

DOI:10.16030/j.cnki.issn.1000-3665.2017.04.07

# 考虑桩土差异沉降影响的桩网复合地基桩土应力比分析方法

曹文贵, 余林芳, 张超, 李鹏

(湖南大学岩土工程研究所, 湖南长沙 410082)

**摘要:** 桩土应力比是桩网复合地基或路基设计的重要控制参数,受土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用及其耦合作用的综合影响,为此,本文首先引入几何同心拱模型,考虑桩土差异沉降与土拱发挥程度的关系,建立了新型桩网复合地基土拱效应分析模型,并根据水平加筋网变形特征将水平加筋网变形曲面视为球面与柱面的组合,建立了反映桩土差异沉降影响的拉膜效应分析模型。然后,考虑桩土相互作用及桩土差异沉降,建立了考虑路基填土、网、桩土加固区耦合作用的桩网复合地基荷载传递分析模型,进而提出了其桩土应力比分析新方法。该方法不仅能反映土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用对桩土应力比的影响,而且还能反映桩土差异沉降对三者发挥程度的影响。最后,通过工程实例计算以及与现有同类相关方法的比较分析,表明了本文分析模型与方法的可行性与合理性。

**关键词:** 桩网复合地基或路基;桩土应力比;土拱效应;拉膜效应;桩土相互作用;桩土差异沉降

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-3665(2017)04-0041-09

## An analytical method of pile-soil stress ratio for pile-net composite foundation in consideration with the influence of pile-soil differential settlement

CAO Wengui, YU Linfang, ZHANG Chao, LI Peng

(*Geotechnical Engineering Institute of Hunan University, Changsha, Hunan 410082, China*)

**Abstract:** The pile-soil stress ratio is an important control parameter for pile-net composite foundation design, which is affected by soil arching effect, membrane effect and pile soil interaction as well as their coupling action, therefore, a concentric arch model is firstly introduced to establish a new analysis model for soil arch effect of pile-net composite foundation considering the relationship between pile-soil differential settlement and the mobilized degree of soil arch effect, and the deformed surface of horizontal reinforcements is regarded as the combination of sphere and cylinder according to its deformation characteristics, a membrane effect analysis model which reflects the influence of pile-soil differential settlement is developed. Secondly, considering the pile-soil interaction and their differential settlement, a load-transfer analysis model of pile-net composite foundation is developed with consideration of the coupling effect among fillings, net and pile-soil reinforcement area, and then a new analysis method of pile-soil stress ratio is put forward. This method can reflect not only the influence of soil arching effect, membrane effect and pile soil interaction on pile-soil stress ratio but also the influence of pile-soil differential settlement on mobilized degree of soil arching effect and membrane effect as well as pile soil interaction. Finally, the feasibility and rationality of the analysis method in this paper are verified through calculation of practical engineering examples and comparison with other existing similar

收稿日期: 2017-03-02; 修订日期: 2017-04-28

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51378198); 高等学校博士学科点专项科研基金项目资助(20130161110017)

第一作者: 曹文贵(1963-),男,教授,博士生导师,主要从事岩土工程教学与科研工作。E-mail: cwglyp@21.cn.com

methods.

**Keywords:** pile-net composite foundation or subgrade; pile-soil stress ratio; soil arching effect; membrane effect; pile soil interaction; pile-soil differential settlement

桩网复合地基或路基已广泛应用于软土地基或路基处理<sup>[1]</sup>,桩土应力比是其重要的设计控制参数,故桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法已受到众多学者的广泛关注。由于桩网复合地基或路基荷载传递机理极其复杂,桩土应力比既受桩网之上填土的土拱效应<sup>[2]</sup>影响,又与水平加筋网(筋材)的拉膜效应<sup>[3]</sup>相关,同时还与桩土间的相互作用<sup>[4]</sup>密切联系,因此,桩土应力比分析方法须全面反映上述影响,这正是本文研究的出发点。

为了获得桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法,国内外学者已进行了广泛而深入的研究。Hewlett等<sup>[2]</sup>基于室内模型试验提出了半球壳单拱分析模型,进而获得了土拱处于极限状态下的桩土应力比分析方法,其虽然考虑了土拱效应对桩土应力比的影响,但由于该分析方法是建立在土拱处于极限状态的基础上,而实际工程问题的土拱并不一定处于极限状态,而且,没有考虑水平加筋网的拉膜效应对桩土应力比的影响,致使该方法合理性受到较大的限制;Zhuang等<sup>[5]</sup>考虑水平加筋网的拉膜效应,在Hewlett土拱分析模型<sup>[2]</sup>基础上推导出了桩网复合地基桩土应力比分析方法,其虽然完善了Hewlett等人<sup>[2]</sup>提出的相关分析方法,但其未考虑桩土相互作用对桩土应力比的影响;上官士青等<sup>[6]</sup>考虑加筋垫层作用和桩土相互作用,基于最小势能原理获得了桩网复合地基桩土应力比分析方法,但其没有考虑桩网之上填土的土拱效应。

