

DOI: 10.11779/CJGE202009005

重力式劲性复合吸力式沉箱基础竖向抗拔承载特性 试验研究

戴国亮^{1,2}, 朱文波^{1,2}, 龚维明^{1,2}, 竺明星^{1,2}, 万志辉^{1,2}

(1. 东南大学混凝土及预应力混凝土结构教育重点实验室, 江苏 南京 211189; 2. 东南大学土木工程学院, 江苏 南京 211189)

摘要: 吸力式沉箱基础作为张力腿平台(TLP)的锚固基础, 主要承受上拔荷载作用, 然而软黏土中沉箱侧壁摩擦系数较小, 排水条件下其抗拔承载力仅靠沉箱内外摩擦力与其自重组成, 因此吸力式沉箱基础抗拔承载力较低。针对上述问题, 提出一种重力式劲性复合吸力式沉箱基础, 通过模型试验、推出试验以及大型直剪试验, 研究了软黏土中新型吸力式沉箱基础抗拔承载特性以及沉箱-水泥土界面剪切特性。试验结果表明: 新型吸力式沉箱基础抗拔承载力远高于传统吸力式沉箱基础抗拔承载力, 且随附加荷载以及加固范围增加而增大; 法向应力越大、水泥掺入比越高, 水泥土抗剪强度以及沉箱-水泥土界面剪切强度越高; 环肋沉箱中肋宽越宽, 环肋上方剪切带面积越大, 且水泥土剪切面与整体破坏面比值越高, 沉箱-水泥土整体界面剪切强度越大; 结合推出试验, 提出了带肋沉箱模型界面破坏模式, 建立了考虑法向应力作用下带肋沉箱-水泥土界面整体剪切强度计算公式, 并进行相关参数分析与验证; 最后结合等芯沉箱基础抗拔破坏模式, 给出了新型吸力式沉箱基础抗拔承载力计算方法, 揭示了软黏土中新型吸力式沉箱基础抗拔承载机理, 为重力式劲性复合吸力式沉箱基础抗拔承载力分析以及工程设计提供参考。

关键词: 吸力式沉箱基础; 抗拔承载力; 破坏模式; 界面剪切强度; 软黏土; 水泥土

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2020)09-1612-10

作者简介: 戴国亮(1975—)男, 博士, 教授, 博士生导师, 长期从事地下结构工程方面的教学与研究工作。E-mail: daigl@seu.edu.cn。

Model tests on uplift bearing capacity of gravitational reinforced composite suction caisson foundation

DAI Guo-liang^{1,2}, ZHU Wen-bo^{1,2}, GONG Wei-ming^{1,2}, ZHU Ming-xing^{1,2}, WAN Zhi-hui^{1,2}

(1. Key Laboratory of Concrete and Prestressed Concrete Structure of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 211189, China;

2. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, China)

Abstract: As the anchoring foundation of the tension leg platform (TLP), the suction caisson foundation is mainly subjected to the vertical pullout loads. The uplift bearing capacity of caisson is only composed of the internal and external frictions and caisson weight under the drainage condition, so the uplift bearing capacity is very small. Therefore, the gravitational reinforced composite suction caisson foundation is proposed to solve this problem. The uplift bearing capacity of the new suction caisson foundation and the shearing characteristics of caisson-cement soil interface are studied through the model tests, large-scale shear tests and push out tests. The test results show that the uplift bearing capacity of the new suction caisson foundation is much higher than that of the traditional suction caisson foundation. It increases gradually with the increase of the additional load and reinforcement range. The interface shear strength of caisson-cement soil increases with the increase of normal stress and cement ratio. When the rib width is wider, the area of the shear zone above the ring rib is larger and the ratio of the relative area is larger, the shear strength of the whole interface between the caisson and cement soil is higher. Based on the uplift bearing characteristics of new caisson by model tests and push out tests, the interface failure mode, the overall shear strength, the bearing capacity composition and the relevant method are proposed for analyzing the uplift bearing capacity of suction caisson foundations. It can provide a reference for the engineering design of the new suction caisson foundation under vertical loads.

Key words: suction caisson foundation; uplift bearing capacity; failure mode; interface shear strength; soft clay; cement soil

基金项目: 国家重点研发计划专项项目(2017YFC0703408); 国家自然科学基金项目(51878160, 51678145)

收稿日期: 2019-12-09

*通信作者(E-mail: 230169390@seu.edu.cn)

0 引言

深水海洋平台中吸力式沉箱基础主要承受上拔荷载。然而软黏土在完全排水条件下, 沉箱抗拔承载力仅靠沉箱内外摩擦力以及沉箱自重组成, 沉箱基础抗拔承载力较低。目前对于如何提高吸力式沉箱基础抗拔承载力尚无报道。文中将重力式基础、吸力式沉箱基础以及水泥土相结合, 从改变沉箱界面剪切特性与沉箱顶部附加荷载入手, 提出一种重力式劲性复合吸力式沉箱基础, 可大大提高吸力式沉箱基础抗拔承载力。因此, 探明其抗拔承载机理以及其界面剪切特性具有重要的理论意义与工程应用价值。

为了能够准确地把握吸力式沉箱基础抗拔承载特性, 已有不少相关研究成果^[1-4], 为吸力式沉箱基础抗拔承载特性研究提供了宝贵的经验。Byrne 等^[5]、Mana 等^[6]、Iskander 等^[7]、朱斌等^[8]与 Luke^[9]研究了上拔速率、长径比、等因素对吸力式沉箱基础抗拔承载力的影响。Chen 等^[10]在正常固结黏土中进行了一系列吸力式沉箱基础离心机试验, 试验结果表明, 在长期持续荷载作用, 吸力式沉箱基础的极限承载力是单调上拔荷载作用下所得极限承载力的 72%~85%。Rao 等^[11]、Singh 等^[12]和 Deng 等^[13]通过抗拔试验, 研究了在不同加载速率以及不同长径比下的吸力式沉箱基础模型试验, 并分析了沉箱抗拔承载力的组成, 并提出了 3 种破坏模式下吸力式沉箱基础竖向抗拔承载力计算公式。矫滨田等^[14]和施晓春等^[15]对不同长径比、不同加载速率条件下的沉箱基础进行了室内模型抗拔承载力试验, 考虑了负压对抗拔承载力的影响。同时 Zhai 等^[16]、Du 等^[17]、Guo 等^[18]通过 1g 模型试验, 得出快速加载条件下吸力式沉箱基础抗拔承载力明显高于慢速加载沉箱基础抗拔承载力, 同时沉箱内负压与沉箱底负压随着加载速度的增加而提高。朱文波等^[19]与王志云^[20]采用上限解法对吸力式沉箱基础抗拔承载力进行了理论分析。Acosta-Martinez 等^[21]、Mana 等^[22]、Lehane 等^[23-24]、Chen 等^[25]通过离心机试验, 研究在上拔荷载作用下, 吸力式沉箱底部被动吸力对吸力式沉箱基础抗拔承载力的贡献, 并提出沉箱底部吸力可以作为沉箱基础抗拔承载力的一部分。通过上述研究可以发现吸力式沉箱基础抗拔承载可由沉箱与土塞自重、沉箱外摩擦力与沉箱底部反力组成, 然而在长期加载过程中底部反力会消失, 呈现局部破坏模式, 这时承载力由沉箱自重与沉箱内外摩擦力组成, 然而软黏土中沉箱内外摩擦力很小, 导致沉箱基础抗拔承载力较低。

