

文章编号: 1000-7598(2014)10-2787-07

底部抽真空预压法砂井地基固结解析解

张福海^{1,2}, 陈雷³, 郭帅杰⁴, 任朋勋^{1,2}

(1. 河海大学 岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 南京 210098; 2. 河海大学 岩土工程科学研究所, 南京 210098;
3. 交通运输部天津水运工程科学研究所, 天津 300456; 4. 铁道第三勘察设计院集团有限公司, 天津 300251)

摘要: 基于谢康和等应变条件砂井地基固结理论和 Hansbo 砂井固结理论, 考虑底部抽真空预压法加固方法中真空作用面位于固结土层底部的实际边界条件, 推导出忽略竖向渗流情况下的底部真空预压加固地基固结方程解析解。根据超孔压固结方程形成过程以及其解析解表达式, 分析其与一般负压径向固结解答的区别。通过室内模型试验实测数据与解析模型计算结果的对比表明, 不同位置处孔压和固结度计算值与实测结果吻合较好, 从而验证了该模型的合理性, 同时运用该模型也可有效验证已有关于底部抽真空室内模拟及现场原位试验结果。底部抽真空轴对称固结解析解可为底部抽真空技术的实际工程应用提供基础性的理论支持, 推动底部抽真空技术的大规模推广应用。

关键词: 砂井地基; 真空预压; 解析解; 模型试验; 固结度

中图分类号: TU 472.3+3

文献标识码: A

Analytical solution for consolidation of sand-drained foundation with bottom vacuum preloading method

ZHANG Fu-hai^{1,2}, CHEN Lei³, GUO Shuai-jie⁴, REN Peng-xun^{1,2}

(1. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 3. Tianjin Research Institute for Water Transport Engineering, M.O.T., Tianjin 300456, China; 4. The Third Railway Survey and Design Institute Group Corporation, Tianjin 300251, China)

Abstract: According to the equal strain axisymmetric consolidation theory of sand-drained foundation developed by Xie and Hansbo, analytical solutions to the axisymmetric consolidation equation with bottom vacuum preloading are derived in this study as the vertical water flow in soil is neglected for the actual loading boundary condition that the vacuum preloading locates at the bottom. Based on the analytical solution formation process of excessive pore pressure axisymmetric consolidation control equation, a comparison between this new developed model and the current solution is carried out gradually. In comparison of the new model outputs and the experimental results by laboratory test, the excessive pore pressure distribution in vertical direction and the consolidation ratio development trends for excessive pore pressure dissipation can be obtained by the new developed analytical model, and it also can be concluded that the calculated results show a good agreement to the laboratory and site experimental results. Therefore, the analytical solution can be further applied to practical engineering as basic theoretical foundation, which also promotes the application of bottom vacuum preloading method in soft foundation reinforcement engineering.

Key words: sand-drained foundation; vacuum preloading; analytical solution; model test; consolidation degree

1 引言

真空排水预压法加固软土地基最早由瑞典皇家地基学院的 Kjellman 教授^[1]于 1952 年提出, 随后日本、欧洲、美国、中国等国家不断地对该工艺施工工艺和设计方法等方面进行改进研究, 以提高软基固结和脱水效率。

基于真空预压法的基本原理, 国内外诸多学者

进行了各种探索性研究, 张诚厚等^[2]研究将负压源由地表移入吹填土深层的加固方法, 可改善加固效果并缩短预压加固时间。胡珩等^[3]研究了真空作用面位置对真空预压效果的影响, 认为渗流方向与水的重力方向相一致, 促进了孔隙水的排出, 加速土体的固结, 分析得出底部抽真空优于上部抽真空预压的加固效果。

20 世纪末美国对底部抽真空预压处理大面积

收稿日期: 2013-06-18

基金项目: 中央高校基本科研业务费专项资金资助(No. 2014B04914)。

第一作者简介: 张福海, 男, 1970 年生, 副教授, 主要从事软土地基处理和岩土工程测试方面的研究工作。E-mail: fhzhang@hhu.edu.cn

淤泥的工程可行性进行研究。Sandiford 等^[4]在纽约和新泽西港某工程将该法应用于污染疏浚沉淀物的加固和脱水,底部抽真空预压法工法示意图 1,工程实施过程中首先开挖深度为 20 m、体积为 $260 \times 10^4 \text{ m}^3$ 的基坑,在坑底部铺设砂垫层和水平排水管道,然后吹填疏浚淤泥至标高,间隔 1.5 m 打设排水板至底部砂垫层,最后利用真空泵与底部砂垫层中真空管道系统相连,预压处理 2 年后,沉降达到 8.2 m,取得了良好的加固效果。

