

DOI: 10.11779/CJGE201901021

# 考虑砂土渗透性变化的吸力锚沉贯及土塞特性研究

王胤, 朱兴运, 杨庆

(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:** 吸力锚负压沉贯过程中锚内部常常产生土塞现象, 这将阻碍锚体的进一步沉贯, 影响吸力锚在海床土体中的安装深度, 最终导致吸力锚承载力的降低, 本研究通过  $1g$  条件下室内模型试验研究土塞的形成机理。通过试验模拟吸力锚水下砂土中吸力沉贯过程, 借助高分辨率相机记录锚体整个沉贯过程, 同时利用微型孔压传感器测量锚内外负压值随沉贯深度变化情况。试验过程中发现吸力锚内部土柱在向上渗流作用下发生细颗粒迁移现象, 且随着沉贯深度的增大, 土塞隆起的高度逐渐增加。提出土塞的形成是由于吸力锚内部土体膨胀引起的, 进而引起渗透系数的增加。本研究分析了渗透系数在锚体沉贯过程中的变化情况, 并对 Housby 和 Byrne 提出的吸力锚砂土中沉贯吸力计算模型进行了改进, 从而获得更加准确的沉贯吸力随沉贯深度变化关系理论计算方法, 为吸力锚的工程设计和施工提供理论依据。

**关键词:** 吸力锚; 沉贯吸力; 土塞; 渗透系数; 渗流

中图分类号: TU441 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)01-0184-07

作者简介: 王胤(1982-), 男, 副教授, 主要从事海洋土力学及海洋平台基础等方面的教学和科研工作。E-mail: y.wang@dlut.edu.cn。

## Installation of suction caissons and formation of soil plug considering variation of permeability of sand

WANG Yin, ZHU Xing-yun, YANG Qing

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

**Abstract:** During the installation of suction caissons, there exists the phenomenon of soil plug inside the anchor, which will hinder the further penetration of the anchor. This phenomenon hinders the installation to reach the predetermined depth, resulting in a great reduction in bearing capacity. In this study, a series of tests under  $1g$  are carried out to analyze the formation mechanism of soil plug. The negative pressure installation of an anchor model is conducted in sand, and the whole process is recorded by a high-resolution camera. The pore pressure transducers are used to measure the internal and external pore pressures. During the penetration, the fine sand particles move upwards and reach the top surface due to upward seepage flow within the sand inside the anchor. With the increase of the penetration depth, the height of the soil plug increases progressively. It is found that the soil plug is caused by the swelling of the soil inside the suction anchor, and the permeability coefficient increases due to the swelling of the inside sand. The variation of the permeability coefficient in the process of penetration is investigated, and it is used to improve the Housby & Byrne's model. The modified model can accurately predict the suction in the penetration process and provide a theoretical basis for the design and construction of suction caissons.

**Key words:** suction anchor; suction pressure; soil plug; permeability coefficient; seepage

## 0 引言

过去的 20 a 中, 吸力锚在海洋工程中得到了广泛应用, 如 1991 年 6 月, 北海 SNORRE 油田首次应用大型混凝土吸力锚固定张力腿钻井平台; 1994 年渤海 CFD1-6-1 油田的建设是中国海洋平台首次使用吸力锚的成功案例, 自此国内外海上设施使用吸力锚作为锚固基础的工程案例层出不穷, 如 2013 年, 在英国气象桅杆的安装中使用吸力锚进行固定<sup>[1]</sup>; 2017 年安装在查吉威岛西部的风机海上平台使用了 8 个吸力锚进

行固定<sup>[2]</sup>。与传统桩型基础相比吸力锚具有如下优点<sup>[3]</sup>: ①节省钢材等材料的使用量; ②吸力锚依靠负压下沉, 施工简便、快捷; ③锚体可以反复回收利用; ④吸力锚插入海床的深度较浅, 对海床地基的勘察要求较低。吸力锚的安装过程包括两个连续阶段: ①吸力锚在自重或压力作用下贯入土体阶段; ②采用负压贯入土体阶段。负压贯入阶段是利用水泵将吸力锚内部的水抽

基金项目: 国家自然科学基金项目(41572252, 51639002)

收稿日期: 2017-07-01

出, 锚内、外部将形成一定的压力差, 进而使锚体向下贯入土体中。

通过负压实现将吸力锚贯入海床土中, 但在此沉贯过程中由于锚内负压作用常常使锚内土柱上表面明显高于海床平面(即“土塞效应”), 阻碍吸力锚沉贯至预定深度, 进而导致其在后期服役阶段承载力不能达到设计要求, 大大影响海洋工程结构物的稳定性。

