

变井阻条件下碎石桩复合地基固结解析解

徐 超^{1,2}, 朱顺然^{1,2}

(1. 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学 岩土工程与地下结构教育部重点实验室, 上海 200092)

摘要: 针对实际工程中碎石桩复合地基固结的井阻问题, 深入分析了碎石桩的井阻成因以及变井阻条件下的时间效应与空间效应。采用解析方法, 建立了考虑井阻时间效应的复合地基固结方程。通过分析碎石桩渗透系数的变化规律构建了两种桩体渗透系数随时间变化的函数, 并导出了特定变化模式下的碎石桩复合地基固结解析解。分析结果表明: 井阻变化对于碎石桩复合地基固结速度影响显著, 且该结果较现有的复合地基固结理论更接近工程实际; 井阻因子初值越大, 井阻时间效应的影响越严重; 在相同条件下, 增加桩体渗透性比提高桩体模量更有利于加速碎石桩复合地基固结。

关键词: 碎石桩; 复合地基; 固结; 井阻; 时间效应

中图分类号: TU470

文献标志码: A

Analytical Solution for Consolidation of Composite Ground with Stone Columns Considering the Time Dependent Well Resistance

XU Chao^{1,2}, ZHU Shunran^{1,2}

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: Aiming at the well resistance during the consolidation process of composite ground with stone columns in practical engineering, the causes of well resistance and the time and space effect under variable well resistance condition were analyzed. The equations for the consolidation of composite ground considering time effect of well resistance were established by analytical method. Based on the variation of permeability coefficient of the stone column, two types of functions which describe the relationship between variation of permeability coefficient and time were built up and the general analytical solutions are derived under the specific variation modes for the consolidation problem of the composite foundation with stone columns. The results show that the variation of well resistance has a remarkable influence on the

consolidation rate of composite ground with stone columns. Compared with the existing theories, the results of this paper are more reasonable. In addition, the larger the initial value of well resistance factor, the more significant the influence of the time effect of well resistance. In order to accelerate the consolidation of the composite ground, it is more efficient to improve the permeability rather than the modulus of stone columns under the same conditions.

Key words: stone column; composite ground; consolidation; well resistance; time effect

碎石桩不仅可以提高地基承载力、减小地基沉降变形, 而且桩体作为竖向排水通道可以加速地基固结过程。作为一种成熟的地基处理技术, 碎石桩复合地基在工程实践中已得到广泛运用。碎石桩复合地基的固结理论是建立在砂井地基固结理论基础之上, 在设计计算中没有很好地考虑两者存在的明显差别: 碎石桩的刚度明显高于砂井或塑料排水板, 与桩间土构成复合地基将减小地基沉降; 碎石桩复合地基的井径比又明显偏小, 施工对桩间土的扰动更大; 碎石粒径大孔隙也大, 在排水固结过程中碎石桩的通水能力因淤堵而随时间变小。对此, 碎石桩桩体对地基固结的影响已开展了一些研究。如王瑞春等^[1]考虑了桩体应力集中效应, 谢康和^[2]分析了桩体内径向流问题, 赵明华等^[3]关注了桩体的固结变形等情况。已有的研究对碎石桩桩体的井阻问题涉及很少。

韩杰等^[4]曾指出, 碎石桩内常含有一定量的细颗粒土(尤其是采用振冲法施工时), 其对于桩体的渗透性能有影响, 势必对地基固结过程中水的流出产生一定的阻力。Zou 等^[5]通过室内模拟试验得到, 碎石桩施工过程中在桩周土体中产生超孔隙水压力, 在碎石间孔隙较大时渗流力会把细颗粒土带入桩体内的孔隙; 而且当侵蚀管流形成后, 大量的细颗

粒土会被带至碎石桩内,这其实是碎石桩的淤堵问题,即碎石桩体的透水性随着排水固结进程而逐步降低.碎石桩的井阻问题也出现在处理地基液化问题中,如 Adalier 等^[6]曾指出施工完的碎石桩中,其桩体体积的 20% 是由周围土体构成的;Boulanger 等^[7]曾在研究碎石桩的通水能力时指出,施工过程的不利影响可能使得碎石桩与原位土体混合,从而大大降低碎石桩的通水能力.可见,在碎石桩复合地基排水固结分析中,碎石桩的井阻是一个重要的影响因素.