吸力式沉箱基础抗拔承载力是吸力式沉箱基础设

计关键。然而上述研究多集中在传统吸力式沉箱基础抗拔承载特性中, 却未涉及吸力式沉箱基础抗拔承载力提升技术研究, 目前尚无相应的设计方法作参考。因此, 文中提出一种重力式劲性复合吸力式沉箱基础, 并通过模型试验、大型直剪试验以及推出试验, 研究了软黏土中新型吸力式沉箱基础界面剪切特性及其抗拔承载特性。为重力式劲性复合吸力式沉箱基础抗拔承载力分析以及工程设计提供参考。

1 试验内容与试验方法

为解决传统吸力式沉箱基础抗拔承载力较低问题, 文中将重力式基础、吸力式沉箱基础与水泥土相结合, 提出如图 1 所示的重力式劲性复合吸力式沉箱基础。吸力式沉箱基础顶面可附加混凝土重块, 并在沉箱周围进行地基加固。同时为提高沉箱与水泥土之间接触面积, 并在沉箱周围设置圆型环肋。

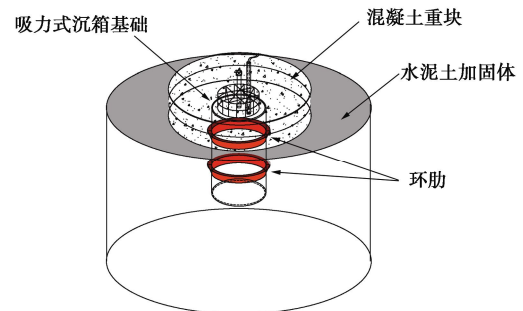


图 1 重力式劲性复合吸力式沉箱基础

Fig. 1 Gravitational reinforced composite suction caisson foundation

沉箱模型为钢制, 模型直径为 75 mm, 长径比为 3.0。沉箱周围环肋宽分别为 0, 5, 10, 15 mm。试验中选择 4 种加固范围, 加固范围及沉箱模型参数如图 2~4 以及表 1。

表 1 沉箱模型基本参数

Table 1 Basic parameters of caisson model

No.	D/mm	L/D	加固范围/mm	配重/N
#1MC	75	3.0	0	0/60/120
#2MC			250	0/60/120
#3MC			300	0/60/120
#4MC			400	0/60/120



(a) 无肋

(b) 有肋

图 2 沉箱模型

Fig. 2 Caisson model

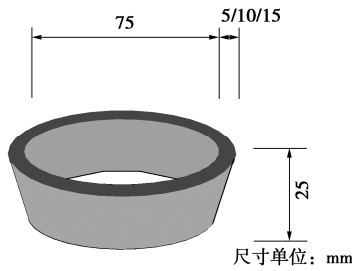


图3 环肋尺寸

Fig. 3 Sizes of ring rib

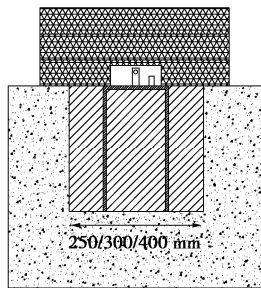


图4 加固范围

Fig. 4 Reinforcement scope

试验中,模型箱尺寸(长×宽×高)为1.2 m×1.2 m×1.2 m,模型箱采用单面排水方案,即通过模型箱底部进行排水。在模型箱底部布置排水管网,并在排水管上缠绕土工布,其上装入由0.3 t 碎石组成的反滤层,反滤层厚度为10 cm。为了增强排水效果,并防止软黏土中细小颗粒随水排出,在碎石反滤层上铺垫了土工布,并加水直至碎石反滤层饱和。并将含水率为50%~60%的泥浆一次性倒入模型箱中,在泥浆顶部铺盖土工布并用塑料膜密封,进行真空预压以及堆载预压处理。在预压过程中定期在土层不同位置进行十字板剪切试验,当土层沿深度的不排水强度达到6~10 kPa 时,停止对土层预压处理。通过土工试验测得土体参数见表2。

表2 土体参数

Table 2 Soil parameters

$w_c/\%$	$\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	$w_L/\%$	$w_P/\%$	I_P	S_u/kPa
40.5	16.8	46.6	28.8	17.8	7.6

重力式劲性复合吸力式沉箱基础类似劲性复合桩基,其由四部组成,内芯、外芯、桶体与附加荷载。桶体位于内芯与外芯之间,桶体顶部设有附加荷载。根据不同加固深度,可分为等芯复合吸力式沉箱基础与短芯复合吸力式沉箱基础。重力式劲性复合吸力式沉箱基础在上拔过程中荷载由沉箱侧壁传递给水泥土,再由水泥土传给周围土。试验中首先将吸力式沉箱基础放入水泥参入比 a_w 为8%,含水率 w 为60%的水泥土中,当水泥土成型后放入海水中养护28 d,其次将水泥土表面进行粗糙处理,然后放入预先制备好的软黏土中。软黏土在制备过程中预先留有和加固范

围相同直径的孔洞,待模型放入后,孔壁再倒入水泥土浆液,最后静止一个星期后进行试验。

为了测试在加载过程中沉箱底部孔压,在沉箱底面以下及水平方向每隔200 mm 布置一个孔隙水压力计。孔隙水压力计的布置如图5所示。每个沉箱模型采用荷载控制加载方式,每级荷载为模型预估承载力的1/10。当每级荷载位移稳定后施加下一级荷载,用拉压传感器测量荷载大小,用位移传感器测量每一级荷载作用下位移。当某级荷载作用下位移不能趋于稳定时,基础达到破坏状态,此时停止试验。

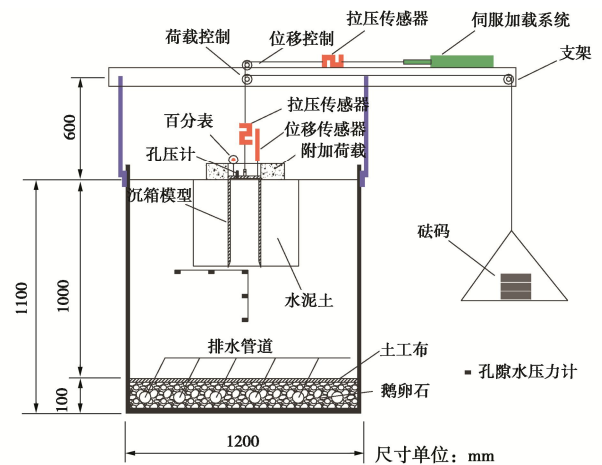


图5 吸力式沉箱基础模型试验

Fig. 5 Model tests on suction caisson foundation

沉箱与水泥土界面剪切强度直接决定吸力式沉箱基础抗拔承载力以及加固范围大小。因此文中对沉箱模型进行了推出试验,试验如图6所示,试验方案见表3。具体试验过程可见文献[23]并通过无侧限抗压强度试验测得不同水泥参入比下水泥土28 d无侧限抗压强度,结果见表4。

