

DOI: 10.11779/CJGE201610021

高含水率疏浚泥轴对称大应变固结模型

曹玉鹏¹, 孙宗军¹, 丁建文², 吉 锋^{2, 3}

(1. 山东科技大学交通学院, 山东 青岛 266590; 2. 东南大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210096;

3. 南水北调东线江苏水源有限责任公司, 江苏 南京 210029)

摘 要: 高含水率疏浚泥在外加荷载作用下通常产生大应变固结变形, 不适用于传统的 Barron 轴对称小应变固结理论。为此, 基于 Gibson 一维大应变固结理论和 Hansbo 径向固结理论, 摒弃小应变假定, 考虑高含水率疏浚泥的材料和几何非线性、径竖向渗流等因素, 建立了等应变条件下以孔隙比为变量的轴对称大应变固结模型 ALSC, Gibson、Hansbo、Kjellman 等建立的固结方程是该模型的特例。基于有限差分法, 编制了计算程序, 进行了 ALSC 模型与小应变模型的数值模拟, 验证了 ALSC 的有效性。研究表明: 土体变形较小时, ALSC 模型与 Barron 模型计算的固结度和超静孔压数值基本吻合; 土体变形较大时, ALSC 模型与“Barron+Terzaghi”理论计算的最终沉降量和固结速率取决于土体的固结参数; 当 $C_v/C_k=1$ 时, ALSC 模型的最终沉降量小于“Barron+Terzaghi”理论, 但二者固结速率相当; 当压缩系数 a_v 保持不变, ALSC 模型 ($C_k=1$) 与“Barron+ Terzaghi”相比, 最终沉降量大, 固结速率慢。

关键词: 疏浚泥; 高含水率; 砂井; 轴对称模型; 大应变固结; 非线性; 等应变

中图分类号: TU443

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2016)10 - 1904 - 07

作者简介: 曹玉鹏(1985 -), 男, 讲师, 主要从事淤泥大应变固结及软基处理方面的研究。E-mail: paradise456917@163.com。

Axisymmetric large-strain consolidation model for dredged clay with high water content

CAO Yu-peng¹, SUN Zong-jun¹, DING Jian-wen², JI Feng^{2, 3}

(1. Shandong University of Science and Technology, College of Transportation, Qingdao 266590, China; 2. Institute of Geotechnical

Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China; 3. Jiangsu Water Source Company Ltd. of the Eastern Route of the

South-to-North Water Diversion Project, Nanjing 210029, China)

Abstract: Large strain generally occurs in dredged clay with high water content under external loading. The traditional axisymmetric small-strain consolidation theory developed by Barron is no longer applicable. Based on the Gibson large-strain consolidation theory and the Hansbo equal-strain consolidation theory, the axisymmetric large strain consolidation (ALSC) model is established under equal strain. ALSC accounts for radial and vertical flows and variation of compressibility and permeability of dredged clay with high water content. The equations established by Gibson, Hansbo and Kjellman are the special cases of ALSC. Based on the finite difference method, the calculation program for ALSC is compiled. The ALSC model and the small-strain model are simulated, and the validity of ALSC is verified. The results show that when the soil deformation is small, the predicted consolidation degree and the excess pore water pressure results of ALSC model are in good agreement with the Barron ones. When the soil deformation is large, the final settlement and consolidation rate of ALSC model and “Barron+Terzaghi” model depend on soil parameters. When $C_v/C_k=1$, the final settlement of ALSC model is less than that of “Barron+Terzaghi” model, but the consolidation rate is relatively the same. If the compression coefficient a_v remains unchanged during consolidation process, the final settlement is larger but the consolidation rate is slower for ALSC model ($C_k=1$) than the ones for “Barron+ Terzaghi” model.

Key words: dredged clay; high water content; vertical drain; axisymmetric model; large-strain consolidation; non-linearity; equal strain

0 引 言

港口、航道、近海岸等疏浚工程每年产生数亿方高含水率疏浚泥^[1], 因其含水率高、排水固结速率缓

基金项目: 山东科技大学人才引进科研启动基金项目(2016RCJJ021); 国家自然科学基金项目(51608312, 51178107, 51378118); “十二五”国家科技支撑计划项目(2015BAB07B06); 水利部公益性行业专项经费项目(201401006)
收稿日期: 2015 - 09 - 25

慢、工程性质差, 经常被作为废弃物存储于抛泥区或围堰堆场, 长期占用大量土地资源。近年来, 为解决此问题, 实际工程中经常采用排水固结法快速处理疏浚泥^[2-4]。排水固结法的理论基础是砂井轴对称固结理论^[5-7], Barron 基于 Terzaghi 经典固结理论建立的轴对称径向排水固结理论被广泛接受^[7]。为了进一步精确地处理砂井固结问题, 国内外诸多学者在 Barron 基础上对径向固结的影响因素, 如涂抹和井阻^[6-9], 材料非线性^[10-11]等开展了大量的研究, 取得了颇有成效的成果。