上述关于桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法的不足主要体现在未能同时反映桩网复合地基或路基荷载传递的土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用以及它们的耦合影响<sup>[7]</sup>。实际上,这三者的耦合影响对桩土应力比也会产生重要的影响,因此,一些学者就此展开了进一步研究。俞缙等<sup>[7]</sup>假设桩侧摩阻力分布模式,并考虑土拱效应及筋材的拉膜效应,建立了新的桩网复合地基桩土应力比分析方法,但采用的土拱分析模型不能准确反映路基填土内部土拱的力学特征,而且,筋材受力分析采用抛物线假设,致使所建立的模型并非严格意义上的三维模型;李波等<sup>[8]</sup>考虑筋材作用的影响,基于Hewlett土拱分析模型<sup>[2]</sup>建立了考虑土拱效应与拉膜效应的三维分析模型,并提出了桩土

荷载分担比分析方法;Eekelen等<sup>[9]</sup>考虑筋材兜提作用对土拱效应的影响,改进了Hewlett土拱分析模型<sup>[2]</sup>,并在此基础上获得了反映土拱效应与拉膜效应的桩土荷载分担比分析方法。这些方法虽然较好地反映了土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用对桩土应力比的综合影响,但是,由于Hewlett土拱分析模型<sup>[2]</sup>及在此基础上发展起来的Eekelen土拱分析模型<sup>[9]</sup>均是基于极限状态提出来的,没有反映桩网复合地基或路基桩土差异沉降对土拱发挥程度的影响,导致桩土加固区无论发生何种程度的桩土差异沉降,由桩网之上填土传递到桩网上的荷载均是不变的,这显然不符合工程实际,而且,桩土差异沉降对筋材的拉膜效应及桩土相互作用也会产生重要的影响,因此,为了获得合理的桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法,不仅需要考虑土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用,还需充分考虑桩土差异沉降对这三者产生的影响,才能获得更为合理的桩土应力比分析方法,这正是本文研究的核心内容。

为此,本文将在考虑桩网复合地基或路基土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用以及它们的耦合作用对桩土应力比影响的基础上,进一步考虑桩土差异沉降对三者发挥程度的影响,对桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法进行更深入的研究,以期完善桩网复合地基或路基分析模型与理论。

## 1 桩网复合地基荷载传递分析模型

为了获得桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法,必须获得因填土荷载和路面荷载产生的桩与桩间土的应力,为此,须首先深入探讨桩网复合地基或路基荷载传递模型与规律。填土荷载和路面荷载通过桩网之上填土中的土拱一部分直接传递到桩上,剩余部分传递到筋材上。显然,这两部分荷载分配比例与土拱效应密切相关,而且,传递到筋材上的荷载将通过筋材兜提作用传递到桩和桩间土上,这与筋材拉膜效应又直接相关。同时,由于桩和桩间土在荷载作用下产生的沉降必然不同步即所谓桩土差异沉降,致使桩土之间产生摩阻力即桩土相互作用,故桩网复合地基或路基荷载传递涉及土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用以及桩土差异沉降对它们的影响。因此,为了建立桩网复合地基或路基荷载传递分析模型以获得桩土应力

比分析方法,须从考虑桩土差异沉降对土拱效应、拉膜效应及桩土相互作用的影响出发,对桩网复合地基或路基荷载传递分析模型进行深入研究,为此,首先作如下基本假定:

(1)刚性桩复合地基中,桩体按正方形等间距布置,路基填土高度大于对角桩中心距 $\sqrt{2}s$ 的一半( $s$ 为桩间距)。

(2)筋材与上下土体紧密接触且不随桩土差异沉降发生滑移或脱离,且变形形态采用球面与柱面的组合来模拟。

(3)桩侧摩阻力分布模式近似采用 Berrum<sup>[4]</sup> 摩擦力公式,不考虑筋土上下界面摩擦。

### 1.1 土拱效应分析

当路基填土高度较大时,一般认为填土中形成了完整的土拱,由于桩间土非均匀沉降和筋材兜提作用的影响,将在桩帽边缘率先形成半径较大的土拱。随着地基土沉降的发展,逐渐在大拱内形成一系列半径较小的土拱<sup>[9]</sup>,于是,为了能够更合理地反映土拱随地基土沉降而不断形成的过程,本文引入几何同心拱模型,并在此基础上考虑路基填土黏聚力和路面荷载等影响因素对土拱效应进行分析<sup>[10]</sup>。如图1和图2所示,桩帽边长为 $a$ ,桩间距和桩间净距分别为 $s$ 和 $l$ ,路基填土高度为 $h$ ,路面荷载为 $q$ , $h_{2d}$ 和 $h_{3d}$ 分别为二维同心平面拱和三维同心半球拱的最大拱高。为了获得传递到筋材表面上的荷载,将土拱模型视为由两部分组成即位于加筋区②上方的四个二维同心平面拱和搭接于平面拱上的三维同心半球拱,可见传递到筋材(加筋区①和加筋区②)表面上的荷载须分别进行求解,下面将具体分析。

