

路堤下桩网复合地基桩土应力比计算

蒋德松,张承富,赵明华[†],杨超炜
(湖南大学 土木工程学院,湖南 长沙 410082)

摘要:针对“路堤-加筋垫层-复合桩基”共同作用模型所存在的不足,从土拱、筋材变形以及桩土荷载传递三个方面对其进行改进.首先,考虑地基分层、埋深与上覆荷载对桩土荷载传递的影响,推导桩、土竖向变形函数.然后,引入沉降主控的筋材拉膜效应经验模型,考虑路堤与地基侧向变形对筋材拉力的影响.最后,在土柱模型的基础上,考虑相对位移量对界面摩阻力发挥的影响,推导路堤底部荷载分配与差异沉降的关系.在上述工作的基础上,以桩土沉降与荷载分配为等量关系,建立了改进后的路堤、筋材、桩体、桩间土共同作用模型,并得到了路堤下桩网复合地基的桩土应力比计算方法.通过工程实例对本文方法进行验证,证明了本文方法的合理性.

关键词:桩网复合地基;土拱效应;沉降;荷载传递;桩土应力比

中图分类号:TU470

文献标志码:A

Calculation for Pile-soil Stress Ratio of Pile-net Composite Foundation under Embankment

JIANG Desong, ZHANG Chengfu, ZHAO Minghua[†], YANG Chaowei
(College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: This paper focused on the improvement of the current pile-supported embankment calculation model from three aspects: soil arching effect, geotextile deformation and pile-soil load transfer due to the deficiency of the embankment-reinforcement-composite pile foundation interaction model. Firstly, considering the influence of foundation stratification, buried depth and overlying load on pile-soil load transfer, the vertical deformation function of pile and soil was derived. Secondly, the empirical model of the membrane effect was introduced to analyze the influence of the lateral deformation of the embankment and the foundation on the tensile force of the geotextile. Finally, based on the soil column model, this paper analyzed the relationship between load distribution and differential settlement at the bottom of the embankment in consideration of the influence of relative displacement on the interface friction. On the basis of the above work, the improved model of embankment, geotextile, pile and inter-pile soil interaction was established on the premise of the equal relationship between pile-soil settlement and load distribution, from which the calculation method was deduced of pile-soil stress ratio of pile-net composite foundation under the embankment. The rationality of the method mentioned was validated by practicable engineering examples.

Key words: pile-net composite foundation; soil arch effect; embankments; load transfer; pile-soil stress ratio

* 收稿日期:2018-10-11

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51478187), National Natural Science Foundation of China(51478187)

作者简介:蒋德松(1972—),男,湖南东安人,湖南大学副教授

[†] 通讯联系人, E-mail: mhzhaohd@21cn.com

近年来,随着城际高铁的新建,铁路软基的问题日益突出,路基稳定性差、承载力不足、总沉降过大、非均匀沉降等问题尤为严重.桩网复合地基因其造价低廉、施工速度快,能有效地减小路堤沉降及不均匀沉降的特点,进而得到广泛的应用.同时,理论计算,特别是桩土应力比计算方法,取得了长足发展.

目前的桩土相互作用分析方法均是建立在以差异沉降控制荷载分配的基础之上.何宁等^[1]、俞缙等^[2]假定桩侧摩阻力呈线性分布,而陈仁朋等^[3]、吕伟华等^[4]假定桩侧摩阻力呈非线性分布,均获得了荷载分配与差异沉降的关系.然而复合桩基侧阻力分布受土层分布、上下部刺入刚度等因素影响很大,如打穿与未打穿时、持力层为土层与岩层时,其侧阻力分布均有较大差异.另外,在考虑土体成层时容易造成土层界面处的应力不连续等,这都为该类方法的应用带来了困难.为避免上述问题,不少学者考虑了桩土界面相对位移对荷载传递的影响.曹文贵等^[5]在前人研究的基础上建立了考虑桩土界面滑移的桩间土位移模式,获得了荷载分配与桩土差异沉降的解析解.但由于复合桩基中桩体一般为挤土桩或半挤土桩,桩侧土压力对摩阻力发挥有直接影响,而“位移模式”并未考虑这一点.Chen等^[6]同时考虑了桩土相对位移与埋深对侧阻力的影响,并获得了均质土条件下桩-土变形的解析解,但是未考虑路堤中相对位移对侧阻力发挥程度、土层的分层以及拉模效应的影响.综上所述,路堤下复合桩基荷载传递需综合考虑桩土相对位移、埋深以及路堤荷载的影响,同时在土层参数差异较大时,也应顾及地基成层性.

加筋体拉膜效应的分析大多数是基于“抛物线假设”与“圆弧假设”,由于计算简便而被广泛应用^[2,7-9],其中吕伟华等^[7]将筋材按承载贡献进行了区域划分,对上述二维假设的适用性进行了解释.但由于事先假定的筋材受力状态与实际状态有差别,导致其拉膜效应被低估,特别是在未打穿条件下.为此,张军等^[10]、赵明华等^[11]分别引入大变形薄板理论对筋材变形进行了模拟,有效提高了理论计算中筋材对荷载分配的调节作用.筋材不仅被用于形成荷载传递平台,还被用于散体材料桩的侧限位移材料^[12].但筋材涉及的参数较多,容易导致筋材作用被高估.相对来说,将筋材视为弹性薄膜仍为主流观点.此外,筋材不仅有调节桩土差异沉降的作用,还能有效地限制路堤侧向变形,特别是在未打穿情况

下桩土差异沉降很小时,后者引起的筋材抗力远大于前者^[13].如要合理模拟筋材拉膜效应,需综合考虑筋材受力状态.

路堤土拱效应一直是研究的热点,目前最为常用的模型是基于拱形与成拱条件提出的极限平衡模型^[8-9,14-16],拱轴线假设通常为圆弧与悬链线,而成拱条件则是假定拱脚、拱顶或是全拱处于极限平衡状态.极限平衡模型力学意义明确,符合对土拱的一般性认知,但是该类模型无法考虑地基土变形对土拱的影响.为此,刘吉福^[17]基于 Terzaghi 土拱理论,考虑路堤填料的变形,引入等沉面概念,提出了土柱模型,从而获得了路堤底面差异沉降与荷载分配的关系.土柱模型的提出也使得基于变形协调的路堤、垫层以及桩土加固区共同作用分析方法得以建立和发展^[18].土柱模型计算中默认为内外土柱间的摩擦力都充分发挥,导致等沉面处摩阻力不为0.据此,陈昌富等^[19]假定了摩阻发挥系数,然而由于求解困难,未得到解析解.俞缙等^[2]假定摩阻力呈线性分布,获得了解析解,这一假设会造成桩土荷载分配对置换率等参数过于敏感,导致计算结果不稳定.

