

柔性基础下不排水桩复合地基固结分析

白银川, 杨 涛

(上海理工大学 环境与建筑学院, 上海 200093)

摘要: 考虑柔性基础下不排水桩复合地基中桩-土非等应变特性, 推导出变荷载下不排水桩复合地基桩间土平均超静孔隙水压力的控制微分方程和求解条件。通过函数变换, 基于变荷载下天然地基一维固结理论建立了相应的固结解析解, 包括复合地基和桩间土中的平均超静孔隙水压力解答和复合地基整体平均固结度解答。利用有限元模拟方法验证了固结解析解的合理性, 并与现有的固结度解析解进行了比较。结果表明, 固结度解析解与数值模拟的结果较为吻合, 计算精度高于现有的固结计算模型。采用基于等应变假设的固结计算模型分析路堤下不排水桩复合地基的固结速率, 计算结果偏大。

关键词: 不排水桩; 复合地基; 固结; 解析解; 柔性基础; 路堤

中图分类号: TU 473 **文献标志码:** A

Consolidation analysis of composite ground with undrained columns under flexible foundation

BAI Yinchuan, YANG Tao

(School of Environment and Architecture, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China)

Abstract: Considering the non-equal strain between the column and the surrounding soil within the composite ground with undrained columns under flexible foundation, the governing differential equation of the average excess pore water pressure in the soil around columns and the corresponding solution conditions under time-dependent load were derived. Based on the one-dimensional consolidation theory of natural soil foundation under time-dependent load, the corresponding analytical solutions were developed by the function transformation method. The average excess pore water pressures in the composite ground and the surrounding soil, and the overall average consolidation degree of the composite ground were included in the analytical solutions. The proposed solution was compared with the existing analytical solutions in the literatures and the numerical result obtained from the finite element method (FEM) to validate its accuracy. The results show that the proposed solution and FEM results have a good match, and the accuracy of proposed solution is higher than those of the existing consolidation models. The consolidation rate of the composite ground with undrained columns under embankment is overestimated by the analytical consolidation solutions based on the equal vertical strain assumption.

收稿日期: 2021-06-19

基金项目: 国家重点研究发展计划 (2016YFC0802405)

第一作者: 白银川 (1996-), 男, 硕士研究生。研究方向: 复合地基固结理论。E-mail: 3214164233@qq.com

通信作者: 杨 涛 (1962-), 男, 教授。研究方向: 复杂地基加固技术。E-mail: shyangtao@163.com

Keywords: undrained column; composite ground; consolidation; analytical solution; flexible foundation; embankment

以桩体为竖向增强体的复合地基技术不仅使地基承载力得到了极大提高, 还会增强路基边坡的稳定性, 减少地基沉降和工后沉降并加快其固结过程, 在世界各国软土地基加固工程中得到越来越广泛的应用。

复合地基固结理论一直是复合地基理论研究的核心问题之一。砂桩和碎石桩等散体材料桩的刚度较小但渗透性远大于桩间土, 散体材料桩加速复合地基固结的机理较为明确。国内外学者基于砂井地基固结理论, 考虑桩体应力集中效应提出了大量散体材料桩复合地基的固结计算模型。CFG 桩、低强度混凝土桩和水泥土桩都为不排水桩, 刚度较大但不排水, 不排水桩复合地基的固结机理比较复杂。Horpibulsuk 等^[1]进行了水泥土桩复合地基固结特性室内模型试验, 发现端承桩复合地基比天然地基的固结要快很多, Chai 等^[2]认为这主要是加固区复合固结系数远大于地基土固结系数的缘故。杨涛等^[3]和章定文等^[4]分别采用数值模拟和室内模型试验的方法, 对悬浮和打穿软土的不排水桩复合地基的固结特性作了比较分析, 发现后者比前者固结更快, 桩的贯入比较小时不排水悬浮桩复合地基的固结甚至比天然地基还要慢。卢萌盟等^[5]和 Gong 等^[6]分别在变荷载作用下得到端承不排水桩和悬浮水泥土桩复合地基的固结解析解。朱洵等^[7]和陈宙翔等^[8]分别建立了瞬时荷载下考虑桩间土非饱和和非线性的端承不排水桩复合地基固结解析解。杨涛等^[9-10]给出了变荷载下悬浮钉形搅拌桩复合地基和瞬时荷载下多元不排水长-短桩复合地基的固结计算模型。张丹贝等^[11]考虑真空作用, 建立了悬浮不排水桩复合地基的固结解析解。

