

DOI: 10.16285/j.rsm.2020.0262

考虑淤堵效应的疏浚淤泥真空固结沉降计算

蔡袁强^{1,2}, 周岳富¹, 王 鹏³, 史 吏², 王 军³

(1. 哈尔滨工业大学(深圳)土木与环境工程学院, 广东 深圳 518055; 2. 浙江工业大学 土木工程学院, 浙江 杭州 310023;
3. 温州大学 建筑与土木工程学院, 浙江 温州 325035)

摘 要: 疏浚淤泥含水率高、强度极低, 真空梯度作用下排水板周围会快速形成致密“土柱”, 导致排水固结能力迅速下降, 即出现淤堵现象。由疏浚淤泥真空固结室内模型试验获得了出水量变化情况和土体含水率、渗透系数的时空分布情况, 确定了排水体周围淤堵区的形成时间与范围, 提出了考虑时间效应与淤堵效应的真空度传递模式, 同时考虑疏浚淤泥土体压缩和渗透的非线性, 建立了考虑淤堵效应的固结分析模型, 获得了相应的解析解, 通过与已有数据和现场试验结果对比验证了该解答的有效性。利用该解析解, 分析了真空度传递模式、淤堵系数 λ 和淤堵比 c 对沉降的影响。结果表明, 淤堵效应明显减缓了沉降速率, 也严重降低了疏浚淤泥的最终沉降量。

关 键 词: 真空预压; 真空度衰减; 固结; 淤堵; 沉降

中图分类号: U 616

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2020)11-3705-09

Calculation on the settlement of dredged slurry treated by vacuum preloading method with consideration of clogging effects

CAI Yuan-qiang^{1,2}, ZHOU Yue-fu¹, WANG Peng³, SHI Li², WANG Jun³

(1. School of Civil and Environmental Engineering, Harbin Institute of Technology, Shenzhen, Guangdong 518055, China;
2. College of Civil Engineering, Zhejiang University of Science and Technology, Hangzhou, Zhejiang 310023, China;
3. College of Architecture and Civil Engineering, Wenzhou University, Wenzhou, Zhejiang 325035, China)

Abstract: The dredged slurry has high water content and very low strength. It is generally considered that there will be no smear effect when the PVD is inserted. However, the dense "soil column" will be formed rapidly around the PVD under the vacuum pressure, which will greatly reduce the drainage capacity and fail to consolidate, i.e. clogging. The clogging effect of vacuum preloading on the dredged slurry is studied through laboratory tests. Based on the drainage volume and rate with consolidation time in the test, the formation time and the range of clogging zone are determined by the spatial and temporal distribution of the water content and permeability coefficient of soils. A vacuum transfer mode considering the clogging effect and the time effect is proposed. At the same time, considering the nonlinear relationship between the compressibility and the permeability of soils, an analysis model for analyzing the consolidation considering the clogging effect is established and the corresponding analytical solutions are obtained. The validity of the analytical solution is verified by comparing with the existing data and field test results. The influence of vacuum transfer mode, λ and c on the final settlement is analyzed by using the analytical solution in this work. The results show that the clogging effect obviously slows down the settlement rate and greatly reduces the final settlement of dredged slurry.

Keywords: vacuum preloading; attenuation of vacuum pressure; consolidation; clogging; settlement

1 引 言

港口航道疏通和海涂围垦均产生大量高含水率(>80%)的淤泥土, 土体呈流态, 基本不具备强

度。与天然沉积软土类似^[1], 吹填疏浚淤泥土多采用真空预压进行处理, 但工程实践发现吹填/疏浚地基处理过程中存在深层土体排水困难^[2]、地基强度达不到预期目标^[3]等问题——即使延长预压时间也

收稿日期: 2020-01-09

修回日期: 2020-04-13

基金项目: 国家重点研发计划重点专项(No. 2016YFC08008020); 国家自然科学基金国际(地区)合作与交流项目(No. 51620105008); 国家自然科学基金项目(No. 51778499, No. 51478365, No. 51879234, No. 51622810)。

This work was supported by the National Key R&D Program of China (2016YFC0800200), the Projects of International Cooperation and Exchanges NSFC (51620105008) and the National Natural Science Foundation of China (51778499, 51478365, 51879234, 51622810).

第一作者简介: 蔡袁强, 男, 1965 年生, 博士, 教授, 主要从事基础工程、土动力学、软土地基处理等方面的教学与研究工作。E-mail: caiyq@zju.edu.cn

无明显改善。现场实测表明真空预压后的疏浚地基强度仅在排水板(PVD)附近区域以及地表以下较浅范围内提高明显^[4],并出现“土柱”现象——以排水板为轴线、自上而下直径减小的柱状体^[5]。然而,天然沉积软土的排水固结并无上述现象,工程界将上述差异归因为疏浚淤泥真空固结的淤堵效应。

软土的真空预压固结理论研究已日益完善^[6-9],现有理论多数是基于 Barron 等^[10]和 Hansbo^[11]理论建立的,即将 PVD 周围土体分为涂抹区和未扰动区。同时,不少学者考虑了渗透性和压缩性相对于孔隙比的非线性变化^[12]。但是,疏浚淤泥的高含水率和流动特性使其基本不具备结构强度,即插板时不会产生涂抹效应,所以传统的涂抹概念不适用于疏浚淤泥。

为了考虑高含水率软土不均匀固结的影响,Zhou 等^[13]提出了“等效”涂抹区的概念,从而经典的 Hansbo 模型仍能适用。针对石笼处理软土地基,Tai 等^[14]提出了考虑石笼淤堵时间效应的固结模型,但其本质仍是变井阻模型。在考虑涂抹的砂井径向固结理论中均通过渗透系数比(即 k_h/k_s , k_h 和 k_s 分别为土体和涂抹区的渗透系数)来反映涂抹效应^[11, 15-16],且已有研究多认为 k_h/k_s 为定值^[14]。Zhou 等^[13]通过非均匀固结的室内试验研究中指出高含水率软土的“等效”渗透系数比应当分段取值。然而,对于疏浚淤泥的真空固结,淤堵效应通常归因于 PVD 周围快速发展形成的致密土层,即上文提到的“土柱”淤堵区。在建立相应固结理论时,应考虑渗透系数比随固结时间的变化情况。就笔者所知,考虑疏浚淤泥淤堵效应不断发展的真空固结理论还未见报道。