综上所述,虽然目前基于变形协调的共同作用分析模型已日趋成熟,然而,单就模型中路堤土拱效应、筋材拉膜效应以及桩土相互作用来说,均存在一定缺陷,为此,本文针对上述研究中所存在的问题,考虑到地基土的成层性、侧向变形对筋材拉应力的影响、土柱界面摩擦力发挥程度与内外土柱相对位移的关系,分别对路堤土拱效应、筋材拉膜效应以及桩土相互作用进行了改进,以期进一步完善基于变形协调的路堤桩网复合地基共同作用分析方法.

1 计算模型与分析方法

如图1所示,取路堤中心下单桩等效影响范围内的路堤与复合地基为研究对象,即分析单元,半径用 r_c 表示,直径用 d_c 表示.

1.1 桩土相互作用分析

根据前人研究成果,本文沿用一维压缩假设并不考虑应力扩散与桩间土剪力传递,即同一深度处桩间土沉降保持一致.为便于计算,以桩端为原点,向上为 z 轴正方向,建立局部坐标系.设桩体穿越的土层数为 N ,以第 i 层土为例进行分析.根据 z 方向受力平衡以及应力不扩散假设,可得在该坐标系下桩土相互作用控制微分方程组为:

$$\begin{cases} w_{pi}'' + \frac{2}{r_p E_p} \tau_i = 0 & (1) \\ m E_p w_{pi}' + (1-m) E_{si} w_{si}' = -p_0 & (2) \end{cases}$$

式中: w_{pi} 与 w_{si} 分别为第 i 层土中的桩、土位移函数; τ_i 为第 i 层土中桩侧摩阻力沿桩身的分布函数; r_p 为桩身半径; E_p 为桩身弹性模量; E_{si} 为第 i 层土的压缩模量; m 为复合地基置换率, $m = r_p^2/r_c^2$; p_0 为路堤填土荷载.

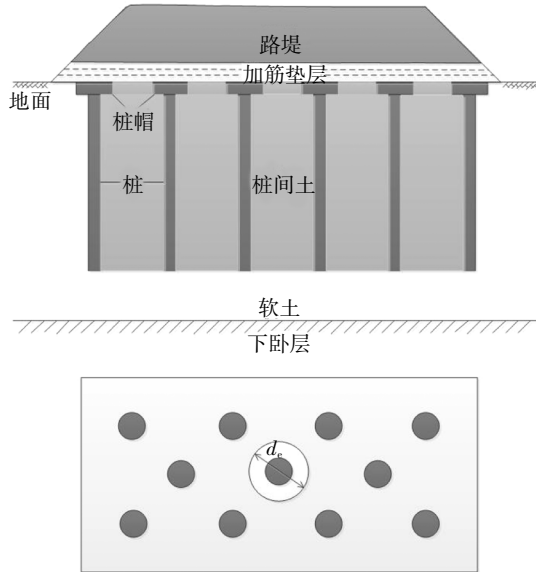


图 1 复合地基分析单元

Fig.1 Analysis element of composite foundation

由于软基中桩多为挤土或半挤土桩,因此桩侧摩阻力的发挥程度不仅取决于桩土相对位移,还与桩侧土压力有关^[3,6],而侧土压力又取决于桩间土竖向有效应力.如图 2 所示,本文沿用理想弹塑性模型模拟桩侧摩阻力与桩土相对位移之间的关系,在第 i 层土中, k_{si} 为桩土界面剪切刚度, τ_{ui} 为极限摩阻力,须考虑埋深与上覆荷载的共同影响,在成桩一段时间后, τ_{ui} 可由桩侧静土压力得到:

$$\tau_{ui} = f_i K_{0i} (\sigma_{si} + W_{si}) \quad (3)$$

式中: f_i 为第 i 层土的摩擦系数, $f_i = \tan \varphi_i$, φ_i 为第 i 层土的内摩擦角; K_{0i} 为第 i 层土的静土压力系数, $K_{0i} = 1 - \sin \varphi_i$; σ_{si} 为土层附加应力; W_{si} 为土层上覆土重.

上述坐标体系下,第 i 层土中高度 z 处的上覆土重 W_{si} 为:

$$W_{si} = \sum_{j=i+1}^N \gamma_{sj}' l_{sj} + \gamma_{si}' \left(\sum_{j=1}^i -z \right) \quad (4)$$

式中: γ_{sj}' 为所对应的第 j 层土的有效重度; l_{sj} 为所对

应的第 j 层土的厚度.

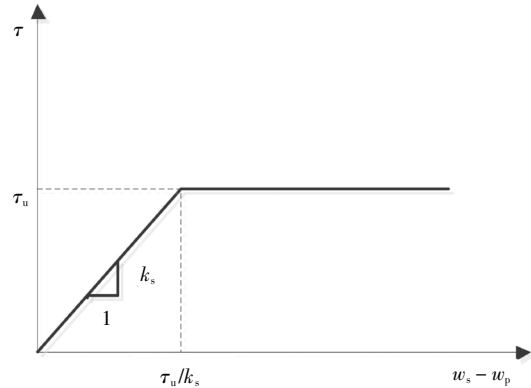


图 2 摩阻力与桩土相对位移之间的关系

Fig.2 Relationship between fictitious resistance and pile-soil relative displacement

将式(4)代入式(3)并结合一维压缩假设,可得极限摩阻力分布函数为:

$$\tau_{ui}(z) = -f_i K_{0i} E_{si} w_{si}' - f_i K_{0i} \gamma_{si}' z + f_i K_{0i} \xi_{si} \quad (5)$$

其中:

$$\xi_{si} = \sum_{j=i+1}^N \gamma_{sj}' l_{sj} + \gamma_{si}' \sum_{j=1}^i l_{sj} \quad (6)$$

桩土界面剪切刚度 k_{si} 同样应与桩侧土压力有关,但如此会增加计算难度,难以得到桩-土位移的解析解,则假定同一土层中的 k_{si} 保持为常数^[20]:

$$k_{si} = 2\pi G_s / \ln(r_m/r_p) \quad (7)$$

式中: G_s 为桩间土剪切模量; r_m 为桩体影响半径, $r_m = 2\rho_s(1 - \nu_{sb})L_p$, 其中, ρ_s 为桩中土体与桩端土体的剪切模量比, ν_{sb} 为桩端土体泊松比, L_p 为桩长.

