

DOI: 10.11779/CJGE201908006

饱和软黏土中开孔防沉板基础上拔特性研究

刘润, 孔金鹏, 刘孟孟, 汪嘉钰

(天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072)

摘要: 在软黏土地基中, 开孔能有效降低防沉板基础上拔阻力, 减小防沉板基础回收难度。对 6 种具有不同开孔形式的防沉板模型进行了饱和软黏土中的上拔试验, 测定了上拔过程中防沉板与土体接触面间的吸附力, 揭示了上拔阻力的构成与发展规律, 阐明了开孔率和有效宽度对上拔阻力和接触面间吸附力的影响规律。采用有限元方法模拟了防沉板基础上拔过程, 建立了上拔力作用下饱和软黏土地基的破坏模式, 构建了采用极限分析法计算防沉板上拔阻力的机动场, 推导了上拔阻力的上限解, 得到了可以同时考虑防沉板开孔率和有效宽度的上拔阻力系数 N_c 的计算公式。

对比验证结果表明: 与 Skempton 公式不同, 求解的上拔阻力随开孔率的增加呈非线性降低规律。

关键词: 防沉板基础; 开孔率; 有效宽度; 饱和软黏土; 上拔阻力; 吸附力

中图分类号: TU413

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2019)08-1427-08

作者简介: 刘润(1974-), 女, 博士, 教授, 主要从事海洋岩土工程方面的教学和科研工作。E-mail: liurun@tju.edu.cn。

Uplift behaviors of perforated mudmats in soft saturated clay

LIU Run, KONG Jin-peng, LIU Meng-meng, WANG Jia-yu

(State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: Perforation can cause lower uplift resistance in soft clay, giving rise to less difficulty of the retrieval of “mudmat” shallow foundations. Six different perforated forms are designed to perform in the model tests on the uplift behaviors in soft saturated clay. The suction that develops at the mudmat-soil interface is conducted during the whole uplift procedure. The composition and development laws of uplift resistance are revealed. The characteristics of how the perforation ratio and effective width reduce uplift resistance and suction at the mudmat-soil interface are obtained. Numerical simulation is used to figure out the uplift behaviors of perforated mudmats in soft saturated clay on the basis of model tests, revealing different soil failure modes in soft saturated clay. The limit analysis method is used to calculate the uplift resistance through the velocity fields from numerical simulation results. The upper bound solution of uplift resistance is derived, and uplift bearing factor N_c is obtained considering the influences of perforation ratio and effective width. The study shows that compared with that of the Skempton formula, the uplift resistance solved in this study has a nonlinear reduction law with the increase of perforation ratio.

Key words: mudmat; perforation; effective width; saturated soft clay; uplift resistance; suction

0 引言

防沉板是水下井口、管汇节点、管汇终端的支撑结构^[1-2]。近几年来, 在海洋工程中, 提高防沉板回收效率越来越得到工程界的关注。防沉板经常因为生产工艺要求、结构老化或达到使用年限等原因需要回收。在实际工程中, 回收防沉板采用起重船缆索起吊的方式, 但是软黏土地基的渗透系数很小, 上拔时板与土接触面间会产生很大的吸附力, 有时会达到自重的 2~3 倍^[3-4]。防沉板脱离海床过程中产生的上拔阻力, 不仅包括板自身的重量而且包括板土间的吸附力。

实际工程中为了降低防沉板的回收难度, 常采用开孔、偏心上拔或喷水等^[3]措施减小上拔阻力。其中对防沉板适当开孔不仅可以减轻板的重量而且可有效

降低板土间的吸附力。1995 年 Lieng 等首次探究减小防沉板上拔时板与土接触面间吸附力的措施, 发现开孔可有效减小上拔时板土间产生的吸附力, 但大量开孔会导致防沉板竖向承载力的降低^[5]。2005 年, White 研究了开孔尺寸和数量对防沉板基础上拔力的影响, 发现在不排水抗剪强度随深度变化的土中大量窄小地开孔比少量宽大地开孔更能减小上拔阻力, 并且提出有效宽度的概念, 揭示了上拔阻力减小主要是由开孔后形成的“格栅”宽度决定的, 而不是开孔率^[6]。2013

基金项目: 国家杰出青年科学基金项目 (51825904)

收稿日期: 2018-08-31

*通讯作者 (E-mail: liurun@tju.edu.cn)

年 Li 等^[4]开展了开孔防沉板的上拔离心机试验,对比开孔率 19%,有效宽度为 3.34 mm 和 6.07 mm 的防沉板(尺寸 50 mm×100 mm×5 mm)上拔阻力大小,发现有效宽度 3.34 mm 的板,上拔阻力最小^[4]。由此可见,已有的研究成果揭示了开孔影响防沉板上拔阻力的规律,但尚无计算防沉板上拔阻力的统一方法。