早在 2005 年, Tran 等<sup>[4]</sup>开展了室内 1g 条件下吸力锚在砂土中沉贯试验, 发现土塞形成原因是土体体积膨胀; Andersen 等<sup>[5]</sup>进行的室内模型试验中发现锚内土塞的高度明显大于由于锚壁贯入置换土体(即“锚壁置换”效应)产生的土面隆起高度; 李大勇等<sup>[6]</sup>针对吸力锚在砂土中的负压沉贯进行了模型试验, 发现渗流对土塞效应的形成具有显著影响; 丁红岩等<sup>[7]</sup>进行了粉质黏土中的吸力沉贯试验, 发现锚内部过度的土塞隆起现象, 并研究了土塞的形成和发展规律及负压大小、下贯速度等因素对土塞现象的影响。

吸力锚沉贯过程中所施加的吸力随沉贯深度的变化关系在吸力锚设计和施工中是十分重要的, 已有多位学者建立了吸力锚沉贯阻力与沉贯深度变化的理论公式, 其中应用较为广泛是 2005 年 Housby 等<sup>[8]</sup>建立的吸力与沉贯阻力(包括侧壁摩阻力和端部阻力)平衡关系式, 公式中考虑了土体渗流作用以及砂土与锚壁之间摩擦对锚壁周围土体有效应力的影响; 该理论中虽考虑了不同渗透系数对吸力值的影响, 没有引入渗透系数随沉贯深度的变化关系。

本文开展了一系列 1g 条件下砂土中吸力锚沉贯模型试验。将试验结果与理论计算进行对比分析, 确定形成“土塞效应”内在机理, 将渗流作用与锚内土体膨胀进行联系, 得到渗透系数随沉贯深度的变化关系; 进一步地, 将此关系引入 Housby 与 Byrne 吸力值预测公式中, 得到改进后的理论计算方法, 通过与试验结果对比验证了该方法的准确性。改进后的理论计算方法提高了吸力值的预测精度和可靠性, 对吸力锚的设计和施工具有理论指导和工程应用价值。

## 1 试验方法

### 1.1 试验材料

试验采用福建标准砂, 试验前按照土工试验规程对砂土的基本物理指标进行测定, 结果见表 1。采用

表 1 砂土基本物理力学指标

Table 1 Basic properties of sand used in tests

颗粒相对密度 $G_s$	最大孔隙比 $e_{\max}$	最小孔隙比 $e_{\min}$	平均粒径 $d_{50}/\text{mm}$	不均匀系数 $C_u$	曲率系数 $C_c$
2.650	0.647	0.383	0.7	6.071	0.756

筛分法对砂土颗粒级配进行测定, 得到的颗粒级配曲线如图 1 所示。

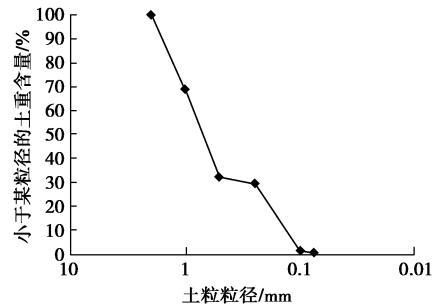


图 1 试验砂土颗粒级配曲线

Fig. 1 Grain-size distribution curve of sand used in tests

分层铺设砂土至模型箱中, 逐层夯实平整之后, 从模型箱底部缓慢通水, 将试样中气体逐渐排出使土样饱和, 继续通水直至水面完全淹没吸力锚模型, 静置加压固结 20 d, 当砂土固结沉降稳定时计算砂土试样总体积  $V$ , 福建标准砂干砂的质量为  $M_0$ , 干砂体积  $V_s$  的表达式为

$$V_s = \frac{M_0}{G_s \rho_w} \quad . \quad (1)$$

从而得到砂土试样的初始孔隙比  $e_{\text{ini}}=0.430$ ; 根据预先测定的福建标准砂最大、最小孔隙比, 可计算相对密实度如下:

$$D_r = \frac{e_{\max} - e}{e_{\max} - e_{\min}} \quad . \quad (2)$$

本试验砂土相对密实度为  $D_r=82.2\%$ , 属于密实状态。该密实状态在砂土海床中较为常见<sup>[4]</sup>, 其他平行试验获得的砂土相对密实度见表 2。

表 2 平行试验条件与土体性质

Table 2 Test conditions and properties of soils in parallel tests

试验	$D_r$ /%	$\gamma'$ /(kN·m <sup>-3</sup> )	$\varphi$ /(°)	$T$ /(°)	$P_0$ /kPa
试验 1	80.0	9	30.54	25	101
试验 2	82.2	9	31.13	25	101
试验 3	81.9	9	31.02	25	101

### 1.2 试验布置与加载方法

模型试验主要设备包括模型槽、吸力锚模型、水气转换筒、空气泵、孔隙水压力传感器、信号转换装置和数据采集终端等, 布置情况如图 2 所示。

试验所需要的负压条件通过空气泵、水气转换筒提供, 空气泵将水气转换筒内的空气抽出, 在水气转换筒内形成稳定的负压条件, 利用 PU 管将吸力锚与水气转换筒连接, 从而将锚内水抽到水气转换筒内并在吸力锚锚顶内部和外部形成一定压差, 实现吸力锚

