

DOI: 10.11779/CJGE201412002

路堤荷载下双向增强复合地基荷载分担比及沉降计算

赵明华, 刘 猛, 张 锐, 龙 军

(湖南大学岩土工程研究所, 湖南 长沙 410082)

摘 要: 针对路堤荷载下双向增强复合地基受力变形特性, 以单桩有效影响范围内的路堤与复合地基为分析对象, 引入大挠度环形薄板考虑加筋垫层的“柔性筏板效应”与“拉膜效应”, 同时通过假定桩土相对位移模式, 考虑地基成层性, 从而建立了路堤、水平加筋体、桩体、桩间土协调变形三维模型, 获得了路堤荷载作用下双向增强复合地基的荷载分担比及沉降计算方法。采用某工程试验数据对该计算方法进行验证, 同时分析了路堤高度、桩帽宽度、筋材抗拉模量对中性点位置、桩土差异沉降以及复合薄板中面最大拉应力的影响, 结果表明该方法所求得的荷载分担比及沉降与实测值较为接近, 证明了其合理性。

关键词: 路堤荷载; 双向增强; 大挠度薄板; 沉降; 荷载分担比

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2014)12-2161-09

作者简介: 赵明华(1956-), 男, 湖南洞口人, 博士, 教授, 博士生导师, 从事桩基础与软土地基处理方面的研究。

E-mail: mhzhaohd@21cn.com

Calculation of load sharing ratio and settlement of bidirectional reinforced composite foundation under embankment loads

ZHAO Ming-hua, LIU Meng, ZHANG Rui, LONG Jun

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

Abstract: According to the working characteristics of the bidirectional reinforced composite foundation under embankment loads, the embankment and composite foundation in the equivalent reinforced range of a single pile are regarded as a typical analysis element. The large deflection circular ring thin plate is introduced to simulate the combined effect of “flexible raft” and “tensioned membrane” of the reinforced mattress. And the layered property of the foundation soil is considered based on the assumed model for the relative displacement between the pile and the soil. A mechanical model with consideration of deformation compatibility between the embankment, reinforcement and pile-soil reinforcement area is established based on the above operation, and the methods for calculating the load sharing ratio and settlement are proposed respectively. Field tests are used to verify the proposed method and the influence of the factors such as height of embankment, width of pile cap and tensile modulus of reinforcement on the position of neutral point, differential settlement and maximum tensile stress in the middle plane. The comparative results indicate the proposed method is feasible to be used in the practice.

Key words: embankment load; bidirectional reinforcement; large deflection plate; settlement; load sharing ratio

0 引 言

双向增强复合地基因其综合了水平加筋体与复合桩基的优点, 近年来被广泛应用于高速公路、铁路路基处理工程中。与此同时, 国内外学者对于其受力机理开展了广泛的研究, 荷载分担比与沉降作为表征双向增强复合地基工作性能的重要参数, 关于其计算方法的研究也越来越受到学术界的重视。饶为国等^[1]、郑俊杰等^[2]分别通过抛物线假设与圆弧假设来考虑加筋体的“拉膜效应”, 从而获得了桩土荷载分配的计算公式, 这两种假定由于计算简便, 后来也被其他学者广泛应用; Zhang 等^[3]结合弹性地基梁理论, 考虑桩

土刚度差异, 得到了双向增强复合地基沉降计算方法; 赵明华等^[4]以单桩影响范围内的加筋体为分析对象, 基于弹性地基板理论, 推导了三维条件下加筋体变形函数, 继而得到了桩土应力比的计算公式。上述方法只单纯地从加筋体将荷载向桩体转移的角度出发, 未考虑桩土相互作用与荷载重分布, 而对于高速公路、铁路来说, 路堤填土、加筋垫层及桩土加固区在受力变形过程中是相互影响的, 而并非独立存在, 为此,

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51078138)

收稿日期: 2014-04-15

国内外学者在分析筋材变形的基础上加入了土拱效应的影响。其中, Hewlett 等^[5]基于室内试验, 通过圆弧形土拱假设建立极限状态下土拱模型, 获得了桩土荷载分担比的计算公式, 而后, 不少学者基于此模型考虑了路堤对双向增强复合地基的影响。陈福全等^[6]考虑土拱的三维效应, 对 Hewlett 土拱模型进行了改进, 在此基础上引入加筋体抛物线假设, 获得了同时考虑路堤土拱效应与筋材拉膜效应的荷载分担比计算方法; 李波等^[7]利用 Hewlett 土拱模型, 考虑加筋体三维变形, 实现了三维状态下考虑路堤土拱与加筋体影响的桩土荷载分担比计算。但由于 Hewlett 模型是基于极限状态提出来的, 无法考虑桩土加固区变形对于土拱效应发挥程度影响, 导致了无论桩土发生何种程度的变形, 传递至加筋体上部的荷载都是不变的, 这显然与实际情况不符。

针对上述情况, 国内外学者从“等沉面”角度出发, 在 Terzaghi 土拱理论基础上, 提出并发展了“土柱模型”^[8-14], 从而获得了路堤桩土荷载分配与差异沉降的数学关系。“土柱模型”的提出为分析路堤、复合地基共同作用提供了新的思路, 借助于该模型, 学者们纷纷从桩土相互作用及加筋体受力变形两方面入手, 建立了考虑变形协调的路堤-垫层-桩土加固区共同作用模型。陈仁朋等^[9-10]通过深入分析桩体受力变形特点, 假定桩侧摩阻力非线性分布模式, 获得了复合桩基荷载分担比与沉降的计算方法, 但未考虑筋材的影响与地基土的成层性; 陈昌富等^[11]假设加筋体变形为旋转曲面, 从而考虑了筋材的弯拉特性, 但没有涉及桩土加固区的分析; 俞缙等^[12]根据柔性桩的受力特点, 假设了桩侧摩阻力的线性分布模式, 考虑了筋材“拉膜效应”, 结合“土柱模型”, 得到了关于等沉面高度的代数方程组, 进而提出了桩土应力比的计算方法, 由于采用了筋材变形抛物线假设, 所建立的模型并非严格意义上的三维模型, 也同样未考虑地基的成层性; 谭慧明等^[13]考虑加筋垫层的柔性筏板效应, 基于小挠度弹性地基板理论, 建立了路堤荷载下双向增强复合地基的变形计算的三维模型, 但同样未涉及桩土相互作用分析。张军等^[14]引入大挠度矩形薄板理论并假定其变形为重三角函数形式, 以此兼顾加筋体的“筏板效应”与“拉膜效应”, 建立了路堤-垫层-桩土加固区变形协调三维模型, 获得了桩土应力比的有限差分解, 并提出了复合薄板计算参数的取值方法, 但矩形薄板理论适合于方形布桩并不适合于梅花形布桩, 此外, 文章中采用的复合薄板模量是垫层中散体材料与筋材模量的加权求出的, 这样便考虑了散体材料对抗拉刚度的贡献, 而由于散体材料本身并没有抗拉强度, 这样假设与实际不符。