本文综合采用模型试验、数值模拟与理论分析方法,研究了开孔对防沉板上拔阻力的影响规律并采用极限分析法推导了开孔防沉板上拔阻力的上限解。

1 有效宽度与开孔率

有效宽度与开孔率是影响开孔防沉板上拔力的的重要因素。有效宽度是用来描述相邻开孔之间排水路径的大小^[4]。对于开孔形式为方孔的防沉板(如图 1 所示),有效宽度 \bar{l} 为

$$\bar{l} = \frac{l_1 + l_2}{2}, \quad (1)$$

式中, l_1 为相邻两孔之间最短的排水路径(图 1 中实线), l_2 为相邻两孔之间最长的排水路径(图 1 中虚线),有效宽度为相邻两孔间排水路径的平均值。

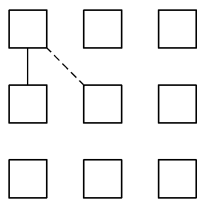


图 1 有效宽度

Fig. 1 Effective width

开孔率 δ 为孔洞面积与防沉板面积之比:

$$\delta = \frac{S_{\text{孔}}}{S_{\text{总}}} \times 100\%, \quad (2)$$

式中, $S_{\text{孔}}$ 为孔洞面积 (m^2), $S_{\text{总}}$ 为防沉板基础总面积 (m^2)。

2 开孔防沉板上拔试验

2.1 防沉板模型

防沉板试验模型为方形(尺寸 100 mm×100 mm×10 mm),开孔形状为方形,开孔率分别为 7.8%, 16%, 23%, 共有 6 种不同开孔方式(见图 2)。

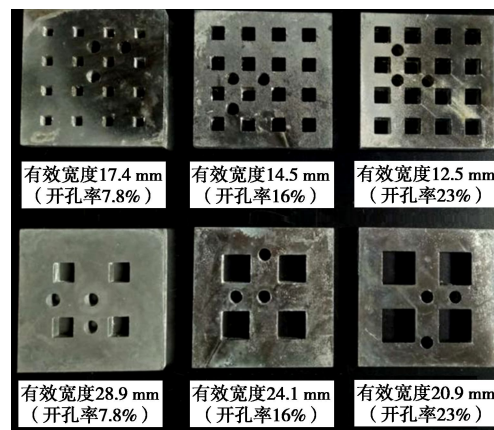
图 2(b)中,防沉板中心圆孔为加载杆安装位置,另外两个圆孔为孔压计安装位置。

2.2 试验装置与土体条件

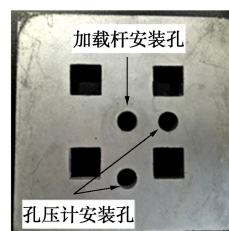
模型试验在天津大学岩土工程实验室展开,试验装置如图 3 所示。

模型槽尺寸为 0.55 m×0.55 m×0.80 m,加荷载位

于模型槽中心上方,由伺服电机提供力并控制上拔速度,实现匀速上拔。试验过程中总阻力与位移变化情况分别通过压力传感器(JLBS-M2-10KG)、拉线位移传感器(BWT-5)进行测量,模型防沉板与土接触面间产生的吸附力由孔压计(CYG41000KY)进行测量,所有测试数据通过 DH3820F 数据采集仪采集。



(a) 不同开孔率、有效宽度布孔方式



(b) 加载杆、孔压计安装位置

图 2 防沉板布孔方式

Fig. 2 Different perforation forms of mudmat

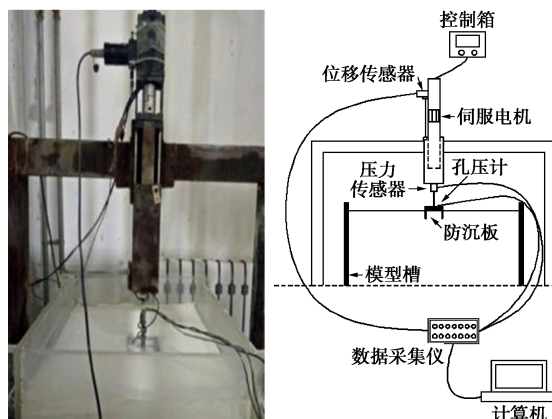


图 3 试验装置

Fig. 3 Test apparatus

试验用土为饱和高岭土,土体制备方式为试验前注水搅拌高岭土至两倍液限充分均匀状态,然后采用反压固结方法(土槽上下铺设 8 cm 高的砂垫层,砂层与高岭土之间铺设土工布,在顶部砂层上均布堆载),待固结至预定强度后,移除土槽表面 10 cm 内土体。试验用土物理性质指标见表 1。

表 1 土体物理性质指标

Table 1 Physical property indices of kaolin clay					
土质	塑限	液限	颗粒相对	含水率	饱和重度 γ_{sat}
	$w_p / \%$	$w_L / \%$	密度 G_s	$w / \%$	$/(kN \cdot m^{-3})$
高岭土	27.3	48.4	2.6	59.2	17.6

试验前,抹平土面,将孔压计安装在模型防沉板底板,并将防沉板与加载装置相连。试验时,加载杆匀速下压,速率为 0.5 mm/s,下压至 1~2 cm 时停止加载,待超孔隙水压力衰减至 95%以上时,再匀速上拔,上拔速率为 5 mm/s。试验后,用十字板剪切仪测定土体的不排水强度 s_u ,不排水强度为 1.5~1.9 kPa。