上述不排水桩复合地基固结计算模型都是在桩土等竖向应变假设下建立的。然而, 在路堤等柔性基础下以及带柔性垫层的刚性基础下的复合地基中, 桩与桩间土的沉降不同, 桩的沉降比桩间土小, 路堤下复合地基中这种现象更为明显。显然, 这些情况下等竖向应变假设并不成立。李耀琨等^[12]和 Lang 等^[13]分别建立了刚性基础下有垫层端承和悬浮刚性桩复合地基的固结解析解, 可以考虑桩体上、下刺入的影响。目前, 柔性基

础下不排水桩复合地基固结计算理论的研究成果较少。杨涛等^[14-15]对此进行了初步研究, 在等应力条件下给出路堤下端承不排水桩复合地基的固结解析解, 但解答中复合压缩模量仍然采用基于等应变假设的面积比公式计算, 且解答不能揭示路堤荷载下桩土差异沉降的影响机理。显然, 进一步研究柔性基础下不排水桩复合地基固结计算方法是必要的。鉴于此, 本文建立了考虑桩-土间差异沉降的端承不排水桩复合地基固结简化解析解, 可为同类实际工程设计提供参考。

1 基本假定与轴对称固结模型

1.1 基本假设

- 公式推导采用如下基本假设:
- a. 桩为不排水桩。桩和桩间土都为线弹性体, 它们仅发生竖向变形, 桩-土界面处不发生相对滑移。
 - b. 桩间土是饱和的, 仅发生竖向渗流, 渗流符合达西定律。
 - c. 外荷载 $p(t)$ 大面积施加, 在待加固地基中引起的竖向附加应力 $\sigma(t)$ 沿深度均布。

1.2 轴对称固结模型

柔性基础下复合地基的轴对称固结模型如图 1 所示。不排水桩的半径和长度分别为 r_p 和 H , 其弹性模量和压缩模量分别为 E_{pe} 和 E_p 。单桩影响区

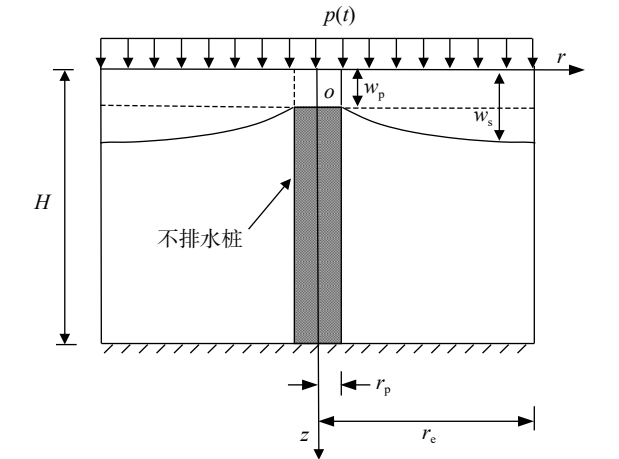


图 1 复合地基固结模型
Fig. 1 Consolidation model of the composite ground

半径为 r_e ，它与桩间距 s 及布桩方式有关：三角形布桩时 $r_e=0.525 s$ ，正方形布桩时 $r_e=0.565 s$ 。不排水桩的置换率 $m=(r_p/r_e)^2$ 。桩间土的竖向渗透系数、泊松比、弹性模量及压缩模量分别为 k_v 、 μ_s 、 E_{se} 和 E_{pe} 。由于是柔性基础，大面积均布荷载 $p(t)$ 施加在复合地基表面上，任意时刻桩顶沉降为 $w_p(t)$ ，同一时刻桩间土表面任一点的沉降为 $w_s(r,t)$ ，后者大于前者。 r 和 z 为径、竖向坐标。

2 固结方程及其解答

2.1 固结方程

根据 Alamgir 等^[16]的研究， $p(t)$ 作用下柔性基础下复合地基中桩顶沉降 $w_p(t)$ 和桩间土表面沉降 $w_s(r,t)$ 存在下述关系：

$$w_s(r,t) = w_p(t) + \alpha_c(t) \left[\frac{r}{r_p} - e^{\beta_c(r/r_p - 1)} \right] \tag{1}$$

