

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2022.120



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



# 土柱半径对疏浚淤泥真空固结的影响

吴建奇<sup>1</sup>, 刘祥<sup>1</sup>, 李敏<sup>1</sup>, 符洪涛<sup>2</sup>, 李校兵<sup>2</sup>, 蔡瑛<sup>2</sup>

(1. 江西理工大学 土木与测绘工程学院; 江西省环境岩土与工程灾害重点实验室, 江西 赣州 341000; 2. 温州大学 建筑工程学院; 浙江省软弱土地基与海涂围垦工程技术重点实验室, 浙江 温州 325035)

**摘要:** 预制竖向排水板(PVD)-真空预压技术是处理疏浚淤泥地基常用的有效方法之一。然而, 在使用真空预压法处理疏浚淤泥过程中, PVD 周围会产生自上而下半径逐渐减小的致密土层(土柱), 从而延缓土体的固结速率。针对该问题, 假设土柱半径随深度呈线性衰减, 并基于等应变假设, 在 Hansbo 固结理论的基础上推导了考虑土柱半径随深度衰减的固结方程; 利用该方程进行计算, 探究土柱淤堵区的渗透系数大小、土柱半径的大小以及土柱半径的衰减程度对土体固结速率的影响, 并与已有室内试验实测数据进行对比。结果表明: 土柱淤堵区渗透系数越小, 孔压消散越慢, 固结速率越小; 随着土柱半径的逐渐增大, 土体的固结速率逐渐降低; 土柱半径衰减后的残余系数越小, 土柱半径衰减程度越大, 对软弱区土体固结的影响越小, 土体的固结速率越快; 在考虑土柱半径衰减的情况下, 计算结果与试验实测结果吻合较好。

**关键词:** 真空预压法; 疏浚淤泥; 固结理论; 土柱半径; Hansbo 解

中图分类号: TU447; TU472.3 文献标志码: A 文章编号: 2096-6717(2025)02-0057-09

## Influence of soil column radius on vacuum consolidation of dredged slurry

WU Jianqi<sup>1</sup>, LIU Xiang<sup>1</sup>, LI Min<sup>1</sup>, FU Hongtao<sup>2</sup>, LI Xiaobing<sup>2</sup>, CAI Ying<sup>2</sup>

(1. College of Civil and Surveying Engineering; Jiangxi Provincial Key Lab of Environmental Geotechnical and Engineering Disaster Control, Jiangxi University of Science and Technology, Ganzhou 341000, Jiangxi, P. R. China;  
2. College of Civil Engineering and Architecture; Key Laboratory of Engineering and Technology for Soft Soil Foundation and Tideland Reclamation of Zhejiang Province, Wenzhou University, Wenzhou 325035, Zhejiang, P. R. China)

**Abstract:** Prefabricated vertical drainage plate (PVD)-vacuum preloading method is effective in improving the dredged slurries. However, during the operating process, a dense area (soil column) with a gradually decreasing

收稿日期: 2022-08-02

基金项目: 国家自然科学基金(52178348, 51878512, 52178350, 51768025); 浙江省自然科学基金(LY20E080029); 温州市科研项目(S20210004)

作者简介: 吴建奇(1980-), 男, 博士, 副教授, 主要从事土动力学与地基处理研究, E-mail: wujq1980@jxust.edu.cn。

符洪涛(通信作者), 男, 博士, 教授, E-mail: fuhongtao2012@163.com。

Received: 2022-08-02

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (Nos. 52178348, 51878512, 52178350, 51768025); Natural Science Foundation of Zhejiang Province (No. LY20E080029); Science and Technology Project of Wenzhou (No. S20210004)

**Author brief:** WU Jianqi (1980-), PhD, associate professor, main research interests: soil dynamics and soil improvement, E-mail: wujq1980@jxust.edu.cn.

FU Hongtao (corresponding author), PhD, professor, E-mail: fuhongtao2012@163.com.

radius from top to bottom would be generated around the PVD, delaying the soil consolidation rate. Aimed at it, this paper assumed that the soil column radius attenuates linearly with depth, and based on the assumption of equal strain, and the Hansbo's consolidation theory, the consolidation equation considering the change of soil column radius with depth is deduced. At the same time, by calculating the equation above, the influences of the permeability coefficient, the radius of the soil column and the variation of the radius of the soil column along the depth on the soil consolidation rate were explored, and compared with the existing laboratory test data. The result shows that the smaller the permeability coefficient of the soil column, the slower the dissipation of pore water pressure, and the slower the consolidation rate. As the soil column radius gradually increases, the soil consolidation rate gradually decreases. The smaller the residual coefficient after the attenuation of the soil column radius, the greater the attenuation degree of the soil column radius along the depth, the smaller the influence on the soil consolidation in the weak area, and the faster the soil consolidation rate. In the case of considering the soil column radius attenuation with depth, the presented results are in good agreement with the experimental findings.