然而, 工程中用 Barron 系固结理论进行高含水率疏浚泥固结预测时, 计算得到的固结时间和沉降等数值与实测值差别较大^[12], 其主要原因之一是, Barron 系固结理论主要研究对象一般为长期沉积形成的固态软黏土, 基本符合小应变假定。高含水率疏浚泥的含水率通常大于液限, 属于流态, 具有大应变固结特征。近年来, 在已有的大应变固结模型^[13-16]基础上, 江辉煌等^[12]摒弃了小应变的假定, 基于 Gibson 大应变固结理论, 建立了自由应变的砂井大应变固结理论, 但固结模型没有考虑涂抹效应, 控制方程中没有考虑井径比等参数; Fox 等^[17]以正常固结土为研究对象, 通过系列小应变计算, 利用位移修正坐标得到大应变分析结果, 但没有考虑高含水率疏浚泥材料非线性随应变的变化。

涂抹效应等因素控制着土体的固结速率^[7], 径竖向渗流的材料非线性和几何非线性是疏浚泥大应变固结性状的一个重要组成内容^[12,17]。如何在大应变固结中耦合考虑涂抹效应、材料非线性和几何非线性仍是一个重要的研究课题。

本文基于 Hansbo 砂井等应变径向固结理论, 导入 Gibson 一维大应变固结理论, 建立固相坐标系下以孔隙比为变量的轴对称大应变固结模型 ALSC, 该模型能考虑井径比、涂抹效应、渗透性状和压缩性状的材料非线性变化、土体的自重荷载、径竖向渗流等影响高含水率疏浚泥固结的关键因素。用差分法进行模型求解, 通过对 ALSC 模型和 Barron 模型进行数值模拟, 分析轴对称大、小应变固结理论计算结果的差别, 验证该模型用于高含水率疏浚泥的适用性。

1 轴对称模型计算简图

图 1 为轴对称地基简图, L 为泥层初始厚度, 当单面排水时即为土体的初始竖向排水距离。为了简化, 假定由于打设排水板时产生施工扰动, 疏浚泥分为两个区, 靠近 PVD 的涂抹区以及远离 PVD 的非扰动区,

PVD 的等效半径为 r_w , 涂抹区半径和径向渗透系数分别为 r_s 和 k_s , 砂井有效影响区域为 r_e , 非扰动区的径向渗透系数为 k_h , 竖向渗透系数为 k_v , r 和 ξ 为径向坐标和竖向流动坐标, k_r 为任意一点的径向渗透系数, 砂井排水能力足够大, 即不考虑井阻。

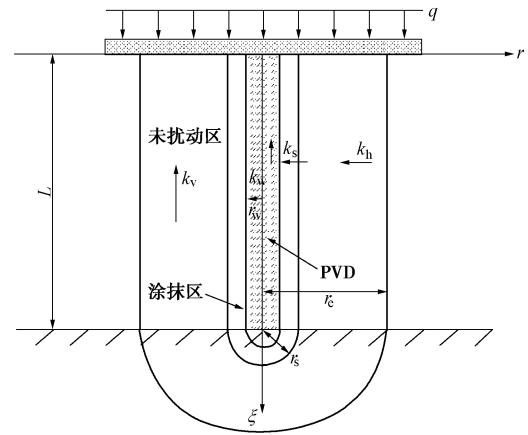


图 1 轴对称地基简图

Fig. 1 Schematic diagram of typical cylindrical cell

2 基本假定

- (1) 疏浚泥是均质饱和的。
- (2) 疏浚泥固体颗粒和水均不可压缩, 变形完全是由孔隙水的排出引起的。
- (3) 疏浚泥中水的竖向和水平向渗流服从 Darcy 定律, 渗透系数随孔隙比非线性变化。
- (4) 疏浚泥仅在竖向变形, 不沿径向和切向移动, 不考虑蠕变。
- (5) 荷载瞬时施加并随时间保持不变。
- (6) 等应变条件成立, 同一深度平面上任一点的垂直变形相等。

上述的假定摒弃了 Barron 系固结理论小应变的限制, 考虑了疏浚泥固结过程中竖向非线性压缩特性和径竖向渗透系数非线性变化规律, 以及疏浚泥颗粒竖向移动产生的骨架变形, 即耦合了几何大变形和材料大变形, 并将其纳入到了大面积加载的等应变固结中, 以期更加符合实际工程中的砂井固结沉降特征。

