

# 基于反向 Meyerhof 破坏模式的吸力式筒型基础 抗拔承载力极限分析上限解

王胤<sup>\*1</sup> 张晓琴<sup>1</sup> 韦桐忠<sup>1</sup> 王亦涵<sup>1</sup>

(1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024)

**摘要:** 针对非均质海床地基土体中吸力式筒型基础的抗拔承载性能, 本研究引入不排水抗剪强度随深度的线性梯度效应, 建立虚功平衡方程, 提出了吸力式筒型基础整体剪切破坏模式的解析解。与模型试验和部分传统理论进行对比, 验证了所推导的上拔承载力上限解公式的合理性和有效性, 进一步通过参数敏感性研究, 系统揭示了土体非均匀性和筒体长径比等参数对承载力系数  $N_c$  的影响规律, 结合承载力归一化处理明晰了各因素的影响效应。结果表明上限解  $F$  与各参数之间呈正相关, 当通过仅改变吸力筒半径或仅改变吸力筒筒长改变长径比时, 归一化承载力系数  $N_c$  随长径比变化呈现不同趋势。所推导出的理论解析公式相对于传统理论更接近于模型试验的结果, 表明该上限解析式在误差允许范围内是合理的, 具有一定的工程应用潜力。

**关键词:** 吸力筒基础; 上限分析; 反向 Meyerhof 破坏模式; 抗拔承载力; 非均匀性

中图分类号: P752

文献标识码: A

**作者简介:** 王胤(1982—), 男, 博士, 教授, 主要从事海洋土力学特性、固体颗粒与多孔介质渗-力学行为理论与数值模拟、新型海洋基础结构设计与优化等研究。E-mail: [y.wang@dlut.edu.cn](mailto:y.wang@dlut.edu.cn)

## Upper Bound Solution for Ultimate Uplift Bearing Capacity Analysis of Suction Caisson Foundations Based on the Reverse Meyerhof Failure Mechanism

WANG Yin<sup>\*1</sup> ZHANG Xiaoqin<sup>1</sup> WEI Tongzhong<sup>1</sup> WANG Yihan<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

**Abstract:** With regard to the uplift bearing performance of suction-type cylinder foundations in non-homogeneous seabed foundation soils, this study introduces the linear gradient effect of undrained shear strength with depth, establishes the virtual work balance equation, and proposes an analytical solution for the overall shear damage mode of suction-type cylinder foundations. Comparison with model tests and some traditional theories verifies the reasonableness and validity of the derived upper limit solution formula for the uplift bearing capacity, and further through parameter sensitivity studies, the influence laws of parameters such as soil nonuniformity and cylinder length-to-diameter ratio on the bearing capacity coefficient  $N_c$  are systematically revealed, and the influence effects of each factor are clarified by combining with the normalisation of the bearing capacity. The results show that there is a positive correlation between the upper limit solution  $F$  and each parameter, and the normalised bearing capacity coefficient  $N_c$  shows different trends with the change of the length-diameter ratio when the length-diameter ratio is changed by changing the radius of the suction cylinder only or changing the length of the suction cylinder only. The derived theoretical analytical formulas are closer to the results of the model tests than the traditional theory, indicating that the upper limit analytical formulas are reasonable within the error tolerance and have some potential for engineering applications.

**Key words:** suction cylinder foundation; upper limit analysis; the reverse Meyerhof damage model; pullout bearing capacity; non-uniformity

## 0 引言

海洋是生命的摇篮, 为人类提供了许多的资源和服务。海洋不仅蕴藏着丰富的油气资源, 海上风电更

是凭借其资源丰富、利用效率高、环境友好等优势,

基金项目: 辽宁省自然科学基金项目 (2022-KF-18-05)

收稿日期: 2024-08-12

\*通信作者(E-mail: [y.wang@dlut.edu.cn](mailto:y.wang@dlut.edu.cn))

有望成为未来清洁能源产业的主力军。随着海上风电和海底资源开发逐步向深海拓展,吸力式筒型基础基于其造价较低、施工便利、可回收利用及适应能力强等优势,成为海上风机和深水浮式平台较有效的锚固和系泊基础之一。海上风机和深水浮式平台中吸力式筒型基础在服役阶段会受到上拔荷载作用,其破坏模式以及抗拔承载力的确定是实际工程中要解决的关键问题。

针对吸力式筒型基础的抗拔承载特性,国内外已有不少研究成果。Byrne 等和 Houlsby<sup>[1]</sup>在软黏土中对不同长径比的吸力式筒型基础模型进行了拉拔试验,得出基础的位移与吸力大小有一定的函数关系。Clukey<sup>[2]</sup>等通过模型试验研究了吸力式筒型基础的抗拔承载力特性,结果表明吸力式筒型基础的竖向抗拔承载力大小很大程度依赖于端部承载力。Chen<sup>[3]</sup>等在正常固结黏土中进行了一系列吸力锚的离心机试验,结果表明吸力锚在长期荷载作用下的极限上拔承载力小于单调上拔荷载作用下的极限承载力,两者比例大小关系为 0.72-0.85。Luke、Rao、Singh<sup>[4-6]</sup>等通过模型试验,研究了吸力式筒型基础的长径比、加载速率、土体参数等因素对上拔承载力的影响,并分析了基础抗拔承载力的组成。国振<sup>[7]</sup>在超固结海洋黏土中进行了八组模型试验分析了吸力式筒型基础的设置效应对抗拔承载力的影响,同时他还对吸力式筒型基础的拔出机理进行研究。Monajemi<sup>[8]</sup>等建立了三维有限元模型,且假设土体屈服遵循 Mises 准则,据此分析不排除水条件下软黏土中张紧式吸力式筒型基础的极限承载力。Supachawarot<sup>[9]</sup>采用有限元方法,研究了吸力式筒型基础的长径比、荷载加载方向、系泊点的位置以及土性条件等因素对基础极限承载力的影响。张金来<sup>[10]</sup>等通过数值和试验相结合的方法,分析了长径比对筒型基础承载力的影响以及竖向和横向耦合载荷作用下的极限承载力特性。柴茂田<sup>[11]</sup>等运用 ABAQUS 研究了筒型基础拉拔过程中主动侧土体与结构接触状态对极限承载力的影响。徐进<sup>[12]</sup>等通过数值模拟,研究了吸力式筒型基础在上层黏性土-下层砂土的分层土地基中的抗拔承载特性,探讨了基础的极限承载力、基础周围土体变形、基础转动点和前后侧土压力随加载位置和加载角度的变化规律。上述研究主要基于模型试验和数值模拟,但都存在一定的局限性。模型试验受试验条件和设备的限制较大,且获取信息有限,一般作为理论推导或数值模拟的检验;数值模拟受本构模型和计算效率的影响,一般是对理论研究或模型试验的补充。而理论研究则可以克服上述局限,理论研究通过分析和推理,基于逻辑严密的理论框架,深度挖掘问题的本质,可以更为准确地探究吸力式筒型基

