

文章编号: 1000-7598-(2013)08-2181-08

基于非达西渗流的软土一维非线性固结半解析解

李传勋^{1,2}, 谢康和²

(1. 江苏大学 土木工程与力学学院, 江苏 镇江 212013; 2. 浙江大学 软弱土与环境土工教育部重点实验室, 杭州 310027)

摘要: 在土中渗流遵循非达西渗流定律的前提下, 考虑软土在固结过程中的非线性固结特性, 根据饱和土体一维固结的连续条件, 推导出基于非达西渗流的软土一维非线性固结控制方程。利用半解析方法对其进行求解, 并与差分计算结果进行对比, 验证半解析方法的可靠性。最后, 着重分析非达西渗流与达西定律之间非线性固结性状的差别, 以及不同自重应力分布方式对固结速率的影响。结果表明, 考虑非达西渗流下的非线性固结速率比达西定律下要慢, 且指数和临界水力坡降越大, 非线性固结速率越慢。而且, 作用的外荷载越小、地基土层越厚, 非达西渗流下非线性固结速率的减慢愈明显。自重应力均匀分布下的非线性固结速率要比自重应力线性分布下慢, 但随着荷载的增大、土层的变薄, 两者之间的差别会越来越小。

关键词: 非达西渗流; 非线性固结; 自重应力沿深度线性变化; 半解析法

中图分类号: TU 443

文献标识码: A

Semi-analytical solution of one-dimensional nonlinear consolidation with non-Darcian flow

LI Chuan-xun^{1,2}, XIE Kang-he²

(1. Faculty of Civil Engineering and mechanics, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China;

2. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: Based on the non-Darcian flow in soft soil and nonlinearity during the process of consolidation, the governing equation of one-dimensional nonlinear consolidation was derived according to continuity condition of one-dimensional consolidation. Solutions for this question were obtained by adopting a semi-analytical method, and were verified by comparing with the results by finite difference method. Finally, the difference of consolidation behavior between non-Darcian flow and Darcy's law and influence of distribution types of dead-weight stress on consolidation rate were emphatically analyzed. The results show that the rate of nonlinear consolidation will be slowed down when non-Darcian flow is considered; and the larger the exponent and threshold hydraulic gradient are, the slower the rate of nonlinear consolidation is. Furthermore, this retardation of nonlinear consolidation with non-Darcian flow will be more noticeable with an increase of thickness of soil layer and a decrease of external loading. The rate of nonlinear consolidation with linear distribution of dead-weight stress is faster than that with uniform distribution; and the difference between them will diminish with increasing the external loading and decreasing the thickness of a soil layer.

Keywords : non-Darcian flow; nonlinear consolidation; linear change of dead weight stress with depth; semi-analytical method

1 引言

自从太沙基(Terzaghi)创建一维固结理论以来, 国内外众多学者就一直对其基本假定进行不断地修正与改进, 从而使之能够更全面反映软土的真实固结性状。值得注意的是, 传统固结理论中往往采用达西定律来描述土中的渗流规律, 而软黏土中的渗流在低水力坡降下会出现偏离达西定律的现象已经

为一些学者所证实^[1-4]。在众多的非达西渗流中, 能够被较多学者认可的是 Hansbo^[5-6]通过室内试验和现场沉降观测得到的非达西渗流模型, 其 $v-i$ 曲线可以表示为

$$v = \begin{cases} \kappa i^m, & (i \leq i_1) \\ k_v (i - i_0), & (i \geq i_1) \end{cases} \quad (1)$$

式中: v 为渗流速度; i 为水力坡降; k_v 为渗透系数;

收稿日期: 2012-06-14

基金项目: 国家自然科学基金资助 (No. 51109092); 中国博士后科学基金面上项目资助 (No. 2013M530237); 江苏大学高层次人才启动基金资助 (No. 12JDG098)。

第一作者简介: 李传勋, 男, 1973年生, 博士, 讲师, 主要从事岩土工程方向的教学和科研工作。E-mail: lichuanxun@yeah.net

i_1 为 $v-i$ 关系曲线从曲线转变为直线的临界水力坡降值; m 为 $v-i$ 关系中曲线段的指数; i_0 为 $v-i$ 关系中的直线段与 i 轴相交的截距, 根据关系式可知 $i_0 = i_1(m-1)/m$; $\kappa = k_v/(mi_1^{m-1})$ 。