综上可知, 上述文献中, 大多事先假定了加筋体的变形形式, 不能真实反映筋材的受力状态, 此外, 在桩土相互作用分析方面, 从桩土滑移的角度出发建立微分方程组的方法, 求解难度较大, 而通过假定摩阻分布形式的方法则难以考虑地基土的成层性。针对上述状况, 同时为兼顾方形布桩与梅花形布桩, 本文以单桩有效影响圆范围内的路堤与复合地基为分析对象^[15], 引入大挠度环形薄板来考虑加筋垫层的“柔性筏板效应”与“拉膜效应”, 并从其控制微分方程出发获得了加筋体的挠曲变形函数, 从而得出了筋材应力状态的计算方法, 同时通过假定桩土相对位移模式, 考虑地基成层性, 最后结合土柱模型建立了路堤、水平加筋体、桩体、桩间土协调变形三维模型, 获得了路堤荷载作用下双向增强复合地基的荷载分担比及沉降计算方法, 以期进一步完善双向增强复合地基的设计计算理论。

1 计算模型与分析方法

1.1 路堤土拱效应分析

内土柱侧摩阻力发挥程度与相对位移有关, 即在等沉面处为 0, 在路堤底面达到最大值, 同时, 摩阻力大小也与土柱截面应力有关, 故在等沉面以下, 内外土柱间的摩阻力可按式计算:

$$\tau_e = \beta f K_e p_{ep} \quad (1)$$

式中 τ_e 为内外土柱之间的摩阻力; β 为与相对位移有关摩擦力发挥程度系数, 简化计算时取 1; 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_e 为路堤填土侧向土压力系数, $K_e = \tan^2(45 - \varphi_e/2)$; p_{ep} 为桩顶内土柱横截面轴向平均应力; γ_e 为填土重度; H 为路堤填土高度。

如图 1 所示, 取内土柱厚度为 dz 的单元体, 结合式 (1), 由 z 方向受力平衡得

$$\frac{dp_{ep}}{dz} = \frac{4fK_e}{d_c} p_{ep} + \gamma_e \quad (2)$$

式中, γ_e 为路堤填料重度, d_c 为桩帽直径。

在等沉面处, 即 $z=0$, 有如下应力边界条件:

$$p_{ep}|_{z=0} = \gamma_e(H - H_e) \quad (3)$$

结合式 (3), 将式 (2) 积分, 可得等沉面以下内土柱各截面应力:

$$p_{ep} = \frac{\gamma_e d_c}{4fK_e} e^{\frac{4fK_e}{d_c} z} + \gamma_e(H - H_e)e^{\frac{4fK_e}{d_c} z} - \frac{\gamma_e d_c}{4fK_e} \quad (4)$$

根据 z 处填土体受力平衡, 则有

$$\gamma_e z = m_c p_{ep} + (1 - m_c) p_{es} \quad (5)$$

式中, m_c 为桩帽置换率, p_{es} 为桩间土上外土柱截面轴

向平均应力。

桩顶填土受到来自桩顶反力导致的附加应力作用而产生压缩变形, 同时, 桩间填土通过内外土柱间的摩阻力使得部分自重荷载转移而产生回弹变形, 继而产生了相对位移, 即差异变形量, 而桩土差异沉降即为内外土柱从等沉面到路堤底面相对位移的累积, 故有

$$\begin{aligned} \Delta s &= \int_0^{H_c} \frac{p_{ep} - \gamma_e z - \gamma_e (H - H_c)}{E_c} dz + \int_0^{H_c} \frac{\gamma_e (H - H_c) + \gamma_e z - p_{es}}{E_c} dz \\ &= \frac{1}{(1-m_c)E_c} \left[\frac{\gamma_e d_c^2}{16f^2 K_c^2} e^{\frac{4fK_c H_c}{d_c}} + \frac{\gamma_e (H - H_c) d_c}{4fK_c} e^{\frac{4fK_c H_c}{d_c}} - \right. \\ &\quad \left. \frac{\gamma_e d_c}{4fK_c} H_c + \frac{\gamma_e}{2} H_c^2 - \gamma_e H H_c \right] - \\ &\quad \frac{1}{(1-m_c)E_c} \left[\frac{\gamma_e d_c^2}{16f^2 K_c^2} + \frac{\gamma_e (H - H_c) d_c}{4fK_c} \right], \quad (6) \end{aligned}$$