真空固结模型中需明确真空度边界和初始条件,已有研究表明,真空度在 PVD 和土体中均会发生衰减^[17]。通过疏浚淤泥真空预压现场试验,Bao 等^[18]认为真空度从 PVD 传递到土体时下降约 67%。Wang 等^[19]发现当 PVD 和膜下的真空度稳定在 90 kPa 时,距 PVD 30 cm 的土体中真空度仅能达到 38 kPa。不少学者研究指出真空度沿深度线性衰减模型^[20-21],并提出了真空度沿深度线性衰减模型^[22-24]。Indraratna 等^[15]认为真空度沿 PVD 深度衰减的同时,提出了沿水平方向的土体也是线性衰减的真空度传递模型。Liu 等^[25]认可真空度沿 PVD 的深度衰减,并进一步考虑了真空度传递的时效性,即真空度大小随固结时间而增加。类似的,田乙等^[26]也提出了考虑时间效应的真空度传递模式。目前,一般假定土体真空度沿径向线性衰减。然而对于疏

浚淤泥的真空固结,由于淤堵效应的存在,淤堵区土层与外围土层的真空度衰减应遵循不同的模式。

针对上述研究的不足之处,本文进行了疏浚淤泥真空预压模型试验,通过分析排水速率,确定了淤堵区形成的时间,通过土体含水率和渗透系数的横向变化确定了淤堵区的范围与淤堵程度。同时,提出了真空度在 PVD 中线性衰减、在淤堵区和非淤堵区土体中非线性径向衰减的新模式。据此,考虑土体固结过程压缩性和渗透性的非线性变化,本文提出了一种综合考虑上述因素的固结解析解,可用于疏浚淤泥的 PVD 真空固结沉降计算。

2 模型试验

2.1 土体参数

土样取自浙江省温州市洞头区,为海床淤泥疏浚吹填形成,土样的级配曲线如图 1 所示,土样初始含水率 $\omega_0 = 88.6\%$ 、液限 $W_L = 62.7\%$ 、塑限 $W_p = 23.4\%$,初始孔隙比 $e_0 = 2.38$,渗透系数 $k_{h0} = 2.56 \times 10^{-7}$ m/s。通过固结仪可获得疏浚淤泥孔隙比 e 与应力 σ 从低应力开始的 e -lgp 曲线,在固结应力大于 2 kPa 后, e -lgp 曲线出现传统的线性阶段,可获得压缩指数 $C_c = 0.6$,渗透指数按 $C_k = 0.5 e_0$ 计算。PVD 的截面尺寸为 10.0 cm×0.5 cm,等效孔径 $O_{95} = 160 \mu\text{m}$,渗透系数大于 5×10^{-5} m/s。

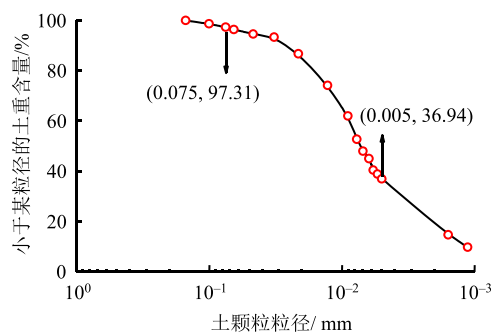


图1 土体的级配曲线

Fig.1 Grading curve of the soil sample

2.2 试验方法

试验系统如图 2 所示,在将淤泥装进直径 $D = 800$ mm 的桶体之前,首先沿桶体轴线放置长为 600 mm、宽为 100 mm 的 PVD,然后在桶中倒入高度 $H = 600$ mm 的流泥。排水量是通过汽水分离瓶收集的,其采用塑料软管与自制研发的接头连接汽水分离瓶和 PVD。真空度由真空泵连接至汽水分离瓶提供,并采用自动控制阀进行稳压控制(稳压值为 -80 kPa)。经自动控制阀调节后,再通过 4 个阀

门开关分别连接至 4 个模型的 PVD。值得注意的是，本次模型试验进行的时间是在 2018 年 7 月，试验所在地属于高温季节。考虑到在低压下水的沸点会降低（压力为 -80 kPa 的沸点约为 $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ），汽水分离瓶收集的水量更容易挥发而造成出水量的试验误差，在开展模型试验时已经对汽水分离瓶进行了隔热处理，并使用冷气机保持试验场所 $16\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的恒温

控制。同时进行了 4 组对比试验，分别在第 1、2、4、8 d 通过阀门结束该组试验进行拆模取样，并根据取样测定含水率（烘干法）和渗透系数（变水头渗透试验法）。停止各组试验时其他组试验持续进行，自动控制阀会重新自行调节稳压值为 -80 kPa 。试验过程中，同时监测了 PVD 与土体中的真空度和排水量变化。