为简化表示,令:

$$\Delta s_i(z) = w_{si}(z) - w_{pi}(z) \quad (8)$$

经过上述分析,可以得到 i 土层高度 z 处的各阶段桩侧摩阻力为:

$$\tau_i = \begin{cases} \tau_{ui}, & \Delta s_i \geq \frac{\tau_{ui}}{k_{si}} \\ k_{si}(w_{si} - w_{pi}), & -\frac{\tau_{ui}}{k_{si}} \geq \Delta s_i \geq \frac{\tau_{ui}}{k_{si}} \\ -\tau_{ui}, & \Delta s_i \leq -\frac{\tau_{ui}}{k_{si}} \end{cases} \quad (9)$$

将式(9)代入式(1)中,进而得到 i 土层中桩、土位移函数关于 z 的常微分方程组,求解该方程组便可得到各阶段中桩、土位移的解析表达为:

$$1) \Delta s_i \geq \frac{\tau_{ui}(z)}{k_{si}} \text{ 时:}$$

$$\begin{cases} w_{pi} = C_{1i}e^{\beta z} + C_{2i} + \eta_i z^2 + \kappa_{1i} z \\ w_{si} = C_{1i} \frac{-mE_p}{(1-m)E_{si}} e^{\beta z} + C_{3i} - \frac{-mE_p \eta_i}{(1-m)E_{si}} z^2 - \\ \frac{mE_p \kappa_{1i} + p_0}{(1-m)E_{si}} z \end{cases} \quad (10)$$

2) $-\frac{\tau_w(z)}{k_{si}} \leq \Delta s_i \leq \frac{\tau_w(z)}{k_{si}}$ 时:

$$\begin{cases} w_{pi} = C_{1i}e^{\alpha z} + C_{2i}e^{-\alpha z} + C_{3i} - \frac{p_0}{mE_p + E_{si} - mE_{si}} z \\ w_{si} = C_{1i}e^{\alpha z} \left(1 - \frac{r_p E_p}{2k_{si}} \alpha^2\right) + C_{2i}e^{-\alpha z} \left(1 - \frac{r_p E_p}{2k_{si}} \alpha^2\right) + \\ C_{3i} - \frac{p_0}{mE_p + E_{si} - mE_{si}} z \end{cases} \quad (11)$$

3) $\Delta s_i \leq -\frac{\tau_w(z)}{k_{si}}$ 时:

$$\begin{cases} w_{pi} = C_{1i}e^{-\beta z} + C_{2i} + \eta_i z^2 + \kappa_{2i} z \\ w_{si} = C_{1i} \frac{-mE_p}{(1-m)E_{si}} e^{-\beta z} + C_{3i} - \frac{-mE_p \eta_i}{(1-m)E_{si}} z^2 - \\ \frac{mE_p \kappa_{2i} + p_0}{(1-m)E_{si}} z \end{cases} \quad (12)$$

其中:

$$\begin{cases} \alpha_i = \sqrt{\frac{2mk_{si}E_p + 2k_{si}E_{si} - 2mk_{si}E_{si}}{(1-m)r_p E_p E_{si}}} \\ \beta_i = -\frac{2mf_i K_{0i}}{(1-m)r_p} \\ \eta_i = \frac{(1-m)\gamma_{si}}{2mE_p} \\ \kappa_{1i} = \frac{(1-m)\xi_{si}}{mE_p} - \frac{p_0}{mE_p} - \frac{(1-m)^2 r_p \gamma_{si}}{2m^2 f_i K_{0i} E_p} \\ \kappa_{2i} = \frac{(1-m)\xi_{si}}{mE_p} - \frac{p_0}{mE_p} + \frac{(1-m)^2 r_p \gamma_{si}}{2m^2 f_i K_{0i} E_p} \end{cases} \quad (13)$$

式中: p_0 为路堤荷载; $C_{1i} \sim C_{3i}$ 为待定系数; w_{pi} 、 w_{si} 的下标 i 用 1、2、3 替换分别代表公式(10)(11)(12)中桩土相对位移的情况。记为: 状态(1)、状态(2)、状态(3)。

通过上述分析可知, 同一土层中桩土相互作用状态有 6 种可能, 分别是: ①状态(1); ②状态(2); ③状态(3); ④由下至上, 状态(1)+状态(2)+状态(3); ⑤由下至上, 状态(1)+状态(2); ⑥由下至上, 状态(2)+状态(3)。

设第 i 层土层顶面高度为 z_i , 底面高度为 z_{i-1} , 利用相邻土层间位移及应力连续条件便可判断 i 土层底面附近桩土相互作用状态并求得待定系数 $C_{1i} \sim C_{3i}$ 为:

$$\begin{cases} w_{pi}(z_{i-1}) = w_{p(i-1)}(z_{i-1}) \\ w_{si}(z_{i-1}) = w_{s(i-1)}(z_{i-1}) \\ -E_p w_{pi}'(z_{i-1}) = -E_p w_{p(i-1)}'(z_{i-1}) \end{cases} \quad (14)$$

其中, ①~③所对应的判断条件分别为:

$$\begin{cases} \Delta s_{i-1}(z_{i-1}) \geq \frac{\tau_u(z_{i-1})}{k_{si}}, \Delta s_i(z_i) \geq \frac{\tau_u(z_i)}{k_{si}} \\ |\Delta s_{i-1}(z_{i-1})| \leq \frac{\tau_u(z_{i-1})}{k_{si}}, |\Delta s_i(z_i)| \leq \frac{\tau_u(z_i)}{k_{si}} \\ \Delta s_{i-1}(z_{i-1}) \leq -\frac{\tau_u(z_{i-1})}{k_{si}} \end{cases} \quad (15)$$

若经判断处于④~⑥阶段, 在计算时必然要确定同一土层中各状态的分界线高度, 如要判断状态(1)(2)之间以及状态(2)、(3)之间的分界线高度, 则可分别通过式(16)(17)确定:

$$\begin{cases} k_{si}(w_{s1})(z) = w_{p1}(z) = \tau_w(z) \end{cases} \quad (16)$$

$$\begin{cases} k_{si}(w_{s2})(z) = w_{p2}(z) = -\tau_w(z) \end{cases} \quad (17)$$