**Keywords:** vacuum preloading method; dredged slurries; consolidation theory; soil column radius; Hansbo's solution

近年来,随着沿海城市航道、河道疏浚及港口工程的建设与发展,每年产生大量疏浚淤泥。为减少疏浚淤泥占用空间,节约土地资源,将其作为路基、建筑等填土材料是行之有效的方法之一,也因此形成了大规模疏浚淤泥地基。而疏浚淤泥地基具有高含水量、高压缩性、高黏粒含量、低抗剪强度、低渗透性等不利工程特性<sup>[1-4]</sup>,无法在该地基上直接建设、生产。为此,需要快速、有效的地基处理方法来处理这些高含水量疏浚淤泥。真空预压法由于具备低成本、施工工艺简单、加固效果较好等特征<sup>[5]</sup>,目前在工程中得到广泛应用<sup>[6-8]</sup>。

研究表明,采用真空预压法加固的土体在 PVD 附近区域会出现一层致密土层(土柱)<sup>[9-10]</sup>,具体表现为孔隙较小、渗透性较小、剪切强度较高。原因有以下几个方面:1)抽真空开始后,PVD 周围土体排水路径较短,水力梯度较大,率先完成固结压缩,致使该区域土体的孔隙比及渗透系数减小,影响 PVD 远端土体的排水固结<sup>[11-12]</sup>;2)作为海涂围垦的基础物源,疏浚淤泥土颗粒中黏粒、粉粒含量较高,因此,真空预压加固过程中,土体中的细颗粒在真空压力作用下迁移,并填充 PVD 周围土体中的较大孔隙,改变孔径尺寸,进而形成土柱<sup>[11,13-14]</sup>。由于存在土柱淤堵效应,土体固结速率大大降低。

真空压力在 PVD 中的传递存在一定衰减<sup>[15-18]</sup>,导致土体内水力梯度大小分布不均匀。受真空压力衰减的影响,在同一径向距离处,PVD 周围土体中的水力梯度沿土体竖向逐渐减小<sup>[11]</sup>。因此,随着深度的增加,PVD 对周围土体的影响范围逐渐减弱,具体表现为土体沿径向的固结压缩量以及土颗粒的迁移量逐渐减小,致使土柱半径逐渐减小。蔡

袁强等<sup>[15]</sup>根据室内模型试验获得土体含水率的分布情况,确定了 PVD 周围土柱淤堵区的形成范围。Xu 等<sup>[14]</sup>给出了真空预压加固完成后两个深度层土体含水率及剪切强度沿土体径向的分布情况,结果表明,土体表面的淤堵范围大于土体深部。潘晓东等<sup>[19]</sup>基于粒子图像测速技术对真空预压加固疏浚淤泥过程中土体的位移进行了探究,结果表明,随着时间的增长,土体的位移沿排水板自上而下逐渐减小<sup>[10,19]</sup>。因此,“土柱”近似以 PVD 为中轴线、自上而下直径逐渐减小的柱状体<sup>[9]</sup>。

因此,有必要开展土柱淤堵效应对疏浚淤泥固结特性影响的研究。Hansbo<sup>[20]</sup>基于等应变假设,并利用一定近似手段,得到了同时考虑井阻与涂抹的砂井固结解析解,因其参数物理意义明确,表达式较为简单,从而得到广泛应用。Zhou 等<sup>[21]</sup>将 PVD 周围土体快速固结引起的渗透性下降,阻碍 PVD 远端土体固结的淤堵问题类比为涂抹效应,以评估非均匀固结引起的渗透性径向变化对 PVD 单元平均固结速率的影响。蔡袁强等<sup>[15]</sup>和 Zhou 等<sup>[22]</sup>利用“等效”涂抹区的概念,并基于 Hansbo 固结解析模型<sup>[20]</sup>,建立了考虑淤堵效应的疏浚淤泥真空固结解析解,为研究淤堵效应提供了新思路。然而,土柱半径随深度衰减对土体固结度的影响却鲜有研究。

考虑土柱半径沿深度呈线性衰减,在 Hansbo 固结理论<sup>[20]</sup>的基础上推导考虑真空预压法处理疏浚淤泥过程中土柱半径衰减的固结方程。随后,探究土柱淤堵区渗透系数大小、土柱半径大小及土柱半径沿深度的变化程度对土体固结度的影响,并与室内模型试验实测结果进行对比,以验证本文模型的合理性。

# 1 真空预压法处理疏浚淤泥地基理论模型

## 1.1 计算简图及基本假设

图1为计算简图。图中 $H$ 为土体高度, $k_h$ 为土的径向渗透系数; $k_c$ 为土柱淤堵区径向渗透系数; $k_w$ 为PWD渗透系数; $r_e, r_c, r_w$ 分别为PWD影响区的最终等效半径、土柱淤堵区半径及PWD的等效排水半径; $r, z$ 分别为土体中任意位置处的半径及深度。

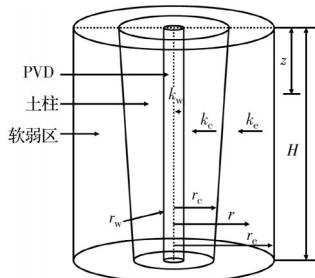


图1 轴对称模型示意图

Fig. 1 Schematic plot of the axisymmetric model

## 1.2 基本假设

主要假设如下:

1) 土体各向同性、均质且完全饱和,负压条件下土体和PWD中的渗流服从达西定律。

2) 基于等应变条件,假设任何给定深度 $z$ 处的所有垂直应变相等,且无侧向变形。

3) 土体颗粒和孔隙水不可压缩,土体的变形仅由孔隙水压力的消散引起。

4) 仅考虑径向渗流,相对于外边界,圆柱形土体均为不透水区域。

5) 除渗透系数之外,PWD及土柱淤堵区的其他性质同天然地基。

## 1.3 真空压力衰减

图2为真空压力衰减示意图,图中 $-p_0$ 为施加在PWD顶部的真空压力,假设真空压力在整个真空预压加固阶段沿土体竖直方向呈线性衰减,且设竖向真空压力衰减后的残余系数为 $k_1$ , $k_2$ 为真空压力沿土体径向衰减后的残余系数,则PWD内任一位置处的真空压力为

$$-p(z, r) = -p_0 \left[ 1 - (1 - k_1) \frac{z}{H} \right] \times \exp [k_2(r - r_w)] \quad (1)$$