式中， $\alpha_c(t)$ 和 β_c 为待定的位移参数，前者随加荷过程而变化。

根据任意时刻固结模型外边界 $r=r_e$ 上的剪应力为 0，可以得到 β_c 满足如下超越方程：

$$\beta_c e^{\beta_c(1/\sqrt{m}-1)} - 1 = 0 \tag{2}$$

式(2)表明 β_c 只与桩的置换率 m 有关。求解方程式(2)可以得到 β_c 随桩置换率 m 的变化规律，如图 2 所示。拟合后可得到二者的如下关系：

$$\beta_c = 0.922 \, 1 m^{0.350 \, 7} \tag{3}$$

将轴对称固结模型离散化，如图 3 所示。将桩分成 L 个单元，各单元厚度 $\Delta H=H/L$ ；将桩间土分成 $L \times N$ 个环状单元，其厚度等于桩单元的厚度，径向宽度 $\Delta r=(r_e-r_p)/N$ 。参照 Alamgir 等^[16] 和杨涛^[17] 的推导过程，可以得到 $\alpha_c(t)$ 的计算公式如下：

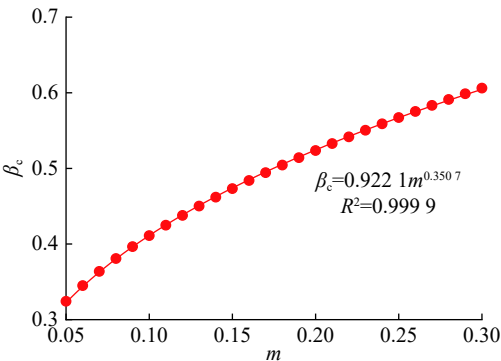


图 2 β_c 随不排水桩置换率变化曲线

Fig. 2 Variation of β_c with area replacement ratio of undrained column

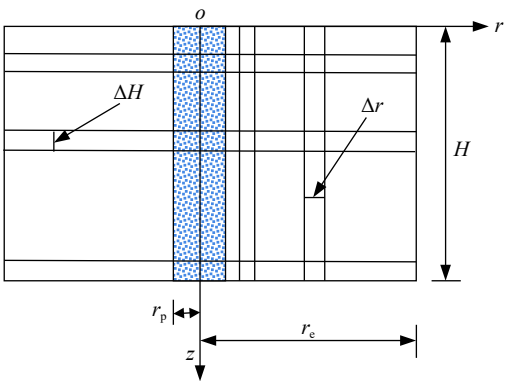


图 3 固结模型的离散

Fig. 3 Discretization of consolidation model

$$\alpha_c(t) = \frac{\bar{\sigma}_p(t) \left(\frac{1}{n(t)E_{se}} - \frac{1}{E_{pe}} \right)}{A_1 + A_2 + A_3} \Delta H \tag{4}$$

式中： $\bar{\sigma}_p(t)$ 为 t 时刻桩身的竖向应力； $n(t)$ 为相同深度处的桩土应力比。3 个常数 A_1 、 A_2 和 A_3 按下式计算：

$$A_1 = \frac{\left(\frac{\Delta H}{r_p} \right)^2 (1 - \beta_c) E_{se}}{2(1 + \mu_s) E_{pe}} \tag{5}$$

$$A_2 = \frac{\left(\frac{\Delta H}{r_p} \right)^2 \left(\frac{1}{\sqrt{m}} - \Delta R \right) \left[1 - \beta_c e^{\beta_c(1/\sqrt{m} - \Delta R - 1)} \right]}{4 \Delta R \left(\frac{1}{\sqrt{m}} - \Delta R/2 \right) (1 + \mu_s)} \tag{6}$$

$$A_3 = \frac{1}{\sqrt{m}} - \frac{\Delta R}{2} - e^{\beta_c(1/\sqrt{m} - \Delta R/2 - 1)} \tag{7}$$

式中， $\Delta R = \Delta r/r_p$ 。

由于 $\bar{\sigma}_p(t)$ 沿桩长并不均布，从式(4)可知 $\alpha_c(t)$ 沿桩长也不均布。根据 Alamgir 等^[16] 的研究可知，它沿桩长的分布需要从上到下逐个对桩单元和模型外边界处土单元进行应力计算才能获得，工作量较大。参照杨涛^[17] 的研究，复合地基固结分析中可采用不随桩长变化的 $\bar{\alpha}_c(t)$ ，计算公式如下：

$$\bar{\alpha}_c(t) = \frac{\bar{\sigma}_{p0}(t) \left(\frac{1}{n_0(t)E_{se}} - \frac{1}{E_{pe}} \right)}{A_1 + A_2 + A_3} \Delta H \tag{8}$$