但碎石桩的井阻成因与塑料排水板(PVD)等排水体有所不同,除了施工时混入细颗粒土外,主要是周围土粒在超孔压作用下混入桩体,从而降低桩体的透水性.结合工程实践与施工过程可知,碎石桩的井阻是变化的:一方面,在施工过程中,碎石桩的成桩直径取决于侧向土压力以及桩周土的性质,易形成“胡萝卜”状的桩体^[8],则碎石桩的通水量随深度方向递减,可称为井阻的空间效应;另一方面,在复合地基固结排水过程中,桩周细颗粒土将伴随渗流而进入碎石桩内,碎石桩的通水量会随时间逐步降低,这可看作井阻的时间效应.

本文将分析重点放在碎石桩井阻的时间效应.采用解析方法,通过建立考虑井阻时间效应的复合地基固结方程,推导井阻时间效应特定模式下的碎石桩复合地基固结的解析解.通过与未考虑井阻时间效应的固结解对比,说明考虑变井阻的实际意义.

1 计算模型的建立

图 1 为变井阻条件下碎石桩复合地基固结简化模型. H 为软黏土层的厚度, z 、 r 分别为单元体内任一点与地表原点的竖向距离与径向距离, d_w 、 d_s 、 d_e 分别为碎石桩桩身直径、扰动区直径及桩间土影响区直径, k_h 、 k_s 分别为未扰动区与扰动区的土体径向渗透系数, k_w 为桩体竖向渗透系数, E_c 、 E_w 分别为桩间土与桩体的压缩模量, u_w 、 u_r 、 u_s 分别为桩体内、桩间土未扰动区与扰动区内的超静孔压; p 为一次瞬时施加的附加荷载.设地基的排水条件为顶面排水、底面不排水.

为建立易于求解的固结方程,提出如下基本假定:①等应变条件成立,且只考虑土体内径向渗流而忽略竖向渗流;②复合地基处于饱和状态,固体颗粒与水是不可压缩的;③复合地基中桩体与桩周土只发生竖向变形,且在任意深度处两者的竖向应变相

等;④桩周土体的渗透系数和压缩系数为常数,而考虑井阻的时间效应,即碎石桩桩体的渗透系数是随时间变化的, $k_w = k_{w0} f(t)$, 其中 k_{w0} 为初始渗透系数, $f(t)$ 为与时间有关的函数;⑤考虑碎石桩的固结变形,即任一深度 z 处碎石桩孔隙水流量的变化量 ΔQ_p 等于桩体体积压缩量 ΔV_p ;⑥附加荷载是一次施加的且保持不变.

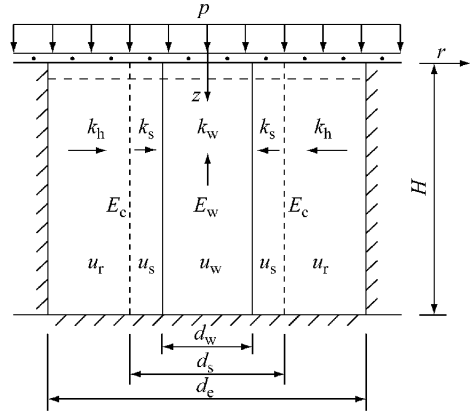


图 1 计算模型简图

Fig. 1 Sketch of simplified computation model

2 固结方程的推导

由平衡条件及等应变假设可得

$$\bar{\sigma}_s A_s + \bar{\sigma}_w A_w = pA \quad (1)$$

$$\frac{\bar{\sigma}_s - \bar{u}}{E_s} = \frac{\bar{\sigma}_w - u_w}{E_w} = \epsilon_v \quad (2)$$

式(1)~(2)中: $\bar{\sigma}_s$ 、 $\bar{\sigma}_w$ 为桩间土与桩体的平均应力; A_s 、 A_w 、 A 为单元体内桩间土、桩体所占的面积及两者总面积; ϵ_v 为复合地基中的竖向应变; $\bar{u}$ 为桩间土中平均超静孔压.

