

文章编号:1671-6833(2013)02-0080-04

流变对饱和黏土一维非达西渗流固结的影响

吴义章

(郑州大学 土木工程学院,河南 郑州 450001)

摘 要:引入修正的孔隙比变化值和时间对数的线性关系式来描述正常固结饱和黏土固结过程中的流变现象,并采用 Hanso 渗流方程代替达西定律,推导了一维流变固结方程,然后引入有限体积法进行了数值计算,探讨了考虑流变效应时此类土固结的规律.计算结果表明,和非达西渗流影响类似,流变效应延缓了黏土层中孔压的整体消散速度;而且考虑流变效应时,出现了类似曼德尔效应的现象,即在固结的初期,在远离排水面的地方,超孔压有所升高.计算结果还表明,荷载大小也会影响到流变固结进程.

关键词:土力学;正常固结土;固结;流变;非达西渗流;有限体积法

中图分类号: TU431

文献标志码: A

doi:10.3969/j.issn.1671-6833.2013.02.021

0 引言

由于传统的太沙基一维固结理论值与实测值经常存在较大的差异^[1],因此,不断有学者对其进行修正,文献[2]曾对此做过综述.文献[2-3]等引入了 Hansbo 公式(1)代替达西定律描述固结过程中渗流速度 v 与水力梯度 i 之间的非线性关系,其分析结果表明这种差异在一定程度上是由于渗流的非达西特性所致,这说明了渗流模式对固结过程分析的重要性.

$$\begin{cases} v = ci^m & (i \leq i_1) \\ v = K(i - i_0) & (i > i_1) \end{cases}, \quad (1)$$

式中: m 为实验常数; c 、 K 分别为指数和线性段的渗透系数; i_1 和 i_0 分别为直线渗流起始水力梯度和计算起始水力梯度,且 $i_0 = i_1(m-1)/m$, $c = K/(mi_1^{m-1})$.

在超孔压完全消散,有效应力不再改变时,地基固结沉降理应稳定,但不少地基仍会继续发生因土体流变而引起的次固结沉降^[4-5].因此而引起的孔隙比变化值 Δe ,常用 Buisman 公式表示

$$\Delta e_s = C_s \log \frac{t}{t_1}, \quad (2)$$

式中: t 和 t_1 分别表示计算次固结时间和主固结完成时间; C_s 表示次固结指数.试验和观测表明,流变现象在许多软土主固结阶段的表现也是不可忽

视的^[1,6].为考察这种固结和流变的耦合效应,不少学者先后引入了多种流变模型^[4-5].文献[7-8]则通过分别引入等效时间和修正式(2)中的次固结指数等方法进行的理论分析发现或解释了在加载初期某些软土地基出现的类似曼德尔效应的孔压升高现象.考虑到式(2)的实用性,文献[6]引入绝对时间坐标系,以加载时刻为零时间点,将式(2)修正为

$$\Delta e_s = C_s \log \frac{t + t_0}{t_0}, \quad (3)$$

式中: t_0 为与荷载和加载历史有关的参考时间,对于正常固结土,文献[6]建议取 $t_0 = 1.0$ d.文献[9]的观测表明,式(3)更加合理.因此,笔者拟以正常固结饱和黏土地基为研究对象,以式(1)描述非达西渗流,以式(3)描述流变效应,对文献[2-3]修正后的太沙基一维固结方程作进一步修正,以分析流变参数对此类地基非达西渗流固结过程的影响.

1 分析模型

考虑单面排水且由正常固结均质饱和黏土构成的地基如图 1 所示,设其厚度为 H ,初始孔隙比为 e_0 ,压缩系数为 a .当在其顶面大面积一次骤然施加均布荷载 p_0 后,孔隙水仅沿 z 向渗流,假定可用式(1)描述,同时土体也将因此沿 z 向发生流变

收稿日期:2012-12-10;修订日期:2013-01-26

基金项目:河南省自然科学基金资助项目(2010B560015);广东省科技计划资助项目(2007B060401021)

作者简介:吴义章(1970-),男,河南永城人,郑州大学高级工程师,主要从事岩土工程方面的检测和科研工作,E-mail:wyz@zzu.edu.cn.