既然软黏土中的渗流在低水力坡降下会出现偏离达西定律的现象, 那么研究非达西渗流与达西渗流下固结性状的异同就具有理论和实际意义。Dubin 等^[4]最早将 Hansbo 渗流引入一维固结计算中, 但其将渗流模型中的曲线段用直线代替, 致使计算模型本身就存在偏差。在 20 世纪末及 21 世纪初, Hansbo^[5-6]对基于此渗流模型的一维固结、砂井地基固结展开了一系列理论研究及原型观测, 并认为基于非达西渗流的计算结果与实际沉降观测结果相一致。The 等^[7]对基于此渗流模型且同时考虑径向、竖向固结的砂井地基问题进行求解并分析了非达西渗流对固结性状的影响。谢海澜等^[8]利用半解析方法, 对基于此渗流模型的一维固结问题进行了求解, 但其忽略了渗流模型中的直线段, 且在半解析求解过程中并没有对地基土层进行空间离散。刘忠玉等^[9]、鄂健等^[10]先后利用有限差分方法对基于 Hansbo 渗流的一维固结问题进行求解。Li 等^[11]考虑实际中的变荷载以及初始超孔隙水压力沿深度非均布的情况, 利用有限差分法求解了此渗流模型下的一维固结问题, 并分析了不同参数下的固结性状。需要说明的是, 以上基于非达西渗流的固结理论都假定土体压缩性和渗透性在固结过程中保持不变, 但软土的非线性压缩与渗透特性约在 50 年前就已为人们所认识^[12-13]。刘忠玉等^[14]利用差分法对基于此渗流模型的一维非线性固结问题进行了初步研究, 但其不能考虑实际工程中的变荷载以及土体自重应力沿深度的真实分布。本文考虑软土中的非达西渗流以及土体的非线性压缩特性, 考虑实际中的变荷载以及自重应力随深度线性增加的真实情况, 建立一维非线性固结控制方程, 并利用半解析方法进行求解。最后着重分析讨论非达西渗流与达西渗流下一维非线性固结性状的异同以及自重应力分布形式对非达西渗流下软土非线性固结性状的影响。

2 问题的描述以及基本假定

饱和软土地基厚度为 H , 土中渗流遵从方程式 (1) 所示的非达西渗流, 地基顶面透水, 底面不排水。无限均匀分布且随时间发生变化的荷载 $q(t)$ 作用于地基表面, 变荷载从初始值 q_0 随时间逐渐增加, 超过加荷历时 t_c 后则保持 q_u 不变。为了研究上

述的软土一维非线性固结问题, 做如下基本假定:

(1) 饱和软黏土地基中土颗粒和水自身均不可压缩, 且地基土体只发生竖向的小变形。

(2) 软土的压缩系数在固结过程逐渐减小, 且孔隙比与有效应力之间遵循下式

$$e - e_1 = c_c \lg(\sigma'_1/\sigma') \quad (2)$$

式中: σ'_1 为指定的有效应力; σ' 为竖向有效应力; e_1 为与 σ'_1 相对应的孔隙比; e 为土的孔隙比; c_c 为压缩半对数曲线的斜率, 称为压缩指数。

(3) 土中渗流仅发生在竖直方向, 且遵循方程式 (1) 的渗流模型, 且参数 m 和 i_1 在固结过程中保持不变, 渗透系数 k_v 按 Mesri 等^[13]所建议的 $e-\lg k_v$ 非线性变化, 即

$$e - e_1 = c_k \lg(k_v/k_{v1}) \quad (3)$$

式中: k_{v1} 为渗透半对数曲线上相应于 e_1 的渗透系数; c_k 为渗透半对数曲线的斜率, 称为渗透指数。

(4) 假定地基中初始有效应力(即自重应力)随深度线性增加, 即 $\sigma'_0 = \gamma'z$ 。

由式 (2) 及有效应力原理 $\sigma' = \sigma'_0 + q - u$, 根据体积压缩系数的定义可得到压缩系数:

$$m_v = m_{v0} \frac{\sigma'_0}{\sigma'_0 + q(t) - u} \quad (4)$$

式中: m_{v0} 为与初始有效应力 σ'_0 相对应的体积压缩系数, 其值由 $m_{v0} = \frac{c_c}{(1+e_0)\sigma'_0 \ln 10}$ 确定; e_0 为土体的

初始孔隙比, 如果自重应力沿深度保持不变, e_0 则沿深度保持不变; 如果自重应力沿深度线性增加, 则 e_0 亦随深度 z 发生变化, 其值可利用 σ'_0 通过式 (2) 计算得到。

依据式 (2)、(3) 及有效应力原理, 可以得到渗流模型 (式 (1)) 中渗透系数 k_v 的表达式:

$$k_v = k_{v0} \left(\frac{\sigma'_0}{\sigma'_0 + q(t) - u} \right)^{c_c/c_k} \quad (5)$$

式中: k_{v0} 为与初始孔隙比 e_0 所对应的渗透系数。

3 控制方程的建立

根据以上基本假定, 可得到一维固结小应变下普遍适用的连续方程:

$$\frac{\partial v}{\partial z} = -\frac{1}{1+e_0} \frac{\partial e}{\partial t} \quad (6)$$

将式 (1) 代入式 (6) 中, 并结合式 (4) 确定的体积压缩系数及有效应力原理, 可以得到基于非达西渗流的一维非线性固结问题的控制方程:

$$\left. \begin{aligned} & \frac{1}{\gamma_w m_v} \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{k_v}{m_i^{m-1}} \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial z} \right)^{m-1} \frac{\partial u}{\partial z} \right] = \frac{\partial u}{\partial t} - \frac{dq(t)}{dt}, \\ & \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial z} < i_1 \right) \\ & \frac{1}{\gamma_w m_v} \frac{\partial}{\partial z} \left[k_v \left(1 - \frac{i_0}{\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial z}} \right) \frac{\partial u}{\partial z} \right] = \frac{\partial u}{\partial t} - \frac{dq(t)}{dt}, \\ & \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial z} \geq i_1 \right) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中: u 为超孔隙水压力; γ_w 为水的重度; m_v 、 k_v 分别为考虑土体非线性压缩和渗透特性的体积压缩系数和渗透系数, 分别由式 (4)、(5) 确定。