式中， $\bar{\sigma}_{p0}(t)$ 和 $n_0(t)$ 分别为 t 时刻桩顶竖向平均总应力和该处的桩土应力比。

柔性基础下桩-土差异沉降随距桩中心线距离的增加而逐渐增大。利用式(1)可计算出 t 时刻桩顶平面桩-土平均差异沉降 $\delta(t)$ ：

$$\delta(t) = \frac{\alpha_c(t)}{r_c - r_p} \int_{r_p}^{r_c} \left[\frac{r}{r_p} - e^{\beta_c(r/r_p - 1)} \right] dr = \alpha_c(t) \left\{ \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\sqrt{m}} + 1 \right) + \frac{1}{\beta_c(1/\sqrt{m} - 1)} \left[1 - e^{\beta_c(1/\sqrt{m} - 1)} \right] \right\} \quad (9)$$

式(9)表明, $\delta(t)$ 随加荷过程逐渐变化。

参照李耀琨等的研究^[12], 桩间土与桩的竖向应变之间存在下述关系:

$$\frac{\bar{\sigma}_s - \bar{u}_s}{E_s} = \frac{\bar{\sigma}_p}{E_p} + \frac{\delta(t)}{H} = \varepsilon_v \quad (10)$$

式中: $\bar{\sigma}_s$ 和 $\bar{u}_s$ 分别是 t 时刻深度 z 处桩间土的平均竖向总应力和平均超静孔隙水应力; ε_v 为深度 z 处桩间土的竖向应变。

将式(9)代入式(10), 并取 $\alpha_c(t) = \bar{\alpha}_c(t)$, 有

$$\frac{\bar{\sigma}_s - \bar{u}_s}{E_s} = \frac{\bar{\sigma}_p}{E_{csp}} = \varepsilon_v \quad (11)$$

$$E_{csp} = \frac{E_p}{1 + \frac{D(E_{pc}/E_{sc} - n_0(t))\Delta H/H}{n_0(t)(A_1 + A_2 + A_3)}} \quad (12)$$

式中, D 为常数, 按下式计算:

$$D = \left\{ \frac{1}{2} (1/\sqrt{m} + 1) + \frac{1}{\beta_c(1/\sqrt{m} - 1)} \left[1 - e^{\beta_c(1/\sqrt{m} - 1)} \right] \right\} \quad (13)$$

吴慧明等^[18]和方磊等^[19]分别进行了柔性基础下不排水桩复合地基现场试验和室内模型试验, 李国维等^[20]进行了填砂路堤下水泥土搅拌桩复合地基现场试验。这些试验发现: 柔性基础下不排水桩复合地基桩土应力随荷载变化的规律与刚性基础下的复合地基显著不同, 它随荷载的增加先减小后增大然后趋于稳定, 最大值约为 1.8, 地基土的固结时间对其数值影响较小。此外, 杨涛等^[3]的研究表明, 桩土应力比的变化对柔性基础下不排水桩复合地基固结速率的影响不大。基于这些研究成果, 建议固结分析时桩土应力比 $n_0(t)$ 取 2~3。

根据复合材料力学理论, 待加固天然地基中竖向附加应力 $\sigma(t)$ 为复合地基的平均竖向应力, 则任意深度处 $\sigma(t)$ 由桩和土共同承担, 有

$$m\bar{\sigma}_p + (1-m)\bar{\sigma}_s = \sigma(t) \quad (14)$$

由式(11)和式(14)可得

$$\varepsilon_v = \frac{\sigma(t) - (1-m)\bar{u}_s}{(1-m)E_s + mE_{csp}} \quad (15)$$

由桩间土质量守恒定律, 有

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} + \frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial^2 \bar{u}_s}{\partial z^2} = 0 \quad (16)$$

式中, γ_w 为水的重度。

将式(15)代入式(16)可得变荷载下柔性基础下复合地基桩间土的固结控制方程:

$$\frac{\partial \bar{u}_s}{\partial t} = c_{vc} \frac{\partial^2 \bar{u}_s}{\partial z^2} + \frac{1}{1-m} \frac{d\sigma(t)}{dt} \quad (17)$$

$$c_{vc} = \left[1 + \frac{mE_{csp}}{(1-m)E_s} \right] c_v \quad (18)$$

式中, $c_v = k_v E_s / \gamma_w$ 为桩间土的竖向固结系数。

2.2 定解条件

考虑复合地基顶面排水底面不排水, 变荷载下固结方程(18)的定解条件为

a. 竖向边界条件。

$$z=0: \quad \bar{u}_s = 0 \quad (19)$$

$$z=H: \quad \frac{\partial \bar{u}_s}{\partial z} = 0 \quad (20)$$

b. 初始条件。

$$t=0: \quad \bar{u}_s = 0 \quad (21)$$

2.3 变荷载下固结一般解

在定解条件式(19)~(21)下不易求解非齐次的固结方程式(17)。为便于数学上求解, 进行如下函数变换:

$$\bar{u}_c = (1-m)\bar{u}_s \quad (22)$$

将式(22)代入固结方程式(17)和定解条件式(19)~(21), 有

$$\frac{\partial \bar{u}_c}{\partial t} = c_{vc} \frac{\partial^2 \bar{u}_c}{\partial z^2} + \frac{d\sigma(t)}{dt} \quad (23)$$

$$z=0: \quad \bar{u}_c = 0 \quad (24)$$

$$z=H: \quad \frac{\partial \bar{u}_c}{\partial z} = 0 \quad (25)$$

$$t=0: \quad \bar{u}_c = 0 \quad (26)$$

从式(22)可知, $\bar{u}_c(z, t)$ 为复合地基深度 z 处的平均超静孔隙水压力。这样, 通过前述的函数变换, 将求解桩间土平均超静孔压问题转化成求解变荷载 $p(t)$ 作用下复合地基平均超静孔压的问题。

由于上述变荷载下复合地基平均超静孔压定解问题的数学表述与相同荷载下天然地基一维固结问题定解问题的数学表述在形式上完全相同, 根据 Lu 等^[21]天然地基一维固结理论, 容易解得复合地基平均超静孔压为

$$\bar{u}_c(z,t)=2\sum_{i=1}^{\infty}\frac{e^{-\beta_i t}}{M}\sin\left(\frac{M}{H}z\right)\int_0^t\frac{d\sigma(\tau)}{d\tau}e^{\beta_i\tau}d\tau\quad(27)$$

$$\beta_i=\frac{M^2c_{vc}}{H^2}\quad(28)$$

式中, $M=(2i-1)\pi/2$, $i=1, 2, 3, \cdots, \infty$ 。
将式(27)代入式(22), 得到桩间土的平均超静孔压:

$$\bar{u}_s(z,t)=\frac{2}{1-m}\sum_{i=1}^{\infty}\frac{e^{-\beta_i t}}{M}\sin\left(\frac{M}{H}z\right)\int_0^t\frac{d\sigma(\tau)}{d\tau}e^{\beta_i\tau}d\tau\quad(29)$$

利用式(27)给出的复合地基平均孔压解答, 按式(30)计算变荷载柔性基础下复合地基的整体平均固结度:

$$U=\frac{\int_0^H[\sigma(t)-\bar{u}_c(z,t)]dz}{\int_0^H\sigma_u dz}\quad(30)$$

式中, σ_u 为待加固地基中竖向附加应力的最终值。

2.4 单级荷载下的解答

特殊地, 考虑单级加荷情况。图4给出单级外荷载作用下待加固天然地基竖向附加应力 $\sigma(t)$ 随时间变化的曲线, 它可表示为

$$\sigma(t)=\begin{cases}\frac{\sigma_u}{t_c}t, & 0\leq t<t_c \\ \sigma_u, & t\geq t_c\end{cases}\quad(31)$$

式中, t_c 为加载时间。

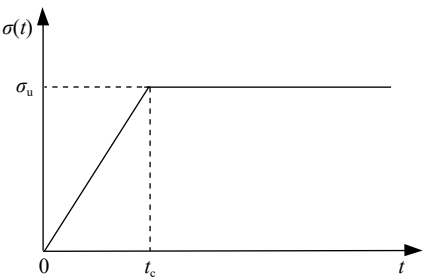


图4 单级荷载下竖向附加应力曲线
Fig.4 Vertical additional stress curve under ramp loading

将式(31)代入式(27), 得到单级荷载下复合地基的平均超静孔压:

$$\bar{u}_c=\begin{cases}\frac{2\sigma_u}{t_c}\sum_{i=1}^{\infty}\frac{(1-e^{-\beta_i t})}{M\beta_i}\sin\left(\frac{M}{H}z\right), & 0\leq t\leq t_c \\ \frac{2\sigma_u}{t_c}\sum_{i=1}^{\infty}\frac{e^{-\beta_i t}(e^{\beta_i t_c}-1)}{M\beta_i}\sin\left(\frac{M}{H}z\right), & t\geq t_c\end{cases}\quad(32)$$

