潮汐周期接近时,土体发生固结,板锚的承载力有所提高。

已有研究结果表明,目前对黏土中往复荷载作用下板锚承载性能的认识尚不深入,研究结论存在相互矛盾的情况。为此,本文利用双自由度伺服加载系统,开展往复荷载作用下的板锚拉拔试验,研究了不同荷载中值和幅值的往复荷载作用下板锚承载性能的变化规律。

1 模型试验

1.1 土样制备

本试验采用高岭土粉末,用以制备试验用土。通过土工试验测得高岭土相对质量密度 $G_s=2.6$,塑限 $w_p=36\%$,液限 $w_L=68\%$,塑性指数 $I_p=32$ 。饱和黏土制备流程如图 1 所示,首先,使用真空搅拌釜将高岭土粉末与 2.3 倍液限水充分搅拌 8 h,随后,将搅拌均匀的高岭土浆通过泥浆挤出泵移至尺寸为 $1 \text{ m} \times 1 \text{ m}$

$\times 1 \text{ m}$ 的模型箱内,箱底部铺设 350 mm 厚的透水砂垫层,箱壁和底部均匀铺设透水土工布。在土浆泵送至模型箱后,使用全电动固结仪对土浆进行固结,逐级按 10, 20, 30, 40, 50 kPa 施加固结压力,当固结压力达到 50 kPa 后不再改变,保持土体在 50 kPa 压力下固结 28 d,固结过程中保持土表面覆盖 100 mm 水层,确保土样始终处于完全饱和状态。固结结束后,黏土土样净高 420 mm,黏土固结系数 $c_v=2.8 \text{ m}^2/\text{a}$ 。本试验共使用 3 箱黏土。

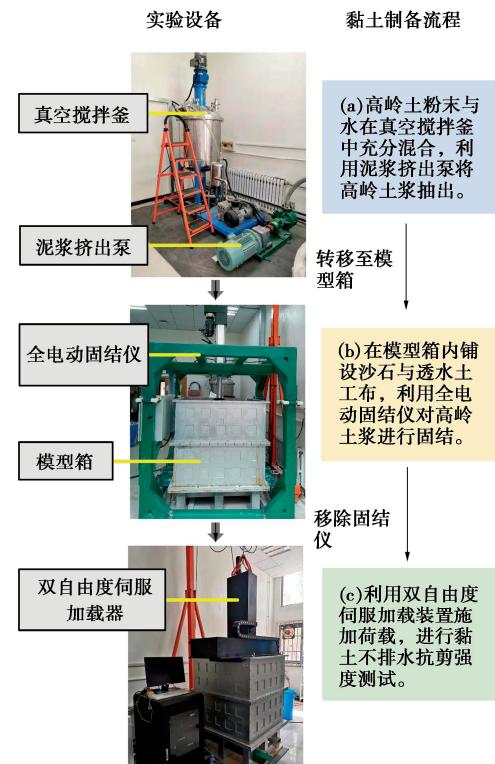


图 1 试验设备及黏土制备流程

Fig. 1 Experimental equipment and clay preparation process

在黏土初始制备完成后以及每组试验开始前使用 T 型全流贯入仪 (T-bar) 测定模型箱内黏土的不排水抗剪强度, T-bar 的贯入速度取 1 mm/s^[19], 阻力系数 $N_{T\text{-bar}}$ 取 10.5^[20]。3 箱黏土初始制备完成后,测得的土体不排水抗剪强度如图 2 所示,土体不排水抗剪强度随深度近似线性增加,土体抗剪强度梯度范围 $k=17.75 \sim 23.03 \text{ kPa/m}$,每组试验开始前所测得的土体不排水抗剪强度梯度皆在此范围内。

1.2 模型板锚

试验板锚为方形钢制板锚,宽度 $B=80 \text{ mm}$,厚度 $t=8 \text{ mm}$,宽厚比 $t/B=0.1$,其宽厚比接近板锚实际制造比例^[21]。如图 3 所示,为实时监测板锚在试验过程中的总应力、孔隙水压力以及板锚运动轨迹,在模型板锚上下表面各安装 1 个总应力传感器 (TPT),板锚下表面安装 1 个孔隙水压力传感器 (PPT),板锚上表面安装 1 个加速度传感器 (MEMS)。