## 1.4 土柱半径随深度变化

真空压力在PWD及土中的传递均存在一定衰减,因此,土体内不同位置处的水力梯度存在一定差异,从而影响土体径向有效应力的增长与土柱的形成半径。对于PWD周围土体,孔隙水的排水路径较短,水力梯度越大,越容易排水固结,土柱的形成

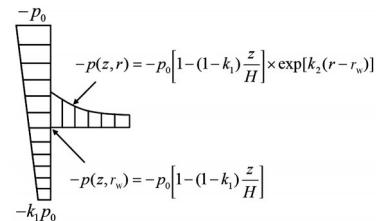


图2 真空压力衰减示意图

Fig. 2 Schematic diagram of vacuum pressure attenuation

半径越大。其次,真空预压过程中土体细颗粒会在真空压力的作用下向PWD方向迁移,并填充PWD周围土体中的较大孔隙,从而形成渗透系数较低的致密土层。综上,由于真空压力沿PWD衰减,使PWD周围土体内的水力梯度沿土体竖向逐渐减小,且土体中的细颗粒在较低真空压力下的运移量较小,导致土体深部的土柱半径比浅部小<sup>[11]</sup>。

土柱随深度的变化如图3所示。如前所述,土柱半径沿深度的变化与真空压力相关,且由于假设真空压力沿PWD的衰减为线性衰减,因此,假设土柱半径沿PWD的衰减也为线性衰减,以探究土柱半径随深度的变化对土体固结度的影响。

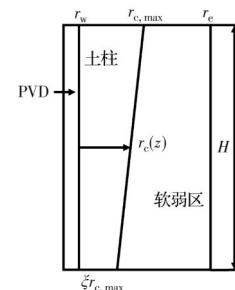


图3 土柱半径沿深度变化示意图

Fig. 3 Schematic diagram of variation of soil column radius along depth

如图3所示,在土体表面,土柱半径为 $r_{c,max}$ ,在土体底部,土柱半径为 $\xi r_{c,max}$ ,则土柱在某一深度处的半径为

$$r_c(z) = r_{c,max} \left[ 1 - \frac{(1 - \xi)z}{H} \right] \quad (2)$$

式中: $\xi$ 为土柱半径随深度衰减后的残余系数; $r_{c,max}$ 为最大土柱半径。

## 1.5 基本方程及求解

Hansbo<sup>[20]</sup>提出的砂井地基固结解析解被广泛应用,据此进行分析。根据以上假设,建立径向固结方程为

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} = -m_v \frac{\partial \bar{u}}{\partial t} \quad (3)$$

式中: $m_v$ 为土体体积压缩系数; $\epsilon$ 为竖向应变; $\bar{u}$ 为仅考虑径向渗流时影响区内土体中任一深度处的平均孔压; $t$ 为时间。假设土体单元中的径向流速等于

土体在竖直方向上的体积变化率,据此

$$2\pi r \frac{k_h}{\gamma_w} \left( \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{\partial p(z, r)}{\partial r} \right) dz = \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \pi (r_e^2 - r^2) dz \quad (4)$$

边界条件为

$$r = r_e, \frac{\partial u_r}{\partial r} = 0 \quad (5)$$

$$r_c(z) = r_w, u_c(z) = u_w \quad (6)$$

$$r = r_c(z), u_r(z) = u_c(z) \quad (7)$$

式中: $\gamma_w$ 为水的重度; $u$ 为超孔隙水压力; $u_w$ 为仅考虑径向渗流时PVD内的超孔隙水压力; $u_c(z)$ 为 $z$ 深度处土柱淤堵区的超孔隙水压力; $u_r(z)$ 为 $z$ 深度处软弱区土体内的超孔隙水压力。

整理(4)式,并考虑边界条件式(5)~(7),可得

$$\frac{\partial u_c(z)}{\partial r} = \frac{\gamma_w}{2k_c} \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \left( \frac{r_e^2 - r^2}{r} \right) + \frac{\partial p(z, r)}{\partial r}, \\ r \in (r_w, r_c(z)) \quad (8)$$

$$\frac{\partial u_r(z)}{\partial r} = \frac{\gamma_w}{2k_h} \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \left( \frac{r_e^2 - r^2}{r} \right) + \frac{\partial p(z, r)}{\partial r}, \\ r \in (r_c(z), r_e) \quad (9)$$

为保证水流量的连续性,需满足排水体单元在 $z$ 方向上的水流量等于土体流入排水体单元的水平流入量。并假设在排水边界 $r = r_w$ 处孔压不会突然下降,则

$$\left( \frac{\partial u_c(z)}{\partial r} \right)_{r=r_w} + \frac{q_w}{2\pi r_w k_c} \left( \frac{\partial^2 u_c(z)}{\partial z^2} \right)_{r=r_w} = 0 \quad (10)$$

式中: $q_w$ 为PVD的排水容量。砂井地基轴对称问题相应的求解条件为

$$z = 0, u_w = -p_0 \quad (11)$$

$$z = H, r \in (r_w, r_e),$$

$$\frac{\partial u_w}{\partial z} = -p_0 \left[ (1 - k_1) \frac{1}{H} \right] \cdot \exp [k_2(r - r_w)] \quad (12)$$