将式(32)代入式(22)即可得到单级荷载下桩间土的平均超静孔压:

$$\bar{u}_s=\begin{cases}\frac{2\sigma_u}{(1-m)t_c}\sum_{i=1}^{\infty}\frac{(1-e^{-\beta_i t})}{M\beta_i}\sin\left(\frac{M}{H}z\right), & 0\leq t\leq t_c \\ \frac{2\sigma_u}{(1-m)t_c}\sum_{i=1}^{\infty}\frac{e^{-\beta_i t}(e^{\beta_i t_c}-1)}{M\beta_i}\sin\left(\frac{M}{H}z\right), & t\geq t_c\end{cases}\quad(33)$$

将式(31)和式(32)代入式(30), 得到单级荷载下复合地基的整体平均固结度:

$$U(t)=\begin{cases}\frac{1}{t_c}\left(t-2\sum_{i=1}^{\infty}\frac{1-e^{-\beta_i t}}{M^2\beta_i}\right), & 0\leq t\leq t_c \\ 1-\frac{2}{t_c}\sum_{i=1}^{\infty}\frac{(e^{\beta_i t_c}-1)e^{-\beta_i t}}{M^2\beta_i}, & t\geq t_c\end{cases}\quad(34)$$

3 算例验证

工程设计中将路堤视为柔性基础, 故算例选取路堤下端承水泥土桩复合地基进行固结分析。软土地基厚度为 $H=20\text{ m}$, 无黏性土路堤高度为 4 m , 重度为 17 kN/m^3 。水泥土桩半径 $r_p=0.25\text{ m}$, 单桩影响区半径 $r_e=0.7\text{ m}$, 相应的置换率 $m=12.8\%$ 。水泥土桩、路堤填土和桩间土的压缩模量、泊松比和渗透系数列于表1中。路堤单级填筑, 每层 0.5 m , 总填筑时间 $t_c=90\text{ d}$ 。

表1 各材料参数
Tab.1 Parameters of different materials

材料	压缩模量/MPa	泊松比	渗透系数/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
水泥土桩	150	0.25	—
路堤土	25	0.30	—
桩间土	3	0.35	10^{-8}

对路堤下水泥土桩复合地基进行比奥固结有限元分析, 采用 ABAQUS 有限元软件进行计算。由于固结模型具有对称性, 取其右半部分进行计算, 如图5所示。模型左、右边界分别为对称轴和外边界, 数值计算时约束左、右边界的径向位移, 底部径、竖向位移均约束。复合地基的表面排水, 二侧边界和底边界均不排水。各材料均采用线弹性模型, 其弹性模量 E_i 可根据它们的压缩模量 E_1 和泊松比 μ 按式 $E_i=(1+\mu)(1-2\mu)E_1/(1-\mu)$ 近似估算。路堤土和桩用轴对称4结点四边形单元(CAX4)离散, 桩间土用轴对称4结点四边形应力-孔压耦合单元(CAX4P)离散, 共剖分6720个单元, 结点数为6989个。图6给出复合地基有限元

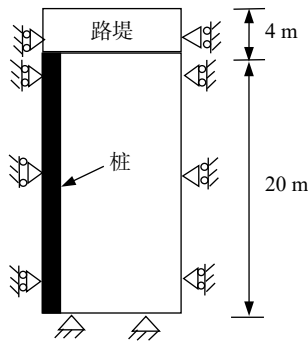


图 5 有限元模型
Fig. 5 Finite element model

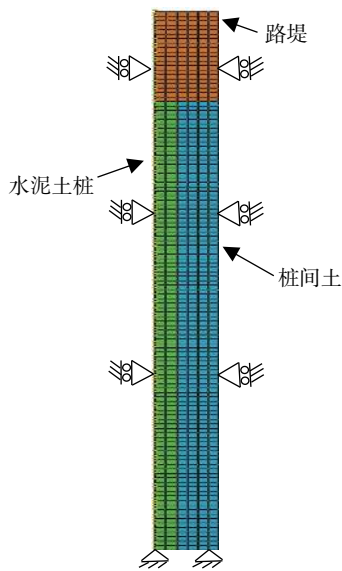


图 6 有限元网格
Fig. 6 Finite element mesh

网格示意图。

图 7 给出本文解析解和有限元解获得的路堤荷载下端承水泥土桩复合地基整体平均固结度 U 随无量纲时间因数 $T_v=c_v t/H^2$ 的变化曲线，解析

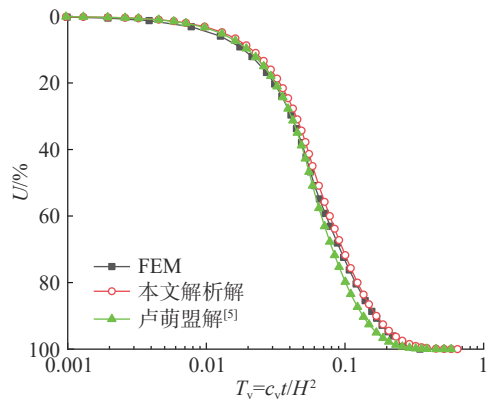


图 7 不同解析解与有限元解的比较
Fig. 7 Comparison of various analytical solutions with FEM result