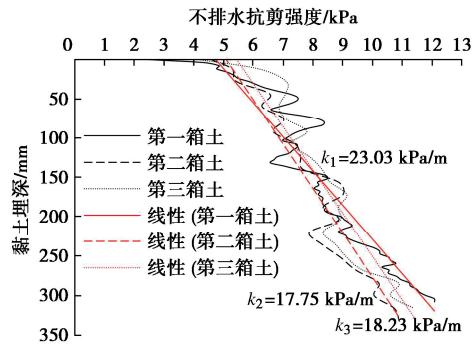


图 2 T-bar 不排水抗剪强度曲线

Fig. 2 T-bar undrained shear strength curve

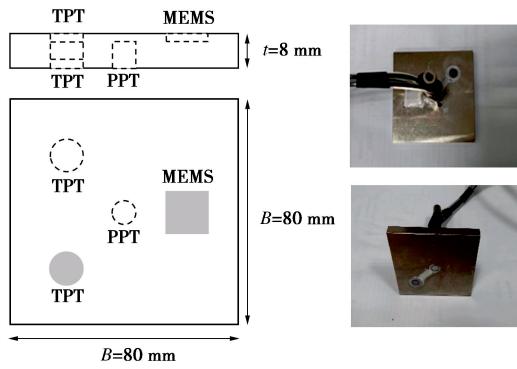


图 3 板锚模型

Fig. 3 Plate anchor

1.3 试验方案

为确保无边界效应的前提下尽可能充分利用所制备土体, 将模型箱内土体划分为 9 块区域, 如图 4 所示, 位于模型箱四周的 8 块区域为进行板锚拉拔试验区, 虚线区域开展 T-bar 不排水抗剪强度测试。各组试验板锚间的水平距离为 $3.125B=250$ mm, 以确保各试验间互不干扰。往复拉拔试验开展前首先进行一组深埋情况下的板锚单调拉拔试验, 得到板锚的单调极限抗拔力, 其大小作为确定往复荷载中值和幅值的依据, 之后开展往复拉拔试验, 在往复荷载施加结束后, 再采用和单调拉拔试验相同的速度将板锚拔出, 试验总计使用 3 箱黏土。

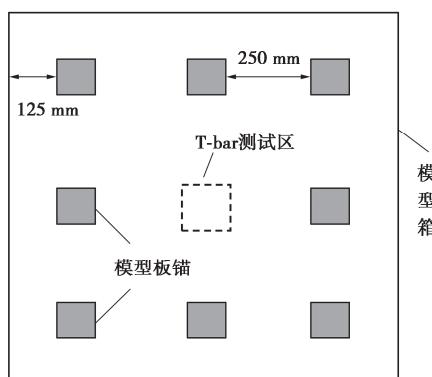


图 4 板锚布置俯视图

Fig. 4 Top view of plate anchor arrangement

具体流程如下:

(1) 板锚安装: 如图 5 所示, 采用自行研制的板锚推进装置, 将板锚从模型箱侧面贯入土体 125 mm。板锚初始埋深为 $3.25B=260$ mm $> 2B$, 板锚初始位置处于深埋状态^[10]。通过 MEMS 观测到板锚贯入过程中始终保持水平。

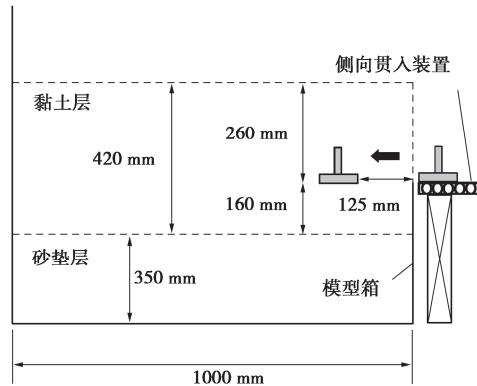


图 5 板锚安装侧视图

Fig. 5 Side view of plate anchor installation

(2) 单调拉拔试验: 如表 1 所示, 分别在 3 箱黏土中开展 3 组单调抗拔试验 M1、M2、M3, 为使板锚在上拔过程中处于不排水条件^[22], 设定竖直上拔速度为 1 mm/s, 记录上拔过程中的板锚反力, 取板锚上拔过程中的最大值为板锚的单调极限抗拔力 Q_u , 并通过双伺服加载器内置位移传感器, 实时记录板锚竖直向上位移 d 。

表 1 试验安排

Table 1 Experimental arrangement

试验编号	荷载类型	Q_m/Q_u /%	Q_a/Q_u /%	实际循环次数	试验箱号
M1	单调荷载	—	—	—	1
M2	单调荷载	—	—	—	2
M3	单调荷载	—	—	—	3
R1	往复荷载	22	18	1000	2
R2	往复荷载	28	18	1000	1
R3	往复荷载	38	18	1000	1
R4	往复荷载	55	18	1000	1
R5	往复荷载	60	18	780	2
R6	往复荷载	28	9	1000	1
R7	往复荷载	28	23	1000	1
R8	往复荷载	38	27	1000	1
R9	往复荷载	55	25	384	1
R11	往复荷载	37	23	1000	3