的下沉。在吸力锚顶盖内、外部分别安装孔隙水压力传感器 (CYG1571GSLF)，该传感器能够测量正、负水压，将采集到的数据传输到数据采集终端保存。



图 2 试验布置示意图

Fig. 2 Test arrangement

为便于直观观察吸力锚沉贯过程，试验所用的模型槽设置为单侧透明，模型槽的长宽高 ( $L \times D \times H$ ) 尺寸为  $150 \text{ cm} \times 96 \text{ cm} \times 90 \text{ cm}$ 。采用透明有机玻璃制作吸力锚模型，也有助于直观地获得吸力锚内部土塞的发展过程；在锚顶部设置两个直径为  $8 \text{ mm}$  的圆孔，一个用作排水孔，通过空气泵将锚内的水排至水气转换桶内，在锚内部形成负压引导下贯；另一个用来安装孔压传感器。吸力锚模型尺寸见表 3。

表 3 吸力锚模型尺寸

Table 3 Dimensions of model suction anchor (mm)

锚长度 $H$	内径 $D_i$	外径 $D_o$	壁厚 $t$
300	150	160	5

### 1.3 试验过程

首先对孔压传感器进行标定，在标准大气压  $p_0=101 \text{ kPa}$ ，常温  $T=25^\circ\text{C}$  环境下，利用 TACE5000 设备进行抽负压标定，不同压力条件下传感器输出电压信号的实测值和理论值如图 3 所示，精度满足要求。

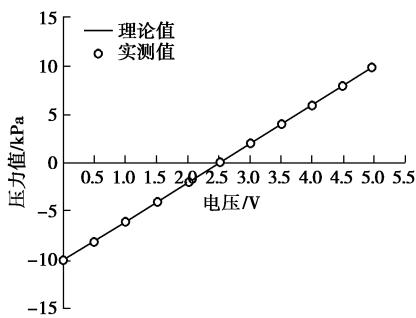


图 3 传感器标定结果

Fig. 3 Calibrated results of sensors

沉贯过程如下：首先，吸力锚在自重和外加竖向荷载作用下贯入土中，控制初始贯入深度为锚长度的四分之一（约  $7\sim8 \text{ cm}$ ），锚体全部没于水中。随后，进行负压沉贯，利用空气泵将水气转换筒内的空气抽

出，进而通过锚顶排水孔将锚内水抽出，在锚内、外部形成一定的压力差；锚顶盖外、内侧所布置的孔隙水压力传感器（如图 4 所示）实时测量锚内上部和锚外水压力值，二者差值即为吸力锚受到的总吸力值  $s$ ，当总吸力值大于沉贯过程中受到的土体阻力时，吸力锚开始下贯；当吸力锚内部土柱顶面与锚顶盖内侧接触时，停止沉贯，并记录土塞高度与形态。

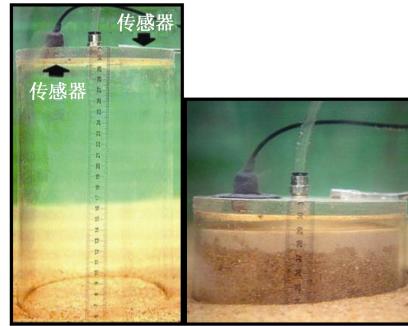


图 4 吸力锚沉贯前后土塞隆起情况

Fig. 4 Conditions of soil plug before and after suction

利用高分辨率相机拍摄记录负压沉贯阶段锚内土塞的形成过程，为后期数据分析提供依据。在下沉过程中严格控制负压施加的大小，使吸力锚能够缓慢匀速下沉，当渗流发展稳定时，再进行下一级负压沉贯。为验证试验的可重复性，共进行 3 组平行试验，每次试验结束之后，采取同样的制样方法，将模型箱内的水分排出，取出砂土并烘干，控制每次其相对密实度在 80% 左右，以保证试样处于密实状态。砂土浮重度  $\gamma'$ ，内摩擦角  $\varphi$ ，试验室温  $T$  及大气压  $P_0$  如表 2 所示。重复试验得到多组数据，对数据进行分析和整理。

## 2 试验结果

试验所采用的传感器数据采集系统采样频率设置为  $2 \text{ Hz}$ ，每一级负压沉贯过程持续  $3 \text{ s}$ ，随后停止施加负压，待锚体周围砂土中渗流发展稳定后，再施加下一级负压；吸力锚内部负压在渗流作用下逐渐消散，孔压消散过程缓慢，吸力锚内部水压逐渐增加（负压值降低）；当吸力锚外部、内部和水气转换筒之间形成稳定的流场时，吸力锚内部的压力值逐渐趋于稳定，并逐渐回升至正压状态，但仍不会达到该沉贯深度处的静水压力值，这是因为整个水气转换系统内始终处于负压状态，而并非正常大气压条件下。吸力锚下贯过程中，其受到沉贯吸力为吸力锚外部的压力值（大气压与静水压力之和）与锚内部压力的差值如图 5 所示。

