

DOI: 10.11779/CJGE201609010

# 基于分段荷载传递法的桩网路堤结构荷载效应整体分析模型

张 浩<sup>1</sup>, 石名磊<sup>2</sup>, 郭院成<sup>1</sup>

(1. 郑州大学土木工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 东南大学交通学院, 江苏 南京 210096)

**摘要:** 为了系统分析桩网支撑路堤结构的荷载传递效应, 首先基于单元分析模型和 Marston 埋管理论, 考虑到路基荷载应力重分布时竖向应力水平和界面剪切强度发挥的影响, 采用分段平衡控制方程结合边界位移协调的方法, 建立了路基荷载传递分析的分段解析模型; 在此基础上, 考虑垫层加筋的张拉膜效应影响, 结合复合地基桩土相互作用的简化分段分析, 根据应力、位移连续性条件, 建立路基-加筋(网)垫层-刚性桩复合地基联合作用的桩网支撑路堤结构荷载效应整体计算模型并给出求解方法, 明确了桩、土间的荷载分担。通过与工程实测结果的对比, 验证了该计算模型的可靠性, 并算例分析了路基模型界面剪切强度发挥、筋材兜提效应和垫层材料性能等因素的影响规律, 可为桩网支撑路堤结构荷载传递机制的研究提供参考。

**关键词:** 桩网支撑路堤; 桩土应力比; 土拱效应; 荷载传递; 分段计算方法

中图分类号: TU473.1 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2016)09-1630-10

作者简介: 张 浩(1985-), 男, 博士, 讲师, 主要从事地基与基础工程方面的科研和教学。E-mail: zzuseu@126.com。

## Analytic model for load effects in geosynthetic-reinforced and pile-supported embankment based on segmented load transfer algorithm

ZHANG Hao<sup>1</sup>, SHI Ming-lei<sup>2</sup>, GUO Yuan-cheng<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. School of Transportation, Southeast University, Nanjing 210096, China)

**Abstract:** In order to systematically analyze the load transfer in geosynthetic-reinforced and pile-supported embankment (GRPS), firstly, based on the unit cell model and the theory of Marston, a segmented analytic model for load transfer in embankment is established by combining the static equilibrium equation for each segment with the continuity condition of boundary displacement. The analytic model especially considers the influence of vertical stress level and the play of shear strength into account. On this basis, the geomembrane effect is analyzed based on the theory of tensioned membrane, and the pile-soil interaction in composite foundation is analyzed using the segmented analytic model. According to the continuity condition of stress and displacement, an integrated method for analyzing the load transfer in GRPS is proposed, which can take good care of the interaction between embankment fills, reinforced cushion and rigid pile composite foundation. The proposed method is validated by comparing the monitoring data in a project. The factors which affect the pile-soil load effects, such as the play of shear strength of fills, geomembrane effect and properties of cushion, are systematically analyzed. The proposed method is applicable in the working mechanism analysis of GRPS.

**Key words:** GRPS; pile-soil stress ratio; soil arching effect; load transfer; segmented calculation

## 0 引言

桩网支撑路堤结构是近年来兴起的一种新路堤型式, 其基底刚性桩补偿天然地基刚度不足的同时, 兼有提高地基承载力的“协力”功能, 相对传统复合地基, 更加适用深层软土加固, 且桩体可稀疏布置, 经济效益显著<sup>[1]</sup>, 在软土地区得到了广泛的应用。对桩网支撑路堤结构工作机理的认识, 首先需明确桩、土

之间的荷载分配。考虑到结构中上部路基、加筋(网)垫层和刚桩复合地基三者之间相互作用的复杂性, 目前基于一定简化条件的单元模型(unit cell)分析被广泛采用<sup>[2-3]</sup>, 并在此基础上, 逐渐形成了桩土荷载效应

基金项目: 国家自然科学基金项目(41272132); 河南省高等学校重点科研项目(16A560009); 河南省博士后科研项目(2015014)

收稿日期: 2015-07-20

分析的两个代表性思路: 基于路基内部土拱几何特征的拱效应模型<sup>[4-5]</sup>和基于 Marston 埋管上方土压力理论的应力重分布解析模型<sup>[6-8]</sup>。其中, 几何特征拱模型, 形象反映了路基内部压力拱力学特征, 且计算简便, 但如何考虑基底桩土差异沉降、材料强度黏聚力影响, 以及多层体系分析, 存在困难。

基于 Marston 理论的基底桩土荷载分配应力重分布解析模型, 本文简称为基底应力重分布模型。本质上为基底桩土差异沉降引起的桩土荷载转移的解析方法, 克服了几何拱模型固有缺陷。刘吉福即根据基底桩土差异沉降经验值, 建立了基于 Marston 理论的荷载转移模型, 且首次提出了内外土柱接触面抗剪强度发挥系数的概念<sup>[7]</sup>; 之后, 路基-桩-土共同作用分析方法<sup>[8-9]</sup>, 解决了基底桩土差异沉降依赖经验的不足; 考虑到基底垫层加筋效应的影响, 则可采用上述基底应力重分布模型与单层加筋膜理论<sup>[10]</sup>或多层次加筋二维薄板理论<sup>[11]</sup>联合求解方法。但是, 分析计算中定量考虑内外土柱抗剪强度发挥度的研究不够完善。据此, 石名磊等<sup>[12]</sup>基于剪切位移分析方法原理, 通过假定内外土柱界面剪切力与对应相对位移的理想弹塑性关系, 建立了路基-垫层双层体系下路基荷载传递的剪切位移解析解, 但其并未考虑垫层加筋与地基桩土荷载传递的影响。

本文根据 Marston 土压力理论和单元模型分析方法, 首先将上部路基单元划分为内、外两土柱, 采用分段平衡控制方程结合特殊边界位移协调的方法, 提出了一种桩网支撑路堤结构基底应力重分布的分段平衡解析法。其中, 分段平衡控制方程的建立概念明确, 算法简单, 且与层状体系相协调, 不仅可以考虑抗剪强度线性折减区域有限发挥(即: 接触面抗剪强度发挥度)、垫层加筋张拉膜和竖向荷载应力水平对基底荷载转移的作用效应; 将其直接用于刚性桩复合地基桩土荷载传递分析, 还可以建立基底处桩、土的刚度边界条件, 进而结合上部路基荷载传递模型, 形成桩-网-路基系统荷载效应的整体分析模型。

## 1 路基荷载传递

### 1.1 计算模型基本假定

如图 1 所示, 在路基自重等竖向荷载作用下, 基底桩帽刚度显著高于帽间地基土刚度, 导致帽间地基相对桩帽向下沉陷——基底差异沉降, 亦可表征为桩帽向上刺入路基的相对位移。为抑制该相对位移的开展, 桩间上部填土与帽上填土间将产生拖拽力(剪切力), 使得路基内应力重分布, 导致桩帽顶荷载应力集中与桩间地基土应力扩散, 即路基内部的土拱效应。

随距离桩帽高度  $h$  增加, 帽上填土与相邻填土的相对位移逐渐减小, 在路基内一定高度出现等沉面  $h_e$ , 即在该水平面及其以上, 内外土柱截面竖向位移相等。