2.3 试验结果

防沉板基础进入土体前,数据采集仪平衡掉防沉板的重力,所以下压和上拔过程中压力传感器输出的力 f_{net} 不包括防沉板重力。

试验中监测了开孔防沉板匀速上拔时单位面积上的上拔阻力 q_{net} 和板底吸附力 s 的变化过程如图 4 所示。

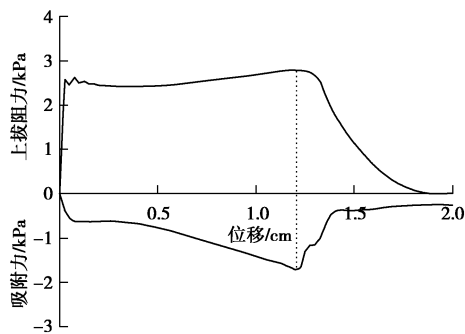


图 4 上拔阻力和板底吸附力的变化过程

Fig. 4 Change process of uplift resistance and suction at mudmat-soil face

从图 4 可以看出,防沉板上拔过程可以分成 3 个阶段:瞬时上拔阶段、吸附力发展阶段和吸附力衰减阶段。在瞬时上拔阶段由于土与板之间黏附力的作用,上拔阻力突然增大,吸附力的变化滞后;在吸附力发展阶段,板土间的吸附力不断增大达到峰值,上拔阻力也达到峰值;在吸附力衰减阶段,板土逐渐脱离,吸附力开始衰减,上拔阻力也不断减小。图 4 中防沉板的上拔阻力和吸附力随上拔位移发展变化的规律十分相近。

图 5 给出了不同开孔率不同有效宽度的防沉板上拔试验结果。

吸附力占总上拔阻力的比值定义为 β ,则由图 5 可知,防沉板的开孔率为 7.8% 时, β 约为 75%;开孔率为 16% 时, β 约为 70%;开孔率为 23%, β 约为 65%。由此可知,当开孔率相同时,有效宽度较小的

防沉板上拔阻力较小,对应的 β 值也较小。

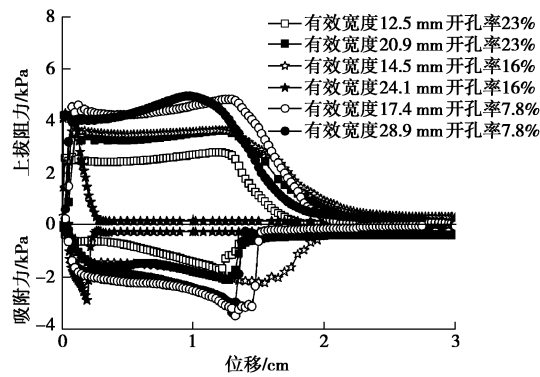


图 5 上拔试验结果

Fig. 5 Test results of uplift behavior of surface mudmats

考虑到模型试验的比尺效应问题,与文献[4]的 150g 离心机模型试验进行对比。文献[4]中开展了上拔速率为 3 mm/s 的圆形开孔,开孔率 19%,有效宽度分别为 3.34 mm 和 6.07 mm 的矩形防沉板(尺寸为 100 mm×50 mm×5 mm)上拔试验。防沉板有效宽度为 3.34 mm 时,上拔阻力为 0.82 MN,吸附力占总上拔阻力的比值 β 为 85.3%;防沉板有效宽度为 6.07 mm 时,上拔阻力为 1.70 MN,吸附力占总上拔阻力的比值 β 为 89.9%。离心机试验结果也验证了当开孔率相同时,有效宽度较小的防沉板上拔阻力较小,对应的 β 值也较小的规律。

室内模型试验无法在短时间内制备出正常固结的土体。因此,利用数值方法对正常固结软黏土中防沉板开孔率、有效宽度和上拔阻力之间的关系进一步进行分析。

3 防沉板上拔模拟

3.1 有限元计算模型

采用有限元软件 ABAQUS 对防沉板上拔过程进行有限元模拟分析。土体为正常固结的饱和软黏土,土的不排水强度随深度线性增加(见图 6)。

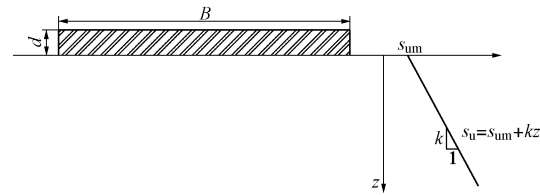


图 6 符号说明

Fig. 6 Symbols and notations

图中 B 为基础宽度 (m), d 为板的厚度 (m)。软黏土中不排水强度 s_u 随深度 z 线性增长,即

$$s_u = s_{um} + kz \quad , \quad (3)$$

式中, s_{um} 为土体表面不排水抗剪强度 (kPa), k 为不

排水强度的线性增长梯度 (kPa/m)。

为了在模拟防沉板上拔过程中考虑板土间吸附力的影响^[7], 分析中采用了修正的剑桥模型 (MCC), 参数见表 2 (取自试验土体参数)。

表 2 土体修正剑桥模型参数

Table 2 Parameters of MCC model	
参数	数值
$p' - q$ 空间临界状态线斜率 M	0.92
$e - \ln p'$ 空间等向正常固结曲线斜率 λ	0.205
$e - \ln p'$ 空间压缩回弹曲线斜率 κ	0.044
$p' = 1$ kPa 时临界状态线在 e 轴上截距 e_{cs}	2.2
泊松比 ν	0.3
渗透率 $k / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	1×10^{-9}

分别按照模型试验尺寸和工程中防沉板的常见尺寸在有限元计算中进行建模 (见图 7)。

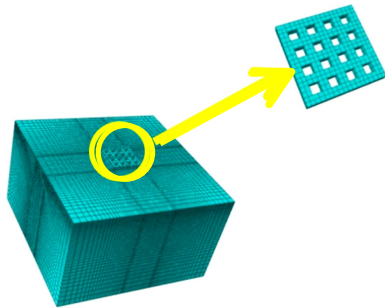


图 7 有限元模型

Fig. 7 FEM model

在数值模型中, 防沉板采用六面体八节点 (C3D8R) 单元, 土体采用 C3D8P 孔压单元。在防沉板底部中心位置设置参考点, 将其与防沉板外表面进行耦合, 并在参考点上施加恒定速度 ($v = 5 \text{ mm/s}$)。为了合理地消除边界效应, 土体计算模型水平向取 5 倍的防沉板宽度, 深度取 3 倍的防沉板宽度。此外, 为了保证初始应力场的稳定, 在土体顶面施加大于 1 kPa 的均布荷载; 土体边界为不排水边界; 土体表面为排水面, 孔压为 0 kPa; 板开孔处的土体表面, 孔压也为 0 kPa。土体与板之间的切向接触界面为粗糙接触, 法向接触界面为硬接触, 且设置接触不分离。