然而,此法对于吹填之后的软土地基而言,为了创造底部抽真空的埋置条件,开挖基坑工程所需工作量巨大,造价较高,显然不适用。但底部抽真空预压法在围垦工程中处理软土地基具有巨大的优越性和适用性。在沿海地区围海造陆工程实践中,需要首先在海滩上建造围堤,围垦区抽干水后吹填海滩淤泥或航道疏浚淤泥,可在吹填之前在围垦区铺设砂垫层和真空管道系统,然后就近吹填进行填筑,吹填至设计标高后利用打桩船或插板机打设排水板至底部砂垫层,从而实现在软基底部抽真空,施加真空负压作用于软基底部,以加速排水固结。如此则可大大减少工程造价,同时由于底部抽真空法具有加速淤泥固结、提高预压效果的优点,可缩短预压时间且节约工期。

武孟琼等^[5]通过室内模型试验对底部抽真空加固淤泥在围垦工程中应用的优越性进行研究,试验结果表明,底部抽真空方法固结更快,不同深度土层加固效果差异较小,预压效果优于上部抽真空,并对其加固机制进行研究。

虽然底部抽真空预压法能够取得良好加固效果且已通过室内试验证实,其加固机制也取得一定进展,但就底部抽真空预压法加固地基的解析理论方面,现有研究中甚少涉及。本文在 Hansbo 砂井固结理论^[6]和谢康和等应变条件砂井地基固结理论^[7]研究成果的基础上,结合底部抽真空预压法的实际边界条件,推导出仅考虑径向渗流情况下底部抽真空预压加固地基的固结解析解,然后分析与现有固结理论的区别和差异,最后通过室内模型试验证明该模型的合理性。

2 固结计算模型

图 2 为砂井地基径向固结轴对称问题的计算简图。图中, h 为砂井地基的软土层厚度即砂井长度; k_h 、 k_v 分别为未扰动区土体水平向及竖向渗透系数; k_s 为涂抹区土体水平向渗透系数, k_w 为砂井渗透系数; r_w 为砂井半径; r_s 为涂抹区半径; r_e 为砂井影

响区半径; r 、 z 为径向及竖向坐标, p_0 为底部抽真空强度。

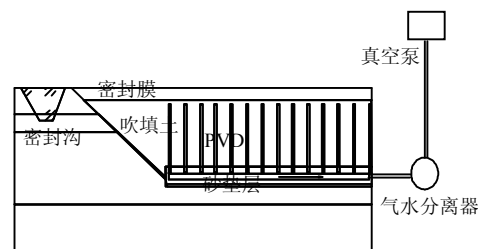


图 1 底部抽真空预压法工法示意图 (After sandiford et.al)
Fig.1 Vacuum preloading at the bottom of soil layer (After sandiford et.al)

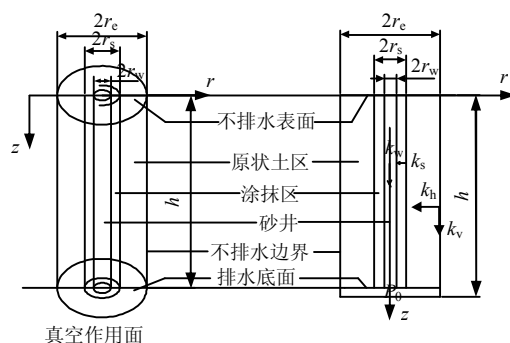


图 2 计算简图
Fig.2 Calculation diagram

2.1 基本假设

①等应变条件成立,即砂井地基中无侧向变形,同一水平面任一点的垂直变形相等。

②仅考虑径向渗流,且负压条件下土体和砂井中的渗流符合 Darcy 定律。

③砂井内孔压沿径向的变化很小,可不计;任一深度 z 处从土体中沿井周流入砂井的水量等于砂井中向下水流的增量,即下式成立:

$$\frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} = -\frac{2k_s}{r_w k_w} \frac{\partial u_r}{\partial r} \Big|_{r=r_w} \quad (1)$$