传感器测得的沉贯过程中吸力锚受到的吸力值  $s$  随沉贯深度  $h$  变化情况如图 6 所示。从图 6 中可见，随着  $h$  增加，沉贯所需要的吸力值  $s$  逐渐增加，并且

呈现出近似线性的变化规律, 试验采取间歇分段施加负压的方式实现吸力锚的下贯过程, 尽量保证每个阶段所施加的负压都小于临界值, 进而避免连续加压使得负压值过大而导致严重土体膨胀, 甚至管涌等现象。沉贯结束后, 观察到锚内土柱顶部存在大量细小砂粒, 这是由于在负压作用下, 锚体周围砂土渗流引起细小砂粒发生向上运移, 到达锚内土柱上部。为进一步分析细砂粒的来源, 试验结束之后, 将吸力锚模型和锚内砂土同时取出, 将砂土进行分层并烘干, 利用振筛机筛分试样, 测得不同砂土层颗粒级配如图 7 所示。

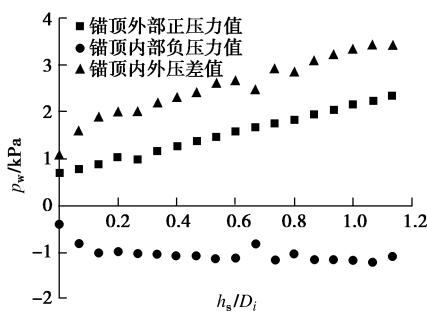


图 5 负压贯入阶段实测孔压的变化

Fig. 5 Time evolution of pore pressure measured by the sensors

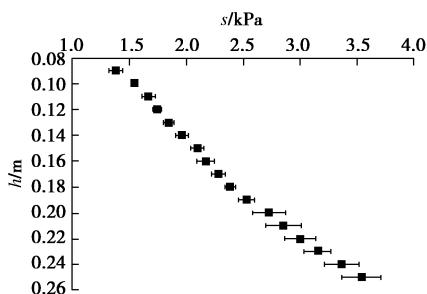


图 6 吸力锚所受吸力随贯入深度的变化曲线

Fig. 6 Variation of suction force with suction depth

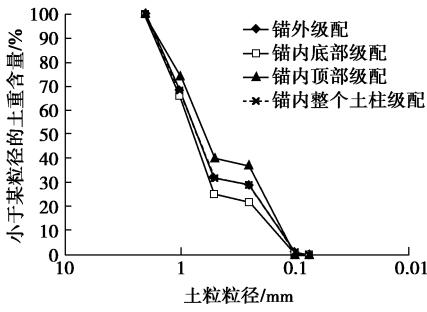


图 7 吸力锚内部土体颗粒级配情况

Fig. 7 Grain-size distribution inside suction anchor

图 7 中, “锚内顶部土层”为吸力锚内土柱上部 2 cm 厚区域砂土层的级配, “锚内底部土层”是锚内土柱底部 2 cm 厚区域砂土层的颗粒级配。从图中可以明显看出, “锚内顶部土层”粒径在 0.25~0.5 mm 范围

内的质量百分含量明显高于底部砂层; 另外, 将沉贯试验后“锚内整个土柱”级配与试验前进行对比, 发现试验前后砂土级配并没有发生明显变化, 这再次证明渗流作用下, 锚内土柱顶部细砂颗粒主要来自于锚内部土柱及锚壁向下沉贯路径垂直区域的砂土中, 从锚壁外侧流入锚内的砂土量极少, 该结论与 Tran 等<sup>[9]</sup>离心机试验结果基本一致。

为进一步分析土塞形成的原因, 试验过程中记录了土塞隆起高度(即吸力锚内部土柱高出外部砂土面的部分)随沉贯深度的变化情况, 土塞体积可表示为

$$V_1 = \frac{\pi D_i^2 h'}{4} \quad (3)$$

贯入砂土中的锚壁体积为

$$V_2 = \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)h}{4} - \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)t}{8} \quad (4)$$

式中  $h'$  为土塞隆起高度;  $h$  为吸力锚贯入砂土内部的距离;  $t$  为锚壁壁厚。土塞的体积与锚壁的贯入砂土中的体积对比结果如图 8 所示。从图 8 可见, 自负压沉贯开始, 随着沉贯深度的增加, 土塞体积始终明显大于贯入砂土中锚壁的体积, 这说明锚内土柱顶面的显著提升不全是由于“锚壁置换”作用引起的。更重要的是, 吸力沉贯过程中, 在锚内土面上部形成负压, 进而形成由锚外土面向下, 到达锚壁底端, 再向上的渗流路径, 在渗流作用下, 锚内细砂粒向上运移, 引起锚内砂土体积膨胀, 进而形成较明显的“土塞现象”。

