

筒型基础负压沉贯模型试验研究

杨亮华¹, 章丽莎², 魏 纲², 张宝月²

(1. 华东交通大学土木建筑学院, 江西 南昌 330013; 2. 浙大城市学院土木工程系, 浙江 杭州 310015)

摘要: 为研究筒型基础抽气负压沉贯特性及负压水平、筒径对沉贯行为和孔隙水压力响应的影响, 开展筒径 108、127 和 141 mm、负压 -10、-20 和 -30 kPa 条件下的 1g 模型试验, 并建立考虑筒内外渗流及筒端渗流减阻作用的沉贯阻力模型。结果表明: 与 -10 kPa 相比, -20 和 -30 kPa 条件下负压沉贯时间分别缩短 81.1%~87.4% 和 87.7%~91.6%; 但负压由 -20 kPa 进一步增至 -30 kPa 后仅继续缩短 2.5~4.0 s, 表明继续提高负压后的沉贯效率增益减弱。筒径效应随负压增大而减弱, 三种筒径间沉贯时间最大差值由 36.5 s 减小至 3.5 和 2.0 s。负超静孔压峰值随负压增大而增加, 但归一化孔压响应逐渐降低, 且峰值主要出现在负压沉贯后期。理论模型在低负压及接近准静力沉贯阶段与试验结果吻合较好, R^2 为 0.875~0.954。

关键词: 筒型基础; 负压沉贯; 模型试验; 超静孔隙水压力; 沉贯阻力

中图分类号: U 656.2

文献标志码: A

Model Test Study on Negative-Pressure Penetration of Bucket Foundations

Yang Lianghua¹, Zhang Lisha², Wei Gang², Zhang Baoyue²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China; 2. Department of Civil Engineering, Hangzhou City University, Hangzhou 310015, China)

Abstract: To investigate the characteristics of air-extraction-induced negative-pressure penetration of bucket foundations and the effects of negative pressure level and bucket diameter on penetration behavior and pore-water pressure response, a series of 1g model tests were conducted using bucket diameters of 108, 127, and 141 mm under negative pressures of -10, -20, and -30 kPa. A penetration resistance model was also established by considering seepage along the inner and outer bucket walls and the seepage-induced reduction in resistance at the bucket tip. The results show that, compared with the -10 kPa condition, the penetration times under -20 and -30 kPa were reduced by 81.1%~87.4% and 87.7%~91.6%, respectively. However, when the negative pressure was further increased from -20 to -30 kPa, the penetration time decreased by only an additional 2.5~4.0 s, indicating a diminishing gain in penetration efficiency with further increases in negative pressure. The effect of bucket diameter weakened as the negative pressure increased, with the maximum difference in penetration time among the three bucket diameters decreasing from 36.5 s to 3.5 s and 2.0 s. The peak magnitude of negative excess pore-water pressure increased with increasing negative pressure, whereas the normalized pore-pressure response gradually decreased, and the peak values mainly occurred during the later stage of negative-pressure penetration. The theoretical model showed good agreement with the experimental results under relatively low negative pressure and during the near-quasi-static penetration stage, with R^2 values ranging from 0.875 to 0.954.

Key words: bucket foundation; negative-pressure penetration; model test; excess pore water pressure; penetration resistance

筒型基础是一类由薄壁圆筒结构、两端开口筒内空腔组成的基础, 通常通过筒壁与筒内土体共同作用实现承载。该结构形式已广泛应用于港口、码头、人工岛、防波堤等海洋工程的基础建设中, 主要采用压沉法和振沉法进行安装。压沉法因其不能有效控制基础标高且易发生偏位倾倒^[1]。振沉法^[2]通过振动锤高频振动敲击筒顶贯入设计高度。但该方法依赖振锤系统, 成本较高且对周边环境产生一定影响。为降低传统压沉和振沉方式对大型振沉设备的依赖, 本文借鉴吸力式基础利用筒内外压力差辅助贯入的原理,

将负压作为筒型基础沉贯的附加驱动力。传统吸力桶或吸力沉箱通常在水下通过抽排筒内水体形成吸力，而本文试验中筒顶位于水面以上，通过密封筒盖并抽排筒内空气形成负压，负压经水气界面传递至筒内水体及土体，从而形成压力差并诱发渗流。两者沉贯机理具有相似性，但负压形成方式及边界条件不同。为明确研究对象，本文将该安装方式统一表述为“抽气负压沉贯”。

目前，针对大直径筒型基础抽气负压沉贯的研究仍较少，而吸力桶和吸力沉箱等裙式基础在水下抽水条件下的吸力安装研究已较为系统。尽管二者的工程结构形式及负压形成方式存在差异，但其沉贯过程中均涉及内外压力差、筒壁摩阻、筒端阻力及负压诱导渗流，因此已有吸力式基础研究可为本文提供理论参考。Houlsby 和 Byrne^[3]较早提出了砂土中吸力沉箱安装计算方法，指出安装分析应同时考虑筒内外壁摩阻力、筒端阻力以及负压诱导渗流对阻力的影响，为后续吸力桶沉贯阻力计算提供了经典理论框架。Meng 等^[4]系统总结了海上风电桶型基础贯入阻力计算方法，认为土层条件、筒体结构参数以及阻力系数取值是影响沉贯阻力预测精度的关键因素。Liu 等^[5]针对砂土中桶型基础吸力沉贯特性和阻力计算方法进行了研究，指出负压不仅提供下沉驱动力，还会通过产生渗流改变筒壁摩阻力和筒端阻力。Li 等^[6]针对砂土中改进型吸力沉箱（MSC）的负压沉贯阻力开展理论研究，基于 SEEP/W 分析了不同长径比下孔隙水压力、水力坡降和水通量分布特征，并提出了考虑渗流效应的沉贯阻力及所需负压计算方法，为吸力沉箱在砂土中的安装阻力预测提供了理论依据。Huang 等^[7]进一步从解析理论角度研究了多层各向异性土中吸力诱导渗流问题，揭示了水头损失、渗流路径和孔隙水压力分布对吸力安装过程的重要影响。Zhang 等^[9]采用 CFD-DEM 耦合方法从颗粒尺度分析了砂土中吸力桶安装机制，说明负压渗流会引起颗粒重分布和土塞演化。Ragni 等^[8]借助土工离心机与 PIV 技术，发现了渗流作用下砂土孔隙率成倍增加的动态规律。Kemmler 等^[11]采用 LBM-DEM 全解析流固耦合方法研究了吸力桶安装过程中的管涌侵蚀机制，指出较高抽吸流量会诱发桶壁附近颗粒流化、接触力衰减和桶内外差压下降，从微观尺度揭示了负压渗流与颗粒骨架失稳之间的耦合关系。Kim 等^[10]通过透明半筒模型试验和图像分析方法研究了砂中吸力沉箱安装过程中的土塞上拱，进一步说明负压安装过程中桶内土体并非整体均匀抬升，而是伴随局部变形和颗粒重分布。沈侃敏等^[12]通过模型试验与数值模拟研究了吸力沉箱安装诱发的砂土变形和临界吸力，指出负压增大后桶内土体位移会显著发展，并可能由局部变形转变为整体上拱。王贺等^[13]揭示了贯入过程中渗流场对土体骨架的削弱机制，量化了渗流作用下砂土有效应力的动态衰减与演化规律，得出吸力贯入阻力相比静压贯入降低约 30%。Zhong 等^[14]基于砂土中渗流效应研究了吸力式基础的沉贯特性，指出负压沉贯行为与渗流场、孔隙水压力及土体有效应力变化密切相关。徐成根等^[19]采用 COMSOL 有限元软件揭示了孔隙水压力分布，直观揭示了渗流拖曳效应对沿程阻力的削减机制。Yang 等^[20]通过 CFD-DEM 数值仿真重点探究了不同砂土物性参数在渗流作用下的微观力学响应，揭示了局部渗流侵蚀与孔隙率重分布的内在机理。此外，余少华等^[21]采用室内模型试验与有限元模拟方法研究了劲性复合管桩支护结构的水平受力变形特性，表明基础结构与周围土体之间的相互作用会显著影响结构位移、土体沉降及内力分布，这也说明在筒型基础负压沉贯研究中有必要同步关注筒体沉贯行为、孔隙水压力响应及土体扰动效应。综上所述，现有研究多以吸力桶为研究对象，大多采用水下抽水沉贯，对于筒型基础负压沉贯和抽气沉贯研究较少。因此，开展抽气条件下筒型基础负压沉贯行为及孔压响应研究是具有意义的。

