

带帽桩复合地基复合桩土应力比的计算及影响因素分析

雷金波^{1,2}, 姜弘道², 郑云扬¹, 张少钦¹, 况森保¹

(1. 南昌航空工业学院 土木建筑系, 江西 南昌 330046; 2. 河海大学 土木工程学院, 江苏 南京 210098)

摘 要: 在分析带帽刚性桩复合地基试验成果的基础上, 提出复合桩土应力比的概念, 以合理反映带帽桩复合地基的力学性状。以土力学和弹性理论为基础, 基于合理假定, 采用等沉面的思想, 考虑复合桩体发生上、下刺入变形现象, 推导出能够反映层状不均质地基和带帽桩复合地基空间三维沉降变形特征的复合桩土应力比隐式计算公式。通过工程算例, 分析了桩体中心间距、桩长、桩帽尺寸、垫层变形模量、下卧层土体变形模量、桩帽间土体变形模量和静止侧压力系数等因素的影响, 提出了利用复合桩土应力比进行带帽桩复合地基按桩帽间土体沉降量控制优化设计的思路。

关键词: 带帽刚性桩复合地基; 复合桩土应力比; 等沉面; 控制沉降; 桩帽间土体

中图分类号: TU 44

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2005)11-1300-06

作者简介: 雷金波(1973-), 男, 讲师, 博士, 主要从事复合地基理论、地下结构等方面的研究工作。

Calculation and analysis of composite pile-soil stress ratio of composite foundation with capped rigid pile

LEI Jin-bo^{1,2}, JIANG Hong-dao², ZHENG Yun-yang¹, ZHANG Shao-qin¹, KUANG Sen-bao¹

(1. Department of Civil and Architecture, Nanchang Institute of Aeronautical Technology, Nanchang 330034, China; 2. Civil Engineering Institute, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: The conception of stress ratio of composite pile-soil was put forward on the basis of test data of composite foundation of rigid pile with cap to describe its mechanical behavior. Based the on soil mechanics, elastic theory and some reasonable assumption, adopting the method of the equal settlement section, considering the penetration of top and fir of pile, the calculation formula of composite foundation with capped rigid pile was proposed, which showed the characteristics of layered soil and its 3D settlement deformation. The spacing and length of pile, size of pile cap, modulus of cushion, modulus of underlying soil layers, modulus of soil besides pile caps and K_0 were discussed with practical engineering example. It was shown that the optimized design of the composite foundation with capped rigid pile could be performed with the method.

Key words: rigid pile with cap composite foundation; composite pile-soil stress ratio; equal settlement section; control settlement; soil beside pile caps

0 前 言

文献[1]指出, 采用控制沉降设计理论, 将带帽刚性桩应用于某高速公路深厚软土地基处理中, 取得了良好的社会效益。通过对现场试桩成果分析, 桩帽顶部与桩帽间土体之间存在沉降差, 桩帽间土体下陷, 桩帽顶向上刺入了碎石褥垫层, 同时桩尖处存在一定的桩端阻力, 说明桩尖也会向下刺入下卧层中。理论上由于桩体刚度比土体大得多, 桩身压缩量比加固区土体的压缩量要小, 根据复合地基的形成条件, 桩体必会产生上、下刺入现象。在这种情况下, 褥垫层—带帽桩—土体三者之间的共同作用非常复杂, 已有成果基本上是在单向均质的无帽桩复合地基模式下进行分析和计算的^[2-4]。对于带帽桩复合地基沉降计算应考虑三维情况, 以反映复合地基的空间变形特征,

如何确定桩土荷载分配关系是沉降计算的关键所在。本文提出复合桩土应力比的概念, 基于合理假定, 并以土力学和弹性理论为基础, 采用等沉面^[5]的思想, 考虑桩帽顶和桩端发生上、下刺入变形现象, 推导出带帽桩复合地基复合桩土应力比的隐式计算公式, 最后通过工程算例, 分析了桩体中心间距、桩长、桩帽尺寸、垫层变形模量、下卧层土体变形模量、桩帽间土体变形模量和静止侧压力系数等因素的影响, 表明该方法较先进。