3 坐标体系

竖向坐标选择与一维大应变固结坐标系相同, 水发生竖向渗流, 疏浚泥颗粒发生竖向移动, 同时疏浚泥上边界随着固结过程不断下移, 建立方程的坐标体系选择为流动坐标 ξ 。

在径向固结过程中假定只有径向孔隙水渗流, 不考虑土颗粒的径向移动, 且轴对称疏浚泥的内、外径

不发生变化(即内、外边界未移动),在水平面采用欧拉极坐标系 (r, θ) , 具体见图2。

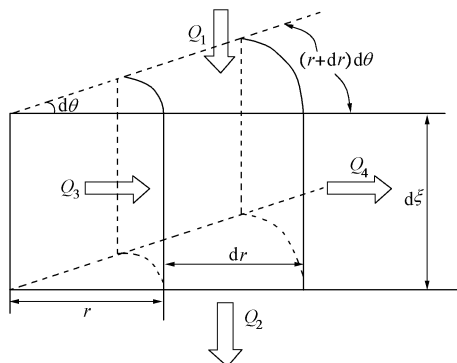


图2 坐标体系简图

Fig. 2 Diagram of coordinate system

4 固结模型的推导建立

4.1 渗流方程

土中任一位置径向水力梯度 i_r 与超静孔压 u 的关系为

$$i_r = \frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial r} \quad (1)$$

任意深度处竖向水力梯度 i_v 与同一深度处土体中的平均超静孔压 \bar{u} (基于文献[18], u 不适用于等应变条件下考虑径竖向同时渗流的单井固结问题, 而 \bar{u} 相适应) 的关系为

$$i_v = \frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} \quad (2)$$

式中, γ_w 为水重度, v_s 为土颗粒竖向实际流速, v_v 为液相竖向实际流速, v_r 为液相径向实际流速, 由达西定律可知

$$\frac{e}{1+e}(v_v - v_s) = -k_v \frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} \quad (3)$$

$$\frac{e}{1+e}v_r = -k_r \frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial r} \quad (4)$$

4.2 饱和土体连续性方程

孔隙水竖向表观流速 v_1 为

$$v_1 = \frac{e}{1+e}(v_v - v_s) \quad (5)$$

孔隙水径向表观流速 v_2 为

$$v_2 = \frac{e}{1+e}v_r \quad (6)$$

单位时间内土体中的竖向孔隙水流入量 Q_1 为

$$Q_1 = v_1 \cdot dr \cdot r \cdot d\theta \quad (7)$$

单位时间内土体中的竖向孔隙水流出量 Q_2 为

$$Q_2 = \left(v_1 + \frac{\partial v_1}{\partial z} dz \right) \cdot dr \cdot r \cdot d\theta \quad (8)$$

则单位时间内土体沿竖向的净流量为

$$Q_2 - Q_1 = \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{e}{1+e}(v_v - v_s) \right] dz \cdot dr \cdot r \cdot d\theta \quad (9)$$

单位时间内土体中的径向孔隙水流入量 Q_3 为

$$Q_3 = v_2 (rd\theta) dz \quad (10)$$

单位时间内土体中的径向孔隙水流出量 Q_4 为

$$Q_4 = \left(v_2 + \frac{\partial v_2}{\partial r} dr \right) (r+dr) d\theta dz \quad (11)$$

则忽略高阶项的单位时间内土体沿径向的净流量为

$$Q_4 - Q_3 = \left[\frac{e}{1+e}v_r + \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{e}{1+e}v_r \right) r \right] d\theta dz dr \quad (12)$$

单位时间内土体体积变化等于土体中的孔隙水的总净流量, 因此

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} dz r d\theta dr = Q_2 - Q_1 + Q_4 - Q_3 \quad (13)$$

将式(9)、(12)代入到式(13), 可得连续性方程表达式

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{e}{1+e}(v_v - v_s) \right] + \frac{e}{1+e}v_r \frac{1}{r} + \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{e}{1+e}v_r \right) \quad (14)$$

将式(3)和式(4)代入到式(14)中可得

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} \right) - \frac{k_r}{\gamma_w} \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{k_r}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial r} \right) \quad (15)$$

令

$$-\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} \right) = w \quad (16)$$

式(16)中 w 与半径 r 无关, 用 w 代替可进行方程代入的简化, 则式(15)可变换为

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{k_r}{\gamma_w} \cdot r \cdot \frac{\partial u}{\partial r} \right) = w \quad (17)$$

4.3 考虑涂抹的基本控制方程

式(17)两边对 r 积分, 并引入边界条件, 当 $r=r_e$ 时, $\partial u / \partial r = 0$, 则超静孔压 u 的表达式如下

$$\frac{\partial u}{\partial r} = \frac{\gamma_w w}{k_r} \frac{1}{2} \left(\frac{r^2 - r_e^2}{r} \right) \quad (18)$$