基于上述研究现状，本文借鉴吸力式基础的压差沉贯机理，开展筒型基础抽气负压沉贯模型试验，重点研究不同负压水平和筒径对筒体沉贯效率及孔隙水压力响应的影响，并在此基础上建立考虑筒内外壁渗

流及筒端渗流减阻作用的沉贯阻力计算模型，以揭示抽气负压作用下筒型基础沉贯的主要受力与渗流机制。

1 理论分析

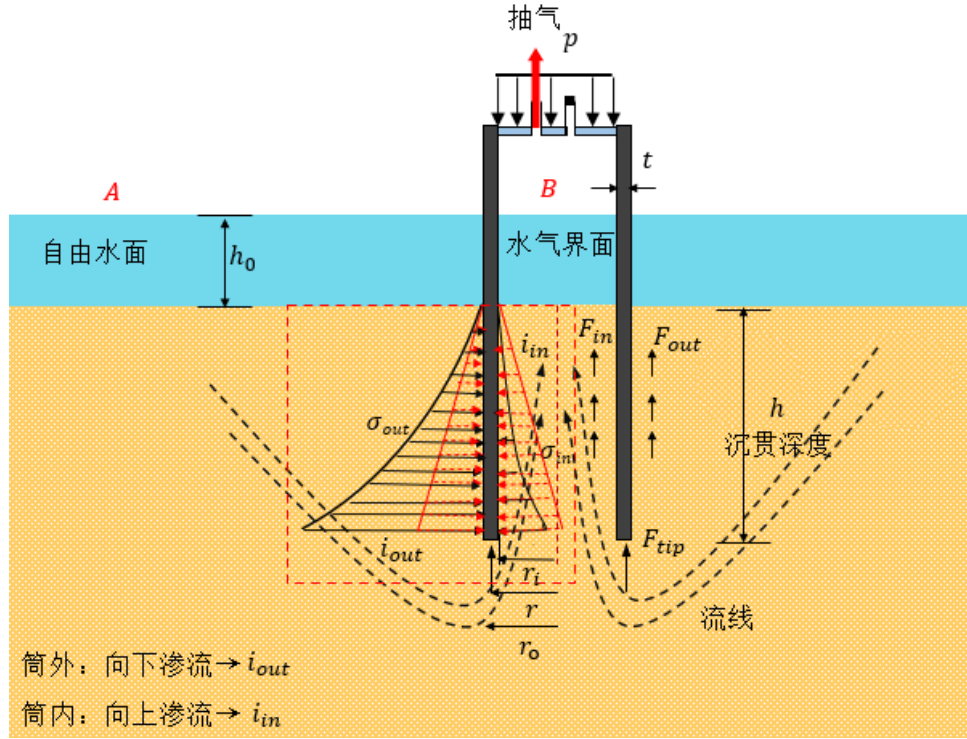


图 1 筒型基础负压沉贯受力与渗流示意图

Fig.1 Schematic diagram of the forces and seepage during negative-pressure penetration of a bucket foundation

如图1所示，筒体沉贯过程中受到有效自重和负压产生的附加驱动力作用，同时克服筒外壁摩阻力 F_{out} 、筒内壁摩阻力 F_{in} 及筒端阻力 F_{tip} 。抽气负压在筒内外形成水头差，使筒外侧产生向下渗流、筒内侧产生向上渗流，其水力坡降分别记为 i_{out} 和 i_{in} 。因此，负压除提供附加下沉驱动力外，还会通过改变筒内外土体有效应力状态影响筒壁摩阻和筒端阻力。下文分别对上述作用进行理论分析。

由于本文试验为水面以上抽气沉贯，可用伯努利方程定义等效负压。如图1所示取外部自由水面为A点，筒内受负压控制的水气界面为B点建立伯努利方程。

$$\frac{p_a}{\gamma_w} + h_0 = \frac{p_a - p}{\gamma_w} + (h_0 + h_w) + h_L \quad (1)$$

式中： p_a 为外部自由水面处的大气压力，单位 Pa； γ_w 为水的重度， N/m^3 ； h_0 为外部自由水面相对于选定基准面的高程水头，m； p 为筒内抽气形成的负压绝对值，Pa； h_w 为筒内水面上升形成的水头，m； h_L 为筒内外渗流过程中的水头损失，m。

整理式 (1)，定义用于形成土体渗流的等效负压 p_e ，则有

$$p_e = \gamma_w h_L = p - \gamma_w h_w \quad (2)$$

为突出抽气负压诱导渗流对沉贯阻力的影响, 本文理论模型中忽略筒内水面提升水头, 即取 $h_w = 0$, 因此:

$$p_e \approx p \quad (3)$$

在负压诱导渗流作用下, 筒外壁附近形成向下渗流, 而筒内壁附近形成向上渗流。前者使土体等效重度增加, 后者使土体等效重度减小, 因此:

$$i_{out} = \frac{p_e}{\gamma_w \lambda_{out} h} \quad i_{in} = \frac{p_e}{\gamma_w \lambda_{in} h} \quad (4)$$

外壁附近为向下渗流, 有效重度增大:

$$\gamma'_{out} = \gamma' + i_{out} \gamma_w = \gamma' + \frac{p_e}{\lambda_{out} h} \quad (5)$$

内壁附近为向上渗流, 有效重度减小:

$$\gamma'_{in} = \gamma' - i_{in} \gamma_w = \gamma' - \frac{p_e}{\lambda_{in} h} \quad (6)$$

式中: i_{out} 为筒外壁向下渗流的水力坡降; i_{in} 为筒内壁附近向上渗流的水力坡降; γ' 为砂土浮重度, N/m^3 ;

h 为沉贯深度, m; λ_{in} , λ_{out} 分别为内外侧渗流路径修正系数。

外壁摩阻力:

$$F_{out} = \pi r_o f_{out} \left(\gamma' h^2 + \frac{p_e h}{\lambda_{out}} \right) \quad (7)$$

内壁摩阻力:

$$F_{in} = \pi r_i f_{in} \left(\gamma' h^2 - \frac{p_e h}{\lambda_{in}} \right) \quad (8)$$