(3) 往复拉拔试验: 通过荷载控制进行往复拉拔试验, 具体试验分组见表 1。重复流程 (1) 安装板锚, 依据步骤 (2) 中获得的板锚单调极限抗拔力 Q_u 设定往复荷载的中值 Q_m 和幅值 Q_a 。如图 6 所示, 双自由度伺服加载器采用正弦加载模式。为充分反映风暴下短周期波浪的往复荷载, 本文选取典型循环次数 1000 次^[17], 加载频率为波浪荷载的常见取值 0.2 Hz, 即周期为 5 s^[23-24]。往复荷载施加结束后, 将板锚以 1

mm/s 的速度沿竖直方向匀速拔出, 记录往复拉拔以及单调拉拔过程中板锚的位移和反力。由于往复拉拔后, 板锚再开展单调拉拔试验, 板锚反力并没有明显的峰值, 因此选择板锚反力平稳段的值作为单调极限抗拔力。

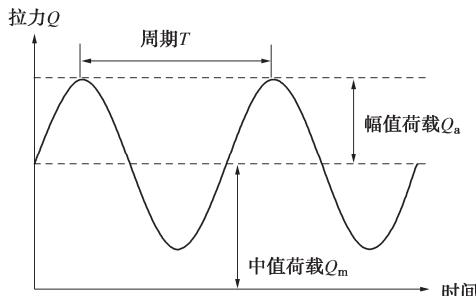


图 6 往复荷载示意图

Fig. 6 Schematic diagram of repeated loading

2 试验结果与分析

2.1 板锚抗拔承载力

依据表 1 针对板锚开展单调拉拔试验, 拉拔过程中板锚的单调抗拔极限承载力表示为 Q_u/A , 其中, Q_u 为板锚极限抗拔力, A 为板锚表面积。

板锚的单调抗拔极限承载力系数表示为

$$N_c = \frac{Q_u}{AS_u} \quad (1)$$

单调拉拔试验 M1、M2 和 M3 的极限承载力系数分别为 9.10, 9.30, 9.24。在单调拉拔试验 M1 与 M2 中, 孔隙水压力传感器未能正常工作, 在第三箱土中更换了孔隙水压力传感器, 3 组试验在上拔全过程中的传感器应力变化曲线如图 7 所示。

因 M3 试验有孔隙水压力数据, 以 M3 试验为例, 介绍上拔过程应力曲线。虚线框 a 中, 随板锚位移增加, 板锚上表面总应力增加, 下表面总应力和孔隙水压力持续降低且为负值, 且下表面总应力曲线与孔隙水压力曲线随着板锚上拔位移的增大逐渐重合, 此时板锚下表面总应力全部由负孔压提供, 由此推测土骨架无法对板锚提供吸力, 板锚底部受到的吸力由负孔压提供, 这一现象颠覆了以往认为土体可以提供吸力的传统认知。当 $d/B=0.27$ 时, 下表面总应力和负孔隙水压力骤降为 0, 下表面负孔压瞬时完全消散, 锚土发生分离, 板锚反力也在该时刻由峰值骤降。M1、M2 试验中, 当 d/B 分别为 0.20, 0.18 时, 下表面总应力降低到最小值, 板锚反力达到最大, 与试验 M3 趋势一致。

M3 试验中, 当 $0.27 < d/B < 1$ 时, 板锚上表面总应力几乎保持不变, 此时板锚仍处于深埋状态, 上表

面总应力只受不排水抗剪强度的影响, 当 $d/B > 1$ 时, 板锚埋深为 $2.25B$, 由深埋转变为浅埋, 上表面总应力随埋深降低而降低。板锚下表面总应力和孔隙水压力随板锚位移增加而降低, 推测此时下表面锚土之间可能出现空腔, 空腔随板锚位移而增大, 产生负压, 空腔对板锚表现出吸力。当 $d/B=2.61$ 时, 板锚下表面土体与上覆水层和空气连通, 空腔吸力瞬间消散。虚线框 b 中, M1、M2 试验当 d/B 分别为 2.56, 2.61 时, 与试验 M3 趋势一致, 空腔吸力瞬间消散。