由式(1)~(2)可得:

$$\frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} = - \frac{1}{E_c(n^2 - 1 + Y)} \left[(n^2 - 1) \frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + \frac{\partial u_w}{\partial t} \right] \quad (3)$$

式中: n 为井径比; Y 为桩土模量比.

基本固结方程为

$$- \frac{k_s}{\gamma_w} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial u_s}{\partial r} + \frac{\partial^2 u_s}{\partial r^2} \right) = \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t}, r_w \leq r \leq r_s \quad (4)$$

$$- \frac{k_h}{\gamma_w} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} \right) = \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t}, r_s \leq r \leq r_e \quad (5)$$

式中: r_w 、 r_s 、 r_e 分别为碎石桩桩身半径、扰动区半径及桩间土影响区半径; γ_w 为水的容重.

某一深度 z 处的平均孔压值为

$$\bar{u} = \frac{1}{\pi(r_e^2 - r_w^2)} \left(\int_{r_w}^{r_s} 2\pi r u_s dr + \int_{r_s}^{r_e} 2\pi r u_r dr \right) \quad (6)$$

考虑桩体的固结变形,则连续方程为 $\Delta Q_p = \Delta V_p$,即

$$-\frac{k_w}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} \pi r_w^2 dz dt - 2\pi r_w dz \left. \frac{k_s}{\gamma_w} \frac{\partial u_s}{\partial r} \right|_{r=r_w} dt = \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} \pi r_w^2 dz dt \quad (7)$$

式(7)化简得:

$$\frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} = - \frac{2k_s}{r_w k_w} \frac{\partial u_s}{\partial r} \bigg|_{r=r_w} - \frac{\gamma_w}{k_w} \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} \quad (8)$$

边界条件为

$$\frac{\partial u_r}{\partial r} = 0, r = r_e \quad (9)$$

$$u_s = u_r, r = r_s \quad (10a)$$

$$k_s \frac{\partial u_s}{\partial r} = k_h \frac{\partial u_r}{\partial r}, r = r_s \quad (10b)$$

$$u_s = u_w, r = r_w \quad (11)$$

$$u_w = 0, z = 0 \quad (12a)$$

$$\bar{u} = 0, z = 0 \quad (12b)$$

$$\frac{\partial u_w}{\partial z} = 0, z = H \quad (13a)$$

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial z} = 0, z = H \quad (13b)$$

初始条件为

$$\bar{u} = u_0, t = 0 \quad (14)$$

3 方程求解过程

3.1 方程通解推导过程

参照文献[3]的有关散体材料桩复合地基固结方程的求解方法,将式(4)~(5)两边分别对 r 积分并利用边界条件可得

$$u_s(z, r, t) = \frac{\gamma_w}{2k_s} \left(r_e^2 \ln \frac{r}{r_w} - \frac{r^2 - r_w^2}{2} \right) \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} + u_w \quad (15)$$

$$u_r(z, r, t) = \left[\frac{\gamma_w}{2k_h} \left(\ln \frac{r}{r_s} \cdot r_e^2 - \frac{r^2 - r_s^2}{2} \right) + \frac{\gamma_w}{2k_s} \left(\ln s \cdot r_e^2 - \frac{r_s^2 - r_w^2}{2} \right) \right] \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} + u_w \quad (16)$$

将式(15)~(16)代入式(6)中可得

$$\bar{u} = \frac{\gamma_w r_e^2 F_a}{2k_h} \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} + u_w \quad (17)$$

$$F_a = \frac{n^2}{n^2 - 1} \left(\ln \frac{n}{s} + \frac{k_h}{k_s} \ln s - \frac{3}{4} \right) + \frac{s^2}{n^2 - 1} \left(1 - \frac{s^2}{4n^2} \right) \cdot \left(1 - \frac{k_h}{k_s} \right) + \frac{k_h}{k_s} \frac{1}{n^2 - 1} \left(1 - \frac{1}{4n^2} \right) \quad (18)$$

式中, $n = r_w/r_e$; $s = r_s/r_e$.