上述方程均为强非线性代数方程组直接求解较困难, 可采用牛顿迭代法求解。

上述计算步骤为递推计算, 计算之前需已知第 1 层土下表面, 即桩端处的桩、土位移与应力分配, 为此本文引入桩端刺入模型, 利用分层总和法来计算桩、土位移与荷载分配的关系, 令 n_b 表示桩端桩土应力比, 则桩端处桩土荷载分配为:

$$\begin{cases} p_{pb} = \frac{n_b p_0}{n_b m - m + 1} \\ p_{sb} = \frac{p_0}{n_b m - m + 1} \end{cases} \quad (18)$$

随后, 利用桩端刺入模型求得桩土差异沉降:

$$\Delta s_b = C_b(p_{pb} - p_{sb}) \quad (19)$$

式中: C_b 为下卧土层单位压力刺入量, 可按文献[20]方法计算。

已知桩间土附加应力 p_{sb} , 可利用分层总和法求得桩间土沉降 s_{sb} , 同时根据求得的 Δs_b 可判断桩端处桩土相互作用状态, 从而得到第 1 层土下表面桩、土位移与桩端应力:

$$\begin{cases} w_{p1}(0) = -(s_{sb} - \Delta s_b) \\ w_{s1}(0) = -s_{sb} \\ -E_p w_{p1}'(0) = p_{sb} \end{cases} \quad (20)$$

根据上述过程经过递推计算, 便可得到桩顶处桩土沉降及应力分配:

$$s_p = -w_{pN}(L_p) \quad (21)$$

$$s_s = -w_{sN}(L_p) \quad (22)$$

$$p_p = -E_p w_{pN}'(L_p) \quad (23)$$

$$p_s = -E_{si} w_{sN}'(L_p) \quad (24)$$

此时, 可得桩顶处桩土应力 n 比与差异沉降 Δs

为:

$$\begin{cases} n = \frac{p_p}{p_s} \\ \Delta s = s_s - s_p \end{cases} \quad (25)$$

至此,建立了基于桩土差异变形的桩端荷载分配与桩顶荷载分配的关系。

1.2 加筋体受力变形分析

桩网复合地基中,筋材的受力模型如图 3 所示,其中引起筋材变形的因素较多,主要包括桩土差异沉降以及路堤、软基的侧向位移,在未打穿或桩土刚度差异不大的情况下,前者对荷载分配的调节作用极为有限,此时,后者引起的水平拉力起主要作用,这也是目前不少模型拉膜效应表现不明显的主要原因^[13]。

由于路堤、软基以及筋材在水平方向的相互作用过于复杂,目前理论上难以建模分析,而路堤-软基侧向变形可直接反映在地基沉降方面^[21],根据这一思路,曹新文等^[22]通过遂渝铁路现场试验数据,根据实测的土工格栅的拉力与地基沉降值的变化规律,结果表明:可采用幂函数来拟合得到路堤中心下筋材平均应变与沉降的关系,为路堤-软基侧向变形作用下筋材受力计算提供了参考:

$$\varepsilon_g = \alpha_g s^{\beta_g} \quad (26)$$

式中: α_g, β_g 分别为相关拟合参数,其中试验垫层含双层格栅,但上、下格栅的拟合参数相差不大,故本文取文献^[21]中路堤中心处上下层格栅的平均值, $\alpha_g=358.72, \beta_g=1.87065$; s 为路堤中心处地基沉降,本文取路堤底面桩间土沉降 s_s 。

根据式(26),可得筋材平均应力:

$$T_g = E_g \alpha_g s^{\beta_g} \quad (27)$$

式中: E_g 为筋材抗拉刚度, kN/m。

为简化计算过程,以筋材表明与桩中心延长线的交点为坐标原点,向下为 z 轴的正方向,水平向为 x 轴。则筋材挠曲的控制方程为:

$$\begin{cases} T_g r w_{gp}'' + T_g w_{gp}' + (q_p - p_p) r = 0, 0 \leq r \leq r_p \\ T_g r w_{gs}'' + T_g w_{gs}' + (q_s - p_s) r = 0, r_p \leq r \leq r_e \end{cases} \quad (28)$$

式中: w_{gp} 与 w_{gs} 分别为桩顶与桩间土范围内筋材挠曲函数; q_p 与 q_s 分别为桩顶与桩间土范围内网面上部的路堤荷载。

通过求解式(28),可得筋材挠曲函数为:

$$\begin{cases} w_{gp}(r) = -\frac{q_p - p_p}{4T_g} r^2 + C_{p1} \ln r + C_{p2} \\ w_{gs}(r) = -\frac{m(q_p - p_p)}{4T_g(1-m)} r^2 + C_{s1} \ln r + C_{s2} \end{cases} \quad (29)$$

式中: $C_{p1}, C_{p2}, C_{s1}, C_{s2}$ 均为待定系数。

边界条件:当 $r=0, w_{gp}(0)=0, w_{gp}'(0)=0$; 当 $r=r_p, w_{gp}(r_p)=w_{gs}(r_p)$; 当 $r=r_e, w_{gs}'(r_e)=0$ 。

$$\begin{cases} w_{gp}(0) = 0 \\ w_{gp}'(0) = 0 \\ w_{gp}(r_p) = w_{gs}(r_p) \\ w_{gs}'(r_e) = 0 \end{cases} \quad (30)$$

从而有:

$$\begin{cases} C_{p1} = 0 \\ C_{p2} = 0 \\ C_{s1} = \frac{r_p^2 (q_p - p_p)}{2T_g (1-m)} \\ C_{s2} = \frac{(q_p - p_p) r_p^2}{4T_g (1-m)} - \frac{(q_p - p_p) r_p^2 \ln r_p}{2T_g (1-m)} \end{cases} \quad (31)$$

又有:

$$\Delta s = w_{gs}(r_e) - w_{gp}(0) \quad (32)$$

根据式(29)(31)和(32),可得桩土差异沉降与网面上部荷载分配的关系为:

$$\begin{cases} q_p = p_p - \frac{2(1-m)T_g \Delta s}{r_p^2 \ln(r_e/r_p)} \\ q_s = \frac{p_0 - m q_p}{1-m} \\ n_e = \frac{q_p}{q_s} \end{cases} \quad (33)$$