从图 8 中还可以看出土塞隆起体积与负压贯入深度呈现近似线性关系, 因此以  $h'$  为纵坐标,  $h_s/D_i$  为横坐标进行拟合。其中,  $h_s$  为负压作用下的沉贯深度, 结果如图 9 所示。

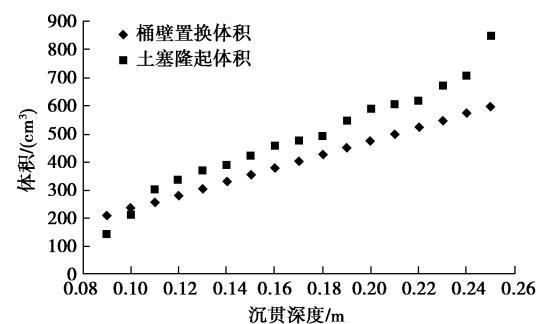


图 8 土塞体积与锚壁置换体积

Fig. 8 Volumes of soil plug and bucket wall displacement

由以上分析可知, 在吸力锚负压沉贯过程中, 在渗流作用下锚内细砂粒发生运移, 导致土体逐渐松散, 孔隙比逐渐增加, 渗透系数也随之增大。试验中, 通过相机拍摄不同沉贯深度时的土塞高度, 推导得到不同沉贯深度对应的吸力锚内部土体孔隙比  $e_i$ :

$$e_i = \frac{(1+e_{ini})h'}{h_0+h_s} + e_{ini}, \quad (5)$$

式中,  $e_i$  为锚内土体实时孔隙比,  $e_{ini}$  为初始孔隙比,  $h_0$  为吸力锚初始贯入深度, 即  $h=h_0+h_s$ ; 将  $h'$  与  $h_s/D_i$  拟合关系代入式(5), 将得到不同贯入深度下对应的  $e_i$  值, 根据 Kozeny-Carmen 理论<sup>[10]</sup>, 确定渗透系数:

$$k = C_s D_s^2 \frac{\lambda_f}{\mu_d} \frac{e^3}{e+1}. \quad (6)$$

进一步得到渗透系数无量纲量表达式如下:

$$k^* = C_s \frac{e^3}{e+1}. \quad (7)$$

式中  $C_s$  为土颗粒形状系数;  $D_s$  为有效粒径;  $\lambda_f$  为液体重度, 本试验为清水, 取重度  $\lambda_f=10 \text{ kN/m}^3$ , 水的动力黏度  $\mu_d=1.004 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ,  $C_s=0.5$ ,  $D_s=D_{10}$ .  $k^*$  与沉贯深度和锚径比  $h_s/D_i$  之间的变化关系如图 10 所示, 通过拟合得到线性关系如下:

$$k^* = m \left( \frac{h_s}{D_i} \right) + k_0^*, \quad (8)$$

式中,  $m=0.050621$ ,  $k_0^*$  为  $e_{ini}$  对应的无量纲量  $k^*$ 。

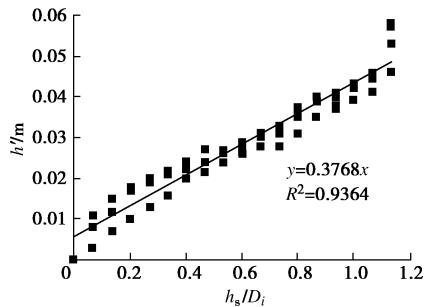


图 9 土塞隆起高度随负压沉贯深度的变化曲线

Fig. 9 Variation of height of soil plug with penetration depth ratio

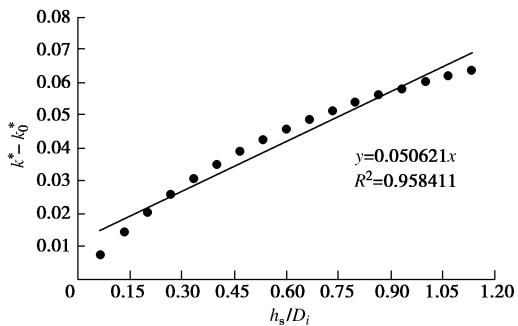


图 10 渗透系数随沉贯深度的变化曲线

Fig. 10 Variation of permeability coefficient with penetration depth ratio

吸力锚负压沉贯过程中, 内部土塞发生膨胀, 孔隙率逐渐增加, 临界水力梯度逐渐降低, 渗透系数逐渐增加。特别是在沉贯初期阶段, 一旦超过其临界水力梯度, 大量的细砂将沿着渗流通道在吸力锚内部发生迁移, 吸力锚内部的土塞高度也会明显的升高。因