础上拔承载特性。挪威土工所(NGI)<sup>[13]</sup>通过试验和极限平衡分析法研究了吸力式沉箱基础的承载力问题,提出了多种承载力的破坏滑移面。Deng、张庆海<sup>[14-15]</sup>等进行了吸力式沉箱垂向拉拔力的理论研究,推导出基础在上拔荷载作用下极限承载力的解析解。霍知亮<sup>[16]</sup>等借助有限元分析研究了筒型基础反向承载力破坏机理,并提出了上拔承载力计算公式。

现有研究表明:基于极限平衡或极限分析理论所得的筒型基础上拔承载力解析解,通常未考虑土体强度非均匀分布对抗拔特性的影响,且相关参数敏感性分析中亦缺乏对土体强度梯度效应的系统考虑。针对这一理论局限,本研究基于反向 Meyerhof 破坏机制,通过极限分析上限法建立抗拔承载力解析模型,结合试验与理论对比验证了解析方法的可靠性,并借助有限元数值模拟探讨几何参数对承载特性的影响规律。

## 1 理论分析

### 1.1 机动许可速度场的建立

在极限分析中,虚功原理表明在稳定平衡状态的变形体中,当给予变形体一几何约束所许可的微小位移(虚位移)时,外力在此虚位移上所做的功(虚功),必然等于变形体内的应力在虚应变上所作的虚应变功。换言之,对于任意一组运动许可的速度场,外力的虚功率等于内能的耗散率。而凡是满足速度边界条件、几何方程和体积不变条件的速度场,称为运动许可的速度场<sup>[17]</sup>。极限分析的上限定理指出所有运动许可的速度场相对应的极限荷载都大于实际的破坏荷载,所以求解极限承载力问题转变为尽可能地求出最小的上限承载力。基于极限分析上限定理,对直径为  $2R$ ,长度为  $L$  的吸力式筒型基础,建立如图 1 所示的运动许可速度场。图 1 中,  $F$  为吸力式筒型基础抗拔承载力上限解;  $c$  为土体的黏聚力;  $\varphi$  为土体内摩擦角;  $v_1$  为筒体上拔速度;  $v_0$  为间断面  $BC$  的速度;  $v$  为间断面  $CDE$  速度;  $\theta$  为  $v_0$  与  $v$  之间夹角;  $G_1$ 、 $G_2$ 、 $G_3$  分别为圆锥体  $ABC$ 、对数螺旋区  $BCDE$  和基础筒内的土体自重;  $r$  为对数螺旋线长;  $r_0$  为对数螺旋线起始长度。

在理论推导求解时做出以下假定: 1、基础底面与地基完全粗糙接触,基础侧壁有一定粗糙度,可通过摩擦系数  $\alpha$  表征其粗糙程度; 2、地基土体为理想刚塑性体且不可压缩,同时满足相关流动法则; 3、破坏区分为两部分,锥体  $ABC$  为主动破坏区,不规则区  $BCDE$  为对数螺旋线变形破坏区; 4、黏聚力  $c$  随深度线性增加,变化趋势如图 1 所示,地基土体一定深度处的水平向黏聚力  $c(z)$  为

$$c(z) = c_{h0} + kz \quad (1)$$

式中:  $c_{h0}$  为土层表面的黏聚力(对于饱和海洋黏土即

不排水抗剪强度)，取值一般小于 15 kPa； $k$  为土体黏聚力  $c$  线性增加的斜率， $k=\gamma' \cdot \Delta c / \Delta \sigma_v$ ，即土体有效重度( $\gamma'=4-10 \text{ kN/m}^3$ )和不排水抗剪强度增量( $\Delta c$ )与竖向有效固结应力增量( $\Delta \sigma_v$ )比值( $\Delta c / \Delta \sigma_v=0.15-0.3$ )的乘积，其取值范围通常为  $k=0.6-3.0 \text{ kPa/m}$ 。

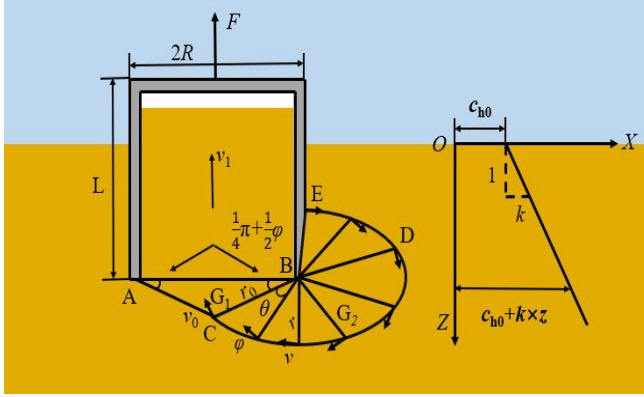


图 1 反向 Meyerhof 破坏模式及黏聚力非均匀性

Fig. 1 Inverse Meyerhof damage pattern and cohesion non-uniformity

吸力式筒型基础在上拔荷载  $F$  作用下以速度  $v_1$  向上运动，基础下土锥体 ABC 随之以速度  $v_1$  向上做刚体运动，圆锥面 ABC 为速度间断面；随着筒体的拔出，筒外土体按假定的破坏模式趋势 EDC 向筒内流动，弧面 CDE 为速度间断面。根据图 2 的速度相容图及几何关系，同时根据在对数螺旋面上速度方向与对数螺旋线成一固定角度  $\varphi$  且速度大小按照指数规律递减的性质可以推出以下等式

$$v_0 = \frac{1}{2} v_1 \sec\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right), \quad (2)$$

$$v = v_0 e^{-\theta \tan \varphi} = \frac{1}{2} v_1 \sec\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) e^{-\theta \tan \varphi}, \quad (3)$$

$$r = r_0 e^{-\theta \tan \varphi} = R \sec\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) e^{-\theta \tan \varphi}, \quad (4)$$