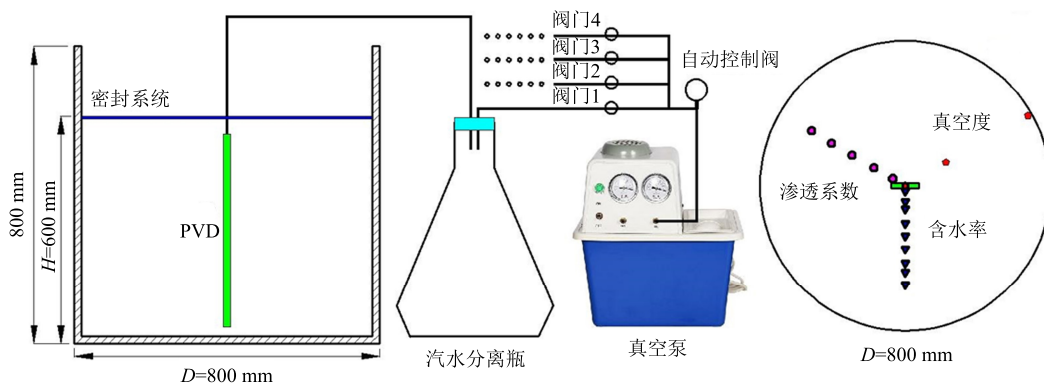


图 2 疏浚淤泥真空预压模型试验

Fig.2 Model test of the vacuum preloading of dredged slurry

3 试验结果

3.1 土样淤堵区的形成

如图 3 所示，由排水量的时间关系可以获得排水速率-时间曲线。可以看出，第 96 h 的排水速率仅占第 3 小时排水速率的 2.7%。96 h 附近排水速率-固结时间曲线斜率的突变表明，在最初的 96 h 内，PVD 周围形成了一个快速降低排水速率的淤堵区。在 96 h 后的固结时间内，淤堵区的范围仍会扩展；但是，由于排水速率变化已经非常慢，因此可以认为后续发展的土体固结对固结速率影响较小（即使后续发展的土体参数已经与淤堵区土体参数相近）。根据以上分析，本文认为淤堵时间 $t_c = 96\text{ h}$ 。

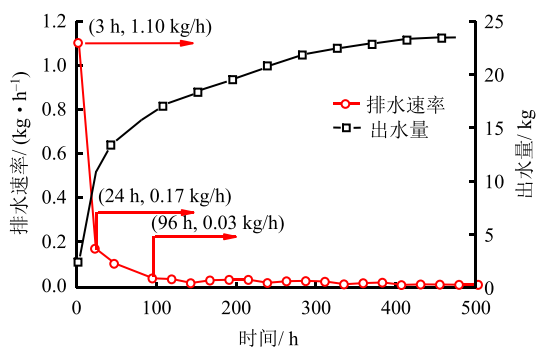


图 3 排水量和排水速率随固结时间的变化

Fig.3 Variation of drainage volume and drainage rate with consolidation time

为了确定淤堵区的大小，当固结时间达到淤堵时间 t_c 时，在土体水平方向上距离 PVD 表面不同的距离采集土体样本。如图 4 所示，为土样测得的含水率和渗透系数沿土体水平方向距离的分布曲线。

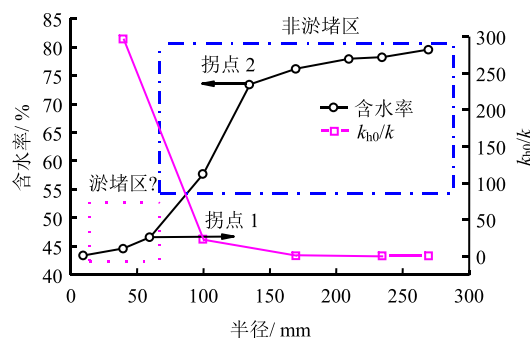


图 4 产生淤堵时土体含水率和渗透系数沿水平距离的变化

Fig.4 Variation of water content and permeability of soil along the lateral distance at t_c

从图 4 中可以看出，含水率是随着离 PVD 水平距离的增加而增加的。从曲线上可以观察到两个明显的拐点：一个在距离 PVD 7 cm 处，另一个在距离 PVD 13 cm 处。两个拐点之间的曲线斜率较大，相邻断面斜率较小，体现了明显的阶段性。特别是 0~7 cm 范围内的土体，含水率由初始值 88.6% 下降到 45.0% 左右，说明孔隙比明显降低，从而在该范围内形成了致密的土层。而对于距 PVD 13 cm 处

的土体,其含水率保持在 80.0%附近,说明该区域暂时受真空作用的影响极小。根据以上描述和分析,将 PVD 周围的土体大致分为 3 层:内层(0~7 cm)为淤堵区(即致密土层),中层(7~13 cm)为过渡区(含水率急剧增加)和未受影响的外层区。本文把中间层和外层统称为非淤堵区。通过对比淤堵区($k_c = 8.61 \times 10^{-10}$ m/s)和未受影响区(k_u 约为 2.56×10^{-7} m/s)的渗透系数,可以进一步支持该划分方式,即后者大约是前者的 300 倍。

3.2 真空度传递模型

本文模型试验的真空负压通过真空管直接施加到 PVD 中。在试验开始前,PVD 中真空度为 0;试验开始后,PVD 中真空度快速增大,并通过 PVD 传递到土体中;随着试验的进行,PVD 和土体中的真空度均会趋于稳定。但在稳定前,真空度存在快速增长的过程,且在土中传递时呈现了明显的非线性。而 Indraratna 等^[15]提出的真空度在土中线性传递模式是无法较准确地反映这一试验现象的。根据试验获得的真空度实测结果,提出考虑真空度在 PVD 中线性衰减和在土体径向方向非线性变化的数学模型:

$$p = (1 - e^{-at}) \left[1 - \left(1 - k_1 \frac{z}{l} \right) \right] \quad (1)$$

$$\{p_0 - b_1 [1 - \exp[-b_2(r - r_w)]]\}, \quad r_w \leq r < r_e$$

式中: p 为土中真空度; p_0 为施加的真空度; t 为固结时间; l 为 PVD 长度; z 为地基深度; k_1 为 PVD 中真空度的衰减系数; r 为固结距离; r_w 、 r_e 分别为 PVD(换算为圆形截面排水砂井)的半径、影响范围(本文中 $r_e = 0.4$ m); a 为真空度随时间变化系数; b_1 为真空度土体中衰减程度的有关系数,影响土中最终的衰减程度; b_2 为真空度土体中衰减速率的有关系数,影响土中单位长度的衰减程度。

通过对试验结果的拟合(由于模型试验 PVD 长度 $l = 0.6$ m,认为此时 PVD 中真空度无衰减, $k_1 = 1$),可以确定真空度传递模型的其他参数,本文参数取值为 $a = 1.19$ 、 $b_1 = 52.5$ 、 $b_2 = 12$ 。试验中使用的 PVD 截面尺寸换算为半径 $r_w = 3.3$ cm 的圆形砂井进行模型分析。如图 5(a)所示,本文模型给出的真空度随时间发展趋势与模型试验实测结果趋势相近,且本文模型给出的 10 d 后真空度大小与实测结果十分接近^[18, 24, 26]。抽真空开始后前 5 d 的真空度虽与实测有一定差距,但其作用时间相对于工程应用的工期(一般达 3 个月以上)来说是小量,对最终固结变形影响很小。如图 5(b)所示,本文模型较好地体现了真空度在淤堵区快速下降与在非淤堵区