3.2 开孔防沉板上拔特性

为了验证有限元方法的正确性, 对小比尺试验模型进行了数值模拟, 并与试验结果进行对比。根据小比尺试验模型尺寸和土体的不排水抗剪强度 s_u , 可以模拟有效宽度 20.9 mm 的防沉板单位面积上的上拔阻力 q_{net} 随位移 w 变化关系曲线 (见图 8)。

图 8 中, 有限元计算的上拔阻力的极限值比试验值大 10% 左右, 由于设置了接触不分离所以无法模拟板脱离于土的状态。从上拔阻力出现峰值之前的变化趋势来看, 在很小的位移内, 上拔阻力迅速增大, 而

后随着位移的增加, 上拔阻力逐渐趋于稳定, 有限元计算结果与试验结果的规律性较为一致, 验证了有限元方法的正确性。

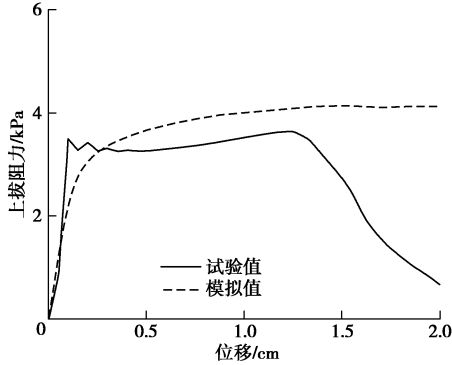


图 8 有效宽度 20.9 mm 试验与有限元计算结果对比

Fig. 8 Comparison between test and FEM results at effective width of 20.9 mm

在原尺寸防沉板的模拟中考虑了土体强度沿深度的线性增长规律:

$$s_u = kz + 0.271p \quad (4)$$

式中, s_u 为不排水抗剪强度, k 为不排水强度的线性增长梯度, 其中 $k = 2.33 \text{ kPa/m}$, z 为土体深度, p 为土表均布荷载。

通过数值模拟得到了 $p = 1 \text{ kPa}$ 时, 防沉板净上拔力 F_{net} 与位移 w 之间的关系曲线, 如图 9 所示。

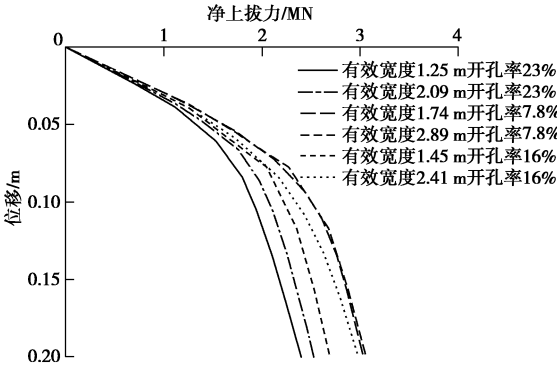


图 9 净上拔力与位移关系曲线

Fig. 9 Net uplift force-displacement curves

图 9 中, 开孔率为 7.8% 时, 有效宽度 1.74 m 防沉板比有效宽度 2.89 m 防沉板的上拔阻力小 1.2%; 开孔率为 16% 时, 有效宽度 1.45 m 防沉板比有效宽度 2.41 m 防沉板的上拔阻力小 7.5%; 开孔率为 23% 时, 有效宽度 1.25 m 防沉板比有效宽度 2.09 m 防沉板的上拔阻力小 9.7%。数值模拟结果说明: 有效宽度越小, 开孔率越大, 减阻效果会越明显。

3.3 土体破坏机构

为了体现饱和软黏土不排水抗剪强度随深度增加的特性, 计算中引入土体强度变化率 η 的概念^[8-10]:

$$\eta = kB / s_{um} \quad (5)$$

式中, k 为不排水强度的线性增长梯度, B 为基础宽度, s_{um} 为土体表面不排水抗剪强度。

分别取 η 为 ∞ , 5, 2 和 0, 可得到防沉板上拔时土体的破坏机构, 如图 10 所示。

图 10 表明, 当 $\eta=5$ 时, 土体破坏机构更接近 Hill 机构; 当 $\eta=2$ 时, 土体破坏机构是由 Prandtl 机构向 Hill 机构的过度; 当 $\eta=0$ 时, 土体破坏机构更接近 Prandtl 机构, 有限元计算的土体破坏机构与文献[11]的研究结果相近。

