

路堤下钉形搅拌桩复合地基沉降计算方法 ——广义桩体法

易耀林, 刘松玉, 杜延军

(东南大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210096)

摘 要: 针对钉形搅拌桩这种变截面搅拌桩, 通过一定的假设, 将其简化为上、下直径相等而模量不等的常规等截面桩, 提出了钉形搅拌桩复合地基沉降计算方法——广义桩体法。根据位移、应力连续条件, 将路堤填土、加固区和下卧层作为统一的整体, 提出了考虑桩顶上刺、桩土相互作用和桩端下刺的加固区计算模型, 并建立了模型的有限差分解法。基于三维数值模拟结果, 提出考虑路堤下钉形搅拌桩复合地基下卧层应力集中的附加应力计算方法, 从而建立路堤荷载下钉形搅拌桩复合地基的沉降计算方法。计算实例表明: 复合模量法计算结果偏小, 而应力修正法偏大, 本文方法最接近实测结果, 说明其具有一定的适用性。

关键词: 钉形搅拌桩; 复合地基; 沉降计算; 路堤荷载; 附加应力

中图分类号: TU472

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2009)08-1180-08

作者简介: 易耀林(1982-), 男, 博士研究生, 从事地基处理研究。E-mail: yiyaoлин@seu.edu.cn。

Generalized column method for calculation of settlement of T-shaped deep mixed column composite foundation under embankment load

YI Yao-lin, LIU Song-yu, DU Yan-jun

(Institute of Geotechnical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: T-shaped deep mixed column is a new type of soil-cement deep mixed column with varied cross-section areas. In this study, the T-shaped column is simplified as the conventional shaped column with varied deformation modulus with some assumptions. The settlement calculation method of T-shaped deep mixed column composite foundation called generalized column method is presented. Based on the displacement and stress continuity, the embankment, improved area and substratum are treated as a whole. The settlement calculation models for composite foundation under embankment load are developed considering the penetration of column tops, interaction between columns and surrounding soil, and penetration of column ends. A finite difference method is used to carry out the calculation. Based on the 3D numerical simulation results, a simplified method is proposed to calculate the additional stress in substratum under embankment load. The proposed methods are employed to calculate the settlement in field sites, and the results are compared with the measured data as well as the results calculated by other methods. The comparisons indicate that the settlement calculated using the composite modulus method is smaller than the observed data, while the calculated data using the modified stress method is too larger than the observed data. However, with the proposed method, the calculated data is well consistent with the measured data.

Key words: T-shaped deep mixed column; composite foundation; settlement calculation; embankment load; additional stress

0 前 言

钉形水泥土双向搅拌桩^[1]是针对我国现行水泥土搅拌桩成桩质量差、有效处理深度浅、桩土共同作用难以协调等缺点^[2-4]提出的新型水泥土搅拌桩, 它结合了双向水泥土搅拌桩^[5-6]和变截面水泥土搅拌桩^[7]两项创新技术: ①采用同心双轴钻杆, 内、外钻杆的旋转方向相反, 通过双向搅拌作用提高水泥土搅拌均匀

性, 确保成桩质量^[8-9]; ②将搅拌叶片改进为可伸缩叶片^[7], 能施工形成单桩具有两种直径的搅拌桩, 使桩体上部截面扩大(扩大头), 类似钉子形状, 称为钉形

基金项目: 国家自然科学基金项目(50879011); 江苏省普通高校研究生科研创新计划资助项目(CX08B-101Z); 东南大学优秀博士学位论文基金资助项目(YBJJ0914)

收稿日期: 2008-07-16

水泥土双向搅拌桩, 简称“钉形搅拌桩”, 见图 1。该技术自 2004 年研制成功以来, 累计应用已超过 500 万延米, 产生了显著的经济效益和社会效应。

作为一种新型的水泥土搅拌桩, 钉形搅拌桩处于典型的“技术先行、理论滞后”状态, 研究其复合地基沉降计算方法对于设计、施工具有重要的意义。常用的复合地基计算方法把沉降分为加固区和下卧层两部分计算, 加固区的计算方法主要有复合模量法、应力修正法和桩身压缩法^[10]。复合模量法和应力修正法是基于等应变假定, 无法反映桩土相互作用, 桩身压缩法的前提是已知桩土应力比、荷载传递函数和桩端下刺量。而且这些方法都是对刚性基础下复合地基性状的研究得出的, 将其用于路堤填土下, 与实测结果相差较大, 且偏不安全^[10]。雷金波等^[11]提出了考虑桩体发生上、下刺入变形的路堤荷载下带帽刚性桩复合地基沉降计算方法, 将桩帽下的桩、土当作统一的复合桩体, 但没有考虑复合桩体中土体受力。

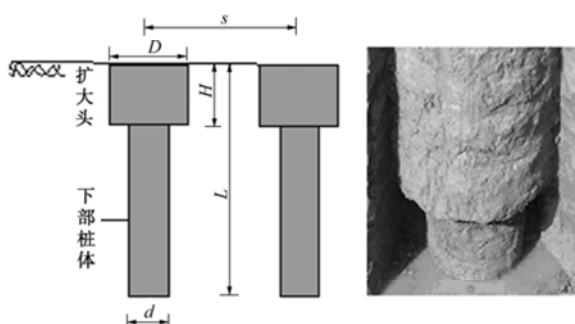


图 1 钉形搅拌桩结构示意图和现场开挖照片

Fig. 1 Sketch and photo of T-shaped deep mixed column

下卧层沉降计算采用分层总和法, 附加应力计算常采用 Boussinesq 解、扩散法、等效实体法、当量层法、Geddes 法、Mindlin-Boussinesq 联合求解法。在复合地基中, 部分荷载通过桩体直接传到下卧层, 而且桩体的存在减缓了桩间土中附加应力的扩散, 故路中心复合地基下卧层的附加应力比相同深度天然地基大^[12]。Boussinesq 解没有考虑复合地基对附加应力扩散的影响。应力扩散法的扩散角和等效实体法的侧摩阻力都是等效的概念, 难以合理确定^[10]。将复合地基视为双层地基采用当量层法计算下卧层附加应力可能带来很大的误差, 而且是偏不安全的^[10]。Geddes 法、Mindlin-Boussinesq 联合求解法的计算理论比较合理, 但是必须先确定桩土荷载分担比和桩身荷载传递规律, 而且需要考虑群桩的迭加效应。