式中: u_r 为仅考虑径向渗流时原状土区内任意一点的超孔压; u_w 为仅考虑径向渗流时砂井内任意一点的超孔压。

④除了渗透系数外,砂井井料及涂抹区的其他性质同天然地基。

⑤考虑到底部抽真空预压的特殊性,真空作用面位于底部,在砂井顶面 ($z=0$ 处) 不透水,下表面 ($z=h$) 为透水层,径向 r_e 以外为不透水层。

2.2 控制方程建立流程

根据以上相关假定,可建立砂井地基固结控制方程为

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = -\frac{1}{E_s} \frac{\partial \bar{u}_r}{\partial t} \quad (2)$$

式中: ε_v 为仅考虑径向渗流时影响区内任一点的体积应变; t 为时间; E_s 为地基压缩模量; $\bar{u}_r$ 仅考虑径向渗流时影响区内任意一点的平均超孔压。

$$-\frac{k_s}{\gamma_w} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u_r}{\partial r} \right) = \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \quad r_w \leq r \leq r_s \quad (3)$$

式中: γ_w 为水的重度。

$$-\frac{k_h}{\gamma_w} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u_r}{\partial r} \right) = \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \quad r_s \leq r \leq r_e \quad (4)$$

砂井地基轴对称固结问题相应边界条件为

$$z=0, \quad \frac{\partial u_r}{\partial z} = \frac{\partial u_s}{\partial z} = \frac{\partial u_w}{\partial z} = 0 \quad (5)$$

$$z=h, \quad u_w = -P_0 \quad (6)$$

$$r=r_e, \quad \frac{\partial u}{\partial r} = 0 \quad (7)$$

式中: u_s 为仅考虑径向渗流时涂抹区内任意一点的超孔压; u 为超孔隙水压力。

初始条件:

$$t=0, \quad u=u_w=u_s=0$$

2.3 求解方法

假设整个地基内土体 ε_v 相等, 即不随 r 和 z 变化, 对方程 (3)、(4) 两边关于 r 积分, 结合条件边界条件 (5)、(6)、(7) 可得

$$\frac{\partial u_s}{\partial r} = \frac{\gamma_w}{2k_s} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \left(\frac{r_e^2}{r} - r \right) \quad r_w \leq r \leq r_s \quad (8)$$

$$\frac{\partial u_r}{\partial r} = \frac{\gamma_w}{2k_h} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \left(\frac{r_e^2}{r} - r \right) \quad r_s \leq r \leq r_e \quad (9)$$

当 $r_w \leq r \leq r_s$ 时, 对式 (5) 再关于 r 积分, 得

$$u_s = \frac{\gamma_w}{2k_s} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \left[r_e^2 \ln \frac{r}{r_w} - \frac{r^2 - r_w^2}{2} \right] + u_w \quad (10)$$

同理当 $r_s \leq r \leq r_e$ 时, 对式 (6) 再次关于 r 积分可得

$$u_r = \frac{\gamma_w}{2k_h} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \left[r_e^2 \ln \frac{r}{r_s} - \frac{r^2 - r_s^2}{2} \right] + \frac{\gamma_w}{2k_s} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \left[r_e^2 \ln \frac{r_s}{r_w} - \frac{r_s^2 - r_w^2}{2} \right] + u_w \quad (11)$$

根据假定③和式 (9), 得

$$\frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} = -\frac{\gamma_w}{k_w} (n^2 - 1) \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \quad (12)$$

对式 (12) 两边积分, 并结合边界条件 (5)、(6) 得

$$u_w = \frac{\gamma_w}{k_w} (n^2 - 1) \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \frac{h^2 - z^2}{2} - p_0 \quad (13)$$

将式 (12) 代入式 (10) 和 (11), 并结合式 (13)

得

$$u_s = \frac{\gamma_w}{2k_s} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \left[r_e^2 \ln \frac{r}{r_w} - \frac{r^2 - r_w^2}{2} + \frac{k_s}{k_w} (n^2 - 1) (h^2 - z^2) \right] - p_0 \quad (14)$$

式中: $n = \frac{r_e}{r_w}$ 。

$$u_r = \frac{\gamma_w}{2k_h} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \left[\left(r_e^2 \ln \frac{r}{r_s} - \frac{r^2 - r_s^2}{2} \right) + \frac{k_h}{k_s} \left(r_e^2 \ln \frac{r_s}{r_w} - \frac{r_s^2 - r_w^2}{2} \right) + \frac{k_h}{k_w} (n^2 - 1) (h^2 - z^2) \right] - p_0 \quad (15)$$