由式(18)可以分为关于涂抹区超静孔压 u_s 和未扰动区超静孔压 u_h 的两个表达式:

$$\frac{\partial u_s}{\partial r} = \frac{\gamma_w w}{k_s} \frac{1}{2} \left(r - \frac{r_e^2}{r} \right) \quad (r_w \leq r \leq r_s) \quad (19)$$

$$\frac{\partial u_h}{\partial r} = \frac{\gamma_w w}{k_h} \frac{1}{2} \left(r - \frac{r_e^2}{r} \right) \quad (r_s \leq r \leq r_e) \quad (20)$$

对式(19)进行积分, 并引入边界条件, 当 $r=r_w$ 时, $u_s = 0$, 可以得出

$$u_s = \frac{\gamma_w w}{2k_s} \left(\frac{r^2 - r_w^2}{2} - r_e^2 \ln \frac{r}{r_w} \right) \quad (21)$$

对式(20)两边积分, 并引入边界条件, 当 $r=r_s$

时, $u_s = u_h$, 因此, 可得 u_h 表达式如下

$$u_h = \frac{\gamma_w w}{2k_h} \left(\frac{r^2 - r_s^2}{2} - r_e^2 \ln \frac{r}{r_s} \right) + \frac{\gamma_w w}{2k_s} \left(\frac{r_s^2 - r_w^2}{2} - r_e^2 \ln \frac{r_s}{r_w} \right) \quad (22)$$

4.4 等应变轴对称大变形控制方程

任一深度平均超静孔压表达式如下

$$\bar{u} = \frac{\int_{r_w}^{r_s} u_s \cdot 2\pi r dr + \int_{r_s}^{r_e} u_h \cdot 2\pi r dr}{\pi(r_e^2 - r_w^2)} \quad (23)$$

将式 (21) 和式 (22) 代入式 (23) 中, 可得任一深度平均超静孔压

$$\bar{u} = -\frac{\gamma_w d_e^2}{8k_h} \mu w \quad (24)$$

其中,

$$\mu = \frac{n^2}{(n^2 - 1)} \left(\ln \frac{n}{s} - \frac{3}{4} + \frac{k_h}{k_s} \ln s \right) + \frac{s^2}{n^2 - 1} \left(1 - \frac{s^2}{4n^2} \right) + \frac{k_h}{k_s} \frac{1}{n^2 - 1} \left(\frac{s^4 - 1}{4n^2} - s^2 + 1 \right) \quad (25)$$

其中, 井径比 $n = r_e / r_w$, 涂抹比 $s = r_s / r_w$ 。将式 (16) 代入式 (24) 中, 可得流动坐标下的轴对称大应变固结控制方程式

$$\bar{u} = \frac{\gamma_w d_e^2}{8k_h} \mu \left[\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial \bar{u}}{\partial \xi} \right) \right] \quad (26)$$

根据式 (24)、(21)、(22), 则可得到涂抹区内以及未扰动区中任意一点的超静孔压表达式:

$$u_s = \left[-\frac{4k_h}{k_s d_e^2 \mu} \left(\frac{r^2 - r_w^2}{2} - r_e^2 \ln \frac{r}{r_w} \right) \right] \bar{u} \quad (27)$$

$$u_h = \left\{ -\frac{4}{d_e^2 \mu} \left(\frac{r^2 - r_s^2}{2} - r_e^2 \ln \frac{r}{r_s} \right) - \frac{4k_h}{k_s d_e^2 \mu} \left(\frac{r_s^2 - r_w^2}{2} - r_e^2 \ln \frac{r_s}{r_w} \right) \right\} \bar{u} \quad (28)$$

4.5 固相坐标下以孔隙比为变量的轴对称大变形控制方程

取坐标方向正向与重力方向相同, q 为土体表面瞬时施加荷载, 根据有效应力原理, 则竖向应力平衡方程为

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \xi} = \frac{\partial \sigma'}{\partial \xi} + \frac{\partial \bar{u}}{\partial \xi} + \gamma_w \quad (29)$$

又因为竖向总应力平衡方程为

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \xi} - \frac{e \gamma_w + \gamma_s}{1 + e} = 0 \quad (30)$$

将式 (30) 代入式 (29) 可得

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial \xi} + \frac{d \sigma'}{d e} \frac{\partial e}{\partial \xi} = \frac{\gamma_s - \gamma_w}{1 + e} \quad (31)$$