此吸力锚在沉贯过程中, 应该严格控制其吸力值, 最好采用间歇沉贯的方式, 以避免此类现象的发生。

### 3 沉贯吸力理论预测公式

沉贯过程中吸力锚所受到的阻力由端部阻力和侧壁摩擦力组成, 其中侧壁摩擦力包括内侧壁摩擦力和外侧壁摩擦力。受力情况如图 11 所示。

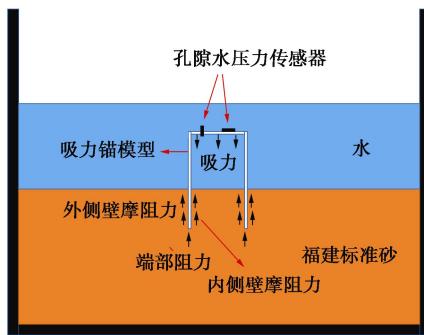


图 11 吸力锚沉贯过程受力示意图

Fig. 11 Schematic diagram of suction force of suction anchor during penetration

根据 Housby 和 Byrne 的理论计算公式, 考虑沉贯过程中渗流的作用和土体有效应力强化效应, 对锚体进行受力分析, 获得平衡方程如下<sup>[8]</sup>:

$$\begin{aligned} V' + s \left( \frac{\pi D_i^2}{4} \right) &= \left( \gamma' + \frac{as}{h} \right) (K_p \tan \delta)_o \pi D_o \\ Z_o^2 \left[ \exp \left( \frac{h}{Z_o} \right) - 1 - \left( \frac{h}{Z_o} \right) \right] &+ \left( \gamma' - \frac{(1-a)s}{h} \right) \\ (K_p \tan \delta)_i \pi D_i Z_i^2 \left[ \exp \left( \frac{h}{Z_i} \right) - 1 - \left( \frac{h}{Z_i} \right) \right] &+ \\ \left[ \left( \gamma' - \frac{(1-a)s}{h} \right) Z_i \left[ \exp \left( \frac{h}{Z_i} \right) - 1 \right] N_q + \gamma' t N_\lambda \right] \pi D t_o. \end{aligned} \quad (9)$$

式中  $N_q$ ,  $N_\lambda$  是基于太沙基理论的地基承载力系数;  $Z_o$  为锚壁外部贯入特征深度,  $Z_i$  为锚壁内部贯入特征深度;  $V'$  是吸力锚自重;  $a$  是吸力锚裙端底部外侧超孔压与内侧超孔压之比, 其值与锚内外渗透系数  $k_i$ ,  $k_0$  有关, 一般小于 0.5<sup>[8]</sup>。

当  $k_o = k_i$  时,  $a_1$  可作为  $a$  的特殊值, 表示如下:

$$a = a_1 = C_0 - C_1 \left[ 1 - \exp \left( -\frac{h}{C_2 D} \right) \right], \quad (10)$$

当  $k_o \neq k_i$  时,

$$a = \frac{a_1 k_f}{(1-a_1) + a_1 k_f}, \quad (11)$$

$$k_f = \frac{k_i}{k_0}. \quad (12)$$

式中, 3 个系数的取值参考相关文献[8, 10],  $C_0=0.45$ ,

$C_1=0.36$ ,  $C_2=0.48$ 。

砂土与锚壁之间的滑动摩擦系数可通过试验测量获得<sup>[11]</sup>。本试验中, 选取两块有机玻璃板, 在其中的一块有机玻璃板上黏上试验中使用的福建标准砂, 将另一块有机玻璃板放在上面, 缓慢的抬升下面的玻璃板, 直至两块有机玻璃板之间发生相对滑动, 此时抬升的角度(即玻璃板与水平面之间的夹角)即为砂土与有机玻璃之间的滑动摩擦角 $\delta=17^\circ$ , 由此可得滑动摩擦系数为 $\mu=\tan 17^\circ=0.306$ 。

根据吸力锚实际沉贯情况, 计算朗肯被动土压力作为吸力锚受到的侧向土压力<sup>[7]</sup>, 再乘以滑动摩擦系数即为吸力锚侧壁受到的摩阻力。朗肯被动土压力系数可表示为<sup>[9]</sup>

$$K_p = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} , \quad (13)$$

式中,  $\varphi$  为福建标准砂的内摩擦角, 采用直剪仪进行测定, 得到内摩擦角为 $\varphi=31.13^\circ$ ,  $K_p=3.141$ 。