在深度 z 处的横断面上的平均超孔压为

$$\bar{u}_r = \frac{\int_{r_w}^{r_s} 2\pi u_s r dr + \int_{r_s}^{r_e} 2\pi u_r r dr}{\pi(r_e^2 - r_w^2)} \quad (16)$$

将式 (14)、(15) 代入式 (16) 得

$$\bar{u}_r = \frac{\gamma_w}{2} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \frac{r_e^2}{k_h} \left[\ln \frac{n}{s} + \frac{k_h}{k_s} \ln s - \frac{3}{4} + \frac{k_h}{k_w} \left(\frac{h}{r_w} \right)^2 \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \right] - p_0 \quad (17)$$

式中: $s = \frac{r_s}{r_w}$ 。

令 $\mu = \ln \frac{n}{s} + \frac{k_h}{k_s} \ln s - \frac{3}{4} + \frac{k_h h^2}{k_w r_w^2} \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right)$, 得

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

将式 (1) 代入式 (18) 得

$$\bar{u}_r = -\frac{\mu \gamma_w m_v 4r_e^2}{8 k_h} \frac{\partial \bar{u}_r}{\partial t} - p_0 = -\frac{\mu}{8} \frac{\partial \bar{u}_r}{\partial T_h} - p_0$$

解得:

$$\bar{u}_r = p_0 \exp \frac{-8T_h}{\mu} - p_0 \quad (19)$$

式中: $T_h = \frac{k_h}{\gamma_w m_v} \frac{t}{4r_e^2}$ 。

将式 (19) 代入式 (18), 结合式 (13)、(14)、(15) 得

$$u_w = \frac{p_0}{\mu} G \left(1 - \frac{1}{n^2} \right) \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \exp \frac{-8T_h}{\mu} - p_0 \quad (20)$$

$$u_s = \frac{p_0}{\mu} \left[\frac{k_h}{k_s} \left(\ln \frac{r}{r_w} - \frac{r^2 - r_w^2}{2r_e^2} \right) + G \left(1 - \frac{1}{n^2} \right) \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \right] \exp \frac{-8T_h}{\mu} - p_0 \quad (21)$$

$$r_w \leq r \leq r_s$$

$$u_r = \frac{p_0}{\mu} \left[\left(\ln \frac{r}{r_s} - \frac{r^2 - r_s^2}{2r_e^2} \right) + \frac{k_h}{k_s} \left(\ln s - \frac{s^2 - 1}{2n^2} \right) + G \left(1 - \frac{1}{n^2} \right) \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \right] \exp \frac{-8T_h}{\mu} - p_0$$

$$r_s \leq r \leq r_e \quad (22)$$

式中: $\mu = \ln \frac{n}{s} + \frac{k_h}{k_s} \ln s - \frac{3}{4} + G \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right)$; $T_h =$

$$\frac{k_h}{\gamma_w m_v} \frac{t}{4r_e^2}; \quad G = \frac{k_h}{k_w} \left(\frac{h}{r_w} \right)^2 \text{ 为井阻因子。}$$

2.4 固结度计算

本文计算方法是建立在负压砂井地基基础上的,该过程中每一深度上的固结是相对真空负压 $-P_0$ 下的固结过程,相应固结度计算方法为

$$\bar{U}_r = \frac{u_r}{-p_0} = 1 - \exp \frac{-8T_h}{\mu} \quad (23)$$

$$U_r = \frac{1}{h} \int_0^h \bar{U}_r dz \quad (24)$$

其中,式(23)、(24)即为地基某一深度处的平均固结度和整个地基平均固结度的表达式。

3 本文解析解和类似径向固结解的比较

忽略竖向渗流的轴对称固结理论,最早是由 Barrom 于 1948 年采用与太沙基理论中相同的假设条件下提出的,之后 Hansbo^[6]、谢康和等^[7]导出各自解析解,但均假设荷载是一次施加,是建立于正压条件下砂井地基径向固结解析解答。