至此,建立了基于差异沉降 Δs 的网面上部荷载分配与网面下部荷载分配的关系。

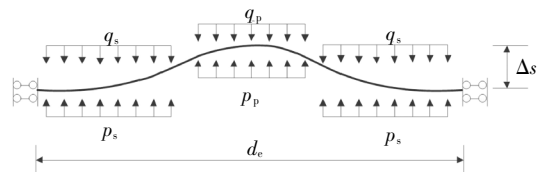


图 3 加筋体受力分析模型

Fig. 3 Analytical model for the reinforcement

1.3 路堤土拱效应分析

本文沿用土柱模型进行路堤土拱效应分析。土柱侧摩阻力发挥程度与土柱界面相对形变有关,即在等沉面以及等沉面以上为 0,同时,一般认为在桩顶处,即拱脚处,路堤填土进入屈服状态,此时摩阻达到极值,而随着高度的增加,路堤填土逐渐恢复原始应力状态^[23]。综上所述,基于荷载传递模型与土柱模型本文假定内外土柱间的摩阻力为:

$$\tau_e = \frac{\delta}{\Delta s} f \left[(K_p - K_0) \frac{\delta}{\Delta s} + K_0 \right] (\gamma_e z - \sigma_s) \quad (34)$$

式中: τ_e 为 z 截面处内外土柱之间的摩阻力; δ 为 z 截面处内外土柱的相对位移;因桩顶处桩土差异沉

降与路堤底面内外土柱差异压缩量相等,故此处同样采用 s 表示路堤底面土柱差异压缩量; f 为内外土柱之间的摩擦系数, $f = \tan\varphi_e$; φ_e 为路堤土内摩擦角; K_p 为路堤填土被动土压力系数, $K_p = \tan^2(45 + \varphi_e/2)$; K_0 为路堤填土静止土压力系数, $K_0 = 1 - \sin\varphi_e$; γ_e 为填土体重度; σ_s 为 z 截面处外土柱附加应力, $\sigma_s = \gamma_e z - p_{es}$; p_{es} 为外土柱截面竖向应力。

如图4所示,取内土柱厚度为 dz 的单元体,结合式(34),由 z 方向受力平衡得:

$$\frac{d\sigma_p}{dz} = \left[\frac{4f(K_p - K_0)}{d_c \Delta s^2} \delta^2 + \frac{4fK_0}{d_c \Delta s} \delta \right] (\gamma_e z - \sigma_s) \quad (35)$$

式中: σ_p 为 z 截面处内土柱附加应力, $\sigma_p = p_{ep} - \gamma_e z$; p_{ep} 为内土柱截面竖向应力; d_p 为桩体(桩帽)直径。

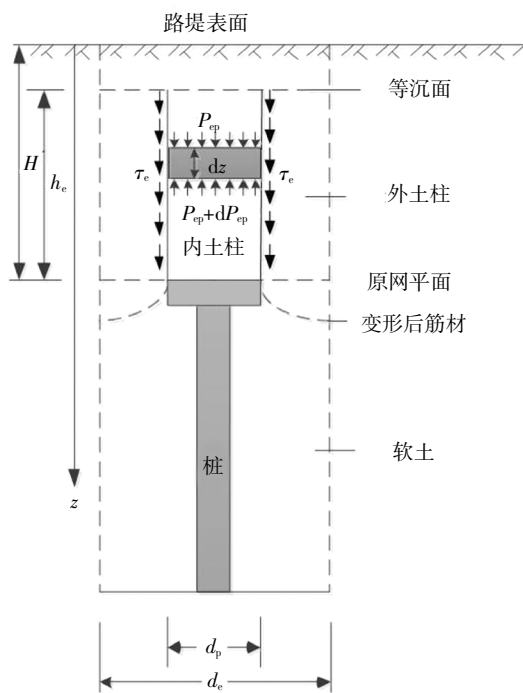


图4 土拱分析模型

Fig.4 Analytical model of arching in embankment

同时根据 z 截面处总附加应力为0:

$$(1 - m)\sigma_s - m\sigma_p = 0 \quad (36)$$

在附加应力作用下,内土柱表现为压缩,外土柱则表现为拉伸,故土柱差异压缩量为:

$$\delta = \int_0^z \frac{\sigma_p}{E_c(1 - m)} dz \quad (37)$$

式中: E_c 为路堤填土的压缩模量。

对式(37)微分后,整理可得:

$$\frac{dz}{d\delta} = \frac{E_c(1 - m)}{\sigma_p} \quad (38)$$

结合式(35)与(38),可得:

$$\frac{d\sigma_p}{dz} \cdot \frac{dz}{d\delta} = \left[\frac{4f(K_p - K_0)}{d_c \Delta s^2} \delta^2 + \frac{4fK_0}{d_c \Delta s} \delta \right] (\gamma_e z - \sigma_s) \frac{E_c(1 - m)}{\sigma_p} \quad (39)$$

结合式(36),将式(39)整理积分可得附加应力与差异压缩量之间的关系为:

$$-\frac{(1 - m)^2}{m^2} \gamma_e z \ln \left(\frac{1 - m}{m} \gamma_e z - \sigma_p \right) - \frac{1 - m}{m} \sigma_p = \frac{4(1 - m)f(K_p - K_0)E_c}{3d_c \Delta s^2} \delta^3 + \frac{2(1 - m)fK_0E_c}{d_c \Delta s} \delta^2 + C_e(z) \quad (40)$$

式中: $C_e(z)$ 为关于 z 的待定函数。

根据前文分析,差异压缩量为0的截面,内外土柱的附加应力也为0,由此可得:

$$C_e(z) = -\frac{(1 - m)^2}{m^2} \gamma_e z \ln \left(\frac{1 - m}{m} \gamma_e z \right) \quad (41)$$

路堤底面处,即 $z = H$ 时,差异压缩量 $\delta = \Delta s$,又有:

$$\sigma_p|_{z=H} = q_p - \gamma_e H \quad (42)$$

至此,便获得了路堤底面荷载分配与差异沉降的关系:

$$\Delta s = \frac{3d_c}{4fK_p E_c + 2fK_0 E_c} \left[\frac{1 - m}{m^2} \gamma_e H \ln \left(\frac{(1 - m)\gamma_e H}{\gamma_e H - m q_p} \right) - \frac{1}{m} (q_p - \gamma_e H) \right] \quad (43)$$