由式(8)及边界条件,代入 $k_w = k_{w0} f(t)$ 可得:

$$\frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} = - \frac{\gamma_w}{k_{w0} f(t)} n^2 \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} \quad (19)$$

由式(3)、(17)联立,令 $F = \frac{1}{n^2 - 1}$, $c_r = \frac{k_h E_c}{\gamma_w}$, 则

$$\lambda = \frac{8c_r}{F_a d_e^2} (1 + YF), \text{简化后可得:}$$

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + F \frac{\partial u_w}{\partial t} = -\lambda (\bar{u} - u_w) \quad (20)$$

由式(17)、(19)可得:

$$\frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} = -(\bar{u} - u_w) \frac{8k_h}{F_a d_e^2} \frac{n^2}{k_{w0} f(t)} \quad (21)$$

令 $\rho^2 = \frac{8k_h n^2}{F_a d_e^2 k_{w0}}$, 则化简为

$$\frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} = - \frac{\rho^2}{f(t)} (\bar{u} - u_w) \quad (22)$$

联立式(20)、(22)可得:

$$\frac{\partial^3 u_w}{\partial z^2 \partial t} + \left[\lambda + \frac{f'(t)}{f(t)} \right] \frac{\partial^2 u_w}{\partial z^2} - \frac{\rho^2 (1 + F)}{f(t)} \frac{\partial u_w}{\partial t} = 0 \quad (23)$$

由分离变量法并结合边界条件(12)、(13)可得偏微分方程式(23)的通解为

$$u_w = \sum_{m=1}^{\infty} C_m \sin \frac{Mz}{H} \cdot T(t) \quad (24)$$

其中 $M = \frac{2m-1}{2} \pi, m = 1, 2, \dots$; $T(t)$ 与时间函数 $f(t)$ 形式有关,具体形式见 3.2 节; C_m 为待定未知系数. 令

$$C_1 = C_0 f(t) = \frac{M^2}{\rho^2 H^2 (1 + F)} f(t) \quad (25)$$

则将式(24)代入式(22)中可得:

$$\bar{u} = \sum_{m=1}^{\infty} C_m \sin \frac{Mz}{H} T(t) \cdot [1 + C_1 (1 + F)] \quad (26)$$

结合初始条件式(14)可得:

$$C_m = \frac{2u_0}{M} \frac{T(0)}{1 + C_0 (1 + F)}, m = 1, 2, \dots \quad (27)$$

将式(27)代入式(24)、(26)中,可得桩体与土体内超孔隙水压力为

$$u_w = u_0 \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M} \sin \frac{Mz}{H} \frac{1}{1 + C_0 (1 + F)} \frac{T(t)}{T(0)} \quad (28)$$

$$\bar{u} = u_0 \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M} \sin \frac{Mz}{H} \frac{1 + C_1 (1 + F)}{1 + C_0 (1 + F)} \frac{T(t)}{T(0)} \quad (29)$$

进一步可求得任意 z 深度处的径向固结度为

$$U_r = 1 - \frac{\bar{u}}{u_0} = 1 -$$

$$\sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M^2} \sin \frac{Mz}{H} \frac{1+C_1(1+F)}{1+C_0(1+F)} \frac{T(t)}{T(0)} \quad (30)$$

整个地基的平均径向固结度,忽略竖向渗流后亦即为平均固结度如下:

$$U = \bar{U}_r = 1 - \left(\frac{1}{H} \int_0^t \frac{\bar{u}}{u_0} dz \right) = 1 - \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M^2} \frac{1+C_1(1+F)}{1+C_0(1+F)} \frac{T(t)}{T(0)} \quad (31)$$

3.2 特定模式下的解答

时间函数 $f(t)$ 表现了碎石桩桩体渗透系数随时间变化的规律,也即是碎石桩井阻的时间效应的体现.由工程实践可知,碎石桩渗透系数在固结过程前期随着细颗粒土进入桩体而衰减较快,而随着固结过程持续,当桩体周围的细颗粒土已不能被渗流带走后,桩体渗透系数趋于一定值.