下降较慢的趋势,与 Deng 等^[27]真空度数据离 PVD 0.12 m 处稳定值相差 7 kPa;与 Wang 等^[19]真空度数据离 PVD 0.3 m 处稳定值相差 4 kPa。由图 5 可以看出,该模型能较好拟合实测结果,验证了该真空度传递模型的合理性。

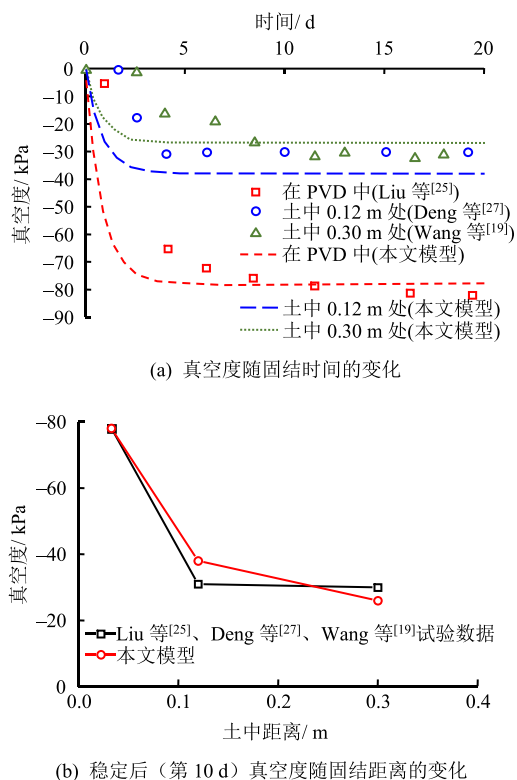


图 5 真空度随固结时间和固结距离的变化
Fig.5 Variation of vacuum pressure with consolidation time and consolidation distance

4 分析模型

图 6 为疏浚淤泥真空固结的分析模型,包括直径分别为 d_w 、 d_c 和 d_e 的砂井、淤堵区和非淤堵区。真空度传递模式如式(1)所示,在淤堵效应影响的关键参数分析中,为了简化计算,考虑 $a \rightarrow \infty$, $k_1 = 1$ 进行对比分析。

通过距砂井距离 r 处环形界面的排水量等于区域内土体的体积变化,范围为 $r_w \sim r_e$:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = 2\pi r k_h \frac{1}{\gamma_w} \left(\frac{\partial u}{\partial r} - \frac{\partial p}{\partial r} \right) dt dz = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \pi (r_e^2 - r^2) dt dz \quad (2)$$

式中: Q 为排水量; γ_w 为水的重度; u 为超孔隙水压力; ε 为土的垂直应变。

边界条件:

$$u_w = -p \Big|_{r=r_w} \quad (3)$$

$$u_1 \Big|_{r=r_e} = u_w \quad (4)$$

$$u_1 \Big|_{r=r_c} = u_2 \Big|_{r=r_c} \quad (5)$$

$$\frac{\partial u_r}{\partial r} \Big|_{r=r_c} = 0 \quad (6)$$

初始条件：

$$\bar{u}_r \Big|_{t=0} = 0 \quad (7)$$

式中： u_w 、 u_1 和 u_2 分别为砂井、淤堵区和非淤堵区的超孔隙水压力。

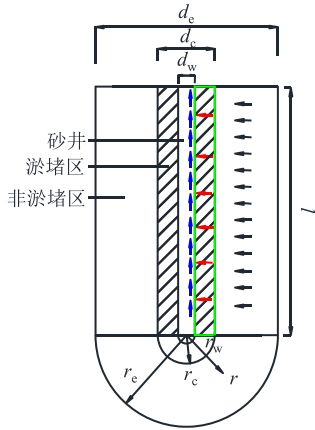


图 6 考虑淤堵区的径向固结模型

Fig.6 Consolidation model for vertical drain considering the clogging zone

其他基本假定与 Indraratna 等^[28]一致。结合边界条件和初始条件（式（3）～（7）），可以得到淤堵区和非淤堵区的超孔隙水压力 u_1 、 u_2 分别为

$$u_1 = \frac{\gamma_w}{2k_c} \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \left(r_c^2 \ln \frac{r}{r_w} - \frac{r^2 - r_w^2}{2} \right) - p, \quad r_w < r \leq r_c \quad (8)$$

$$u_2 = \frac{\gamma_w}{2k_h} \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \left(r_c^2 \ln \frac{r}{r_c} - \frac{r^2 - r_c^2}{2} \right) + \frac{\gamma_w}{2k_c} \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \cdot \left(r_c^2 \ln \frac{r_c}{r_w} - \frac{r_c^2 - r_w^2}{2} \right) - p, \quad r_c < r \leq r_e \quad (9)$$

仅考虑径向渗流时，砂井影响范围内平均超孔隙水压力 $\bar{u}_r$ 可表达为

$$\bar{u}_r = \frac{\int_{r_w}^{r_c} 2\pi r u_1 dr + \int_{r_c}^{r_e} 2\pi r u_2 dr}{\pi(r_c^2 - r_w^2)} \quad (10)$$

将式（1）、（8）、（9）代入式（10），可得

$$\bar{u}_r = \frac{\gamma_w r_c^2}{2k_h} \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \mu - (1 - e^{-at}) \left[1 - \left(1 - k_1 \frac{z}{l} \right) \right] \cdot [p_0 - b_1(1 - g)] \quad (11)$$