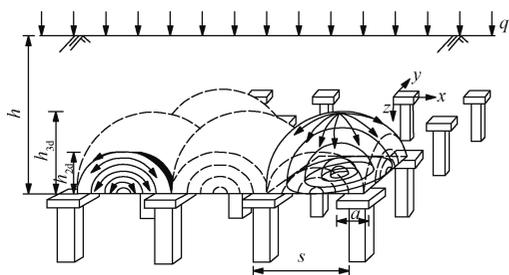


图1 方形布桩几何同心拱模型

Fig. 1 Concentric arch model for square arranged piles

#### (1) 三维半球土拱效应分析

由于半球拱搭接于四周的平面拱上,故填土荷载和路面荷载通过一系列同心半球拱传递到加筋区①及四周的平面拱上,于是,在半球拱顶部取一土体单元进

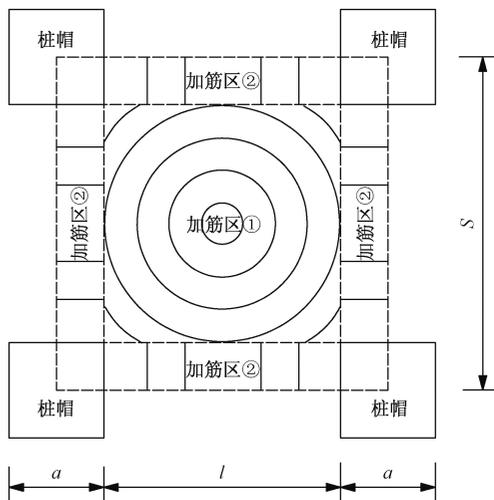


图2 桩帽顶面加筋体平面

Fig. 2 Layout of reinforcements on cap level

行受力分析,基于竖向应力平衡条件可得:

$$\frac{d\sigma_R}{dR} + \frac{2(\sigma_R - \sigma_\Theta)}{R} + \gamma = 0 \quad (1)$$

式中: $R$ ——半球拱半径;

$\gamma$ ——填土重度;

$\sigma_\Theta, \sigma_R$ ——半球拱切向应力和径向应力。

考虑路基填土黏聚力对土拱受力状态的影响,当土体单元处于极限平衡状态时,可得:

$$\sigma_\Theta = K_p \sigma_R + 2c \sqrt{K_p} \quad (2)$$

其中,

$$K_p = (1 + \sin\varphi)/(1 - \sin\varphi) \quad (3)$$

式中: $K_p$ ——朗肯被动土压力系数;

$C, \varphi$ ——路基填土的黏聚力和内摩擦角。

在半球拱顶部处,即 $R = h_{3d} = s/\sqrt{2}$ ,可得应力边界条件为:

$$\sigma_R|_{R=h_{3d}} = \gamma(h - h_{3d}) + q \quad (4)$$

于是,结合式(2)及式(4)将式(1)积分,可得一系列同心半球拱切向应力解为:

$$\sigma_\Theta = P_{3d} R^{2(K_p-1)} + \frac{\gamma K_p}{2K_p - 3} R + \frac{2c \sqrt{K_p}}{1 - K_p} \quad (5)$$

其中,

$$P_{3d} = K_p h_{3d}^{2(K_p-1)} \left[ \gamma \left( h - \frac{2K_p - 2}{2K_p - 3} h_{3d} \right) + q - \frac{2c \sqrt{K_p}}{1 - K_p} \right] \quad (6)$$

由于路基填土高度 $h$ 大于对角桩帽间净距 $\sqrt{2}l$ 的一半,填土荷载和路面荷载通过三维同心半球拱传递到加筋区①上的荷载范围宽度 $l_{3d}$ 为桩帽间净距

l(图3),传递到加筋区①上的荷载  $F_{sq}$  可通过将半球拱切向应力  $\sigma_\theta$  在此区域上积分获得,为此,可分别求得传递到圆形区域上的荷载  $F_{sq1}$  和4个对角区域上的荷载  $F_{sq2}$ ,于是,传递到加筋区①上的荷载  $F_{sq}$  为:

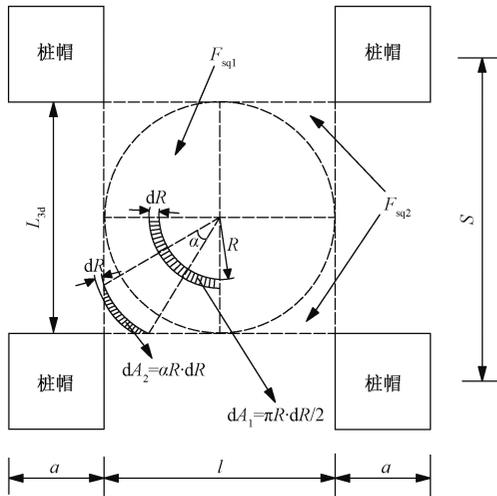


图3 同心半球拱传至加筋区①荷载分析  
Fig.3 Load analysis of concentric hemispheres to reinforcements ①

$$F_{sq} = F_{sq1} + F_{sq2} \quad (7)$$

其中,

$$F_{sq1} = 4 \int_0^{\frac{l_{3d}}{2}} \sigma_\theta dA_1 = 4 \int_0^{\frac{l}{2}} \frac{\pi}{2} R \sigma_\theta dR \quad (8)$$

$$F_{sq2} = 4 \int_{\frac{l_{3d}}{2}}^{\frac{l}{2}} \sigma_\theta dA_2 = 4 \int_{\frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}} \alpha R \sigma_\theta dR \quad (9)$$

$$\alpha = (\pi/2 - 2\arccos[l/(2R)])$$

将式(5)分别代入式(8)与式(9),即可求得传递到加筋区①上的荷载  $F_{sq}$ 。

### (2) 二维平面土拱效应分析

由三维半球拱传递到平面拱上的荷载、填土荷载和路面荷载通过一系列二维同心平面拱传递到加筋区②及桩帽上,于是,在平面拱顶部取一土体单元进行受力分析,基于竖向应力平衡条件可得:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \gamma = 0 \quad (10)$$

式中: $r$ ——平面拱半径;

$\sigma_\theta, \sigma_r$ ——平面拱切向应力和径向应力。

同样考虑路基填土黏聚力对土拱受力状态的影响,当土体单元处于极限平衡状态时,可得:

$$\sigma_\theta = K_p \sigma_r + 2c \sqrt{K_p} \quad (11)$$

由前述分析可知填土荷载和路面荷载通过半球拱

传至加筋区①所剩余的荷载将传至四周的平面拱上,为便于计算将此荷载视为作用在四周平面拱上的均布荷载  $P_1$ ,即:

$$P_1 = \frac{(q + \gamma h)l^2 - F_{sq}}{2al_{2d} + a^2} \quad (12)$$

式中: $l_{2d}$ ——通过平面拱传到加筋区②上的荷载范围长度。

当路基填土高度大于桩帽净距时, $l_{2d}$ 即为  $l$ (图4)。于是,在平面拱顶部处,即  $r = h_{2d} = s/2$ ,可得应力边界条件为:

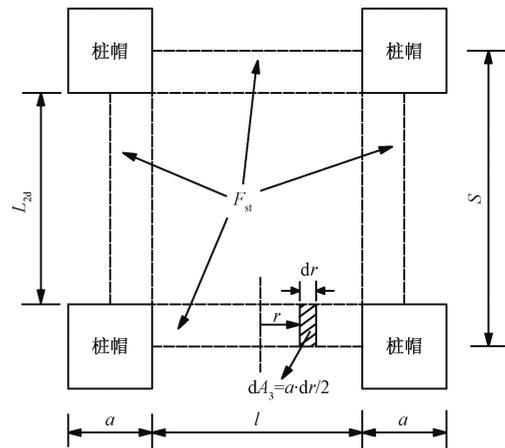


图4 同心平面拱传至加筋区②荷载分析  
Fig.4 Load analysis of concentric plane arches to reinforcements ②

$$\sigma_r |_{r=s/2} = \gamma(h - h_{2d}) + q + P_1 \quad (13)$$

于是,结合式(11)及式(13)将式(10)积分,可得一系列同心平面拱切向应力解为:

$$\sigma_\theta = P_{2d} r^{K_p-1} + \frac{\gamma K_p}{K_p - 2} r + \frac{2c \sqrt{K_p}}{1 - K_p} \quad (14)$$

其中,

$$P_{2d} = K_p h_{2d}^{1-K_p} \left[ \gamma h + q + P_1 - \frac{\gamma s (K_p - 1)}{2(K_p - 2)} - \frac{2c \sqrt{K_p}}{1 - K_p} \right] \quad (15)$$

于是,基于式(14)通过积分可得传至加筋区②上的荷载  $F_{st}$ ,即:

$$F_{st} = 8 \int_0^{\frac{l_{2d}}{2}} \sigma_\theta dA_3 = 8 \int_0^{\frac{l}{2}} \frac{a}{2} \sigma_\theta dr \quad (16)$$

由式(7)和式(16)可得通过路基土拱传至筋材上的总荷载  $F_{vf}$  为:

$$F_{vf} = F_{sq} + F_{st} \quad (17)$$

虽然上述已获得了作用在筋材表面上的荷载,但其是基于路基土拱处于极限状态下得到的,这也是桩



基于式(27)对加筋区①进行积分(图6)可得筋材兜提力  $F_1$ , 即:

$$F_1 = 8 \int_0^{\frac{\pi}{4}} q_1 dA_4 = \int_0^{\frac{\pi}{4}} \frac{q_1 l^2}{\cos^2 \theta} d\theta \quad (28)$$