1 桩土应力比与复合桩土应力比

对竖向增强体复合地基(实质上是对等效单元

体)而言, 桩土应力比一般是指桩顶的平均应力与桩间土表面的平均应力的比值^[6-7]。由此可看出, 一定的荷载水平可以分解为桩体承担荷载和桩间土承担荷载两组, 桩顶、桩间土表面平均应力是有明确界限的, 对于常见的桩型(类似于等截面直杆)复合地基来说, 桩与桩间土所分担的荷载可以满足这一点; 其次桩体和桩间土用来作比较的应力是有明确位置的, 即在桩顶位置和桩间土表面, 基本上处于同一水平截面上, 两者在不同位置上的应力值及其比值一般不相同。对带帽桩复合地基来说, 究竟是用桩帽顶的平均应力还是用桩顶位置上的平均应力, 是只用桩帽间土体表面的平均应力还是用包含了桩帽下土体的整个土体表面的平均应力, 为此, 根据试验结果, 提出复合桩土应力比的概念, 以区别于一般概念的桩土应力比。定义复合桩土应力比为荷载通过褥垫层的传递调节作用于桩帽顶和桩帽间土体表面上, 桩帽顶平均应力与桩帽间土体表面平均应力的比值。桩帽顶荷载由桩体和桩帽下土体共同承担, 桩帽顶的平均应力包含了桩帽下土体所承担的一部分, 故用复合桩土应力比来描述带帽桩复合地基的力学性状比较确切。同理定义复合桩面积置换率为桩帽顶的面积与其相应的处理面积之比值。

2 基本假设

- (1) 在路堤设计荷载作用下, 带帽桩、褥垫层、桩帽间土体和桩帽下土体均简化为线弹性体。
- (2) 桩帽起刚性板作用, 将桩帽、桩体和桩帽下土体视为一个复合桩体, 带帽单桩复合地基等效单元体是由复合桩体与复合桩周土体(即桩帽间土体)所组成, 考虑复合桩体与复合桩周土体之间的摩擦阻力, 不考虑桩身与桩帽下土体之间的摩擦阻力。狭义上说, 复合桩体可看成是一种特殊的无帽桩, 带帽桩可看作是无帽桩的一种特例。
- (3) 桩体刚度大且桩径比桩帽尺寸小得多, 可不考虑复合桩体和复合桩周土体的径向变形。
- (4) 复合桩体中桩体和桩帽下土体共同工作, 桩帽下土体在桩帽承载作用的影响下可以随桩身一起发生变形, 且竖向变形量与桩身压缩量相同, 复合桩体的压缩变形量可以用带帽桩身压缩量来代替。
- (5) 考虑桩体的影响和土层的不均质性, 把加固区复合桩周土体简化为层状地基, 同层土体视为均质; 相应层间微段复合桩体侧摩阻力分布形式近似采用 Berrum 摩擦力公式, 加固区内复合桩体侧摩阻力分布形式整体为非线性。
- (6) 载荷板绝对刚性, 垫层、桩端平面处土体分

别采用 Winkler 地基模型。

3 计算模型的建立

试验表明, 在褥垫层传递上覆荷载的作用下, 复合桩体会产生上刺、下刺的变形现象, 这就使得复合桩体在桩身范围内的压缩变形与复合桩周土体的压缩变形不完全一致, 在复合桩体一定深度 L_0 范围内会出现负摩擦阻力, 即复合桩体一定深度 L_0 处会出现复合桩体与复合桩周土体沉降变形量相等的等沉面。在等沉面以上, 复合桩周土体将相对复合桩体向下移动, 从而对复合桩体产生负摩擦阻力; 在等沉面以下, 复合桩体将相对于复合桩周土体产生向下的移动, 复合桩周土体又对复合桩体产生正摩擦阻力^[5]。根据工程实践, 建立带帽单桩复合地基受力变形计算模型, 如图 1 所示。