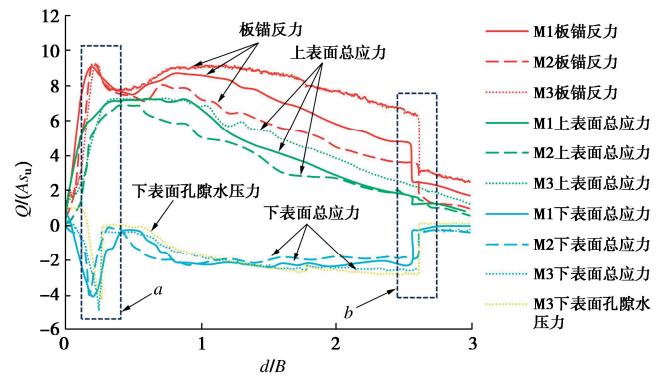


图 7 上拔过程应力曲线

Fig. 7 The stress curve of the pull-up process

表 2 展示了本试验单调抗拔极限承载力系数与其对应的其他研究结果。Das^[2]试验在 1g 条件下进行, 测得的板锚单调抗拔极限承载力系数为 9, 与本文试验结果相近。相较于 Merifield 等^[8-9]、Song 等^[10]的数值结果和 Gaudin 等^[5]的离心机试验结果, 本试验测得的单调抗拔极限承载力系数更低, 这是因为本试验所用饱和黏土在 1g 情况下由固结仪制备而成, 土样的不排水抗剪强度梯度 $k=17.75 \sim 23.03$ kPa/m 大于正常固结土的不排水抗剪强度梯度 (约 1.1 kPa/m^[5]), 因此相较于数值结果以及离心机结果, 本试验所制备土样随着埋深降低, 土样不排水抗剪强度削减更快, 而在计算板锚单调抗拔极限承载力系数时仍以板锚初始位置不排水抗剪强度为标准, 使得所用不排水抗剪强度较大, 因此最终得到的抗拔极限承载力系数小于数值和离心机结果。

表 2 板锚的极限承载力系数

Table 2 Ultimate bearing capacity coefficient of plate anchor

来源	N_c
本文试验 M1	9.10
本文试验 M2	9.30
本文试验 M3	9.24
Merifield 等 ^[8]	11.86
Merifield 等 ^[9]	11.90
Gaudin 等 ^[5]	12.3~13.5
Song 等 ^[10]	11.7
Das ^[2]	9

2.2 板锚往复拉拔试验分析

(1) 往复荷载施加过程中板锚的位移

图 8 展示了板锚在不同中值往复荷载下的位移随荷载施加次数的变化, 板锚的最终位移随往复荷载中值的增加而增加。

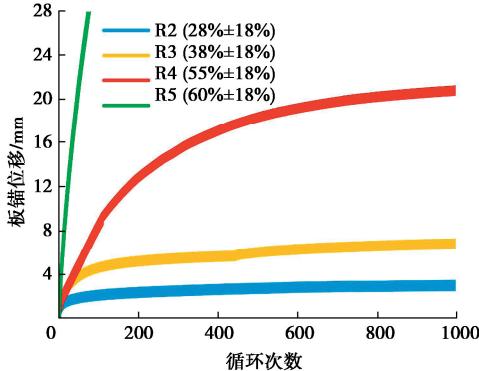


图 8 不同中值往复荷载作用下板锚位移-循环次数曲线

Fig. 8 Curve of plate anchor displacement and cycle index under different median repeated loadings

试验 R2、R3 和 R4 中板锚的最终位移分别为 3.06, 6.88, 20.81 mm, 随循环次数增加, 板锚的位移变化逐渐趋于平缓。试验 R5 因为往复荷载值较大, 随着循环次数增加, 板锚的位移几乎呈线性增加, 在往复荷载施加过程中板锚从土体拔出, 导致土体破坏。

图 9 展示了板锚在不同幅值往复荷载下的位移变化情况, 由图可知, 板锚的最终位移随往复荷载幅值的增加而增加, 试验 R6、R2 和 R7 的最终位移分别为 1.93, 3.06, 5.76 mm。随板锚所受循环次数的增加, 板锚的位移变化逐渐趋于平缓。

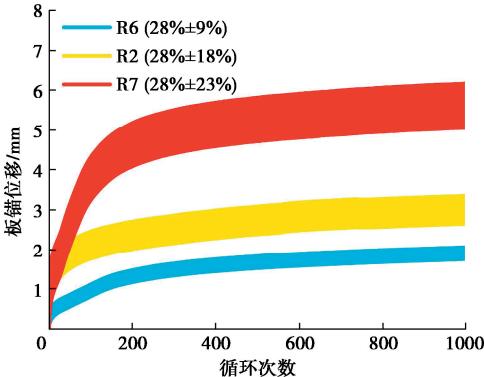


图 9 不同幅值往复荷载作用下板锚位移-循环次数曲线

Fig. 9 Curve of plate anchor displacement and cycle index under different amplitude repeated loadings