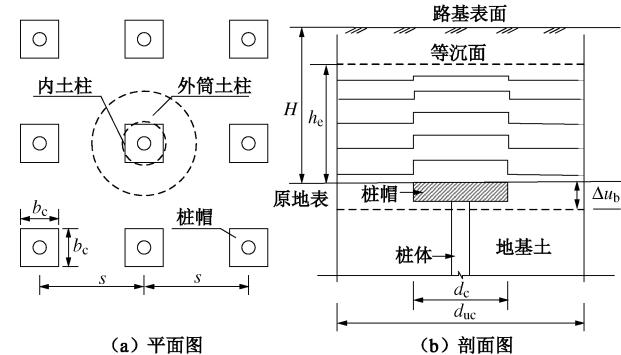


图 1 单桩路基等效单元体

Fig. 1 Unit cell of embankment treated by a single pile

据此, 取单桩处理单元进行分析。考虑到荷载和几何形状轴对称, 单元模型外壁侧摩阻力为零, 将单元模型划分为桩帽顶内土柱与桩间地基上方外筒土柱, 并假设: 内外土柱为均匀的线性压缩体; 内外土柱任意截面上的竖向应力、应变与位移为均匀分布; 内外土柱界面剪切呈弹塑性分布, 如图 2 中曲线②:

$$q_s = \begin{cases} \tau_f & h \leq h_c \\ \left(\frac{h_e - h}{h_e - h_c}\right)\tau_f & h > h_c \end{cases} \quad (1)$$

根据土体剪切原理, 内外土柱接触面剪切应力发挥至其抗剪强度  $\tau_f$  时, 对应相对位移为临界位移  $\Delta u_{cr}$ , 对应高度为临界高度  $h_c$ 。当  $h \leq h_c$  时, 接触面为剪切塑性状态, 抗剪强度完全发挥, 即接触面剪切应力  $q_s = \tau_f$ , 且均匀分布; 当  $h > h_c$  时,  $q_s$  为线性折减模型, 抗剪强度发挥度随高度  $h$  增加逐渐减小; 当  $h = h_e$  时, 内外土柱接触面相对位移为零, 则  $q_s = 0$ 。因此, 图 2 中模型①和③, 是模型②中  $h_c = 0$  和  $h_c = h_e$  的两个特例。

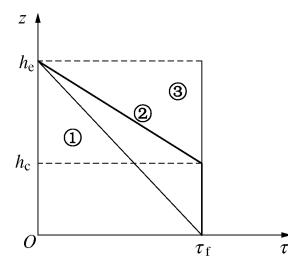


图 2 内土柱侧摩阻力分布形式

Fig. 2 Distribution of lateral friction of internal soil column

### 1.2 应力平衡条件

假设等沉面以下路基内外土柱接触面剪切应力呈梯形分布(即图 2 中曲线②), 则可分别对下部剪切塑性状态区和上部线性折减区进行分段计算。

设路基高度为  $H$ , 是由加筋垫层和土质路基组成的水平层状双层体系; 垫层与土质路基材料的摩擦角、黏聚力、重度和压缩模量分别为  $\varphi_m$ ,  $c_m$ ,  $\gamma_m$  和  $E_m$ ;  $\varphi_f$ ,  $c_f$ ,  $\gamma_f$  和  $E_f$ 。桩帽上方内土柱与帽间地基上方外筒土柱接触面法向应力假定为静止土压力, 考虑路基与垫层自重应力, 则等沉面以下任一高度  $h$  ( $< h_e$ ) 处, 内外土柱接触面抗剪强度  $\tau_f$  可分段表述为

$$\tau_f(h) = \begin{cases} [\sigma_b + \gamma_m(h_b - h)] A(\varphi_m) + c_m & h \leq h_m \\ [\sigma_m + \gamma_f(h_m - h)] A(\varphi_f) + c_f & h > h_m \end{cases} \quad (2)$$

式中  $\sigma_b$  为基底平均应力,  $\sigma_b = \gamma_m h_m + \gamma_f (H - h_m)$ ;  $\sigma_m$  为垫层顶面平均应力,  $\sigma_m = \sigma_b - \gamma_m h_m$ ;  $A(\varphi)$  为静止土压力系数与摩擦系数的组合参数,  $A(\varphi) = K_0 \tan \varphi$ , 当  $h \leq h_m$  时,  $A(\varphi_m) = (0.95 - \sin \varphi_m) \cdot \tan \varphi_m$ ; 当  $h > h_m$  时,  $A(\varphi_f) = (0.95 - \sin \varphi_f) \cdot \tan \varphi_f$ ; 式中采用分段递推公式表述, 为方便编程, 式中  $h_b$  为垫层底面高度, 显然  $h_b = 0$ 。

考虑到路基双层体系中垫层厚度一般较小 (20~40 cm), 且  $\Delta u_{cr}$  相对较小, 基底桩帽应力集中与帽间地基应力扩散效应, 使  $h_c$  一般大于  $h_m$ 。因此, 本文推导中假定剪切塑性状态区 ( $h \leq h_c$ ) 为垫层-填土双层体系, 抗剪强度线性折减区 ( $h_c < h \leq h_e$ ) 为均质土路基。

### (1) 剪切塑性状态区 $h \leq h_c$

临界高度  $h_c$  范围内双层体系接触面处于剪切塑性状态, 抗剪强度完全发挥, 即任意高度  $h$  处的剪切应力  $q_s(h) = \tau_f(h)$ 。由上式 (2) 可得垫层范围内高度  $h$  ( $\leq h_m$ ) 至基底平面  $h_b$  的内外土柱接触面分段线剪切力  $Q_{sm}(h)$ , 以及路基填土中任意高度  $h$  ( $h_m < h \leq h_c$ ) 至垫层顶面  $h_m$  的分段线剪切力  $Q_{sf}(h)$ :

$$Q_{sm}(h) = \int_{h_b}^h q_s(z) dz = \left[ B_{lm}(h - h_b) - \frac{B_{2m}}{2} (h^2 - h_b^2) \right], \quad (3)$$

式中  $B_{lm} = \sigma_b A(\varphi_m) + c_m$ ;  $B_{2m} = \gamma_m A(\varphi_m)$ 。

$$Q_{sf}(h) = \int_{h_m}^h q_s(z) dz = \left[ B_{lf}(h - h_m) - \frac{B_{2f}}{2} (h^2 - h_m^2) \right]. \quad (4)$$

式中  $B_{lf} = (\sigma_m + \gamma_f h_m) A(\varphi_f) + c_f \approx p_b A(\varphi_f) + c_f$ ;  $B_{2f} = \gamma_f A(\varphi_f)$ 。

设桩帽顶应力  $\sigma_{cb}$  已知, 由内土柱静力平衡条件, 可得任意高度  $h$  ( $\leq h_c$ ) 处正截面竖向应力  $\sigma_c(h)$ :

$$\sigma_c(h) = \begin{cases} \sigma_{cb} - \gamma_m h - \frac{4}{d_c} Q_{sm}(h) & h \leq h_m \\ \sigma_{cm} - \gamma_f (h - h_m) - \frac{4}{d_c} Q_{sf}(h) & h > h_m \end{cases} \quad (5)$$

式中  $\sigma_{cm} = \sigma_c(h_m)$ ;  $d_c$  为矩形桩帽等效直径,  $d_c = 2b_c/\sqrt{\pi}$ ,  $b_c$  为桩帽宽度。

根据假定, 分析单元外壁摩阻力为零, 由  $\sigma_c(h)$  可得该高度  $h$  ( $\leq h_c$ ) 处外土柱正截面竖向应力  $\sigma_s(h)$ :

$$\sigma_s(h) = \frac{1}{1 - m_c} [\sigma_h - m_c \sigma_c(h)] \quad . \quad (6)$$

式中  $\sigma_h$  为高度  $h$  截面处平均应力, 当  $h \leq h_m$  时,  $\sigma_h = \sigma_b - \gamma_m h$ ; 当  $h > h_m$  时,  $\sigma_h = \sigma_m - \gamma_f (h - h_m)$ ;  $m_c$  为桩帽正截面置换率。

由此可得, 任意高度  $h$  ( $\leq h_c$ ) 处内外土柱截面正应力差值  $\Delta\sigma(h)$  为

$$\Delta\sigma(h) = \sigma_c(h) - \sigma_s(h) = \frac{1}{1 - m_c} [\sigma_c(h) - \sigma_h] \quad . \quad (7)$$