式中: F_{in} , F_{out} 分别为筒内壁、筒外壁摩阻力, N; f_{in} , f_{out} 分别为外壁、内壁钢-土界面摩阻系数; r_o 、

r_i 分别为筒外壁半径和筒内壁半径, m。

筒端阻力:

$$A_t = \pi (r_o^2 - r_i^2) \approx 2\pi r t$$

$$F_{tip} = 2\pi r t N_q (\gamma' h - \eta p_e) \quad (9)$$

$$r = \frac{r_o + r_i}{2}$$

其中:

$$f = K \tan \delta$$

式中: A_t 为筒壁底端端面积, m^2 ; r 为筒体平均半径, m; F_{tip} 为筒端摩阻力, N; η 为筒端渗流减阻系数;

N_q 为筒端承载力系数； K 为侧向土压力系数； δ 为钢-土界面摩擦角，($^\circ$)。

总沉贯阻力：

$$F_R = F_{\text{out}} + F_{\text{in}} + F_{\text{tip}} \quad (10)$$

式中： F_R 为总沉贯阻力，N。

整理为：

$$F_R = 2\pi r f \gamma' h^2 + 2\pi r t N_q \gamma' h - p_e \left[\pi r f h \left(\frac{1}{\lambda_{\text{in}}} - \frac{1}{\lambda_{\text{out}}} \right) + 2\pi r t N_q \eta \right] \quad (11)$$

令：

$$\beta = \frac{1}{\lambda_{\text{in}}} - \frac{1}{\lambda_{\text{out}}} \quad (12)$$

则：

$$F_R = 2\pi r f \gamma' h^2 + 2\pi r t N_q \gamma' h - p_e (\pi r f h \beta + 2\pi r t N_q \eta) \quad (13)$$

根据力平衡公式：

$$F_D = W' + \pi r^2 p_e \quad (14)$$

式中： F_D 为筒体总下沉驱动力，N； W' 为筒体有效自重，N。

准静力沉贯阶段：

$$W' + \pi r^2 p_e = F_R + C_v v \quad (15)$$

式中： C_v 为速率阻尼系数，N·s/m， v 为沉贯速率，m/s。

因此净下沉力为：

$$F_{\text{net}} = W' + \pi r^2 p_e - F_R - C_v v \quad (16)$$

式中： F_{net} 为净下沉力，N。

若不考虑速率阻尼项 $C_v v \approx 0$ ，即：

$$F_{\text{net}} = W' + \pi r^2 p_e - F_R \quad (17)$$

当 $F_{\text{net}} > 0$ ，表示筒体下沉驱动力大于沉贯阻力，筒体继续沉贯。当 $F_{\text{net}} \approx 0$ ，表示筒体下沉驱动力与沉贯阻力基本相等，筒体接近临界平衡状态。当 $F_{\text{net}} < 0$ ，表示筒体下沉驱动力小于沉贯阻力，筒体停止沉贯。

沉贯时间经验拟合公式：

$$T = 2.59 \times 10^5 \frac{D^{1.87}}{|p_s|^{1.92}} \quad R^2 \approx 0.95 \quad (18)$$

式中： T 的单位为 s ， D 单位为 m ， $|p_s|$ 单位为 kPa ， R^2 为拟合优度。

有效自重 W' 的处理：

$$W' \approx F_{R0}(h_0)$$

$$W' \approx 2\pi r f \gamma' h_0^2 + 2\pi r t N_q \gamma' h_0$$

式中： $F_{R0}(h_0)$ 为自重沉贯条件下，当沉贯深度为 h_0 时的沉贯阻力； h_0 为自重沉贯阶段达到的初始沉贯深度。

渗流减阻参数的拟合：

在接近最终沉贯时，沉贯速率为零，可近似为：

$$v \approx 0$$

对第 i 个试验点，定义：

$$Y_i = F_{R0,i} - W'_i - \pi r_i^2 p_{e,i} \quad (19)$$

$$X_{1i} = p_e \pi r_i f_i h_i \quad (20)$$

$$X_{2i} = p_{e,i} 2\pi r_i t N_q \quad (21)$$

$$Y_i = X_i \beta + X_{2i} \eta \quad (22)$$

$$F_{R0,i} - W'_i - \pi r_i^2 p_{e,i} = p_{e,i} \pi r_i f_i h_i \beta + p_{e,i} 2\pi r_i t N_q \eta \quad (23)$$

式中： Y_i 为第 i 个试验点中需要由渗流减阻项解释的阻力差值，N； $F_{R0,i}$ 为第 i 个试验点无渗流条件下的理论沉贯阻力，N； W'_i 为第 i 个试验筒体有效自重； r_i 为第 i 个试验筒体平均半径，N； $p_{e,i}$ 第 i 个试验的有效负压，Pa； X_{1i} ， X_{2i} 分别为第 i 个试验点的侧壁渗流减阻影响项和筒端渗流减阻影响项，N； f_i 为第 i 个试验点的界面摩阻系数。

为保证参数具有明确物理意义，可采用约束拟合方法，将筒端渗流减阻系数取值为合理：

$$\eta = 1$$

$$Y_i - X_{2i} = X_{1i} \beta \quad (24)$$

$$\hat{\beta} = \frac{\sum_{i=1}^n X_{1i} (Y_i - X_{2i})}{\sum_{i=1}^n X_{1i}^2} \quad (25)$$

$$\hat{\beta} \approx 0.26 \quad (26)$$

$$\hat{\eta} = 1.00 \quad (27)$$

式中： h_i 为第 i 个试验点的最终沉贯深度； β 为内外壁综合渗透减阻系数。

结果表明，筒内向上渗流对内壁摩阻的减阻削弱作用强于筒外向下渗流对外壁摩阻的增强作用，因此负压渗流总体表现为减阻效应。

拟合后的沉贯阻力公式：

$$F_R = 2\pi r f \gamma' h^2 + 2\pi r t N_q \gamma' h - p_e (\pi r f h \hat{\beta} + 2\pi r t N_q \hat{\eta}) \quad (28)$$

$$\hat{\beta} = 0.26$$

$$\hat{\eta} = 1.00$$

代入：

$$f = 0.182; \gamma' = 9800 \text{ N/m}^3; t = 0.001 \text{ m}; N_q = 21$$

得到最终拟合公式：

$$F_R = 11206.69 r h^2 + 1293.08 r h - p_e (0.1487 r h + 0.13195 r) \quad (29)$$

式中： F_R 单位为 N， r, h 的单位为 m， p_e 单位为 Pa。

2 室内模型试验

为使模型筒径覆盖实际工程中大直径钢圆筒的典型尺寸范围，本文分别参考港珠澳大桥^[15]、渤海湾通航区水下防护结构工程^[17]、深中通道^[16]等采用的钢圆筒。上述工程钢圆筒的典型外径分别约为 22、24 mm 和 28 m，并非采用相同尺寸。本文以三个工程的典型筒径作为原型尺度范围，按照约 1:200 的筒径缩尺关系进行模型尺寸设计，对应理论模型筒径分别约为 110、120 mm 和 140 mm。受成品钢管规格、加工精度及试验装置尺寸等条件限制，最终选用外径 108、127 mm 和 141 mm 的钢圆筒进行模型试验，分别代表约 22、24 mm 和 28 mm 三个工程尺度等级。因此，本文并非针对某一单独工程进行严格全几何缩尺，而是以典型工程筒径为依据开展筒径参数影响的机制性模型试验。