三维数值模拟能较全面地考虑各种因素, 但是建模复杂, 计算费时, 参数也较难选择, 短期内难以以为普通设计人员掌握。本文在一定简化的基础上, 建立

考虑桩顶上刺、桩土相互作用和桩端下刺的加固区计算模式, 并基于数值模拟提出考虑下卧层应力集中的附加应力简化分布形式, 从而建立路堤荷载下钉形搅拌桩复合地基沉降计算方法。

1 加固区计算

1.1 计算模式和假定

以路中心的单桩等效处理面积的圆柱 (图 2) 进行沉降计算, 假设等效处理圆柱外壁侧摩阻力为零, 对于桩间距为 s 的梅花形布桩, 单桩等效处理圆的直径 $d_e = 1.05s$ 。在路堤作用下, 由于桩体模量远大于桩间土, 地表桩间土的沉降大于桩体沉降, 桩顶向上刺入路堤填土 (或垫层), 桩端则向下刺入下卧层, 故在填土和下卧层中均出现一个等沉面, 由于桩顶上刺和桩端下刺, 在桩身上部土体对桩体的摩擦力向下, 为负摩擦力, 而下部则为正摩擦力, 在中部出现桩土等沉面, 即加固区等沉面, 图 3 为路堤荷载下常规等截面桩复合地基沉降示意图。根据位移连续, 填土底部的差异沉降与桩顶上刺量相等, 下卧层顶面的差异沉降与桩端下刺量相等, 从而可以将路堤填土、加固区和下卧层作为一个统一的整体。

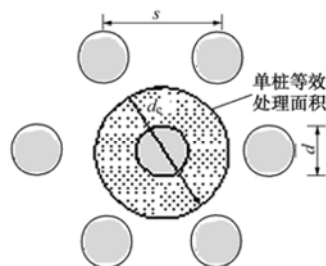


图 2 单桩等效处理面积

Fig. 2 Equivalent treated area of single column

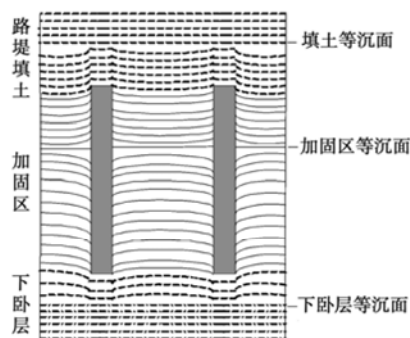


图 3 路堤下复合地基沉降示意图

Fig. 3 Settlement of composite foundation

理论推导时, 常用的简化方法是假定同一水平面的土体沉降相等, 由于钉形搅拌桩为变截面桩, 变截面以下加固区在水平面至少需要离散为三部分: 下部桩体、翼缘下部土体 (内土柱)、桩间土体 (外土柱),

下卧层的土体也必需划分为三部分,如图4(a)所示,在同一水平面需要考虑三部分之间的相互作用,计算非常复杂。由于扩大头的承台效应,翼缘下部的桩、土变形比较协调,故假定扩大头翼缘以下的桩、土位移完全协调,将上、下直径不等的钉形桩等效为上、下直径相等而模量不等的常规等截面桩,下部桩体的模量按面积置换率取桩、土复合模量 E_{c2} ,见图4(b)。相当于把翼缘以下的土体也作为桩体的一部分,即广义桩体,故称之为广义桩体法。基本假设:

(1) 桩体和土体为各向同性弹性体。

(2) 路堤填土分为桩顶上部土和桩间土上部内、外两个土柱,相同水平面的内土柱单元沉降、应力相等,相同水平面的外土柱单元沉降、应力相等,内、外土柱之间的摩擦力采用 Bjerrum 摩擦力公式。

(3) 扩大头翼缘下部的桩、土位移完全协调,将变截面的钉形桩等效为截面相等、模量不等的广义桩体,下部广义桩体的模量按面积置换率取桩、土复合模量 E_{c2} ;相同水平面的广义桩体沉降、应力相等,相同水平面的广义桩间土体沉降、应力相等,桩、土之间的摩擦力采用理想弹塑性荷载传递函数。

(4) 下卧层分为广义桩体下部和广义桩间土下部内、外两个土柱,相同水平面的内土柱单元沉降、应力相等,相同水平面的外土柱单元沉降、应力相等,内、外土柱之间的摩擦力采用 Bjerrum 摩擦力公式。

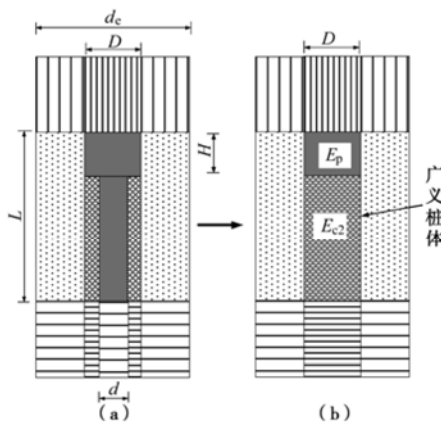


图4 广义桩体法示意图

Fig. 4 Sketch of generalized column method

1.2 填土计算模式

刘吉福^[13]提出了考虑填土差异沉降的桩土应力比计算式,该式为地表桩土差异沉降的函数。在路堤荷载下,复合地基地表差异沉降 Δs_1 造成路堤填土中的应力分布发生改变,桩间土上部的部分填土荷载向桩体上部土体转移,即土拱效应。路堤填土的差异压缩量在地表与复合地基的桩土差异沉降相等,差异沉降随着距离桩顶高度的增加而减小,当增加到距离桩顶