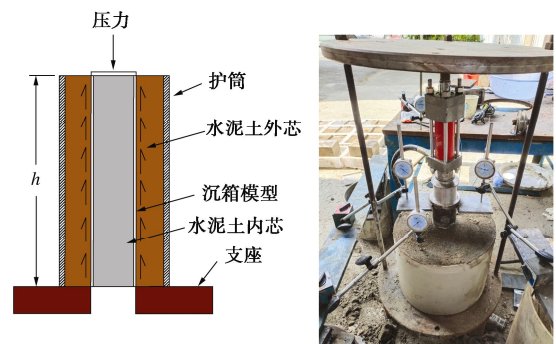


图6 推出试验

Fig. 6 Push out tests

表3 试验参数

Table 3 Test parameters

$a_w/\%$	环肋/mm	$w/\%$	R/mm	r/mm	h/mm
8	0/5/10/15	60	300	75	230
12	0/5/10/15	60	300	75	230
16	0/5/10/15	60	400	75	230
20	0/5/10/15	60	400	75	230

表 4 无侧限抗压强度

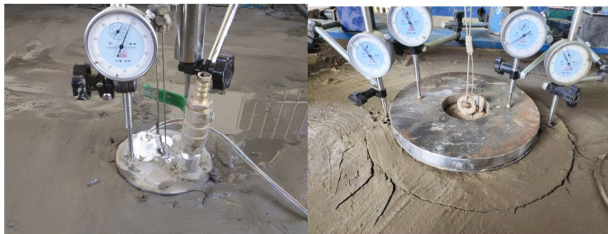
Table 4 Unconfined compressive strengths

α_w	8%	12%	16%	20%
q_u/kPa	362	864	1488	1970

2 试验结果分析

2.1 模型试验结果分析

图 7 给出了加固前后沉箱模型抗拔破坏模式。图 7 (a) 为未加固吸力式沉箱基础模型, 在抗拔过程中沉箱从软黏土中拔出。图 7 (b) 为加固后吸力式沉箱基础模型, 由于沉箱与水泥土界面剪切强度较高, 试验中表现为沉箱与水泥土加固体从软黏土中整体拔出, 破坏面为水泥土与软黏土界面。

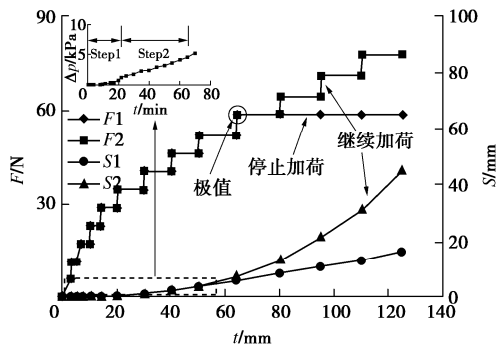


(a) 加固前 (b) 加固后

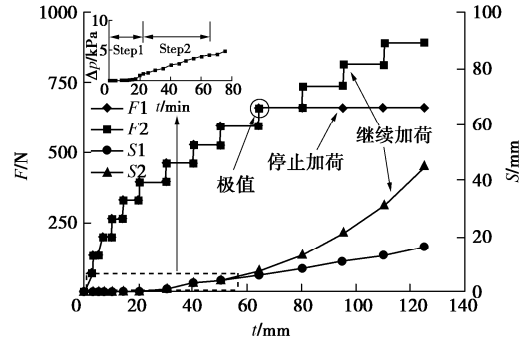
图 7 模型试验

Fig. 7 Model test

图 8 (a) 为分级加载下未加固沉箱模型荷载位移与时间关系曲线。当加载到第 5 级荷载时, 沉箱这时并未发生位移, 但沉箱内底部开始有负压产生, 随后每增加一级荷载, 沉箱底部负压与沉箱位移均会增大, 且最终趋于稳定。当加载到第 10 级荷载时, 沉箱底部负压为 4.6 kPa, 沉箱位移不再稳定, 但负压不变。确定该级荷载为极限值。在极限荷载后又继续增加了 3 级荷载, 发现沉箱上拔速率变快, 但并没有明显的破坏现象。沉箱底负压随每级荷载的增加继续的增大。可见沉箱底部负压随着上拔荷载的增加而增大, 在加载过程中沉箱底部反力可作为承载力的一部分。图 8 (b) 为加固范围 300 mm 沉箱模型荷载位移 - 时间关系曲线。承载力与位移随时间变化规律与 #1MC 沉箱模型相同。这里不在赘述。



(a) 加固前

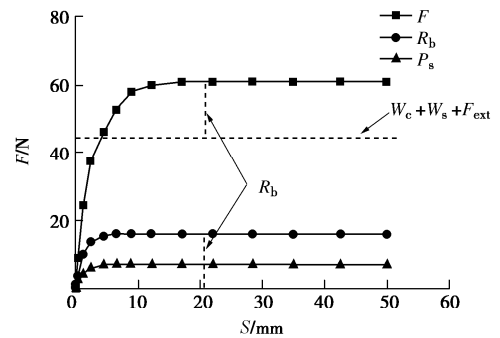


(b) 加固后

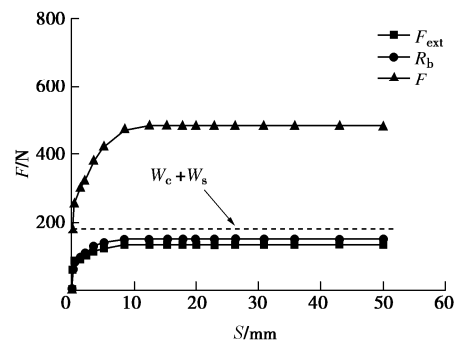
图 8 荷载位移 - 时间关系曲线

Fig. 8 Load-displacement-time curves

图 9 为不同加固范围沉箱模型抗拔承载力组成分析。由图 9 (a) 可以看出 #1MC 沉箱模型极限荷载 F 为 61 N, 沉箱底部反向承载力 R_b 为 16.0 N, 由于沉箱上拔带动沉箱内土体一起上移, 因此不考虑沉箱内摩擦力, 沉箱外侧摩擦力 F_{ext} 、土塞 W_s 以及沉箱模型重 W_c 之和为 45 N。因此沉箱极限承载力由沉箱底部反力、沉箱外摩擦力、沉箱与土塞自重组成。图 9 (b) 为新型吸力式沉箱基础抗拔承载力组成。其极限荷载为 480 N。由于水泥土与沉箱形成一整体, 其沉箱内部并无负压产生, 在抗拔过程中沉箱底部负压最大。因此新型基础抗拔承载力由底部反力、沉箱与加固范围内水泥土自重 W_{cs} 、水泥土外侧摩擦力组成。从图 9 中还可以看出, 水泥土加固范围越大, 新型沉箱模型抗拔承载力越高, 这是因为加固范围越大, 水泥土外侧与软黏土接触面积越大, 其外侧摩擦力越高, 水泥土自重以及沉箱底部反力也会随之增加。