(2)加筋区②拉膜效应分析

根据基本假定(2)可知,加筋区②在荷载作用下的变形形态为柱面(图7),也由无数圆弧线组成,其挠度为  $\delta_2$ , 结合式(20)可得:

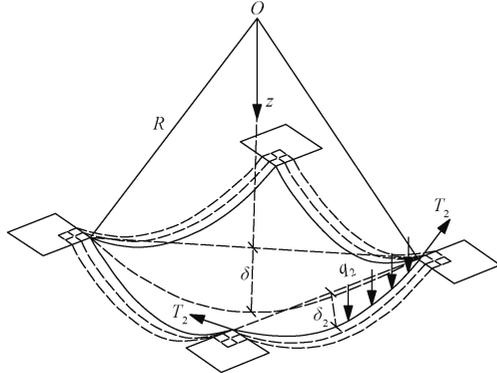


图7 加筋区②柱面变形受力分析

Fig.7 Force analysis of cylinder deformed reinforcements ②

$$\delta_2 = z \Big|_{\substack{x=0 \\ y=l/2}} - (R - \delta) = \frac{2\delta^2 - l^2 + \sqrt{4\delta^4 + l^4}}{4\delta} \quad (29)$$

与分析加筋区①拉膜效应类似,易得柱面筋材应变  $\varepsilon_2$  计算方法,即:

$$\varepsilon_2 = 4\delta_2^2/l^2 \quad (30)$$

同理,筋材拉力  $T_2$  和筋材所受等效均布净荷载  $q_2$  可分别表示为:

$$T_2 = E_g \varepsilon_2 \quad (31)$$

$$q_2 = \frac{32E_g \delta_2^3}{l^4 + 4\delta_2^2 l^2} \quad (32)$$

基于式(32)对加筋区②进行积分可得筋材兜提力  $F_2$ , 即:

$$F_2 = 2q_2 a l = \frac{64E_g a l \delta_2^3}{l^4 + 4\delta_2^2 l^2} \quad (33)$$

由此可见,筋材(加筋区①和加筋区②)受到荷载作用产生的总兜提力  $F$  为:

$$F = F_1 + F_2 \quad (34)$$

由式(28)、(33)及式(34)可知,加筋区①与加筋区②分别产生的兜提力  $F_1$  和  $F_2$  均与桩土差异沉降  $\delta$  相关,故筋材(加筋区①和加筋区②)产生的总兜提力  $F$  也是关于  $\delta$  的函数表达式。

1.3 桩土相互作用分析

由“1.1”与“1.2”节可知,通过路基土拱传至筋材表面上的荷载  $F_v$  及筋材总兜提力  $F$  均是关于桩土差异沉降  $\delta$  的函数,故桩土加固区顶面荷载分布也与  $\delta$  相关,在顶面荷载作用下桩与桩间土发生非同步沉降变形,使桩身段由上往下形成负摩阻区和正摩阻区。在负摩阻区,桩身沉降小于桩间土沉降从而在桩身产生负摩阻力,表现为桩顶向上刺入量为  $\delta$ ; 在正摩阻区,桩身沉降大于桩间土沉降从而在桩身产生正摩阻力,表现为桩端向下刺入量为  $\delta'$ 。令桩帽间土体面积和桩帽面积分别为  $A_{sc}$  和  $A_c$ , 桩体截面积和桩间土面积分别为  $A_p$  和  $A_s$ , 桩径为  $d$ , 桩体周长为  $U, U = \pi d$ 。于是,与桩土差异沉降  $\delta$  相关的桩帽间土体应力  $\sigma_{sc}$  和桩帽顶应力  $\sigma_c$  可分别表示为:

$$\sigma_{sc} = (F_v - F)/A_{sc} \quad (35)$$

$$\sigma_c = [(q + \gamma h)s^2 - \sigma_{sc} A_{sc}]/A_c \quad (36)$$

桩间土表面应力  $\sigma_s$  和桩顶应力  $\sigma_p$  可分别表示为:

$$\sigma_s = \sigma_{sc} A_{sc}/A_s \quad (37)$$

$$\sigma_p = \sigma_c A_c/A_p \quad (38)$$

考虑中性点的存在,以桩间土表面为起点,向下为正方向建立坐标系,取深度  $z$  处厚度为  $dz$  的桩间土体单元,由竖向静力平衡条件可得:

$$\frac{d\sigma_{sz}}{dz} + \frac{U}{A_s} \tau(z) = 0 \quad (39)$$

式中:  $\sigma_{sz}$  ——深度  $z$  处的桩间土竖向应力;