式中, E_c 为路堤填土的变形模量。

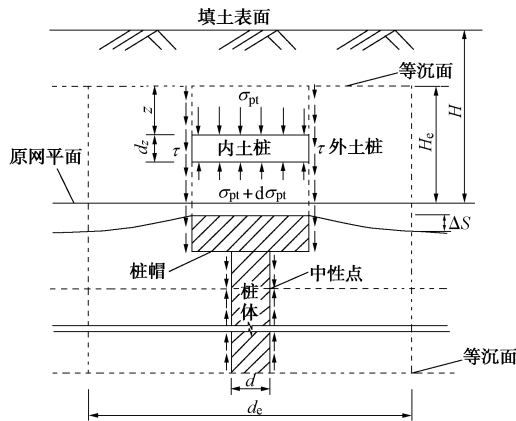


图 1 双向增强复合地基分析模型

Fig. 1 Analytical model for biaxial reinforcement composite foundation

1.2 加筋垫层受力变形分析

如前文所述, 为统一方形布桩与梅花形布桩的计算模式, 并与路堤等沉面分析模型一致, 如图 2 所示, 取外土柱下对应圆环为分析单元。

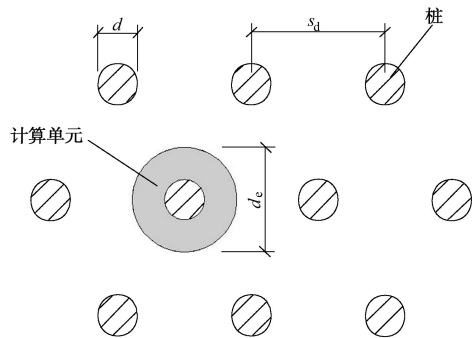


图 2 加筋垫层分析单元

Fig. 2 Analytical element of reinforced mattress

为考虑加筋垫层的“柔性筏板效应”与“拉膜效

应”, 本文引入环形大挠度薄板理论进行模拟。为简化计算, 对于边界条件作出如下基本假设: ①桩顶范围内加筋体由于上下表面承受的应力较高, 挠曲变形很小, 故认为桩间土范围内的加筋体在桩体边缘处边界条件为刚接^[13-14]; ②根据文献[15], 认为在模型边缘处剪力为 0, 故在单元体边缘处为水平剪支。

根据上述分析, 计算模型如图 3 所示。

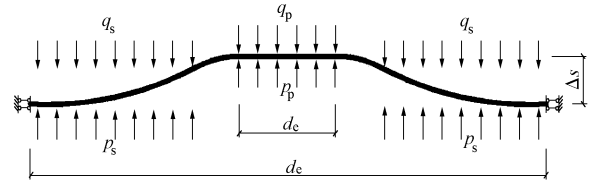


图 3 加筋垫层分析模型

Fig. 3 Analytical model for reinforced mattress

由于加筋垫层为各向异性材料, 其抗弯模量与抗拉模量往往不一致, 由于散体材料本身没有抗拉强度, 故复合薄板的抗拉模量实为筋材抗拉模量, 基于这一点, 本文中复合薄板抗弯模量按文献[14]方法取值, 复合抗拉模量则取筋材本身抗拉模量, 此外, 根据文献[14]复合板厚度取 0.08 m, 结合上述边界条件, 得到如下控制方程:

$$D \frac{d}{dr} \frac{1}{r} \frac{d}{dr} r \frac{dw}{dr} = N \frac{dw}{dr} + \frac{q}{2r} (r^2 - r_c^2), \quad (7a)$$

$$r \frac{d}{dr} \frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r^2 N) + \frac{E_g}{2} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 = 0. \quad (7b)$$

式中 D 为加筋体抗弯刚度, 即 $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$, 其中,

E 为加筋体抗弯复合弹性模量, h 为加筋体计算厚度, ν 为加筋体复合泊松比; w 为加筋体竖向挠曲位移; N 为加筋体径向拉力; q 为薄板所受均布净荷载, 即 $q = q_s - p_s$; E_g 为加筋体抗拉刚度。

根据假设, 边界条件为

$$\begin{cases} w(r_c) = 0, \\ \frac{dw}{dr}(r_c) = 0, \\ r_p \frac{dN}{dr} + (1-\nu)N = 0, \\ w(r_e) = \Delta s, \\ \frac{dw}{dr}(r_e) = 0, \\ r_e \frac{dN}{dr} + (1-\nu)N = 0. \end{cases} \quad (8)$$

本文引入小参数方法中的变参迭代法^[16]对上述边界条件下的大挠度环形薄板的变形进行求解, 目前变参迭代法已经成功求解了大挠度圆形薄板、弹性地基及非线性地基上的大挠度圆形薄板, 由于求解过程

中所产生公式十分冗长, 下面介绍求解过程:

引入量纲为一的量: $x = r/r_c$, $y = w\sqrt{12(1-\nu^2)}/h$, $\varphi = y'(x)$, $\varepsilon = 1 - (h/r_c)^2$, $\beta = r_c/r_e$, $\chi = E_g/(Eh)$, $S = 12N(1-\nu^2)/Eh$, $Q = 12(1-\nu^2)b^2q\sqrt{3(1-\nu^2)}/(Eh^2)$, 则方程组 (8) 转化为

$$\frac{d}{dx} \frac{1}{x} \frac{d}{dx} x\varphi = S\varphi + Q \left(x - \frac{1}{x} \right) + \varepsilon \frac{d}{dx} \frac{1}{x} \frac{d}{dx} x\varphi, \quad (9a)$$

$$x \frac{d}{dx} \frac{1}{x} \frac{d}{dx} (x^2 S) = -\frac{\chi}{2} (1-\varepsilon) \varphi^2. \quad (9b)$$

边界条件转化为

$$y(\beta) = 0, \quad (10a)$$

$$\varphi(\beta) = 0, \quad (10b)$$

$$\beta S + (1-\nu)S' = 0, \quad (10c)$$

$$y(1) = y_0, \quad (10d)$$

$$\varphi(1) = 0, \quad (10e)$$

$$S + (1-\nu)S' = 0. \quad (10f)$$

接下来, 利用下式, 求解一次边值 φ_1 与 y_1 :

$$\frac{d}{dx} \frac{1}{x} \frac{d}{dx} x\varphi_1 = Q \left(x - \frac{1}{x} \right). \quad (11)$$

得到 φ_1 与 y_1 后, 令其满足边界条件 (10a)、(10b)、(10d)、(10e), 取 $x=1$ 时, 可得一次边值问题中 Q 与 y_0 关系:

$$Q = \frac{32y_0}{9 + 16Z_{11} + 32Z_{12}}, \quad (12)$$

其中, Z_{11} 与 Z_{12} 为利用边界条件求出的相关系数。

将式 (12) 回代入 φ_1 表达式, 得到含 y_0 的 φ_1 表达式, 并将其代入方程 (9b) 求解 S_1 , 并令 S_1 满足边界条件 (10c) 与 (10f), 得到 S_1 表达式后, 将其代入下式中, 求解二次边值 φ_2 与 y_2 :

$$\frac{d}{dx} \frac{1}{x} \frac{d}{dx} x\varphi_2 = S_1\varphi_1 + Q \left(x - \frac{1}{x} \right) + \varepsilon \frac{d}{dx} \frac{1}{x} \frac{d}{dx} x\varphi_1. \quad (13)$$