高度 h_{c1} 时,桩顶和桩间土上部填土的差异沉降为零, h_{c1} 即为填土等沉面高度,见图5(a)。

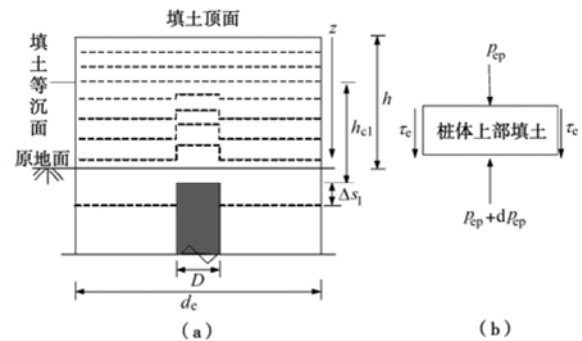


图5 路堤填土变形、受力示意图

Fig. 5 Deformation and forces of embankment

以填土顶面为坐标原点,向下为正,从桩顶上部的填土(内土柱)中取出 dz 厚度的薄层单元进行受力分析,如图5(b)所示,单元受力有顶面、底面的竖向力、自重、摩擦力,由竖向受力平衡条件得:

$$A_p p_{ep} + A_p d p_{ep} = A_p p_{ep} + \gamma_e A_p dz + \pi D \tau_c dz \quad (1)$$

式中 $A_p = \pi D^2 / 4$, D 为扩大头直径; γ_e 为填土重度; τ_c 为内外土柱之间的摩擦力,采用 Bjerrum 摩擦力公式, $\tau_c = \beta_1 f_c K_e p_{ep}$, 其中 $f_c = \tan \phi_c$, f_c 为填土间的摩擦系数, ϕ_c 为填土的内摩擦角, $K_e = 1 - \sin \phi_c$ 为填土的侧压力系数, β_1 为摩擦力发挥程度系数,与内外土柱之间的相对位移有关,桩顶附近为1,等沉面以上为0,简单起见,取 $\beta_1 = 1$ 。由式(1)可得:

$$A_p d p_{ep} = (\gamma_e A_p + \pi D f_c K_e p_{ep}) dz \quad (2)$$

根据已有研究成果^[14],等沉面高度在对角桩的距离范围之内,一般路堤填土均为满足此条件,即填土高度 $h \geq h_{c1}$,由式(2)可得:

$$\int_{\gamma(h-h_{c1})}^{p_{ep}} \frac{d p_{ep}}{\gamma_e + 4 f_c K_e p_{ep} / D} = \int_{h-h_{c1}}^z dz \quad (3)$$

$$p_{ep} = \frac{\gamma D (e^{4 f_c K_e (z-h+h_{c1}) / D} - 1)}{4} f_c K_e + \gamma (h - h_{c1}) e^{4 f_c K_e (z-h+h_{c1}) / D} \quad (4)$$

在地表 $z=h$, 桩顶上部填土单元竖向应力为

$$p_{ep} = \frac{\gamma D (e^{4 f_c K_e h_{c1} / D} - 1)}{4} f_c K_e + \gamma (h - h_{c1}) e^{4 f_c K_e h_{c1} / D} \quad (5)$$

桩间土上部填土(外土柱)单元竖向应力为

$$p_{esh} = (\gamma h - m p_{ep}) / (1 - m) \quad (6)$$

地表路堤填土内、外土柱之间的差异变形量即为内外土柱的差异压缩量

$$\begin{aligned} \Delta s_1 &= \int_{h-h_{c1}}^h \frac{p_{ep}}{E_c} dz - \int_{h-h_{c1}}^h \frac{p_{esh}}{E_c} dz = \int_{h-h_{c1}}^h \frac{p_{ep} - p_{esh}}{E_c} dz \\ &= \frac{\gamma D}{4 f_c K_e E_c (1 - m)} (e^{4 f_c K_e h_{c1} / D} - 1) \left(\frac{D}{4 f_c K_e} + h - h_{c1} \right) - \end{aligned}$$

$$\frac{\gamma h_{c1}}{2E_c(1-m)} \left(\frac{D}{2f_c K_c} + 2h - h_{c1} \right), \quad (7)$$

式中, E_c 为填土的压缩模量。当已知等沉面高度 h_{c1} 时, 地基表面差异沉降 Δs_1 和桩顶、桩间土竖向应力就可以计算出来。

1.3 加固区计算模式

计算加固区桩土相互作用时, 常假设桩侧摩阻力的分布形式, 联立方程组进行求解, 但是由于参数多, 求解过程非常复杂, 无法得到简单的解析解, 求解需要用到数值解法编程 (如迭代法)。不如直接以有限差分法进行求解, 无需侧摩阻力分布形式, 还可以选择不同的荷载传递形式, 考虑加固区不同土层分布。