2.1 工程原型及模型尺寸

模型筒径按照约 1:200 的尺度关系进行设计。考虑试验装置尺寸、模型加工精度及孔压量测布置要求，本文未采用严格的全几何相似设计，而是以筒径为主要缩尺控制参数，其余几何参数，如筒高、筒壁厚度等，主要根据试验可操作性和边界效应控制要求确定。具体试验筒型基础尺寸见表 1。

表 1 工程原型及模型筒型基础尺寸参数

Tab.1 Dimensional parameters of the prototype and model bucket foundations

桶型 编号	参考工程	原型筒 直径/m	1:200 理论模型 筒径/mm	实际模型 筒径/mm	筒高度 /mm	筒厚度 /mm
筒 1	港珠澳大桥人工岛	22	110	108	350	1
筒 2	渤海水下防护工程	24	120	127	350	1
筒 3	深中通道西人工岛	28	140	141	350	1

2.2 试验装置

本文试验装置主要由模型主体系统、负压控制系统以及数据测量与采集系统组成。图 2 为筒型基础负

压沉贯试验装置示意图。

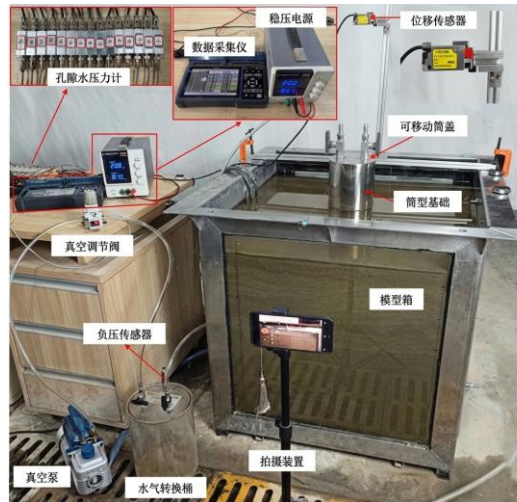


图 2 筒型基础负压沉贯模型试验装置平台

Fig.2 Model test setup for negative-pressure penetration of bucket foundations

1) 模型主体系统

模型主体系统是试验的核心部分，主要包括：模型箱、筒型基础。其中，模型箱净尺寸为长宽高各 800 mm。模型箱内部布置了三根金属杆用于绑扎孔隙水压力计（见图 3），为加速土体制备时的排水效率，在模型底部从下往上分别布置 5 cm 的滤水板、格栅、土工布。模型箱顶部设置有进水阀门，底部设有排水阀门，用于注排水。为更清晰地观察筒型基础的沉贯现象，模型箱两侧设置有钢化玻璃。



图 3 孔隙水压力计放入模型箱内

Fig.3 Installation of pore water pressure transducers in the model box

筒型基础主要由钢圆筒、筒盖结构以及 O 型密封圈组成。为观察负压沉贯后土塞，在钢圆筒内外都贴有刻度尺（见图 4）。根据钢圆筒尺寸，采用 3D 打印透明光敏树脂制作筒盖，进行抛光打磨，实现透明，再筒盖设置两个孔洞，便于安装连通大气阀门装置和负压控制阀门，并通过 O 型橡胶圈实现与筒体的精密密封，在满足负压安装气密性要求的同时兼顾了拆装便捷性。如图 5 所示。



图 4 筒型基础模型

Fig.4 Model bucket foundation



图 5 3D 打印筒盖示意图

Fig.5 Schematic diagram of the 3D-printed bucket lid

2) 负压控制系统

负压控制系统主要由真空泵、真空调节阀、负压传感器、水气转换桶以及水管构成。试验前需对各连接部位进行密封性检查，确认系统无漏气后启动真空泵，对水气转换桶内空气进行抽排，从而在系统内部建立预定负压。真空调节阀设置于水气转换桶与真空泵之间，用于调节并维持试验过程中所需的负压水平。水气转换桶通过水管与筒型基础模型相连，可将负压传递至筒内，同时对抽吸过程中形成的水气混合物进行分离，以防止水体进入真空泵造成设备损坏。负压传感器安装于水气转换桶顶部，用于实时采集系统负压变化数据，并通过数据采集装置进行同步记录。借助该系统，可实现不同负压条件下筒型基础负压沉贯过程的稳定控制。

3) 数据测量与采集系统

试验测量与采集系统主要由孔隙水压力计、位移传感器、负压传感器以及数据采集仪和稳定电源组成。用于实时记录沉贯深度、筒内负压及砂土内部孔隙水压力变化。试验开始前，需对各类传感器进行检查和调零，确认孔隙水压力计、位移传感器及负压传感器均处于正常工作状态；同时检查数据采集软件中各通道信号是否稳定，确保无明显漂移、断线或异常跳变（见图 6）。试验过程中，数据采集系统连续记录各测点数据，并与试验录像相互对应，以便后续分析不同负压水平、筒径及筒盖位置条件下钢圆筒沉贯过程中的位移发展、负压变化和孔压响应特征。

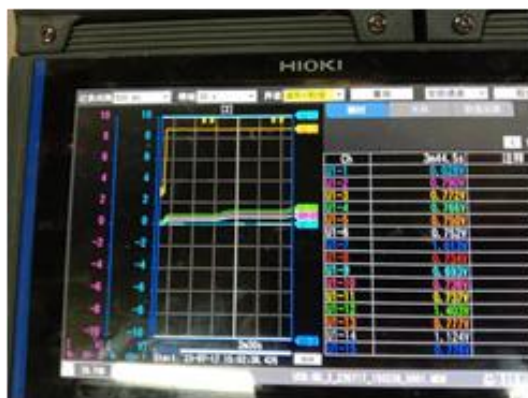


图 6 数据采集仪

Fig.6 Data acquisition system

2.3 试验土体及选取依据

试验土体采用细颗粒砂，并通过水下落砂法均匀填筑至模型箱内。每完成一定厚度的填筑后进行排水

固结,期间严格控制水面始终高于土体表面。填筑至设计标高后,在自重作用下静水养护 72 h 使砂土在自重作用下充分沉降固结。本文采用均质饱和细砂作为试验土体,主要基于试验研究目的及变量控制的考虑。本文重点研究抽气负压作用下筒型基础沉贯过程中负压传递、孔隙水压力响应以及渗流对沉贯阻力的影响,因此需要尽量削弱土层非均质性、层间界面及黏聚力等因素对试验结果的干扰。细砂具有较为明显的渗透特性,在负压作用下能够形成可观测的孔隙水压力及渗流响应,有利于分析筒内外压力差、渗流方向与沉贯行为之间的关系;同时,采用单一均质砂土能够提高不同筒径和负压工况之间的可比性及试验重复性。因此,本文模型试验并非对某一实际工程复杂地层进行完全复现,而是针对均质饱和砂土地基条件开展的机制性模型试验。

需要指出的是,实际海洋及近海工程地层通常具有明显的分层性和非均质性,本文均质细砂试验所得规律不宜未经修正直接外推至复杂工程地层。工程应用时,应依据场地勘察资料确定各土层的重度、渗透系数、抗剪强度及钢—土界面参数,并结合筒体实际沉贯范围识别主要控制土层。对于砂土、粉土和黏土交互分布的复杂分层地基,应进一步采用分层模型试验或渗流—变形耦合数值分析,并结合现场施工监测数据对模型参数进行校核和修正。

表 2 砂土土体参数

Tab.2 Physical and mechanical properties of sand

物理指标	砂土
饱和密度/ (g/cm^3)	1.84
含水率/%	24.95
比重/ (g/cm^3)	2.63
渗透系数/ (cm/s)	0.005 84
摩擦角/ ($^\circ$)	31.2