固结,此时,孔隙比 e 变化由两部分组成:固结部分 $\Delta e_c = a\Delta\sigma'$,流变部分由式(3)描述,则

$$de = -a d\sigma' - C_a d\log\left(\frac{t_0 + t}{t_0}\right), \quad (4)$$

式中: σ' 为有效应力, $\sigma' = p_0 - u$, 这里 u 为超孔压。

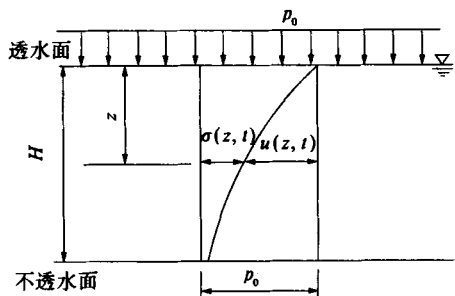


图1 饱和黏土地基的固结过程

Fig.1 Process of consolidation in a saturated clay layer

假定流变固结过程中,式(1)的渗流参数和(4)中的流变固结参数均为常数。根据渗流连续性条件,可得本课题的流变固结方程为

$$\frac{C_v}{\gamma_w^{M-1} I_1^{M-1}} \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^{M-1} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \frac{\partial u}{\partial t} - \frac{C_a}{a \ln 10} \cdot \frac{1}{t + t_0}. \quad (5)$$

式中: γ_w 为孔隙水的重度; C_v 为一维固结系数, $C_v = \frac{K(1+e_0)}{a\gamma_w}$; 当 $i \leq i_1$ 时, 参数 $M = m$, 当 $i > i_1$ 时, $M = 1$ 。令 $C_a = 0$, 式(5)即为文献[2-3]考虑非达西渗流影响的固结方程; 同时令 $C_a = 0$ 和 $m = 1$, 式(5)即为传统的太沙基一维固结方程。

本课题的初始条件和边界条件分别为:

$$u(z, 0) = u_0 = p_0, 0 \leq z \leq H, \quad (6)$$

$$u(0, t) = 0, \quad \frac{\partial u}{\partial z}(H, t) = 0, \quad t > 0, \quad (7)$$

令

$$U = \frac{u}{p_0}, Z = \frac{z}{H}, T = \frac{C_v t}{H^2}, I = \frac{i\gamma_w H}{p_0}, I_1 = \frac{i_1\gamma_w H}{p_0},$$

$$T_0 = \frac{C_v t_0}{H^2}, B = \frac{C_a}{a p_0 \ln 10} \quad (8)$$

将式(5)~(7)变成无量纲形式

$$C \frac{\partial^2 U}{\partial Z^2} = \frac{\partial U}{\partial T} - \frac{B}{T + T_0} \quad (9)$$

$$U(Z, 0) = 1, 0 \leq Z \leq 1 \quad (10)$$

$$U(0, T) = 0, \quad \frac{\partial U}{\partial Z}(1, T) = 0, \quad T > 0 \quad (11)$$

$$\text{式中: } C = \frac{1}{I_1^{M-1}} \left(\frac{\partial U}{\partial Z} \right)^{M-1}.$$

2 方程的有限体积法求解格式

为求得本课题的数值解,笔者引入有限体积

法。时间离散时,步长取为 ΔT ; 空间离散时,厚度取为 ΔZ , 共分 N 层, 节点设在每层的中点, 并从上向下编号。当 ΔZ 和 ΔT 都足够小时, 近似视式(9)中的 C 在第 j 层及从时刻 T_k 到时刻 T_{k+1} 内为常数, 并以时刻 T_k 该层中点值表示。在该时间段, 在第 j 层内对方程(9)两边分别积分, 可得

$$C_j \int_{T_k}^{T_{k+1}} \int_{\Delta Z} \frac{\partial^2 U}{\partial Z^2} dZ dT = \int_{T_k}^{T_{k+1}} \int_{\Delta Z} \left(\frac{\partial U}{\partial T} - \frac{B}{T + T_0} \right) dZ dT \quad (12)$$