将式(8)代入式(10)后,在 $z$ 方向上对式(10)进行积分,服从以上求解条件,则在 $r = r_w$ 处的超孔隙水压力可以通过式(13)确定。

$$(u_c(z))_{r=r_w} = \frac{\gamma_w \pi r_w^2}{q_w} \frac{\partial \epsilon}{\partial t} (n^2 - 1) \left( Hz - \frac{z^2}{2} \right) - p(z, r_w) \quad (13)$$

式中: $n$ 为井径比, $n = r_e/r_w$ 。将式(8)和式(9)对 $r$ 进行积分,并结合边界条件式(11)、式(12),可得 $u_c(z)、u_r(z)$ 分别为

$$u_c(z) = \frac{\gamma_w}{2k_c} \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \left[ r_e^2 \ln \frac{r}{r_w} - \frac{r^2 - r_w^2}{2} + k_c Q(z) \right] - p(z, r), r \in (r_w, r_c(z)) \quad (14)$$

$$Q(z) = \frac{\pi r_w^2 k_c}{q_w} (n^2 - 1) \left( Hz - \frac{z^2}{2} \right) \quad (15)$$

$$u_r(z) = \frac{\gamma_w}{2k_h} \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \left[ r_e^2 \ln \frac{r}{r_c(z)} - \frac{r^2 - r_c^2(z)}{2} + \frac{k_h}{k_c} \left( r_e^2 \ln \frac{r_c(z)}{r_w} - \frac{r_c^2(z) - r_w^2}{2} \right) + \frac{k_h}{k_w} Q(z) \right] - p(z, r) \\ r \in (r_c(z), r_e) \quad (16)$$

土体中某一深度处的平均超孔隙水压力 $\bar{u}$ 由式(17)确定。

$$\bar{u}(z) = \frac{\int_{r_w}^{r_c(z)} 2\pi u_c(z) r dr + \int_{r_c(z)}^{r_e} 2\pi u_r(z) r dr}{\pi (r_e^2 - r_w^2)} \quad (17)$$

将式(14)、式(15)及式(16)代入式(17),整理后得到

$$\bar{u}(z) = \frac{\gamma_w r_e^2}{2k_h} \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \mu - p_0 G \quad (18)$$

式中: $\mu$ 为无量纲参数,具体表示为

$$\mu = \ln \left[ \frac{n}{c(z)} \right] + s \ln [c(z)] - \frac{3}{4} + \frac{k_h}{k_w r_w^2} \left( Hz - \frac{z^2}{2} \right) \quad (19)$$

$$G = 2 \left[ \frac{(k_2 r_e - 1) \exp [k_2(r_e - r_w)] - k_2 r_w + 1}{k_2^2 (r_e^2 - r_w^2)} \right] \cdot \left[ 1 - (1 - k_1) \frac{z}{H} \right] \quad (20)$$

式中: $c(z)$ 为土体内某一深度处的土柱淤堵区半径与PVD等效半径之比(淤堵比),即 $c(z) = \frac{r_c(z)}{r_w}$ ;淤堵系数 $s$ 为软弱区土体与土柱淤堵区渗透系数之比, $s = \frac{k_h}{k_c}$ 。

时间因子 $T_h$ 为

$$T_h = \frac{k_h}{\gamma_w m_v} \frac{t}{4r_e^2} \quad (21)$$

将式(3)、式(19)及式(20)代入式(18),并对 $\bar{u}$ 进行积分,通过整理可得

$$\bar{u} = p_0 G \cdot \exp \left( \frac{-8T_h}{\mu} \right) - p_0 G \quad (22)$$

基于超孔隙水压力的平均固结度可表示为

$$\overline{U}_r = \frac{u_0 - u_t}{u_0 - u_\infty} = 1 - \exp \left( \frac{-8T_h}{\mu} \right) \quad (23)$$

式中: $u_0、u_t、u_\infty$ 分别为时间为0、 $t$ 、 $\infty$ 时的平均超孔隙水压力。式(24)即为地基某一深度处平均固结度的表达式。

$$\overline{U} = \frac{1}{H} \int_0^H \overline{U}_r dz \quad (24)$$

式中: $\bar{U}$ 为地基整体平均固结度的表达式。由于式(23)不存在具体原函数,故采用梯形法对其进行数值求解。

## 2 室内固结模型试验

### 2.1 土样性质

模型试验所采用的土样取自于温州市洞头状元南片垦区吹填场地,主要由高含水量、低抗剪强度、高压缩性的粉土与黏土组成。如图4所示,约40%的土体粒径小于5 μm,约95%的土体粒径小于79 μm,表明土样主要由细颗粒组成,且极易受到真空压力的影响。表1列出了土样的基本物理性质,初始含水量、初始孔隙比、液限、塑限分别为96%、2.59、50.3%、24.1%。