2.4 传感器布置及试验工况

如图 7 所示,监测系统方面,模型箱布置了三根金属杆,用于绑扎孔隙水压力计,筒型基础沉贯试验集中在模型箱中心。中心杆通过距土面 40、90、140、190 mm 以及 240 mm 处各布置孔隙水压力计,孔隙水压力计绑定在固定杆上,透水石头部朝上布置。能够高精度地捕获实时监测数据,从而反映渗流场的动态演化特征。通过固定在模型箱顶部的激光位移传感器监测筒体的沉贯深度,然后所有传感器信号接入多通道数据采集仪,通过配套软件将电信号转换为数字信号并实时存储。

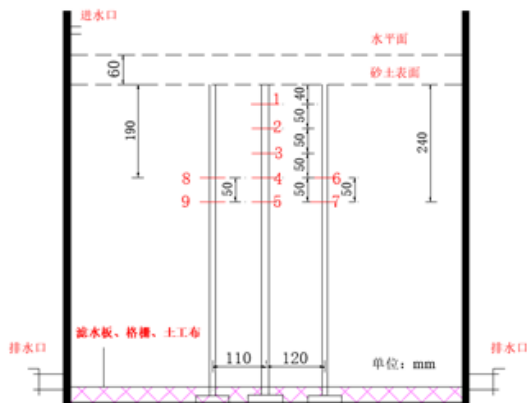


图 7 传感器布置图

Fig.7 Sensor arrangement in the model test

试验旨在研究筒型基础的沉贯特性，重点分析筒体直径和施加负压两个核心参数的影响。如表 3 所示，共 9 组试验工况。

表 3 试验工况

Tab.3 Experimental conditions

试验编号	筒直径/mm	预设负压值/kPa
D108-S10	108	-10
D108-S20	108	-20
D108-S30	108	-30
D127-S10	127	-10
D127-S20	127	-20
D127-S30	127	-30
D141-S10	141	-10
D141-S20	141	-20
D141-S30	141	-30

2.5 试验步骤

1) 连接仪器，确定装置气密封，气密性良好方可试验。打开电源以及数据采集仪进行预热，待采集仪数据稳定后开始试验

2) 关注阀门情况，打开连通大气阀门，关闭筒盖上负压控制阀门，保持筒中心位于中心杆且保证位移传感器激光正对筒中心。

3) 开始自重沉贯，当筒底轻触土面时，发出指令开始进行自重沉贯，松手，轻扶筒型基础，自重沉贯过程中保持激光始终位于中心。待位移传感器示数不变后视为自重沉贯结束。

4) 关闭连通大气阀门，发出指令开始负压沉贯，打开筒盖上负压控制阀门，扶好筒型基础，保持下沉过程中激光位于筒中心，待下沉至设计高度，关闭水气转换桶连通筒盖负压阀门通道，停止沉贯。

5) 读取筒内外刻度，待孔隙水压力消散后，打开连通大气阀门，拔出筒型基础，抹平土面，待土体恢复强度后方可进行下一组试验。

3 试验结果及分析

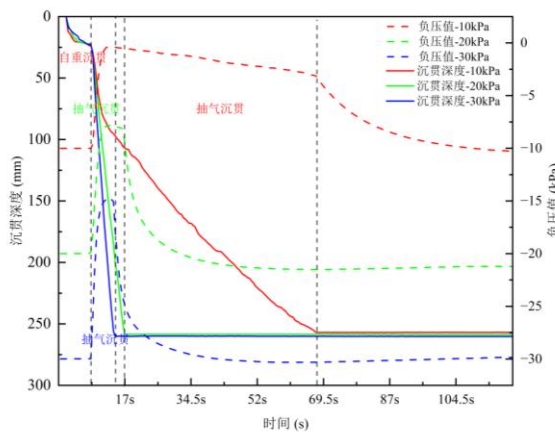
3.1 负压值与筒径对沉贯行为的影响

为分析筒径和负压值对筒型基础沉贯过程的影响，图 8 给出了筒盖位于顶面条件下，不同筒径筒型基础在-10、-20 kPa 和-30 kPa 负压作用下的沉贯深度与实测负压变化曲线。图中横坐标为时间 (s)，左侧纵坐标为筒型基础沉贯深度 (mm)，右侧纵坐标为筒内实测负压值 (kPa)。实线表示不同负压工况下的沉贯深度变化曲线，虚线表示对应工况下的实测负压变化曲线。左侧沉贯深度坐标以向下为正，数值越大表示筒体沉贯越深；右侧负压值为负值，负压绝对值越大表示筒内外压力差越大。由图可见，筒型基础沉贯过程均可分为自重沉贯、抽气沉贯和沉贯结束三个阶段。在自重沉贯阶段，筒体依靠自重形成初始入土深

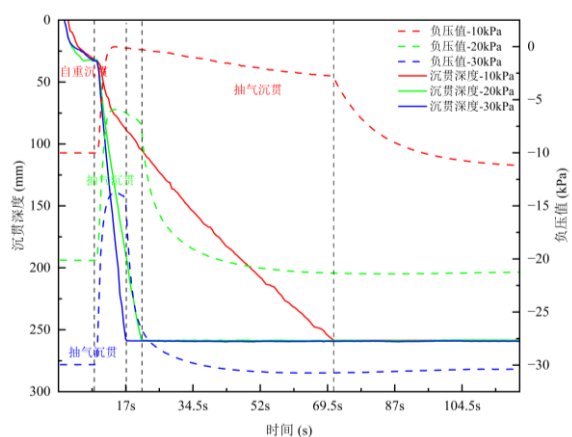
度；随后施加负压后，筒体进入快速沉贯阶段，沉贯深度随时间迅速增加；当筒体接近最终沉贯深度后，沉贯曲线逐渐趋于水平，而实测负压仍会继续向设定负压值恢复或稳定。

1) 负压值是影响筒型基础沉贯效率的主要因素。随着负压绝对值由 10 kPa 增大至 20 kPa 和 30 kPa， $D=108$ mm 筒体在-10、-20 kPa 和-30 kPa 条件下的负压沉贯时间分别为 59.0、8.5 s 和 6.0 s； $D=127$ mm 分别为 61.0、11.5 s 和 7.5 s； $D=141$ mm 分别为 95.5、12.0 s 和 8.0 s。与-10 kPa 相比，-20 kPa 条件下三种筒径的沉贯时间分别缩短 85.6%、81.1%和 87.4%，-30 kPa 条件下分别缩短 89.8%、87.7%和 91.6%，表明提高负压能够显著提高沉贯效率。值得注意的是，负压由-20 kPa 进一步提高至-30 kPa 时，沉贯时间仅进一步减少 2.5~4.0 s，说明负压继续增大后的绝对时间收益有所降低，工程应用中应综合考虑沉贯效率和高负压条件下的地基稳定性。筒体达到最终沉贯深度所需时间显著缩短，表明负压增大能够有效提高沉贯效率。Harireche 等^[18]针对砂土地基中沉箱负压安装过程中的吸力边界与土体稳定条件开展研究，指出筒内吸力诱发的压力梯度能够降低筒壁侧向土压力和筒端阻力，从而促进沉贯；但过大吸力可能诱发管涌、土体强度损失或筒内土塞失稳，且相关临界条件会随沉贯深度增加和吸力水平提高而不断演化。