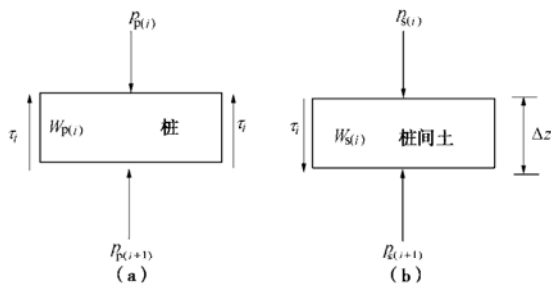


图6 加固区桩、土微单元受力示意图

Fig. 6 Forces acting on column and soil unit in improved area

将扩大头深度内桩、土沿深度方向平均划分为 n_1 个单元, 单元厚度 $\Delta z_1 = H/n_1$, 变截面以下深度内广义桩体、土体沿深度划平均分为 n_2 个单元, 单元厚度 $\Delta z_2 = (L-H)/n_2$ 。当 n_1, n_2 足够大时, 单元厚度足够小, 在微单元上以差分代替微分, 对于扩大头深度内第 i 个桩、土微单元 (见图6), 只考虑附加应力, 由竖向受力平衡得:

$$p_{1p(i+1)} = p_{1p(i)} - 4\tau_{1(i)}\Delta z_1/D, \quad (8)$$

$$p_{1s(i+1)} = p_{1s(i)} + 4D\tau_{1(i)}\Delta z_1/(d_c^2 - D^2), \quad (9)$$

式中, $p_{1p(i)}, p_{1p(i+1)}$ 为第 i 个桩单元上表面、下表面的竖向应力, $p_{1s(i)}, p_{1s(i+1)}$ 为第 i 个土单元上表面、下表面的竖向应力, $\tau_{1(i)}$ 为第 i 个桩、土单元之间摩擦力, 它与桩、土微单元之间的差异沉降 $W_{1(i)}$ 有关, $W_{1(i)}$ 等于 $W_{1(i-1)}$ 加上第 i 个桩、土单元发生的差异变形量:

$$W_{1(i)} = W_{1(i-1)} + \left[\frac{p_{1p(i)}}{E_p} \Delta z_1 - \frac{p_{1s(i)}}{E_s} \Delta z_1 \right]. \quad (10)$$

第 $i+1$ 个桩、土单元之间摩擦力 $\tau_{1(i+1)}$ 可以由 $W_{1(i+1)}$ 根据相应的荷载传递函数求出, 如采用理想弹塑性传递函数 (见图7), 则

$$\tau_{1(i)} = \begin{cases} kW_{1(i)} & (|W_{1(i)}| < \delta_u) \\ k\delta_u \frac{W_{1(i)}}{|W_{1(i)}|} & (|W_{1(i)}| \geq \delta_u) \end{cases}. \quad (11)$$

变截面上、下应力、位移连续:

$$p_{2p(1)} = p_{1p(n1+1)}, \quad (12)$$

$$p_{2s(1)} = p_{1s(n1+1)}, \quad (13)$$

$$W_{2(0)} = W_{1(n1)}. \quad (14)$$

式中 下标 1 表示扩大头部分桩、土微单元, 下标 2 表示变截面以下的广义桩体、土微单元。变截面以下广义桩体和桩间土微单元的计算方法同上部:

$$W_{2(j)} = W_{2(j-1)} + \left[\frac{p_{2p(j)}}{E_{c2}} \Delta z_2 - \frac{p_{2s(j)}}{E_s} \Delta z_2 \right], \quad (15)$$

$$\tau_{2(j)} = \begin{cases} kW_{2(j)} & (|W_{2(j)}| < \delta_u) \\ k\delta_u \frac{W_{2(j)}}{|W_{2(j)}|} & (|W_{2(j)}| \geq \delta_u) \end{cases}, \quad (16)$$

$$p_{2p(j+1)} = p_{2p(j)} - 4\tau_{2(j)}\Delta z_2/D, \quad (17)$$

$$p_{2s(j+1)} = p_{2s(j)} + 4D\tau_{2(j)}\Delta z_2/(d_c^2 - D^2), \quad (18)$$

式中, E_{c2} 已表示广义桩体的复合模量, $E_{c2} = E_p m_2 + E_s (1 - m_2)$, $m_2 = d^2/D^2$ 。

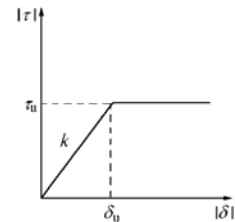


图7 理想弹塑性荷载传递函数

Fig. 7 Perfect elasto-plastic model

1.4 下卧层计算模式

由于桩、土模量差异, 由桩端传入下卧层的竖向应力大于由桩间土传入下卧层的竖向应力, 桩端刺入下卧层, 见图8(a)。以下卧层顶面为坐标原点, 向下为正, 从桩端下部土层 (内土柱) 中取出 dz 厚度的薄层单元进行受力分析, 如图8(b), 只考虑附加应力, 由竖向受力平衡条件, 得:

$$A_p p_{dp} + A_p dp_{dp} = A_p p_{dp} - \pi D \tau_d dz, \quad (19)$$

式中, τ_d 为下卧层内外土柱之间的摩擦力, $\tau_d = \beta_2 f_d K_d p_{dp}$, $f_d = \tan \phi_d$ 为下卧层内、外土柱间的摩擦系数, ϕ_d 为下卧层土体的内摩擦角, $K_d = 1 - \sin \phi_d$ 为土体的侧向土压力系数, β_2 为摩擦力发挥程度系数, 与内外土柱之间的相对位移有关, 桩端附近为1, 等沉面以下为0, 简单起见取 $\beta_2 = 1$ 。

由式(19)可得:

$$A_p dp_{dp} = -\pi D f_d K_d p_{dp} dz. \quad (20)$$

在下卧层等沉面, 内、外土中竖向应力相等, 为 $p_0 = \gamma h$ 。对式(20)积分得:

$$\int_{p_{dp0}}^{p_{dp}} \frac{D dp_{dp}}{4 f_d K_d p_{dp}} = - \int_0^z dz, \quad (21)$$