其中：

$$g = \frac{2}{(r_c^2 - r_w^2)} \left\{ \left[\frac{(b_2 r_w + 1)}{b_2^2} \right] - \left[\frac{(b_2 r_c + 1)e^{-b_2(r_c - r_w)}}{b_2^2} \right] \right\} \quad (12)$$

$$\mu = \frac{k_h}{k_c} \frac{n^2 \ln c + \frac{c^4 - 1}{4n^2} - c^2 + 1}{n^2 - 1} + \frac{n^2 \ln \frac{n}{c} - \frac{c^4}{4n^2} - \frac{3}{4}n^2 + c^2}{n^2 - 1} \quad (13)$$

式中： c 为淤堵比， $c = \frac{r_c}{r_w}$ ； n 为井径比， $n = \frac{r_e}{r_w}$ 。

土体应变与有效应力之间的关系为

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = m_v \frac{\partial \sigma'_v}{\partial t} \quad (14)$$

式中： σ'_v 为有效应力； m_v 为体积变化系数。

由于疏浚淤泥初始孔隙比较大，含水率高达88%，流泥固结的孔隙比-有效应力和孔隙比-渗透系数关系，采用以下表达方式：

$$e = e_0 - C_c \lg \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_0} \right) \quad (15)$$

$$e = e_0 + C_k \lg \left(\frac{k_h}{k_{h0}} \right) \quad (16)$$

式中： σ'_0 为土的初始有效应力； C_c 为压缩指数； C_k 为渗透指数。

值得注意的是，在低荷载作用下疏浚淤泥将产生较大的应变。但工程中的吹填淤泥一般会晾晒较长的时间，其在自然沉积的过程中，已经形成一定的有效应力。通过试验发现，当有效应力达到2 kPa后，基本仍符合传统的 e - $\lg p$ 线性关系。

结合式（11）、（14）～（16）可得

$$\bar{u}_r = \frac{\gamma_w m_{v0}}{2k_{h0}} \frac{\partial \sigma'_v}{\partial t} r_c^2 \mu \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_0} \right)^{C_c/C_k - 1} - (1 - e^{-at}) \cdot \left[1 - \left(1 - k_1 \frac{z}{l} \right) \right] [p_0 - b_1(1 - g)] \quad (17)$$

其中：

$$\mu = \lambda \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_0} \right)^{-C_c/C_k} \frac{n^2 \ln c + \frac{c^4 - 1}{4n^2} - c^2 + 1}{n^2 - 1} + \frac{n^2 \ln \frac{n}{c} - \frac{c^4}{4n^2} - \frac{3}{4}n^2 + c^2}{n^2 - 1} \quad (18)$$

$$m_{v0} = \frac{C_c}{\ln 10 (1 + \bar{e}_0) \sigma'_0} ; \quad \lambda = \frac{k_{h0}}{k_c} \quad (19)$$

式中： $\bar{e}_0$ 为平均初始孔隙比。

根据真空预压下有效应力原理:

$$\bar{u}_r = \sigma'_0 - \sigma'_v \quad (20)$$

将式 (20) 代入式 (17) 可得

$$q - P - M = \beta \left(AP^{-C_c/C_k} + B \right) P^{C_c/C_k-1} \frac{\partial P}{\partial t} \quad (21)$$

其中:

$$P = \frac{\sigma'_v}{\sigma'_0} \quad (22)$$

$$M = \frac{p_0 e^{-at} + (1 - e^{-at}) \cdot \left(1 - \left(1 - k_1 \frac{z}{l} \right) \right) b_1 (1 - g)}{\sigma'_0} \quad (23)$$

$$A = \lambda \frac{n^2 \ln c + \frac{c^4 - 1}{4n^2} - c^2 + 1}{n^2 - 1} \quad (24)$$

$$B = \frac{n^2 \ln \frac{n}{c} - \frac{c^4}{4n^2} - \frac{3}{4} n^2 + c^2}{n^2 - 1} \quad (25)$$

$$\beta = \frac{\gamma_w m_{v0}}{2k_{h0}} r_e^2; \quad q = \frac{\sigma'_0 + p_0}{\sigma'_0} \quad (26)$$

结合 $t=0$ 时 $P=1$ 的初始条件, 可得式 (21) 的解为

$$t = \beta A \left(\sum_{i=2}^{\infty} \frac{P^{i-1} - 1}{(q - M)^i (i-1)} + \psi \right) + \beta B \sum_{i=1}^{\infty} \frac{P^{C_c/C_k+i-1} - 1}{(q - M)^i (C_c/C_k + i - 1)} \quad (27)$$

式中: $\psi = \frac{\ln P}{(q - M)}$ 。

土体应变可以表示为

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_q} = \frac{e_0 - e}{e_0 - e_q} = \frac{\lg P}{\lg q} \quad (28)$$

式中: ε 为疏浚淤泥的应变; ε_q 为有效应力为 q 时的应变; e_q 为有效应力为 q 时的孔隙比。

结合式 (27)、(28), 可以得到考虑真空预压淤堵效应的疏浚淤泥应变计算为

$$t = \beta A \left(\sum_{i=2}^{\infty} \frac{q^{\frac{\varepsilon}{\varepsilon_q}(i-1)} - 1}{(q - M)^i (i-1)} + \psi \right) + \beta B \sum_{i=1}^{\infty} \frac{q^{\frac{\varepsilon}{\varepsilon_q}(C_c/C_k+i-1)} - 1}{(q - M)^i (C_c/C_k + i - 1)} \quad (29)$$

当处理的疏浚淤泥厚度为 H 时, 沉降与孔隙比关系如下

$$e = e_0 - \frac{S}{H} (1 + e_0) \quad (30)$$

式中: S 为疏浚淤泥的沉降。

则疏浚淤泥沉降 S 计算可表达为

$$t = \beta A \left(\sum_{i=2}^{\infty} \frac{q^{\frac{S}{H}(1+e_0)(i-1)} - 1}{(q - M)^i (i-1)} + \psi \right) + \beta B \sum_{i=1}^{\infty} \frac{q^{\frac{S}{H}(1+e_0)(C_c/C_k+i-1)} - 1}{(q - M)^i (C_c/C_k + i - 1)} \quad (31)$$