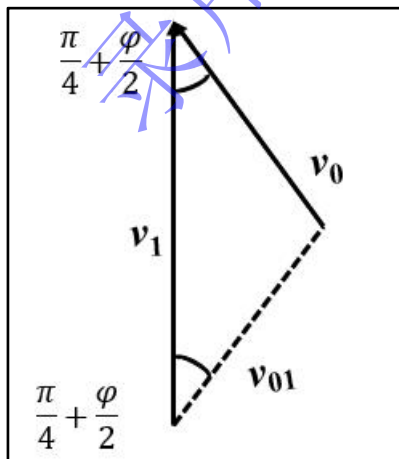


图 2 反向 Meyerhof 破坏模式速度相容图

Fig. 2 Velocity compatibility diagram

## 1.2 上限分析与计算

外力做功功率包括重力做功功率和极限上拔荷载做功功率，其中极限上拔荷载作用下的虚功率在数值上等于抗拔承载力上限解  $F$  与筒体上拔速度  $v_1$  的乘积。内能的耗散率包括变形区内的能量耗散率和速度间断面上的能量耗散率，内能的耗散主要由以下几部分组成：1、圆锥速度间断面 ABC 上的能量耗散；2、对数螺旋速度间断面 CDE 上的能量耗散、不规则变形区 BCDE 内的能量耗散；3、筒型基础外壁与周围土体速度间断面上的能量耗散。在速度间断面上，单位面积的能量耗散率可由不排水抗剪强度  $c$  与跨速度间断面的速度变化量的切向分量  $v$  的乘积求得。

如图 1 所示，圆锥速度间断面 ABC 上的能量消散率为

$$W_1 = \int_0^{R \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right)} \frac{2\pi v_0 \cos \varphi \left[ R \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) - z \right] (c_{h0} + kL + kz)}{\tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right)} dz$$

$$= \frac{\pi R^2 v_1 (c_{h0} + kL) \cos \varphi \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \sec\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right)}{2}$$

$$+ \frac{k \pi R^3 v_1 \cos \varphi \tan^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \sec\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right)}{6}$$

对数螺旋速度间断面 CDE 上的能量耗散率为

$$W_2 = \int_0^{\frac{5\pi}{4} - \frac{\varphi}{2}} 2\pi v \cos \varphi \left\{ c_{h0} + k \left[ L + r \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} + \theta\right) \right] \right\} \left[ R - r \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} + \theta\right) \right] \frac{r}{\cos \varphi} d\theta$$

$$= \pi R^3 k v_1 \sec^3\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left\{ \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + 3 \tan \varphi \left[ \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + e^{\left(\frac{3\varphi}{2} - \frac{15\pi}{4}\right) \tan \varphi} \right] \right\}}{1 + 9 \tan^2 \varphi}$$

$$+ \pi R^2 v_1 \sec^3\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{(c_{h0} + kL) \left[ -3 \tan \varphi \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + e^{\left(\frac{3\varphi}{2} - \frac{15\pi}{4}\right) \tan \varphi} \right]}{1 + 9 \tan^2 \varphi}$$

$$- \pi R^2 v_1 \sec^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{(c_{h0} + kL) \left[ e^{\left(\frac{\varphi}{2} - \frac{5\pi}{4}\right) \tan \varphi} - 1 \right]}{2 \tan \varphi}$$

$$- \pi R^3 k v_1 \sec^4\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left[ \sin \varphi + e^{\left(2\varphi - \frac{5\pi}{4}\right) \tan \varphi} \right]}{4(1 + 4 \tan^2 \varphi)}$$

不规则变形区 BCDE 内的能量耗散率为



$$\begin{aligned}
W_3 &= \int_0^{\frac{5\pi}{4}} \int_0^r 2\pi r \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} + \theta\right) \left[ L + r \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} + \theta\right) \right] \left[ R - r \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} + \theta\right) \right] \frac{dr}{\cos\varphi} d\theta \\
&= \pi R^2 k \gamma_1 \sec^3\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left\{ \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + 3 \tan\varphi \left[ \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + e^{\left(\frac{3\varphi}{2} - \frac{15}{4}\pi\right) \tan\varphi} \right] \right\}}{1 + 9 \tan^2 \varphi} \\
&\quad + \frac{1}{2} \pi R^2 \gamma_1 \sec^3\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{(c_{h0} + kL) \left[ -3 \tan\varphi \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + e^{\left(\frac{3\varphi}{2} - \frac{15}{4}\pi\right) \tan\varphi} \right]}{1 + 9 \tan^2 \varphi} \quad (7) \\
&\quad - \pi R^2 \gamma_1 \sec^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{(c_{h0} + kL) \left[ e^{\left(\frac{5}{2}\pi - \frac{15}{4}\pi\right) \tan\varphi} - 1 \right]}{2 \tan\varphi} \\
&\quad - \frac{1}{3} \pi R^2 k \gamma_1 \sec^4\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left[ \sin\varphi + e^{\left(2\varphi - 5\pi\right) \tan\varphi} \right]}{4(1 + 4 \tan^2 \varphi)}
\end{aligned}$$

在该破坏模式下, 吸力式筒型基础外壁与周围土体速度间断面上也存在能量耗损, 假设基础相对于土体的上拔速度分量为基础的上拔速度  $v_1$ , 同时假设基础与土体之间的摩擦系数为  $\alpha$  ( $0 < \alpha \leq 1$ ), 则此处的能量耗散率为

$$W_4 = \int_0^L 2\pi R v_1 \alpha (c_{h0} + kz) dz = 2\pi R v_1 \alpha c_{h0} L + \pi R v_1 \alpha k L^2 \quad (8)$$

在外力做功功率中, 圆锥体 ABC 区域内重力做功功率为

$$W_{g1} = -\frac{1}{3} \pi R^3 \gamma_1 v_1 \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right), \quad (9)$$