1.4 荷载分担比与沉降计算

1.1~1.3节已经分别获得了考虑桩土相互作用、筋材拉膜效应及路堤土拱效应的桩土差异沉降与荷载分配的关系,如果根据应力连续及变形协调条件,直接联立上述方程求解难度较大且难以得到唯一解,同时考虑筋材拉膜效应需已知桩间土沉降量 s_s ,故可以桩端桩土应力比 n_b 为试算变量,利用式(43)为判别条件进行试算,为此,本文编制了相应的计算程序,计算过程如下:

1) 假定桩端桩土应力比 n_b , 得到桩端荷载分配 p_{pb} 与 p_{sb} , 结合式(19)得到桩土差异沉降 Δs_b 。

2) 得到 p_{pb} 、 p_{sb} 以及 Δs_b 后, 结合式(9)~(15), 通过递推计算得到网下荷载分配 p_p 、 p_s , 差异沉降 Δs 以及桩间土沉降 s_s 。

3) 通过 s_s 得到筋材平均应力 T_g , 结合 p_p 、 p_s 以及 Δs 以及式(29)~(33), 获得网上荷载分配 q_p 及 q_s 。

4) 在确定 q_p 后, 通过式(43)获得网面上部内外土柱的差异压缩量, 为区别, 用 Δs_1 表示, n_b 取值准确时, Δs_1 应等于 Δs , 以此为判据选取合适的精度要求, 通过不断调整 n_b 的取值直至精度要求, 然后结束计算输出结果。

2 工程实例验证

2.1 算例 1

采用文献[24]中的某工程现场实测案例来验证本文的计算方法. 地基土的物理力学参数以及路堤填料、桩的参数见表 1、表 2, 其它参数详见文献[24]. 表中, φ'_s 为有效内摩擦角.

表 1 地基土物理力学参数

Tab.1 Physical and mechanical parameters of foundation soil

土层名称	l_s/m	$\gamma_s/(kN \cdot m^{-3})$	E_s/MPa	$\varphi'_s/(^\circ)$
粉质粘土	2.75	19.1	5.30	24
淤泥	2.95	17.3	1.47	20
淤泥质粉质粘土	15.75	17.1	2.07	22
亚粘土	12.60	18.9	6.91	25
路堤填土	4	22	20	35

表 2 桩物理力学参数

Tab.2 Physical and mechanical parameters of pile

桩长/m	桩径/m	中心距/m	布桩形式
14	0.4	2	三角形

桩顶处、桩底处桩土应力比的计算值与实测值如表 3 所示.

表 3 桩土应力比实测与计算结果

Tab.3 Test and calculated results of pile-soil stress ratio

实测值	本文方法		文献[6]	文献[12]
	n_b	n		
9.73	2.31	10.37	8.62	15.4

根据表 3 的数据可知:与实测值相比文献[6]、文献[12]以及本文的计算方法得到的桩土应力比的相对误差分别为 11.4%、47.9%和 6.6%,本文方法求得的桩土应力比较其它几种方法与实测值最为接近,与文献[6]对比结果说明,应考虑上覆荷载对桩土界面摩擦阻力的影响;沉降的计算值为 283.8 mm,沉降的实测值为 265 mm(趋于稳定后的测量值),计算值相对于实测值的相对沉降误差为 7.1%.证明了本文方法的合理性.

2.2 算例 2

采用文献[17]中某工程的现场实验,来对本文的计算方法进行验证. 地基工程性质参数以及各材料的计算参数详见文献[17].

根据现场实际观测的不同断面的整体沉降与差异沉降,采用本文的计算方法来计算桩土应力比,并将本文的计算结果与其它方法计算结果、实测值(沉降变形趋于稳定后的值)归纳于表 4 中. 其中 A、B、C 断面沉降与差异沉降实测值见表 5.

表 4 桩土应力比实测与计算结果

Tab.4 Test and calculated results of pile-soil stress ratio

断面	实测值	文献 [17]	文献[2]		本文		
			n_e	n	n_b	n_e	
A	3.79	3.18	3.26	3.26	3.22	3.89	3.9
B	5.77/8.3	6.53	7.42	7.42	3.53	6.43	6.45
C	3.8/5.0	3.5	3.7	3.7	3.45	4.24	4.25

表 5 沉降及差异沉降实测结果

Tab.5 Test results of settlement and differential settlement

断面	沉降 s/mm	差异沉降 $\Delta s/mm$
A	18.0	5.0
B	24.0	9.0
C	22.0	6.0

从表 4 可以看出,本文方法得到的桩土应力比较实测值与其它方法略大. 与实测值相比,文献[2]在断面 A 处网上、网下桩土应力比的相对误差分别为 22.7%、22.7%,文献[17]的误差为 16.1%,本文计算方法的误差为 2.6%、2.9%.文献[17]、文献[2]计算的网上、网下的桩土应力比相同,表明其不能考虑网的作用.对比结果表明:本文方法更接近于实测值.因为算例中桩底并没有进入硬土层,属于摩擦桩,桩顶处桩土相对位移较小(如表 5 所示),故筋材的拉膜效应并不明显.

3 参数分析

基于算例 1 的工程参数,通过控制变量法来分析影响桩土应力比的变化规律,在合理的变化范围内得到经济可靠的设计参数.图 5~图 8 分别给出了

路堤填土模量与下卧层弹性模量的比 (E_{sb}/E_c)、筋材抗拉模量 E_g 、桩-帽径比(d_p/d_c)以及桩土差异沉降 Δs 与桩土应力比之间的变化趋势.

图 5 反映了 n 随 E_{sb}/E_c 的变化趋势: n 随 E_{sb}/E_c 的增加呈现出增长率逐渐降低的增加趋势,最终趋于稳定值,大约在 E_{sb}/E_c 为 1 时,筋材对桩土荷载分配的贡献最大.

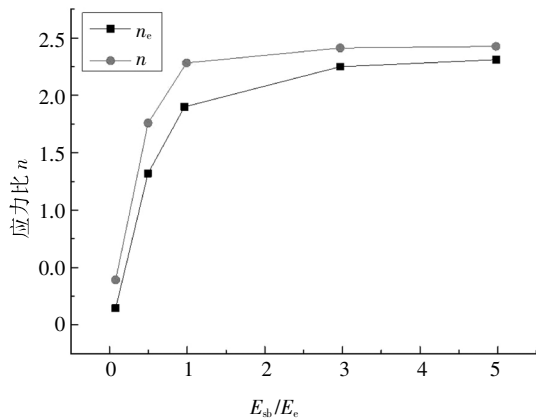


图 5 桩土应力比 n 与填土-下卧层模量比 E_{sb}/E_c 的关系

Fig.5 Relation between the stress ratio n and E_{sb}/E_c .