式中, p_{dp0} 为0时, 广义桩体下部土体 (内土柱) 单元

竖向应力, 从而可得:

$$p_{dp} = p_{dp0} e^{-4f_d K_d z / D}, \quad (22)$$

由受力平衡, 外土柱单元竖向应力为

$$p_{ds} = (\gamma h - m p_{dp}) / (1 - m). \quad (23)$$

特别的, 当 $z = h_{c2}$, 即在下卧层等沉面处, 内、外土柱竖向应力相等, 均为填土土压力 γh ,

$$p_{dp0} e^{-4f_d K_d h_{c1} / D} = \gamma h, \quad (24)$$

则下卧层等沉面深度为

$$h_{c2} = (\ln p_{dp0} - \ln \gamma h) D / 4 f_d K_d. \quad (25)$$

下卧层顶面内、外土柱之间的差异沉降量即为内外土柱的差异压缩量,

$$\begin{aligned} \Delta s_2 &= \int_0^{h_{c2}} \frac{p_{dp}}{E_d} dz - \int_0^{h_{c2}} \frac{p_{ds}}{E_d} dz \\ &= \frac{1}{E_d(1-m)} \left[\frac{p_{dp0} d(1 - e^{-4f_d K_d h_{c2} / d})}{4f_d K_d} - \gamma h h_{c2} \right], \end{aligned} \quad (26)$$

式中, E_d 为下卧层土体的模量。

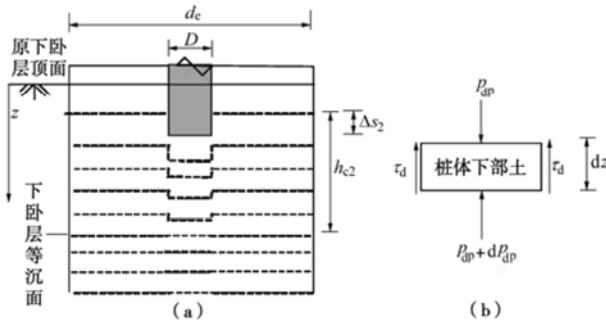


图8 下卧层变形、受力示意图

Fig. 8 Deformation and forces of substratum

1.5 参数确定和计算方法

理想弹塑性荷载传递函数中的刚度系数取 Randolph^[15]的建议值: $k = 2\pi G / \ln(r_m / r_0)$, G 为土体的剪切模量, r_0 为桩径, r_m 为单桩的影响半径, $r_m = 2\rho(1-\nu)L$, ρ 为桩中部土体剪切模量与桩端土体剪切模量的比值, L 为桩长, ν 为土体泊松比。极限桩土相对位移 δ_u 具有明确的物理意义, 但缺少较好的确定方法。在荷载传递中, δ_u 的主要作用是控制极限侧摩阻力, 所以其功能可以用其他易确定的参数代替, 如以静力触探指标 f_s 来代替最大侧摩阻力 τ_u , 则式 (11)、(16) 可以变换为

$$\tau_{(i)} = \begin{cases} k W_{(i)} & (k |W_{(i)}| < f_s) \\ f_s \frac{W_{(i)}}{|W_{(i)}|} & (k |W_{(i)}| \geq f_s) \end{cases}. \quad (27)$$

由于式 (8) ~ (18) 为显式格式的差分方程, 适合编程计算, 利用填土、加固区、下卧层在交界面应力、位移连续条件, 以填土等沉面高度 h_{c1} 为变量, 按照试算修正法编制了计算程序, 计算过程如下:

(1) 假设一个 h_{c1} 值 ($0 \leq h_{c1} \leq h$), 根据式 (5) ~

(7) 求出地基表面桩、桩间土上部填土的竖向应力 p_{eph} , p_{esh} 和差异沉降 Δs_1 。

(2) 根据填土、加固区交界面应力、位移连续形条件, 扩大头深度第 1 个桩、土微单元上表面竖向应力和差异沉降为 $p_{1p(1)} = p_{eph}$, $p_{1s(1)} = p_{esh}$, $W_{1(0)} = -\Delta s_1$ 。利用式 (8) ~ (18), 计算所有单元的桩、土应力和相对沉降, 求出最后一个微单元下表面竖向应力和相对沉降 $p_{2p(n2+1)}$, $p_{2s(n2+1)}$, $W_{2(n2)}$ 。

(3) 根据加固区、下卧层交界面应力连续形条件, 下卧层顶面桩下部土体 (内土柱) 单元竖向应力为 $p_{dp0} = p_{2p(n2+1)}$ 。根据式 (26) 求出下卧层顶面内、外土柱之间的差异变形量 Δs_2 。

(4) 根据加固区、下卧层交界面位移条件, $W_{2(n2)}$ 应该等于 Δs_2 , 以此进行判断。预先给定计算精度 Δs , 如 $(W_{2(n2)} - \Delta s_2) \leq \Delta s$, 则停止计算, 输出结果, 以下卧层顶面桩间土沉降为零点, 通过各微单元桩、土差异沉降计算输出加固区内桩、土沉降。如 $(W_{2(n2)} - \Delta s_2) > \Delta s$, 修正 h_{c1} 值, 重复 1~4 步, 直到满足精度要求。计算流程见图 9。

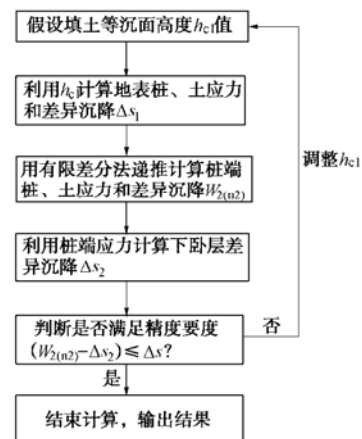


图9 计算流程示意图

Fig. 9 Flow chart of calculation procedure

具体计算时, 也可以采用其他类型的荷载传递函数, 广义桩体实际上是土与土之间的相互作用, Bjerrum 摩擦力公式似乎更适合, 笔者也进行了对比计算^[16], 结果发现由于扩大头的协调作用, 广义桩体部分差异沉降较小, Bjerrum 摩擦力公式中的发挥系数很小, 取大了容易高估了侧摩阻力, 造成计算不容易收敛, 而理想弹塑性荷载传递函数形式简单, 参数易于确定, 更加合适。本模型也可以考虑不同地基土层分布和上覆砂石垫层的情况, 只需根据不同的土层分布进行有限差分网格离散, 在土层交界面上利用应力、位移连续条件即可。简单起见也可以将加固区各土层的模量进行加权平均作为单一均质土层来考虑。