吸力式筒型基础自重做功功率为

$$W_{g2} = -mg v_1, \quad (10)$$

式中,  $m$  为吸力式筒型基础的质量,  $g$  为重力加速度, 取值为  $9.8 \text{ m/s}^2$ 。

在该破坏模式下, 吸力式筒型基础拔出时在筒内会形成土塞效应, 筒内土体随筒体以上拔速度  $v_1$  被一同拔出, 假设柱形土塞半径与筒体半径相等, 则筒内土塞重力做功功率为

$$W_{g3} = -\pi R^2 L \gamma v_1, \quad (11)$$

不规则变形区 BCDE 内重力做功功率为

$$\begin{aligned}
W_{g4} &= \int_0^{\frac{5\pi}{4}} \int_0^r -2\pi r \gamma \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} + \theta\right) \left[ R - r \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} + \theta\right) \right] r dr d\theta \\
&= \pi R^3 \gamma_1 \sec^3\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left\{ -3 \tan\varphi \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + e^{\left(\frac{3}{2}\varphi - \frac{15}{4}\pi\right) \tan\varphi} \right\}}{2(9 \tan^2 \varphi + 1)} \quad (12) \\
&\quad + \pi R^2 \gamma_1 \sec^4\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left[ 1 - 2 \tan\varphi \cos\varphi - e^{\left(2\varphi - 5\pi\right) \tan\varphi} + 4 \tan^2 \varphi (1 + 4 \sin\varphi) \right]}{24(4 \tan^2 \varphi + 1)}
\end{aligned}$$

上拔力做功功率为

$$W_F = F v_1, \quad (13)$$

由虚功率方程可知: 外力做功功率与内能耗散率相等,

即:

$$W_F + W_{g1} + W_{g2} + W_{g3} + W_{g4} = W_1 + W_2 + W_3 + W_4 \quad (14)$$

整理得:

$$W_F = W_1 + W_2 + W_3 + W_4 - W_{g1} - W_{g2} - W_{g3} - W_{g4} \quad (15)$$

则吸力式筒型基础抗拔承载力上限解为:

$$\begin{aligned}
F &= 2f_1 + \frac{3}{2}f_2 - 2f_3 - \frac{4}{3}f_4 + \frac{\pi R^2 v_1 (c_{h0} + kL) \cos\varphi \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \sec\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right)}{2} \\
&\quad + \frac{k\pi R^3 v_1 \cos\varphi \tan^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \sec\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right)}{6} + \frac{\gamma R}{2(c_{h0} + kL)} f_2 + \frac{1}{3} \pi R^2 \gamma \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \quad (16) \\
&\quad - \pi R^3 \gamma \sec^4\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left[ 1 - 2 \tan\varphi \cos\varphi - e^{\left(2\varphi - 5\pi\right) \tan\varphi} + 4 \tan^2 \varphi (1 + 4 \sin\varphi) \right]}{24(4 \tan^2 \varphi + 1)} \\
&\quad + mg + \pi R^2 L + 2\pi R c_{h0} \alpha L + \pi R \alpha k L^2
\end{aligned}$$

其中:

$$f_1 = \pi R^3 k \sec^3\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left\{ \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + 3 \tan\varphi \left[ \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) + e^{\left(\frac{3\varphi}{2} - \frac{15}{4}\pi\right) \tan\varphi} \right] \right\}}{1 + 9 \tan^2 \varphi} \quad (17)$$

$$f_2 = \pi R^2 \sec^3\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{(c_{h0} + kL) \left[ -3 \tan\varphi \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) - \sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) - e^{\left(\frac{3\varphi}{2} - \frac{15}{4}\pi\right) \tan\varphi} \right]}{1 + 9 \tan^2 \varphi} \quad (18)$$

$$f_3 = \pi R^2 \sec^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{(c_{h0} + kL) \left[ e^{\left(\frac{5}{2}\pi - \frac{15}{4}\pi\right) \tan\varphi} - 1 \right]}{2 \tan\varphi} \quad (19)$$

$$f_4 = \pi R^3 k \sec^4\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}\right) \frac{\left[ \sin\varphi + e^{\left(2\varphi - 5\pi\right) \tan\varphi} \right]}{4(1 + 4 \tan^2 \varphi)} \quad (20)$$

## 2 理论公式的验证与结果分析

### 2.1 上限解理论公式的验证

一些学者对竖向荷载作用下吸力式筒型基础不排水上拔时整体剪切破坏模式进行了相关试验研究, 如代加林<sup>[18]</sup>分别在轻超固结黏土和重超固结黏土中进行相应的吸力式筒型基础拔出离心机试验, 相关的试验参数见表 1, 试验中测得土体的饱和重度为  $16.3 \text{ kN/m}^3$ , 试验中加载速率为  $0.3 \text{ mm/s}$  和  $2 \text{ mm/s}$  两种, 根据无量纲加载速率判断排水条件, 当  $vD/c_v > 30$  为不排水情况,  $vD/c_v < 0.01$  为完全排水, 处于二者之间为部分排水状态 (其中  $v$  为上拔速度、 $D$  为基础直径、 $c_v$  为土体固结系数), 则编号为 HSM-1 和 HTM-1 的试验为部分排水上拔, 其他组为完全不排水上拔。考虑土体应变软化修正, 轻超固结黏土和重超固结黏土的不排水抗剪强度随深度变化分别为  $s_u = 1.53z + 4.73$  和  $s_u = 2.61z + 3.28$ , 本文只需参考 HSM-2 和 LSM 两组试验结果, 其极限上拔荷载分别约为  $1380 \text{ kN}$  和  $11.95 \text{ MN}$ 。

将该试验的筒体参数及土体参数代入推导出的上拔承载力上限公式，取钢的密度为  $7.85\text{ g/cm}^3$ ，可计算出基础重量。此外饱和海洋黏土不排水剪切时内摩擦角较小，在上限解公式计算过程中取值范围大约为  $0^\circ\sim 2^\circ$ ，考虑筒土相互作用时摩擦效应，摩擦系数  $a$  取值范围为  $0 < a \leq 1$ ，本文分别取摩擦系数  $a$  为 0.2、0.5 和 1 进行相应上限解计算。当  $a=0.2$  时，对于 HSM-2 和 LSM 试验，公式计算所得上拔承载力分别 1408 kN 和 13.12 MN；当  $a=0.5$  时，公式计算所得上拔承载力分别 1456 kN 和 13.71 MN；当  $a=1$  时，公式计算所得上拔承载力分别 1537 kN 和 14.00 MN。

Renzi<sup>[19]</sup>等和 Deng<sup>[20]</sup>等也对竖向荷载作用下吸力式筒型基础不排水上拔整体剪切破坏模式提出了相应

的抗拔承载力计算公式。将 Renzi 等提出的理论公式用于 HSM-2 和 LSM 的计算，所得上拔承载力分别为 1582 kN 和 15.17 MN；将 Deng 等提出的理论公式用于 HSM-2 和 LSM 的计算，所得上拔承载力分别为 1500 kN 和 16.88 MN。