图 6 中描述了筋材抗拉模量 E_g 与 n 的关系曲线,随着筋材抗拉模量 E_g 的增加, n_c 呈线性减小, n 则呈线性增大.随着筋材的刚度增加,内外土柱的相对位移减少,则作用在筋材下表面的桩土应力比增加,作用在筋材上表面的桩土应力比减少,拉模效应与土拱效应的和增加.

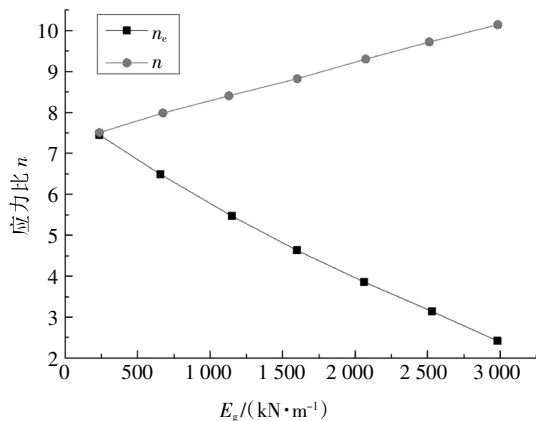


图 6 桩土应力比 n 与筋材抗拉强度 E_g 的关系

Fig.6 Relation between the stress ratio n and E_g .

图 7 反映了桩-帽径比 d_p/d_c 对桩土应力比的影响: n 随着 d_p/d_c 的增大呈先增大后减小的趋势,在 d_p/d_c 为 0.5 处达到最大值.

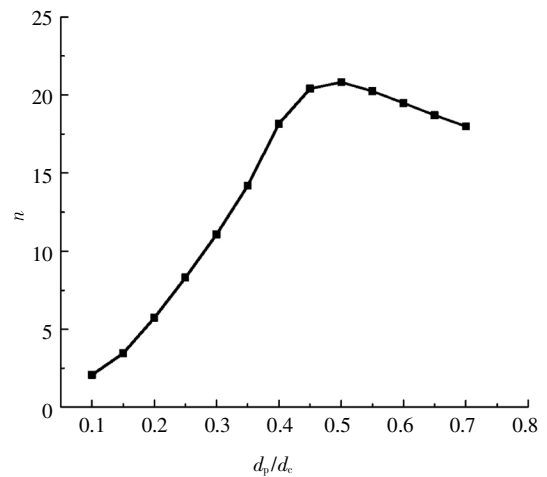


图 7 桩土应力比 n 与桩-帽径比的关系

Fig.7 Pile-soil stress ratio versus d_p/d_c .

图 8 实际表示的是本文改进的土柱模型所反映的路堤土拱效应,从图中可以看出 n_c 随桩土差异沉降的增大而增大,但与传统土柱模型不同的是其增大趋势逐渐减缓,这一规律符合文献[25]中的试验曲线,随着相对位移的增加,桩土应力比的增长速率逐渐降低.

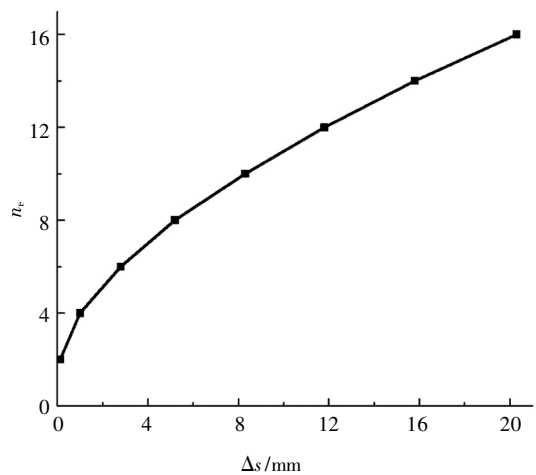


图 8 网上桩土应力比与差异沉降的关系

Fig.8 Relation between pile-soil stress ratio above net and pile-soil differential settlement

4 结论

本文考虑了上覆荷载对桩土界面摩阻的影响,引入了可反映软土侧向位移影响的筋材拉模效应评价经验模型,并在传统土柱模型的基础上考虑了内外土柱间的相对位移对路堤内外土柱间剪切力发挥的影响,从而从路堤土拱效应、筋材拉膜效应以及桩

土荷载传递三方面对以往的“路堤-桩网复合地基”共同作用模型进行了改进,并通过工程实例验证了其合理性。

1)当下卧层相对于路堤填料较弱时,桩土应力比对其模量的变化较敏感;桩土应力比会随桩-帽径比的增大呈先增大后减小的规律,故在桩网复合地基的设计计算中应对桩径与帽径进行合理搭配。