董志良^[8]将谢康和正压砂井地基径向固结解析理论扩展到负压情况下,并给出如下解答:

$$\bar{u}_r = p_0 \sum_{m=0}^{\infty} \frac{2}{M^2} e^{-B_m t} - p_0$$

此外,Indraratna 等^[9]、周琦等^[10]、Tuan 等^[11]等在 Hansbo 固结理论基础上引入负压沿砂井的线性衰减分布模式,并给出了负压条件下考虑井阻作用时的解答:

$$\bar{u}_r = \frac{(1+k_h)p_0}{2} \exp \frac{-8T_h}{\mu_{ax}} - \frac{(1+k_h)p_0}{2} \quad (25)$$

$$\mu_{ax} = \frac{n^2}{n^2-1} \left(\ln \left(\frac{n}{s} \right) + \frac{k_h}{k_s} \ln s - \frac{3}{4} \right) + \frac{s^2}{n^2-1} \left(1 - \frac{s^2}{4n^2} \right) + \frac{k_h}{k_s} \frac{1}{n^2-1} \left(\frac{s^4-1}{4n^2} - s^2 + 1 \right) + \pi \frac{2k_h}{3q_w} h^2 \left(1 - \frac{1}{n^2} \right)$$

当 $k_h=1$ 时,即负压沿砂井不衰减,底部负压与顶部负压相同,则式(25)可化为式(19)。二者解答形式相同,区别在于参数 μ_{ax} 与本文 μ 不同,主要是由于两种解析解在推导的过程中真空作用的边界条件不同所致。

武孟琼等^[5]通过室内模型试验研究底部抽真空预压法表明,在软基地底部抽真空时,PVD 内水位在真空抽水作用下迅速下降并保持在排水板,在水位以上真空压力一直保持为 $-P_0$ 。略去 PVD 中水位降低的时间,可认为负压沿砂井无衰减,因此,可认为底部抽真空预压法是 Indraratna 负压径向固结解析解在 $k_h=1$ 时的特殊情况。

此外,同谢康和等^[7]、董志良等^[8]严密解的表达式相比,本文解析解只能被认为是一种近似解,但该解析解答形式更为简单,更利于在工程中的推广应用。为验证本文解析解的合理性,结合工程算例,根据上述公式对真空下的孔压及固结度进行计算分析。

4 室内固结模型试验

4.1 模型试验装置

本模型试验的目的是对软土地基底部抽真空预压的加固过程进行室内模拟研究,探究底部抽真空预压法软土加固效果,并通过解析解计算结果与试验数据对比,验证计算模型的合理性。模型试验装置如图 3 所示。试验模型主要由模型桶(高度为 1.2 m,直径为 50 cm)、电接点真空表(用于控制真空负压的施加)、真空管道系统和量测系统。真空管道系统由滤水管、塑料排水板以及与真空泵组成的真空装置相连组成。量测系统由测表层沉降的游标卡尺、测排水量的电子秤、孔压计及测其示数的读数仪、刻度尺及真空表组成。

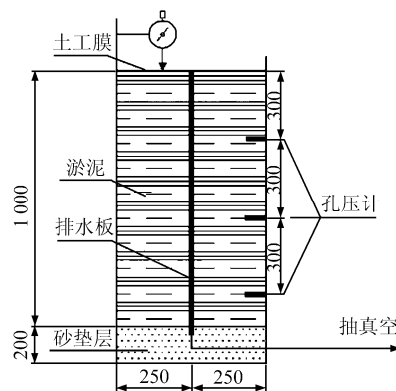


图3 模型装置示意图 (单位: mm)
Fig.3 Schematic diagram of model (unit: mm)

4.2 试验材料和方法

模型试验所用的土样取自于南京秦淮河底，为淤泥质黏土，其初始状态参数如表 1 所示。试验时，首先往模型桶底部铺设 20 cm 砂垫层并埋设抽真空滤管，然后分层填筑淤泥，在模型筒壁间隔 30 cm 处安装 3 个孔压计。吹填完成后，在土体中间打设排水板，最后在顶部铺设土工布并封膜，并将排水滤管连接至真空泵。图 4 为仪器安装后及封膜后的试验装置示意图。试样在 -80 kPa 真空度条件下变形基本稳定即停止试验。试验过程中对表层沉降、排水量、土体内不同深度处的孔压计等进行了观测和记录。

表 1 淤泥的基本物理力学性质

Table 1 Basic physico-mechanical properties of sludge

土样	含水率 /%	密度 /(g/mL)	土粒相对 密度 G_s	液限 /%	塑限 /%	塑性 指数	初始孔 隙比 e_0
淤泥	90	1.58	2.71	56.4	33.5	22.9	3.08