$\tau(z)$  ——桩侧摩阻力,根据 Berrum<sup>[4]</sup> 计算公式

$$\text{即 } \tau(z) = \mu_{1,2} K_0 \sigma_{sz};$$

$\mu_1, \mu_2$  ——负、正摩阻力区桩土间摩擦系数,其值可参考文献[4];

$K_0$  ——桩间土侧压力系数<sup>[4]</sup>。

于是,式(39)可改写为:

$$\frac{d\sigma_{sz}}{dz} + \lambda_{1,2} \sigma_{sz} = 0 \quad (40)$$

其中,

$$\lambda_{1,2} = \mu_{1,2} K_0 U/A_s \quad (41)$$

在桩间土表面处,即  $z=0$ , 可得应力边界条件为:

$$\sigma_{sz} \Big|_{z=0} = \sigma_s \quad (42)$$

结合式(42)对式(40)积分,可得中性点上下桩间土应力  $\sigma_{sz1}$  和  $\sigma_{sz2}$  可分别表示为:

$$\sigma_{sz1} = \sigma_s e^{-\lambda_1 z}, 0 \leq z \leq z_0 \quad (43)$$

$$\sigma_{sz2} = \sigma_s e^{\lambda_2 (z-z_0)}, z_0 \leq z \leq z_p \quad (44)$$

式中:  $z_0, z_p$  ——中性点和桩端所处的深度。

进而可得桩间土在负、正摩阻力区产生的压缩变形量

$S_{z1}$  和  $S_{z2}$  分别为:

$$S_{z1} = \int_0^{z_0} \frac{\sigma_{sz1}}{E_{s1}} dz \quad (45)$$

$$S_{z2} = \int_{z_0}^{z_p} \frac{\sigma_{sz2}}{E_{s2}} dz \quad (46)$$

式中:  $E_{s1}, E_{s2}$ ——负、正摩阻力区桩间土的加权平均压缩模量。

根据基底与刚性桩桩端的桩土应力位移连续性条件可得:

$$S_{z1} = \delta \quad (47)$$

$$S_{z2} = \delta' \quad (48)$$

刚性桩桩端向下刺入量  $\delta'$  [13] 可表示为:

$$\delta' = (1 - \mu_p^2) w \sqrt{A_p} (\sigma_{pl} - \sigma_{sl}) / E_0 \quad (49)$$

式中:  $\mu_p, E_0$ ——桩端土的泊松比和变形模量;

$w$ ——沉降影响系数, 根据文献 [13] 建议取 0.79;

$\sigma_{pl}, \sigma_{sl}$ ——桩端处桩体及桩间土应力。

考虑负摩阻力的影响, 则桩端应力  $\sigma_{pl}$  可表示为:

$$\sigma_{pl} = \sigma_p + \frac{U}{A_p} \left[ \int_0^{z_0} \mu_1 K_0 \sigma_{sz1} dz - \int_{z_0}^{z_p} \mu_2 K_0 \sigma_{sz2} dz \right] \quad (50)$$

将  $z = z_p$  代入式(44)可得桩端处桩间土应力  $\sigma_{sl}$ :

$$\sigma_{sl} = \sigma_s e^{\lambda_2 (z_p - z_0) \gamma \lambda_1 z_0} \quad (51)$$

于是, 联立式(47)与式(48)两个方程通过迭代计算出中性点深度  $z_0$  和桩土差异沉降  $\delta$ , 然后即可获得桩土应力比  $n (n = \sigma_c / \sigma_{sc})$ 。

## 2 桩土应力比计算方法

上文已分别解决了土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用三部分的荷载分配与桩土差异沉降的关系, 根据变形协调条件, 以桩土差异沉降  $\delta$  为试算变量, 以桩端刺入量  $\delta'$  为判别条件, 本文提出了桩网复合地基桩土应力比分析新方法, 具体分析过程如下:

(1) 预估桩土差异沉降  $\delta$  初始值 [12], 或直接假定桩土差异沉降初始值为 0, 并将其代入式(18)可求得土拱效应发挥系数  $D$ , 然后即可根据式(17)和(19)求得与  $\delta$  相关的  $F_v$ 。

(2) 将桩土差异沉降预估值  $\delta$  分别代入式(28)和(33)求得筋材兜提力  $F_1$  和  $F_2$ , 进而由式(34)求得与  $\delta$  相关的筋材总兜提力  $F$ 。

(3) 由于桩间土压缩变形量  $S_{z1}$  是关于  $\delta$  和  $z_0$  的表达式, 于是根据式(47)可求得与预估值  $\delta$  对应的  $z_0$ 。

(4) 桩间土压缩变形量  $S_{z2}$  和桩端刺入量  $\delta'$  均是关

于  $\delta$  和  $z_0$  的表达式, 故将预估值  $\delta$  和其对应的  $z_0$  分别代入式(46)和(49), 然后选取满足精度要求的  $\eta$  (一般取  $\eta = 0.0005$ ), 以  $|S_{z2} - \delta'| \leq \eta$  为判据, 通过调整  $\delta$ , 重复步骤(1)~(4)直至满足该判据, 最后输出  $\delta$  和  $z_0$ 。