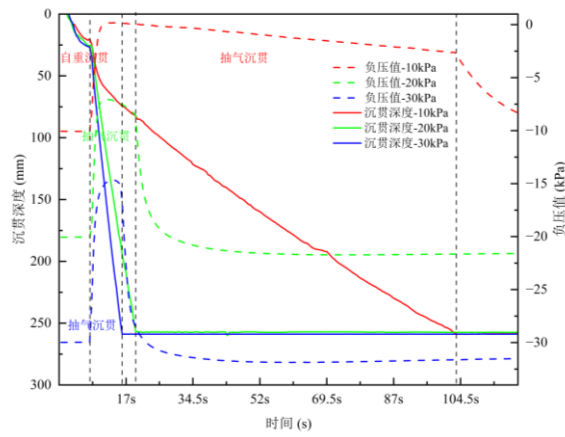
2) 筒径对沉贯时间的影响在低负压条件下更明显。在-10 kPa 条件下， $D=108$ 、127 和 141 mm 筒体的负压沉贯时间分别为 59.0、61.0 和 95.5 s，不同筒径之间最大时间差达到 36.5 s；当负压增大至-20 kPa 时，三者沉贯时间分别降至 8.5、11.5 和 12.0 s，最大时间差减小至 3.5 s；在-30 kPa 条件下分别为 6.0、7.5 和 8.0 s，最大差值进一步减小至 2.0 s。表明筒径对沉贯时间的影响主要在低负压条件下表现明显，而随着负压水平提高，负压附加驱动力增强，不同筒径之间的沉贯时间差异明显减弱。筒径增大后，筒壁摩阻力和端阻力增加，使低负压工况下沉贯时间延长；但在高负压条件下，负压作用面积增大带来的驱动力增强，使不同筒径之间的差异有所减弱。



(a) 筒直径 108 mm 各个负压对比图



(b) 筒直径 127 mm 各个负压对比图



(c) 筒直径 141 mm 各个负压对比图

图 8 不同筒径下各个负压值对比图

Fig.8 Comparison of penetration responses under different negative pressures and bucket diameters

3.2 孔隙水压力分析

为研究筒型基础负压沉贯过程中土体孔隙水压力的响应规律,图 9、图 10 给出了 1 号测点超静孔隙水压力随时间的变化曲线。其中,图 9 为筒径 $D=127$ mm 条件下不同负压值对应的 1 号测点超静孔隙水压力对比图,图 10 为设定负压值 -10 条件下不同筒径对应的 1 号测点超静孔隙水压力对比图。

图中横坐标为时间 (s),左侧纵坐标为筒内实测负压值 (kPa),右侧纵坐标为 1 号测点超静孔隙水压力 (kPa)。虚线表示实测负压变化曲线,实线表示 1 号测点超静孔隙水压力变化曲线。

综合图 9 和图 10,可以得到以下规律:

1) 施加负压后,1 号测点超静孔隙水压力均向负值方向发展,说明筒内负压能够传递至筒端附近土体,并诱发明显渗流作用。在 $D=127$ mm 条件下, -10 、 -20 kPa 和 -30 kPa 工况 1 号测点的负超静孔压峰值分别为 -3.105 、 -3.896 kPa 和 -4.113 kPa。当预设负压由 -10 kPa 增大至 -20 kPa 和 -30 kPa 时,负孔压峰值绝对值分别增加 25.5%和 32.4%;但由 -20 kPa 进一步增大至 -30 kPa 时,峰值仅增加 5.6%,表明随负压进一步增大,局部孔压响应的增长幅度逐渐减小。

2) 负压绝对值越大,孔压负向响应越明显,超静孔压的绝对值越大,达到峰值的时间越短。随负压绝对值增大,筒周土体负超静孔隙水压力响应增强,说明筒内外压力差能够更快地向土体内部传递,并形成更显著的负压诱导渗流场。该渗流作用改变筒内外土体的有效应力状态,其中筒内向上渗流有利于降低内壁摩阻及筒端附近土体阻力,从而与高负压条件下沉贯时间显著缩短的试验现象相对应。因此,沉贯效率的提高不仅来源于负压直接产生的附加下沉力,还与负压诱导渗流引起的土体阻力重分布有关。这说明增大负压能够增强筒内外压力差,加快渗流形成,并促进土体有效应力降低。

3) 在 -10 kPa 条件下, $D=108$ 、 127 mm 和 141 mm 时 1 号测点负孔压峰值分别为 -3.125 、 -3.105 kPa 和 -2.904 kPa,最大差异约 7.1%,表明筒径变化对该测点孔压峰值幅值影响相对有限。

4) 孔压变化与沉贯深度变化具有较好的对应关系。负压较大或孔压响应较强的工况,负压沉贯时间越短,说明孔隙水压力降低和渗流减阻作用是促进筒体下沉的重要机制。

5) 孔压曲线在后期逐渐趋于稳定或缓慢恢复,表明筒体接近最终沉贯深度后,沉贯速度降低,土体渗流场和孔压状态逐渐趋于相对稳定。

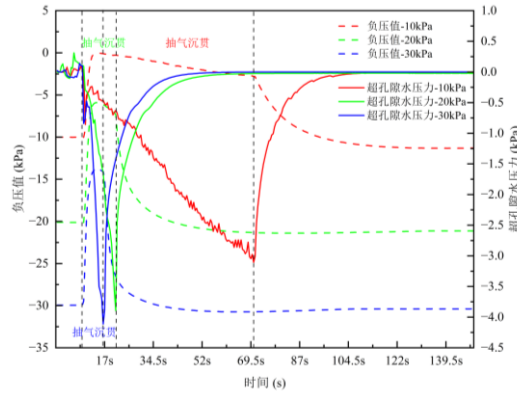


图9 筒直径 127 mm 各个负压值下 1 号超静孔隙水压力对比图

Fig.9 Comparison of excess pore water pressure at Point 1 under different negative pressures for D = 127 mm

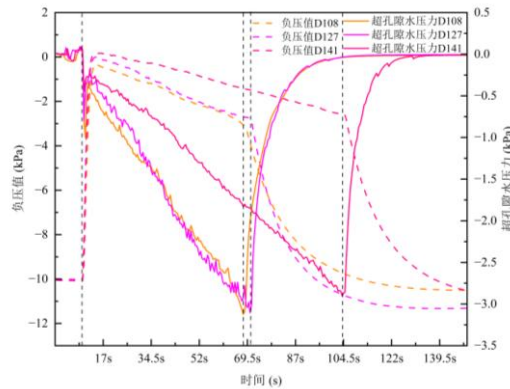


图 10 负压值为-10 kPa 时不同筒径下 1 号超静孔隙水压力对比图

Fig.10 Comparison of excess pore water pressure at Point 1 under different bucket diameters at a negative pressure of -10 kPa

4 公式验证与适用范围

为验证前述沉贯阻力模型在低负压条件下的适用性,图 11 给出了设定负压为-10 kPa 时,通过式 (29) 计算得到不同筒径筒型基础理论计算曲线与实测负压曲线的对比结果。其中,横坐标为时间 (s),纵坐标为负压值 (kPa);实线表示试验实测值,虚线表示由沉贯阻力公式和力平衡关系反算得到的理论值。由图可见,理论曲线能够较好反映负压快速建立后逐渐趋于稳定的变化趋势,尤其在中后期准静力沉贯阶段,计算值与实测值较为接近。为定量评价理论模型的计算效果,采用平均绝对误差 (MAE)、均方根误差 (RMSE) 及决定系数 R^2 对理论反算负压与实测负压进行比较。由于开阀初期筒内气体经历快速压力重分布,实测负压由预设值迅速向接近 0 变化,而本文模型主要基于土体沉贯阻力及准静力力平衡建立,未考虑抽气系统气体压力瞬态过程,因此初始阶段不作为模型精度的主要评价区间。以实测负压完成初始快速调整并重新建立负压后的阶段进行统计,结果见表 4。