(2) 往复荷载作用后板锚的承载力变化

各组往复拉拔试验的承载力系数如表 3 所示, N_c 为单调拉拔试验的极限承载力系数, $N_{c,rep}$ 为往复加载结束后板锚竖直拔出时的承载力系数。当 $(N_{c,rep}-N_c)/N_c > 0$ 时, 往复荷载作用使板锚承载力增加; 当 $(N_{c,rep}-$

$N_c)/N_c < 0$ 时, 往复荷载作用使板锚承载力降低。试验 R5 与 R9 中, 板锚在往复过程中从土体拔出, 因此无单调拉拔过程。

表 3 往复拉拔试验承载力系数

Table 3 Bearing capacity coefficient of repeated drawing

试验 编号	experiment				
	$\frac{Q_m}{Q_u} / \%$	$\frac{Q_a}{Q_u} / \%$	$N_{c,rep}$	$\frac{(N_{c,rep}-N_c)}{N_c} / \%$	初始埋深 损失/mm
R1	22	18	10.00	7.53	—
R2	28	18	10.05	10.44	3.06
R3	38	18	9.49	4.28	6.88
R4	55	18	8.42	-7.47	20.81
R5	60	18	FAIL	—	—
R6	28	9	9.66	6.15	1.93
R7	28	23	9.67	6.26	5.76
R8	38	27	8.68	-4.61	10.53
R9	55	25	FAIL	—	—
R11	37	23	9.08	-1.73	8.04

往复荷载作用后, 板锚的承载力变化与土体排水条件相关, 可由无量纲速度 V 确定:

$$V = \frac{vB}{c_v} \quad (2)$$

式中: v 为板锚上拔速度; B 为板锚宽度; c_v 为土体的固结系数, 取 $2.8 \text{ m}^2/\text{年}$ 。当无量纲速度 $V > 30$ 时, 认为板锚达到不排水速度^[23]。

图 10 展示了各组往复拉拔试验板锚位移速率随循环次数的变化, 其中 $v_{30}=0.03 \text{ mm/s}$ 为本试验所用板锚在 $V=30$ 时板锚的位移速率。试验 R5 和 R9 中, 板锚的移动速率大于 v_{30} , 土体处于不排水状态, 板锚往复运动过程中, 其上部土体内超孔隙水压力无法及时消散, 导致有效应力降低, 土体发生软化。其余试验中, 当循环次数大于 40 次时, 板锚的位移速率皆小于 v_{30} , 且随着循环次数的增加, 板锚的位移速率趋近于 0, 因此土体更多时间处于部分排水或是完全排水状态, 上部土体发生固结。

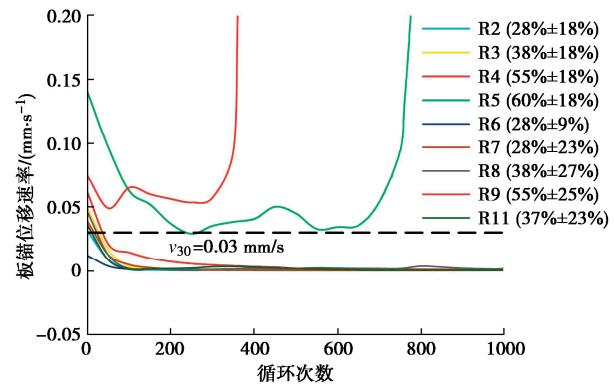


图 10 往复荷载对位移速率的影响

Fig. 10 Effect of repeated loading on displacement rate

然而部分往复拉拔试验, 例如试验 R4、R8 和 R11

中板锚的承载力并未因上部土体发生固结而提高, 如表 3 所示, 这是因为这 3 组试验中板锚在往复荷载施加过程中的埋深损失 $d>0.1B=8$ mm, 板锚与下部土体在往复荷载施加阶段便已发生分离, 如图 11 所示, 在试验 R11 中, 坚直拉拔过程中板锚下表面总应力并未表现出与图 7 中单调拉拔试验相同的趋势, 当 $d/B=0.24$ 时, 板锚下表面负总应力达到最小值, 但并未回归至 0 点, 而是保持不变, 图 11 中 a、b 两阶段与图 7 中板锚下表面出现空腔后的趋势相同, 因此推测板锚在往复加载过程中已与下表面土体发生分离, 在往复荷载施加结束后的单调拉拔阶段, 板锚下表面直接出现了空腔。板锚反力达到峰值时, 其下表面负孔压并非达最大时, 而是在空腔吸力保持稳定时, 对比图 7, 11 可知, 单调拉拔试验 M3 中, 板锚下表面所承受的负孔压最大值归一化后 $Q/(As_u)=-4.69$, 而往复拉拔试验 R11 中, 板锚下表面所承受空腔吸力稳定后 $Q/(As_u)=-1.79$, 因此空腔所能提供的吸力小于负孔压提供的吸力, 板锚的承载力有所降低。当 $d/B=2.66$ 时, 板锚下表面总应力骤降, 此时板锚下表面土体与上覆水层和空气连通, 空腔吸力消散。