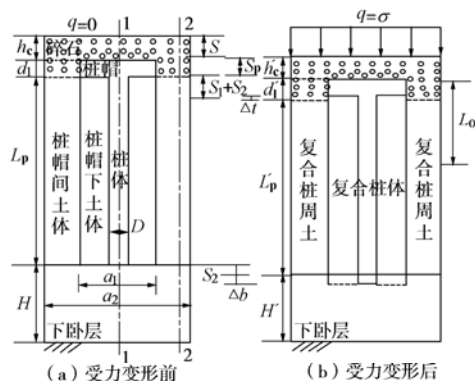


图 1 带帽桩复合地基受力变形图

Fig. 1 Loading and deformation of composite foundation with capped rigid pile

图中 D_p 为桩径, 桩帽尺寸为 $a_1 \times a_1 \times d_1$, 承台尺寸为 $a_2 \times a_2 \times d_2$, 桩体横截面积为 $A_p = \delta D_p^2 / 4$, 复合桩体的横截面积 $A_{cp} = a_1^2$, 复合桩周土体横截面积 $A_s = a_2^2 - a_1^2$, 复合桩体处理面积为 $A = a_2^2$ 。由于忽略复合桩体和复合桩周土体的径向变形, 则复合桩面积置换率是一定值, 为 $m_c = A_{cp} / A$, 并设 $m_{sp} = A_s / A_p$ 。在荷载 q 作用下, 载荷板底面总沉降为 S , 加固区压缩总量为 S_1 , 下卧层的压缩量总量为 S_2 , 桩帽顶上刺入量为 Δ_1 , 桩端下刺入量为 Δ_0 。

4 变形协调方程的建立及求解

4.1 变形协调方程的建立

均布荷载 q 经过褥垫层调整后, 假设作用于复合桩体顶面的均布荷载为 σ_{cp} , 作用于复合桩周土体顶面的均布荷载为 σ_{st} 。取纵断面 1-1 与纵断面 2-2, 对复合桩体与复合桩周土体进行变形分析, 以建立两者之间的变形协调方程。

等沉面以上, 纵断面 2-2 的复合桩周土体的压缩变形量应等于纵断面 1-1 的复合桩体的压缩变形量与复合桩体刺入褥垫层的刺入量之和, 即

$$\int_0^{L_0} \varepsilon_{su}(z) dz = \int_0^{L_0} \varepsilon_{pu}(z) dz + \Delta_1, \quad (1)$$

式中 $\varepsilon_{su}(z)$ 、 $\varepsilon_{pu}(z)$ 分别为等沉面以上复合桩周土体和复合桩体的竖向应变。

等沉面以下, 纵断面 2-2 的复合桩周土的压缩变形量应等于纵断面 1-1 的复合桩体的压缩变形量与复合桩体刺入下卧层的刺入量之和, 即

$$\int_{L_0}^{L_p} \varepsilon_{sd}(z) dz = \int_{L_0}^{L_p} \varepsilon_{pd}(z) dz + \Delta_0, \quad (2)$$

式中 $\varepsilon_{sd}(z)$ 、 $\varepsilon_{pd}(z)$ 分别为等沉面以下复合桩周土体和复合桩体的竖向应变。

4.2 等沉面以上变形协调方程的求解

根据假设 (5), 不妨设等沉面以上复合桩周土体层数为 n_1 , 并将等沉面以上复合桩中桩体分成 n_1 段, 每段建立局部坐标 z_i , 坐标原点位于每个微段的上方。

(1) 复合桩周土体压缩变形量的求解

设等沉面以上的第 i 段复合桩周土体厚度为 l_{ui} ($i=1, \dots, n_1$), $0 \leq z_i \leq l_{ui}$, 取微段为研究对象, 如图 2 所示(根据带帽单桩复合地基计算模型的对称性, 等效单元体外侧表面的摩擦阻力为 0)。

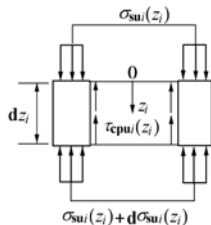


图 2 复合桩周土单元受力图

Fig. 2 Forces acting on soil element

不考虑复合桩周土体自重, 仅考虑附加应力, 由微段的竖向静力平衡条件可得

$$\frac{d\sigma_{sui}(z_i)}{dz_i} + \frac{4a_1}{A_{s2}} \tau_{cpu}(z_i) = 0. \quad (3)$$