5 参数分析与讨论

5.1 模型验证

图 7 将本文的固结计算与 Hansbo^[11]和 Indraratna 等^[28]给出的结果进行了比较。与 Hansbo 模型比较, 通过设定 $a \rightarrow +\infty$ 、 $k_1=1$ 、 $b_1 \rightarrow 0$ 、 $b_2 \rightarrow 0$ 和保持 $\frac{k_h}{k_c}$ 、 m_v 均不变, 将渗透系数和压缩性假设为常量, 考虑其为堆载影响。为了与 Indraratna 的模型进行比较, 通过设定 $a \rightarrow +\infty$ 、 $k_1=1$ 、 $b_1 \rightarrow 0$ 、 $b_2 \rightarrow 0$ 和保持 $\frac{k_h}{k_c}$ 不变, 以及 $P = 0.5[1 + (1 + \frac{p_0}{\sigma'_0})^{1-C_c/C_k}]$ 。为了更好的比较, 对比分析的其他参数与 Indraratna 等^[28]采用的一致: $C_h = 0.32 \text{ m}^2/\text{a}$, $r_e = 0.225 \text{ m}$, $k_h/k_s = 3$, $n = 9$, $s = 3.4$, $C_v/C_k = 0.5$ 。比较结果如图 7 所示。显然, 本文的解与 Hansbo 和 Indraratna 的解计算结果一致, 验证了本文解求解的合理性。

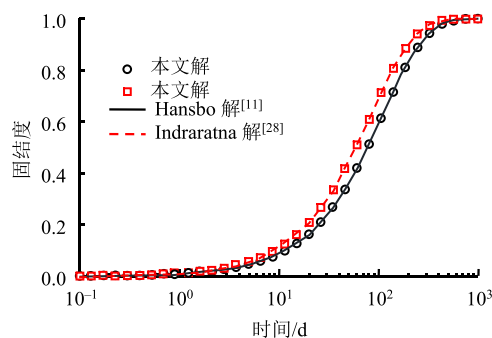


图 7 本文模型与其他模型的比较

Fig.7 Comparison between the proposed model in this work and other models in previous works

5.2 参数分析

在本节中, 对淤堵效应影响的关键参数进行了

参数分析, 即参数 b_1 和 b_2 (见式 (1))、淤堵系数 λ (非淤堵区渗透系数与淤堵区渗透系数之比)、淤堵比 c (淤堵区半径与砂井半径的比)。

如图 8、9 所示, b_1 和 b_2 的取值均影响地基的最终沉降, 即地基处理效果。当 b_1 和 b_2 增大时, 最终沉降均是减小的。例如图 8 中, 当 $b_1 = 10$ 时, 100 d 后沉降达到 1.13 m, 比 $b_1 = 50$ 时的 0.84 m 的沉降大 35%。图 9 也反映出 b_2 与 b_1 具有类似的影响。然而, 当 b_2 从 12 增加到 120 时, 第 100 d 沉降仅从 1.05 m 减小到 0.98 m。结果表明, 与参数 b_2 相比, b_1 对土体最终沉降的影响更大。可以看出, 真空度在土中的衰减程度极大地影响了地基的最终沉降, 考虑真空传递模式淤堵效应下系数 b_1 和 b_2 的实际影响显得非常关键。

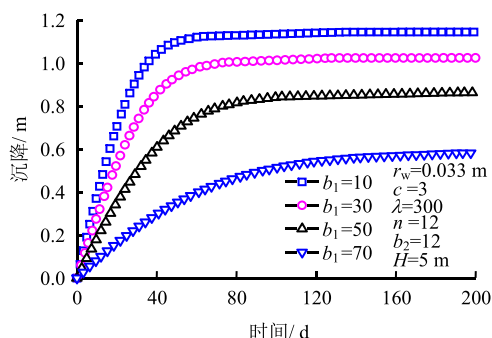


图 8 真空度衰减参数 b_1 对沉降的影响

Fig.8 Influence of attenuated vacuum pressure on settlement by b_1

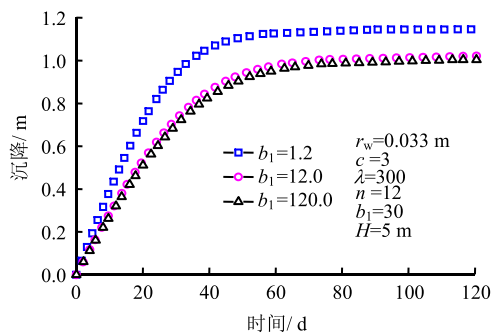


图 9 真空度衰减参数 b_2 对沉降的影响

Fig.9 Influence of attenuated vacuum pressure on settlement by b_2

当初始渗透系数 k_{h0} 不变时, 淤堵区渗透系数随 λ 的增大而减小。图 10 表明 λ 的增加会降低土体的沉降速率。20 d 后, 当 λ 为 100、300 时, 沉降分别增加到 0.95 m 和 0.53 m。由于淤堵系数的不同, 导致沉降相差达 0.42 m。但 λ 对土体最终沉降没有影响。在 $b_1 = 30$ 、 $b_2 = 12$ 的条件下, 所有曲线收敛于 1.04 m。

如图 11 所示, 在 $t = 20$ d 时, c 从 2 增加到 3 会使沉降从 0.67 m 降低到 0.48 m (减少了 0.19 m), 但当 c 增加到 4 时, 相应的沉降只从 0.48 m 减小到 0.43 m (仅减少了 0.05 m)。与如图 3 所示的一旦 PVD 周围形成淤堵区, 淤堵区的后续发展对土体固结的影响较小的趋势是一致的。