将表达式 (5) 代入上式 (7), 可得

$$\Delta\sigma_1(h) = \begin{cases} \frac{1}{1 - m_c} \left[ \sigma_{cb} - \sigma_b - \frac{4}{d_c} Q_{sm}(h) \right] & h \leq h_m \\ \frac{1}{1 - m_c} \left[ \sigma_{cm} - \sigma_m - \frac{4}{d_c} Q_{sf}(h) \right] & h > h_m \end{cases} \quad . \quad (8)$$

### (2) 抗剪强度线性折减区 $h_c < h \leq h_e$

同剪切塑性区 (3)、(4) 的推导, 引入式 (1) 线性折减模型, 等沉面下任意高度  $h$  ( $> h_c$ ) 截面内外土柱接触面的剪切应力  $q_{s2}$ ,  $h$  至  $h_c$  范围内接触面的分段线剪切力  $Q_{f2}(h)$  分别为

$$q_{s2}(h) = \tau_f(h) \left( \frac{h_e - h}{h_e - h_c} \right) \quad , \quad (9)$$

$$Q_{f2}(h) = \frac{1}{h_e - h_c} \left\{ B_{lf} h_e (h - h_c) - \frac{B_{lf} + B_{2f} h_e}{2} \cdot (h^2 - h_c^2) + \frac{B_{2f}}{3} (h^3 - h_c^3) \right\} \quad . \quad (10)$$

同表达式 (5) 推导, 可得内土柱中高度  $h$  ( $> h_c$ ) 截面处分段正应力:

$$\sigma_{c2}(h) = \sigma_{cc} - \frac{4}{d_c} Q_{f2}(h) - \gamma_f (h - h_c) \quad . \quad (11)$$

式中,  $\sigma_{cc}$  为高度  $h_c$  处正截面竖向应力, 由表达式 (5) 确定,  $\sigma_{cc} = \sigma_c(h_c)$ 。

同表达式 (6), 由表达式 (11) 可得  $\sigma_{s2}(h)$ , 进而可推导得到抗剪强度线性折减区内任意截面  $h$  ( $h_c < h \leq h_e$ ) 处的内外土柱应力差  $\Delta\sigma_2(h)$ :

$$\Delta\sigma_2(h) = \frac{1}{1 - m_c} \left\{ \sigma_{cc} - \sigma_c - \frac{4}{d_c} Q_{f2}(h) \right\} \quad , \quad (12)$$

式中,  $\sigma_c = \sigma_h \Big|_{h=h_c}$ 。

据此, 根据等沉面  $h_e$  处内外土柱截面正应力差值  $\Delta\sigma_e$  为零, 由  $\Delta\sigma_e = \Delta\sigma_2(h) = 0$  即可得等沉面高度  $h_e$  的二次控制方程:

$$D_2 h_e^2 + D_1 h_e + D_0 = 0 \quad . \quad (13)$$

$$\text{式中 } D_0 = \sigma_{cc} - \sigma_c + \frac{2B_{lf} h_e}{d_c} - \frac{4B_{2f} h_e^2}{3d_c}; \quad D_1 = -\frac{2B_{lf}}{d_c} + \frac{2B_{2f} h_e}{3d_c}; \quad D_2 = \frac{2B_{2f}}{3d_c}.$$

### 1.3 变形协调条件

基于上述分段应力传递分析, 根据应力区域划分, 可对相应路基填土压缩量进行分段计算。

(1) 剪切塑性状态区  $h \leq h_c$

由表达式(8)可得高度  $h$  ( $h_m < h \leq h_c$ ) 至垫层顶面高度  $h_m$  的内外土柱压缩量差值  $\Delta c_{1f}(h)$ :

$$\begin{aligned}\Delta c_{1f}(h) &= \frac{1}{E_f} \int_{h_m}^h \Delta \sigma_1(z) dz \\ &= \frac{1}{(1-m_e)E_f} \left[ \frac{C_{2f}}{3} (h^3 - h_m^3) + \frac{C_{1f}}{2} (h^2 - h_m^2) + C_{0f} (h - h_m) \right].\end{aligned}\quad (14)$$

式中,  $C_{0f} = \sigma_{cm} - \sigma_m + \frac{4}{d_c} \left( B_{1f} h_m - \frac{B_{2f}}{2} h_m^2 \right)$ ,  $C_{2f} = \frac{2B_{2f}}{d_c}$ ,  $C_{1f} = -\frac{4B_{1f}}{d_c}$ 。

同理, 将上式角标 m 换成 b, 角标 f 换成 m, 可得高度  $h$  ( $h \leq h_m$ ) 至基底  $h_b$  的内外土柱压缩量差值:

$$\Delta c_{1m}(h) = \frac{1}{(1-m_e)E_m} \left[ \frac{C_{2m}}{3} h^3 + \frac{C_{1m}}{2} h^2 + C_{0m} h \right]. \quad (15)$$

设等沉面  $h_e$  以下内外土柱总的相对压缩量为  $\Delta c_e$ , 基底桩帽与帽间土体的相对位移为  $\Delta u_b$ , 则有  $\Delta u_b = \Delta c_e$ 。据此, 临界高度  $h_c$  范围内任意高度  $h$  截面处, 内外土柱竖向相对位移  $\Delta u(h)$  可分段表述为

$$\Delta u(h) = \begin{cases} \Delta c_e - \Delta c_{1m}(h) & h \leq h_m \\ \Delta c_e - \Delta c_{1m} - \Delta c_{1f}(h) & h > h_m \end{cases}. \quad (16)$$

式中,  $\Delta c_{1m} = \Delta c_{1m}(h_m)$ 。

将  $h=h_c$  代入上式, 可得临界高度  $h_c$  截面处内外土柱相对位移  $\Delta u_c$ , 并可得该截面位移连续条件:

$$\Delta u_c = \Delta c_e - \Delta c_{1m} - \Delta c_{1c} = \Delta u_{cr}, \quad (17)$$

式中,  $\Delta c_{1c} = \Delta c_{1f}(h_c)$ 。

(2) 抗剪强度线性折减区  $h_c < h \leq h_e$

根据表达式(12), 同表达式(14)、(15)推导, 可得接触面抗剪强度线性折减区分段压缩量差值:

$$\Delta c_{2e} = \Delta c_2(h_e). \quad (18)$$

式中  $\Delta c_2(h) = \frac{1}{(1-m_e)E_f} [M_0(h-h_c) + M_1(h^2 - h_c^2) +$

$$M_2(h^3 - h_c^3) + M_3(h^4 - h_c^4)]$$
;

$$M_0 = \sigma_{ce} - \sigma_c - \frac{B_{1f} h_e h_c - 2(B_{1f} + B_{2f}) h_e^2 + 4B_{2f} h_e^3 / 3}{(h_e - h_c) d_c};$$

$$M_1 = -\frac{2B_{1f} h_e}{(h_e - h_c) d_c}; \quad M_2 = \frac{2(B_{1f} + B_{2f}) h_e}{3(h_e - h_c) d_c}; \quad M_3 = -\frac{B_{2f}}{3(h_e - h_c) d_c}.$$

据此, 由式(14)、(15)和(18), 可得等沉面  $h_e$  范围内内外土柱总的压缩量差值  $\Delta c_e$ , 即基底桩帽与

帽间地基的相对位移  $\Delta u_b$ :

$$\Delta u_b = \Delta c_e = \Delta c_{1m} + \Delta c_{1c} + \Delta c_{2e}. \quad (19)$$

同时, 可得线性折减区内任意高度  $h$  ( $> h_c$ ) 截面处内外土柱相对位移  $\Delta u_2(h)$ :

$$\Delta u_2(h) = \Delta c_e - \Delta u_c - \Delta c_2(h) \quad (h > h_c). \quad (20)$$