图 4 试验仪器装置图

Fig.4 Setup diagram of test equipment

5 试验结果及分析

5.1 理论分析模型及计算参数

本文所用模型装置为有机玻璃桶，所以计算模型为轴对称模型，排水板作用半径 r_e 为模型筒半径 25 cm，计算高度为 1.2 m。试验过程中在试样底部抽真空，模型桶底部为砂垫层，顶部为不透水土工膜，所以其底面为透水边界，顶部为不透水边界。模型的边界条件为：模型底部位移固定，侧向固定，竖向可以自由移动，而顶部为自由边界。孔压边界条件为：底部砂垫层和排水板内为真空压力区。

通过室内试验，测得试验所用土的基本物理力学参数如表 1 所示，土样渗透参数为： $k_h = 8.05 \times 10^{-9}$ m/s， $k_s = 1.29 \times 10^{-9}$ m/s，土的压缩系数 $m_v = 0.8 \text{ MPa}^{-1}$ ，排水板渗透系数 $k_w = 1 \times 10^{-4}$ m/s。抽真空强度为 -80 kPa。

5.2 模型计算和试验的结果对比

5.2.1 表层沉降计算分析

实测模型中土样表层沉降随时间的变化曲线如图 5 所示。从图中可以看出，在施加真空的开始段，土体的含水率很大，渗透系数和压缩性比较大，土样中水渗流入排水板和底部砂垫层中渗流速度比较快，表层沉降比较快，表现为沉降曲线的斜率较陡。随着时间的增加，土样含水率降低，孔隙水压力减小的同时土体有效应力不断增加，土体逐渐固结，使得其渗透系数和压缩系数降低，因此，土样沉降速度比较慢，其沉降曲线比较平缓。图 5 中实测沉降与计算结果对比表明，模型计算与试验实测结果吻合较好，因此，该模型能很好地模拟底部抽真空预压法中软土地基地表沉降过程。

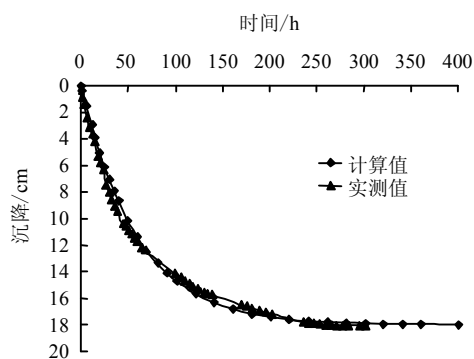


图 5 土样表层沉降历时曲线图

Fig.5 Settlement versus time curves of soil sample surface

5.2.2 超静孔压计算分析

图 6 为模型中不同位置处土体中超孔压随时间的变化曲线。从图中可以看出，在施加真空的开始段，由于土的孔隙比较大，土体的渗透系数非常大，土中的超孔隙水压力迅速降低。随着时间的增加，土中的水不断被抽出，土体不断压缩固结，孔隙水压力降低缓慢。随着预压时间的继续增加，在固结后期 ($t=200$ h) 时各个点的孔压最终趋于稳定。

由于底部抽真空预压法真空作用面的不同，其孔压变化特点与常规真空预压法有所不同，在地基底部铺设砂垫层，所以其既是排水面，又是真空荷载作用面。张诚厚等^[3]研究表明，负压源移入吹填土深层时，砂井底部的真空度大幅度的增加，减小了砂井阻力影响，从而导致土层中真空度的衰减，与此同时，抽真空所形成的 U 势分布可使孔隙水向砂井及底垫层方向流动。因此，埋深越深，距离排水面越近，土体的超孔隙水压力消散得越快。

从图 6 中可以看出，深度分别为 30、60、90 cm 3 处的孔压的变化趋势基本一致，但是消散速度存

在差别。越接近底部真空作用面,其孔压值降低速度越快,即 90 cm 处土体的孔压消散快于 60 cm 和 30 cm 处。在相同的时间内,从土体表层到深层,越接近真空作用面,孔压消散越快,固结发展越快,即 90 cm 处的土体比浅层 60 cm 和 30 cm 处土体固结要快,可提高对深层土体的加固效果,使得真空预压处理后的软土地基强度沿深度变化比较均匀,这与张诚厚等^[2]现场试验分析得出的结果一致。

