

深中通道沉管隧道复合地基沉降特性研究

贾绍明¹, 王启铜², 宋神友², 金文良², 付佰勇³, 陈卓杰⁴

(1. 广东省交通运输厅, 广东 广州 510101; 2. 深中通道管理中心, 广东 广州 510600;

3. 中交公路长大桥梁建设国家工程研究中心有限公司, 北京 100088;

4. 浙江大学 滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058)

摘要: 深中通道是国内首次大规模使用水下深层水泥搅拌桩处理沉管隧道地基的超级工程, 具有碎石垫层厚度大、深层水泥搅拌桩置换率高等特点, 目前相关研究较少。为了研究厚垫层和高置换率深层水泥搅拌桩复合地基的沉降变形规律, 在现场荷载板试验结果的基础上, 将碎石垫层、复合地基和桩端全风化岩层视为一个共同作用的系统, 假设在桩土分界面处桩土位移模式非同步, 同一深度处桩间土体的位移模式非协调, 考虑系统各部分在交界面上应力和变形连续, 通过对典型单元体的分析, 推导了复合地基桩土应力比和沉降的求解公式, 最后将计算结果与现场荷载板试验结果和传统方法进行了对比验证。研究结果表明: 本文方法计算所得沉降与实测沉降相比误差在 8.0% 以内, 计算精度优于传统方法, 并且沉降随荷载的变化趋势大体相同, 说明本文方法能较好地反映沉管隧道复合地基的沉降特性; 根据本文方法计算得到的桩土应力比与实测桩土应力比相比误差在 -7.0% 以内, 可以认为理论计算的结果可靠。

关键词: 沉管隧道; 复合地基; 沉降计算; 解析法; 荷载传递

中图分类号: TU472

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2024)02-0229-09

Study on settlement characteristics of composite foundation of Shenzhen-Zhongshan link immersed tube tunnel

JIA Shaoming¹, WANG Qitong², SONG Shenyou², JIN Wenliang², FU Baiyong³, CHEN Zhuojie⁴

(1. Department of Transportation of Guangdong Province, Guangzhou 510101, China;

2. Shenzhen-Zhongshan Link Administration Center, Guangzhou 510600, China;

3. CCCC Highway Bridges National Engineering Research Center Co., Ltd., Beijing 100088, China;

4. Research Center of Coastland Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: The Shenzhen-Zhongshan Link is the first super project in China to use underwater deep cement mixing pile to treat the foundation of immersed tunnel on a large scale, and it has the characteristics of large gravel cushion thickness and high replacement rate of deep cement mixing piles. At present, there are few relevant studies. In order to study the settlement deformation law of thick cushion and deep cement mixing pile composite foundation with high replacement rate, on the basis of the field load plate test results, the gravel cushion, composite foundation and completely weathered rock at the pile end were considered as a joint action system. Assuming that the displacement mode of pile and soil at the pile soil interface is not synchronous, and the displacement mode of soil between piles at the same depth is not coordinated, and considering that the stress and deformation of each part of the system are continuous at the interface, the formulas for calculating the pile-soil stress ratio and settlement of composite foundation were derived through the analysis of typical elements. Finally, the results were compared with the field load plate test results and traditional method. The results show that the error between the settlement calculated by this method and the measured settlement is less than 8%, the calculation accuracy is better than the traditional method, and the change trend of settlement with load is basically the same, indicating that the method in this paper can better reflect the settlement characteristics of composite foundation of immersed tube tunnel. The error between the pile-soil stress ratio calculated by this method and the measured pile-soil stress ratio is within -7%, which can be considered as reliable.