### 2 垫层加筋的张拉膜效应

考虑到基底垫层加筋的影响效应, 采用抛物线形式<sup>[11]</sup>的挠曲函数表征筋材的受力变形, 如图3所示。据此, 以桩顶中心位置为坐标原点, 则单元分析模型中筋材的挠曲函数为

$$s(x) = \begin{cases} 0 & 0 \leq x \leq \frac{d_c}{2} \\ \Delta s_{max} \left[ 1 - \left( \frac{d_{uc} - 2x}{d_{uc} - d_c} \right)^2 \right] & \frac{d_c}{2} < x \leq \frac{d_{uc} - d_c}{2} \end{cases}. \quad (21)$$

式中,  $\Delta s_{max}$  为最大差异沉降。

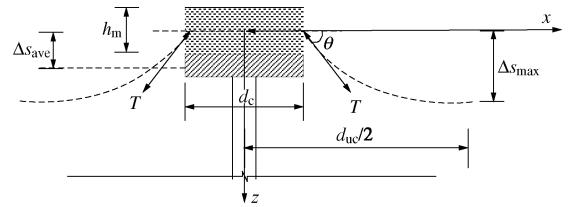


图3 垫层加筋分析单元

Fig. 3 Deformation of reinforcement

设加筋材料位于桩帽顶上高度为  $h_r$ , 由式(21)积分并整理后得到筋材相对位移的平均值如下:

$$\Delta s_{ave} = \frac{2}{3} \Delta s_{max}. \quad (22)$$

根据表达式(16), 可求得垫层加筋高度  $h_r$  截面处内外土柱平均相对位移  $\Delta s_{ave}$ , 进而换算出  $h_r$  截面最大差异沉降  $\Delta s_{max}$ :

$$\begin{cases} \Delta s_{ave} = \Delta u(h_r) = \Delta u_r \\ \Delta s_{max} = 1.5 \Delta u_r \end{cases}. \quad (23)$$

再根据表达式(21), 可得筋材在桩帽边缘处转角:

$$\tan \theta = s'(x)_{x=d_c/2} = \frac{4}{d_{uc} - d_c} \Delta s_{max}. \quad (24)$$

设筋材刚度为  $E_g$ , 则拉应变与拉应力分别为

$$\begin{cases} \varepsilon_g = \sqrt{1 + \tan^2 \theta} - 1 \\ T = \varepsilon_g E_g \end{cases}. \quad (25)$$

进而, 筋材张拉应力竖向提拉分量  $T_{vl}$  和水平向限制分量  $T_h$  可分别表示为

$$\begin{cases} T_{vl} = T \sin \theta \\ T_h = T \cos \theta \end{cases}. \quad (26)$$

考虑到垫层加筋设置对基底荷载转移的作用效应, 垫层筋材兜提效应中, 引入筋材的侧限围箍作用,

即垫层加筋中水平向限制分量  $T_h$  完全转化为约束垫层材料侧向变形的接触面法向围压，相当于内外土柱接触面上增加了附加围箍力，通过接触面摩擦角发挥似“兜提”效应，即

$$T_{v2} = T \cos \theta \tan \varphi_m \quad . \quad (27)$$

因此，垫层筋材设置后总的“兜提”作用效应为

$$T_v = T_{v1} + T_{v2} \quad . \quad (28)$$

### 3 复合地基桩土相互作用

#### 3.1 计算模型简化假定

复合地基桩土相互作用直接影响到基底平面处桩帽与帽间地基的相对刚度，是桩网支撑路堤结构荷载转移分析的关键边界条件。显然，最简单的方法是采用 Winkler 局部弹性地基模型<sup>[13]</sup>，但其无法考虑地基剪切应力扩散效应。文献[3]基于 unit cell 概念提出一种简单实用的单桩分析模型，如图 4 所示。

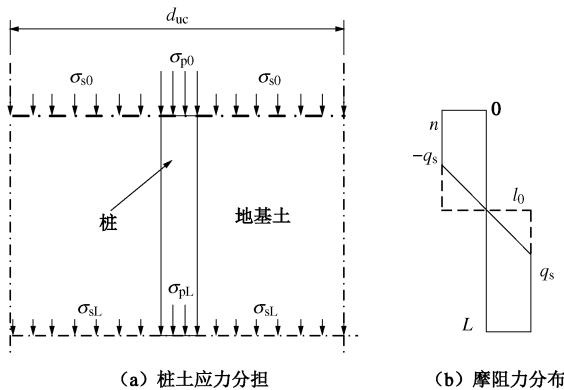


图 4 单桩分析单元

Fig. 4 Single pile unit cell

考虑到正、负摩阻力过渡区近似相等，作用效应近似抵消，忽略其对桩顶荷载传递的影响，可对文献[3]分析模型进一步简化处理。即假定桩侧摩阻力分布如图 4 (b) 所示，其中  $l_0$  为桩身中性点， $0 \sim l_0$  为负摩阻力段， $l_0 \sim L$  为正摩阻力段，则桩土接触面的剪切应力可分段表述为

$$\tau(l) = \begin{cases} -q_s^n & 0 \leq l < l_0 \\ q_s & l_0 \leq l \leq L \end{cases} \quad . \quad (29)$$

据此，基于这一简化模型，借鉴上述第 1 节中分段平衡解析法，可分段构建桩土平衡控制方程（除桩土模量不同，其它假定同上述 1.2 节）。设桩体弹性模量  $E_p$ ，桩长  $L$ ，桩身截面直径、周长、面积和置换率分别为  $d_p$ 、 $U_p$ 、 $A_p$  和  $m_p$ ；桩间土压缩模量  $E_s$ ，面积  $A_s$ ；桩帽底桩顶应力为  $\sigma_{p0}$ ，相应桩间土应力  $\sigma_{s0}$ ；桩端平面，桩端正截面竖向平均应力为  $\sigma_{pL}$ ，对应桩间土平均应力为  $\sigma_{sL}$ 。其中，忽略桩帽下地基土反力的影响，考虑桩帽尺寸效应，有

$$\begin{cases} \sigma_{p0} = \frac{m_c}{m_p} \left( \sigma_{sb} + c_t \gamma_c + \frac{4c_t q_{nc}}{d_c} \right) \\ \sigma_{s0} = \frac{1-m_c}{1-m_p} \left( \sigma_{sb} + c_t \gamma_{cs} - \frac{4c_t q_{nc} d_c}{d_{uc}^2 - d_c^2} \right) \end{cases} \quad . \quad (30)$$

式中  $c_t$  为桩帽厚度； $\gamma_c$  为桩帽材料重度， $\gamma_{cs}$  为考虑桩帽施工后帽间地基土重度， $q_{nc}$  为桩帽侧负摩阻力。

#### 3.2 应力平衡条件

基于单元模型的静力平衡条件，任意深度  $l$  处桩身轴力  $\sigma_p(l)$ 、桩间土正应力  $\sigma_s(l)$  和桩土应力差  $\Delta\sigma(l)$  可表示为

$$\sigma_p(l) = \begin{cases} \sigma_{p0} + \frac{4l}{d_p} q_s^n & l \leq l_0 \\ \sigma_{pn} - \frac{4(l-l_0)}{d_p} q_s & l > l_0 \end{cases} \quad , \quad (31)$$

$$\sigma_s(l) = \frac{p_0 - m_p \sigma_p(l)}{1-m_p} \quad , \quad (32)$$

$$\Delta\sigma_l = \frac{p_0 - \sigma_p(l)}{1-m_p} \quad . \quad (33)$$

将  $l=l_0$  和  $l=L$  分别代入表达式 (31)、(32)，再代入表达式 (33)，可得到桩身中性点正截面轴力  $\sigma_{pn}$  和桩端截面轴力  $\sigma_{pL}$ ，及桩端截面桩土应力差  $\Delta\sigma_L$ ：

$$\sigma_{pn} = \sigma_{p0} + \frac{4l_0}{d_p} q_s^n \quad , \quad (34)$$

$$\sigma_{pL} = \sigma_{p0} + \frac{4l_0}{d_p} q_s^n - \frac{4(L-l_0)}{d_p} q_s \quad , \quad (35)$$

$$\Delta\sigma_L = \frac{1}{1-m_p} \left[ p_0 - \sigma_{p0} - \frac{4l_0}{d_p} q_s^n + \frac{4(L-l_0)}{d_p} q_s^n \right] \quad . \quad (36)$$