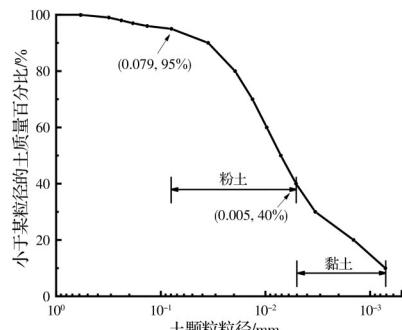


图4 淤泥的颗粒级配曲线

Fig. 4 Particle gradation curve of the slurry

表1 吹填淤泥基本物理性质

Table 1 Basic physical properties of the dredged slurry

比重	孔隙比	塑限/%
2.71	2.59	24.1
液限/%	含水量/%	饱和度/%
50.3	96	100

### 2.2 试验装置及试验步骤

试验装置示意图及监测点示意图如图5所示,试验系统主要由模型桶、抽真空系统、密封系统与量测系统组成。

1) 所用模型桶为外径62 cm,内径56 cm、高为90 cm的有机玻璃桶,其中,土体高度为60 cm。

2) 抽真空系统由整体式排水板、密封连接器、橡胶软管、水汽分离瓶及真空泵组成,将整体式排水板与密封连接器连接在一起,共同组成PWD,并将PWD通过水汽分离瓶连接至真空泵,防止将水抽入真空泵,三者之间采用橡胶软管连接,以减少真空压力在传递过程中的损失。

3) 密封系统采用土工布、编织袋及密封膜。将土工布、编织袋及密封膜一次铺设,以防止试验过程中土体表面的尖锐物体刺破密封膜,造成漏气。

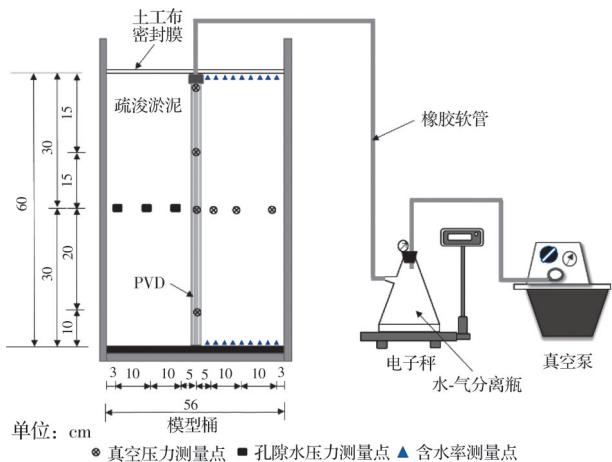


图5 试验装置及监测点位置示意图

Fig. 5 Schematic diagram of the test device and the location of monitoring point

4) 量测系统包括真空表、孔压计、孔压信号接收器、电子秤、烘箱。利用电子秤对水汽分离瓶中抽出的孔隙水量进行量测,以便控制试验停止时间。同时检测PWD中的真空压力、孔隙水压力以及试验结束后土体的含水率。

试验步骤为:将密封膜铺入有机玻璃桶内,防止固结过程中玻璃桶气体泄漏。随后将搅拌均匀的疏浚淤泥分层装入玻璃桶内,装填至高度为30 cm时,将固定有PWD、孔压计及真空探头的铁架放入玻璃桶内,防止试验过程中位置发生变化。放置完成后,继续注入疏浚淤泥,至60 cm。最后在土体表层铺设土工布及密封膜,并利用8 mm橡胶软管将PWD通过水汽分离瓶连接至真空泵。

### 2.3 试验结果

为与计算结果进行对比,在同一深度距PWD不同径向距离处监测超孔隙水压力随时间的变化情况,利用3个测点的超孔隙水压力求取平均值,以计算获得平均固结度随时间的变化情况。在真空预压法处理疏浚淤泥过程中,排水量及3个测点的平均超静孔压随时间变化曲线如图6所示。由图6可以看出,在试验开始的一段时间内,排水速率及孔压消散速率较快,但随着时间的增长,土柱逐渐形成,排水速率及孔压消散速率均有一定程度的降低。排水量排出越多,孔压消散越快,固结发展越快。因此,可利用测量所得超静孔压数据,通过式(23)计算平均固结度。

蔡袁强等<sup>[15]</sup>在土体径向与PWD不同距离处采集土样样本,并测量了该位置处的含水率,利用含水率沿土体径向的变化情况确定淤堵半径,笔者在该方法的基础上测量了试验土柱半径的大小。图7为含水率随土体径向距离的变化曲线。图中, $r_p$ 为含水率测量点与PWD的距离; $r_e$ 为试验模型桶半

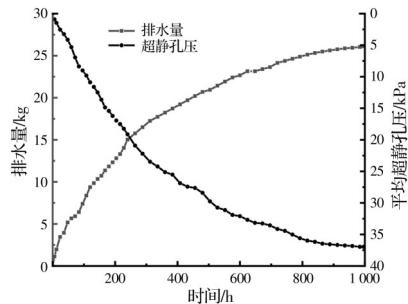


图6 排水量及平均超静孔压随时间变化曲线

Fig. 6 Curves of the water discharge and the excess pore water pressure with time

径;  $R$  为  $r_p$  与  $r_e$  之间的比值。在径向上,位于同一深度处的含水率随与 PVD 距离的增加而增加。以土体表面为例,当  $R \leq 0.5$  时,与 PVD 不同距离处土样的含水率较为接近,含水率由初始的 96% 降至 50% 左右,说明孔隙比明显降低并已形成致密土层。而当  $R > 0.5$  时,土样含水率明显大于  $R \leq 0.5$  区域,说明由于土柱淤堵效应的存在,该区域受真空压力的作用较小。因此,可以大致确定土体表面处的土柱半径为 0.14 m,同理可得,土体底部处土柱半径约为 0.084 m,则土柱半径随深度衰减后的残余系数  $\xi$  为 0.6。