筒径 D=108、127 和 141 mm 工况的 MAE 分别为 0.159、0.157 kPa 和 0.265 kPa, RMSE 分别为 0.168、0.207 kPa 和 0.300 kPa, R^2 分别为 0.954、0.945 和 0.875,表明排除开阀初期压力瞬态后,理论模型能够较好描述实测负压的整体变化规律。进一步对负压沉贯过程最后 20%的数据进行统计,三种筒径的 MAE 分别降低至 0.131、0.037 kPa 和 0.093 kPa, RMSE 分别为 0.143、0.046 kPa 和 0.101 kPa。最终时刻理论值与实测值的相对误差分别为 3.14%、0.12%和 2.10%,平均仅为 1.79%。由此可见,随着沉贯过程由抽气瞬态

逐步转入中后期准静力状态，理论值与实测值之间的偏差逐渐减小，说明本文沉贯阻力模型更适用于低负压条件下及接近准静力平衡阶段。

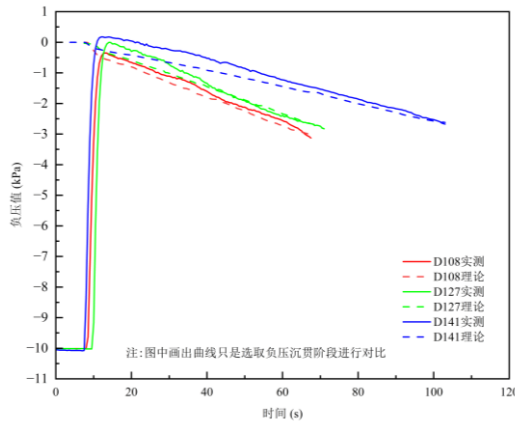


图 11 -10 kPa 工况下实测负压与阻力平衡反算等效负压对比图

Fig.11 Comparison between measured negative pressure and back-calculated equivalent negative pressure under the -10 kPa condition

表 4 不同筒径下理论值与实测值误差分析

Tab.4 Error analysis between theoretical and measured values for different bucket diameters

筒径/mm	中后期 MAE/kPa	中后期 RMSE/kPa	中后期 R^2	最终阶段 MAE/kPa	最终阶段 RMSE/kPa	最终相对误差/%
108	0.159	0.168	0.954	0.131	0.143	3.14
127	0.157	0.207	0.945	0.037	0.046	0.12
141	0.265	0.300	0.875	0.093	0.101	2.10

对于-10 kPa 工况，筒体沉贯过程较慢，后期沉贯状态更接近准静力平衡，因此采用 $F_{net} \approx 0$ 最终沉贯阶段进行验证。

对于-20、-30 kPa 工况，负压驱动力较大， $F_{net} > 0$ ，筒体能够在较短时间内完成主要沉贯过程，说明高负压条件下沉贯过程受负压驱动力控制更为显著。

由式（13）可知，等效负压 p_e 增大时，渗流减阻项增大，总沉贯阻力降低，净下沉力增加，沉贯时间缩短，其变化趋势可表示为：

$$p_e \uparrow \Rightarrow \Delta F_s \uparrow \Rightarrow F_R \downarrow \Rightarrow F_{net} \uparrow \Rightarrow T \downarrow$$

因此，所建立的沉贯阻力模型更适用于低负压条件或接近准静力平衡的沉贯阶段，能够较好解释 -10 kPa 工况下筒体最终沉贯趋于稳定的现象。对于-20 kPa 和-30 kPa 高负压工况，筒体在较短时间内达到试验终点深度，此时停止沉贯并非完全由自然力平衡控制，而可能受到土塞发展、边界约束或终点深度限制。

本文建立的沉贯阻力公式属于基于力平衡和负压诱导渗流效应建立的简化解析模型，其目的在于描述抽气负压作用下筒型基础外壁摩阻、内壁摩阻及筒端阻力的组成及变化规律，而非替代复杂岩土工程数值分析方法。模型建立过程中将筒型基础视为薄壁圆筒，土体采用均质饱和砂土，并采用准静力条件分析沉

贯过程；同时以等效渗流路径和渗流减阻参数表征负压对筒内外土体有效应力及沉贯阻力的影响。因此，模型主要适用于均质饱和砂土地基中、筒体几何形状规则、负压水平相对较低以及沉贯速率较小或接近准静力平衡的沉贯阶段。

根据试验结果表明，在 -10 kPa 低负压工况下，筒体沉贯过程较缓慢，后期状态较接近准静力平衡，理论反算负压与实测负压具有较好的一致性，因此本文公式主要在该条件下进行了验证。对于 -20 kPa 和 -30 kPa 工况，筒体在较短时间内达到规定试验终止深度，其沉贯过程具有较明显的瞬态特征，且可能受到土塞发展、土体扰动及终止深度限制等因素影响，因此不宜直接采用准静力平衡关系进行高精度预测。对于复杂分层地基、黏性土、明显各向异性地层，以及发生管涌、颗粒流失、土塞大变形等情况，本文公式还需要结合现场参数、模型试验或流固耦合数值分析进行修正和验证。

5 结论

本文通过不同筒径和负压条件下的模型试验，研究了筒型基础抽气负压沉贯行为及土体孔隙水压力响应，并建立了考虑负压诱导渗流作用的沉贯阻力简化模型。主要结论如下：

1) 负压水平是影响筒型基础沉贯效率的主要因素。 $D=108、127\text{ mm}$ 和 141 mm 条件下，与 -10 kPa 相比， -20 kPa 时负压沉贯时间分别缩短 85.6% 、 81.1% 和 87.4% ， -30 kPa 时分别缩短 89.8% 、 87.7% 和 91.6% 。但负压由 -20 kPa 进一步提高至 -30 kPa 后，仅继续减少 $2.5\sim 4.0\text{ s}$ ，表明继续增大负压后的绝对沉贯时间收益有所降低。

2) 筒径对沉贯效率的影响随负压水平变化。在 -10 kPa 条件下，三种筒径的负压沉贯时间最大差值为 36.5 s ；当负压提高至 -20 kPa 和 -30 kPa 时，最大差值分别减小至 3.5 s 和 2.0 s ，说明筒径效应在低负压条件下较突出，而随负压增加明显减弱。

3) 负压增大可增强土体负超静孔隙水压力响应，但孔压响应呈现一定的非线性和边际减弱特征。筒径为 $D=127\text{ mm}$ 时， $-10、-20\text{ kPa}$ 和 -30 kPa 条件下 1 号测点负超静孔压峰值分别为 $-3.105、-3.896\text{ kPa}$ 和 -4.113 kPa ，而归一化峰值孔压系数分别为 $0.311、0.195$ 和 0.137 ，表明孔压峰值绝对值随负压增大而增加，但其相对于外加负压的响应程度逐渐降低。