#### 3.2 变形协调条件

根据表达式 (31) ~ (32)，可得桩身压缩量和桩间土压缩量分段表达式：

$$c_p(l) = \begin{cases} \frac{l}{E_p} \left[ \sigma_{p0} + \frac{2lq_s^n}{d_p} \right] & l \leq l_0 \\ c_{pn} + \frac{l-l_0}{E_p} \left[ \sigma_{p0} + \frac{4l_0}{d_p} q_s^n - \frac{2(l-l_0)}{d_p} q_s \right] & l > l_0 \end{cases} \quad , \quad (37)$$

$$c_s(l) = \begin{cases} M \frac{l}{E_s} \left[ \frac{p_0}{m_p} - \sigma_{p0} - \frac{2lq_s^n}{d_p} \right] & l \leq l_0 \\ c_{sn} + M \frac{l-l_0}{E_s} \left[ \frac{p_0}{m_p} - \sigma_{pn} + \frac{(l-l_0)2q_s}{d_p} \right] & l > l_0 \end{cases} \quad . \quad (38)$$

式中  $c_{pn} = c_p(l_0)$ ； $c_{sn} = c_s(l_0)$ ； $M = \frac{m_p}{1-m_p}$ 。

根据表达式 (35)、(36)，可得桩端截面桩土相对

位移 $\Delta s_b$ :

$$\Delta s_b = \frac{\Delta \sigma_L}{k_{sb}} = \frac{1}{(1-m_p)k_{sb}}(p_0 - \sigma_{pl}) \quad . \quad (39)$$

式中, 桩端持力层刚度系数 $k_s$ 可采用 Randolph 等<sup>[14]</sup>基于刚性体压入弹性半空间的解答计算, 即

$$k_{sb} = \frac{4G}{\pi r_0 \rho (1-\mu)} = \frac{4E_s}{\pi d_p \rho (1-\mu^2)}.$$

式中 $G$ 为土剪切模量,  $G = E_s / 2(1+\mu)$ ;  $r_0$ 桩体半径;  $\rho$ 桩端深度不均匀影响系数, Randolph 等建议 $0.85^{[14]}$ 。

根据中性点 $l=l_0$ 截面, 桩身位移与桩间土位移相等的位移协调条件, 由表达式(37)~(39), 可得中性点截面桩土相对位移 $\Delta s_n$ 如下:

$$\Delta s_n = \Delta c_{L-n} + \Delta s_b = 0 \quad . \quad (40)$$

式中,  $\Delta c_{L-n} = M \frac{L-l_0}{E_s} \left\{ \frac{p_0}{m_p} - (1+C) \left[ \sigma_{pn} - \frac{2(L-l_0)}{d_p} q_s \right] \right\}$ , 为

中性点至桩端截面范围内的桩与土压缩量差值, 其中 $C = \frac{(1-m_p)E_s}{m_p E_p} = \frac{E_s}{M E_p}$ 。

$\sigma_{p0}$ 已知时, 求解 $l_0$ 的二次控制方程(40), 即可得中性点深度 $l_0$ 。根据 $l_0$ 解答, 以及式(37)~(39), 即可得到桩顶处桩土差异沉降 $\Delta u_0$ :

$$\Delta u_0 = s_{s0} - s_{p0} = \Delta c_{n-0} \quad . \quad (41)$$

式中,  $\Delta c_{n-0} = M \frac{l_0}{E_s} \left\{ \frac{p_0}{m_p} - (1+C) \left[ \sigma_{p0} + \frac{2l_0 q_s^n}{d} \right] \right\}$ , 为中性点以上负摩阻力段的桩、土压缩量的差值。

## 4 整体分析方法与验证

### 4.1 系统整体求解方法

根据上述原理, 采用FORTRAN语言编制计算程序, 采用以下步骤求解:

(1) 假定一个帽土应力比 $n_c=\sigma_{cb}/\sigma_{sb}$ , 从而明确基底平面处帽、土应力 $\sigma_{cb}$ ,  $\sigma_{sb}$ , 由式(30)则可计算得出相应桩顶应力 $\sigma_{p0}$ ,  $\sigma_{s0}$ 。

(2) 由 $\sigma_{cb}$ 和 $\sigma_{sb}$ , 假定 $h_c$ , 根据控制方程(13), 可得垫层路基双层体系考虑内外土柱接触面抗剪强度发挥度时的等沉面 $h_e$ ; 基于表达式(17)位移协调条件进行误差控制, 按计算框图5迭代求解 $h_c$ 和 $h_e$ 。

(3) 根据加筋材料设计参数 $E_g$ 和 $T_u$ , 布置层数 $n$ 与桩帽顶上高度 $h_{ri}$ ( $i=1, \dots, n$ )。可以根据表达式(23)~(25)计算得到各层 $T_{vi}$ , 基于垫层加筋兜提效应值 $T_{vi}$ 转换为高度 $h_{ri}$ 截面内土柱(不考虑加筋时的)正截面应力 $\sigma_{ci}$ 折减的原则, 可采用递推方法修正 $\Delta c_e$ (或 $\Delta u_b$ ), 以适用于多层、不同层位垫层加筋分析, 再以基底相对位移误差进行控制, 按计算框图6的迭

代方法, 可求解垫层加筋设置效应。

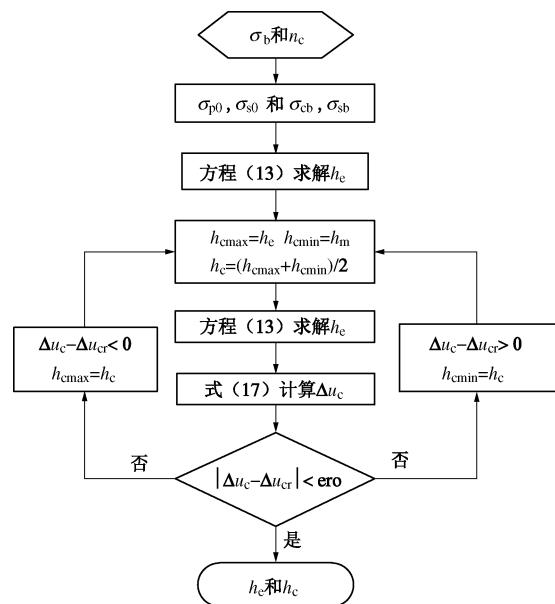


图5  $h_e$ 和 $h_c$ 的计算流程示意

Fig. 5 Calculation procedure of  $h_e$  and  $h_c$

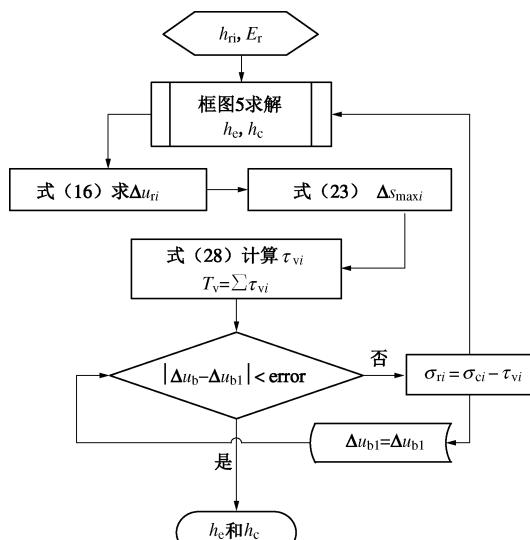


图6 筋材作用计算流程示意

Fig. 6 Calculation procedure of the impact of reinforcement

(4) 根据 $\sigma_{p0}$ 和 $\sigma_{s0}$ , 由控制方程(40)确定中性点深度 $l_0$ , 代入表达式(41), 计算桩顶桩土差异沉降 $\Delta u_0$ 。