地基表面排水、底面不排水的边界条件可以表示为

$$u(0, t) = 0; \quad \left. \frac{\partial u}{\partial z} \right|_{z=H} = 0 \quad (8)$$

$$\text{初始条件为} \quad u(z, 0) = q_0 \quad (9)$$

4 控制方程的半解析求解

控制方程式 (7) 是典型的非线性偏微分方程, 由于其结构复杂, 很难得到解析解。本文拟采用已经成功解决成层地基一维非线性固结、成层地基一维流变固结的半解析法对其进行数值求解。具体的求解过程如下。

将天然地基土层均匀地离散为 n 个薄层, 每个薄层的厚度记为 Δz 。地基表面处坐标为 z_0 , 第 j 层顶面处坐标为 z_{j-1} , 第 j 层底面处坐标为 z_j , 则 $z_0 = 0$, $z_1 = \Delta z$, $z_j = j\Delta z$, $z_n = H$ 。通过以上的土层离散, 就将原来单层地基离散成为具有 n 个相同厚度的成层地基。此时, 根据基本假定 (4) 易计算得到第 j 薄层内自重应力的平均值 $\sigma'_{0j} = (2j-1)\gamma'\Delta z/2$ 。记第 j 薄层内超孔隙水压力为 u_j , 第 j 薄层内的等效渗透系数为 k_{vj} , 体积压缩系数为 m_{vj} , 则易知 k_{vj} 、 m_{vj} 应该是超孔隙水压力沿深度分布情况的函数, 其中 k_{vj} 可以表示为

$$k_{vj} = \begin{cases} \frac{k_v}{m_i^{m-1}} \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u_j}{\partial z} \right)^{m-1}, & \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u_j}{\partial z} < i_1 \right) \\ k_v \left(1 - \frac{i_0}{\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u_j}{\partial z}} \right), & \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial u_j}{\partial z} \geq i_1 \right) \end{cases} \quad (10)$$

因为超孔隙水压力不仅是深度的函数, 还是时间的函数, 故对固结时间也要进行离散。固结的初始时刻为 0, 第 k 个时段的初始时刻为 t_{k-1} , 终止时刻为 t_k , 则第 k 个时间间隔 $\Delta t_k = t_k - t_{k-1}$, 且 $\Delta t_1 = t_1$ 。伴随着时间的离散, 外荷载也被离散为很多微小增量。由于时间间隔都很小, 故每个微小时段内的变荷载可以看做是在初始时刻瞬时施加的荷载。这样, 第 k 时段初始时刻瞬时施加的荷载可以表示为

$$\Delta q_k = q(t_k) - q(t_{k-1}) \quad (11)$$

式中: $q(t_k)$ 、 $q(t_{k-1})$ 分别为 t_k 、 t_{k-1} 时刻所对应的外荷载的大小。

已有的半解析法的求解思想是通过空间离散和时间离散, 使每个薄层在微小时间增量内土体的渗透系数和压缩系数变化十分微小, 故可以利用该时间间隔起始时刻的超孔隙水压力沿深度的分布情况计算每个薄层在该时段内的渗透系数和体积压缩系数, 这样在该时段内就将原来的非线性固结问题转化为成层地基线性固结问题, 进而应用已有的成层地基线性固结解析解进行计算。如第 j 薄层在第 k 时段内的等效渗透系数 k_{vj} 和体积压缩系数 m_{vj} 可以根据方程式 (10) 和方程式 (5) 分别表达为

$$k_{vj} = \begin{cases} k_{v0} \frac{1}{m_i^{m-1}} \left(\frac{\sigma'_0}{\sigma'_0 + q - u_j} \right)^{c_k} \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{u_j^{k-1} - u_{j-1}^{k-1}}{\Delta z} \right)^{m-1}, \\ \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{u_j^{k-1} - u_{j-1}^{k-1}}{\Delta z} < i_1 \right) \\ k_{v0} \left(\frac{\sigma'_0}{\sigma'_0 + q - u_j} \right)^{c_k} \left(1 - \frac{i_0}{\frac{1}{\gamma_w} \frac{u_j^{k-1} - u_{j-1}^{k-1}}{\Delta z}} \right), \\ \left(\frac{1}{\gamma_w} \frac{u_j^{k-1} - u_{j-1}^{k-1}}{\Delta z} \geq i_1 \right) \end{cases} \quad (12)$$

$$m_{vj} = m_{v0} \frac{\sigma'_0}{\sigma'_0 + q - \bar{u}_j^{k-1}} \quad (13)$$

式中: k_{vj} 为第 j 薄层在第 k 个微小时段内基于非达西渗流模型且考虑非线性渗透特性的等效渗透系数; m_{vj} 为第 j 薄层在第 k 个微小时段内考虑非线性压缩特性的体积压缩系数; u_j^{k-1} 为第 j 薄层 $z = z_j$ 处在 t_{k-1} 时刻的超孔隙水压力; $\bar{u}_j^{k-1}$ 为第 j 薄层在 t_{k-1} 时刻薄层内超孔隙水压力的平均值, 易知 $u_j^0 = q_0$, $\bar{u}_j^0 = q_0$ 。