试桩结果表明, 桩侧摩阻力可采用 Berrum 摩擦力公式, 即 $\tau_{cpu}(z_i) = K_{0ui} \cdot \tan \varphi_{ui} \cdot \sigma_{sui}(z_i)$, K_{0ui} 、 φ_{ui} 分别为第 i 段复合桩体中桩帽边缘土与土的静止侧压力系数、内摩擦角; $\sigma_{sui}(z_i)$ 为第 i 段复合桩周土体 z_i 平面位置的竖向有效应力, 则式 (3) 可简化为

$$\frac{d\sigma_{sui}(z_i)}{dz_i} + \alpha_{ui} \sigma_{sui}(z_i) = 0, \quad (4)$$

式中 $\alpha_{ui} = \frac{4a_1}{A_s} K_{0ui} \cdot \tan \varphi_{ui}$ 。求解式 (4), 并结合边界条件, 当 $z_i = 0$ 时, $\sigma_{sui}(z_i) = \sigma_{sui}$, 得

$$\sigma_{sui}(z_i) = \sigma_{sui} e^{-\alpha_{ui} z_i}, \quad (5)$$

式中 σ_{sui} 为等沉面以上第 i 段复合桩周土体顶面的竖向应力值, 当 $i=1$ 时, 有 $\sigma_{sui} = \sigma_{st}$ 。

根据复合桩周土体应力连续条件, 第 $i-1$ 段复合桩周土体底部竖向应力等于第 i 段复合桩周土体顶面竖向应力, 即

$$\sigma_{sui}(0) = \sigma_{sui(i-1)}(l_{ui(i-1)}). \quad (6)$$

根据假设 (3), 有 $\varepsilon_{sui}(x_i) = \varepsilon_{sui}(y_i) = 0$, 结合广义胡克定律, 则第 i 段复合桩周土体的竖向平均应变为

$$\varepsilon_{sui}(z_i) = \frac{1}{E_{sui}} \left(1 - \frac{2\mu_{sui}^2}{1-\mu_{sui}} \right) \sigma_{sui}(z_i), \quad (7)$$

式中 E_{sui} 、 μ_{sui} 分别为等沉面以上第 i 段复合桩周土体的变形模量和泊松比; 第 i 段复合桩周土体的压缩变形量为

$$s_{su}^i = \frac{\beta_{ui}}{\alpha_{ui}} \sigma_{sui} (1 - e^{-\alpha_{ui} l_{ui}}), \quad (8)$$

式中 $\beta_{ui} = \frac{1}{E_{sui}} \left(1 - \frac{2\mu_{sui}^2}{1-\mu_{sui}} \right)$ 。等沉面以上复合桩周土体总的压缩变形量为

$$\int_0^{L_0} \varepsilon_{su}(z) dz = \sum_{i=1}^{n_1} s_{su}^i. \quad (9)$$

(2) 复合桩体压缩变形量的求解

对应第 i 段复合桩周土体, 有相应第 i 段复合桩体, 取微段为研究对象, 如图 3 所示。不考虑复合桩体自重, 仅考虑附加应力, 由微段的竖向静力平衡条件可得

$$\sigma_{cpu}(z_i) = \sigma_{cpu} + \frac{4a_1}{A_p} \int_0^{z_i} \tau_{cpu}(z_i) dz_i, \quad (10)$$

式中 σ_{cpu} 、 $\sigma_{cpu}(z_i)$ 分别为等沉面以上第 i 段复合桩体顶面位置处、 z_i 平面位置处的轴向应力。把 $\tau_{cpu}(z_i) = K_{0ui} \cdot \tan \varphi_{ui} \cdot \sigma_{sui} e^{-\alpha_{ui} z_i}$ 代入式 (10) 并整理得

$$\sigma_{cpu}(z_i) = \sigma_{cpu} + m_{sp} \sigma_{sui} (1 - e^{-\alpha_{ui} z_i}), \quad (11)$$

当 $i=1$ 时, 有 $\sigma_{cpu1} = \sigma_{cpt}$ 。同理, 有 $\sigma_{cpu}(0) = \sigma_{cpu(i-1)}(l_{i-1})$ 。