(5) 利用式(35)和(36)以及  $n = \sigma_c / \sigma_{sc}$  即可获得考虑桩土差异沉降影响的桩网复合地基或路基桩土应力比  $n$ 。

## 3 工程实例分析与验证

### 3.1 算例一

在上海某工程中 [5, 14], 采用桩网复合地基处理。路基顶面宽 35 m, 路基高度 5.6 m, 采用粉煤灰-碎石混合填筑, 平均重度为 18.5 kN/m<sup>3</sup>, 杨氏模量为 20 MPa, 内摩擦角为 30°, 黏聚力为 10 kPa, 泊松比为 0.3; 地基采用混凝土管桩进行处置, 正方形布桩, 桩长为 16 m, 中心距为 3.0 m, 桩径为 1.008 m (等效方形桩边长为 0.893 m); 桩顶铺设 1 层双向土工格栅, 最大延伸率为 8%, 抗拉强度为 90 kN/m, 抗拉刚度为 1 180 kN/m。该试验段土层物理力学指标如表 1 所示,  $H_s$  为土层厚度,  $E_s$  为压缩模量, 变形模量根据压缩模量进行估算 [15],  $\mu$  为泊松比,  $\varphi'_s$  为有效内摩擦角。各黏土层有效内摩擦角取值参考上海地区常见软土层抗剪强度指标统计结果 [16]。

表 1 土层物理力学参数

Table 1 Physical and mechanical properties of subsoils

土层名称	$H_s/m$	$E_s/MPa$	$\mu$	$\varphi'_s/(^\circ)$
粗粒土	1.5	9.42	0.3	28
粉质黏土	2.3	8.02	0.35	24
淤泥质粉质黏土	10.2	6.43	0.4	20
中低压缩性粉质黏土	2	6.42	0.35	23
砂质粉土	9	19.26	0.35	—

采用本文方法对桩网复合地基进行分析与计算, 获得了桩土差异沉降  $\delta$ 、中性点深度  $z_0$  及桩土应力比  $n$ , 并将其与文献 [5, 9] 方法的计算结果进行比较, 如表 2 所示。

表 2 计算值与实测值对比

Table 2 Comparison of Computation Results

	$n$	$\delta/mm$	$z_0/m$
文献 [14] 实测值	14.1	68	—
文献 [5] 方法	12.6	138.9	—
文献 [9] 方法	17.3	105.5	—
本文方法	13.6	85.8	9.1

### 3.2 算例二

选取文献[17]中的桩网复合地基进行分析,工程概况如下:路基顶面宽35 m,路基高度为4 m,填料内摩擦角为 $30^\circ$ ,黏聚力为0 kPa,泊松比为0.25,杨氏模量为30 MPa,重度为 $20 \text{ kN/m}^3$ ;软土层厚25 m,内摩擦角为 $9^\circ$ ,黏聚力为15 kPa,泊松比为0.35,压缩模量为5 MPa;下卧硬土层厚3 m,内摩擦角为 $22^\circ$ ,黏聚力为30 kPa,泊松比为0.25,压缩模量为30 MPa,变形模量根据压缩模量进行估算<sup>[15]</sup>;桩长为27 m,桩径为0.4 m,桩间距为2.5 m,正方形桩帽边长为1.13 m,桩帽厚度为30 cm;土工格栅拉伸刚度为1 200 kN/m,铺于桩帽上部30 cm。

同样采用本文方法对桩网复合地基进行分析与计算,获得了桩土差异沉降 $\delta$ 、中性点深度 $z_0$ 及桩土应力比 $n$ ,并将其与文献[5,9]方法的计算结果进行比较,如表3所示。

表3 计算值与实测值对比

Table 3 Comparison of Computation Results

	$n$	$\delta_m/m$	$z_0/m$
文献[17]	10.8	28	16
文献[5]方法	15.1	104	—
文献[9]方法	12.4	86	—
本文方法	10.1	60	14.2

由上述两个工程算例分析可见,采用本文方法获得的桩土差异沉降和桩土应力比与实测值最为接近,较现有同类分析方法更具合理性。

## 4 结论

(1)引入几何同心拱模型,考虑桩土差异沉降与土拱发挥程度的关系,并将水平加筋网变形曲面视为球面与柱面的组合,提出了考虑路基填土、网、和桩土加固区耦合作用的桩网复合地基或路基荷载传递分析模型,为桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法研究奠定了基础。

(2)建立了考虑桩土差异沉降影响的桩网复合地基或路基桩土应力比分析方法,该方法能够反映土拱效应、拉膜效应和桩土相互作用对桩土应力比的影响,以及桩土差异沉降对三者发挥程度的影响。

(3)通过工程实例计算和对比分析,表明了本文方法的可行性与合理性。

### 参考文献:

[1] 邓鹏,郭林,蔡袁强,等. 考虑填料-土工格室相互

作用的加筋路堤力学响应研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(3): 621-630. [DENG P, GUO L, CAI Y Q, *et al.* Mechanical behavior of reinforced embankment considering interaction between gravel and geocell [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(3): 621-630. (in Chinese)]

[2] HEWLETT J, RANDOLPH M F. Analysis of piled embankments [J]. Ground Engineering, 1988, 21(3): 12-18.