因此对于时间函数 $f(t)$ 的函数形式,主要的要求有两点:

$$\textcircled{1} \begin{cases} f(t)=1, & t=0 \\ 0 < f(t) < 1, & t>0 \end{cases};$$

$\textcircled{2} f(t)$ 随时间增长而减小,但减小的速度放缓,并宜趋于一个稳定值.

Deng 等^[9]在研究竖井地基固结的变井阻问题时曾假设 $k_w = k_{w0} \exp(-a_w t)$ (a_w 为反映渗透系数变化程度的常数),此假设认为竖井的最终渗透系数趋于零,这与碎石桩复合地基的实际情况不符,但指数函数的形式符合竖井的渗透系数变化规律,是值得借鉴的. Kim 等^[10]曾通过反分析得到塑料排水板的井阻因子 $L(t)$ 与时间因数 T_h 具有很高的线性相关度,即 $L(t) = a \cdot T_h + b$. 其中, a 和 b 为反分析拟合的直线斜率与截距. 将其展开得:

$$k_w = \frac{32}{\pi^2} \left(\frac{H}{d_w} \right)^2 \cdot \frac{1}{\frac{E_c}{\gamma_w d_e^2} a t + \frac{b}{k_h}} \quad (32)$$

由式(32)可知塑料排水板的实际渗透系数 k_w 与时间 t 具有双曲线函数的关系. 而时间因素对于塑料排水板和碎石桩的通水能力的影响皆在于细颗粒土的淤堵作用,因此可假设碎石桩的渗透系数与时间也呈双曲线函数关系.

本文借助指数函数与双曲线函数这两种形式来构建碎石桩桩体渗透系数的变化规律,并给出式(24)中 $T(t)$ 的具体表达式,再将其代入式(28)、(29)及(31)即可得到桩体与土体内的超孔隙水压力表达式以及平均固结度的具体表达式,此处不再赘述.

(1) 模式 I: 指数函数形式

$$f(t) = \frac{1}{1+\beta} (e^{-A_1 t} + \beta) \quad (33)$$

式中, A_1 与 β 为控制渗透系数衰减过程的参数. 由于物理量 A_1 有量纲系数 s^{-1} , 将其量纲一化后得:

$$\alpha_1 = \frac{A_1 t}{T_h} \quad (34)$$

$$f(t) = \frac{1}{1+\beta} (e^{-\alpha_1 T_h} + \beta) \quad (35)$$

则相应的 $T(t)$ 的表达式为

$$T(t) = \left(\frac{1+C_1}{1+C_0} \right)^{\frac{8(1+YF)}{\alpha_1 F_a (1+\beta C_0)^{-1}}} e^{\frac{-\lambda^2 C_0}{1+\beta C_0} t} \quad (36)$$

(2) 模式 II: 双曲线函数形式

$$f(t) = \frac{1}{1+\beta} \left(\frac{A_2}{t+A_2} + \beta \right) \quad (37)$$

式中, A_2 与 β 为控制渗透系数衰减过程的参数. 由于物理量 A_2 有量纲系数 s , 将其量纲一化后得:

$$\alpha_2 = \frac{A_2 T_h}{t} \quad (38)$$

$$f(t) = \frac{1}{1+\beta} \left(\frac{\alpha_2}{T_h + \alpha_2} + \beta \right) \quad (39)$$

则相应的 $T(t)$ 的表达式为

$$T(t) = \left(\frac{1+C_1}{1+C_0} \right)^{\frac{-8\alpha_2 C_0 (1+YF)}{F_a (1+\beta C_0)^2} - 1} \left(\frac{T_h + \alpha}{\alpha} \right)^{\frac{-8\alpha_2 C_0 (1+YF)}{F_a (1+\beta C_0)^2} - 1} e^{\frac{-\lambda^2 C_0}{1+\beta C_0} t} \quad (40)$$

4 复合地基固结性状分析

基于本文得到的孔压及固结度的解析解可知,考虑井阻时间效应的碎石桩复合地基固结度主要受以下量纲一化参数影响: $n, s, Y, H/d_w, k_h/k_s, k_h/k_{w0}$ 和 $\alpha_1, \alpha_2, \beta$. 为了更好地了解碎石桩桩体的影响,这里主要对影响井阻时间效应的 α_1, α_2 值以及 $n, Y, H/d_w, k_h/k_{w0}$ 进行讨论. 通过 Matlab 编程计算,对复合地基固结规律进行分析,并与其他学者的研究结果进行对比.