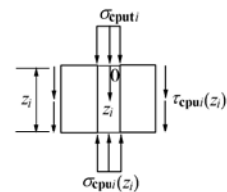


图 3 复合桩体单元受力图

Fig. 3 Forces acting on composite pile element

根据基本假设 (3) 并结合广义胡克定律, 同理可求出第 i 段复合桩体的轴向平均应变为

$$\varepsilon_{cpu}(z_i) = \frac{1}{E_{pu}} \left(1 - \frac{2\mu_{pu}^2}{1-\mu_{pu}} \right) \sigma_{cpu}(z_i), \quad (12)$$

式中 E_{pu} 、 μ_{pu} 为等沉面上第 i 段复合桩体中桩体的

弹性模量和泊松比。第 i 段复合桩体的压缩变形量为

$$s_{\text{pu}}^i = \gamma_{\text{ui}} (\sigma_{\text{cpui}} + m_{\text{sp}} \sigma_{\text{sui}}) l_{\text{ui}} + \frac{\gamma_{\text{ui}}}{\alpha_{\text{ui}}} m_{\text{sp}} \sigma_{\text{sui}} (e^{-\alpha_{\text{ui}} l_{\text{ui}}} - 1), \quad (13)$$

式中 $\gamma_{\text{ui}} = \frac{1}{E_{\text{pui}}} (1 - \frac{2\mu_{\text{pui}}^2}{1 - \mu_{\text{pui}}})$ 。等沉面以上复合桩体总的压缩变形量为

$$\int_0^{L_0} \epsilon_{\text{pu}}(z) dz = \sum_{i=1}^{n_1} s_{\text{pu}}^i. \quad (14)$$

(3) 复合桩体上刺量的计算

复合桩体向上刺入褥垫层的变形量为

$$\Delta_{\text{t}} = c_{\text{t}} (\sigma_{\text{cpt}} - \sigma_{\text{st}}), \quad (15)$$

式中 c_{t} 为复合桩体顶面作用于垫层单位压力时的竖向刺入变形量 (m/kPa)。把式 (9)、(14)、(15) 代入式 (1), 得

$$\sum_{i=1}^{n_1} s_{\text{su}}^i = \sum_{i=1}^{n_1} s_{\text{pu}}^i + \Delta_{\text{t}}. \quad (16)$$

4.3 等沉面以下变形协调方程的求解

设等沉面以下复合桩周土土层数为 n_2 , 复合桩中桩体分成 n_2 段, 每段建立局部坐标 z_j , 坐标原点位于每个微段的上方, 求解方法同上。

(1) 复合桩周土体压缩变形量的求解

在等沉面以下的第 j 段复合桩周土体厚度为 l_{dj} ($j=1, 2, \dots, n_2$), $0 \leq z_j \leq l_{\text{dj}}$, 如图 4 所示。

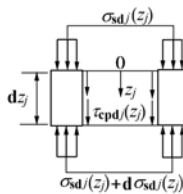


图 4 复合桩周土体单元受力图

Fig. 4 Forces acting on soil element around composite piles

等沉面以下复合桩周土体总的压缩变形量为

$$\int_0^{L_0} \epsilon_{\text{sd}}(z) dz = \sum_{j=1}^{n_2} s_{\text{sd}}^j, \quad (17)$$

式中 $s_{\text{sd}}^j = \frac{\beta_{\text{dj}}}{\alpha_{\text{dj}}} \sigma_{\text{sdtj}} (e^{\alpha_{\text{dj}} l_{\text{dj}}} - 1)$, 其中,

$$\beta_{\text{dj}} = \frac{1}{E_{\text{sdj}}} (1 - \frac{2\mu_{\text{sdj}}^2}{1 - \mu_{\text{sdj}}}), \quad \alpha_{\text{dj}} = \frac{4a_1}{A_s} K_{0\text{dj}} \cdot \tan \varphi_{\text{dj}}, \quad E_{\text{sdj}},$$

μ_{sdj} 、 $K_{0\text{dj}}$ 、 φ_{dj} 分别为等沉面以下第 j 段复合桩周土体的变形模量、泊松比、桩帽边缘土与土的静止侧压力系数和内摩擦角; σ_{sdtj} 为第 j 段复合桩周土体顶面的竖向应力值, 当 $j=1$ 时, $\sigma_{\text{sdt1}} = \sigma_{\text{sut1}}(l_{\text{n1}})$, 并有 $\sigma_{\text{sdj}}(0) = \sigma_{\text{sd}(j-1)}(l_{\text{d}(j-1)})$ 。