令所求得的 φ_2 与 y_2 同样满足边界条件 (10a)、(10b)、(10d) 及 (10e), 取 $x=1$ 时, 可得二次边值问题中 Q 与 y_0 关系, 形式如下:

$$y_0 = Z_{21}Q + Z_{22}y_0 + Z_{23}y_0^3, \quad (14)$$

其中, Z_{21} , Z_{22} 与 Z_{23} 同样为利用边界条件求出的相关系数。

根据文献 [16], 可取二次边值作为薄板挠度, 同时筋材应力状态可通过 S_1 量纲化求得, 将式 (14) 采用量纲量表达:

$$q_s - p_s = \frac{(1-Z_{22})Eh}{6Z_{21}b^2} \Delta s - \frac{2Z_{23}E}{Z_{21}hb^2} \Delta s^3, \quad (15)$$

式中, q_s 为桩间土范围内的路堤荷载, p_s 为桩间土顶面的平均竖向反力。

1.3 桩土加固区变形分析

1.1 与 1.2 节已分别解决了路堤与垫层中应力分布

与桩土差异沉降的关系, 所以本节主要目的是求解桩土加固区顶面荷载分布与桩土差异沉降之间的关系, 为保持上下模型一致, 同样采用单桩与加固范围形成的同心圆作为单元体进行分析。

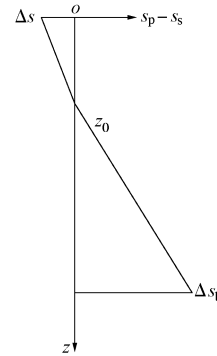


图 4 桩土线性相对位移模式

Fig. 4 Linear mode of relative displacement between pile and soil

如图 4 所示, 为简化计算, 本文从桩土相对位移模式入手, 结合赵明华等研究成果 [17], 假设桩土相对位移为线性, 故中性点上下部桩土相对位移表达式分别为

$$s_p - s_s = -\frac{\Delta s}{z_0} z + \Delta s \quad (0 \leq z \leq z_0), \quad (16a)$$

$$s_p - s_s = \frac{\Delta s_b}{z_0 - L} z - \frac{\Delta s_b z_0}{z_0 - L} \quad (z_0 \leq z \leq L), \quad (16b)$$

式中, s_p 与 s_s 分别为桩、土沉降, Δs_b 为桩端刺入持力层深度, z_0 为中性点位置, L 为桩长。

本文采用双曲线模型模拟桩侧摩阻力与桩土相对位移之间的关系, 同时考虑桩间土体的成层性, 为简化计算, 假设正、负摩阻力大小相同, 由此可得第 i 层土中桩侧正、负摩阻力荷载传递模型分别为

$$\begin{cases} \tau_{ti}(z) = \frac{s_p - s_s}{a_i + b_i(s_p - s_s)} & (0 \leq z \leq z_0) \\ \tau_{bi}(z) = \frac{s_p - s_s}{a_i - b_i(s_p - s_s)} & (z_0 \leq z \leq L) \end{cases}, \quad (17)$$

式中, τ_{bi} 与 τ_{ti} 分别为第 i 层土的正、负摩阻力, a_i , b_i 分别为双曲线模型相关系数, 其中, a_i , b_i 可根据 Castelli 双曲线荷载传递函数的取值方法 [18]。

根据桩体单元受力平衡, 可得

$$d\sigma_{pz} = \frac{2}{r_p} \tau(z) dz, \quad (18)$$

式中, σ_{pz} 为桩身轴力, r_p 为桩身半径。

假设桩间土分为 N 层, 中心点 z_0 位于第 i 层土中, 将式 (17)、(18) 代入式 (20) 中并积分, 可得各土层中桩身轴力:

$$\sigma_{pz} = \begin{cases} \left(\frac{2a_1 z_0}{r_p \Delta s b_1^2} \right) \ln \left(\frac{a_1 z_0 + b_1 \Delta s z_0}{b_1 \Delta s} - z \right) + \frac{2}{r_p b_1} z + C_{t1} & (0 \leq z \leq z_1) \\ \vdots & \\ \left(\frac{2a_i z_0}{r_p \Delta s b_i^2} \right) \ln \left(\frac{a_i z_0 + b_i \Delta s z_0}{b_i \Delta s} - z \right) + \frac{2}{r_p b_i} z + C_{ti} & (z_{i-1} \leq z \leq z_i) \\ \left(\frac{2a_i L - 2a_i z_0}{r_p \Delta s b_i^2} \right) \ln \left(z + \frac{a_i L - a_i z_0 + b_i \Delta s b_0 z_0}{b_i \Delta s b_0} \right) - \frac{2}{r_p b_i} z + C_{bi} & (z_0 \leq z \leq z_i) \\ \vdots & \\ \left(\frac{2a_N L - 2a_N z_0}{r_p \Delta s b_N^2} \right) \ln \left(z + \frac{a_N L - a_N z_0 + b_N \Delta s b_0 z_0}{b_N \Delta s b_0} \right) - \frac{2}{r_p b_N} z + C_{bN} & (z_{N-1} \leq z \leq L) \end{cases}, \quad (19)$$

式中,

$$C_{t1} = p_p - \left(\frac{2a_1 z_0}{r_p b_1^2 \Delta s} \right) \ln \left(\frac{a_1 z_0 + b_1 \Delta s z_0}{b_1 \Delta s} \right). \quad (20)$$