(5) 计算 $\Delta s = \Delta u_0 - \Delta u_b$ , 当 $|\Delta s| < \Delta s_{vt} = 0.1\%$ , 确定桩土应力 $n_c$ , 得出相应分析成果。否则:

当 $\Delta s > 0$ 时, 调减桩土应力比 $n_c$ , 返回步骤(1);

当 $\Delta s < 0$ 时, 调增桩土应力比 $n_c$ , 返回步骤(1)。

### 4.2 工程实例验证

台缙高速公路试验段<sup>[15]</sup>, 主要分布地层有冲海积黏土硬壳层(厚约2.5~3.0 m)、海积淤泥、淤泥质亚

黏土(厚 16.0~17.0 m)和含黏土圆砾层,各土层物理力学指标详见文献[15]。采用现浇桩帽的预应力混凝土管桩(正方形布置)进行处治,其中桩径为 400 mm,桩长为 20 m,桩帽为正方形。为对比分析,试验段中采用了不同的桩间距与桩帽宽度:K18+208—K18+238 路段桩间距为 2.5 m, K18+238—K18+268 路段桩间距为 3.0 m, K18+268—K18+298 路段桩间距为 2.0 m;其中 K18+223、K18+253 和 K18+283 为重点监测断面,考虑桩帽尺寸影响,K18+223 断面中线及右侧桩帽宽 1.3 m,左侧宽 1.0 m,K18+253 断面中线桩帽宽 1.6 m,K18+283 断面中线桩帽宽 1.0 m。

利用本文方法对 3 个重点监测断面计算分析,参考台缙高速相关文献,试验段路基填料为散体材料,取材料压实后的黏聚力 5 kPa,内摩擦角为 30°,压缩模量为 20 MPa,填土高度 6.4 m;桩身模量 36 GPa,桩端持力层压缩模量 20 MPa。

表 1 即为采用本文方法和文献[9]方法求解出的各工况下桩体荷载分担比的计算值与试验段最终桩体荷载分担比的实测值。可以看出,本文方法计算结果与实测结果较接近,除“K18+223 左”断面外(误差约 24%),误差皆在 10%以内;与文献[9]中考虑桩侧摩阻力发挥影响的计算结果也较为相近,说明本文中桩侧摩阻力的简化对最终桩土荷载分担计算结果的影响较为有限。从而,综合验证了本文计算方法的合理性。

表 1 桩体荷载分担比结果对比

Table 1 Comparison of pile efficacy

位置	桩间距 /m	桩帽宽 度/m	面积置 换率/%	桩体荷载分担比/%		
				实测值	计算值	文献值
K18+223 左	2.5	1.0	16.0	52	64.5	64.3
K18+223 中	2.5	1.3	27.0	78	73.1	75.4
K18+223 右	2.5	1.3	27.0	67	73.1	75.4
K18+253 中	3.0	1.6	28.4	70	72.0	73.3
K18+283 中	2.0	1.0	25.0	77	74.7	66.2

#### 4.3 算例分析

为进一步分析本文计算方法的可靠性,开展算例分析,基本参数如表 2,3 所示。

表 2 桩身参数

Table 2 Calculation parameters of sparse piles

路基高度 H/m	桩长 L/m	桩径 d <sub>p</sub> /m	桩距 s <sub>p</sub> /m	桩帽 b <sub>c</sub> /m	模量 E <sub>p</sub> /GPa
5.0	18	0.4	3.0	1.4	36

表 3 路基、垫层参数

Table 3 Calculation parameters of fills and subsoils

类别	$\gamma/(kN\cdot m^3)$	$c/kPa$	$\varphi/(^\circ)$	$E_s/MPa$
填土	19.5	20.0	30.0	12.0
垫层	20.0	0.0	40.0	20.0

软土地基压缩模量  $E_s=4.0$  MPa, 极限正、负侧摩

阻力分别为  $q_s=30$  kPa、 $q_n=26$  kPa。桩端持力层压缩模量  $E_s=20.0$  MPa, 泊松比  $\nu=0.3$ ; 桩帽重度  $\gamma_c=24$  ( $kN/m^3$ )。鉴于土体直剪试验剪切滑移最大值为 4 mm,且桩土接触面的剪切滑移临界位移一般可取 2 mm<sup>[3]</sup>,算例中设  $\Delta u_{cr}=2$  mm,主要用于论证本论文算法的正确性与临界位移——接触面剪切强度发挥度的影响机制。计算结果如表 4 所示。

基于上述算例,重点考察帽土应力比  $n_c$ ,路基内等沉面高度  $h_c$ ,基底桩帽 - 土差异沉降  $u_b$  与路基高度(应力水平)的关系,以揭示内外土柱接触面剪切强度发挥度与抗剪强度发挥度的影响,参见图 7~9。

表 4 算例计算结果

Table 4 Calculated results of example

桩土 应力比 $n_p$	中性点 $l_0/m$	桩顶荷载 $Q_0/kN$	桩端荷载 $Q_b/kN$	桩端刺入 $\Delta s_b/cm$
163.1	6.0	650.9	387.1	12.9
桩帽 应力比 $n_c$	等沉面 $h_c/m$	桩帽荷载 $P_b/kN$	荷载分担 $R_p/%$	沉降差 $\Delta u_0/cm$
6.9	2.49	577.3	68.7	2.0

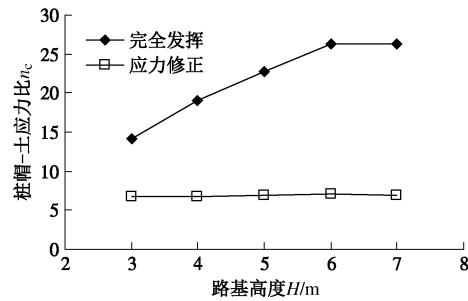


图 7 剪应力发挥与桩帽 - 土应力比的关系图

Fig. 7 Relation between shear stress play and  $n_c$

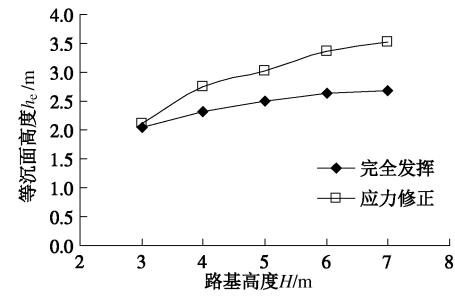


图 8 剪应力发挥与路基等沉面高度

Fig. 8 Relation between shear stress play and  $h_c$

可以看出,考虑抗剪强度发挥度的桩帽 - 土应力比随路基高度略有增加,但增幅显著低于剪应力完全发挥时的增长趋势,且数值上仅为剪应力完全发挥时的 26%~47%。考虑抗剪强度发挥度的等沉面高度随路基高度增加而增加,相对剪应力完全发挥时增幅更加明显,且路基高度超过 5 m 后,等沉面高度相对增

幅达到22%~31%。考虑抗剪强度发挥度的基底差异沉降随路基高度增加而增加, 相对剪应力完全发挥时降幅约为24%~35%。可见, 基于Marston理论的基底应力重分布模型接触面剪切力充分发挥假设<sup>[7-8]</sup>, 将高估桩体荷载分担, 尤其是路基高度较高时, 两者偏差显著。