2)与传统土柱模型相比,考虑相对位移对摩擦力发挥程度的影响,更加符合实际情况,满足在等沉面处摩擦力为零的边界条件。

3)当桩承式路堤的桩为摩擦桩时,由于桩土之间的相对协调变形,桩顶处桩-土相对位移较小,则拉模效应不明显。

4)在相同的路堤填土高度情况下,筋材的刚度增加,内外土柱的相对位移减少,土拱效应降低,但是土拱效应与拉模效应之和增加了。

5)本文模型计算的桩土应力比、沉降都与实测值接近,计算能达到一定的精度。能够为桩承式路堤设计提供一定的参考。

参考文献

- [1] 何宁, 娄炎. 路堤下刚性桩复合地基的设计计算方法研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(5): 797—802.
HE N, LOU Y. Design and calculation method for rigid pile composite foundation under embankments [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(5): 797—802. (In Chinese)
- [2] 俞缙, 周亦涛, 鲍胜, 等. 柔性桩承式加筋路堤桩土应力比分析[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(5): 705—713.
YU J, ZHOU Y T, BAO S, *et al.* Pile-soil stress ratio of deformable pile-supported and geosynthetics-reinforced embankments [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(5): 705—713. (In Chinese)
- [3] 陈仁朋, 许峰, 陈云敏, 等. 软土地基上刚性桩-路堤共同作用分析[J]. 中国公路学报, 2005, 18(3): 6—12.
CHEN R P, XU F, CHEN Y M, *et al.* Analysis of behavior of rigid pile-supported embankment in soft ground [J]. Chinese Journal of Highway and Transport, 2005, 18(3): 6—12. (In Chinese)
- [4] 吕伟华, 缪林昌. 刚性桩复合地基桩土应力比计算方法[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2013, 43(3): 624—628.
LÜ W H, MIAO L C. Calculation method of pile-soil stress ratio of rigid pile composite foundation [J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2013, 43(3): 624—628. (In Chinese)
- [5] 曹文贵, 王江营, 罗忠涛, 等. 考虑桩-土滑移的柔性基础下复合地基沉降分析方法[J]. 中国公路学报, 2012, 25(6): 9—16.
CAO W G, WANG J Y, LUO Z T, *et al.* Settlement calculation method for composite ground considering pile-soil slip under flexible foundation [J]. Chinese Journal of Highway and Transport, 2012, 25(6): 9—16. (In Chinese)
- [6] CHEN R P, CHEN Y M, HAN J, *et al.* A theoretical solution for pile-supported embankments on soft soils under one-dimensional compression [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, 45(5): 611—623.
- [7] 吕伟华, 缪林昌, 刘成, 等. 基于系统分析的桩网复合地基荷载效应定量评价模型研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(12): 2291—2299.
LÜ W H, MIAO L C, LIU C, *et al.* Quantitative evaluation of load effects of pile-net composite foundation based on systems analysis [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(12): 2291—2299. (In Chinese)
- [8] ABUSHARAR S W, ZHENG J J, CHEN B G, *et al.* A simplified method for analysis of a piled embankment reinforced with geosynthetics [J]. Geotextiles and Geomembranes, 2009, 27: 39—52.
- [9] ZHUANG Y, WANG K Y, LIU H L. A simplified model to analyze the reinforced piled embankments [J]. Geotextiles and Geomembranes, 2014, 42: 154—165.
- [10] 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 J, ZHENG J J, MA Q. Mechanical performance of biaxial reinforcement composite foundation under embankment loads [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(9): 1392—1398. (In Chinese)
- [11] 赵明华, 刘猛, 张锐, 等. 路堤荷载下双向增强复合地基荷载分担比及沉降计算[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(12): 2161—2169.
ZHAO M H, LIU M, ZHANG R, *et al.* Calculation of load sharing ratio and settlement of bidirectional reinforced composite foundation under embankment loads [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(12): 2161—2169. (In Chinese)
- [12] 张玲, 陈哲, 赵明华. 筋箍碎石桩复合地基桩土应力比的计算与分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2017, 44(1): 136—142.
ZHANG L, CHEN Z, ZHAO M H. Study on pile-soil stress ratio of composite foundation reinforced with geosynthetic encased stone columns [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017, 44(1): 136—142. (In Chinese)
- [13] HUANG J, HAN J. 3D coupled mechanical and hydraulic modeling of a geosynthetic-reinforced and deep mixed column-supported embankment [J]. Geotextiles and Geomembranes, 2009, 27: 272—280.
- [14] HEWLETT W J, RANDOLPH M F. Analysis of piled embankments [J]. Ground Engineering, 1988, 21(3): 12—18.

- [15] VAN -EKELEN S J M, BEZUIJEN A, VAN -TOL A F. An analytical model for arching in piled embankments [J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2013, 39: 78—102.
- [16] 周龙翔, 王梦恕, 张顶立, 等. 复合地基土拱效应与桩土应力比研究[J]. *土木工程学报*, 2011, 44(1): 93—99.
ZHOU L X, WANG M S, ZHANG D L, *et al.* Study of the soil arching effect and the pile-soil stress ratio of composite ground [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2011, 44 (1): 93—99. (In Chinese)
- [17] 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 J F. Analysis on pile-soil stress ratio for composite foundation under embankment [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2003, 22(4): 674—677. (In Chinese)
- [18] 赵明华, 吴家继, 何玮茜, 等. 基于土拱效应的桩承式路堤承载变形计算研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2016, 43(3): 135—141.
ZHAO M H, WU J J, HE W X, *et al.* Researches on bearing mechanism and deformation of pile-supported embankments based on soil arch effect [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2016, 43(3): 135—141. (In Chinese)
- [19] 陈昌富, 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—2666.
CHEN C F, ZHOU Z J. Analysis of pile-soil stress ratio for double reinforced composite ground [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, 30(9): 2660—2666. (In Chinese)
- [20] RANDOLPH M F, WORTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles [J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1978, 104(2): 1465—1488.
- [21] 李国维, 蒋华忠, 杨涛, 等. 路堤下深厚软土侧向变形的沉降影响研究[J]. *岩土力学*, 2008, 29(10): 2817—2822.
LI G W, JIANG H Z, YANG T, *et al.* Influence of lateral deformation on settlement of thick soft soil underlying embankment [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2008, 29 (10): 2817—2822. (In Chinese)
- [22] 曹新文, 卿三惠, 周立新. 桩网复合地基土工格栅加筋效应的试验研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2006, 25(1): 3162—3167.
CAO X W, QING S H, ZHOU L X. Experimental study on reinforcement effect of geogrid on composite foundation with dry jet mixing piles [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2006, 25(1): 3162—3167. (In Chinese)
- [23] 余闯, 刘松玉, 杜广印. 桩承式路堤土拱效应的改进 Terzaghi 方法[J]. *水文地质工程地质*, 2010, 37(4): 74—96.
YU C, LIU S Y, DU G Y. A modified Terzaghi's method on soil arching in piled embankments [J]. *Hydrogeology & Engineering Geology*, 2010, 37(4): 74—96. (In Chinese)
- [24] 徐正中, 陈仁朋, 陈云敏. 软土层未打穿的桩承式路堤现场实测研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2009, 38(11): 2336—2341.
XU Z Z, CHEN R P, CHEN Y M. Study of in-situ data of pile-supported embankment with pile partially penetrated in soft soils [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2009, 38 (11): 2336—2341. (In Chinese)
- [25] 曹卫平, 胡伟伟. 桩承式加筋路堤三维土拱效应试验研究[J]. *岩土力学*, 2014, 35(2): 351—358.
CAO W P, HU W W. Experimental study of 3D soil arching in piled reinforced embankments [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, 35 (2): 351—358. (In Chinese)