2 下卧层计算

三维数值模拟表明^[16]路堤荷载下钉形搅拌桩复合地基下卧层顶面的附加应力分布类似天然地基表面的反力分布, 见图 10, 故可以将其简化为梯形荷载来计算。设路堤顶面宽度为 $2a$, 底面宽度为 $2b$, 填土高度为 h , 填土重度为 γ , 则天然地基上填土荷载(半幅)可以简化为图 11 所示, $p_0=\gamma h$ 。由于加固效果的差异, 加固区附加应力扩散的程度不同, αp_0 为加固区下卧层顶面的平均附加应力, α ($\alpha_0 < \alpha < 1$) 为复合地基下卧层顶面的附加应力系数, α_0 为相同条件天然地基下卧层顶面的附加应力系数。设下卧层顶面最大荷载强度的宽度为路堤顶面宽度 a , 则荷载分布宽度 b_1 可以通过荷载守恒计算出来: $b_1=(a(1-\alpha)+b)/\alpha$ 。 α 的取值与复合地基置换率、桩长、桩土模量比等因素有关, 一般可在 $\alpha_0 \sim 1$ 之间取值, 当置换率高、桩长打穿下卧层、桩土模量比大时取大值, 反之取小值, 保守设计时可取 1, 相当于加固区附加应力没有发生扩散。在日本、北欧现行的工程设计中, 大多不考虑加固区附加应力的扩散^[17-18], 相当于 α 取 1, 这种做法导致加固区计算沉降偏大, 偏安全。基于大量的数值模拟结果, 可以提出 α 的计算公式或表格, 这一部分工作有待于进一步完成。当下卧层顶面的附加应力分布确定以后, 下卧层任意深度的附加应力可由 Mindlin 解^[19]积分得到。

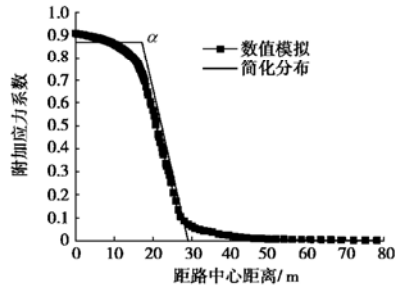


图 10 下卧层顶面的附加应力简化分布

Fig. 10 Simplified distribution of additional stress above substratum

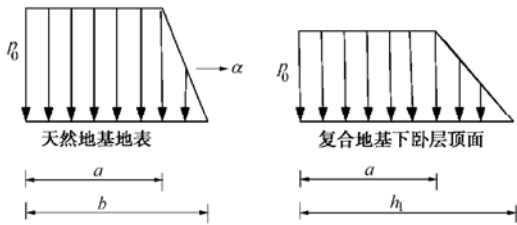


图 11 复合地基下卧层顶面附加应力分布计算简图

Fig. 11 Calculation sketch of additional stress above substratum

3 计算实例

3.1 计算精度分析

沪苏浙高速公路江苏段 K30+050—K30+150 (A

区)、K30+150—K30+250 (B 区) 为钉形搅拌桩处理段, 采用梅花形布桩, 主要设计参数见表 1。桩身质量检测表明由于采用了双向搅拌技术, 桩身强度沿深度比较均匀^[16], 基本满足桩身模量沿深度不变的假定。

表 1 钉形搅拌桩设计参数

Table 1 Design parameters of T-shaped deep mixed column					
编号	桩长 L/m	桩间距 s/m	扩大头直 径 D/m	扩大头高 度 H/m	下部桩体 直径 d/m
A	16.5	2.0	1	4	0.5
B	16.5	1.8	1	3	0.5

搅拌桩主要处理对象为埋深 2~16 m 的淤泥质亚黏土, 搅拌桩打穿软土进入持力层 0.5 m, 地表以下 1~2 m 为耕植土, 由于加固区以软土为主, 简单起见将加固区作为一层均质土来计算, 土体模量取加权平均值, 地下水位线位于地表。与沉降计算相关的主要参数如下: 填土模量 $E_c=25 \text{ MPa}$, 填土高度 $h=4 \text{ m}$, 内摩擦角 $\varphi_c=30^\circ$, 加固区土体模量 $E_s=3.15 \text{ MPa}$, 持力层模量 $E_d=20 \text{ MPa}$, 内摩擦角 $\varphi_d=30^\circ$, 桩体模量 $E_p=150 \text{ MPa}$, 梅花形布桩, 静力触探侧摩阻力 $f_s=10 \text{ kPa}$, 桩土刚度系数 $k_s=5 \times 10^5 \text{ Pa/m}$, 基于保守设计原则, 下卧层顶面的附加应力系数均取 $\alpha=1$ 。计算深度 z_n 按照应力比法确定, 即 z_n 处附加应力与有效自重应力的比值小于等于 0.2。

采用 FLAC-3D 对本文提出的沉降计算方法进行精度分析。为了对比, 数值模拟的材料参数均采用线弹性本构模型, 材料的弹性模量与前面一致, 填土、软土、下卧层和桩体的泊松比分别取 0.28, 0.35, 0.28, 0.2。建模时参照试验段, 以双向六车道的路堤尺寸建立模型, 利用对称性进行简化, 沿路堤横向取一半模型进行计算, 横向边界取两倍平均路堤宽度, 即 80 m, 沿路堤纵向考虑梅花形布桩的对称性取 2 个半排桩, 竖向底部边界深度与前面根据 Mindlin 解按照应力比法确定的计算深度相同。地下水位线位于地表。加固区桩、土单元划分较密, 加固区以外单元划分较粗, 一个模型具有 57000 多个单元, 计算时间为 10 h 左右, 详细过程见文献^[16]。路堤下最大地表沉降在路中心的桩间土, 故以桩间土的沉降进行对比, 见表 2。