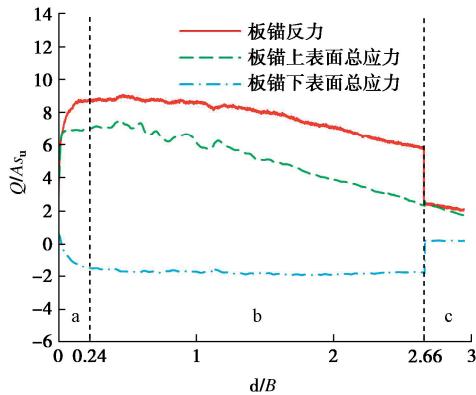


图 11 试验 R11 上拔过程应力曲线

Fig. 11 The stress curve of the pull-up process of experiment R11

综上所述, 试验 R4、R8 和 R11 中板锚上表面土体发生固结, 而其承载力并未提高, 且 3 组试验板锚位移皆大于 $0.1B$, 由此认为: 当板锚位移超过宽度的 10% 时, 板锚在往复荷载施加过程中的埋深损失较大, 导致锚土在往复荷载施加过程中分离, 下表面总应力由空腔吸力提供, 此时虽然板锚上表面土体发生了固结, 但板锚的承载力仍有所降低。

图 12 展示了当往复荷载幅值为单调抗拔极限承载力的 18% 时, 往复荷载中值变化对板锚承载力的影响。随着往复荷载中值的增加, 板锚承载力先增加后降低。当往复荷载中值小于单调抗拔极限承载力的 28% 时, 板锚承载力随往复荷载中值的增加而增大。这个阶段板锚的位移皆小于 $0.1B$, 由图 11 所得结论

推测, 锚土在往复荷载施加过程中还未发生分离。在锚土未分离条件下, 随着往复荷载增加, 板锚位移也增加, 更大的板锚位移导致上部土体发生了更强的不排水作用, 因此对土体的固结作用也更强。

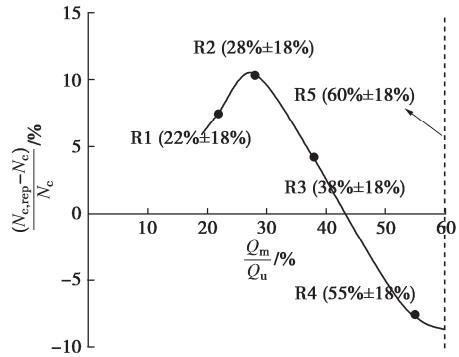


图 12 往复荷载中值对承载力的影响

Fig. 12 Effect of median repeated loading on bearing capacity

当往复荷载中值大于单调抗拔极限承载力的 28% 时, 板锚承载力随中值增加而降低, 这个阶段板锚因埋深损失增加, 锚土逐渐分离, 推测下表面负孔隙水压力无法完全提供作用, 达到试验 M1 中的最小值。随着往复荷载中值增加到大于单调抗拔极限承载力的 38% 时, 板锚位移继续增加, 板锚下表面总应力由负孔压提供也逐渐变为空腔吸力提供, 因此虽然上部土体发生了固结, 板锚承载力也由提升转为降低。

当往复荷载中值为单调抗拔极限承载力的 60% 时, 板锚在往复荷载施加过程中从土体中拔出, 土体发生破坏导致板锚丧失承载能力。

图 13 展示了往复荷载中值为单调抗拔极限承载力的 28% 时, 往复荷载幅值对板锚极限承载力的影响。随着往复荷载幅值的增加, 板锚承载力同样先增加后降低, 但由于往复荷载中值取值较小, 为单调抗拔极限承载力的 28%, 因此不同幅值的往复拉拔试验并未得到土体破坏的试验组。