同时模型计算与试验实测结果吻合较好,能够反映不同深度土体的孔压值,说明本文计算模型能够反映土体内孔压的变化规律。

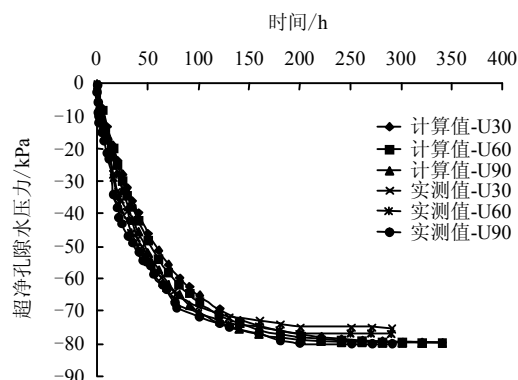


图 6 计算和实测不同位置处孔压结果比较

Fig.6 Comparison between calculated and tested results of pore pressure under different positions

5.3.3 固结度计算分析

图 7 为地表土体固结度的计算曲线与实测值的对比,由图可以看出,在真空固结初始时刻,由于土体的孔隙比非常大,压缩系数也比较大,固结速度比较快。而随着固结时间的进行,土体变得更加密实,土体的孔隙比逐渐变小,因此,土体的压缩系数也逐渐变小,固结速度缓慢。同时,通过计算结果与实测数据相比略有偏差,在 24 h 之前固结度计算值要小于实测值,在 24 h 之后固结度计算值快于实测值,总体而言二者变化较吻合,基本反映土体的固结过程。

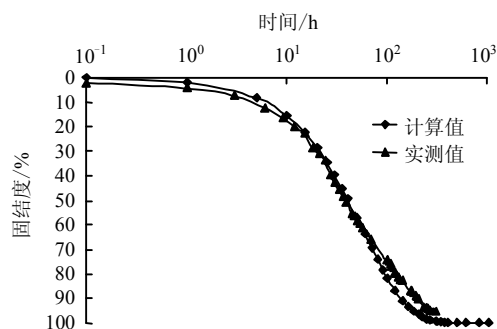


图 7 地表土样的固结度计算值

Fig.7 Calculated consolidation degree versus time

6 结 论

(1) 在谢康和等^[7]应变条件下砂井地基固结理论的基础上,利用 Hansbo 砂井固结理论求解方法,结合底部抽真空预压法真空作用面在底部的实际边界条件,推导出仅考虑径向渗流情况下底部真空预压加固地基的轴对称固结解析解。

(2) 利用本文解析解计算得到的地表沉降曲线和固结度变化规律与实测结果比较吻合,表明该模型能很好地模拟底部抽真空预压法中软土地基地表沉降过程,具有一定合理性和适用性。

(3) 解析解计算得到不同深度处的孔压变化规律表明,土体深层的孔压消散速度快于浅层,说明该法可提高对深层土体的加固效果,使得真空预压处理后的软土地基强度沿深度变化比较均匀,与已有的现场试验实测结果分析得出的结果一致,该解析解可为该技术的工程实际应用提供理论参考和科学指导。

参 考 文 献

- [1] KJELLMAN W. Consolidation of clay by means of atmospheric pressure[C]//Proc. Conference on Soil Stabilization. Boston: [s. n.], 1952: 258—263.
- [2] 张诚厚, 王伯衍, 曹永琅. 真空作用面位置及排水板间距对加固效果的影响[J]. 岩土工程学报, 1990, (1): 45—52.
ZHANG Cheng-hou, WANG Bo-yan, CAO Yong-lang. The influence of vacuum location and the spacing of drain well on the effect of preloading improvement[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1990, (1): 45—52.
- [3] 胡珩, 王保田. 真空作用面位置对加固效果影响的试验研究[J]. 岩土力学, 2009, (5): 1287—1290.
HU Heng, WANG Bao-tian. Experimental study of effect of vacuum location on improvement of subsoil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, (5): 1287—1296.
- [4] SANDIFORD R E, LUDEWIG N, DUNLOP P. Evaluation of enhanced consolidation for dredged material disposed at Newark Bay confined disposal facility[C]//Proc. of Int. Workshop on Technology Transfer for Vacuum Induced Consolidation: Engineering and Practice. Los Angeles: [s. n.], 1996: 27—33.
- [5] 武孟琼, 王保田. 底部抽真空法在围垦工程中优越性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, (29): 2916—2926.
VU Manh Quynh, WANG Bao-tian. Advantages study of vacuum preloading at bottom of soil layer for reclamation