需要说明的是, 在 Houslsby 等<sup>[8]</sup>理论中, 考虑由于锚壁与砂土之间的摩擦力, 吸力锚壁周围土体随着锚壁贯入会发生向下位移, 从而使锚壁外侧一定范围内的土体有效应力增加。本试验为 1g 模型试验, 试验所施加的负压值相对较小, 沉贯速度较慢且锚壁与砂土之间的摩擦系数较小, 吸力锚壁外侧土体有效应力的强化效应不明显, 因此本文推导不考虑此效应, 采用相同的计算方法确定吸力锚内、外侧锚壁贯入特征深度。所选取锚体外侧锚壁贯入特征深度为

$$Z_o = \frac{D_o}{4(K_p \tan \delta)_o} . \quad (14)$$

内侧锚壁贯入特征深度为<sup>[8]</sup>

$$Z_i = \frac{D_i}{4(K_p \tan \delta)_i} . \quad (15)$$

本文最终要获得沉贯吸力 $s$  随着沉贯深度 $h$  和渗透系数之间的关系式, 基本型式如 $s=f(h,k)$ 。这里考虑锚内外砂土渗透系数比值 $k_f$ , 如式(12), 反映锚筒内外砂土渗透系数的差异性。在 Houslsby 等理论公式中, 未考虑锚筒内外砂土渗透系数随沉贯深度的变化情况, 这与实际不符。如前文试验中发现, 施加吸力进行沉贯时, 随着锚体逐渐下贯, 锚内土柱渗透系数逐渐增加, 即假设锚外砂土渗透系数不变,  $k_f$  逐渐增加。确定 $k_f$  随沉贯深度的变化规律对于预测吸力锚沉贯过程中需要的吸力值具有十分重要的意义。由式(6)、(8), 确定锚内砂土渗透系数为

$$k_i = \frac{\lambda_f}{\mu_d} D_s^2 k^* . \quad (16)$$

由式(11)、(12),  $a$  可进一步表示为

$$a^* = \frac{a_1 \lambda_f D_s^2 k^*}{\mu_d k_o (1-a_1) + a_1 \lambda_f D_s^2 k^*} . \quad (17)$$

可获得沉贯吸力与沉贯深度和无量纲渗透系数关系表达式, 如 $s=f(h,k^*)$ 。改进后的计算公式体现了随着沉贯深度的增加, 渗透系数变化影响下的吸力值, 由此获得吸力锚受力平衡方程如下:

$$s = \frac{[(A+B+C)\gamma' + D - V']4h}{\pi D_i^2 - 4a^*(A+B+C) + B + C} , \quad (18)$$

式中,  $A = (K_p \tan \delta)_o \pi D_o Z_o^2 \left[ \exp\left(\frac{h}{Z_o}\right) - 1 - \left(\frac{h}{Z_o}\right) \right]$ ,  $B = (K_p \tan \delta)_i \pi D_i Z_i^2 \left[ \exp\left(\frac{h}{Z_i}\right) - 1 - \left(\frac{h}{Z_i}\right) \right]$ ,  $C = Z_i \left[ \exp\left(\frac{h}{Z_i}\right) - 1 \right] N_q \pi D t$ ,  $D = \gamma' t N_a \pi D t$ 。

为验证改进的沉贯吸力公式的准确性, 将其预测结果与试验测量值进行对比, 如图 12 所示。从图 12 中可以看出, 本文改进的理论公式计算沉贯吸力 $s$  随沉贯深度增加而逐渐增加, 与试验实测吸力值 $s$  吻合程度较高; 而采用 Houslsby 和 Byrne 理论公式时, 由于假定砂土渗透系数在沉贯过程中保持恒定(即 $k_f$  不变), 虽然沉贯初期其能较好地预测吸力值 $s$ , 但随着沉贯深度的增加, 其预测结果逐渐偏离实测值, 采用不同渗透系数比 $k_f$  仍无法获得满意的预测结果。

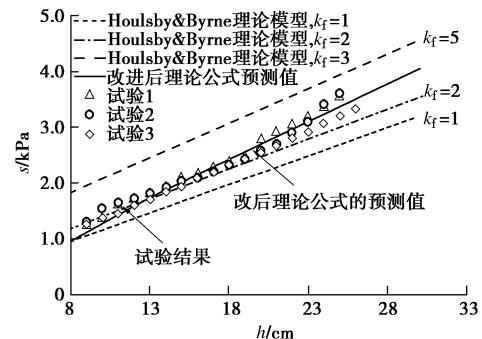


图 12 沉贯吸力随沉贯深度变化曲线

Fig. 12 Variation of suction with depth of penetration

采用误差分析方法对本文改进理论公式的精确度进行定量评价, 平均相对误差值定义如下:

$$E_{ave} = \frac{\sum_{i=1}^n \left| \frac{s_{cal} - s_{meas}}{s_{meas}} \right|}{n} \times 100% , \quad (19)$$

式中,  $s_{cal}$  为理论公式计算的沉贯吸力,  $s_{meas}$  为试验实测的沉贯吸力。在整个沉贯过程中共选取 18 个实测点分别对本文公式、Houslsby 和 Byrne 理论公式进行评价, 获得的结果如表 4 所示。

从表 4 可见, 本文理论公式预测结果  $E_{ave}=4.8\%$ ,

与 Houlsby 和 Byrne 理论公式 3 组不同渗透系数比  $k_f$  相比误差较低, 更接近试验实测结果。

表 4 平均相对误差计算值

Table 4 Results of average relative errors (%)