(a) #1MC沉箱模型 ($R=0$ mm)



(b) #2MC沉箱模型抗拔承载力组成

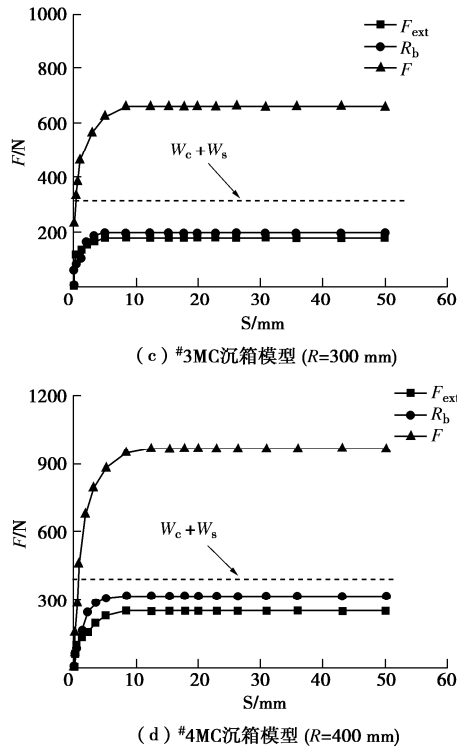


图9 荷载-位移关系曲线

Fig. 9 Load-displacement curves

从图 10 中可以看出, #1MC 沉箱抗拔极限承载力为 61 N, 当加固范围为 250 mm 时, 其抗拔极限承载力为 480 N, 抗拔承载力提高了 686.8%; 当加固范围为 300 mm 时, 其抗拔极限承载力为 660 N, 抗拔承载力提高了 981.9%; 当加固范围为 400 mm 时, 其抗拔极限承载力为 960 N, 抗拔承载力提高了 1437.7%; 采用新型吸力式沉箱基础(无环肋)其抗拔承载力远高于传统吸力式沉箱基础, 且新型吸力式沉箱基础抗拔承载力随加固范围的增加而增大, 当沉箱基础上仅设置环肋, 其抗拔极限承载力为 82.4 N, 抗拔承载力提高了 35.1%, 承载力提高并不明显。从图 11 中可以看出, 传统沉箱基础与改进后沉箱基础模型抗拔承载力随附加荷载增加而增大。因此通过提高附加荷载也可以提高吸力式沉箱基础抗拔承载力。

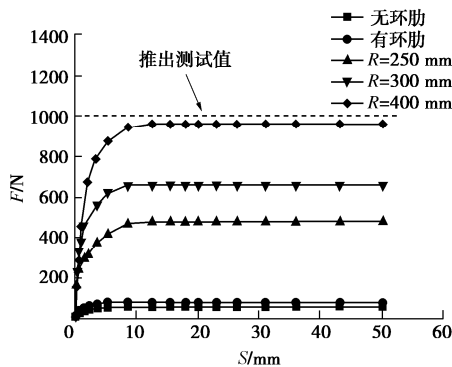


图10 荷载-位移曲线

Fig. 10 Load-displacement curve

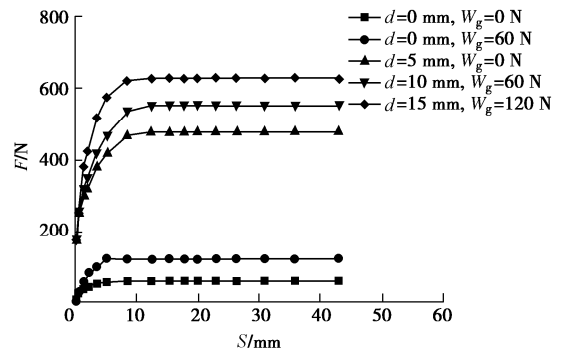


图11 荷载-位移曲线

Fig. 11 Load-displacement curves

2.2 大型直剪与推出试验结果分析

在大型直剪试验中, 所有试样的破坏面均在钢板-水泥土界面上, 这表明钢板-水泥土界面剪切强度小于水泥土抗剪强度。图 12 为带有肋条的钢板界面剪切破坏模式。从图 12 可以看出, 在肋条上方形成一条剪切带, 且剪切带的长度与范围随着肋宽的增加而增大。因此, 在带有肋条钢板中存在两种破坏面, 一是钢板-水泥土界面破坏面, 二是肋条上方水泥土剪切破坏面。

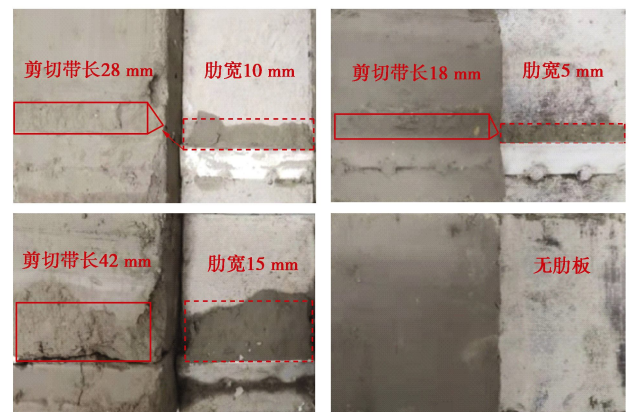


图12 大型直剪试验

Fig. 12 Large-scale shear tests

图 13 (a) 为水泥土直剪试验测试结果, 从图中可以看出, 相同水泥掺入比条件下水泥土剪切强度随法向应力增加而增大。水泥掺入比越高, 水泥土抗剪强度越高。图 13 (b) 为无肋钢板-水泥土界面剪切强度, 从图中可以看出, 相同水泥掺入比条件下钢板-水泥土界面剪切强度随法向应力增加而增大。水泥土中水泥掺入量较低时, 水泥土强度较低, 钢板-水泥土界面剪切强度也较低。随水泥掺入比的增加, 其界面剪切强度随之增加。从图 13 (c) 可以看出, 钢板-水泥土界面剪切强度约为水泥土抗剪强度的 0.2~0.3 倍。图 13 (d) 为无肋钢板-水泥土无侧限抗压强度曲线, 从图中可以看出, 水泥土无侧限抗压强度越高, 钢板-水泥土界面剪切强度越大。且法向应力越大, 钢板-水泥土界面剪切强度越高。