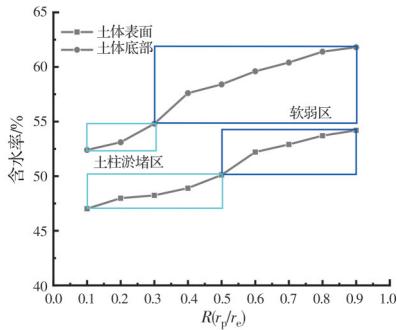


图7 土体含水率沿径向距离的变化

Fig. 7 Variation of water content of soil along the lateral distance

### 3 参数分析

#### 3.1 计算参数

采用的模型装置为有机玻璃桶,计算模型采用轴对称模型。试验所用排水板的宽度为 84 mm、厚度为 4 mm,由《建筑地基处理技术规范》(JGJ 79—2012)<sup>[23]</sup>中提供的塑料排水板的等效换算式(25)可得,排水板等效半径约为 0.028 m,即  $r_w = 0.028$  m。试验所用有机玻璃桶半径为 0.56 m,由井径比计算公式可得,井径比  $n=10$ ,则使用土体计算高度为 0.6 m,试验过程中施加 -85 kPa 的真空压力,通过室内渗透固结试验得到土样的初始渗透系数  $k_h$  为  $4.027 \times 10^{-7}$  m/s,土的体积压缩系数  $m_v = 3 \text{ MPa}^{-1}$ ,试

验所用 PVD 的渗透系数  $k_w = 5 \times 10^{-5}$  m/s。

$$r_w = \frac{b + \delta}{\pi} \quad (25)$$

式中: $b$  为塑料排水板宽度; $\delta$  为塑料排水板厚度。

通过对试验实测值的拟合,可以确定真空压力传递模型的衰减系数。由图 8、图 9 可见,真空压力在 PVD 内的衰减呈线性衰减,沿土体径向呈指数型衰减,竖向真空压力衰减系数  $k_1$  近似拟合为 0.95,径向真空压力衰减系数  $k_2$  近似拟合为 -5.65。

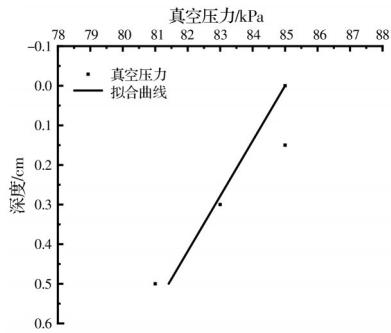


图8 竖向真空压力衰减拟合曲线

Fig. 8 Fitting curve of vertical vacuum pressure attenuation

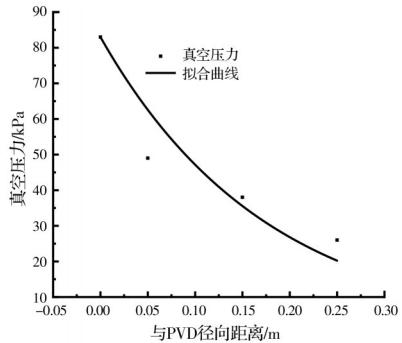


图9 径向真空压力拟合曲线

Fig. 9 Fitting curve of radial vacuum pressure attenuation

#### 3.2 淤堵系数的影响

由上述分析可知,最大淤堵比  $c(z)_{\max}$ (最大土柱半径与 PVD 等效半径之比)为 5,土柱半径沿深度线性变化后的残余系数  $\xi$  为 0.6,据此对淤堵系数进行参数敏感性分析。蔡袁强等<sup>[15]</sup>和 Zhou 等<sup>[21]</sup>通过室内模型试验得到了土样渗透系数沿土体径向距离分布曲线,结果表明,软弱区渗透系数与土柱淤堵区渗透系数之比大致为 300,并研究了淤堵系数为 100~400 情况下对土体固结度的影响,因此,假设渗透系数之比为 100、200、300、400。如图 10 所示,绘制淤堵系数下固结度随时间变化曲线。可以明显发现,不同淤堵系数下土体固结度随时间变化曲线具有相似的趋势,但淤堵系数的大小对土体的固结速率却具有很大影响。当取同一固结时间

$t=300$  h时,淤堵系数 $S$ 从100增加到400,土体的固结度分别为92.94%、73.85%、59.26%、49.09%,由此可见,淤堵系数 $S$ 越大,土柱淤堵区渗透系数越小,超孔隙水压力消散越慢,有效应力增量越少,固结速率越慢,即固结度随淤堵系数 $S$ 的增大而减小。由图10可见,当 $S$ 为300时的固结度随时间变化曲线与实测值曲线较为吻合。

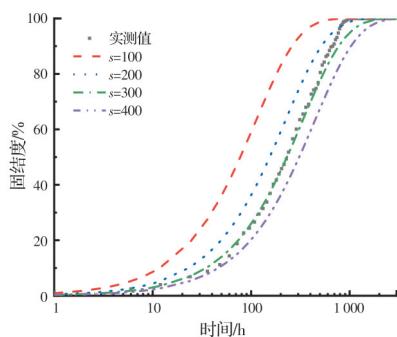


图10 淤堵系数对土体固结度的影响

Fig. 10 Effect of the ratio of permeability coefficients on the degree of consolidation