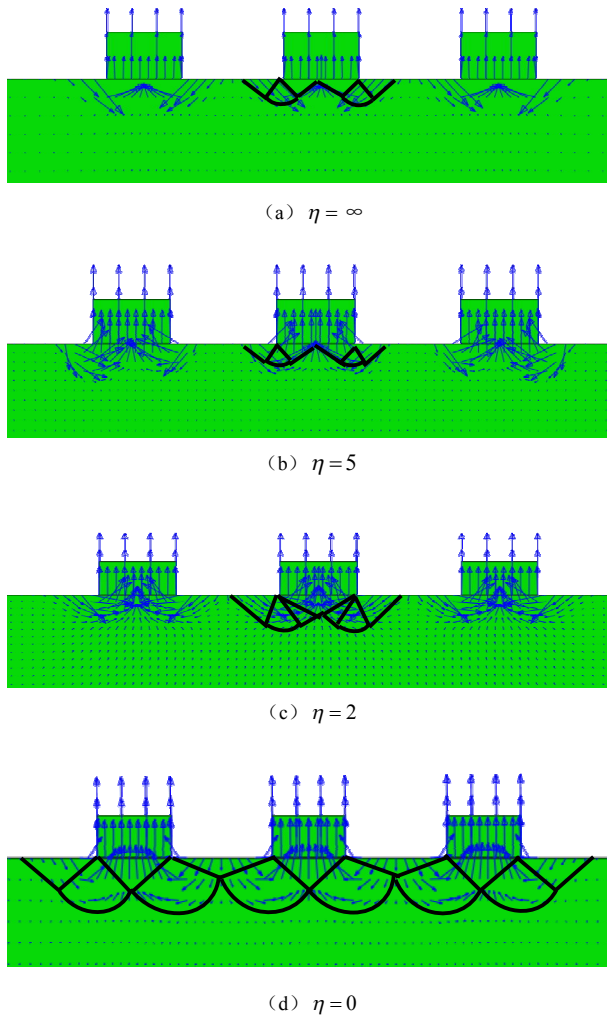


图 10 防沉板上拔速度场

Fig. 10 Velocity fields of surface mudmats

4 开孔防沉板上拔上限解

4.1 经典上拔力计算公式

经典的浅基础极限承载情况下上拔力计算公式有 Skempton 公式 (式 (6)) 和长崎佐治公式 (式 (7)) [12]:

$$F_{up} = 5As_u(1-\alpha) \left(1 + 0.2 \frac{d}{B} \right) \left(1 + 0.2 \frac{B}{L} \right) - w_s + w_b \quad (6)$$

式中 A 为基础总面积; s_u 为土体不排水抗剪强度; α 为开孔率; d 为基础埋深; B 为基础宽度; L 为基础

长度; w_s 为基础浸没在地基中所排开的土体重量 (用土的湿重度计算); w_b 为基础在水下的自重。

$$F_{up} = (1-\alpha) \left(5.7 + \frac{D}{H} \right) s_u A - w_s + w_b \quad (7)$$

式中, α 为开孔率, D 为圆形基础直径, H 为基础底部软黏土层厚度, s_u 为土体不排水抗剪强度, A 为基础总面积, w_s 为基础浸没在地基中所排开的土体重量 (用土的湿重度计算), w_b 为基础在水下的自重。

文献[12]中给出了根据修正的太沙基承载公式推导出的吸附力公式:

$$F_t = 5As_u \left(1.0 + 0.2 \frac{de^{\sqrt{d}}}{B} \right) \left(1.0 + 0.2 \frac{B}{L} \right) \sin \left(\frac{\pi S_R}{2S_p} \right) \quad (8)$$

式中 A 为基础与地基的水平投影接触面积; s_u 为土体不排水抗剪强度; d 为基础埋深; B 为基础宽度; L 为基础长度; S_R 为基础浸在土中的接触面积; S_p 为基础浸在土中 5 个方向投影面积。

对比浅基础竖向承载力公式, 浅基础上拔力计算公式可以表示为 [3-4]

$$F_{up} = N_c s_{uo} A + G' \quad (9)$$

$$q_u = N_c s_{uo} \quad (10)$$

式中 F_{up} 为总上拔力; A 为板的总面积 (不考虑开孔对面积的影响); G' 为板的浮重力; q_u 为单位面积上的上拔阻力; N_c 为上拔阻力系数; s_{uo} 为土体不排水抗剪强度。

本文采用极限分析法 [13-15] 推导了防沉板的上拔阻力系数 N_c 随开孔率、有效宽度和土体强度变化率变化的计算公式。

4.2 上拔阻力系数 N_c

根据塑性极限分析上限定理, 外力所作的功率等于内部耗损功率 [13-14], 则虚功方程可表示为

$$\int_1 f_i \dot{u}_i dl + \int_S G_i \dot{u}_i dA = \int_S \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dA \quad (11)$$

式中 f_i 为上拔阻力; G_i 为重力; \dot{u}_i 为机构允许的塑性速率场; $\dot{\epsilon}_{ij}$ 为机构允许的虚塑性应变率场; σ_{ij} 为机构静力许可应力场。假设土体服从 Tresca 准则, 即

$$\sigma_{max} - \sigma_{min} = 2s_u \quad (12)$$

式中, σ_{max} 为大主应力, σ_{min} 为小主应力, s_u 为不排水抗剪强度。

为了更好地计算开孔防沉板上拔阻力的上限解, 假设开孔形状为方形, 开孔均匀分布, 成 $n \times n$ 的阵列。以 $n=2$ 时的开孔分布为例, 如图 11 所示, 图中基础外边长为 B , 开孔宽度为 a , 开孔后形成的格栅宽度为 b 。

由于防沉板基础关于轴线对称, 所以只需讨论格

栅 1/2 部分的上限解。

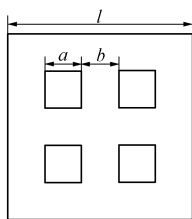


图 11 $n=2$ 时的开孔分布示意图

Fig. 11 Distribution of perforation when $n=2$

3.3 节发现土体强度变化率 η 会改变土体破坏机构, 所以假定出如图 12 所示的土体破坏机构。该机构可以通过改变角度 α , β 和 ε 对上限解进行相应的优化^[15]。