从表 2 可以看出, 对于加固区, 广义桩体法计算的沉降都小于 FLAC-3D 的结果, A, B 区的计算误差分别为 -13.8% 和 -9.4%, A 区的误差较 B 区大。这主要是由广义桩体法的基本假定造成的, 假设变截面翼缘以下桩土完全协调, 弱化了桩端的下刺变形, B 区的桩间距小于 A 区, 下部桩体部分的桩土差异沉降较小, 更符合假定, 所以沉降计算误差也较小。在下卧

表 2 计算精度分析

Table 2 Accuracy analysis of settlement calculation

位置	A 区			B 区		
	本文方法 /mm	FLAC-3D /mm	误差 /%	本文方法 /mm	FLAC-3D /mm	误差 /%
加固区	118.2	137.1	-13.8	93.1	102.8	-9.4
下卧层	76.3	69.1	10.4	76.3	71.4	6.9
总沉降	194.5	206.2	-5.7	169.4	174.2	-2.8

层, 由于 α 取保守值 1, 计算的沉降均大于数值模拟结果, A、B 区计算误差分别为 10.4%和 6.9%, 同样是 A 区大于 B 区, 这也是桩间距造成的, B 区下部的桩体置换率高, 更多的荷载通过桩体直接传递到下卧层, 减小了加固区土中附加应力的扩散。总的来说, 加固区、下卧层的计算误差均在 20%以内, 是可以接受的, 而且由于加固区计算沉降偏小、下卧层计算沉降偏大, 反而减小了总沉降的计算误差, 总沉降计算误差在 10%以内, 能满足工程设计要求。另外, 三维数值建模复杂, 参数较多, 计算时间为 10 h, 而本程序只需要几十秒, 也比较适合工程设计。

3.2 计算结果对比

用复合模量法、应力修正法进行计算, 并与实测沉降进行比较。桩、土材料参数与前面相同, 地基附加应力计算采用 Bussinesq 解。复合模量法计算时, 加固区分成扩大头、下部桩体两部分, 分别按照各自的桩体面积置换率计算复合模量:

$$E_{cs} = mE_p + (1 - m)E_s \quad (28)$$

应力修正法计算采用现场实测的地表桩土应力比 n (A 区为 3.18, B 区为 2.99) 计算应力修正系数:

$$\mu_s = \frac{1}{1 + m(n - 1)} \quad (29)$$

需要说明的是式 (29) 对应于常规等直径桩体复合地基, 而钉形搅拌桩上部和下部的桩土应力比 n 、置换率 m 不同, 现场测试的是地表的 n , 故计算时取扩大头部分的面积置换率, 由式 (29) 可以明显看出这样处理低估了下部桩体部分的桩间土附加应力。

现场对填土过程的地表沉降进行了监测, 路中心地表沉降曲线见图 12。现场监测的沉降标埋设在土体上, 故广义桩体法取桩间土的沉降, 计算结果对比见表 3。其中, 实测沉降指填土结束, 路面施工之前的最后观测沉降, 预测最终沉降是根据沉降曲线 (见图 12) 用双曲线法预测的最终沉降。

从表 3 可以看出, 复合模量法由于采用等应变假设, 计算沉降小于实测值和预测值, 计算结果偏小。而应力修正法即使在低估下部桩体深度内桩间土附加应力的情况下, 其计算沉降还远大于实测值和预测值, 这是因为在路堤荷载下由于桩顶上刺, 桩体上部一定深度内有负摩擦力, 地表的测试的桩土应力比不能反映整个复合地基内的桩土荷载分担情况。本文提出的

方法最近接近实测值和预测值。

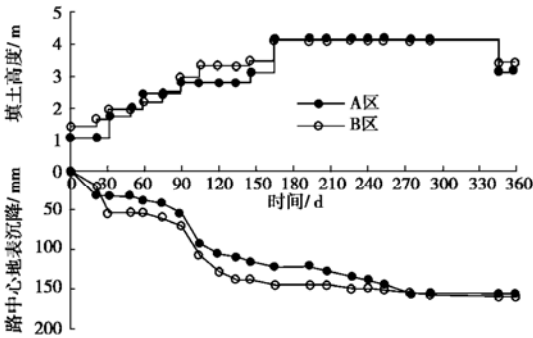


图 12 路中心地表沉降曲线

Fig. 12 Variation of ground settlement during embankment filling

表 3 沉降计算结果对比

Table 3 Results of settlement calculation

计算方法	路中心地表沉降/mm	
	A 区	B 区
本文方法	194.5	169.4
复合模量法(E_c 法)	138.5	122.3
应力修正法 (E_s 法)	500.8	476.5
实测沉降	156.0	159.0
预测最终沉降	222.0	179.0

4 结 语

针对钉形搅拌桩这种变截面水泥土搅拌桩, 假定扩大头翼缘以下的桩、土位移完全协调, 将上、下直径不等的钉形桩等效为上、下直径相等而模量不等的等截面桩。在一定简化的基础, 根据位移、应力连续条件, 将路堤填土、加固区和下卧层作为统一的整体, 提出了考虑桩顶上刺、桩土相互作用和桩端下刺的加固区计算模型。基于三维数值模拟结果, 提出考虑钉形搅拌桩复合地基下卧层应力集中的附加应力计算方法, 从而建立路堤荷载下钉形搅拌桩复合地基沉降计算方法。计算实例表明, 复合模量法计算结果偏小, 而应力修正法偏大, 本文方法的计算精度能满足工程设计要求, 最接近实测结果, 具有一定的适用性。但是, 假设变截面翼缘以下桩土完全协调, 弱化了桩端的下刺变形, 计算结果略微偏小。另外, 下卧层顶面的附加应力系数 α 需要进一步研究以提供计算公式或表格。