(2) 复合桩体压缩变形量的求解

对应第 j 段复合桩周土体 ($j=1, \dots, n_2$), 有相

应第 j 段复合桩体, 取微段为研究对象, 如图 5 所示。等沉面下复合桩体总的压缩变形量为

$$\int_0^{L_0} \epsilon_{\text{pd}}(z) dz = \sum_{j=1}^{n_2} s_{\text{pd}}^j, \quad (18)$$

式中 $s_{\text{pd}}^j = \gamma_{\text{dj}} (\sigma_{\text{cpdj}} + m_{\text{sp}} \sigma_{\text{sdtj}}) l_{\text{dj}} - \frac{\gamma_{\text{dj}}}{\alpha_{\text{dj}}} \sigma_{\text{sdtj}} (e^{\alpha_{\text{dj}} l_{\text{dj}}} - 1)$,

其中, $\gamma_{\text{dj}} = \frac{1}{E_{\text{pdj}}} (1 - \frac{2\mu_{\text{pdj}}^2}{1 - \mu_{\text{pdj}}})$, E_{pdj} 、 μ_{pdj} 分别为

等沉面以下第 j 段复合桩体中桩体的弹性模量和泊松比, σ_{cpdj} 为等沉面以下第 j 段复合桩体顶面位置处的轴向应力, 当 $j=1$ 时, 有 $\sigma_{\text{cpd1}} = \sigma_{\text{cpun1}}(l_{\text{n1}})$, 并有 $\sigma_{\text{cpdj}}(0) = \sigma_{\text{cpd}(j-1)}(l_{\text{d}(j-1)})$ 。

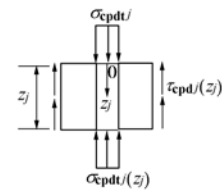


图 5 复合桩体单元受力图

Fig. 5 Forces acting on composite pile element

(3) 复合桩体下刺量的计算

复合桩顶向下刺入下卧层中的变形量为

$$\Delta_{\text{b}} = c_{\text{b}} (\sigma_{\text{cpb}} - \sigma_{\text{sb}}), \quad (19)$$

式中 σ_{cpb} 、 σ_{sb} 分别为等沉面以下复合桩体底面处桩体底面与复合桩周土体底面的竖向应力 (kPa), c_{b} 为复合桩体底面作用于下卧层单位压力时的竖向刺入变形 (m/kPa)。 $\sigma_{\text{sb}} = \sigma_{\text{sdt}n_2} e^{\alpha_{\text{dn2}} l_{\text{n2}}}$, $\sigma_{\text{cpb}} = \sigma_{\text{cpd}n_2} - m_{\text{sp}} \sigma_{\text{sdt}n_2} (e^{\alpha_{\text{dn2}} l_{\text{dn2}}} - 1)$ 。把 (17)、(18)、(19) 代入式 (2) 可得

$$\sum_{j=1}^{n_2} s_{\text{sd}}^j = \sum_{j=1}^{n_2} s_{\text{pd}}^j + \Delta_{\text{b}}. \quad (20)$$

4.4 褥垫层静力平衡方程

以带帽桩复合地基的碎石褥垫层为研究对象, 列竖向静力平衡方程:

$$\sigma = m_{\text{c}} \sigma_{\text{cpt}} + (1 - m_{\text{c}}) \sigma_{\text{st}}. \quad (21)$$

4.5 求解方法

若已知桩体、土体和垫层的某些参数, 并把 σ_{cpt} 和 σ_{st} 作为待定的已知参数, 利用以上相应公式, 逐次递推叠代, 联立求解式 (16)、(20) 和 (21), 可以确定复合桩土应力比 n 、等沉面位置 L_0 , 进而确定出 σ_{cpt} 和 σ_{st} 。