流动坐标与固相坐标 z 转换关系如下:

$$\frac{\partial \xi}{\partial z} = 1 + e \quad (32)$$

将式 (32) 代入到 (31) 可知

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial z} = (G_s - 1) \gamma_w - \frac{\partial \sigma'}{\partial z} \quad (33)$$

因此, 可得

$$\bar{u} = (G_s - 1) \gamma_w z - \sigma' + q \quad (34)$$

单位时间内土体体积应变与孔隙比的关系为

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = -\frac{1}{1 + e} \frac{\partial e}{\partial t} \quad (35)$$

因此式 (26) 最终可以得到如下表达式

$$\frac{\partial e}{\partial t} - (G_s - 1) \frac{d}{d e} \left(\frac{k_v}{1 + e} \right) \frac{\partial e}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{k_v}{\gamma_w (1 + e)} \frac{d \sigma'}{d e} \frac{\partial e}{\partial z} \right] = -\frac{8k_h (1 + e)}{\gamma_w d_e^2 \mu} [G_s - 1] \gamma_w z - \sigma' + q \quad (36)$$

式 (36) 是在固相坐标下以孔隙比 e 为变量的轴对称大应变固结控制方程 ALSC。可以看出, 该固结控制方程高度非线性, 式中的渗透系数和有效应力可以是孔隙比的任意函数, 难以给出解析解, 可将方程形式变换为对流扩散方程, 采用有限差分法进行数值求解, 具体可参考文献[19]。

4.6 ALSC 固结控制方程的讨论

(1) 从式 (36) 可以看出, 当不考虑 k_h 时, 即 $k_h = 0$, 式 (36) 可以退化为 Gibson 等^[13]固相坐标下的一维大应变固结控制方程;

(2) 从式 (26) 可以看出, 当不考虑竖向固结时, 即 $k_v = 0$, 并且土体符合小变形假定, m_v 为体积压缩系数, 则

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = m_v \frac{\partial \sigma'}{\partial t} = -m_v \frac{\partial \bar{u}}{\partial t} \quad (37)$$

将式 (37) 代入式 (26) 中, 可得

$$\bar{u} = -\frac{\mu m_v \gamma_w d_e^2}{8k_h} \frac{\partial \bar{u}}{\partial t} \quad (38)$$

\bar{u}_0 为初始状态的平均超静孔压, 对式 (38) 两边积分, 并引入边界条件, 当 $t = 0$, $\bar{u} = \bar{u}_0$, 可得

$$t = -\frac{\mu m_v \gamma_w d_e^2}{8k_h} \ln \frac{\bar{u}}{\bar{u}_0} \quad (39)$$

令径向固结系数 $c_h = \frac{k_h}{m_v \gamma_w}$, $T_h = \frac{c_h t}{d_e^2}$, 则可得平均径向固结度

$$\bar{u}_h = 1 - e^{\left(-\frac{8T_h}{\mu} \right)} \quad (40)$$

可以看出, 式 (40) 为 Hansbo^[7]建立的考虑涂抹

的平均应力固结度计算公式。若进一步不考虑涂抹,式(26)可以退化为理想情况下的 Kjellman 轴对称等应变固结控制方程^[7]。

5 算例

值得说明的是,从式(36)来看,受本文假定(4)和(6)影响,控制方程形式类似于二维大应变固结方程,但是推导过程中充分考虑了轴对称渗流,并且可以根据式(27)和(28)计算任意位置的超静孔压。Fox 等^[17]指出,当加载面积远大于土层厚度和排水距离时,假定土体发生一维变形对于大多数是合理的,并且土体参数可以通过常规固结试验获得。为验证本模型和程序的准确性和适用性,选取高含水率正常固结软黏土在外加荷载下的固结过程进行模拟^[17],计算过程中不考虑涂抹和井阻,软黏土底部不排水。

正常固结软黏土土层初始厚度 $L=10.0$ m,砂井有效影响区半径 $r_e=0.5$ m,砂井半径 $r_w=0.05$ m,初始有效应力 $q_0=50$ kPa,不考虑土体自重荷载,即土粒比重 $G_s=1.0$,初始孔隙比 $e_0=2.1$,压缩系数 $a_v=0.0087$ kPa⁻¹,径向渗透系数 $k_h=3 \times 10^{-9}$ m/s。为验证计算程序的稳定性和计算精度,同时反映小应力作用下的土体固结特性,在土层表面瞬间施加很小的荷载 $\Delta q=1.0$ kPa,并在固结过程中保持不变。图3和图4分别显示了用 ALSC 模型和 Barron 理论模拟径向固结时,平均固结度随时间的变化规律以及超静孔压沿径向的分布规律,其中 Barron 理论计算时固结系数 $C_h=k_h(1+e_0)/a_v \gamma_w=1.09 \times 10^{-7}$ m²/s,可以看出,ALSC 结果与 Barron 等应变固结理论值基本吻合,两者最终沉降量也都接近于 28 mm,说明在小应力增量、小应变变形时 ALSC 模型计算结果可靠,计算精度较高。