参考文献:

- [1] 刘松玉, 宫能和, 冯锦林, 等. 钉形水泥土搅拌桩操作方法: 中国, ZL 2004 10065863.3[P]. 2007-09-12. (LIU Song-yu, GONG Neng-he, FENG Jin-lin, et al. Installation method of T-shaped soil-cement deep mixing column: China, ZL 2004 10065862.9[P]. 2007-09-12. (in Chinese))
- [2] 刘松玉, 钱国超, 章定文. 粉喷桩复合地基理论与工程应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006. (LIU Song-yu, QIAN Guo-chao, ZHANG Ding-wen. The principle and application of dry jet mixing composite foundation[M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2006. (in Chinese))
- [3] 何开胜. 水泥土搅拌桩的施工质量问题 and 解决方法[J]. 岩土力学, 2002, 23(6): 778 - 781. (HE Kai-sheng. Present construction quality problem of deep mixing cement-soil piles and solving measures[J]. Rock and Soil Mechanics, 2002, 23(6): 778 - 781. (in Chinese))
- [4] 潘殿琦, 陈 勇. 深层搅拌桩强度的影响因素与改善措施[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(11): 1954 - 1958. (PAN Dian-qi, CHEN Yong. Influence factors on strength of deep-mixing pile and improvement measure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(11): 1954 - 1958. (in Chinese))
- [5] 刘松玉, 储海岩, 宫能和, 等. 双向搅拌桩的成桩操作方法: 中国, 2004 10065862.9 [P]. 2006-09-13. (LIU Song-yu, CHU Hai-yan, GONG Neng-he, et al. Installation method of double mixing column: China, 2004 10065862.9[P]. 2006-09-13. (in Chinese))
- [6] 刘松玉, 储海岩, 宫能和, 等. 双向水泥土搅拌桩机: 中国, 2004 10065861.4[P]. 2006-09-13. (LIU Song-yu, CHU Hai-yan, GONG Neng-he, et al. Double mixing soil-cement machine: China, 2004 10065861.4[P]. 2006-09-13. (in Chinese))
- [7] 刘松玉, 储海岩, 宫能和, 等. 多功能自动扩径钻头: 中国, ZL 2005 2 0077017.3 [P]. 2007-05-02. (LIU Song-yu, CHU Hai-yan, GONG Neng-he, et al. Automatic spreading blade: China, ZL 2005 2 0077017.3 [P]. 2007-05-02. (in Chinese))
- [8] 刘松玉, 席培胜, 储海岩. 双向水泥土搅拌桩加固软土地基试验研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(3): 560 - 564. (LIU Song-yu, XI Pei-sheng, CHU Hai-yan. Research on practice of bidirectional deep mixing cement-soil columns for reinforcing soft ground[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(3): 560 - 564. (in Chinese))
- [9] 席培胜, 刘松玉, 张八方. 水泥土搅拌桩搅拌均匀性的电阻率评价方法[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2007, 36(1): 355 - 358. (XI Pei-sheng, LIU Song-yu, ZHANG Ba-fang. Electrical resistivity evaluation method to homogeneity of soil-cement deep mixing column[J]. Journal of Southeast University (Nature Science), 2007, 36(1): 355 - 358. (in Chinese))
- [10] 龚晓南. 广义复合地基理论及工程应用[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(1): 1 - 13. (GONG Xiao-nan. Generalized composite foundation theory and engineering application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(1): 1 - 13. (in Chinese))
- [11] 雷金波, 姜弘道, 郑云扬, 等. 带帽桩复合地基复合桩土应力比的计算及影响因素分析[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(11): 1300 - 1305. (LEI Jin-bo, JIANG Hong-dao, ZHENG Yun-yang, et al. Calculation and analysis of composite pile-soil stress ratio of composite foundation with capped rigid pile[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(11): 1300 - 1305. (in Chinese))
- [12] ALÉN C, BAKER S, BENGTSSON P E, et al. Lime/cement column stabilised soil: a new model for settlement calculation[C]// Proceedings of the International Conference on Deep Mixing-Best Practice and Recent Advances, Stockholm Sweden, 2005: 11 - 13.
- [13] 刘吉福. 路堤下复合地基桩、土应力比分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(4): 674 - 677. (LIU Ji-fu. Analysis on pile-soil stress ratio for composite ground under embankment[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(4): 674 - 677. (in Chinese))
- [14] HEWLETT W J, RANDOLPH M F. Analysis of piled embankments [J]. Ground Engineering, 1988, 21(3): 12 - 18.
- [15] RANDOLPH M F, WROTH C P. An analysis of the vertical deformation of pile groups[J]. Geotechnique, 1979, 29(4): 423 - 439.
- [16] 易耀林. 路堤荷载下钉形搅拌桩复合地基变形特性研究[D]. 南京: 东南大学, 2008. (YI Yao-lin. Deformation behavior of T-shaped deep mixing column composite foundation under embankment loads[D]. Nanjing: Southeast University, 2008. (in Chinese))
- [17] BERGADO D T, ANDERSON L R, MIURA N, et al. Soft ground improvement in lowland and other environment[M]. New York: ASCE Press, 1996.
- [18] Coastal Development Institute of Technology. The deep mixing method: principle, design and construction[M]. Rotterdam: Balkema A A, 2002.
- [19] MINDLIN R D. Force at a point in the interior of a semi-infinite solid[J]. Physics, 1936, 7(5): 195 - 202.