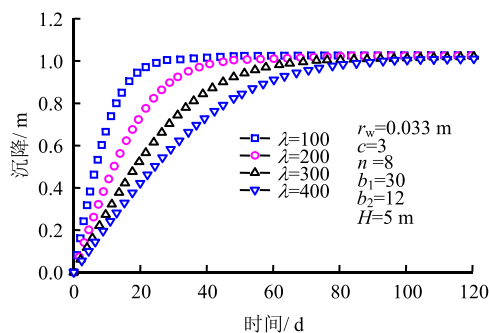


图 10 淤堵系数对沉降的影响

Fig.10 Influence of the permeability of clogging zone on settlement

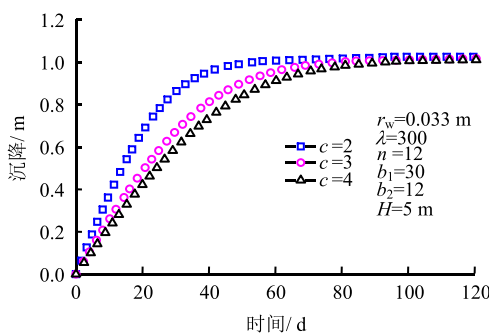


图 11 淤堵比对沉降的影响

Fig.11 Influence of the scale of clogging zone on settlement

6 模型的工程应用

温州瓯飞 1 期水闸工程滩涂区域采用真空预压法加固地基, 监测的疏浚淤泥厚度为 6.0 m, 设计真空度为 -80 kPa, 插板间距为 0.8 m。淤泥土 $\omega_0 = 85\%$ 、液限 $W_L = 49.1\%$ 、液限 $W_p = 22.7\%$, 初始孔隙比 $e_0 = 2.01$, 渗透系数 $k_{h0} = 2.47 \times 10^{-7}$ m/s, 压缩指数 $C_c = 0.65$, 渗透指数 $C_k = 1.05$ 。工程中使用的 PVD 截面尺寸为 10.0 cm × 0.5 cm, 换算为半径 $r_w = 3.3$ cm 的圆形砂井进行模型计算, 等效孔径 $O_{95} = 160 \mu\text{m}$, 渗透系数大于 5×10^{-5} m/s。根据第 3 节分析, 淤堵效应取 $c = 3$, $\lambda = 300$ 计算, 真空度变化相关参数取 $k_1 = 0.65$, $a = 1.19$, $b_1 = 52.5$, $b_2 = 12$ 。

实际中, 淤堵区是在一定的时间 (即使时间非常短, 案例分析时 t_c 取值为 4 d) 后形成的, 所以当开始施加真压力固结时, PVD 周围土体 (淤堵区) 的

渗透系数不会立即达到淤堵状态的稳定最小值。淤堵系数 λ 是从初始值1迅速下降趋近于 $\lambda_{\max}$ 的。因此,在 $t=0$ 时将所得到的解析解中淤堵系数 λ 设置为初始值1,并认为其之后在 t_c 内线性变化为稳定值 $\lambda_{\max}$,则对 λ 取平均值考虑淤堵区形成前的固结沉降影响。

如图12所示,在考虑淤堵效应的情况下,本文提出的沉降模型计算与现场沉降监测结果进行了比较。比较结果发现,模型计算与现场监测结果具有较相近的发展趋势。在44 d时,该模型计算的沉降与实测数据在-0.71 m处相等。

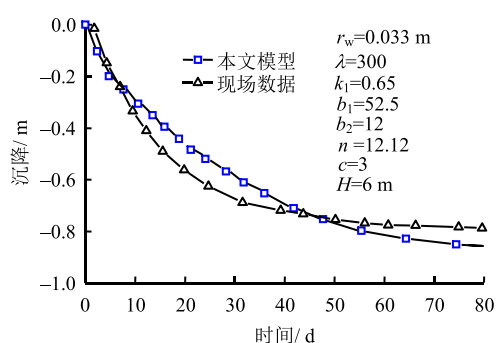


图12 解析解与现场资料的比较

Fig.12 Comparison of analytical solutions and field data

7 结 论

(1) 真空预压开始后,淤堵区快速发展,其形成范围和对排水速率的影响在 $t_c=96$ h时趋于稳定,在PVD表面生成厚度为 $r_c=7$ cm的淤堵区。

(2) 提出的真空度非线性传递模式考虑了时间效应与淤堵效应的影响,淤堵区快速降低与非淤堵区缓慢降低的趋势与现有公开数据趋势相近。

(3) 淤堵效应使得淤堵区的渗透系数快速降低,明显减缓了沉降速率。同时,使得真空度在土体水平方向快速非线性衰减,严重降低了土体的最终平均沉降。

(4) 在考虑淤堵效应的情况下,本文沉降计算结果与某吹填地基工程真空预压沉降量实测结果吻合较好。

参 考 文 献

[1] 王军,蔡袁强,符洪涛,等. 新型防淤堵真空预压法室内与现场试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(6): 1257-1268.
WANG Jun, CAI Yuan-qiang, FU Hong-tao, et al. Indoor and field experiment on vacuum preloading with new anti-clogging measures[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2014, 33(6): 1257-1268.

[2] LEI H Y, HU Y, ZHENG G, et al. Improved air-booster vacuum preloading method for newly dredged fills: laboratory model study[J]. **Marine Georesources & Geotechnology**, 2019, DOI: 10.1080/1064119X.2019.1599088
[3] CAI Y Q, XIE Z W, WANG J, et al. New approach of vacuum preloading with booster prefabricated vertical drains(PVDs) to improve deep marine clay strata[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2018, 55(10): 1359-1371.
[4] 孙立强, 李伟, 吴坤标. 真空加固超软土工艺的室内模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(3): 341-347.
SUN Li-qiang, LI Weng, WU Kun-biao. Model tests on vacuum preloading technology of super-soft soil[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2011, 33(3): 341-347.
[5] 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 Ping-shan, DONG Zhi-liang, ZHANG Xin-gong. Mechanism and numerical simulation of the “soil piles” in the fresh hydraulic mud fill treated by surface-layer improvement technique[J]. **Port and Waterway Engineering**, 2012(1): 158-163.
[6] 黄朝煊, 邓岳保, 胡国杰. 基于排水体椭圆柱假定的井阻非线性竖井地基固结理论[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(3): 210-220.
HUANG Chao-xuan, DENG Yue-bao, HU Guo-jie. Consolidation theory for prefabricated vertical drain assuming elliptic cross section and nonlinear well resistance[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2017, 36(3): 210-220.
[7] 蒋基安, 陈海英, 陈越, 等. 排水板真空度损耗的排水固结解析解[J]. 岩土工程学报, 2014, 38(3): 404-418.
JIANG Ji-an, CHEN Hai-ying, CHEN Yue, et al. Analytical solutions to drainage consolidation considering vacuum loss in prefabricated vertical drain[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 38(3): 404-418.
[8] 郭霄, 谢康和, 卢萌盟, 等. 直排式真空预压法下竖井地基的非线性固结解析解[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2018, 49(2): 384-392.
GUO Xiao, XIE Kang-he, LU Meng-meng, et al. Nonlinear analytical solution for consolidation of vertical drains by straight-line vacuum preloading method[J]. **Journal of Central South University (Science and Technology)**, 2018, 49(2): 384-392.
[9] 张玉国, 万东阳, 郑言林, 等. 考虑径向渗透系数变化的真空预压竖井地基固结解析解[J]. 岩土力学, 2019, 40(9): 3533-3541.
ZHANG Yu-guo, WAN Dong-yang, ZHENG Yan-lin, et al.