通过式 (19)、(20), 根据土层界面处轴力相等条件可求出其余待定系数。

由式 (19) 可得各土层中桩体压缩量为

$$s_{p1} = \frac{1}{E_p} \left[\left(\frac{2a_1 z_0}{r_p b_1^2 \Delta s} \right) \left[\left(z - \frac{a_1 z_0 + b_1 \Delta s z_0}{b_1 \Delta s} \right) \ln \left(\frac{a_1 z_0 + b_1 \Delta s z_0}{b_1 \Delta s} - z \right) - z \right] + \frac{1}{r_p b_1} z^2 + C_{b1} z \right] \Big|_0^{z_1},$$

$$\vdots$$

$$s_{pit} = \frac{1}{E_p} \left[\left(\frac{2a_i z_0}{r_p b_i^2 \Delta s} \right) \left[\left(z - \frac{a_i z_0 + b_i \Delta s z_0}{b_i \Delta s} \right) \ln \left(\frac{a_i z_0 + b_i \Delta s z_0}{b_i \Delta s} - z \right) - z \right] + \frac{1}{r_p b_i} z^2 + C_{bi} z \right] \Big|_{z_{i-1}}^{z_i},$$

$$\vdots$$

$$s_{pib} = \frac{1}{E_p} \left[\left(\frac{2a_i L - 2a_i z_0}{r_p \Delta s b_i^2} \right) \left[\left(z + \frac{a_i L - a_i z_0 + b_i \Delta s b_0 z_0}{b_i \Delta s b_0} \right) \ln \left(z + \frac{a_i L - a_i z_0 + b_i \Delta s b_0 z_0}{b_i \Delta s b_0} \right) - z \right] - \frac{1}{r_p b_i} z^2 + C_{ti} z \right] \Big|_{z_0}^{z_i},$$

$$\vdots$$

$$s_{pN} = \frac{1}{E_p} \left[\left(\frac{2a_N L - 2a_N z_0}{r_p \Delta s b_N^2} \right) \left[\left(z + \frac{a_N L - a_N z_0 + b_N \Delta s b_0 z_0}{b_N \Delta s b_0} \right) \ln \left(z + \frac{a_N L - a_N z_0 + b_N \Delta s b_0 z_0}{b_N \Delta s b_0} \right) - z \right] - \frac{1}{r_p b_N} z^2 + C_{tN} z \right] \Big|_{z_{N-1}}^L.$$

(21)

假定总荷载为 p_0 , 即 $p_0 = \gamma_e H$, 根据式 (21), 各层桩间土的压缩量为

$$\left. \begin{aligned} s_{s1} &= \frac{p_0 z_1 - m E_p s_{p1}}{E_{s1} (1-m)}, \\ &\vdots \\ s_{sit} &= \frac{p_0 (z_0 - z_{i-1}) - m E_p s_{pib}}{E_{si} (1-m)}, \\ s_{sib} &= \frac{p_0 (z_i - z_0) - m E_p s_{pit}}{E_{si} (1-m)}, \\ &\vdots \\ s_{sN} &= \frac{p_0 (L - z_{N-1}) - m E_p s_{pN}}{E_{sN} (1-m)}. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

根据中性点及桩端处的位移连续性条件, 可得如下方程:

$$\sum_{j=1}^{i-1} s_{sj} + s_{sit} - \left(\sum_{j=1}^{i-1} s_{pj} + s_{pit} \right) = \Delta s, \quad (23a)$$

$$\sum_{j=i+1}^N s_{sj} + s_{sib} - \left(\sum_{j=i+1}^N s_{pj} + s_{pib} \right) = \Delta s_b. \quad (23b)$$

综上所述, 要求出 Δs_b , 首先要通过方程 (23a) 得出中性点 z_0 的位置, 而 (23a) 是关于 z_0 的超越方程, 可采用试算法或二分法求解。

在求得 z_0 之后, 根据式 (21)、(22) 及 (23b), 得到桩端刺入持力层深度 Δs_b 、桩端应力 p_{pb} 以及下卧层顶面桩间土附加应力 p_{ps} 。

同时, 根据桩端应力 p_{pb} 以及下卧层顶面桩间土附加应力 p_{sb} , 也可获得桩端刺入量 Δs_b :

$$\Delta s_b = C_b (p_{pb} - p_{sb}), \quad (24)$$

式中, C_b 为下卧土层单位压力刺入量, 可按式 (25) 计算:

$$C_b = \frac{(1 - \mu_b^2) \omega \sqrt{A_p}}{E_b}, \quad (25)$$

式中, E_b 为下卧土层变形模量, μ_b 为下卧土层泊松比, ω 为沉降影响系数, A_p 为桩体面积。

1.4 荷载分担比与沉降计算

1.1~1.3 节已经分别解决了路堤、垫层及桩土加固区中差异沉降与荷载分配的关系, 根据连续及变形协调条件, 结合上述公式, 以等沉面高度 H_e 为试算变量, 以下卧层刺入量 Δs_b 为判别条件, 本文编制了相应的计算程序, 计算过程如下: ①假定等沉面高度 H_e , 根据式 (4)~(6), 得到垫层上部桩顶应力 p_{ep} 、桩间土应力 p_{es} 以及桩土差异沉降 Δs ; ②将 p_{ep} 、 p_{es} 以及 Δs , 代入式 (15), 获得桩间土顶面应力 p_s , 继而获得桩顶应力 p_p ; ③将垫层下部荷载分配以及桩土差异沉降 Δs , 结合式 (21)~(23a), 得到中性点位置 z_0 ; ④在确定 z_0 后, 通过式 (21)、(22)、(23b) 获得

桩端刺入持力层深度 Δs_{b1} 、桩端应力 p_{pb} 以及下卧层顶面桩间土附加应力 p_{sb} ；⑤通过式(24)同样可求出桩端刺入持力层深度 Δs_{b2} ，选取合适的精度要求 δ ，以 $|\Delta s_{b1} - \Delta s_{b2}| \leq \delta$ 为判据，通过调整 H_e 的取值，直至满足判据，然后结束计算输出结果。

计算过程如图5所示，从上述计算流程中可以看出，迅速准确地调整等沉面高度 H_e 是完成上述计算的关键，如果假设的 H_e 大于真实值，会造成 $\Delta s_{b2} > \Delta s_{b1}$ ，反之则 $\Delta s_{b2} < \Delta s_{b1}$ ，故可根据上述规律调整 H_e 。