解计算时 $n_0=2.0$, $L=20$, $N=6$ 。图中也给出了卢萌盟等^[5] 基于等应变假设的固结解析解的计算结果。从图 7 中可以看出，本文固结度解析解计算的复合地基固结度曲线与有限元数值解的结果非常接近，两者之差的绝对值不超过 1.7%，说明本文解析解具有较高的计算精度。由于采用了等应变假设，卢萌盟等^[5] 解析解计算的复合地基固结度数值大于本文解析解和有限元解，它与有限元解之差的绝对值不超过 5.9%。假设桩土等应变后固结度的数值偏大，原因在于高估了柔性基础下复合地基的刚度，即高估了不排水桩刚度的影响。本算例 $E_{csp}=107\text{ MPa}$ ，数值要小于桩的压缩模量 $E_p=150\text{ MPa}$ 。此外，图 7 还表明，等应变假设下端承不排水桩复合地基的固结速率与路堤下复合地基固结速率的数值差别并不大。

图 8 给出由本文解析解、李耀琨等^[12] 解析解和卢萌盟等^[5] 等应变解析解获得的复合地基固结度曲线的比较。李耀琨等^[12] 的解答考虑了设置垫层的刚性基础下复合地基桩-土沉降的不同，利用半无限弹性地基上圆形基础沉降计算公式计算复合地基桩-土差异沉降，没有考虑相邻桩的影响。图 8 表明，采用李耀琨等^[12] 解析解计算的水泥土桩复合地基的固结速率要大于本文解析解的计算结果，二者最大差值约 4.3%，较之有限元解，二者最大相差约 5.1%，其固结度曲线更靠近卢萌盟等^[5] 的等应变解答。

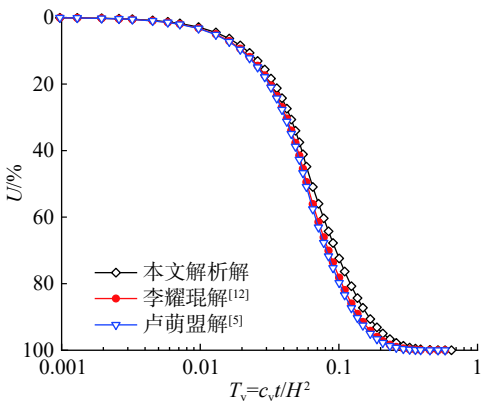


图 8 本文解析解与其他解析解的比较
Fig.8 Comparison of the proposed solution with several existing solutions

为考察桩土应力比对复合地基固结速率的影响，用本文解析解计算出不同桩土应力比下水泥土桩复合地基的固结度曲线，如图 9 所示，桩土应力比 n_0 取 2, 3, 5 和 7。图 9 表明，不同桩土应力比下复合地基的固结度曲线较为接近，说明

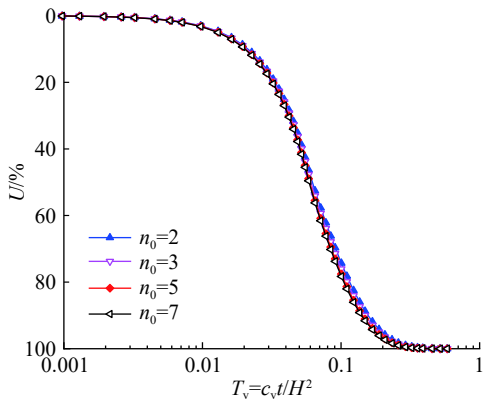


图9 桩土应力比对固结速率的影响

Fig.9 Influence of column-soil stress ratio on the consolidation rate

对于诸如路堤等柔性基础下的水泥土桩复合地基，其固结速率对桩土应力比的变化不敏感，这与杨涛等^[3]的数值模拟结果是一致的。 n_0 从2变化到7时复合地基固结度略微增大，最大增幅不超过2.5%。图9表明本文固结解析解中桩土应力比 n_0 取值2~3是合理的。