通过方程式 (12)、(13) 计算每个薄层在微小时间间隔内的等效渗透系数和压缩系数, 这样就将非达西渗流下单层地基一维非线性固结问题在每一个微小时间段内转化为成层地基的线性固结问题。在第 k 个时段内成层地基线性固结的控制方程为

$$\left. \begin{aligned} \frac{k_{vj}}{\gamma_w m_{vj}} \frac{\partial^2 u_j}{\partial z^2} &= \frac{\partial u_j}{\partial t}, \\ (z_{j-1} \leq z \leq z_j, \quad 0 \leq t \leq \Delta t_k, \quad 1 \leq j \leq n) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

边界条件: 表面排水, 底面不排水,

$$u_1(0, t) = 0 \quad (15)$$

$$\frac{\partial u_n(H, t)}{\partial z} = 0 \quad (16)$$

$$C_m = \frac{2 \sum_{j=1}^n u_j^0 \sqrt{a_j b_j} [A_{mj}(C_j - D_{j+1}) + B_{mj}(B_{j+1} - A_j)]}{\sum_{j=1}^n \sqrt{a_j b_j} [\mu_j \rho_j \lambda_m (A_{mj}^2 + B_{mj}^2) + (B_{mj}^2 - A_{mj}^2)(D_{j+1} B_{j+1} - C_j A_j) + 2 A_{mj} B_{mj} (C_j^2 - D_{j+1}^2)]} \quad (21)$$

其他符号意义与文献[15]完全相同。

式 (19) 第 k 时段终止时刻薄层内的超孔隙水压力平均值为

$$\bar{u}_j(t_k) = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{C_m e^{-\beta_m \Delta t_k}}{\mu_j \rho_j \lambda_m} [A_{mj}(C_j - D_{j+1}) + B_{mj}(B_{j+1} - A_j)] \quad (22)$$

t_k 时刻地面沉降量 S_{t_k} 可以表示为

$$S_{t_k} = \frac{H}{n} \sum_{j=1}^n \frac{c_c \lg \left[1 + \frac{q(t_k) - \bar{u}_j(t_k)}{\sigma'_{0j}} \right]}{1 + e_0} \quad (23)$$

则地基的最终沉降量 S_{∞} 可以表示为

$$S_{\infty} = \frac{H}{n} \sum_{j=1}^n \frac{c_c \lg \left[1 + \frac{q_u}{\sigma'_{0j}} \right]}{1 + e_0} \quad (24)$$

按变形定义的平均固结度 U_s 就等于 t 时刻的沉降变形与地基的最终变形值的比值

$$U_s = \frac{S_t}{S_{\infty}} \quad (25)$$

层间连续条件:

$$u_j(z_j, t) = u_{j+1}(z_j, t) \quad (17)$$

$$k_{vj} \frac{\partial u_j(z_j, t)}{\partial z} = k_{vj+1} \frac{\partial u_{j+1}(z_j, t)}{\partial z} \quad (18)$$

$$\text{初始条件: } u_j^0 = \bar{u}_j(t_{k-1}) + \Delta q_k \quad (19)$$

式中: $\bar{u}_j(t_{k-1})$ 为在 t_{k-1} 时刻第 j 薄层内超孔隙水压力的平均值。

控制方程式 (14) 在定解条件 (15) ~ (19) 下的解析解文献[15]已经给出了详尽的解答, 其解为

$$u_j(z, t) = \sum_{m=1}^{\infty} C_m g_{mj}(z) e^{-\beta_m t} \quad (20)$$

式中:

$\sigma'_1 = 50 \text{ kPa}$ 相对应的孔隙比 $e_1 = 1.2$, 与 e_1 所对应的渗透系数 $k_{v1} = 5.8 \times 10^{-7} \text{ cm/s}$ 。描述软土非线性压缩与渗透特性的压缩指数 $c_c = 0.5$, 渗透指数 $c_k = 0.7$ 。加荷历时分别等于 0、50 d 和 250 d 的单级加载作用于地基表面, 其最终值 $q_u = 100 \text{ kPa}$ 。在自重应力沿深度线性增加的条件下, 分别应用有限差分法和前述的半解析方法进行求解, 其中差分格式选用拟线性偏微分方程的隐式格式^[16], 计算的空间步长为 0.01, 无量纲时间步长为 0.000 001; 半解析解的空间离散 $n = 100$, 时间步长为 1d, 随着时间的增大, 半解析解的时间步长可以逐渐增大。将这两种计算方法得到的沉降曲线进行对比, 如图 1 所示。

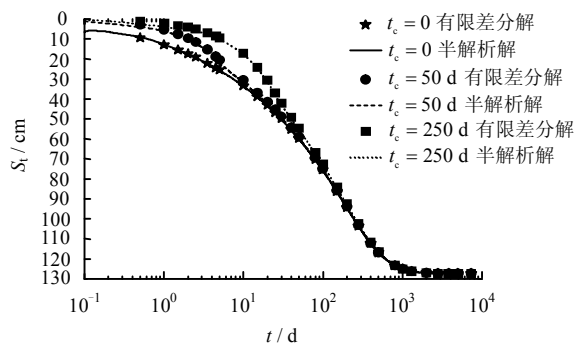


图 1 半解析法与差分法计算的沉降曲线

Fig.1 Curves of settlement by semi-analytical method and finite difference method