Houlsby 和 Byrne 公式			本文公式
$k_f=1$	$k_f=2$	$k_f=5$	
12.0	5.0	50.0	4.8

## 4 结 论

本文通过  $1g$  条件下吸力锚在砂土中负压沉贯试验对土塞形成机理及特性进行了研究; 根据试验测量结果, 对砂土渗透性变化规律进行了分析, 对已有的吸力锚沉贯吸力理论模型进行了改进, 得到以下 3 点结论。

(1) 吸力锚负压沉贯过程中, 由于锚内顶部负压的存在, 吸力锚周围土体形成特殊的渗流路径: 锚外由土面向下渗流, 绕经锚壁底端, 在锚内部形成向上渗流。由于锚内向上渗流的产生, 砂土结构变得松散, 体积膨胀, 同时细颗粒砂土易沿着锚壁向上运移达到土面, 从而引起土面明显升高, 形成“土塞”现象。

(2) 随着负压沉贯的进行, 锚内砂土结构逐渐变得松散, 孔隙率逐渐增加, 渗透系数逐渐增大, 其与沉贯深度形成较明显的线性关系。

(3) 将锚内砂土渗透系数的变化规律引入到 Houlsby 和 Byrne 理论模型中, 并对吸力锚砂土沉贯吸力进行了预测, 结果与试验测量十分吻合, 从而提高了沉贯吸力理论模型的计算准确性, 为今后吸力锚在海洋工程中的设计和安装提供了理论依据。

## 参 考 文 献:

- [1] WANG X, YANG X, ZENG X. Centrifuge modeling of lateral bearing behavior of offshore wind turbine with suction bucket foundation in sand[J]. Ocean Engineering, 2017, **139**: 140 – 151.
- [2] KIM B, KIM T. Scheduling and cost estimation simulation for transport and installation of floating hybrid generator platform[J]. Renewable Energy, 2017, **111**: 131 – 146.
- [3] 鲁晓兵, 郑哲敏, 张金来. 海洋平台吸力式基础的研究与进展[J]. 力学进展, 2003(1): 27 – 40. (LU Xiao-bing, ZHENG Zhe-min, ZHANG Jin-lai. Progress in the study on the bucket foundation of offshore platform[J]. Advances in Mechanics, 2003(1): 27 – 40. (in Chinese))
- [4] TRAN M N. Installation of suction caissons in dense sand and the influence of silt and cemented layers[D]. Sydney: The University of Sydeny, 2005.
- [5] ANDERSEN K H, JEANJEAN P, LUGER D, et al. Centrifuge tests on installation of suction anchors in soft clay[J]. Ocean Engineering, 2005, **32**(7): 845 – 863.
- [6] 李大勇, 张雨坤, 高玉峰, 等. 中粗砂中吸力锚的负压沉贯模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(12): 2277 – 2283. (LI Da-yong, ZHANG Yu-kun, GAO Yu-feng, et al. Model tests on penetration of suction anchors in medium-coarse sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(12): 2277 – 2283. (in Chinese))
- [7] 丁红岩, 刘振勇. 吸力锚土塞在粉质黏土中形成的模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2001, **23**(4): 441 – 444. (DING Hong-yan, LIU Zhen-yong. Model tests on soil plug formation in suction anchor for silty clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, **23**(4): 441 – 444. (in Chinese))
- [8] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caissons in sand[J]. Geotechnical Engineering, 2005(158): 135 – 144.
- [9] TRAN M N, RANDOLPH M F. Variation of suction pressure during caisson installation in sand[J]. Géotechnique, 2008, **58**(1): 1 – 11.
- [10] VILLALOBOS F. Installation of suction caissons in sand[J]. Geotecnica, 2007, **30**(28): 1 – 14.
- [11] LEZ-MONTELLANO C, FUENTES J M, AYUGA TELLEZ E, et al. Determination of the mechanical properties of maize grains and olives required for use in DEM simulations[J]. Journal of Food Engineering, 2012, **111**(4): 553 – 562.
- [12] ANDERSEN K H, ANDRESEN L, JOSTAD H P, et al. Effect of skirt-tip geometry on set-up outside suction anchors in soft clay[C]// ASME 2004 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. New York, 2004: 1035 – 1044.
- [13] CHEN W, ZHOU H, RANDOLPH M F. Effect of installation method on external shaft friction of caissons in soft clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2009, **135**(5): 1620 – 1627.
- [14] 程光明, 段梦兰, 郭磊, 等. 吸力锚负压沉贯渗流场有限元分析[J]. 石油矿场机械, 2014(1): 20 – 24. (CHENG Guang-ming, DUAN Meng-lan, GUO Lei, et al. Finite element analysis of seepage during installation of suction anchor[J]. Oil Field Equipment, 2014(1): 20 – 24. (in Chinese))