4 结 论

- a. 建立了柔性基础下端承不排水桩复合地基固结解析解，可用于路堤荷载下不排水桩复合地基的固结分析。
- b. 本文固结度解析解与有限元解具有较好的一致性，计算精度高于现有的考虑桩-土差异沉降的固结计算模型。
- c. 桩土应力比对固结速率的影响不大。对柔性基础下的水泥土桩复合地基可取2~3。
- d. 基于等应变假设的不排水桩复合地基固结计算模型更适合刚性基础下复合地基的固结分析。如果将它们用于路堤荷载下端承不排水桩复合地基固结分析，计算出的固结速率数值偏大。

参考文献:

[1] HORPIBULSUK S, CHINKULKIJNIWAT A, CHOLP-HATSORN A, et al. Consolidation behavior of soil-cement column improved ground[J]. *Computers and Geotechnics*, 2012, 43: 37-50.

[2] CHAI J C, ONITSUKA K, HAYASHI S. Discussion: physical modelling of consolidation behaviour of a composite foundation consisting of a cement-mixed soil column and untreated soft marine clay[J]. *Géotechnique*, 2006, 56(8): 579-582.

[3] 杨涛, 李国维. 路堤荷载下不排水桩复合地基固结特性的数值分析[J]. *工业建筑*, 2007, 37(11): 61-63,93.

[4] 章定文, 范礼彬, 刘松玉, 等. 水泥土搅拌桩复合地基固结机理室内模型试验[J]. *中国公路学报*, 2014, 27(12): 1-9.

[5] 卢萌盟, 谢康和, 周国庆, 等. 不排水桩复合地基固结解析解[J]. *岩土工程学报*, 2011, 33(4): 574-579.

[6] GONG X N, TIAN X J, HU W T. Simplified method for predicating consolidation settlement of soft ground improved by floating soil-cement column[J]. *Journal of Central South University*, 2015, 22(7): 2699-2706.

[7] 朱洵, 黄英豪, 张晨, 等. 非饱和土不透水桩复合地基固结解析解[J]. *岩土工程学报*, 2019, 39(1): 62-70.

[8] 陈宙翔, 郭彪, 房锐, 等. 不排水桩复合地基非线性固结解析解[J]. *地下空间与工程学报*, 2020, 16(2): 445-450.

[9] 杨涛, 盛志成. 变荷载下悬浮 TDM 桩复合地基固结分析[J]. *中国公路学报*, 2020, 33(9): 76-84.

[10] 杨涛, 李超, 阮一舟. 多元不排水长短桩复合地基固结解析解[J]. *岩土工程学报*, 2017, 39(12): 2195-2202.

[11] 张丹贝, 张玉国, 黄彤, 等. 真空预压条件下未打穿不排水桩复合地基一维固结研究[J]. *工业建筑*, 2018, 48(5): 118-121,138.

[12] 李耀琨, 季静, 张文俊, 等. 刚性桩复合地基渗流固结性能分析[J]. *建筑结构学报*, 2014, 35(3): 208-214.

[13] LANG R Q, YANG A W. A quasi-equal strain solution for the consolidation of a rigid pile composite foundation under embankment loading condition[J]. *Computers and Geotechnics*, 2020, 117: 103232.

[14] 杨涛, 李国维. 路堤荷载下不排水端承桩复合地基固结分析[J]. *岩土工程学报*, 2007, 29(12): 1831-1836.

[15] 杨涛, 石磊, 李国维. 路堤分级填筑条件下不排水端承桩复合地基固结分析[J]. *公路交通科技*, 2008, 25(10): 31-35,44.

[16] ALAMGIR M, MIURA N, POOROOSHAB H B, et al. Deformation analysis of soft ground reinforced by columnar inclusions[J]. *Computers and Geotechnics*, 1996, 18(4): 267-290.

[17] 杨涛. 路堤荷载下柔性悬桩复合地基的沉降分析[J]. *岩土工程学报*, 2000, 22(6): 741-743.

[18] 吴慧明, 龚晓南. 刚性基础与柔性基础下复合地基模型试验对比研究[J]. *土木工程学报*, 2001, 34(5): 81-84.

[19] 方磊, 谢永利. 柔性基础下复合地基桩土应力比模型试验[J]. *长安大学学报(自然科学版)*, 2005, 25(2): 30-32.

[20] 李国维, 杨涛. 柔性基础下复合地基桩土应力比现场试验研究[J]. *岩土力学*, 2005, 26(2): 265-269.

[21] LU M M, XIE K H, WANG S Y. 1-D consolidation of a single soil layer with depth-dependent stress by multi-stage loading[J]. *岩土工程学报*, 2015, 37(2): 330-336.