从图可以看出, 两种计算方法得到的沉降与时间变化曲线是相一致的, 这也充分说明了应用半解

5 计算分析

5.1 半解析解与差分解的对比验证

某均质饱和地基厚为 10 m, 土中渗流遵循式

(1) 所描述的非达西渗流模型, 其中 $m = 1.2$, $i_1 = 10$, 地基土的有效重度 $\gamma' = 10 \text{ kN/m}^3$, 与有效应力

析方法计算基于非达西渗流的软土地基一维非线性固结问题是可靠的。但是从半解析法的求解过程中可以发现, 半解析求解避免了差分法中求解一系列方程组的繁杂, 且收敛性好、易于编程, 因此, 半解析法具有一定的优越性。同时, 针对以上算例绘制了不同时间下土层中水力坡降沿深度的分布情况, 可以发现土层中的水力坡降只是在固结的开始阶段比较大, 而在固结的后期土层中的水力坡降均小于临界水力坡降, 这更加说明了在软土固结过程中考虑土中的非达西渗流的必要性。

从控制方程(7)中可以看出, 影响基于非达西渗流的非线性固结速率的因素包括非达西渗流定律参数、荷载的大小、土层厚度、描述软土非线性压缩与渗透特性的参数 c_c 、 c_k 以及自重应力的分布形式。易知 c_c 、 c_k 对固结性状的影响应该与达西定律一致, 且文献[14]在自重应力均布下也对其进行了一定的研究, 限于篇幅这里就不再分析其对固结性状的影响, 本文着重分析非达西与达西定律下非线性固结性状的异同以及不同自重应力分布形式对非达西渗流定律下软土非线性固结性状的影响。

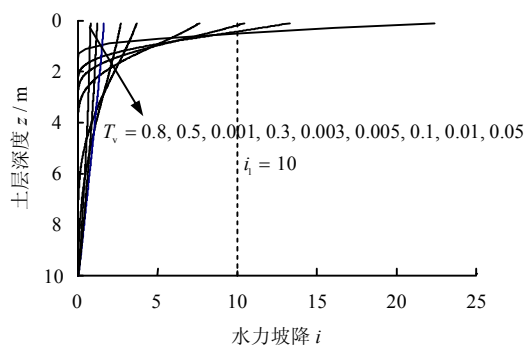


图2 水力坡降随时间的变化曲线
Fig.2 Curves of hydraulic grade with time

5.2 非达西渗流对变形速率的影响分析

仍然针对章节 5.1 参数下的软土地基, 在自重应力沿深度线性增加下研究非达西渗流定律中参数的变化对地基变形性状的影响, 图 3 为不同 m 值下的沉降变形曲线。由图可以看出, m 值的大小并不影响地基土层的最终沉降值, 但其对沉降发展过程存在较大影响, 且 m 值越大, 土层的沉降变形速率越慢。图 4 为 $m = 1.5$ 时不同 i_l 值下的沉降变形曲线。同样可以从图中发现, i_l 值并不影响地基土层的最终沉降值, 但其值却极大地影响着地基沉降变形速率。随着 i_l 值的增大, 地基的沉降变形速率会逐渐减慢。因此, 考虑土中非达西渗流的非线性固结速率要比达西渗流下的非线性固结速率慢, 并且随着

m 、 i_l 值的增大, 这种变形速率的减慢会越来越明显, 这样的固结性状与文献[11]不考虑土体的非线性固结特性时是完全相同的。

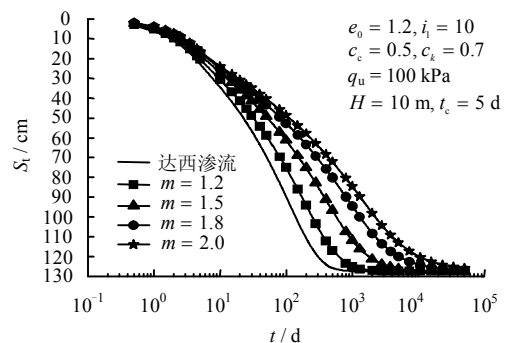


图3 不同渗流指数 m 下的沉降曲线
Fig.3 Curves of settlements with time in different values of m

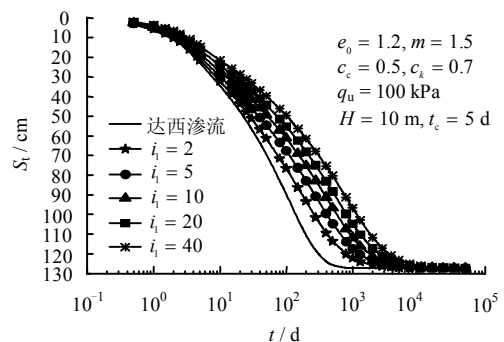


图4 不同临界水力坡降 i_l 下的沉降曲线
Fig.4 Curves of settlements with time in different i_l

5.3 荷载对非达西与达西渗流下固结性状差异的影响

正如前所述, 参数 m 、 i_l 对非达西渗流与达西渗流下固结性状的差别有很大影响。除了这两个参数会影响这一差别的大小之外, 与作用于地基表面上的荷载也有很大关系。图 5 为不同荷载、不同 m 值下的固结曲线。在荷载相同时, m 值越大, 固结速率愈慢。值得注意的是, 不同 m 值下的固结曲线之间的差别会随着外荷载的变化表现出明显的差别, 荷载为 200 kPa 时不同 m 值下固结曲线之间的差别会明显小于荷载为 50 kPa 时固结曲线之间的差别。这样的固结性状说明如果地基土中渗流遵循非达西渗流定律, 并且为了简化问题而应用达西定律计算固结变形, 计算误差会随着外荷载的增大越来越小。如图 6 所示, 同样的固结性状从不同临界坡降下的固结曲线中也能发现。当荷载为 200 kPa 时不同 i_l 值下固结曲线之间的差别会明显小于荷载为 50 kPa 时固结曲线之间的差别。也就是说, 随着作