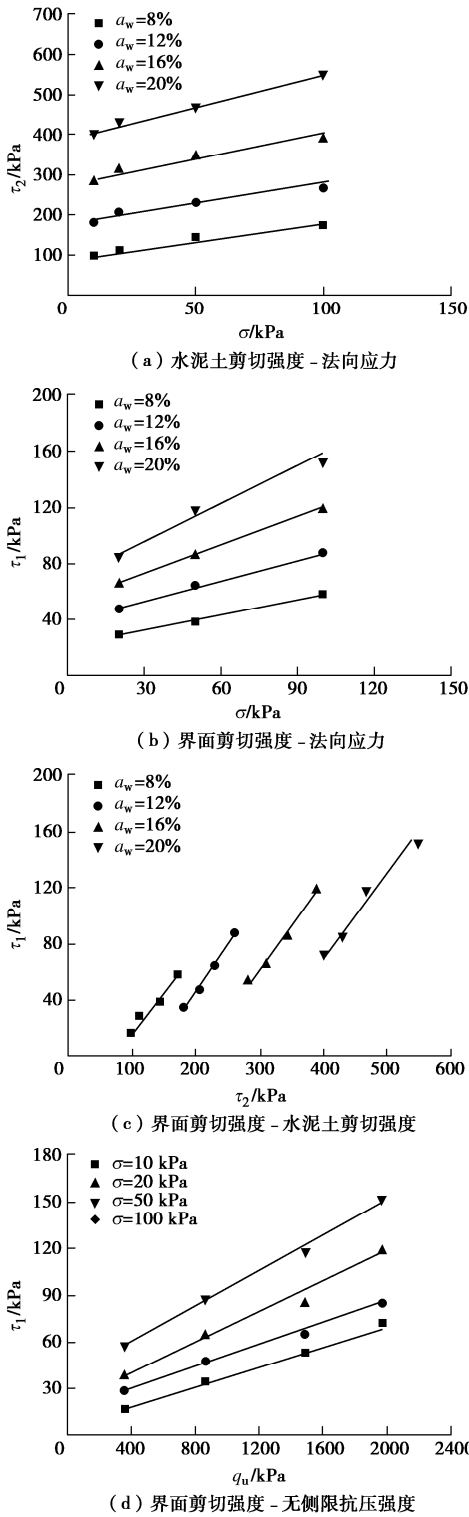


图 13 直剪试验结果
Fig. 13 Shear test results

图 14 为不同肋宽条件下整体界面剪切强度,在带有肋板的剪切试验中,由于在肋条上方形成剪切带,且剪切带的长度与范围随着肋条宽度的增加而增加。因此,在相同水泥参入比条件下,肋条越宽界面整体抗剪切强度越大,且界面整体抗剪强度随水泥参入比的增加而增大。从图 14 中可以看出增加肋条宽度可明显提高钢板与水泥土界面整体剪切强度。

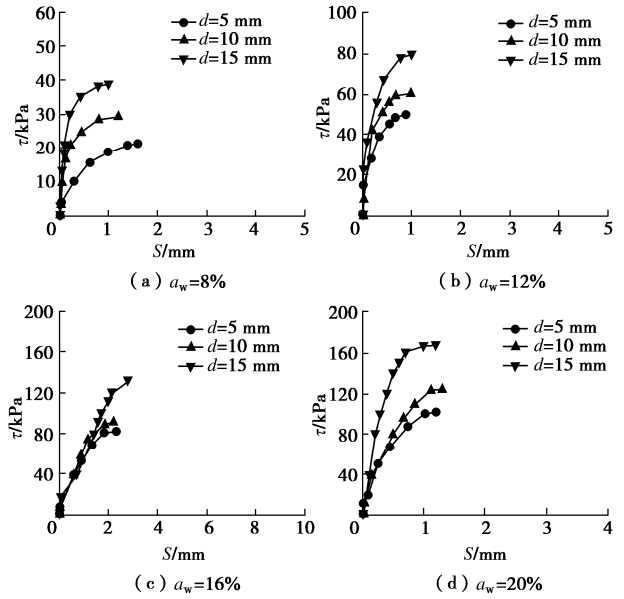


图 14 界面剪切应力 - 位移曲线

Fig. 14 Interface shear stress-displacement curves

图 15 为带有不同环肋宽度沉箱模型推出试验结果,从图中可以看出,带有环肋的沉箱模型存在两种破坏面,一是沉箱-水泥土界面破坏面,二是在环肋顶部形成倒三角环型剪切破坏面,且剪切带面积随肋宽的增加而增大。图 16 给出了推出试验中推出力与位移之间关系,从图可知,相同水泥参入比条件下,环肋截面越大,推出力越高。且推出力随水泥参入比的增加而增大。

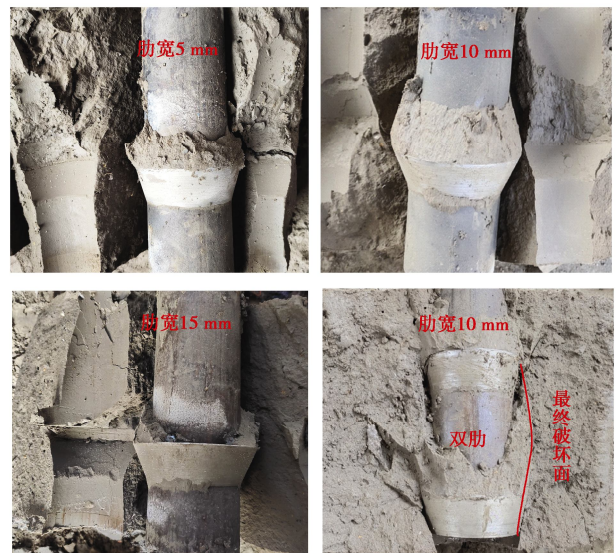


图 15 推出试验
Fig. 15 Push out tests

3 抗拔承载机理分析

通过大型直剪试验与推出试验可知,带有环肋沉箱模型破坏面如图 17 所示。其界面破坏主要分为 4 个阶段:第一阶段为环肋顶面水泥土压缩以及沉箱与水泥土相对滑移阶段,此阶段为承载力上升阶段,环肋上方水泥土并未出现剪切破坏;第二阶段为破坏阶

段, 表现为环肋顶部形成第一道倒三角环型剪切破坏面, 环肋顶部水泥土达到抗剪强度, 沉箱与水泥土发生界面剪切破坏; 第三阶段为环肋顶部水泥土再压缩, 直到第二破坏面 A4 形成; 第四阶段为重复上述过程直到形成贯穿于相邻环肋外缘的最终破坏面 A5。当第一道环型剪切破坏面形成后, 承载力-位移曲线存在明显拐点, 之后承载力提高并不明显。因此后续仅对第一破坏面进行分析。

切强度越高。因此, 通过试验数据, 文中建立了界面剪切应力与法向应力以及无侧限抗压强度关系式如下:

$$\tau_1 = 0.2 \left(\frac{\sigma}{q_u} \right)^{0.34} q_u \quad (1)$$

水泥土剪切强度可采用莫尔库仑抗剪强度:

$$\tau_2 = \sigma \tan \varphi + c \quad (2)$$

因此结合式 (1) 与式 (2) 提出带有环肋沉箱模型整体剪切强度公式 (3), 其表达式如下:

$$\tau = (1 - \alpha) \tau_1 + \alpha \tau_2 \quad (3)$$

式中, α 为水泥土剪切面积 A2 与整体破坏面积 A 比值。取环肋倾角 β 与水泥土破坏面倾角相等时, $\alpha = 1 / (L / d \cos(\pi / 4 - \varphi / 2) \tan(\pi / 4 - \varphi / 2) + 2 - 2 \cos(\pi / 4 - \varphi / 2))$, 可知环肋越宽, 系数 α 越大。