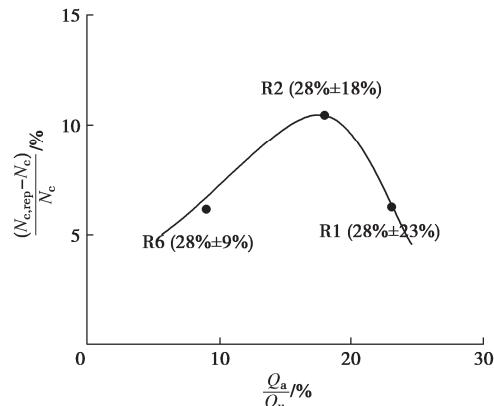


图 13 往复荷载幅值对承载力的影响

Fig. 13 Effect of amplitude repeated loading on bearing capacity

为综合考虑往复荷载中值和幅值的影响, 将上述

往复拉拔试验汇总为图 14, 取横坐标为往复荷载峰值与单调抗拔极限承载力的比值。随往复荷载峰值的增加, 板锚承载力先增加后降低。

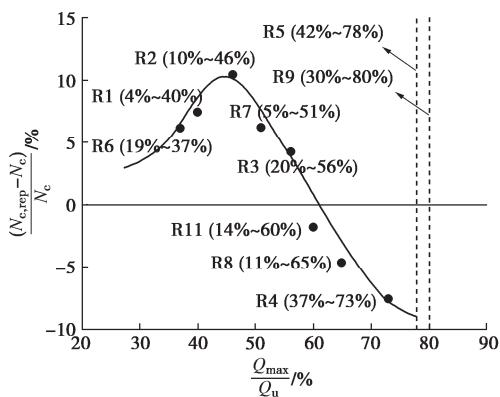


图 14 往复荷载峰值对承载力的影响

Fig. 14 Influence of peak value of repeated loading on bearing capacity

本文所开展的试验组中, 当往复荷载峰值取值为单调抗拔极限承载力的 46% 时, 板锚对上部土体的固结作用达到最大, 承载力比单调抗拔极限承载力提高了 10.44%。

当往复荷载峰值在 56%~60% 时, 往复荷载施加后, 板锚的承载力相比于单调拉拔试验极限承载力, 由提高转变为降低。因此在进行板锚设计时, 为保证其服役过程中的安全性, 应使板锚所承担的往复荷载峰值小于单调抗拔承载力的 56%。

当往复荷载峰值为 78% 和 80% 时, 板锚周围土体发生破坏。Ponniah 等^[13]认为往复荷载达到单调抗拔极限承载力的 70%±20% 时, 土体会发生破坏, 即土体强度减弱, 然而 Ponniah 等^[13]并未开展往复荷载取值在单调抗拔极限承载力 50%±20% 与 70%±20% 之间的试验组。

3 结 论

本文通过试验探究了饱和黏土中方形板锚在不同中值和幅值往复荷载作用下的位移变化, 并将往复拉拔后板锚的承载力与单调抗拔极限承载力进行了对比, 主要得到以下 5 点结论。

(1) 本文单调拉拔试验中, 板锚下表面总应力完全由负孔隙水压力提供, 土骨架不提供吸力, 且上拔过程中发生锚土分离现象, 随着板锚持续上拔, 板锚下表面可能出现空腔, 并对板锚下表面提供空腔吸力。

(2) 当往复荷载中值和幅值取值较小时, 板锚位移随循环次数增加而趋于平缓; 当往复荷载取值为单调抗拔极限承载力的 60%±18% 和 55%±25% 时, 板锚埋深损失随循环次数显著增加, 最终从土体中拔出。

(3) 当往复荷载中值和幅值取值较小时, 板锚位移随循环次数增加而趋于平缓; 当往复荷载中值和幅值取值较大时, 板锚埋深损失随循环次数显著增加。本试验中, 当往复荷载取值为单调抗拔极限承载力的 60%±18% 和 55%±25% 时, 板锚承受往复荷载后埋深损失较大, 最终从土中拔出。

(4) 当往复荷载幅值为单调抗拔极限承载力的 18% 时, 随往复荷载中值增加, 板锚的承载力先提高后降低; 当往复荷载中值为单调抗拔极限承载力的 28% 时, 板锚的承载力表现出同样的变化趋势。

(5) 当往复荷载峰值取值为单调抗拔极限承载力的 46% 时, 板锚的承载力提升最大, 比单调抗拔极限承载力提高了 10.44%。当往复荷载峰值在单调抗拔极限承载力的 56%~60% 时, 往复荷载施加后, 板锚承载力由提高变为降低, 因此在板锚设计时, 为保证板锚在其服役过程中的安全性, 应使板锚所承受的往复荷载峰值小于单调抗拔极限承载力的 56%。

参考文献:

- [1] 王栋, 胡玉霞, 宋振河. 均质黏土中圆形平板锚的抗拉承载力分析[J]. 岩土力学, 2007, 28(6): 1242-1246. (WANG Dong, HU Yuxia, SONG Zhenhe. Analysis of uplift capacity of circular plate anchors in uniform clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(6): 1242-1246)
- [2] DAS B M. Model tests for uplift capacity of foundations in clay[J]. Soils and Foundations, 1978, 18(2): 17-24.
- [3] DAS B M, SHIN E C, DASS R N, et al. Suction force below plate anchors in soft clay[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 1994, 12(1): 71-81.
- [4] DAS B M. Behavior of a shallow plate anchor in clay under sustained loading[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 1995, 13(4): 417-428.
- [5] GAUDIN C, O' LOUGHIN C D, RANDOLPH M F, et al. Influence of the installation process on the performance of suction embedded plate anchors[J]. Géotechnique, 2006, 56(6): 381-391.
- [6] O' LOUGHIN C D, BLAKE A P, RICHARDSON M D, et al. Installation and capacity of dynamically embedded plate anchors as assessed through centrifuge tests[J]. Ocean Engineering, 2014, 88: 204-213.
- [7] ROWE R K, DAVIS E H. The behaviour of anchor plates in clay[J]. Géotechnique, 1982, 32(1): 9-23.
- [8] MERIFIELD R S, SLOAN S W, YU H S. Stability of plate anchors in undrained clay[J]. Géotechnique, 2001, 51(2): 141-153.

- [9] MERIFIELD R S, LYAMIN A V, SLOAN S W, et al. Three-dimensional lower bound solutions for stability of plate anchors in clay[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2003, **129**(3): 243-253.
- [10] SONG Z H, HU Y X, RANDOLPH M F. Numerical simulation of vertical pullout of plate anchors in clay[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2008, **134**(6): 866-875.
- [11] WANG D, HU Y X, RANDOLPH M F. Three-dimensional large deformation finite-element analysis of plate anchors in uniform clay[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2010, **136**(2): 355-365.
- [12] 于 龙, 刘 君, 孔宪京. 锚板在正常固结黏土中的承载力[J]. 岩土力学, 2007, **28**(7): 1427-1434. (YU Long, LIU Jun, KONG Xianjing. Stability of plate anchors in NC clay[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2007, **28**(7): 1427-1434. (in Chinese))
- [13] PONNIAH D A, FINLAY T W. Cyclic behaviour of plate anchors[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1988, **25**(2): 374-381.
- [14] YU L, ZHOU Q, LIU J. Experimental study on the stability of plate anchors in clay under cyclic loading[J]. *Theoretical and Applied Mechanics Letters*, 2015, **5**(2): 93-96.
- [15] SINGH S P, RAMASWAMY S V. Effect of shape on holding capacity of plate anchors buried in soft soil[J]. *Geomechanics and Geoengineering*, 2008, **3**(2): 145-154.
- [16] SINGH S P, RAMASWAMY S V. Effects of cyclic frequency and pre-loading on behaviour of plate anchors[C]// Deep Foundations and Geotechnical In Situ Testing, Shanghai, China. Reston, VA: American Society of Civil Engineers, 2010(205): 252-260.
- [17] ZHOU Z F, O' LOUGHIN C D, WHITE D J, et al. Improvements in plate anchor capacity due to cyclic and maintained loads combined with consolidation[J]. *Géotechnique*, 2020, **70**(8): 732-749.
- [18] CHEN J F. Centrifuge Model Study on Pull-out Behaviour of Suction Embedded Plate Anchor[D]. Singapore: Department of Civil and Environmental Engineering, Nation University of Singapore, 2017.
- [19] HOUSE A R, OLIVEIRA J R M S, RANDOLPH M F. Evaluating the coefficient of consolidation using penetration tests[J]. *International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*, 2001, **1**(3): 17-26.
- [20] STEWART D P, RANDOLPH M F. T-bar penetration testing in soft clay[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1994, **120**(12): 2230-2235.
- [21] HAN C. Performance of Plate Anchors under Sustained Loading[D]. Perth: Centre for Offshore Foundation Systems School of Civil, Environmental and Mining Engineering, The University of Western Australia, 2016.
- [22] LEHANE B M, GAUDIN C, RICHARDS D J, et al. Rate effects on the vertical uplift capacity of footings founded in clay[J]. *Géotechnique*, 2008, **58**(1): 13-21.
- [23] RANDOLPH M, CASSIDY M, GOURVENEC S, et al. Challenges of offshore geotechnical engineering[C]// 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering: Geotechnology in Harmony with the Global Environment, ICSMGE 2005.
- [24] PAPPUSSETTY D, PANDO M A. Numerical evaluation of long term monopile head behavior for ocean energy converters under sustained low amplitude lateral loading[J]. *Int J Civ Struct Eng*, 2013, **3**: 669-684.