4.6 几种特殊情况

(1) 如果是均质地基, 则有 $n_1 = 1$, $n_2 = 1$, $l_1 = L_0$,

$l_2 = L_0 - L_0$ 。

(2) 如果复合桩体是端承桩型, 不发生下刺变形,

仅考虑复合桩体上刺现象, 有 $n_2 = 0$, $L_0 = L_p$ 。

(3) 如果复合桩体不发生上刺入变形, 仅考虑复合桩体下刺入现象, 有 $n_1 = 0$, $L_0 = 0$ 。

5 工程算例及影响因素分析

考虑桩体中心间距、桩长、桩帽尺寸、垫层变形模量、下卧层土体变形模量、桩帽间土体变形模量、静止侧压力系数等因素对复合桩土应力比的影响。

5.1 计算参数

各工况计算的基本参数确定如下: 桩长 29 m, 桩径 0.4 m, 桩帽尺寸 1.5 m, 桩体中心间距 3.0 m, 桩体的弹性模量 35 GPa、泊松比 0.167, 垫层变形模量 20 MPa (相当于 $c_1 = 0.00005$ m/kPa), 下卧层变形模量 20 MPa (相当于 $c_b = 0.00005$ m/kPa), 限于篇幅, 其它计算参数和工程地质条件请参见文献[1]。分析某种因素对复合桩土应力比的影响时, 只改变该因素的计算参数, 其它各种影响因素的计算参数均取基本参数值, 不考虑各因素相互间对复合桩土应力比的叠加影响。

5.2 计算结果

各种影响因素的计算结果, 分别如图 6~12 所示。

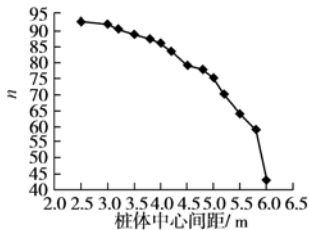


图 6 桩间距与 n 关系

Fig. 6 The relation between the spacing and n

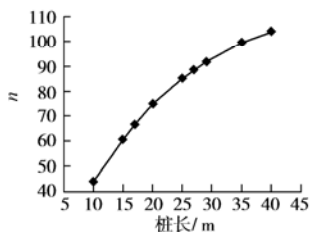


图 7 桩长与 n 关系

Fig. 7 The relation between the length of pile and n

5.3 影响因素分析

(1) 桩体中心间距的影响: 如图 6 所示, 复合桩土应力比随桩体中心间距增大而逐渐减小, 说明桩帽间土体所分担的荷载随桩体中心间距的增大而增大。桩帽间土体所分担的荷载越大, 对应所产生的沉降量也就越大, 一旦桩体中心间距超过某一值时, 桩帽间土体所分担的荷载将超过其容许的极限承载力, 从而导致桩帽间土体承载力不足, 其沉降量过大, 桩帽间

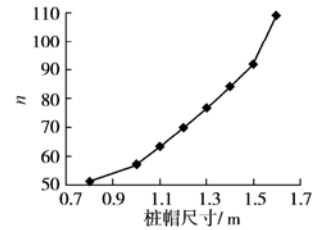


图 8 桩帽尺寸与 n 关系

Fig. 8 The relation between size of pile cap and n

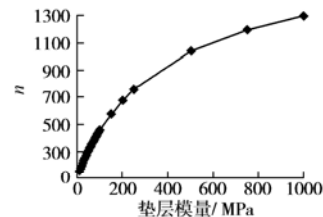


图 9 垫层模量与 n 关系

Fig. 9 The relation between modulus of cushion and n

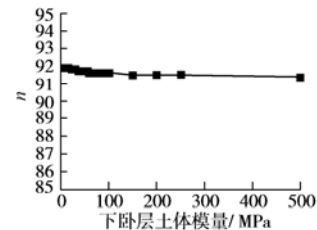


图 10 土体模量与 n 关系

Fig. 10 The relation between modulus of soil and n

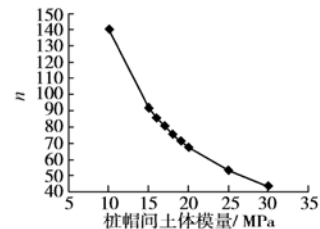


图 11 土体模量与 n 关系

Fig. 11 The relation between modulus of soil and n

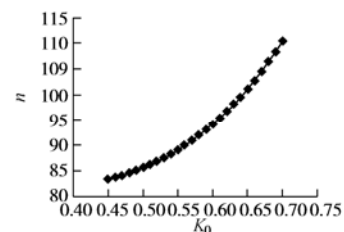


图 12 侧压力系数与 n 关系

Fig. 12 The relation between K_0 and n

土体下陷, 引起复合桩体上刺, 甚至发生复合地基破坏现象。从该角度考虑, 带帽刚性桩复合地基的破坏实质上就是桩帽间土体的承载力超过其极限承载力, 沉降量过大。因此对于带帽桩复合地基可以以达