[3] 陈娟,吴西臣. 桩网复合地基桩土应力比的确定[J]. 水文地质工程地质, 2007, 34(3): 116-119. [CHEN J, WU X C. Determination of the stress ratio of pile and soil of pile-net composite foundation [J]. Hydrogeology & Engineering Geology, 2007, 34(3): 116-119. (in Chinese)]

[4] 董必昌,郑俊杰. CFG桩复合地基沉降计算方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(7): 1084-1086. [DONG B C, ZHENG J J. Study on the settlement calculation of CFG pile composite ground [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, 21(7): 1084-1086. (in Chinese)]

[5] ZHUANG Y, WANG K Y, LIU H L. A simplified model to analyze the reinforced piled embankments [J]. Geotextiles and Geomembranes, 2014, 42(2): 154-165.

[6] 上官士青,杨敏,陈飞,等. 基于最小势能原理的加筋垫层与路堤桩土相互作用研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(7): 1264-1270. [SHANGGUAN S Q, YANG M, CHEN F, *et al.* Interaction of reinforced cushion and pile-soil system in embankments based on principle of minimum potential energy [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(7): 1264-1270. (in Chinese)]

[7] 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)]

[8] 李波,黄茂松,叶观宝. 加筋桩承式路堤三维土拱效应分析与试验验证[J]. 中国公路学报, 2012, 25(1): 13-20. [LI B, HUANG M S, YE G B. Analysis of three-dimensional soil arching effect of

- pile-supported embankment with geosynthetic and its test verification [J]. Chinese Journal of Highway and Transport, 2012, 25(1): 13 - 20. (in Chinese)]
- [ 9 ] VAN EEKELEN 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.
- [ 10 ] 徐超, 宋世彤. 桩承式加筋路堤土拱效应的缩尺模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34 (增刊2): 4343 - 4350. [XU C, SONG S T. Scaled model tests of soil arching effect in geosynthetic reinforced and pile supported embankments [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(Sup 2): 4343 - 4350. (in Chinese)]
- [ 11 ] 费康, 陈毅, 王军军. 桩承式路堤土拱效应发挥过程研究[J]. 岩土力学, 2013, 34 (5): 1367 - 1374. [FEI K, CHEN Y, WANG J J. Study of development of soil arching effect in piled embankment [J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(5): 1367 - 1374. (in Chinese)]
- [ 12 ] 杨明辉, 尧奕, 赵明华. 高填方路堤段桩网复合地基承载机理及桩土应力比计算方法[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2015, 42(5): 92 - 98. [YANG M H, YAO Y, ZHAO M H. Pile-net composite foundation bearing mechanism and the method to calculate the pile-soil stress ratio in high embankment [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2015, 42(5): 92 - 98. (in Chinese)]
- [ 13 ] 武崇福, 郭维超, 李雨浓, 等. 考虑负摩阻力的刚性桩复合地基中性面深度及桩土应力比计算[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(2): 278 - 287. [WU C F, GUO W C, LI Y N, *et al.* Calculation of neutral surface depth and pile-soil stress ratio of rigid pile composite foundation considering influence of negative friction [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38 (2): 278 - 287. (in Chinese)]
- [ 14 ] LIU H L, CHARLES W W N, FEI K. Performance of a geogrid-reinforced and pile-supported highway embankment over soft clay: Case study [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(12): 1483 - 1493.
- [ 15 ] 赵明华, 李权, 刘猛, 等. 路堤荷载下考虑地基层性的复合地基加固区沉降计算[J]. 水文地质工程地质, 2015, 42(2): 69 - 76. [ZHAO M H, LI Q, LIU M, *et al.* Calculation of settlement in reinforced zone of stratified composite foundation under embankment loads [J]. Hydrogeology & Engineering Geology, 2015, 42 (2): 69 - 76. (in Chinese)]
- [ 16 ] 黄绍铭, 高大钊. 软土地基与地下工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005. [HUANG S M, GAO D Z. Soft soil foundation and underground engineering [M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2005. (in Chinese)]
- [ 17 ] 陈仁朋, 贾宁, 陈云敏. 桩承式加筋路堤受力机理及沉降分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24 (23): 4358 - 4367. [CHEN R P, JIA N, CHEN Y M. Mechanism and settlement analysis of pile-supported and geogrid-reinforced embankments [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(23): 4358 - 4367. (in Chinese)]

责任编辑:张明霞