用于地基表面外荷载的增大, 非达西渗流下的固结速率会逐渐向达西渗流下的固结速率接近, 从而非达西渗流与达西渗流下固结性状的差别逐渐减小。

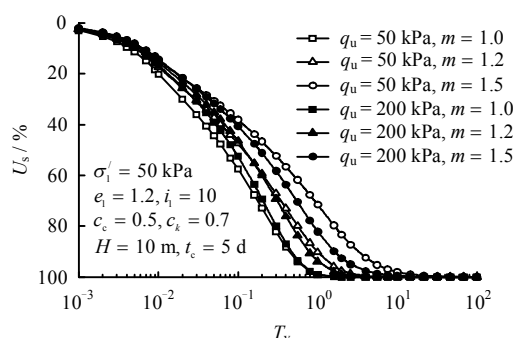


图 5 不同的荷载、不同 m 值下的固结曲线
Fig.5 Consolidation curves with different values of load and m

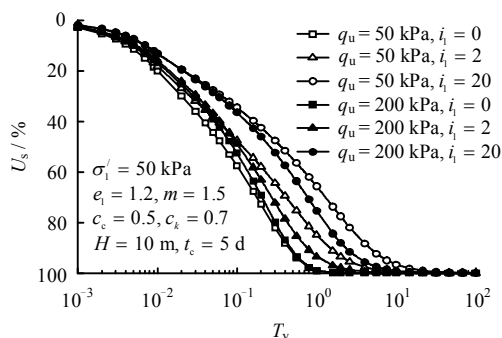


图 6 不同的荷载、不同 i_1 值下的固结曲线
Fig.6 Consolidation curves with different values of load and i_1

5.4 土层厚度对非达西与达西渗流之间固结性状差异的影响

除了荷载会影响非达西与达西渗流之间的固结偏差外, 土层厚度也是一个非常重要的影响因素。如图 7、8 所示, $m=1$ 和 $i_1=0$ 分别意味着土中渗流遵循达西定律, 在土层厚度分别为 5 m 和 20 m 时非达西渗流下的固结速率要比达西渗流下的慢, 且固结速率会随着 m 值、 i_1 值的增加而逐渐减小。但值得注意的是地基土层厚为 5 m 时非达西渗流与达西渗流之间固结速率的差别要比地基土层厚为 20 m 时的差别小得多。因此, 在土中渗流遵循非达西渗流的前提下, 仍然应用达西定律进行固结计算所引起的偏差将随着地基土层厚度的增加而增大。

出现以上这样的固结性状可以通过非达西渗流方程式 (1) 得到解释, 在地基土层厚度保持不变的情况下, 作用于地基表面的荷载越大, 则土层中的水力坡降也就越大, 这样也就有更多的机会使土中渗流遵从线性规律变化, 此时固结速率自然也就

更接近于达西定律下的固结速率, 即非达西渗流与达西渗流下的固结偏差也就越小。如果外荷载保持不变, 地基土层越薄, 则土中的水力坡降也就越大, 土中渗流也就更有机会遵从线性规律变化, 从而使非达西渗流与达西渗流下固结偏差变小。以上的分析计算足以说明对于较薄土层在较大荷载作用下, 是可以应用达西定律代替土中存在的非达西渗流来进行固结变形的计算。

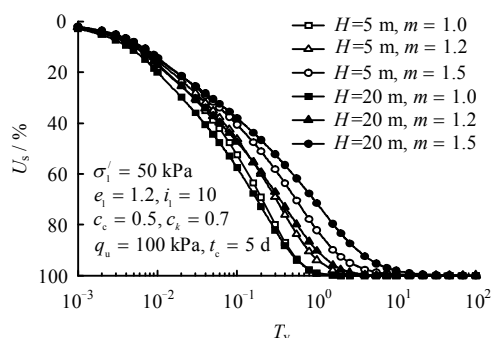


图 7 不同土层厚度、不同 m 值下的固结曲线
Fig.7 Consolidation curves with different thicknesses of soil layer and different values of m

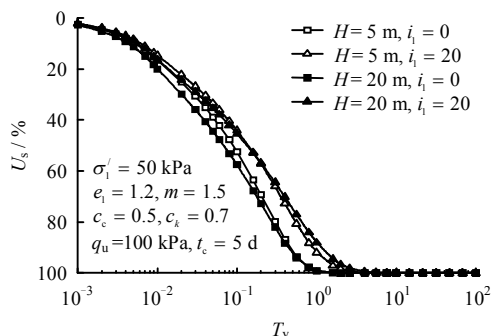


图 8 不同土层厚度、不同 i_1 值下的固结曲线
Fig.8 Consolidation curves with different thicknesses of soil layer and different values of i_1