- projects[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, (29): 2916—2926.
- [6] HANSBO S. Consolidation of fine-grained soils by prefabricated drains[C]//Proceedings of 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Sweden: [s. n.], 1981: 677—682.
- [7] 谢康和, 曾国熙. 等应变条件下的砂井地基固结解析理论[J]. 岩土工程学报, 1989, 21(2): 3—17.
- XIE Kang-he, ZENG Guo-xi. Consolidation theories for drain wells under equal strain condition[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1989, 21(2): 3—17.
- [8] 董志良. 堆载及真空预压砂井地基固结解析理论[J]. 水运工程, 1992, (9): 1—7.
- DONG Zhi-liang. Analytical consolidation theory of sand drain ground under preloading with vacuum preloading[J]. **Port and Waterway Engineering**, 1992, (9): 1—7.
- [9] INDRARATNA B, RUJIKIATKAMJORN C, SATHANANTHAN I. Analytical and numerical solutions for a single vertical drain including the affects of vacuum preloading[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2005, 42: 994—1014.
- [10] 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): 3994—3998.
- ZHOU Qi, ZHANG Gong-xin, WANG You-yuan, et al. Hansbo consolidation solution for sand-drained ground under vacuum preloading[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, (29): 3994—3998.
- [11] TUAN A T, TOSHIYUKI M. Equivalent plane strain modeling of vertical drains in soft ground under embankment combined with vacuum preloading[J]. **Computers and Geotechnics**, 2008, (35): 655—672.
-
- 上接第 2747 页
- [15] 宫宇新, 何满潮, 汪政红, 等. 岩石破坏声发射时频分析算法与瞬时频率前兆研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(4): 787—799.
- GONG Xin-yu, HE Man-chao, WANG Zheng-hong, et al. Research on time-frequency analysis algorithm and instantaneous frequency precursors for acoustic emission data from rock failure experiment[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2013, 32(4): 787—799.
- [16] 康玉梅, 朱万成, 白泉, 等. 基于小波变换时频能量分析技术的岩石声发射信号时延估计[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(5): 1010—1016.
- KANG Yu-mei, ZHU Wan-cheng, BAI Quan, et al. Time-delay estimation of acoustic emission signals of rock using time-frequency energy analysis based on wavelet transform[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, 29(5): 1010—1016.
- [17] 刘新平, 刘英, 陈颢. 单轴压缩条件下岩石样品声发射信号的频谱分析[J]. 声学学报, 1986, 11(2): 80—87.
- LIU Xin-ping, LIU Ying, CHEN Yong. Spectral analysis of acoustic emissions of rock specimen during uniaxial compression[J]. **Acta Acustica**, 1986, 11(2): 80—87.
- [18] 葛修润, 任建喜. 岩土损伤力学宏细观试验研究[M]. 北京: 科学出版社, 2004.
- [19] 何满潮, 杨国兴, 苗金丽, 等. 岩爆实验碎屑分类及其研究方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(8): 1521—1529.
- HE Man-chao, YANG Guo-xing, MIAO Jin-li, et al. Classification and research methods of rockburst experimental fragments[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2009, 28(8): 1521—1529.
- [20] 李德建, 贾雪娜, 苗金丽, 等. 花岗岩岩爆试验碎屑分形特征分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29: 3280—3289.
- LI De-jian, JIA Xue-na, MIAO Jin-li, et al. Analysis of fractal characteristics of fragment from rockburst test of granite[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, 29: 3280—3289.
- [21] 李庶林, 尹贤刚, 王泳嘉, 等. 单轴受压岩石破坏全过程声发射特征研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(15): 2499—2503.
- LI Shu-lin, YIN Xian-gang, WANG Yong-jia, et al. Studies on acoustic emission characteristics of uniaxial compressive rock failure[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2004, 23(15): 2499—2503.
- [22] JIANG Xu, LI Shu-chun, TAO Yun-qi, et al. Acoustic emission characteristic during rock fatigue damage and failure[J]. **Procedia Earth and Planetary Science**, 2009, 1(1): 556—559.