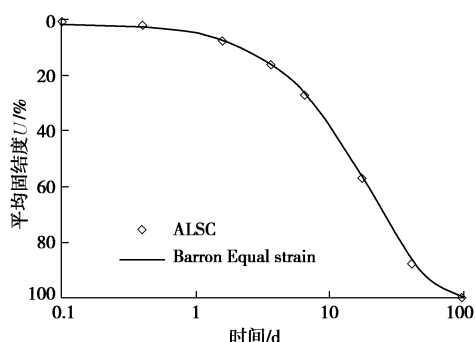


图3 ALSC 与 Barron 理论平均固结度曲线

Fig. 3 U vs. $\log t$ between ALSC and Barron theory

对于高含水率疏浚泥,固结过程中需要考虑土体自重荷载和变化的固结参数,往往施加的荷载增量也较大。因此,为了反映土体的大应变固结特性,基于

上一个案例(正常固结,初始有效应力 50 kPa),不妨施加荷载增量 $\Delta q=50$ kPa, $G_s=2.7$,采用双对数压缩模型,压缩指数 $C_c=\Delta e/\lg \sigma'_v$,土层表面初始孔隙比 $e_0=2.1$ 和表面初始竖向渗透系数 $k_v=2 \times 10^{-9}$ m/s,采用双对数渗透模型,渗透指数分别为 $C_k=\Delta e/\lg k_v=0.8$, 1.0 和 1.2。图5给出了沿土层深度的初始孔隙比和最终孔隙比(考虑土体自重,正常固结,初始孔隙比和施加荷载增量作用后最终孔隙比是在双对数压缩模型下的理论计算值),大应变(ALSC)固结计算的最终沉降量为 0.76 m。图6给出了发生大应变固结时,平均固结度随时间的变化曲线,可以看出,随着渗透指数 C_k 的增加,固结速度逐渐加快,因为发生同样的竖向变形时,较大的 C_k 值意味着渗透系数的降低相对较小。在这个算例中,ALSC 模拟的大应变固结与“small strain”小应变固结曲线较为接近。“small strain”径向固结度用 Barron 理论计算 ($C_h=1.09 \times 10^{-7}$ m²/s),竖向固结度用 Terzaghi 理论计算 ($C_v=0.73 \times 10^{-7}$ m²/s),平均固结度用 Carrillo 定理计算,虽然两者固结速率相当,但“small strain”最终沉降量为 1.40 m。如果改变 ALSC 模型的固结参数,令固结过程中压缩系数 $a_v=0.0087$ kPa⁻¹,渗透指数 $C_k=1$,那么土层的最终沉降量变为 1.52 m,相对于图6中“small strain”模拟,固结过程中渗透系数降低幅度更大,导致固结速度减缓。综上可以看出,在本例数值模拟中,轴对称大、小应变固结理论计算得到的固结速率和最终沉降量均取决于土体的固结参数;当 $C_c/C_k=1$ 时,两个模型平均固结度的发展较为接近,但 ALSC 模型的最终沉降量小于“Barron+Terzaghi”理论;当压缩系数 a_v 保持不变,与“Barron+Terzaghi”(渗透系数不变)理论相比,ALSC 模型 ($C_k=1$) 最终沉降量较大,固结速率要慢。