通过对比分析可得：当筒土之间的摩擦效应较小时，本文所求上限解与试验得出的实际承载力的误差小于 5%；当假定筒土之间的摩擦系数为 1 时，本文所求的上限解与试验得出的实际承载力的误差不超过 20%；而传统理论与试验得出的承载力误差介于 8%~41%，因此可认为本文所求极限承载力上限解相较于传统的理论更近于实际试验，可用于工程中对吸力式筒型基础上拔承载力的初步估算。

表 1 离心机试验方案

Table 1 Centrifuge test programme

参数	重超固结地基中离心模型试验(HOC)				轻超固结地基中离心模型试验 (LOC)	
试验编号	HSM-1	HSM-2	HTM-1	HTM-2	LSM	LTM
离心机加速度值 $g$	40.00	40.00	40.00	40.00	100.00	100.00
筒径 $D/\text{m}$	4.00	4.00	4.00	4.00	10.00	10.00
筒裙长 $L/\text{m}$	4.00	4.00	4.00	4.00	10.00	10.00
筒壁厚 $t/\text{m}$	0.08	0.08	0.08	0.08	1.00	1.00
无量纲筒间距 $s/D$	-	-	0.50	0.50	-	0.10
加载速度 $v\text{ mm/s}$	0.30	2.00	0.30	2.00	2.00	2.00
无量纲加载速度 $(vD/c_v)$	23.70	158.00	23.70	158.00	395.00	395.00

在试验编号中，H 和 L 分别代表重超固结和轻超固结软黏土地基；S 和 T 分别代表单筒和群筒；M 代表竖向单调加载；编号 1 为慢速加载，编号 2 为快速加载。对于 LOC 试验中筒壁厚为 1m 情况说明：该离心模型试验对应原型为混凝土材料的筒型基础。

随后，本文使用 ABAQUS 软件对代加林离心机模型试验中的 LSM 情况进行数值模拟，并将数值模拟结果与试验结果进行对比。数值模拟的模型尺寸按照离心机试验原型尺寸确定，筒壁厚度取为筒体直径的  $1/200$ 。通过在 ABAQUS 中嵌入子程序，实现对土体不排水抗剪强度随深度线性增加特性的模拟，对土体采用八节点实体单元进行网格划分，对圆筒则采用四节点壳单元进行网格划分。将筒内土体单元与钢筒单元进行绑定，以模拟实际整体剪切破坏时土塞随筒一起拔出的情况；而对于筒外土体和筒体，则通过设置接触面进行模拟，接触面的切向行为设置为硬接触，法向行为设置为罚函数，预先假定摩擦因子分别为 0.1 和 0.2。对于土体边界条件的设置，采用土体底部固定约束，土体侧面约束其环向和径向位移，基础的加载方式采用位移加载。

朱斌<sup>[21]</sup>、Byrne<sup>[22]</sup>等认为当吸力式筒型基础的竖向位移超过  $0.02D$  时，基础的受力性状与加载速率是相关联的，与加载速率相关联的那部分抗力主要来自筒内负压，竖向位移超过  $0.02D$  后基础往往难以满足功能性要求。本文将竖向位移为  $0.02D$  所对应的上拔

荷载作为吸力式筒型基础竖向抗拔承载力，图 3 为有限元计算结果与理论解析和模型试验的对比，通过有限元模拟 LSM 情况下上拔承载力为 13.5 MN，则数值模拟与试验结果的相对误差约为 12.97%，与本文作者所推导出  $a=0.2$  情况下抗拔承载力上限解的误差小于 5%，可认为数值模拟结果是合理的。

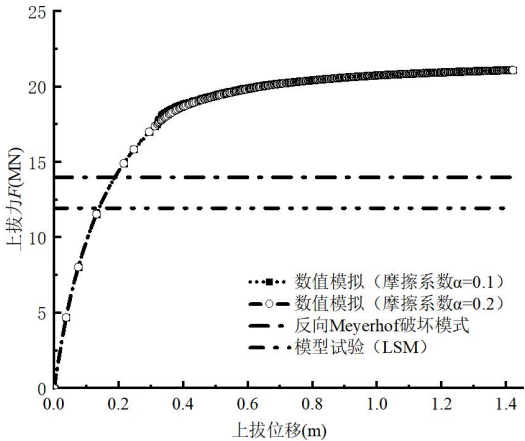


图 3 LSM 数值模拟结果图

Fig. 3 Plot of LSM numerical simulation results

## 2.2 结果分析

吸力式筒型基础的抗拔承载特性与地基土体的性质、上拔速率以及基础的尺寸等有关,本研究主要侧重于无量纲加载速率  $vD/c_v > 30$  时,吸力式筒型基础不排水上拔的整体剪切破坏模式。下文主要探究地基土体的性质及基础尺寸对基础抗拔承载特性的影响。地基土体的性质主要通过表层土体不排水抗剪强度  $s_{u0}$ 、土体不排水抗剪强度随深度线性增加的斜率  $k$  等反映;而基础尺寸则可以通过吸力式筒型基础的筒长  $L$  与筒体半径  $R$  反映。通过上文推导的公式,绘制抗拔承载力上限解  $F$  与表层土体不排水抗剪强度  $s_{u0}$ 、土体不排水抗剪强度随深度线性增加的斜率  $k$ 、基础半径  $R$  以及筒长  $L$  之间的关系曲线,同时对上拔承载力上限解与基础端部处的不排水抗剪强度与端部面积乘积的比值进行定义,即归一化承载力系数  $N_c = F / (s_{tip} * A_{tip})$ ;定义土体不均匀系数为表层土体的不排水抗剪强度与黏聚力随深度线性增加的斜率乘以基础直径的比值,即不均匀系数  $= s_{u0} / (kD)$ ;定义吸力式筒型基础的长径比为筒长与筒体直径的比值,即长径比  $= L/D$ ;进一步探究归一化的上拔承载力系数与土体不均匀系数和基础长径比之间的关系。

Meyerhof<sup>[23]</sup>在其深基础破坏理论中得出如下规律:当基础底部与土体完全粗糙接触时,其侧壁摩擦特性对端部的承载力系数的贡献较小,侧壁完全光滑时端部承载力系数大约为 9.34,侧壁完全粗糙时为 9.74,大约提高不到 10%,但侧壁摩擦特性对侧摩阻力有着显著影响,侧摩阻力在深基础总承载力求解过程中是不能忽视的。因此,本文在研究过程中忽略侧壁摩擦对基础底部圆锥形及绕基础端部对数螺旋形破坏区域大小的影响,认为不同侧壁粗糙程度下,其破坏区域是一样的。但通过吸力式筒型基础外壁与周围土体形成的速度间断面上的摩擦能量耗散来体现侧摩阻力,在求解过程中通过改变摩擦系数来反映基础侧壁粗糙程度。