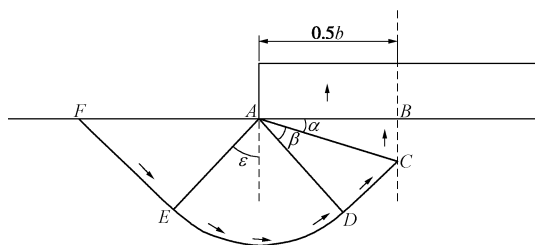


图 12 土体破坏机构 (基础上拔时)

Fig. 12 Upper bound plasticity mechanism (uplift)

如图 12 所示, 主动区 ABC 中, 速度间断线 AC 上的能量消耗率为

$$W_{AC} = \int_0^{l_{AC}} (s_{um} + kl \sin \alpha) v_1 dl = \frac{1}{8} \tan \alpha k b^2 v_0 + 0.5 s_{um} v_0 b \quad (13)$$

式中, $v_1 = v_0 \cos \alpha$, v_0 为基础上拔速度, s_{um} 为地基表层不排水抗剪强度, k 为土体不均匀系数, $0.5b$ 是基础宽度, $l_{AC} = 0.5b / \cos \alpha$ 。

三角形 ABC 所受重力的功率为

$$W_{G_1} = \gamma s v_0 = -\frac{1}{8} \tan \alpha \gamma b^2 v_0 \quad (14)$$

过渡区 ACD 中, 速度间断线 CD 上能量消耗率为

$$W_{CD} = \int_0^{l_{CD}} [s_{um} + 0.5kb \tan \alpha + kl \cos(\alpha + \beta)] v_2 dl, \quad (15)$$

$$W_{CD} = \frac{1}{8} f_1 \cdot k b^2 v_0 + \frac{1}{2} f_2 \cdot s_{um} b v_0$$

其中

$$\begin{cases} f_1 = \frac{\sin^2 \beta \cos(\alpha + \beta) + 2 \sin \alpha \sin \beta}{\cos \alpha \cos \beta}, \\ f_2 = \tan \beta, \end{cases} \quad (16)$$

式中, 速度矢量 $v_2 = v_1 \sec \beta = v_0 \cos \alpha \sec \beta$, 间断线 CD 长度 $l_{CD} = 0.5b \sin \beta / \cos \alpha$ 。

三角形 ACD 所受重力的功率为

$$W_{G_2} = -\frac{1}{8} \gamma \frac{b \sin \beta}{\cos \alpha} \cdot \frac{b \cos \beta}{\cos \alpha} v_2' \quad (17)$$

式中, $v_2' = v_2 \cos(\alpha + \beta)$ 。

扇形 ADE 中, 速度场为简单速度场, 速度大小恒定方向改变, 圆弧 DE 上能量耗损率为

$$W_{DE} = \int_0^\varphi [s_{um} + kr \sin(\alpha + \beta) + kr \sin(\theta + \alpha + \beta)] \cdot v_2 r d\theta$$

$$W_{DE} = \frac{1}{4} f_3 \cdot k b^2 v_0 + \frac{1}{2} f_4 \cdot s_{um} b v_0 \quad (18)$$

其中, $f_3 = \frac{\cos \beta [\sin(\alpha + \beta) \varphi + \sin \varepsilon + \cos(\alpha + \beta)]}{\cos \alpha}$,

$f_4 = \varphi$, 式中, $\varphi = \varepsilon + \frac{\pi}{2} - (\alpha + \beta)$, r 为半径长度 ($r = l_{DE} = 0.5b \cos \beta / \cos \alpha$)。

扇形 ADE 内部的能量耗散率等于间断线 DE 的能量耗损率。

扇形 ADE 所受重力的功率为

$$W_{G_3} = \int_0^\varphi \frac{1}{2} \gamma r^2 V_2 \cos(\theta + \alpha + \beta) d\theta = \frac{1}{8} f_5 \cdot \gamma b^2 V_0 \quad (19)$$

$$f_5 = -\frac{\cos \beta [\sin(\alpha + \beta) - \cos \varepsilon]}{\cos \alpha} \quad (20)$$

被动区 AEF 中, EF 间断线上能量耗损率为

$$W_{EF} = \int_0^{l_{EF}} (s_{um} + kl \sin \varepsilon) \cdot V_2 dl = \frac{1}{8} f_6 \cdot k b^2 V_0 + \frac{1}{2 \tan \varepsilon} s_{um} b V_0 \quad (21)$$

式中, $l_{EF} = 0.5b \cos \beta / (\cos \alpha \cdot \tan \varepsilon)$,

$$f_6 = \frac{\cos \beta \cdot \sin \varepsilon}{\cos \alpha \cdot \tan^2 \varepsilon} \quad (22)$$

被动区 AEF 所受重力的功率为

$$W_{G_4} = \frac{1}{8} \gamma \left(\frac{b \cos \beta}{\cos \alpha} \right)^2 V_0 \cos \alpha \sec \beta \frac{\sin \varepsilon}{\tan \varepsilon}$$

$$= \frac{1}{8} \gamma b^2 V_0 \frac{\cos \beta}{\cos \alpha} \cos \varepsilon \quad (23)$$