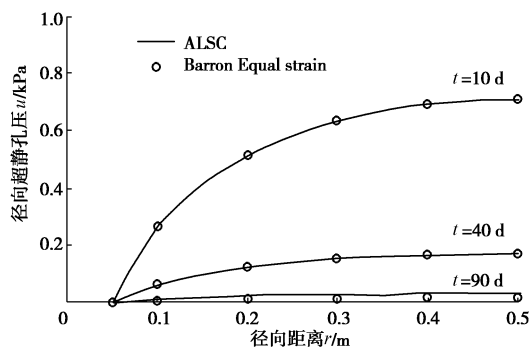


图4 不同时间下超静孔压沿径向分布

Fig. 4 Radial distribution of excess pore pressure under different time

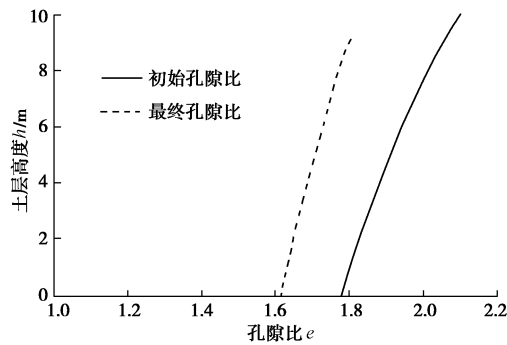


图 5 孔隙比沿土层高度分布

Fig. 5 Distribution of initial and final void ratios along soil depth

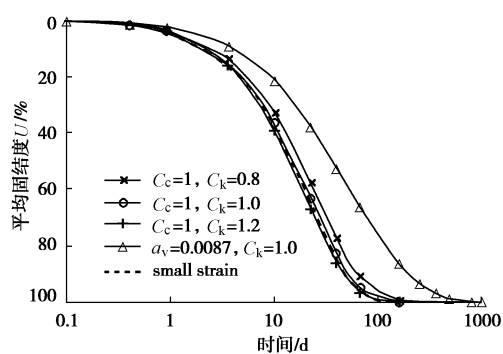


图 6 ALSC 与“Barron+Terzaghi”理论平均固结度曲线

Fig. 6 U vs. $\log t$ between ALSC and “Barron+Terzaghi” theory

6 结 论

(1) 基于 Gibson 一维大应变固结理论和 Hansbo 径向固结理论, 建立了等应变条件下耦合涂抹效应、材料非线性、几何非线性等的轴对称大应变固结模型 ALSC, 解决 Barron 系小应变固结理论不适用于流态疏浚泥大应变固结的问题。

(2) Gibson、Hansbo 和 Kjellman 建立的固结控制方程是 ALSC 模型在分别不考虑径向渗流、竖向渗流和小应变假定、涂抹效应情况下的特例。

(3) 小变形情况下, ALSC 模型与 Barron 等应变轴对称固结模型计算的同一时间下的超静孔压分布和平均固结度数值基本一致, 验证了 ALSC 模型的适用性和计算精度。

(4) 大变形情况下, 轴对称大、小应变固结理论计算得到的固结速率和最终沉降量取决于土体的固结参数; 当 $C_c/C_k=1$ 时, ALSC 模型的最终沉降量小于“Barron+Terzaghi”理论, 但二者固结速率相当; 当压缩系数 a_v 保持不变, ALSC 模型 ($C_k=1$) 比“Barron+Terzaghi” (渗透系数不变) 计算的最终沉降量大、固结速率慢。准确获得高含水率疏浚泥的材料非线性特

征, 可以将 ALSC 模型应用于其大应变固结性状分析中。

参考文献:

- [1] 徐 元. 港口建设与疏浚之间关系浅议——兼谈第 16 届世界疏浚大会有关情况[J]. 中国港湾建设, 2001(6): 65 - 68. (XU Yuan. A preliminary study on relationship between port construction and dredging—with an introduction to related subjects of 16th world dredging congress[J]. China Harbour Engineering, 2001(6): 65 - 68. (in Chinese))
- [2] 程万钊. 吹填淤泥真空预压快速处理技术研究[D]. 南京: 南京水利科学研究院, 2010. (CHENG Wan-zhao. Research on fast-processing vacuum preloading technology of hydraulic filled mud[D]. Nanjing: Nanjing Hydraulic Research Institute, 2010. (in Chinese))
- [3] 董志良, 张功新, 周 琦, 等. 天津滨海新区吹填造陆浅层超软土加固技术研发及应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(5): 1073 - 1080. (DONG Zhi-liang, ZHANG Gong-xin, ZHOU Qi, et al. Research and application of improvement technology of shallow ultra-soft soil formed by hydraulic reclamation in Tianjin Binhai New Area[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(5): 1073 - 1080. (in Chinese))
- [4] 江辉煌. 砂井处理超软地基的固结计算[D]. 北京: 中国铁道科学研究院, 2009. (JIANG Hui-huang. Consolidation calculation of super-soft ground with vertical drains[D]. Beijing: China Academy of Railway Sciences, 2009. (in Chinese))
- [5] BARRON R A. Consolidation of fine grained soils by drain wells[J]. Transactions of American Society for Civil Engineers, 1948, 113: 718 - 724.
- [6] YOSHIKUNI H, NAKANODO H. Consolidation of soils by vertical drain wells with finite permeability[J]. Soils and Foundations, 1974, 14(2): 35 - 46.
- [7] HANSBO S. Consolidation of fine-grained soils by prefabricated drains[C]// Proceedings of 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Rotterdam/ Stockholm: Balkema, 1981, 3: 677 - 682.
- [8] 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. (in Chinese))
- [9] ONOUE A. Consolidation by vertical drains taking well resistance and smear into consideration[J]. Soils and