图 18 (a) 为环肋沉箱模型整体剪切强度与水泥土无侧限抗压强度关系曲线, 由图 18 (a) 可知水泥土强度越高界面整体抗剪强度越大。图 18 (b) 给出了整体剪切强度与相对面积比值关系。由图 18 (b) 可知, α 越大, 环肋沉箱模型整体剪切强度越高。水泥土强度越高界面整体抗剪强度越大。

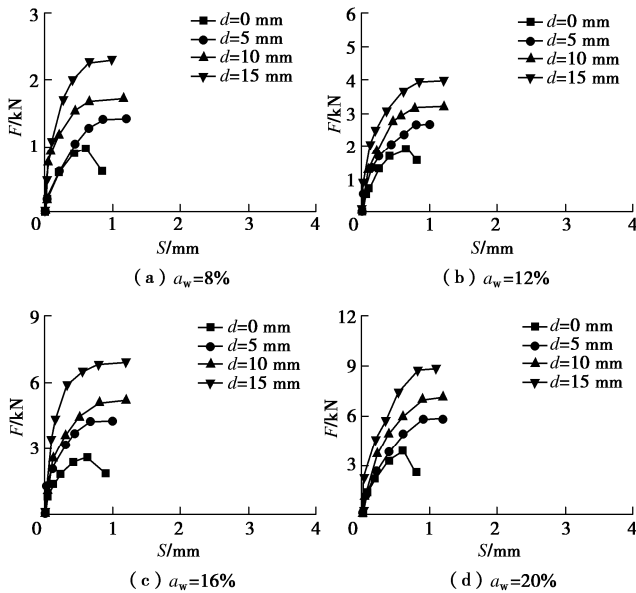


图 16 推出试验结果

Fig. 16 Push out test results

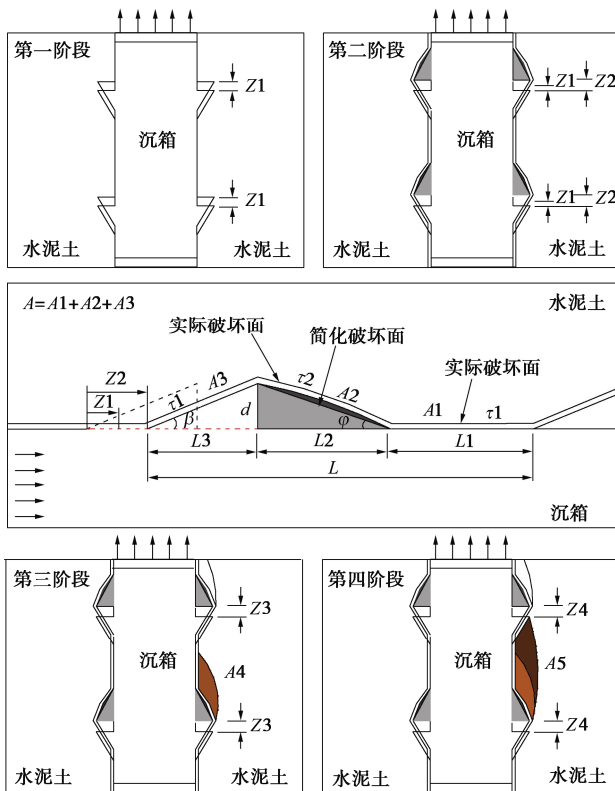
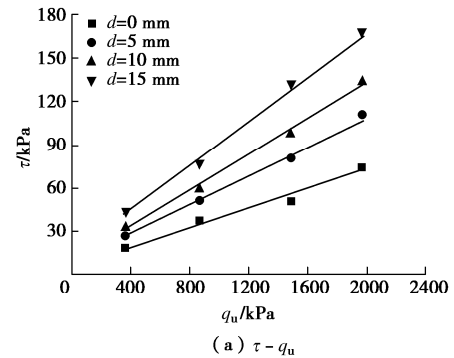


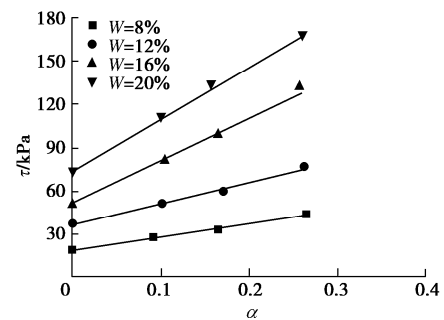
图 17 沉箱模型界面破坏模式

Fig. 17 Failure modes of caisson interface

通过大型直剪试验可知, 法向应力越大, 界面剪



(a) $\tau - q_u$



(b) $\tau - \alpha$

图 18 界面整体剪切强度分析

Fig. 18 Analysis of overall shear strength

图 19 给出了推出试验中界面整体剪切强度与位移之间关系。如图 19 可知: 环肋越宽, 界面整体剪切强度越高; 水泥参入比越高, 整体剪切强度越大。表 5 为试验值与计算值对比分析, 从表中可以发现, 试验值与理论值误差最大值为 16%, 最小值为 1%。可

见采用整体剪切强度计算公式较为合理。

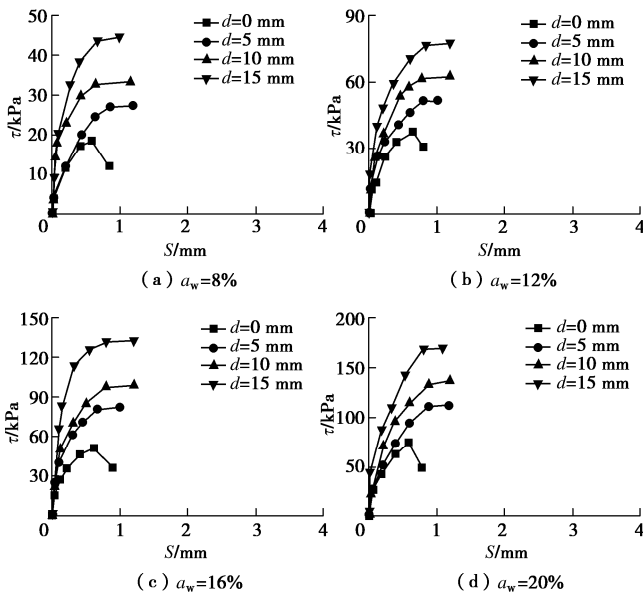


图 19 推出试验结果

Fig. 19 Push out test results

通过模型试验与推出试验可知, 新型吸力式沉箱基础可分为 3 种破坏模式 (图 20): ①沉箱与加固区水泥土整体拔出, 其极限抗拔承载力由加固区外侧摩擦力、附加荷载、沉箱和水泥土自重以及沉箱底部反力组成; ②沉箱与其内部水泥土一起拔出时, 其极限抗拔承载力由沉箱外摩擦力、附加荷载、沉箱和其内部水泥土自重以及底部反力组成; ③沉箱从水泥土中拔出时, 其极限抗拔承载力由沉箱内外摩擦力、附加荷载以及沉箱自重组成。但沉箱底部反力最终会消散, 因此在工程设计过程中可不考虑此项, 取式 (4) 中最小值。图 21 给出了模型试验中沉箱-水泥土界面剪切强度与沉箱加固范围曲线, 从图中可以看出界面剪切强度越高, 水泥土可加固的范围越大。