4) 建立的沉贯阻力模型能够较好描述低负压条件下中后期及接近准静力阶段的沉贯响应。在 -10 kPa 工况下，排除开阀初期气压瞬态影响后， $D=108、127\text{ mm}$ 和 141 mm 理论反算负压与实测值的 R^2 分别为 $0.954、0.945$ 和 0.875 ；负压沉贯最后阶段的 RMSE 为 $0.046\sim 0.143\text{ kPa}$ ，最终时刻平均相对误差约为 1.79% 。该模型主要适用于均质饱和砂土地基、规则薄壁筒体及低速或接近准静力的负压沉贯阶段，可用于方案初步估算、参数敏感性分析及数值结果校核；对于复杂分层地基、高负压快速沉贯及明显渗流失稳条件，仍需结合数值分析和现场试验进一步修正验证。

参考文献：

- [1] 廖德义. 番禺南沙港大直径圆筒结构码头施工技术[J]. 水运工程, 1996, (11): 43-49.
LIAO D Y. Construction technology of large-diameter cylindrical structure wharf in Panyu Nansha Port[J]. Port & Waterway Engineering, 1996, (11): 43-49.
- [2] 袁孟全, 徐文华, 李永全, 等. 广州番禺南沙蒲洲海堤护岸工程大直径钢圆筒振动下沉设备及工艺的研究与应用[J]. 中国港湾建设, 2003, (4): 7-13.
YUAN M Q, XU W H, LI Y Q, et al. Research and application of equipment and technology for vibration

- sinking of large-diameter steel cylinders in the Puzhou seawall revetment project of Nansha, Panyu, Guangzhou[J]. China Harbour Engineering, 2003(4): 7-13.
- [3] Houlby G T, Byrne B W. Design procedures for installation of suction caissons in sand[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering, 2005, 158(3): 135-144.
- [4] Meng X, Yang X, Liang C, et al. Research on the calculation method of penetration resistance of bucket foundation for offshore wind turbines[J]. Marine Structures, 2023, 91: 103474.
- [5] Liu R, Meng X, Li C, et al. Suction penetration characteristics and resistance calculation of bucket foundation in sand[J]. Applied Ocean Research, 2022, 127: 103300.
- [6] Li D, Zhao J, Wu Y, et al. Theoretical studies on penetration resistance of a modified suction caisson in sand[J]. Ocean Engineering, 2023, 284: 115260.
- [7] Huang Z, Shi L, Zhou Z, et al. Analytical solution for suction-induced seepage flow during suction bucket installation in multilayered soil with anisotropic permeability[J]. Computers and Geotechnics, 2024, 171: 106393.
- [8] Ragni R, Bienen B, Stanier S, et al. Observations during suction bucket installation in sand[J]. International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2020, 20(3): 132-149.
- [9] Zhang P, Mu L, Lu Y, et al. Microscopic insights into suction bucket installation in sand: Coupled coarse-grained CFD-DEM simulations[J]. Computers and Geotechnics, 2024, 167: 106060.
- [10] Kim J H, Lee S T, Kim D S. Model tests for soil plug heave in installation of suction caisson on silica sand[C]//ISOPE International Ocean and Polar Engineering Conference. ISOPE, 2016: ISOPE-I-16-513.
- [11] Kemmler S, Cuéllar P, Artinov A, et al. A fully-resolved micromechanical simulation of piping erosion during a suction bucket installation[J]. Computers and Geotechnics, 2025, 186: 107375.
- [12] 沈侃敏, 罗鑫权, 赵力, 等. 吸力桶负压沉贯诱发砂土变形及临界负压试验与模拟[J]. 岩土工程学报, 2025, 47(增刊 1): 208-211.
SHEN K M, LUO X Q, ZHAO L, et al. Experimental and numerical study on sand deformation and critical negative pressure induced by suction-bucket penetration under negative pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2025, 47(Suppl.1): 208-211.
- [13] 王贺, 王睿, 张建民. 砂土中吸力桶安装过程离心机试验和数值模拟研究[J]. 中国科学: 技术科学, 2022, 52(12): 1792-1801.
WANG H, WANG R, ZHANG J M. Centrifuge tests and numerical simulation of suction-bucket installation in sand[J]. Scientia Sinica Technologica, 2022, 52(12): 1792-1801.
- [14] Zhong X, Yang F, Wang F, et al. Research on penetration characteristics of suction foundation based on seepage in sand[J]. Applied Ocean Research, 2025, 158: 104578.
- [15] 林鸣, 林巍, 王汝凯, 等. 人工岛快速成岛技术——深插大直径钢圆筒与副格[J]. 水道港口, 2018, 39(增刊 2): 32-42.
LIN M, LIN W, WANG R K, et al. Rapid island-forming technology for artificial islands: deeply inserted large-diameter steel cylinders and auxiliary cells[J]. Journal of Waterway and Harbor, 2018, 39(Suppl.2): 32-42.
- [16] 夏丰勇, 刘汉勇, 刘健. 深中通道西人工岛钢圆筒振沉典型施工[J]. 公路交通科技(应用技术版), 2018, 14(5): 238-240.
XIA F Y, LIU H Y, LIU J. Typical construction of steel-cylinder vibro-sinking for the west artificial island of the Shenzhen-Zhongshan Link[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development (Application Technology Edition), 2018, 14(5): 238-240.
- [17] 石啸, 张福亮, 王岩. 水下振沉大型钢圆筒施工技术研究及应用[J]. 中国港湾建设, 2024, 44(6): 78-82, 102.
SHI X, ZHANG F L, WANG Y. Research and application of construction technology for underwater

vibration sinking of large steel cylinders[J]. China Harbour Engineering, 2024, 44(6): 78-82, 102.

[18] Harireche O, Mehravar M, Alani A M. Soil conditions and bounds to suction during the installation of caisson foundations in sand[J]. Ocean Engineering, 2014, 88: 164-173.

[19] 徐成根, 江海涛, 张雅茹, 等. 桶型基础负压沉贯阻力及渗流场特性研究[J]. 水利水电技术(中英文), 2024, 55(6): 182-195.

XU C G, JIANG H T, ZHANG Y R, et al. Study on penetration resistance and seepage field characteristics of bucket foundations during negative-pressure penetration[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2024, 55(6): 182-195.

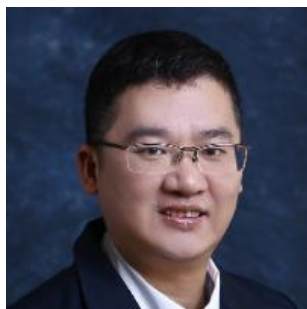
[20] Yang Y F, Bao J J, Yang H, et al. Microscopic analysis of the influence of soil properties on the suction bucket installation in sand based on the CFD-DEM model[J]. Computers and Geotechnics, 2023, 156: 105249.

[21] 余少华, 郑小晴, 夏良利, 等. 劲性复合管桩支护结构水平受力变形特性研究[J]. 华东交通大学学报, 2025, 42(1): 16-25.

YU S H, ZHENG X Q, XIA L L, FANG T, et al. Research on the horizontal stress and deformation characteristics of the strength composite pipe pile support structure[J]. Journal of East China Jiaotong University, 2025, 42(1): 16-25.



第一作者: 杨亮华 (2001—), 男, 硕士研究生, 研究方向为岩土工程。



通信作者: 魏纲 (1977—), 男, 教授, 博士, 博士生导师, 全国模范教师、杭州教育工匠、享受杭州市政府特殊津贴人员, 研究方向为城市地下隧道与周边环境相互影响的研究工作。