### 3.3 最大土柱半径的影响

取淤堵系数 $S$ 为300、 $\xi$ 为0.6、 $r_w$ 保持不变,改变 $r_{c,\max}$ 的值,即改变最大淤堵比 $c(z)_{\max}$ ,其他参数不变,对 $c(z)_{\max}$ 进行敏感性分析,取 $c(z)_{\max}$ 为3、5、7、9来研究淤堵对土体固结度的影响。如图11所示,在同一固结时间 $t=300$  h时,当 $c(z)_{\max}$ 从3增加到9,土体的固结度分别为75.95%、59.26%、51.4%及46.69%,由此可以看出,淤堵区半径变化会影响土体的固结速率。当淤堵半径增加时,淤堵区的渗透系数较小,淤泥中孔隙水不易排出,超孔隙水压力消散越慢,有效应力增量越少,土体的固结速率随之降低。其次,随着 $c(z)_{\max}$ 的逐渐增加,对土体固结度的影响逐渐减小。由图11可以看出,当 $S=300$ 、 $\xi=0.6$ 时,试验实测固结度变化曲线与 $c(z)_{\max}=5$ 时的固结度变化曲线吻合程度较高。

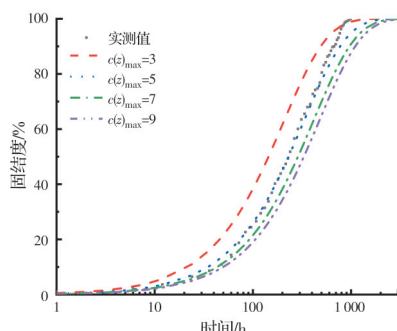


图11 最大土柱半径对土体固结度的影响

Fig. 11 Effect of the maximum soil column radius on the degree consolidation

### 3.4 土柱半径沿深度变化程度的影响

取淤堵系数 $S=300$ 、最大淤堵比 $c(z)_{\max}=5$ ,绘制不同残余系数 $\xi$ 对土体固结度的影响曲线,如图12所示。试验初期,土柱半径沿深度的不同变化对土体固结度的影响较小。随着时间的推移,差距逐渐显现,当时间 $t=300$  h时, $\xi$ 从1变化至0.2,土体的固结度分别为53.41%、59.26%、71.59%。这是由于当固结时间一定时,残余系数 $\xi$ 越小,土柱半径沿深度的衰减程度越大,即土柱沿深度的平均半径越小,对软弱区土体的影响越小,土体的固结速率越快。由图12可见,当 $\xi=0.6$ 时,固结度随时间变化曲线与实测值曲线较吻合,较能反映实际情况。

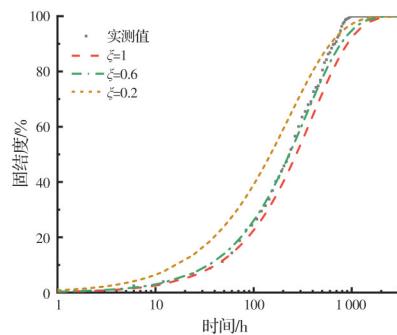


图12 残余系数 $\xi$ 对固结度的影响

Fig. 12 Effect of the  $\xi$  on degree of consolidation

## 4 结论

基于等应变假设,利用Hansbo砂井固结理论求解方法,考虑土柱半径随深度呈线性变化,推导了考虑土柱半径随深度变化的真空预压法加固疏浚淤泥的固结方程,并利用实验室试验结果探究土柱半径的大小。随后进行了参数敏感性分析,以研究土柱淤堵区渗透系数大小、土柱半径大小及土柱半径沿深度变化对疏浚淤泥固结行为的影响,并与室内模型试验实测结果进行对比分析,主要结论如下:

- 1) 淤堵系数的大小对淤泥地基的固结有较大影响,具体表现为淤堵系数越大,土柱淤堵区渗透系数越小,超孔隙水压力消散越慢,固结速率越慢。
- 2) 土柱半径变化对淤泥地基固结性状具有重要影响,随着土柱半径的逐渐增大,土体的固结速率逐渐降低,因此,为提高真空预压法加固疏浚淤泥固结解析计算的有效性,应考虑土柱半径对疏浚淤泥固结的影响。
- 3) 残余系数 $\xi$ 越小,土柱半径沿深度的衰减程度越大,即土柱沿深度的平均半径越小,对软弱区土体的影响越小,土体的固结速率越快。