选取碎石桩复合地基的模型参数如下: $H=20$ m, $d_w=0.5$ m, $d_s=0.75$ m, $d_e=1.5$ m; 桩体初始渗透系数 $k_{w0}=0.002$ m $\cdot$ s $^{-1}$, 压缩模量 $E_w=20$ MPa; 土体渗透系数 $k_h=2.0 \times 10^{-8}$ m $\cdot$ s $^{-1}$, 且 $k_h/k_s=2.0$, 压缩模量 $E_s=5$ MPa.

α_1 和 α_2 反映了碎石桩渗透系数随时间变化的速度,即时间效应的强弱程度. 从图 2 中看出,模式 I 中 α_1 值越大,井阻增长越快;模式 II 中 α_2 值越小,井阻增长越快,而 α_1 和 α_2 的变化范围对于固结度的影响程度与碎石桩复合地基参数有关. β 则反映了碎石桩渗透系数的最终值,即 $\beta/(1+\beta) \cdot k_{w0}$, 当 β 值越

小时,渗透系数的最终值也会越小。

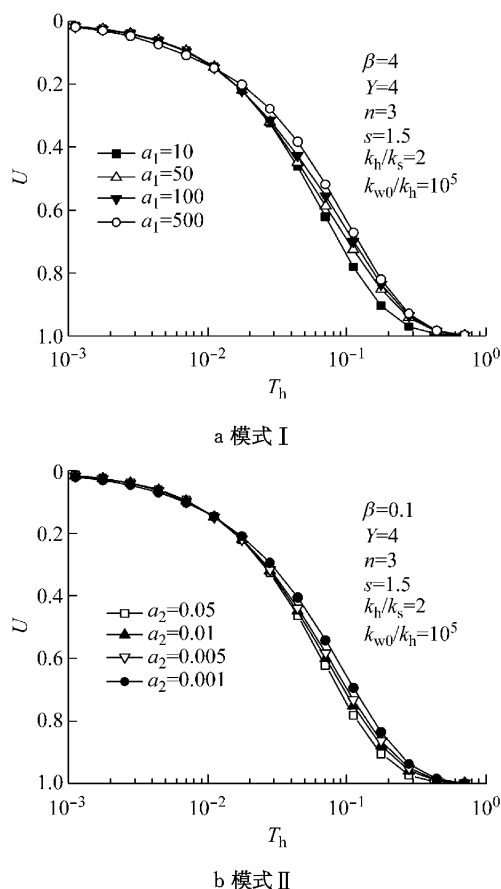


图2 模式 I 和 II 中的 α_1 和 α_2 对固结过程的影响曲线

Fig.2 Influence of α_1 and α_2 on consolidation process in models I and II

表征碎石桩透水能力随时间变化程度的系数 α_1 (指数函数形式)或 α_2 (双曲线函数形式),以及表征最终透水能力的系数 β 的取值受多种因素影响,如碎石填料的级配,桩周土的性质以及施工状况等。这些影响因素极为复杂,目前的研究现状尚无法进行直接测定或计算,此 3 个参数的变化范围只能根据模拟试验或基于现场监测数据反分析估算。

图 3 反映了本文解答与其他文献的对比。结果表明当井阻时间效应和涂抹效应忽略不计(即 $\alpha_1 \rightarrow 0$ 或 $\alpha_2 \rightarrow \infty$)时,本文退化为赵明华等^[3]的定井阻条件下的散体材料桩复合地基固结解析解,而考虑变井阻效应后,地基固结速率减小。当不考虑碎石桩桩体刚度(即 $Y=1$)时,本文与文献[9]的对比结果表明后者的固结度随时间增长停止在小于 1.0 的定值,这恐与实际工程不符,而本文结果的曲线只是完成固结过程的时间变长,这也正反映本文设置参数 β 更符合实际。