即

$$C_j \int_{T_k}^{T_{k+1}} \left(\frac{\partial U}{\partial Z} \Big|_x - \frac{\partial U}{\partial Z} \Big|_s \right) dT = \int_{\Delta Z} \int_{T_k}^{T_{k+1}} \left(\frac{\partial U}{\partial T} - \frac{B}{T + T_0} \right) dT dZ \quad (13)$$

式中: 带下标 X, S 的项分别表示该项中的 Z 取在第 j 层的下、上边界处。

分别以一阶向后差分 and 中间差分近似表示式(13)等号右边中 U 关于 T 的偏导和左边 U 关于 Z 的偏导, 并分别取时刻 T_k 和时刻 T_{k+1} 孔压的权重为 0 和 1 来计算等号左边的时间积分项, 即

$$C_j U_{j-1,k+1} - \left(2C_j + \frac{\Delta Z^2}{\Delta T} \right) U_{j,k+1} + C_j U_{j+1,k+1} = -\frac{\Delta Z^2}{\Delta T} \left[U_{j,k} + B \ln \left(\frac{T_0 + T_{k+1}}{T_0 + T_k} \right) \right]. \quad (14)$$

式中: U 的下标中逗号前后项分别表示空间节点和时间离散点。

相应地, 初始条件式(10)离散后为

$$U_{j,0} = 1. \quad (15)$$

将式(11)所示的边界条件分别引入到单元 1 和 N , 则式(13)可变为

$$-\left(3C_1 + \frac{\Delta Z^2}{\Delta T} \right) U_{1,k+1} + C_1 U_{2,k+1} = -\frac{\Delta Z^2}{\Delta T} \left[U_{1,k} + B \ln \left(\frac{T_0 + T_{k+1}}{T_0 + T_k} \right) \right], \quad (16)$$

$$C_N U_{N-1,k+1} - \left(C_N + \frac{\Delta Z^2}{\Delta T} \right) U_{N,k+1} = -\frac{\Delta Z^2}{\Delta T} \left[U_{N,k} + B \ln \left(\frac{T_0 + T_{k+1}}{T_0 + T_k} \right) \right]. \quad (17)$$

3 流变参数的影响分析

考虑到文献[2-3]已分析过非达西渗流参数对固结进程的影响, 这里仅考虑流变参数的影响。计算中取 $I_1 = 1.0$, $m = 2$, $N = 100$, $\Delta T = 10^{-4}$ 。

3.1 B 值的影响

为探讨 B 值对黏土层超孔压整体消散规律的影响, 引入按孔压定义的固结度 U_t , 即

$$U_t = 1 - \frac{\int_0^H u dz}{p_0 H} = 1 - \Delta Z \sum_{j=1}^N U_{j,k}. \quad (18)$$

首先给定 $T_0 = 1.0$, 计算了不同 B 值时的固结度 U_t , 如图 2 所示. 图上以实线形式表示的 $B = 0$ 线即为不考虑流变效应时文献[2-3]的解答. 图 2 表明, 考虑流变效应($B > 0$)的各条曲线全部都在仅考虑非达西渗流影响的固结理论($B = 0$)曲线的下方, 并且呈现出随 B 值的增大而趋于平缓的特点. 流变效应的影响和非达西渗流类似, 即从整体上延缓了土层中超孔压的消散, 并且固结时间随 B 值的增大而延长. 比如, 对应 $U_t = 90\%$, 按太沙基理论算得的无量纲时间 $T = 0.848$, 考虑非达西渗流($I_1 = 1.0, m = 2$)但不考虑流变时 $T = 3.520$, 而当考虑非达西渗流且 $B = 0.1, 0.5$ 和 1.0 时 T 则分别等于 $5.260, 17.139$ 和 33.069 , 这说明太沙基一维固结理论甚至不考虑流变效应的非达西渗流固结理论都对地基的孔压消散速度估计过高, 只有综合考虑其流变特性和渗流的非达西特性, 有关固结的分析结果才能更加符合实际.