重力做功之和为 W_G , 有

$$W_G = W_{G_1} + W_{G_2} + W_{G_3} + W_{G_4} \approx 0 \quad (24)$$

根据公式 (4), 图 12 中内能消散率为

$$W = \frac{1}{8} \cdot (\tan \alpha + f_1 + 4f_3 + f_6) \cdot k b^2 V_0 + \frac{1}{2} \left(1 + f_2 + 2f_4 + \frac{1}{\tan \varepsilon} \right) \cdot s_{um} b V_0 \quad (25)$$

根据开孔率和有效宽度的定义, 开孔形式为 $n \times n$ 防沉板基础开孔宽度 a 与格栅宽度 b 之间的关系为

$$na + (n+1)b = B \quad (26)$$

根据式 (1), 则有

$$\bar{l} = \frac{1 + \sqrt{2}}{2} b \quad (27)$$

根据式 (2), 则有

$$\delta=\frac{n^2a^2}{B^2}, \tag{28}$$

可得

$$a=\frac{B}{n}\sqrt{\delta}, \; b=\frac{B}{n+1}(1-\sqrt{\delta}) \; . \tag{29}$$

一个开孔形式为 $n \times n$ 防沉板基础上拔时会有 $2(n+1)$ 个图 12 所示的土体破坏机构。由上限定理知, 外力的总功率等于内部能量耗散率, 上拔阻力所作的总功率为 q_uBV_0 , 则有

$$q_uBV_0=\frac{n+1}{4}\cdot(\tan\alpha+f_1+4f_3+f_6)\cdot kb^2V_0+(n+1)\left(f_2+2f_4+1+\frac{1}{\tan\varepsilon}\right)\cdot s_{um}bV_0 \; . \tag{30}$$

因为 $q_u=N_c s_{um}$, 并将式 (27) ~ (29) 代入 (30), 上拔阻力系数 N_c 上限解为

$$N_c=\frac{(1-\sqrt{\delta})^2}{4(n+1)}\cdot(\tan\alpha+f_1+4f_3+f_6)\cdot\eta+\left(f_2+2f_4+1+\frac{1}{\tan\varepsilon}\right)\cdot(1-\sqrt{\delta}) \; , \tag{31}$$

式中, δ 为开孔率, n 代表开孔的行数, η 为土体不均匀。

4.3 上拔阻力系数 N_c 上限解的验证

式 (31) 是在二维模型基础上推导得到的上拔阻力系数上限解 N_{c2d} , 用于三维计算则需要将其转化为对应的三维承载力系数 N_{c3d} 。在接触面完全粗糙的假定下, 可采用 Gourvence 等^[16]提出的形状系数 $S_c=1.15$, 则 $N_{c3d}=1.15N_{c2d}$ 。

为了论证式 (31) 在均质土条件下 ($\eta=0$) 的正确性, 将其与模型试验和经典公式进行对比, 具体结果如表 3 所示。

表 3 不同方法求解上拔阻力系数 N_c
Table 3 Different methods for calculating N_c

布孔方式	试验值	上限解	公式	
			(6)	(7)
有效宽度 17.4 mm	3.33	3.99	5.53	5.41
有效宽度 28.9 mm	3.52	4.13	5.53	5.41
有效宽度 14.5 mm	2.41	2.94	5.04	4.93
有效宽度 24.1 mm	2.60	3.07	5.04	4.93
有效宽度 12.5 mm	1.74	2.07	4.62	4.52
有效宽度 20.9 mm	2.01	2.12	4.62	4.52

注: 式 (6), (7) 分别为 Skempton 和长崎佐治的计算结果。

表 3 中, 经典公式的计算结果远大于试验值, 而且无法表征有效宽度对 N_c 的影响。以开孔率 23%, 有效宽度 12.5 mm 的方形防沉板上拔阻力系数 N_c 为例, Skempton 公式的计算结果为 4.62, 比试验值大 165.5%; 长崎佐治公式的计算结果为 4.52, 比试验值大 159.8%。而式 (31) 计算得到的 N_c 更加接近试验值。

文献[17]开展了 100g 条件下方形开孔防沉板离心

机上拔试验。试验模型对应的原型宽度尺寸 $B=10\text{ m}$, 开孔形式是均匀分布并成 2×2 的阵列。离心机试验中的土体不排水强度 s_u 随深度 z 线性增长, $s_u=13+2.08z$, 土体强度变化率 η 为 1.6。为了论证公式 (31) 在土体不排水抗剪强度随深度变化条件下 ($\eta \neq 0$) 的正确性, 将其与文献[17]中的试验值进行比较, 具体对比结果如表 4 所示。

表 4 上限解与文献[17]试验数据的对比

Table 4 Comparison between upper bound solutions and experimental data of Reference [17]

布孔方式	文献[17] 试验值	上限解	公式	
			(6)	(7)
开孔率 10%	4.06	4.81	5.4	5.28
开孔率 30%	3.18	3.39	4.2	4.11
开孔率 50%	1.78	1.97	3.5	2.94

注: 式 (6), (7) 分别为 Skempton 和长崎佐治的计算结果。

从表 4 可以看出式 (31) 的计算结果与文献[17]的离心机试验值较为接近, 但是经典公式计算值与试验值之间的差距较在均质土中的对比结果有所降低。分析原因认为, 在不排水抗剪强度随深度变化的土中, N_c 随土体强度变化率 η 的增大而变大, 但经典公式没有考虑 η 对 N_c 的影响。综上所述, 在不排水抗剪强度随深度变化的土中式 (31) 计算得到的 N_c 更加合理。