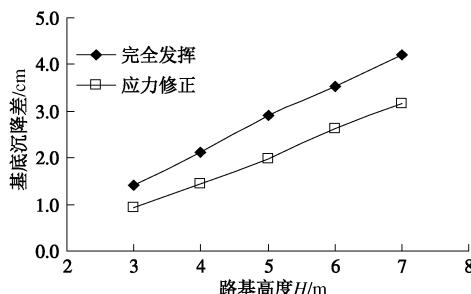


图9 剪应力发挥与基底差异沉降关系

Fig. 9 Relation between shear stress play and  $n_c$

垫层加筋设置效应分析中, 重点考察筋材模量、位置与层数的影响。单层土工格栅抗拉模量由120 kN/m增至1200 kN/m时, 计算结果显示桩帽-土应力比的最大增加率仅为1.6%, 与文献[16]中筋材刚度对桩体荷载分担比影响很小的结论一致。垫层单层加筋分别设置于桩帽顶面、垫层中部、垫层顶面的分析成果揭示, 筋材位置愈接近桩帽顶, 即愈靠下, 垫层加筋设置对基底荷载作用效应愈明显, 参见图10。垫层加筋层数分别为0层、1层和3层竖向均匀布置工况下, 即使设置了多层土工格栅, 对基底荷载转移的作用效应仍很有限, 桩帽-土应力比的增加率仅为1%~4%, 如图11所示。可以看出, 基底加筋通过加筋兜提效应将承担的荷载传递给了桩体。但是, 桩顶设置桩帽后, 上刺位移较小的情况下, 宏观上碎石垫层加筋设置对桩帽-土应力比的影响并不明显<sup>[16-17]</sup>。因此, 在桩网支撑路堤结构中, 桩顶设置较大尺寸桩帽后是否采用碎石加筋垫层或其垫层加筋的目的, 需要进一步辨识, 避免实践的盲目性。

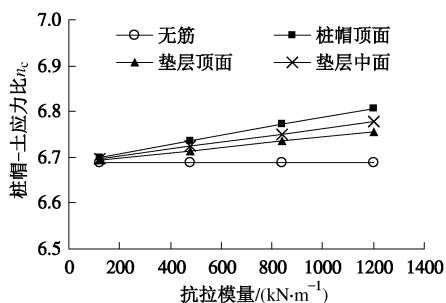


图10 筋材位置与桩帽-土应力比的关系图 ( $H=4$  m)

Fig. 10 Relation between reinforcement location and  $n_c$

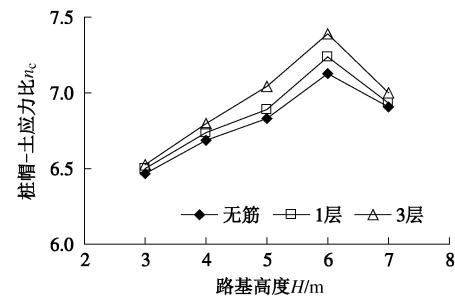


图11 筋材层数与桩帽-土应力比的关系图

Fig. 11 Relation between reinforcement layers and  $n_c$

垫层-路基双层体系影响分析, 重点考察垫层材料黏聚力和模量的影响, 参见图12和图13。加筋垫层的筋材抗拉模量取480 kN/m, 为间距20 cm三层设置, 其它参数见表1和表2。可以看出, 随着垫层材料黏聚力增加和压缩模量提高, 帽土应力比都相应增大, 表明垫层材料性能的改善有利于上部荷载向桩顶集中。同时, 综合图11~13可以看出, 垫层筋材的设置(层数、强度等)与性能的改善(黏聚力、模量等)从机理上虽然一定程度上抑制了路基土拱效应的发挥, 但其自身“刚度承台效应”<sup>[1, 18]</sup>更为明显, 使其对基底桩土荷载的影响仍宏观表征为帽土应力比的增大。此外, 路基高度相对较高时( $>6$  m), 基底帽土应力比随高度增加, 呈不同程度降低趋势, 这与桩身屈服, 接近或达到塑性支承状态<sup>[19]</sup>有关。

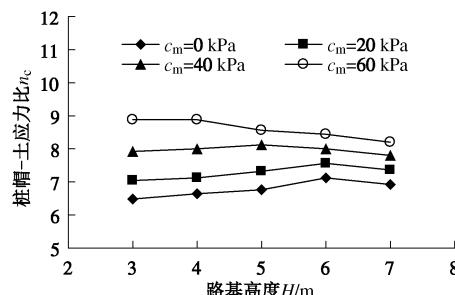


图12 垫层黏聚力与桩帽-土应力比的关系图

Fig. 12 Relation between cushion thickness and  $n_c$

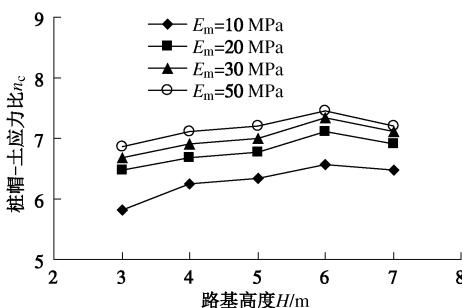


图13 垫层模量与桩帽-土应力比的关系图

Fig. 13 Relation between cushion thickness and  $n_c$

## 5 结论

(1) 基于分析单元中内外土柱接触面剪切弹性状

态剪应力线性折减模型, 提出了可考虑抗剪强度发挥度的路基土拱效应的分段平衡解析法, 考虑了接触面剪切强度的应力水平修正。

(2) 考虑到垫层筋材张拉膜效应影响, 结合补偿地基桩土相互作用的简化分段分析, 建立了上部路基 - 加筋垫层 - 刚桩复合地基联合作用的整体分析方法。

(3) 计算表明, 桩顶设置较大尺寸桩帽后, 碎石加筋垫层对基底桩帽与土荷载分担影响有限, 垫层模量提高有利于基底桩顶荷载应力集中, 且一般路基高度, 垫层黏聚力对基底荷载分担影响十分显著。