按照上述过程进行计算，可以得到垫层下部桩帽与桩间土的应力 p_p 与 p_s ，由于在外侧土体拖拽作用下桩帽下部土体极易与桩帽脱开，本文为简化计算不考虑桩帽下部土体荷载对承载的贡献^[9]，故桩体荷载分担比 R_p 为

$$R_p = \frac{p_p}{p_0} \times 100\% \quad (26)$$

根据文献[17]，在得出桩端应力 p_{pb} 与下卧层顶面桩间土附加应力 p_{sb} 后，下卧层沉降量 s' 可用分层总和法进行计算，求出下卧层沉降量 s' ，然后结合式(23)、(24)，桩与桩间土体总沉降量分别为

$$s_p = \sum_{j=1}^{i-1} s_{pj} + s_{pit} + \sum_{j=i+1}^N s_{pj} + s' + \Delta s_b \quad (27a)$$

$$s_s = \sum_{j=1}^{i-1} s_{sj} + s_{sib} + s_{sit} + \sum_{j=i+1}^N s_{sj} + s' \quad (27b)$$

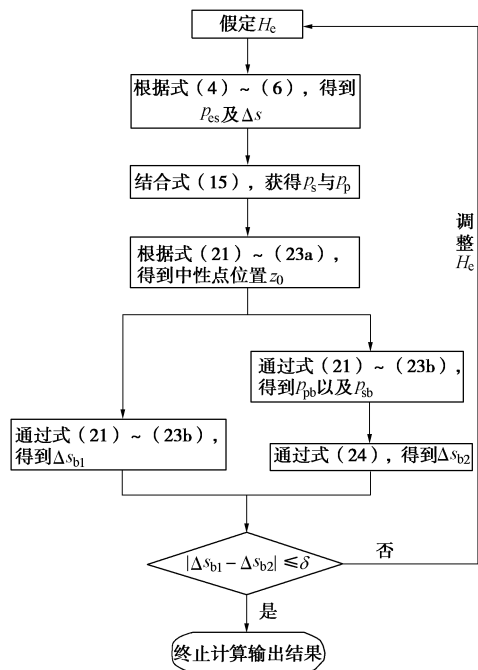


图5 计算流程图

Fig. 5 Flow chart of calculation

2 工程实例验证

2.1 算例 1

申苏浙皖高速公路，浙江段总长 89 km，现选取 K25+100 试验段现场测试结果^[19]对本文方法进行验证。其中，路堤顶面宽 35 m，坡倾 1：1.5，采用亚黏土-碎石混合填筑，平均重度为 22 kN/m³，压缩模量为 20 MPa，内摩擦角为 35°；地基采用预应力管桩进行处治，梅花型布桩，桩长均为 14 m，中心距为 2.0 m，等效成单桩影响范围直径为 2.10 m，桩帽为 C30 混凝土现浇方形板，宽度为 0.9 m，等效成圆形板直径为 1.03 m；桩帽顶面铺设一层高强度钢塑土工格栅，最大延伸率为 6%，抗拉强度为 120 kN/m，抗拉刚度为 2000 kN/m；试验段土层物理力学指标，如表 1 所示，其中 H_s 为土层厚度， γ_s 为重度， E_s 为压缩模量， φ'_s 为有效内摩擦角， c'_s 为有效黏聚力。

为简化计算不考虑桩帽下方土体对承载的贡献^[9]，采用本文方法求解出垫层底面桩土荷载分担比与桩、土沉降量分别如表 2、3 所示。

由表 2、3 可以看出，本文方法求得的荷载分担比较其它几种方法与实测值最为接近，桩、土沉降量与实测值也较为接近，证明了本文方法的合理性，其中，荷载分担比与桩体沉降较实测值偏大，桩间土沉降量较实测值偏小，这主要是由于本文的忽略了桩帽下部土体对承载的贡献，使该部分荷载传递至桩顶造成的。

表 1 地基土物理力学参数

Table 1 Physical and mechanical parameters of foundation soil

土层名称	H_s /m	γ_s /(kN·m ⁻³)	E_s /MPa	φ'_s /(°)	c'_s /kPa
粉质黏土	2.5~3.0	19.1	5.30	24	0
淤泥	2.0~3.9	17.3	1.47	20	0
淤泥质粉质黏土	15.0~16.5	17.1	2.07	22	0
亚黏土	12.0~13.2	18.9	6.91	25	0

表 2 荷载分担比实测与计算结果

Table 2 Test and calculated results of load sharing ratio (%)

	本文方法	文献[10]方法	英国规范 ^[18]	北欧手册 ^[18]
实测值	75.5	73.2	40.0	83.0

表 3 桩、土总沉降沉降实测与计算结果

Table 3 Test and calculated results of settlement (mm)

实测值		本文方法	
s_p	s_s	s_p	s_s
236.0	265.0	242.8	254.6

2.2 算例 2

闫澍旺等^[20]为研究路堤荷载下双向增强复合地基受力变形特性，采用 PLAXIS 数值软件对某高速公路工程试验路段进行了建模分析，工程概况如下：软土地基路段采用“土工格栅+水泥土夯实桩”进行处

理, 其中, 路堤高度为 10 m, 路堤填土平均重度为 18.6 kN/m³, 压缩模量为 10 MPa, 内摩擦角为 20°; 方形布桩, 桩径为 0.35 m, 桩长为 6.5 m, 中心距为 0.9 m, 桩身模量为 50 MPa, 桩端落入亚黏土层中; 路堤底面设置一层土工格栅, 抗拉刚度为 500 kN/m, 格栅下部铺设厚度 0.3 m 的黄土垫层, 重度为 18.6 kN/m³, 变形模量 9 MPa; 试验段土层物理力学指标, 如表 4 所示, 其中 E_0 为变形模量。

表 4 地基土物理力学参数

Table 4 Physical and mechanical parameters of foundation soil					
土层名称	H_{st} /m	γ_s /(kN·m ⁻³)	E_0 /MPa	φ'_s /(°)	c'_s /kPa
人工填土	1.0	18.6	7.0	15.0	30
淤泥质土	4.5	18.0	2.2	8.5	18
亚黏土	4.5	19.0	7.2	25.0	45