5.5 自重应力分布形式对固结性状的影响

图 9 为在自重应力分别沿深度均匀分布和线性增加两种情况下的固结曲线。由图可以看出, 自重应力沿深度线性增加下的固结速率要比均匀分布 (假定整个地基中的自重应力都等于平均值 σ'_0) 下快。因此, 刘忠玉等^[14]假定自重应力沿深度均匀分布下计算得到的固结度会偏小, 计算基于非达西渗流下软土非线性固结变形有必要考虑自重应力沿深度的真实分布情况。但需要说明的是, 由自重应力分布形式所引起计算偏差的大小与荷载和土层厚度有很大关系。如图 9(a)所示, 200 kPa 作用下平均固结度的偏差 (自重应力均匀分布和线性增加之间的偏差) 要比 50 kPa 作用下平均固结度的偏差小。同

时, 图 9(b)也说明了厚 4 m 的地基土层在不同自重应力分布形式下固结度的偏差要比地基土层厚 20 m 的小。因此, 在计算地基的非线性固结变形时如果假定自重应力沿深度保持不变, 即整个地基中的自重应力都等于平均值, 由此所引起的计算误差会随着外荷载的增大而减小; 土层越薄, 由自重应力分布形式所引起的误差也越小。由此可见, 自重应力分布形式对非达西渗流下非线性固结性状的影响是与达西定律下的影响相同的。

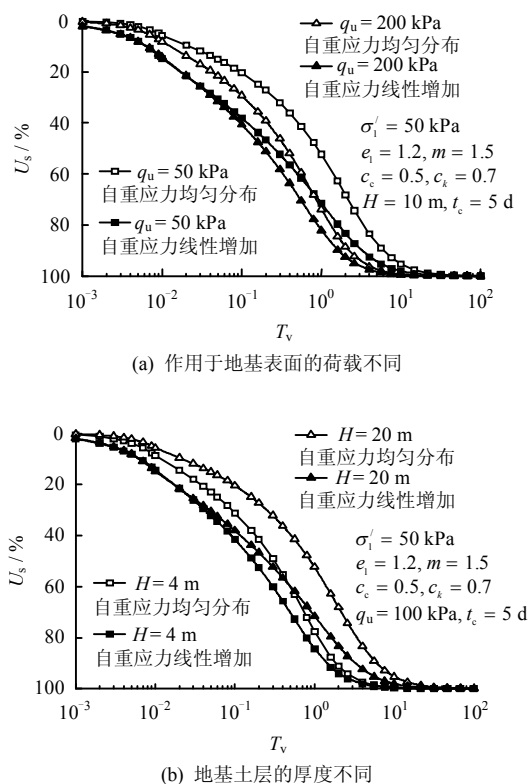


图 9 自重应力均匀和线性分布下的固结曲线
Fig.9 Consolidation curves considering uniform and linear distribution of dead weight stress

5 结 论

(1) 利用半解析方法计算基于非达西渗流下的非线性固结问题具有收敛性好、计算过程简单易懂、易于编程实现等优点。并且将之与差分计算结果相对比, 表明其计算结果也是可靠的。

(2) 考虑土中非达西渗流下的非线性固结速率要比达西定律下慢, 并且非达西定律中的指数 m 和临界水力坡降 i_c 越大, 非线性固结速率的减慢愈加明显。

(3) 非达西渗流与达西定律之间非线性固结速率的偏差会随着作用于地基表面荷载的增大而减小, 随着地基土层厚度的增大而增大。

(4) 自重应力随深度线性增加下的非线性固结

速率会比均匀分布下快, 并且这两者之间固结速率的偏差会随着荷载的增大、土层厚度的减小而减小。

参 考 文 献

- [1] SWARTZENDRUBER D. Modification of Darcy's law for the flow of water in soils[J]. *Soil Science*, 1962, 93(1): 22—29.
- [2] ELNAGGAK H A, KRIZEK R J. Effect of non-Darcy flow on time rate of consolidation[J]. *Journal of the Franklin Institute*, 1973, 296(5): 323—337.
- [3] MILLER R J, LOW P E. Threshold gradient for water flow in clay systems[J]. *Soil Science Society of American Journal*, 1963, 27(6): 605—609.
- [4] DUBIN B, MOULIN G. Influence of a critical gradient on the consolidation of clays[C]//Consolidation of soils: Testing and evaluation. West Conshohocken (PA): American Society for Testing and Materials, 1986: 354—377.
- [5] HANSBO S. Aspects of vertical drain design: Darcian or non-Darcian flow[J]. *Geotechnique*, 1997, 47(5): 983—992.
- [6] HANSBO S. Deviation from Darcy's law observed in one-dimensional consolidation[J]. *Geotechnique*, 2003, 53(6): 601—605.
- [7] TEH C I, NIE X Y. Coupled consolidation theory with non-Darcian flow[J]. *Computers and Geotechnics*, 2002, 29(3): 169—209.
- [8] 谢海澜, 武强, 赵增敏, 等. 考虑非达西流的弱透水层固结计算[J]. *岩土力学*, 2007, 28(5): 1061—1065.
- [9] XIE Hai-lan, WU Qiang, ZHAO Zeng-min, et al. Consolidation computation of aquitard considering non-Darcy flow[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2007, 28(5): 1061—1065.
- [10] 刘忠玉, 孙丽云, 乐金朝, 等. 基于非 Darcy 渗流的饱和黏土一维固结理论[J]. *岩石力学与工程学报*, 2009, 28(5): 973—979.
- LIU Zhong-yu, SUN Li-yun, YUE Jin-chao, et al. One-dimensional consolidation theory of saturated clay based on non-Darcy flow[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2009, 28(5): 973—979.
- [10] 鄂建, 陈刚, 孙爱荣. 考虑低速非 Darcy 渗流的饱和黏性土一维固结分析[J]. *岩土工程学报*, 2009, 31(7): 1115—1119.
- E Jian, CHEN Gang, SUN Ai-rong. One-dimensional consolidation of saturated cohesive soil considering