- Analytical solution for consolidation of vertical drain under vacuum preloading considering the variation of radial permeability coefficient[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(9): 3533-3541.
- [10] BARRON R A, LANE K S, KEENE P, et al. Consolidation of fine-grained soils by drain wells[J]. **Transactions of the American Society of Civil Engineers**, 1948, 113(118): 324-360.
- [11] HANSBO S. Consolidation of fine-grained soils by prefabricated drains[C]//Proceedings of 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, [S. l.]: [s. n.], 1981.
- [12] GENG X Y, YU H S. A large-strain radial consolidation theory for soft clays improved by vertical drains[J]. **Géotechnique**, 2017, 67(11): 1020-1028.
- [13] ZHOU Y, CHAI J C. Equivalent sear effect due to non-uniform consolidation surrounding a PVD[J]. **Geotechnique**, 2016, 66(1): 101-110.
- [14] TAI P, INDRARATNA B, RUJIKIATKAMJORN C. Experimental simulation and mathematical modelling of clogging in stone column[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2018, 55(4): 427-436.
- [15] INDRARATNA B, BAMUNAWITA C, KHABBAZ H. Numerical modeling of vacuum preloading and field applications[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2004, 41(6): 1098-1110.
- [16] 蒋基安, 陈海英, 陈越, 等. 排水板真空度损耗的排水固结解析解[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(3): 26-40.
- JIANG Ji-an, CHEN Hai-ying, CHEN Yue, et al. Analytical solutions to drainage consolidation considering vacuum loss in prefabricated vertical drain[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2016, 38(3): 26-40.
- [17] 鲍树峰, 莫海鸿, 董志良, 等. 新近吹填淤泥地基负压传递特性及分布模式研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(12): 3569-3576.
- BAO Shu-feng, MO Hai-hong, DONG Zhi-liang, et al. Research on transfer properties and distribution model of negative pressure in fresh hydraulic reclamation muck foundation[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(12): 3569-3576.
- [18] 鲍树峰, 娄炎, 董志良, 等. 新近吹填淤泥地基真空固结失效原因分析及对策[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(7): 1350-1359.
- BAO Shu-feng, LOU Yan, DONG Zhi-liang, et al. Causes and countermeasures for vacuum consolidation failure of newly-dredged mud foundation[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(7): 1350-1359.
- [19] WANG J, NI J F, CAI Y Q. Combination of vacuum preloading and lime treatment for improvement of dredged fill[J]. **Engineering Geology**, 2017, 227(1): 149-158.
- [20] 张功新, 莫海鸿, 董志良, 等. 真空预压中真空度与孔隙水压力的关系分析[J]. 岩土力学, 2005, 26(12): 1949-1952.
- ZHANG Gong-xin, MO Hai-hong, Dong Zhi-liang, et al. Analysis of relationship between vacuity and pore-water pressure in vacuum preloading[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2005, 26(12): 1949-1952.
- [21] 梅国雄, 徐锴, 宰金珉, 等. 真空预压加固软土地基变形机理的探讨[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(9): 1168-1172.
- MEI Guo-xiong, XU Kai, ZAI Jin-min, et al. Deformation mechanism of soft foundation under vacuum preloading[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(9): 1168-1172.
- [22] 沈珠江, 陆舜英. 软土地基真空排水预压的固结变形分析[J]. 岩土工程学报, 1986, 8(3): 7-15.
- SHEN Zhu-jiang, LU Shun-ying. Analysis of consolidation and deformation of soft subsoil under vacuum[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1986, 8(3): 7-15.
- [23] 周琦, 张功新, 王友元, 等. 真空预压条件下的砂井地基 Hansbo 固结解[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(增刊 2): 3994-3999.
- ZHOU Qi, ZHANG Gong-xin, WANG You-yuan, et al. Hansbo's consolidation solution for sand-drained ground under vacuum preloading[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, 29(Suppl.2): 3994-3999.
- [24] CHAI J C, CARTER J P, HAYASHI S. Vacuum consolidation and its combination with embankment loading[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2006, 43(10): 985-996.
- [25] LIU S J, GENG X Y, SUN H L, et al. Nonlinear consolidation of vertical drains with coupled radial-vertical flow considering time and depth dependent vacuum pressure[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2019, 43(1): 767-780.
- [26] 田乙, 吴文兵, 梅国雄, 等. 真空预压处理填埋污泥的固结解析解[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(8): 1481-1488.
- TIAN Yi, WU Wen-bing, MEI Guo-xiong, et al. Analytical solutions for the consolidation of sludge by vacuum preloading[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2019, 41(8): 1481-1488.
- [27] DENG Y F, LIU L, CUI Y J, et al. Colloid effect on clogging mechanism of hydraulic reclamation mud improved by vacuum preloading[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2019, 56(1): 611-620.
- [28] INDRARATNA B, RUJIKIATKAMJORN C, SATHANANTHAN I. Analytical and numerical solutions for a single vertical drain including the effects of vacuum preloading[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2005, 42(4): 994-1014.