图 4 反映了 $Y(Y=E_w/E_c)$ 对于固结过程的影响。结果表明 Y 值越大,即桩体模量 E_c 越高时,地基

固结越快;当 $Y=1$ 且不考虑桩体固结变形时,本文解答与砂井地基解析解的结果^[3]一致,此时碎石桩复合地基转化为砂井地基。另外曲线也表明提高桩体模量与桩体渗透性皆能达到加快地基固结速度的效果,但在实际工程中前者需要增加较多的工程费用且提升效果不如后者。同时可注意到 Y 值的变化,对于井阻的时间效应的影响相对较小。

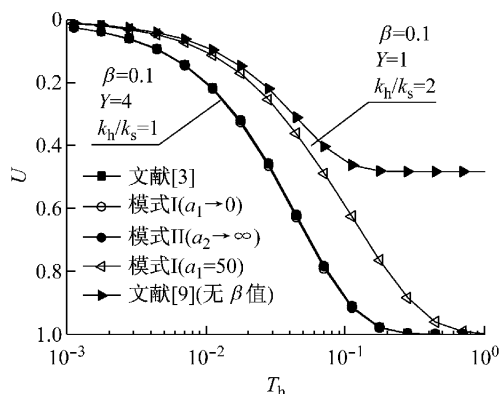


图3 本文结果与其他文献结果对比

Fig.3 Comparison of analytical solution of this paper to other references

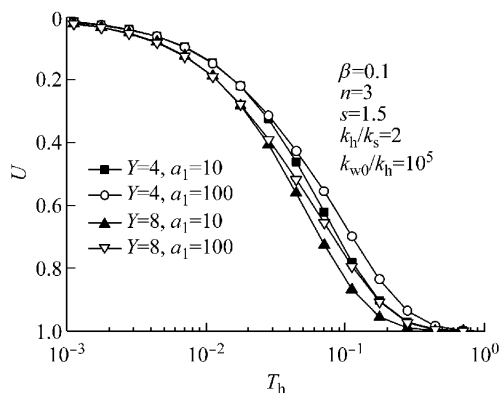


图4 Y 对固结过程的影响曲线(模式 I)

Fig.4 Influence of Y on consolidation process (model I)

图 5 分别反映了 n 对于固结过程的影响。结果表明 n 值越小,地基固结越快;同时 n 值更大时,即碎石桩的置换率更低时,变井阻效应的强弱对固结过程的影响则相对增大。

图 6—7 反映了 H/d_w 与 k_h/k_{w0} 对于固结过程的影响。分析表明 H/d_w 与 k_h/k_{w0} 对变井阻效应的影响具有相似性,因两者综合反映了井阻因子的初值:

$$L(0) = \frac{1}{f(0)} \frac{32}{\pi^2} \frac{k_h}{k_{w0}} \left(\frac{H}{d_w} \right)^2 \quad (41)$$

当 H/d_w 值越大, k_h/k_{w0} 值越大,即井阻因子初值越大时,地基固结越慢;同时井阻因子初值更大

时,井阻的时间效应对固结过程的影响则相对增强.反之当井阻因子初值小于一定值时,变井阻效应的影响则可以忽略不计,这与工程实际也是相符的,即通水能力较强的碎石桩或竖井通常不需要考虑井阻问题.

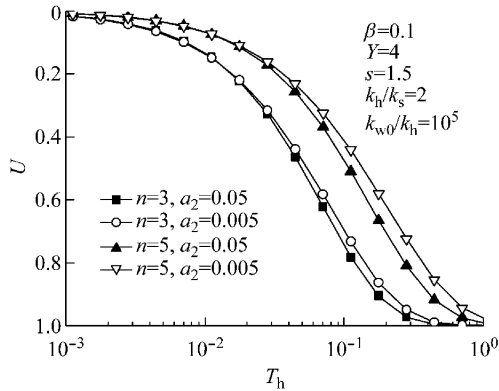


图5 n 对固结过程的影响曲线(模式 II)
Fig.5 Influence of n on consolidation process (model II)