图 4 和图 5 分别为上拔承载力随表层土体不排水抗剪强度  $s_{u0}$  及不排水抗剪强度随深度线性增加斜率  $k$  变化的趋势图,从图中可以得出以下结论:上拔承载力随表层土体不排水抗剪强度  $s_{u0}$  的增大而增大;上拔承载力随不排水抗剪强度随深度线性变化的斜率  $k$  的增大而增大。存在这种规律的原因如下:当表层土体不排水抗剪强度增大时,受土体非均匀性的影响,其下卧土层的不排水抗剪强度也会增大,则速度间断面及不规则变形区内的能量耗散都会增大,即内能的耗散率增大,那么上拔承载力上限解也会随之增大;当不排水抗剪强度随深度线性变化斜率增大时,其作用于上拔承载力上限解的机制与上述原因相同,同时当

$k$  增大时,表明土体有效重度越大,即土体有效应力越大,则土体抵抗外荷载的能力也越强,所以上限解也越大。

图 6 和图 7 分别为上拔承载力随基础半径  $R$  和筒长  $L$  变化的趋势图,从图中我们得出以下结论:上拔承载力随基础半径  $R$  的增大呈指数增长;上拔承载力随着筒长  $L$  的增大而增大。存在这种规律的原因如下:当基础的半径  $R$  增大时,不仅运动许可速度场的范围会增大,筒土速度间断面面积也会呈指数增长,同时重力做功(负功)功率也会增大,这会迫使上拔力做功功率增加,以保持能量平衡,因而上拔承载力上限解会增大;当筒长  $L$  增大时,筒土速度间断面上的能量耗散会增大,进而使内能耗散率增大,从而上拔承载力上限解也随之增大。

对比图 4-7 得出:在改变土体性质和基础尺寸的过程中,摩擦系数  $\alpha$  对上拔承载力的影响随  $s_{u0}$ 、 $k$ 、 $L$  的增大更加明显,这本质上表征了侧摩阻力在基础承载力中所占比重的提高,尤其是当改变基础长度时,这种影响更为显著,这与深基础,特别是桩基础侧摩阻力占基础总承载力比重较大的结论是一致的。同时发现,改变基础尺寸对上拔承载力的增大效果大于改变土体性质的效果,这与 Tran<sup>[24]</sup>等基于人工神经网络得出的结论一致,即在影响上拔承载力的各个参数中,基础尺寸的重要性指数最大。

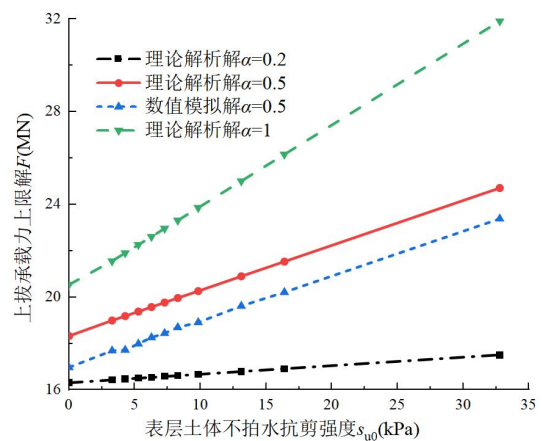


图 4 上拔承载力随表层土体不排水抗剪强度变化的关系曲线

Fig. 4 The relationship curve of uplift bearing capacity with undrained shear strength of surface soil



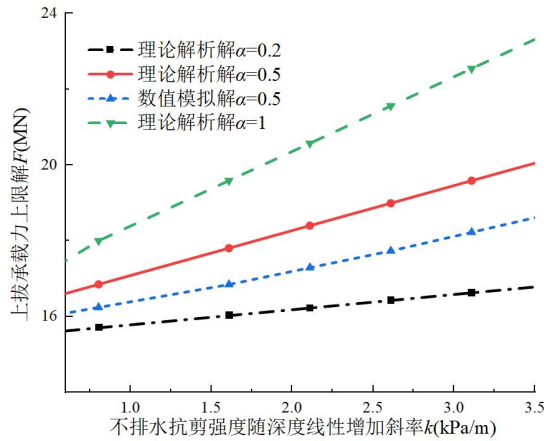


图 5 上拔承载力随土体不排水抗剪强度随深度线性增大斜率  $k$  变化的关系曲线

Fig. 5 The relationship between uplift bearing capacity and undrained shear strength of soil with depth increases linearly with the slope  $k$ .

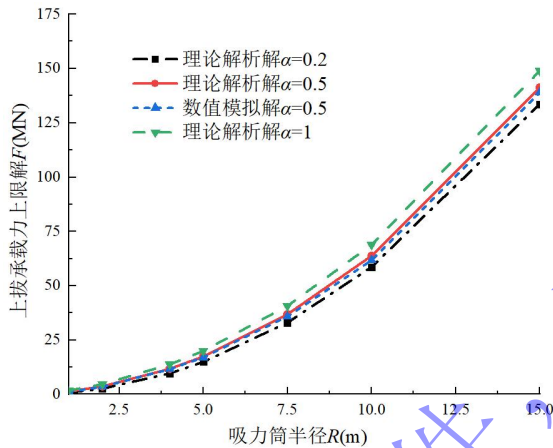


图 6 上拔承载力随基础半径  $R$  变化的关系曲线

Fig. 6 The relationship curve of the uplift bearing capacity with the radius  $R$  of the suction cylinder

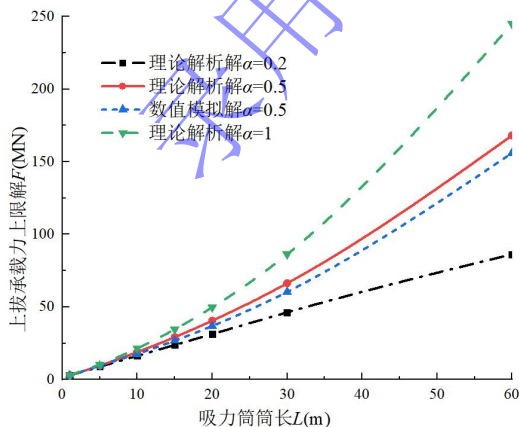


图 7 上拔承载力随筒长  $L$  变化的关系曲线

Fig. 7 The relationship curve of uplift bearing capacity with the change of suction cylinder length  $L$