(4) 本文计算模型建立在简化单桩分析 (unit cell) 模型基础之上, 对群桩荷载效应的分析仍有待进一步的深入研究。

## 参考文献:

- [1] HAN J, GAB M A. Numerical analysis of geosynthetic-reinforced and pile-supported earth platforms over soft soil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, **128**(1): 44 – 53.
- [2] 石名磊, 张瑞坤, 王晋, 等. 大桩群基桩广义剪切位移 Unit Cells 模型[J]. 工程力学, 2014, **31**(3):212 – 221. (SHI Ming-lei, ZHANG Rui-kun, WANG Jin, et al. Generalized shear displacement model for pile load transfer of large pile groups based on unit cells[J]. Engineering Mechanics, 2014, **31**(3): 212 – 221. (in Chinese))
- [3] 池跃君, 沈伟, 宋二祥. 桩体复合地基桩、土相互作用的解析法[J]. 岩土力学, 2002, **23**(5): 546 – 550. (CHI Yue-jun, SHEN Wei, SONG Er-xiang. Analytical method for calculating pile-soil-cushion interaction of composite grounds with piles[J]. Rock and Soil Mechanics, 2002, **23**(5): 546 – 550. (in Chinese))
- [4] HEWLETT W J, RANDOLPH M F. Analysis of piled embankments[J]. Ground Engineering, 1988, **21**(3): 12 – 18.
- [5] 陈福全, 李阿池. 桩承式加筋路堤的改进设计方法研究[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(12): 1804 – 1808. (CHEN Fu-quan, LI A-chi. Improved design method of geosynthetic reinforced pile supported embankments on soft soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(12): 1804 – 1808. (in Chinese))
- [6] MARSTON A, ANDERSON A O. The theory of loads on pipe in ditches and tests of cement and clay drain tile and sewer pipe[R]. Iowa: Iowa Engineering Experiment Station Bulletin, Iowa State College, Ames, 1913: 31 – 181.
- [7] 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]. Rock Mechanics and Engineering, 2003, **22**(4): 674 – 677. (in Chinese))
- [8] CHEN R P, CHEN Y M, HAN J, et al. A theoretical solution for pile-supported embankments on soft soil under one-dimensional compression[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, **45**: 611 – 623.
- [9] 张浩, 石名磊, 刘维正, 等. 路堤下带帽疏桩处治地基桩土荷载效应分析[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(9): 1758 – 1764. (ZHANG Hao, SHI Ming-lei, LIU Wei-zheng, et al. Load effect of sparse capped-piles and soils in treating foundations under embankments[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(9): 1758 – 1764. (in Chinese))
- [10] British Standard Institute. British standard 8006 strengthened/reinforced soils and other fills[S]. London: British Standard Institute, 2010.
- [11] 张军, 郑俊杰, 马强. 路堤荷载下双向增强体复合地基受力机理分析[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(9): 1392 – 1398. (ZHANG Jun, ZHENG Jun-jie, MA Qiang. Mechanical performance of biaxial reinforcement composite foundation under embankment loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(9): 1392 – 1398. (in Chinese))
- [12] 石名磊, 张浩, 曾志军, 等. 疏桩作用路基的荷载效应剪切位移解析解[J]. 中国公路学报, 2014, **27**(6): 10 – 16. (SHI Ming-lei, ZHANG Hao, ZENG Zhi-jun, et al. Analytical solution for load effect of sparse piles on embankment by shear displacement method[J]. China Journal of Highway and Transport, 2014, **27**(6): 10 – 16. (in Chinese)).
- [13] 张浩, 石名磊, 张瑞坤. 桩承式灰土路堤基底荷载效应分析[J]. 公路交通科技, 2011, **28**(6): 53 – 59. (ZHANG Hao, SHI Ming-lei, ZHANG Rui-kun. Analysis on load action effect of subgrade in pile supported lime-soil embankment[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2011, **28**(6): 53 – 59. (in Chinese))
- [14] RANDOLPH M F, WROTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1978, **104**(12): 1465 – 1488.
- [15] 曹卫平. 桩承式路堤土拱效应及基于性能的设计方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2007. (CAO Wei-ping. Study on soil arching and performance-based design method for piled reinforced embankments [D]. Hangzhou: Zhejiang University,

2007. (in Chinese))
- [16] PHAM H T V, SULEIMEN M T, WHITE D J. Numerical analysis of geosynthetic-rammed aggregate pier supported embankment[C]// Proceeding of Geo-Trans 2004 Conference. Los Angeles, 2004, 126(1): 657 - 664.
- [17] 陈昌福, 周志军. 双向增强体复合地基桩土应力比分析[J]. 岩土力学, 2009, 30(9): 2660 - 2665. (CHEN Chang-fu, ZHOU Zhi-jun. Analysis of pile-soil ratio for double reinforced composite ground[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(9): 2660 - 2665. (in Chinese))
- [18] 刘汉龙, 谭慧明. 加筋褥垫层在 PCC 桩复合地基中的影响

研究[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(9): 1270 - 1275. (LIU Han-long, TAN Hui-ming. Influence of reinforced cushion in PCC pile composite foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(9): 1270 - 1275. (in Chinese))

- [19] 宰金珉. 塑性支承桩-卸荷减沉的概念及其工程应用[J]. 岩土工程学报, 2001, 23(3): 273 - 278. (ZAI Jin-min. Concept of plastically bearing pile and its practical application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, 23(3): 273 - 278. (in Chinese))

## 第九届全国青年岩土力学与工程会议（第三号通知）

2016年11月10日~13日，中国 重庆

**会议简介：**本届会议是继在浙江大学（1992）、大连理工大学（1995）、河海大学（1998）、中科院武汉岩土所（2001）、西安交通大学（2004）、同济大学（2007）、清华大学（2011）、南昌航空大学（2013）召开的前八届会议之后全国青年岩土工程科技工作者的又一次学术盛会。热忱欢迎本领域的专家、学者、工程技术人员、博士后、研究生积极参与！

本届会议以“岩土工程灾害与控制”为主题，将对近年来我国岩土力学与岩土工程领域中取得的相关研究进展进行广泛的学术交流。

**主办单位：**中国土木工程学会土力学及岩土工程分会；中国力学学会岩土力学专业委员会；中国水利学会岩土力学专业委员会；中国建筑学会地基基础分会；中国振动工程学会土动力学专业委员会。

**承办单位：**重庆交通大学；重庆大学；招商局重庆交通科研设计院有限公司。

**协办单位：**重庆市科学技术协会；重庆市水利电力建筑勘测设计研究院；中国水利水电出版社；重庆岩石力学与工程学会；国家内河航道整治工程技术研究中心；国家山区公路工程技术研究中心；山区桥梁与隧道工程国家重点实验室培育基地；山区道路工程与防灾减灾技术国家地方联合工程实验室；《Journal of Mountain Science》编辑部；《岩土工程学报》编辑部；《岩土力学》编辑部；《地下空间与工程学报》编辑部；《重庆交通大学学报（自然科学版）》编辑部。

**论文征集情况：**大会会务组自2015年6月1日起开始接收论文投稿，截止2015年12月31日，共征得中文稿件318篇，英文稿件54篇，并经会务组初审后，推荐至《Journal of Mountain Science》（SCI检索源期刊）、《岩土工程学报》（EI检索源期刊）、《岩土力学》（EI检索源期刊）、《地下空间与工程学报》（CSCD检索源期刊）和《重庆交通大学学报（自然科学版）》（全国中文核心期刊），录用稿件发表于《岩土工程学报》（正刊）、《岩土力学》（正刊、增刊）、《地下空间与工程

学报》（正刊、增刊）和《重庆交通大学学报（自然科学版）》（正刊）。经各编辑部审稿后，共录用中文稿件118篇，其中《岩土工程学报》正刊录用6篇，《岩土力学》正刊录用10篇、增刊录用2篇，《地下空间与工程学报》正刊录用16篇、增刊录用29篇，《重庆交通大学学报（自然科学版）》正刊录用55篇；英文稿件有35篇通过编辑部初审，正在进行专家审稿、作者修改等工作。

**会议地点：**重庆华商国际会议中心（地址：重庆市南岸区学府大道33号）。

**会议时间：**2016年11月10~13日。

**专场安排：**专场一：地质灾害与控制；专场二：测试技术与勘察；专场三：基本特性与本构；专场四：地基与基础工程；专场五：能源岩土工程；专场六：环境岩土工程；专场七：博士研究生论坛；专场八：硕士研究生论坛

**会议展览：**会议期间举办岩土力学与工程技术展览，主要包括岩土力学试验仪器、设备、机械、新材料、软件等。热忱欢迎从事岩土工程领域的新材料、新技术、新设备的开发、生产和运用的相关单位踊跃报名参加技术展览。

**会议注册：**注册费：正式代表：1500元/人，研究生代表：2016年10月10日前已提交回执：免费。2016年10月10日前未提交回执：500元/人，注册方式：现场报到注册并缴纳注册费。

**联系方式：**联系人：王俊杰（023-62896924；13883116938），梁越（023-62459033；18983369809），钟祖良（13594058380），朱根桥（18008377813），叶四桥（13627647292），黄锋（15808075278），通讯地址：重庆市南岸区学府大道66号，重庆交通大学国家内河航道整治工程技术研究中心，邮政编码：400074。

**会议回执：**请参会代表务必于2016年10月10日前填写会议回执，并返回会务组邮箱：nycgge2016@163.com，以便会务组安排会议议程。

（大会组委会供稿）