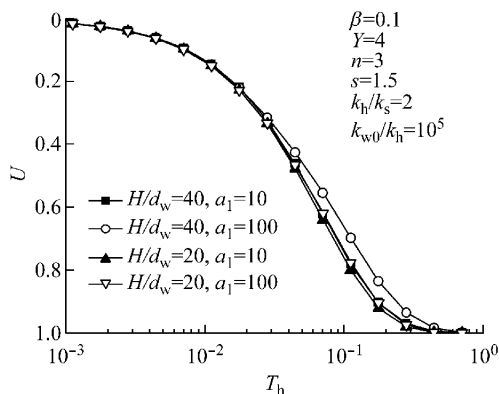


图6 H/d_w 对固结过程的影响曲线(模式 I)
Fig.6 Influence of H/d_w on consolidation process (model I)

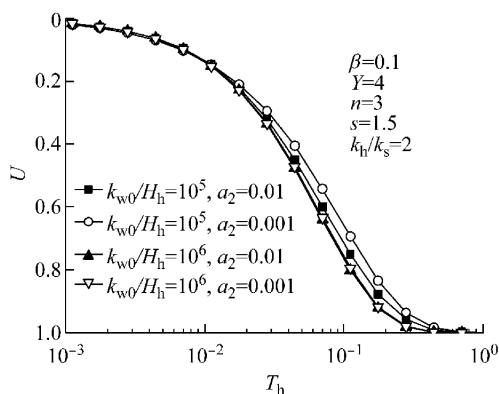


图7 k_{w0}/k_h 对固结过程的影响曲线(模式 II)
Fig.7 Influence of k_{w0}/k_h on consolidation process (model II)

因此关于该固结解析解的适用范围进行讨论,当井阻因子初值小于 5×10^{-4} 时,考虑井阻时间效应与不考虑井阻时间效应的固结度的最大差值小于 5%,因此本解析解更加适用于井阻因子初值大于 5×10^{-4} 的碎石桩复合地基.

5 结论

本文分析了碎石桩与一般砂井的不同以及碎石桩井阻的成因.通过建立考虑井阻时间效应的复合地基固结方程,推导井阻时间效应特定模式下的碎石桩复合地基固结的解析解.通过本文的分析,可以得到如下结论:

(1) 针对碎石桩井阻的时间效应,本文提出了桩体渗透系数随时间按指数方程和按双曲线方程变化的两种模式,并推导获得了考虑井阻时间效应的碎石桩复合地基固结解析解.相比于现有的碎石桩复合地基固结理论,本文的结果更接近工程实际.

(2) 通过分析碎石桩井阻时间效应的影响因素可知,桩体模量比 Y 的大小对井阻时间效应影响很小,而更大的井径比 n 使得井阻时间效应增强.同时井阻因子初值 $L(0)$ 越大,井阻的时间效应越明显,反之当 $L(0)$ 小于一定值时,其影响可忽略不计.

(3) 基于本文考虑井阻时间效应的复合地基固结解,分析可知增加桩体的渗透性比提高桩体模量对于加速地基固结效果更加明显,且具有更高的经济性.

参考文献:

- [1] 王瑞春,谢康和.考虑应力集中效应的散体材料桩复合地基固结解析分析[J].科技通报,2001,17(5):26.
WANG Ruichun, XIE Kanghe. Analytical solution for consolidation of composite ground with granular columns considering stress concentration effects[J]. Bulletin Science and Technology, 2001, 17(5): 26.
- [2] 谢康和.复合地基固结理论研究现状与发展[J].地基处理.1993,4(3):1.
XIE Kanghe. Present state and new development of the study on the consolidation theory for composite foundation[J]. Ground Improvement, 1993, 4(3):1.
- [3] 赵明华,刘敦平,张玲.考虑桩体固结变形的散体材料桩复合地基固结解析计算[J].岩土力学.2010,31(2):483.
ZHAO Minghua, LIU Dunping, ZHANG Ling. Analytical solution for consolidation of composite ground with granular columns accounting for consolidation deformation of pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(2): 483.