表 5 结果对比分析

Table 5 Comparison of results

a_w	d	τ_1	τ_2	a	τ^a	τ^b	F_{ext}^a	F_{ext}^b	Diff.
8	0	16.6	98	0	16.6	18.6	0.86	0.96	0.12
	5	16.6	98	0.092	24.1	27.1	1.25	1.40	0.12
	10	16.6	98	0.161	29.6	32.6	1.53	1.69	0.10
	15	16.6	98	0.258	37.6	43.6	1.95	2.26	0.16
12	0	34.5	180.8	0	34.5	37.5	1.79	1.94	0.09
	5	34.5	180.8	0.102	49.4	51.4	2.56	2.66	0.04
	10	34.5	180.8	0.171	59.3	59.8	3.07	3.10	0.01
	15	34.5	180.8	0.262	72.8	76.8	3.77	3.98	0.05
16	0	53	282	0	53	51	2.75	2.64	-0.04
	5	53	282	0.105	77	81	3.99	4.20	0.05
	10	53	282	0.158	89.2	98.2	4.62	5.09	0.10
	15	53	282	0.257	111.8	131.8	5.79	6.83	0.18
20	0	72	402	0	72	74	3.73	3.83	0.03
	5	72	402	0.1	105	111	5.44	5.75	0.06
	10	72	402	0.157	123.8	133.8	6.41	6.93	0.08
	15	72	402	0.26	157.8	167.8	8.18	8.69	0.06

注: τ^a 为直剪试验求得界面整体剪切强度; τ^b 为推出试验求得界面整体剪切强度; F_{ext}^a 为计算值; F_{ext}^b 为推出试验中推出力。

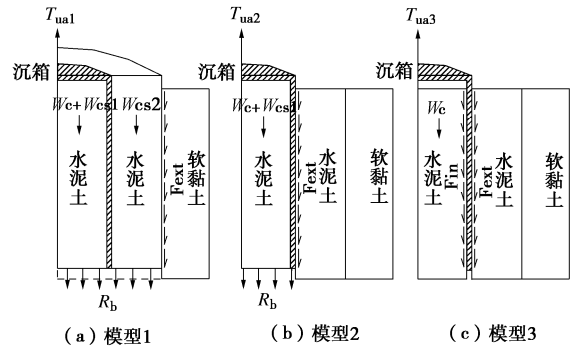


图 20 新型吸力式沉箱基础破坏模式

Fig. 20 Failure modes of new caisson

$$\begin{cases}
 T_{ua} = \min \{ T_{ua1}, T_{ua2}, T_{ua3} \}, \\
 T_{ua1} = u \sum \lambda q_{sia} l_i + W_c + W_{cs1} + W_{cs2} + W_g, \\
 T_{ua2} = u_{ext}^c \lambda^c q_{sa}^c l_i^c + W_c + W_{cs1} + W_g, \\
 T_{ua3} = u_{in}^c \lambda^c q_{sa}^c l_i^c + u_{ext}^c \lambda^c q_{sa}^c l_i^c + W_c + W_g.
 \end{cases} \quad (4)$$

式中 T_{ua} 为沉箱竖向抗拔承载力特征值 (kN); λ^c 为内芯抗拔系数; q_{sia} 为外芯第 i 层土侧阻力特征值 (kPa); q_{sa}^c 为外芯内芯侧阻力特征值 (kPa); λ 为外芯抗拔系数; $W_c, W_{cs1}, W_{cs2}, W_g$ 分别为沉箱自重, 沉箱内水泥土自重, 沉箱外水泥自重, 沉箱顶部附加荷载; u, u_{ext}^c, u_{in}^c 分别为加固区周长, 沉箱外壁周长, 沉箱内壁周长。

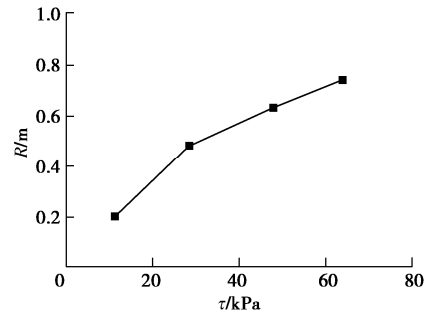


图 21 加固范围 - 沉箱界面剪切强度

Fig. 21 Reinforcement range-overall shear strength

4 结 论

针对软黏土中吸力式沉箱基础抗拔承载力较低问题, 文中提出一种重力式劲性复合吸力式沉箱基础, 通过模型试验、大型直剪试验以及推出试验, 研究了软黏土中新型吸力式沉箱基础抗拔承载特性以及沉箱-水泥土界面剪切特性。主要结论如下:

(1) 传统吸力式沉箱基础抗拔承载力由外摩擦力、沉箱和土塞自重以及沉箱底部反力组成。新型吸力式沉箱基础抗拔承载力由水泥土外侧摩擦力、沉箱和加固区水泥土自重以及其底部反力组成。加固范围越大, 水泥土外侧摩擦力越高, 水泥土自重以及沉箱底部反力越大。因此, 新型吸力式沉箱基础抗拔承载

力远高于传统吸力式沉箱基础抗拔承载力,且随附加荷载以及加固范围增加而增大。

(2) 法向应力越大、水泥掺入比越高,水泥土抗剪强度以及沉箱-水泥土界面剪切强度越高。在带有肋条钢板中存在两种破坏面,一是钢板-水泥土界面破坏面,二是肋条上方水泥土剪切破坏面,且肋宽越宽,环肋上方剪切带面积越大,沉箱-水泥土整体界面剪切强度越高。

(3) 根据大型直剪试验与推出试验中界面破坏模式,建立了考虑法向应力作用下带有环肋沉箱-水泥土界面整体剪切强度计算公式,并进行相关参数分析与验证。通过对比推出试验值与计算值可知,两者误差最大值为16%,最小值为1%,可见采用界面整体剪切公式较为合理。

(4) 最后结合新型吸力式沉箱基础抗拔破坏模式,建立了重力式劲性复合吸力式沉箱基础抗拔承载力计算方法,探究了模型中界面剪切强度与沉箱加固范围关系。揭示了软黏土中新型吸力式沉箱基础抗拔承载机理,为重力式劲性复合吸力式沉箱基础抗拔承载力分析以及工程设计提供参考。

参考文献:

- [1] 刘润, 李成凤, 练继建, 等. 筒型基础-砂土地基动力响应的离心振动台试验研究[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(5): 817 - 826. (LIU Run, LI Cheng-feng, LIAN Ji-jian, et al. Centrifugal shaking table tests on dynamic response of bucket foundation-sandy soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(5): 817 - 826. (in Chinese))
- [2] 张永涛, 杨炎华, 黎冰, 等. 桥梁吸力式沉箱基础承载特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(1): 177 - 182. (ZHANG Yong-tao, YANG Yan-hua, LI Bing, et al. Model tests on bearing performance of suction caisson foundation for bridges[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(1): 177 - 182. (in Chinese))
- [3] 黎冰, 郑翔, 高玉峰, 等. 砂土中吸力式沉箱基础抗拔承载特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(5): 902 - 907. (LI Bing, ZHENG Xiang, GAO Yu-feng, et al. Model tests on pull-out capacity of suction caisson foundation in sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(5): 902 - 907. (in Chinese))
- [4] 栾茂田, 范庆来, 杨庆. 非均质软土地基上吸力式沉箱抗拔承载力数值分析[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(7): 1054 - 1059. (LUAN Mao-tian, FAN Qing-lai, YANG Qing. Numerical analysis of ultimate pull-out resistance of suction caissons in inhomogeneous soft foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(7): 1054 - 1059. (in Chinese))
- [5] BYRNE B W, HOULSBY G T. Experimental investigations of the response of suction caissons to transient vertical loading[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2002, 128(11): 926 - 939.
- [6] MANA D S K, GOURVENEC S M, RANDOLPH M F. Numerical modeling of seepage beneath skirted foundations subjected to vertical uplift[J]. Computers and Geotechnics, 2014, 55: 150 - 157.
- [7] ISKANDER M, EL-GHARBAWY S, OLSON R. Performance of suction caissons in sand and clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, 39: 576 - 584.
- [8] 朱斌, 孔德琼, 童建国, 等. 粉土中吸力式桶形基础沉贯及抗拔特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(7): 1045 - 1053. (ZHU Bin, KONG De-qiong, TONG Jian-guo, et al. Model tests on penetration and pullout of suction caissons in silt[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(7): 1045 - 1053. (in Chinese))
- [9] LUKE A M. Axial Capacity of Suction Caissons in Normally Consolidated Kaolinite[D]. Austin: University of Texas at Austin, 2002.
- [10] CHEN W, RANDOLPH M F. Uplift capacity of suction caissons under sustained and cyclic loading in soft clay[J]. ASCE, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(11): 1352 - 1363.
- [11] RAO S N, RAVI R, PRASAD B S. Pullout behavior of suction anchors in soft marine clays[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 1997, 15(2): 95 - 114.
- [12] SINGH B, DATTA M, GULHATI S K. Pullout behavior of superpile anchors in soft clay under static loading[J]. Marine Georesources and Geotechnology, 1996, 14: 217 - 236.
- [13] DENG W, CARTER J P. A theoretical study of the vertical uplift capacity of suction caissons[J]. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2002, 12(2): 89 - 97.
- [14] 矫滨田, 鲁晓兵, 赵京, 等. 吸力式桶形基础抗拔承载力特性试验研究[J]. 中国海洋平台, 2006(3): 27 - 30. (JIAO Bin-tian, LU Xiao-bing, ZHAO jing, et al. On the pullout bearing capacity of bucket foundation[J]. China Ocean Platform, 2006(3): 27 - 30. (in Chinese))
- [15] 施晓春, 龚晓南, 俞建霖, 等. 桶形基础抗拔力试验研究[J]. 建筑结构, 2003(8): 49 - 56. (SHI Xiao-chun, GONG Xiao-nan, YU Jian-lin, et al. Experimental study on the

- pullout force of bucket foundation[J]. Building Structure, 2003(8): 49 - 56. (in Chinese))
- [16] ZHAI H, LI D. Experimental studies on modified suction caissons in fine sand subject to uplift loading[J]. Transactions of Tianjin University, 2017, 23(6): 562 - 569.
- [17] DU J Q, DU S J, SHEN S L, et al. Centrifuge evaluation of the influential factors in the uplift capacity of suction foundations in clay[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2017, 35(4): 456 - 465.
- [18] GUO Z, WANG L Z, YUAN F. Set-up and pullout mechanism of suction caisson in a soft clay seabed[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2014, 32(2): 135 - 54.
- [19] 朱文波, 戴国亮, 龚维明, 等. 基于 Meyerhof 机构的吸力式沉箱基础抗拔承载力极限分析上限解[J]. 东南大学学报, 2018, 48(5): 828 - 833. (ZHU Wen-bo, DAI Guo-liang, GONG Wei-ming, et al. Upper bound solution for ultimate bearing capacity of suction caisson foundation based on Meyerhof failure mode[J]. Journal of Southeast University, 2018, 48(5): 828 - 833. (in Chinese))
- [20] 王志云. 软土地基上吸力式沉箱基础的抗拔承载特性研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2008. (WANG Zhi-yun. A Study on Uplift Bearing Characteristics of Suction Caisson Foundation in Soft[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2008. (in Chinese))
- [21] ACOSTA-MARTINEZ H E, GOURVENEK S M, RANDOLPH M F. Effect of gapping on the transient and sustained uplift capacity of a shallow skirted foundation in clay[J]. Soils and Foundations, 2010, 50(5): 725 - 735.
- [22] MANA D S K, GOURVENEK S M, RANDOLPH M F. Experimental investigation of reverse end bearing of offshore shallow foundations[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2013, 50(10): 1022 - 1033.
- [23] 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.
- [24] LEHANE B M, O'LOUGHLIN C D, GAUDIN C, et al. Rate effects on penetrometer resistance in kaolin[J]. Géotechnique, 2009, 59(1): 41 - 52.
- [25] CHEN R, GAUDIN C, CASSIDY M J. Investigation of the vertical uplift capacity of deep water mudmats in clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2012, 49: 853 - 865.

第三届全国交通岩土工程学术会议一号通知

一、会议时间与地点

拟定会议时间2020年11月初, 地点: 南京

二、主办单位

中国土木工程学会土力学及岩土工程分会
交通岩土工程专业委员会

三、承办单位

东南大学
江苏省岩土力学与工程学会

四、会议专题

征文内容涵盖交通岩土工程的研究领域, 主要包括:

- (1) 交通基础设施地基基础的勘察、设计、施工、检测和加固
- (2) 交通隧道和地下工程的设计、施工和运

营

- (3) 交通基础设施地基处理
- (4) 边坡与支档结构
- (5) 交通岩土工程抗震
- (6) 车-路-地基共同作用
- (7) 特殊土地区的交通岩土工程
- (8) 交通基础工程环境保护与修复
- (9) 轨道交通岩土及地下水问题
- (10) 岩土工程智能化技术

五、会议秘书处及联系方式

秘书长: 章定文 13813065390

秘书处: 丁建文, 邓永锋, 蔡国军, 李宏025-83795086

联系地址: 南京市江宁区东南大学路2号东南大学交通学院岩土工程研究所 邮编: 211189。

(摘自《地基处理》)