图 8 为归一化上拔承载力系数  $N_c$  随土体不均匀系数  $s_{u0}/kD$  变化的曲线图, 从图中可以得出: 在该反向 Meyerhof 破坏模式下, 归一化的上拔承载力系数  $N_c$  随土体不均匀系数的增大而减小; 摩擦系数越大, 归一化的承载力系数  $N_c$  越高。究其原因主要为: 当土体不均匀系数  $s_{u0}/kD$  增大时, 其对上拔承载力的贡献小于对吸力式筒型基础端部处抗力的贡献 (即基础端部截面面积与端部不排水抗剪强度的乘积), 体现为归一化上拔承载力系数  $N_c$  随土体不均匀系数的增大而减小; 摩擦系数越大, 上拔承载力上限解越大, 其归一化的承载力系数  $N_c$  越高。

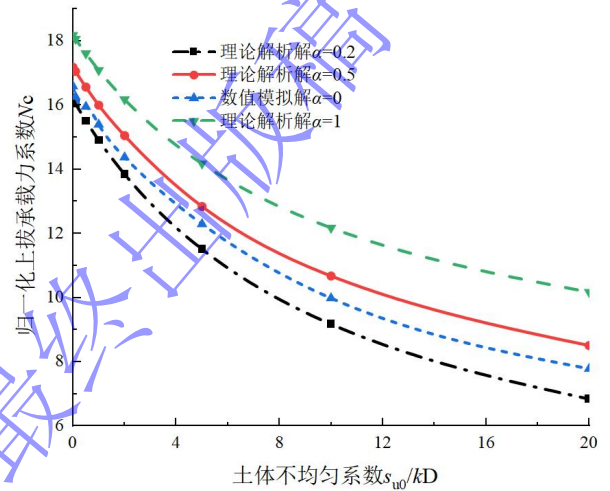


图 8 归一化承载力系数  $N_c$  随土体不均匀系数  $s_{u0}/kD$  变化曲线

Fig. 8 Plot of variation of normalised bearing capacity factor  $N_c$  with soil inhomogeneity factor  $s_{u0}/kD$

图 9 为通过改变筒长来改变长径比时, 归一化承载力系数  $N_c$  随基础长径比  $L/D$  变化的曲线图, 从图中可以看出: 当通过改变筒长来改变长径比时, 归一化的上拔承载力系数  $N_c$  随长径比的增大而增大, 且摩擦系数越大, 归一化承载力系数  $N_c$  也越大, 原因与上拔承载力上限解随筒长增大的规律相同; 图 10 为通过改变基础半径来改变长径比时, 归一化承载力系数  $N_c$  随基础长径比  $L/D$  变化的曲线图, 从图中可以看出: 当通过改变基础半径改变长径比时, 归一化上拔承载力系数  $N_c$  随长径比的增大呈现出先减小后增大的趋势, 其原因为当基础半径过大时, 吸力式筒型基础偏向于类似圆盘的平面基础, 其破坏模式与吸力式筒型基础发生本质变化, 当圆盘的半径减小时, 其归一化的承载力系数  $N_c$  也会减小, 随着基础半径的进一步减小, 破坏模式逐渐恢复为吸力式筒型基础的整体剪切破坏, 此时随着半径的减小, 其对上拔承载力上限解的减弱程度小于对基础端部抗力的减弱程度, 反映为归一化的上拔承载力系数  $N_c$  随长径比的增大而增大。

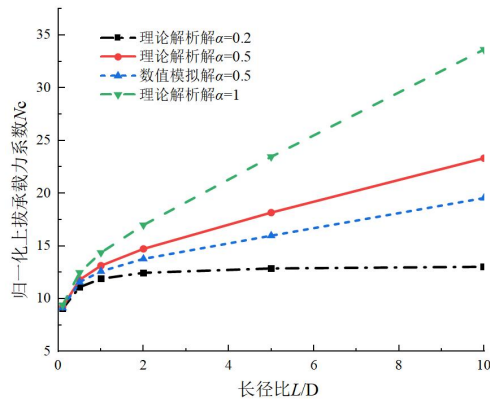


图9 归一化承载力系数  $N_c$  随基础长径比变化曲线图(改变筒长)

Fig. 9 Normalised load carrying capacity coefficient  $N_c$  versus suction cylinder  $L/D$  ratio (varying cylinder length)

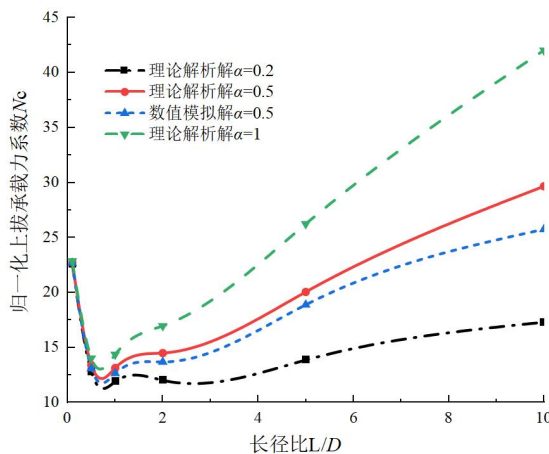


图10 归一化承载力系数  $N_c$  随基础长径比变化曲线图(改变筒径)

Fig. 10 Normalised load carrying capacity coefficient  $N_c$  with the suction cylinder  $L/D$  ratio (varying cylinder diameter)

### 3 结论

研究了吸力式筒型基础在反向 Meyerhof 整体破坏模式下抗拔承载力上限解, 得出以下结论:

(1) 通过与模型试验及传统理论对比验证, 本文推导的基于反向 Meyerhof 破坏模式的上拔承载力上限解在承载力计算方面误差更小, 更具合理性, 可为工程实践中吸力式筒型基础抗拔承载力的预估提供参考, 具有一定的工程应用价值。

(2) 上拔承载力随表层土体不排水抗剪强度  $s_{u0}$ 、不排水抗剪强度随深度线性变化斜率  $k$ 、基础半径  $R$ 、筒长  $L$  的增大而增大; 摩擦系数  $\alpha$  对该破坏模式上下拔承载力的影响随  $s_{u0}$ 、 $k$ 、 $L$  的增大而更加显著。