本文给出的上拔阻力系数 N_c 的计算公式可以同时考虑防沉板开孔率和有效宽度对上拔阻力的影响, 与室内模型试验和离心机试验结果的对比表明, 该方法相较于前人的研究成果, 能更好地反映开孔防沉板的上拔承载特性。

5 结 论

本文在模型试验的基础上, 研究了不同开孔率和不同有效宽度防沉板的上拔规律, 并推导了防沉板上拔阻力的上限解, 主要结论如下:

(1) 室内模型试验结果表明, 防沉板上拔分为三个阶段: 瞬时上拔阶段、吸附力发展阶段和吸附力衰减阶段。当上拔阻力达到峰值时, 吸附力占上拔阻力的 60% 以上。

(2) 试验和有限元模拟结果证明了开孔率的增大和有效宽度的减小能有效降低防沉板的上拔阻力。

(3) 土体强度随深度变化能够对开孔防沉板基础上拔时土体的破坏机构产生影响。当土体强度变化率 $\eta=0$ 时, 土体破坏机构为 Prandtl 机构; $\eta \geq 5$ 时, 土体破坏机构为 Hill 机构; $0 < \eta < 5$ 时, 土体破坏机构处于 Prandtl 机构和 Hill 机构的过渡阶段。

(4) 基于上限定理, 考虑了土体强度变化率、开孔率和有效宽度的影响, 推导出了 $n \times n$ 阵列开孔方形防沉板基础上拔阻力系数 N_c 的计算公式。

参考文献:

- [1] 刘 润, 刘孟孟, 杨树耕. 饱和软黏土中不同形状深水防沉板基础承载特性研究[J]. 海洋学报, 2016, **38**(3): 131 - 144. (LIU Run, LIU Meng-meng, Yang Shu-geng. Bearing capacity of different shape mudmat foundations for subsea production system on undrained clays[J]. Acta Ocean Science, 2016, **38**(3): 131 - 144. (in Chinese))
- [2] 刘 润, 刘孟孟. 饱和黏土中复合条形防沉板基础承载特性研究[J]. 水利学报, 2015, **46**(增刊 1): 74 - 78. (LIU Run, LIU Meng-meng. Bearing capacity of composite-strip mudmat foundations for subsea production system on undrained clays[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2015, **46**(S1): 74 - 78. (in Chinese))
- [3] 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**(7): 853 - 865.
- [4] LI X, GAUDIN C, TIAN Y, et al. Effect of perforations on uplift capacity of skirted foundations on clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2014, **51**(3): 322 - 331.
- [5] LIENG J T, BJØRGEN H P. New flow-through mudmat design for Heidrun subsea structure[C]// Proceedings of the Offshore Technology Conference. Houston, 1995.
- [6] WHITE D J, MACONCHIE A J, CHEUK C Y, et al. An investigation into the bearing capacity of perforated mudmats[C]// Proceedings of Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth, 2005: 459 - 465.
- [7] LI X, TIAN Y, GAUDIN C, et al. Comparative study of the compression and uplift of shallow foundations[J]. Computers & Geotechnics, 2015, **69**(5): 38 - 45.
- [8] HU Y, RANDOLPH M F, WATSON P G. Bearing response of skirted foundation on nonhomogeneous soil[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 1999, **125**(11): 924 - 935.
- [9] MARTIN C M, RANDOLPH M F. Applications of the lower and upper bound theorems of plasticity to collapse of circular foundations[C]// Proceedings of the 10th International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics. Tucson, 2001: 1417 - 1428.
- [10] MANA D S K, GOURVENEC S, MARTIN C M. Critical skirt spacing for shallow foundations under general loading[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2013, **139**(9): 1554 - 1566.
- [11] HU Y, RANDOLPH M F. Bearing capacity of cassion foundations on normally consolidated clay[J]. Soils & Foundations, 2002, **42**(5): 71 - 77.
- [12] 隋吉林. 潜坐结构物的吸附力研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2009: 15 - 16. (SUI Ji-lin. Study on adsorption power of submersible structure from sediment[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2009: 15 - 16. (in Chinese))
- [13] 郑 刚, 周海祚, 刁 钰, 等. 饱和黏性土中散体桩复合地基极限承载力系数研究[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(3): 385 - 399. (ZHENG Gang, ZHOU Hai-zuo, DIAO Yu, et al. Bearing capacity factor for granular column-reinforced composite ground in saturated soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(3): 385 - 399. (in Chinese))
- [14] 韩长玉, 夏小和, 王建华. 底面为曲面基础地基极限承载力上限解[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(2): 230 - 236. (HAN Chang-yu, XIA Xiao-he, WANG Jian-hua. Upper bound solutions of ultimate bearing capacity of curved footing[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(2): 230 - 236. (in Chinese))
- [15] YUN G, BRANSBY M F. The undrained vertical bearing capacity of skirted foundations[J]. Soils & Foundations, 2011, **47**(3): 493 - 505.
- [16] GOURVENEC S, RANDOLPH M, KINGSNORTH O. Undrained bearing capacity of square and rectangular footings[J]. International Journal of Geomechanics, 2006, **6**(3): 147 - 157.
- [17] 刘孟孟. 水下生产系统防沉板基础多维受荷承载特性研究[D]. 天津: 天津大学, 2018: 133 - 137. (LIU Meng-meng. Research on bearing capacity of mudmat foundation for underwater production system under multi-dimensional loading[D]. Tianjin: Tianjin University, 2018: 133 - 137. (in Chinese))