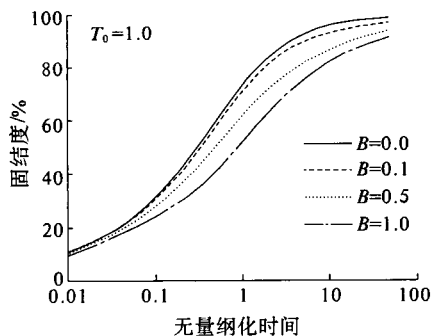


图 2 B 值对固结度的影响 ($T_0 = 1.0$)

Fig. 2 Influence of B on degree of consolidation ($T_0 = 1.0$)

按太沙基一维固结理论算得的固结度是与地面荷载大小无关的, 但黄文熙教授曾在《土的工程性质》一书中指出, 当地面荷载较小时, 太沙基理论固结速率与实测值偏离比较明显. 文献[2-3]从渗流的非达西特性方面对此进行了一定的解释. 前述计算表明, 土的流变也可以导致这种现象. 根据前述定义 B 值综合了次固结指数, 压缩系数以及地面荷载等指标. 由于 B 值随地面荷载值减小或压缩性降低而增大, 所以地面荷载越小, 达到同一固结度所需要的时间就越长.

在饱和土的高维固结中, 实测发现, 地基中某些区域内的超孔压在初期不是消散, 而是上升, 称之为曼德尔效应. Biot 固结理论可以解释这种现象, 一般认为这和该区域内的总应力随时间变化

有关. 对于一维固结问题, Biot 固结理论和太沙基固结理论都不能预测出这种超孔压在加载初期升高的现象. 已有试验和观测表明, 这种现象可能存在于—维固结中, 而且即使是高维固结问题, 也并不能完全归结为曼德尔效应^[7]. 文献[7-8]在同时考虑非线性固结和流变效应后, 都预测出一维固结过程中在远离排水面的地方超孔压在加载初期是可以升高的. 这里, 基于线性固结和非达西渗流, 考虑流变效应时也得出了类似结果. 图 3 为 $T_0 = 1.0$ 时 $Z = 0.995$ 处超孔压 U 随时间 T 的变化曲线. 该图表明, 在加载的初期, 超孔压是升高的, 达到峰值后再随时间而逐渐消散, 并且这种趋势随 B 值的增大而更加明显.

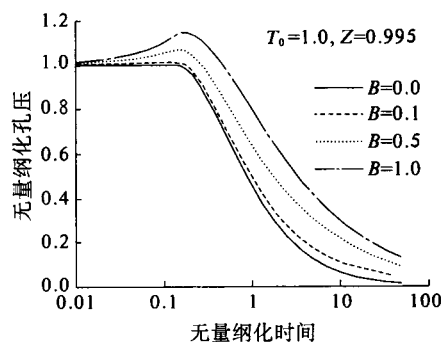


图 3 B 值对超孔压变化过程的影响 ($T_0 = 1.0$)

Fig. 3 Influence of B on excess pore water pressure ($T_0 = 1.0$)

3.2 T_0 值的影响

为考察参考时间 T_0 的影响, 给定 $B = 0.5$, 计算了不同 T_0 时的固结度 U_t 和不排水面附近 ($Z = 0.995$) 的超孔压 U , 如图 4 所示. 该图表明, 相对于不考虑流变效应的文献[2-3]的理论值, 参考时间 T_0 值越小, 同一时刻 T 对应的固结度 U_t 就越小, 而超孔压 U 却越大; 而且在加载初期, 孔压升高的现象随 T_0 值的减小而更加显著. 因此在分析土体固结进程时, 式(3)中参考时间 t_0 的选取是比较关键的, 文献[6]建议不管什么情况, t_0 都取 1.0 d 是值得商榷的, 该值应该通过试验合理确定. 同时, 图 4 也表明, 随着时间增长, T_0 的影响逐渐缩小, 且对于同一 B 值, 超孔压完全消散的时间几乎是一样的, 不受 T_0 的影响.