4) 提出的固结解考虑了土柱半径随深度的变化, 具有较好的模拟试验结果。

## 参考文献

- [1] CAI Y Q, QIAO H H, WANG J, et al. Experimental tests on effect of deformed prefabricated vertical drains in dredged soil on consolidation via vacuum preloading [J]. *Engineering Geology*, 2017, 222: 10-19.
- [2] LIU S J, SUN H, GENG X, et al. Consolidation considering increasing soil column radius for dredged slurries improved by vacuum preloading method [J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2022, 50(3): 535-544.
- [3] WANG J, NI J, CAI Y, et al. Combination of vacuum preloading and lime treatment for improvement of dredged fill [J]. *Engineering Geology*, 2017, 227: 149-158.
- [4] WANG J, CAI Y Q, YUAN G H, et al. Temperature effects on dredged slurry performance under vacuum preloading [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2020, 57(12): 1970-1981.
- [5] 按打目拉. 水平排水板真空预压法加固疏浚淤泥试验研究[D]. 浙江温州: 温州大学, 2020.
- ANDA R L. Experimental study on the consolidation of dredged slurry by vacuum preloading with prefabricated horizontal drain [D]. Wenzhou, Zhejiang: Wenzhou University, 2020. (in Chinese)
- [6] WANG J, YANG Y L, FU H T, et al. Improving consolidation of dredged slurry by vacuum preloading using prefabricated vertical drains (PVDs) with varying filter pore sizes [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2020, 57(2): 294-303.
- [7] FENG S X, LEI H Y, LIN C. Analysis of ground deformation development and settlement prediction by air-boosted vacuum preloading [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2022, 14(1): 272-288.
- [8] INDRARATNA B, RUJKIATKAMJORN C, BAL-ASUBRAMANIAM A S, et al. Ground improvement at the port of Brisbane, Australia using vertical drains and vacuum assisted preloading [C]//Geo-Congress 2013. March 3-7, 2013, San Diego, California, USA. Reston, VA, USA: American Society of Civil Engineers, 2013: 539-549.
- [9] 陈平山, 董志良, 张功新. 新吹填淤泥浅表层加固中“土桩”形成机理及数值分析[J]. 水运工程, 2012(1): 158-163.
- CHEN P S, DONG Z L, ZHANG G X. Mechanism and numerical simulation of the “soil piles” in the fresh hydraulic mud fill treated by surface-layer improvement technique [J]. *Port & Waterway Engineering*, 2012(1): 158-163. (in Chinese)
- [10] 蔡袁强. 吹填淤泥真空预压固结机理与排水体防淤堵处理技术[J]. *岩土工程学报*, 2021, 43(2): 201-225.
- CAI Y Q. Consolidation mechanism of vacuum preloading for dredged slurry and anti-clogging method for drains [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2021, 43(2): 201-225. (in Chinese)
- [11] 陈雷, 张福海, 李治朋, 等. 排水板周围土体径向固结室内模型试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2016, 38(Sup 1): 163-168.
- CHEN L, ZHANG F H, LI Z P, et al. Experimental study on radial consolidation of soil around drainage plate [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, 38(Sup 1): 163-168. (in Chinese)
- [12] 周洋, 王鹏, 徐方. 砂井径向排水的不均匀固结效应及简易量化方法[J]. *土木工程学报*, 2019, 52(Sup2): 73-80.
- ZHOU Y, WANG P, XU F. Effect of non-uniform consolidation around a drain and quantitative method [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2019, 52(Sup2): 73-80. (in Chinese)
- [13] FANG Y G, GUO L F, HUANG J W. Mechanism test on inhomogeneity of dredged fill during vacuum preloading consolidation [J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2019, 37(8): 1007-1017.
- [14] XU B H, HE N, JIANG Y B, et al. Experimental study on the clogging effect of dredged fill surrounding the PVD under vacuum preloading [J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2020, 48(5): 614-624.
- [15] 蔡袁强, 周岳富, 王鹏, 等. 考虑淤堵效应的疏浚淤泥真空固结沉降计算[J]. *岩土力学*, 2020, 41(11): 3705-3713.
- CAI Y Q, ZHOU Y F, WANG P, et al. Calculation on the settlement of dredged slurry treated by vacuum preloading method with consideration of clogging effects [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2020, 41(11): 3705-3713. (in Chinese)
- [16] 吴跃东, 吴鸿昇, 罗如平, 等. 考虑真空度衰减及涂抹区渗透系数变化的真空预压固结解析解[J]. *河海大学学报(自然科学版)*, 2016, 44(2): 122-128.
- WU Y D, WU H S, LUO R P, et al. Analytical solutions for vacuum preloading consolidation considering vacuum degree attenuation and change of permeability coefficient in smear zones [J]. *Journal of Hohai University (Natural Sciences)*, 2016, 44(2): 122-128. (in Chinese)
- [17] 张仪萍, 严露, 俞亚南, 等. 真空预压加固软土地基变形与固结计算研究[J]. *岩土力学*, 2011, 32(Sup1): 149-154.
- ZHANG Y P, YAN L, YU Y N, et al. Solutions for settlement and consolidation of soft ground with vacuum preloading [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2011, 32(Sup1):

- 149-154. (in Chinese)
- [18] INDRARATNA B, SATHANANTHAN I, RUJIKI-  
ATKAMJORN C, et al. Analytical and numerical mod-  
eling of soft soil stabilized by prefabricated vertical drains  
incorporating vacuum preloading [J]. International Jour-  
nal of Geomechanics, 2005, 5(2): 114-124.
- [19] 潘晓东, 周廉默, 孙宏磊, 等. 基于粒子图像测速的高  
含水率软土真空预压试验[J]. 浙江大学学报(工学版),  
2020, 54(6): 1078-1085.  
PAN X D, ZHOU L M, SUN H L, et al. Vacuum pre-  
loading test for high moisture content slurry using parti-  
cle image velocimetry [J]. Journal of Zhejiang University  
(Engineering Science), 2020, 54(6): 1078-1085. (in  
Chinese)
- [20] HANSBO S. Consolidation of fine-grained soils by pre-  
fabricated drains [C]//Proceedings of the 10th Interna-  
tional Conference on Soil Mechanics and Foundation En-  
gineering, Stockholm, 15-19 June, 1981, 3: 677-682.
- [21] ZHOU Y, CHAI J C. Equivalent ‘smear’ effect due to  
non-uniform consolidation surrounding a PVD [J].  
Géotechnique, 2017, 67(5): 410-419.
- [22] ZHOU Y F, WANG P, SHI L, et al. Analytical solu-  
tion on vacuum consolidation of dredged slurry consider-  
ing clogging effects [J]. Geotextiles and Geomembranes,  
2021, 49(3): 842-851.
- [23] 建筑地基处理技术规范: JGJ 79—2012 [S]. 北京: 中国  
建筑工业出版社, 2013.  
Technical code for ground treatment of buildings: JGJ  
79—2012 [S]. Beijing: China Architecture & Building  
Press, 2013. (in Chinese)

(编辑 胡玲)