为验证本文的合理性, 采用本文方法对上述工程中路堤中心下复合地基沉降进行计算, 并与文献[20]中的数值模拟的结果进行对比, 结果如表 5 所示。

表 5 沉降结果对比

Table 5 Numerical and calculated results of settlement (mm)		
数值模拟	本文方法	
s	s_p	s_s
130	134.7	140.8

由表 5 可以看出, 本文方法求得的桩、土沉降量与数值模拟结果较为接近, 证明了本文方法的合理性。

3 参数分析

下面以算例 1 参数为基础, 对路堤高度 H 、桩帽宽度 a_c 、筋材抗拉模量 E_g 对中性点位置 z_0 、桩土差异沉降 Δs 以及中面最大拉应力 σ_t 的影响进行分析, 分析结果如下所示。

如图 6 所示, 随着路堤高度 H 与桩帽宽度 a_c 的增加, 中性点位置 z_0 会不断上移, 且趋势越来越大。这是由于随着路堤自重应力的增加与桩帽面积的增大, 桩体向上刺入的难度增加, 导致了桩顶平面处桩土差异沉降减小, 从而造成了中性点上移。

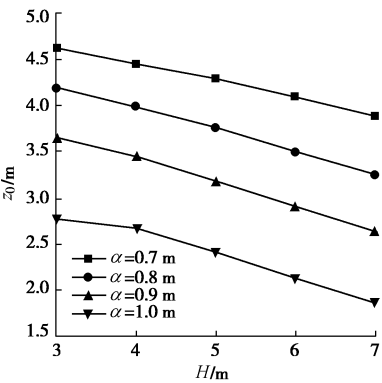


图 6 中性点位置与路堤高度的关系
Fig. 6 Relation between z_0 and H

从图 7 可以看出, 随着路堤高度 H 的增加, 桩土差异沉降 Δs 会随之增大但趋势会逐渐减缓, 而桩帽宽度 a_c 的增加, 则会导致桩土差异沉降的不断减小。其中路堤高度越高, 桩帽宽度 a_c 对于 Δs 的影响越显著。

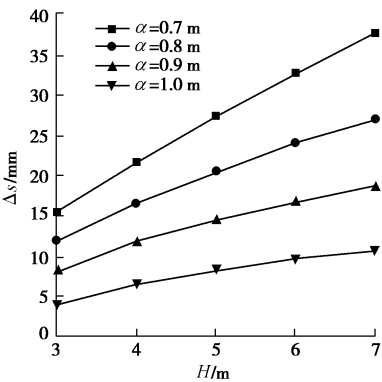


图 7 桩土差异沉降与路堤高度的关系
Fig. 7 Relation between Δs and H

图 8 表示的是不同路堤高度条件下, 筋材抗拉模量 E_g 对桩土差异沉降 Δs 的影响。从图 8 中可以看出, 随着筋材模量的增加, 差异沉降 Δs 会随之减小, 但减幅有限, 不过, 随着路堤填筑高度的增加, 筋材模量对于差异沉降的影响愈加显著。

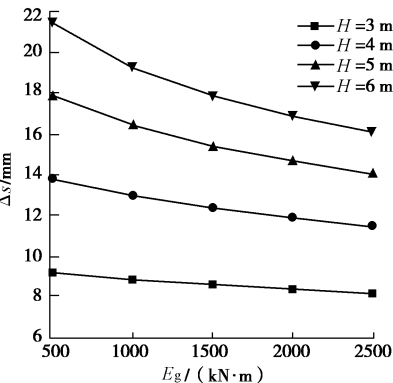


图 8 差异沉降与筋材抗拉模量
Fig. 8 Relation between Δs and E_g

图 9 反映的是不同路堤高度与桩帽宽度条件下, 复合薄板中面最大拉应力的变化情况, 这代表着加筋

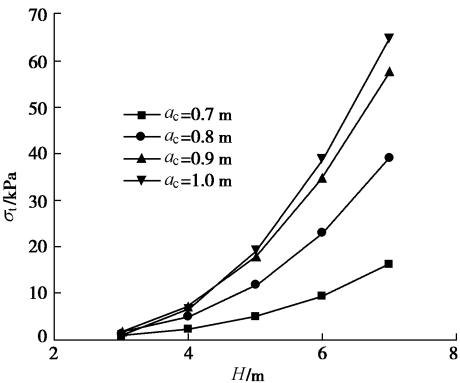


图 9 中面最大应力与路堤高度的关系
Fig. 9 Relation between σ_t and H

垫层“拉膜效应”的发挥程度。从图9中可以看出,复合薄板中面最大拉应力 σ_t 对路堤高度的变化十分敏感,说明较高的路堤高度可有效发挥加筋垫层的“拉膜效应”,这与文献[15]数值模拟结果较为吻合,与此同时,在高路堤条件下,桩帽宽度 a_c 对 σ_t 的影响也较为显著,但随着 a_c 的增加, σ_t 的增大趋势会放缓,这一规律与文献[21]数值模拟结果十分吻合。

4 结 论

本文针对路堤荷载下双向增强复合地基受力变形特性,以单桩有效影响圆范围内的路堤与复合地基为分析对象,建立了路堤、水平加筋体、桩体以及桩间土协调变形的三维模型,获得了路堤荷载作用下双向增强复合地基的荷载分担比及沉降计算方法,同时利用此模型进行了相应的参数分析,得到了以下4点结论。

(1) 引入大挠度环形薄板来考虑加筋垫层的“柔性筏板效应”与“拉膜效应”,导出了加筋体的挠曲变形函数,得到了筋材应力状态的计算方法;通过假定的桩土相对位移模式,考虑了地基成层性。

(2) 参数分析表明:随着路堤高度与桩帽宽度的增加,中性点位置会不断上移,且趋势越来越大;桩土差异沉降会随着路堤高度的增加而增加,但增长趋势会逐渐减缓;桩帽宽度的增加,则会导致桩土差异沉降的不断减小,尤其在路堤高度越高时,而桩帽宽度对于桩土差异沉降的影响越显著。