- non-Darcy flows[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2009, 31(7): 1115—1119.
- [11] LI Chuan-xun, XIE Kang-he, WANG Kun. Analysis of 1D consolidation with non-Darcian flow described by exponent and threshold gradient[J]. **Journal of Zhejiang University-SCIENCE A**, 2010, 11(9): 656—667.
- [12] DAVIS E H, RAYMOND G P. A non-linear theory of consolidation[J]. **Geotechnique**, 1965, 15(2): 161—173.
- [13] MESRI G, ROKHSAR A. Theory of consolidation for clays[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE**, 1974, GT8: 889—903.
- [14] 刘忠玉, 纠永志, 乐金朝, 等. 基于非 Darcy 渗流的饱和黏土一维非线性固结分析[J]. **岩石力学与工程学报**, 2010, 29(11): 2348—2355.
- LIU Zhong-yu, JIU Yong-zhi, YUE Jin-chao, et al. One-dimensional nonlinear consolidation analysis of saturated clay based on non-Darcy flow[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2010, 29(11): 2348—2355.
- [15] 谢康和, 潘秋元. 变荷载下任意层地基一维固结理论[J]. **岩土工程学报**, 1995, 17(5): 80—85.
- XIE Kang-he, PAN Qiu-yuan. Theory of one-dimensional consolidation of layered soil under time-dependent loading[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1995, 17(5): 80—85.
- [16] 李传勋, 谢康和, 胡安峰, 等. 基于指数形式渗流下的软土一维非线性固结分析[J]. **中南大学学报(自然科学版)**, 2012, 43(7): 2789—2795.
- LI Chuan-xun, XIE Kang-he, HU An-feng, et al. Analysis of one-dimensional non-linear consolidation with exponential flow[J]. **Journal of Central South University (Science and Technology)**, 2012, 43(7): 2789—2795.

第八届港口工程技术交流大会暨第九届工程排水与加固技术研讨会

(第 1 号通知: 论文征集)

由中国土木工程学会港口工程分会与工程排水与加固专业委员会联合主办的第八届港口工程技术交流大会暨第九届工程排水与加固技术研讨会将于 2014 年 5 月在江苏省连云港市举办, 会议由连云港港口(集团)有限公司承办。本次会议将邀请水运行业及工程排水与加固领域知名专家做特邀和专题报告, 为行业管理和工程技术人员提供新技术、新设备、新工艺的交流平台。欢迎水运工程和岩土工程领域的研究人员和高校师生踊跃投稿并参加会议。

会议议题与征文内容: (1) 港口工程领域: 1.1 水运工程建设过程中的新成果、新技术与新工艺; 1.2 沿海、内河航道泥沙运动与安全防护技术; 1.3 绿色、低碳港口生产与运营技术创新; 1.4 人工岛设计、施工、建设创新技术; 1.5 港工建筑物建设、维修、营运创新技术; 1.6 通航建筑物生产与运营的创新技术; 1.7 重大工程案例和港工技术发展探讨。(2) 工程排水与加固领域: 2.1 软土工程特性与理论; 2.2 超软地基围堰填筑与造陆技术; 2.3 地基处理的新技术、新方法 with 测试技术的发展; 2.4 基坑、边坡等岩土工程的设计理论与加固技术; 2.5 新型土工合成材料的研制、应用及检测方法; 2.6 围海造陆工程的环境监控与生态保护; 2.7 重大工程实录及关键技术、经验交流。

会议论文与出版: 论文格式与要求参照《岩土工程学报》征稿启事, 英文部分暂不要求。论文字数一般不超过 8000 字(包括图表和公式)。投稿稿件按要求排版后发至 PSJG2014@163.com。经专家评审合格的论文以会议论文集的形式正式出版, 同时推荐部分优秀论文在《岩土工程学报》、《水运工程》等核心期刊发表。

征文日期安排: 2013 年 11 月 30 日前作者提交全文, 2013 年 12 月 30 日前通知审稿专家修改意见, 2014 年 1 月 30 日前提交修改稿, 通知录用结果。

投稿联系人: 地址: 南京市虎踞关 34 号南京水科院岩土所(210024) 学会及总联系人: 关云飞(联系电话: 025-85829531、13770938628) 土工合成材料技术联系人: 郑澄峰(联系电话: 025-85829513、13851747826) 工程技术与加固联系人: 徐锴(联系电话: 025-85829552、13912974088) 技术展览与厂商联系人: 钟祥海(联系电话: 025-85829517、13851672098) 会议期间将组织工程考察和技术展览, 热忱欢迎从事港口工程和工程排水加固领域新材料、新设备的研发与生产的相关单位踊跃报名参加。