4 结论

为深入探讨正常固结饱和黏土的固结机理, 分别引入 Hansbo 渗流公式(1)和文献[6]修正的 Buisman 公式(3)来描述非达西渗流和流变现象, 推导了一维流变固结方程, 并给出了有限体积法

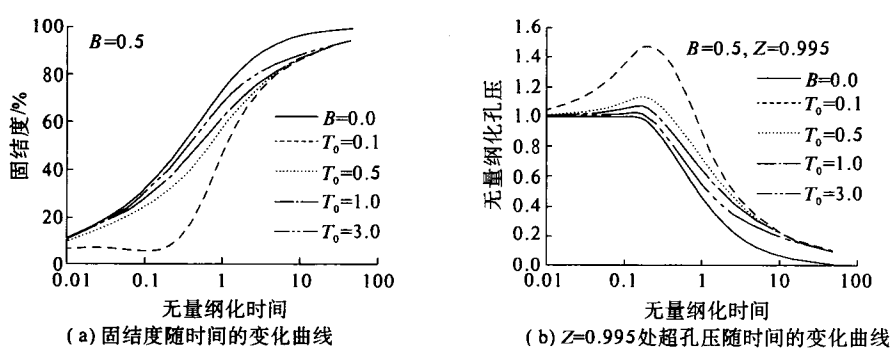


图 4 T_0 值的影响 ($B=0.5$)
Fig. 4 Influence of T_0 ($B=0.5$)

数值计算格式. 分析结果表明,土层中超孔压的整体消散速度因流变效应而延缓,因而相同时刻的固结度要小于文献[2-3]不考虑流变效应的固结理论值,更小于太沙基一维固结理论值;在加载初期,土体的流变特性甚至会引起类似曼德尔效应的孔压升高现象. 计算表明,和非达西渗流参数类似,流变固结过程受综合参数 B 和 T_0 的影响显著,只有当 B 值很小和 T_0 很大时,这两个参数的影响才能忽略.

参考文献:

[1] KABBAJ M, TAVENAS F, LEROUEIL S. In situ and laboratory stress-strain relationship [J]. Geotechnique, 1988,38(1): 83-100.
[2] 孙丽云. 基于非达西渗流的饱和黏土—维固结试验与理论研究[D]. 郑州大学水利与环境学院,2011.
[3] 刘忠玉,孙丽云,乐金朝,等. 基于非 Darcy 渗流的饱和黏土—维固结理论[J]. 岩石力学与工程学报,2009,28(5):973-979.
[4] 周秋娟. 软土变形时效特性的试验研究[D]. 暨南大学力学与土木工程系,2005.
[5] 张浩. 软土蠕变固结性状及模型研究[D]. 吉林大学建筑工程学院,2007.
[6] 殷宗泽,张海波,朱俊高,等. 软土的次固结[J]. 岩土工程学报,2003,25(5):521-526.
[7] YIN J H, ZHU J G. Elastic viscoplastic consolidation modelling and interpretation of pore-water pressure responses in clay underneath tarsius island [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1999, 36(7): 708-717.
[8] 高彦斌. 饱和软粘土—维非线性流变——固结耦合分析[J]. 工程力学,2006,23(8):116-121.
[9] 王志亮,李永池,郑明新,等. 考虑侧向变形与流变的 $e-\lg p$ 法的探讨[J]. 工业建筑,2004,34(10):36-39.

Effects of Rheological Behaviors on One-Dimensional Consolidation of Normally Consolidated Soils Considering Non-Darcy Flow

WU Yi-zhang

(School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: The modified linear relationship between the change of void ratio and the logarithmic time was introduced to simulate the rheological behaviors in the consolidation process of normally consolidated and saturated clays, one-dimensional rheological consolidation equation was obtained based on Hansbo's formula for non-Darcy flow, and numerical analysis was performed by using the finite volume method. Then the effects of rheological parameters on the one-dimensional consolidational behaviors of normally consolidated soils were investigated. The numerical calculation results indicated that the rheological behaviors of these soils delay the overall rate of dissipation of the excess pore water pressure in these soil layers resembling the effect of non-Darcy flow, and the phenomenon similar to the Mandel effect appears, i. e. the excess pore water pressure increases in the place far away from the drainage boundary at the beginning of loading. In addition, the loading value can also influence the consolidation behaviors of these soil layers.

Key words: soil mechanics; normally consolidated soil; consolidation; rheology; non-Darcy flow; finite volume method