(3) 随着筋材抗拉模量的增加,差异沉降会随之减小,尤其是在高路堤条件下,这种影响会更加显著;同时,复合薄板中面最大拉应力会随着路堤高度的增加而显著增大,说明较高的路堤高度可有效发挥加筋垫层的“拉膜效应”,在高路堤条件下,桩帽宽度对的影响也较为显著,但随着桩帽宽度的增加,中面最大拉应力的增大趋势会放缓。

(4) 本文为简化计算,忽略了桩帽下部土体的对承载的贡献,关于此部分土体的承载特性,有待进一步探讨。

参考文献:

- [1] 饶为国, 赵成刚. 桩-网复合地基桩土应力比分析与计算[J]. 土木工程学报, 2002, 35(2): 74 - 80. (RAO Wei-guo, ZHAO Cheng-gang. The behavior of pile-net composite foundation[J]. China Civil Engineering Journal, 2002, 35(2): 74 - 80. (in Chinese))
- [2] 郑俊杰, 陈保国, ABUSHARAR S W. 双向增强复合地基桩土应力比分析与计算[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2007, 35(7): 110 - 113. (ZHENG Jun-jie, CHEN Bao-guo, ABUSHARAR S W. Pile-soil stress ratio of two-directed reinforcement composite foundation[J]. Journal of Huazhong of Science and Technology (Nature and Science Edition), 2007, 35(7): 110 - 113. (in Chinese))
- [3] ZHANG L, ZHAO M, HU Y, et al. Semi-analytical solutions geocell-reinforced and pile-supported embankment[J]. Computers and Geotechnics, 2012, 44: 167 - 175.
- [4] 赵明华, 刘敦平, 张 玲. 双向增强体复合地基桩土应力比计算[J]. 工程力学, 2009, 26(2): 176 - 181. (ZHAO Ming-hua, LIU Dun-ping, ZHANG Ling. Calculation for pile-soil stress ratio of two-direction reinforced composite foundation[J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(2): 176 - 181. (in Chinese))
- [5] HEWLETT W J, RANDOL M F. Analysis of piled embankment[J]. Ground Engineering, 1998, 21(3): 12 - 18.
- [6] 陈福全, 李阿池. 桩承式加筋路堤的改进设计方法[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 embankment on soft soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(12): 1804 - 1808. (in Chinese))
- [7] 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 Bo, HUANG Mao-song, YE Guan-bao. 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))
- [8] 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 foundation under embankment[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(4): 674 - 677. (in Chinese))
- [9] 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): 7 - 13. (CHEN Ren-peng, XU Feng, CHEN Yun-min, et al. Analysis of behavior of rigid pile-supported embankment in soft ground[J]. Chinese Journal of Highway and Transport, 2003, 18(3): 7 - 13. (in Chinese))
- [10] CHEN R P, CHEN Y M, HAN J, et al. A theoretical solution for pile-supported embankment under one-dimensional compression[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, 45(5): 611 - 623.

- [11] 陈昌富 周志军. 双向增强体复合地基桩土应力比计算分析[J]. 岩土力学, 2009, **30**(9): 2660 - 2666. (CHEN Chang-fu, ZHOU Zhi-jun. Analysis of pile-soil stress ratio for double reinforced composite ground[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(9): 2660 - 2666. (in Chinese))
- [12] 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 Jin, ZHOU Yi-tao, BAO Sheng, et. Pile-soil stress ratio of deformable pile-supported and geosynthetic-reinforced embankment[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(5): 705 - 713. (in Chinese))
- [13] 谭慧明, 刘汉龙. 桩承式加筋路堤中路堤与褥垫层共同作用理论分析[J]. 岩土力学, 2008, **29**(8): 2271 - 2276. (TAN Yao-ming, LIU Han-long. Theoretical analysis of cushion and embankment fills in pile-supported embankment[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, **29**(8): 2271 - 2276. (in Chinese)).
- [14] 张 军, 郑俊杰, 马 强. 路堤荷载下双向增强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))
- [15] HAN J, GABR M A. Numerical analysis of geosynthetic-reinforced and pile supported earth platforms over soft soil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2002, **128**(1): 44 - 55.
- [16] 王新志, 荣海敏, 赵永刚. 非线性弹性地基上圆薄板的大挠度问题[J]. 甘肃工业大学学报, 2001, **24**(4): 102 - 103. (WANG Xin-zhi, RONG Hai-min, ZHAO Yong-gang. Large deflection problem of circular thin plate on nonlinear elastic foundation[J]. Journal of Gansu University of Technology, 2001, **24**(4): 102 - 103. (in Chinese))
- [17] 赵明华, 何腊平, 张 玲. 基于荷载传递法的 CFG 桩复合地基沉降计算[J]. 岩土力学, 2010, **31**(3): 839 - 844. (ZHAO Ming-hua, HE La-ping, ZHANG Ling. Settlement calculation of CFG pile composite foundation based on load transfer method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(3): 839 - 844. (in Chinese))
- [18] 张 雁, 刘金波. 桩基手册[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2009. (ZHANG Yan, LIU Jin-bo. Pile foundation manual[M]. China Architecture and Building Press, 1999 (in Chinese))
- [19] 徐正中, 陈仁朋, 陈云敏. 软土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, **28**(11): 2336 - 2341. (XU Zheng-zhong, CHEN Ren-peng, CHEN Yun-min. 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, **28**(11): 2336 - 2341. (in Chinese))
- [20] 闫澍旺, 周宏杰, 崔 激, 等. 水泥土桩与土工格栅联合加固沟谷软基机理研究[J]. 岩土力学, 2005, **26**(4): 633 - 637. (YAN Shu-wang, ZHOU Hong-jie, CUI Wei, et al. Study on geogrid-reinforced and pile-supported embankment over gulch weak subsoil [J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, **26**(4): 633 - 637. (in Chinese))
- [21] 孙铂琦. 带刚性中心圆薄膜大挠度问题[D]. 重庆: 重庆大学, 2008. (SUN Bo-qi, Large deflection of circular membrane containing a concentric rigid inclusion[D]. Chongqing: Chongqing University, 2008. (in Chinese))