(3) 该反向 Meyerhof 破坏模式下, 归一化的上拔承载力系数  $N_c$  随土体不均匀系数的增大而减小; 摩擦系数  $\alpha$  越大, 归一化的承载力系数越高。当通过改

变筒长  $L$  改变长径比时, 归一化的上拔承载力系数  $N_c$  随长径比的增大而增大, 且摩擦系数  $\alpha$  越大, 归一化承载力系数越大; 当通过改变基础半径  $R$  改变长径比时, 归一化上拔承载力系数  $N_c$  随长径比的增大呈现出先减小后增大的趋势。

(4) 吸力式筒型基础上拔承载力与土体性质及筒体尺寸相关, 改变基础尺寸对上拔承载力上限解的影响程度大于改变土体性质的影响程度。

### 参考文献:

- [1] Byrne, B. W., & Houlsby, G. T. Experimental investigations of response of suction caissons to transient vertical loading[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(11): 926-939.
- [2] Clukey, E. C., Templeton, J. S., Randolph, M. F., & Phillips, R. Suction caisson response under sustained loop current loads[C]. Proc., 36th Annual Offshore Technology Conf, Houston, Paper No. OTC 16843, 2004.
- [3] Chen, W., & Randolph, I. F. Uplift capacity of suction caissons under sustained and cyclic loading in soft clay[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2007a, 133(11): 1352-1363.
- [4] Luke A M, Rauch A F, Olson R E, et al. Components of suction caisson capacity measured in axial pullout tests[1]. Ocean Engineering, 2005, 32(7): 878-891
- [5] Rao S N, Ravj R, Ganapathy C. Pullout behavior of model suction anchors in soft marine clays[C]. The Seventh International Offshore and Polar Engineering Conference, ISOPE-I-97-114, Honolulu, USA, 1997.
- [6] Monajemi H, Abdul-Razak H. Finite element modeling of suction anchors under combined loading[J]. Marine Structures, 2009, 22(4): 660-669.
- [7] Supachawarote C. Inclined load capacity of suction caisson in clay[D]. The University of Western Australia, 2006.
- [8] 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(3): 217-236.
- [9] Guo Z, Wang L, Yuan F. Set-up and pullout mechanism of suction caisson in a soft clay seabed[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2014, 32(2): 135-154.
- [10] 张金来, 鲁晓兵, 王淑云等. 桶形基础极限承载力特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(7): 1169~1172. (ZHANG Jin-lai, LU Xiao-bin, WANG Shu-yun, etc. Study on ultimate bearing capacity of bucket foundation [J]. Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24 (7) : 1169 ~ 1172. (in Chinese))



- [11] 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): 1044-1059.(LUAN Miao-tian, FAN Qin-lai, YANG Qin. Numerical analysis of uplift bearing capacity of suction caisson on heterogeneous soft soil foundation [J].Journal of Geotechnical Engineering, 2007,29 (7) : 1044-1059. (in Chinese))
- [12] Andersen, K. H. & Jostad, H. P. Shear strength along outside wall of suction anchors in clay after installation[C]. Proc.12th Int, Offshore and Polar Engng Conf, Kitakyushu, Japan, 2002, 785-794.
- [13] Deng W, Carter J P. A theoretical study of the vertical uplift capacity of suction caissons[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2002, 12(02): 342-349.
- [14] 徐进,丁显,汤海宁.海上漂浮风电吸力桶型基础的抗拔承载特性[J].船舶工程,2022,44(07):162-170. 2022.07.25. (XU Jin, DING Xian, TANG Hai-ning. Uplift bearing characteristics of suction bucket foundation for offshore floating wind turbine [J]. Ship Engineering, 2022,44 (07) : 162-170.2022.07.25. (in Chinese))
- [15] 张庆海.吸力式沉箱基础极限上拔承载力的上限解[J].黑龙江科技大学学报,2018,28(04):467-470. (ZHANG Qin-hai. Upper bound solution of ultimate uplift bearing capacity of suction caisson foundation [J]. Journal of Heilongjiang University of Science and Technology, 2018, 28 (04) : 467-470. (in Chinese))
- [16] 霍知亮,闫澍旺.黏土地基中桶形基础抗拔承载特性有限元分析[J].土工基础,2017,31(01):63-67+79. (HUO Zhi-liang, YAN Shu-wang. Finite element analysis of uplift bearing characteristics of bucket foundation in clay foundation [J].Geotechnical foundation, 2017,31 (01) : 63-67 + 79. (in Chinese))
- [17] 陈惠发.极限分析与土体塑性[M].北京:人民交通出版社,1975:105-120. (CHEN Hui-fa. Limit analysis and soil plasticity [M]. Beijing:People's Transportation Press,1975:105-120. (in Chinese))
- [18] 代加林.软黏土中吸力式桶形基础上拔离心模型试验与数值分析[D].浙江:浙江大学,2021. (DAI Jia-liang. Centrifugal model test and numerical analysis of suction-type barrel foundation uplift in soft clay[D]. Zhejiang:Zhejiang University,2021. (in Chinese))
- [19] RENZI R, MAGGIONI W, SMITS F, et al. A centrifugal study on the behavior of suction piles[C]. Proc. Int. Conf. on Centrifuge Modelling-Centrifuge. 1991, 91: 169-176.
- [20] DENG W, CARTER JP. A theoretical study of the vertical uplift capacity of suction caisson[A]. Proc of 10th International Offshore and Polar Engineering Conference, pp. 342-349. 2000.
- [21] 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(07):1045-1053. (ZHU Bin, KONG De-qiong, TONG Jian-guo, etc. Experimental study on penetration and uplift characteristics of suction bucket foundation in silt [J].Journal of Geotechnical Engineering, 2011,33 (07) : 1045-1053. (in Chinese))
- [22] BYRNE BW, HOULSBY GT. Experimental investigations of the response of suction caissons to transient combined loading[J]. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering, 2004, 130(3): 240-253.
- [23] Meyerhof G G. The ultimate bearing capacity of foundations[J]. Geotechnique, 1951, 2(4): 301-332.
- [24] TRAN MN, SHIAU J, KEAWSAWASVONG S, et al. Uplift resistance of caisson foundation in NGI-ADP soil using FEA and ANN[J]. Advances in Engineering Software, 2023, 184: 103513.