到桩帽间土体极限承载力或控制桩帽间土体的沉降量为目标,进行带帽桩复合地基优化设计。

(2) 桩长的影响:如图 7 所示,复合桩土应力比随桩长增加而逐渐增大,桩体越长,复合桩体承担的荷载越大,桩帽间土体分担的荷载就越小,桩帽间土体发挥的作用也就越小,因此,应选择合理桩长,充分发挥桩帽间土体的承载作用。

(3) 桩帽尺寸的影响:如图 8 所示,图中显示复合桩土应力随桩帽尺寸的增大而逐渐减小。

(4) 垫层变形模量的影响:如图 9 所示,复合桩土应力比随垫层变形模量的增大而逐渐增大。垫层变形模量越大,刚度也就越大,其性质越接近于刚性基础,由于复合桩体比桩帽间土体的变形模量大得多,作用于复合桩体的荷载也就越大,桩帽间土体分担的荷载随之减小,从而使得复合桩土应力比增大。因此应选择合理垫层材料,充分发挥桩帽间土体的承载作用。

(5) 下卧层土体变形模量的影响:如图 10 所示,复合桩土应力比随下卧层土体模量增大而减小,但受其影响的效果不是很明显。

(6) 桩帽间土体变形模量的影响:如图 11 所示,复合桩土应力比随桩帽间土体变形模量的增大而减小。桩帽间土体变形模量越大,其刚度增大,能分担到的荷载也就越多,复合桩土应力比随之减小。

(7) 静止侧压力系数的影响:如图 12 所示,复合桩土应力比随静止侧压力系数增大而逐渐增大。静止侧压力系数增大,土体的内摩擦角减小,桩帽间土体的变形模量减小,分担的荷载减少,复合桩土应力比增大。

6 结 论

(1) 本文推导的带帽桩复合地基复合桩土应力比隐式公式能够考虑土体有侧限条件的影响,能够反映出层状不均质地基、复合地基空间三维沉降变形特征,与桩体弹模、桩长、桩体中心间距、桩帽大小、土质

条件、垫层材料及厚度等因素有关,各因素的影响程度如何量化及其综合影响本文未考虑,工程中复合桩土应力比是各种因素的综合反映,应进一步研究各种因素的综合影响。完善模型和基本假设,以能够反映出荷载水平对复合桩土应力比的影响。

(2) 按照本文方法,可以通过确定带帽桩复合地基的复合桩土应力比数值,确定桩帽间土体表面作用的荷载,以分层总和法只计算桩帽间土体的沉降量,以此来估算带帽桩复合地基的总沉降量。

(3) 可以利用本方法进行带帽桩复合地基优化设计。通过调整桩体中心间距和桩帽尺寸以改变复合桩土应力比大小,改变桩帽间土体分担荷载,也可配合预压措施,达到桩帽间土体的沉降量满足高速公路工后沉降量控制标准的目的,最大限度发挥桩帽间土体的承载作用。

(4) 该方法也适用于无帽、柔性桩复合地基桩土应力比的计算和分析。

参考文献:

- [1] 雷金波,徐泽中,姜弘道,等.PTC 型控沉疏桩复合地基试验研究[J].岩土工程学报,2005,27(6):652-656.
- [2] 朱世哲,徐日庆,等.带垫层刚性桩复合地基桩土应力比的计算与分析[J].岩土力学,2004,25(5):814-817.
- [3] 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.
- [4] 伊尧国,全志利,周长青.软土地区桩体复合地基沉降变形与稳定性分析[J].天津城市建设学院学报,2001,7(4):252-257.
- [5] 折学森.软土地基沉降计算[M].北京:人民交通出版社,1998.
- [6] 龚晓南.复合地基理论及工程实践[M].北京:中国建筑工业出版社,2002.
- [7] 阎明礼,张东刚.CFG 桩复合地基技术及工程实践[M].北京:中国水利水电出版社,2001.