- Foundations, 1988, **28**(4): 165 - 174.
- [10] LEKHA K R, KRISHNASWAMY N R, BASAK P. Consolidation of clay by sand drain under time-dependent loading[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1998, **124**(1): 91 - 94.
- [11] INDRARATNA B, RUJIKIATKAMJORN C, SATHANANTHAN I. Radial consolidation of clay using compressibility indices and varying horizontal permeability[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2005, **42**: 1330 - 1341.
- [12] 江辉煌, 赵有明, 刘国楠, 等. 砂井地基的大变形固结[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(2): 302 - 308. (JIANG Hui-huang, ZHAO You-ming, LIU Guo-nan, et al. Large strain consolidation of soft ground with vertical drains [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(2): 302 - 308. (in Chinese))
- [13] GIBSON R E, ENGLAND G L, HUSSEY M J. The theory of one-dimensional soil consolidation of saturated clays, I. Finite nonlinear consolidation of thin homogeneous layers[J]. Géotechnique, 1967, **17**(3): 261 - 273.
- [14] CARGILL K W. Prediction of consolidation of very soft clay [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1984, **110**(6): 775 - 795.
- [15] 谢新宇. 一维大变形固结理论的研究[D]. 杭州: 浙江大学, 1996. (XIE Xin-yu. On the 1-D large strain deformation consolidation theories[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 1996. (in Chinese))
- [16] XIE K H, LEO C J. Analytical solutions of one-dimensional large strain consolidation of saturated and homogeneous clay[J]. Computers and Geotechnics, 2004, **31**(4): 301 - 314.
- [17] FOX P J, NICOLA M D, QUIGLEY D W. Piecewise-Linear model for large strain radial consolidation[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003, **129**: 940 - 950.
- [18] 谢康和. 砂井地基: 固结理论、数值分析与优化设计[D]. 杭州: 浙江大学, 1987. (XIE Kang-he. Sand drain ground: analytical & numerical solutions of consolidation and optimal design[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 1987. (in Chinese))
- [19] 曹玉鹏. 高含水率疏浚泥可控真空砂井大应变固结试验与模型研究[D]. 南京: 东南大学, 2013. (CAO Yu-peng. Large strain consolidation experiment and model study on dredged sludge at high water content with vertical drains by controlled vacuum pressure[D]. Nanjing: Southeast University, 2013. (in Chinese))

第二届全国软土工程学术会议通知(第1号)

2017年11月3~5日 中国 天津

第一届全国软土工程学术会议本着“软土工程的理论创新与工程实践”的主题,于2013年11月在上海同济大学顺利召开。第二届全国软土工程学术会议将于2017年11月3日~11月5日在天津市召开。全国各地软土工程专家学者将欢聚一堂,围绕着“一带一路建设中的软土工程理论与实践”这一主题,针对重大软土工程问题、软土工程新理论、新技术以及学科发展进行研讨。会议将通过大会特邀报告、主题报告、分组报告、青年学者论坛、研究生专场等形式,大家共享新思想,激发新思维,拓宽新视野,畅所欲言,相互学习,进一步推动我国在软土工程的理论、实践和应用等方面的进程,促进我国软土工程领域的发展和进步。本次会议热忱欢迎本领域的中青年专家、青年学者、博士后、博士和硕士研究生,一起携手,共襄盛会!

主办单位: 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会软土工程专业委员会。

承办单位: 天津大学。

协办单位: 天津城建大学;天津市建城基业集团有限公司;《岩土工程学报》编辑部;《地下空间与工程学报》编辑部;《施工技术》编辑部。

征文内容: 会议主要研讨软土工程的基本理论、实践探索、

新技术和新方法等。包括以下9个方面。①软土的基本特性与本构关系;②软土勘察、测试与评价技术;③软土地基处理及加固;④软土基础工程理论设计与施工;⑤软土地下工程理论设计与施工;⑥软土动力学与地震工程;⑦软土工程数值仿真与信息化技术;⑧软土地区重大工程实践;⑨软土工程的其他问题。

投稿要求: 应征论文须符合上述征文内容要求,且未公开发表过,作者文责自负,字数一般不超过8000字(6页以内,含图表与公式)。学术委员会将组织专家对所提交的论文进行审查,录用论文将推荐至《岩土工程学报》增刊、《地下空间与工程学报》增刊、《施工技术》增刊等形式发表。论文格式详见《岩土工程学报》征稿简则,期刊录用论文的版面费按照各期刊要求收取。论文请通过电子邮件发到大会议秘书处邮箱(softsoilcom@163.com),并注明作者的详细通讯地址、邮编、联系电话及Email地址。

重要日期: 2016年10月15日接受论文全文投稿;2017年3月31日提交论文全文截止;2017年5月15日通知论文是否录用;2017年6月30日提交修改后论文;2017年11月3日会议召开。

(大会组委会 供稿)