收稿日期: 2022-11-30

修回日期: 2024-03-21

基金项目: 广东省重点领域研发计划项目(2019B111105002)

第一作者: 贾绍明(1965—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事高速公路建设管理研究。E-mail: 180419969@qq.com

通信作者: 陈卓杰(1998—), 男, 硕士生, 主要从事复合地基研究。E-mail: 2286849665@qq.com

Key words: immersed tube tunnel; composite foundation; settlement calculation; analytical method; load transfer

随着我国基础建设的不断发展,跨海工程也越来越多。沉管隧道具有施工周期较短、防水性能较高、地质适应能力较强等优点,因此在跨海工程中得到了广泛地应用^[1]。深层水泥搅拌桩(以下简称 DCM 桩)稳定性高、施工工艺简单、强度可靠,常被用于处理软土地基^[2],深中通道更是我国首次大规模使用水下 DCM 桩处理沉管隧道地基的超级工程。

为了探究碎石垫层和 DCM 桩复合地基沉降变形规律,深中通道开展了现场载荷板试验,测得了沉降和桩土应力比,但未对其作用机理进行深入分析^[3]。关于复合地基的沉降变形规律,国内外很多学者都做了大量的工作,主要可以分为现场或室内模型试验^[4-5]、数值模拟^[6-8]和理论解析^[9-10]这三个方面。在复合地基沉降变形解析解方面,Alamgir^[11]认为桩间土体的沉降具有不均匀性,推导了柔性基础下端承桩复合地基桩侧摩阻力、桩身应力以及沉降计算的解析表达式,但没有考虑桩土界面的相对滑移;杨涛^[12]在此基础上引进了“中性点”的概念,通过假设中性点的位置以及桩侧摩阻力沿桩长的分布形式,推导了柔性基础下悬桩复合地基的沉降计算解析式;吕文志等^[13]将复合地基各部分视为一个相互作用的系统,考虑各部分在分界面处的应力和变形协调,得到了柔性基础下复合地基沉降和桩土应力比的求解公式;张可能等^[14]基于荷载传递法和最小势能原理,建立了柔性桩复合地基系统的总势能表达式,提出了加固区和下卧层压缩量的计算方法,但相关参数的选取对计算结果的影响较大;罗强等^[15]考虑了桩土界面处的相对滑移和桩间土的非均匀变形,建立了桩侧摩阻力弹性区非线性变化和塑性区非均匀变化的分布模型,得到了路堤荷载下刚性桩复合地基沉降计算解析方法。俞建霖等^[16]考虑了界面相对位移对侧摩阻力的影响,基于荷载传

递法的基本原理,得到了刚性基础下砼芯水泥土桩复合地基的沉降计算方法。

考虑到海洋环境的复杂性和海底施工对施工质量的影响,深中通道采取了厚垫层加高置换率 DCM 桩的地基处理方案。然而目前关于复合地基的理论研究大多基于陆域工况,对海底 DCM 桩复合地基的研究鲜有报道,同时也很少考虑桩土间的相对位移、复合地基各部分的相互作用^[11-12, 14]及垫层自身的沉降^[13, 15-16]对复合地基的影响,因此不能较好反映复合地基的荷载传递机理与沉降特性,计算得到的复合地基沉降与桩土应力比与实际情况相差较大,计算结果的准确性难以保证。由于相关的研究较少,因此从工作特性、荷载传递规律、理论计算方法等各方面对其展开系统研究就显得很有必要。

本文在现场载荷板试验的基础上,将碎石垫层、复合地基、桩端全风化岩层视为一个共同作用的系统,考虑了三者 in 分界面处应力和变形的耦合关系及厚垫层对复合地基荷载传递规律的影响,采用了能同时体现桩土界面处桩土位移非同步性和同一平面处桩间土沉降非均匀性的桩土位移模式,研究了碎石垫层、桩体以及地基土体的荷载传递规律和沉降变形的求解。

1 现场载荷板试验

1.1 工程概况

深中通道作为国家“十三五”重大工程和《珠三角规划纲要》确定建设的重大交通基础设施项目,是推动粤港澳大湾区建设的重要工程、粤东通往粤西乃至大西南的便捷通道。深中通道集“桥、岛、隧、水下互通”于一体,其隧道总长 6 845 m,其中沉管段长 5 035 m。深中通道沉管隧道工程概况如图 1 所示。

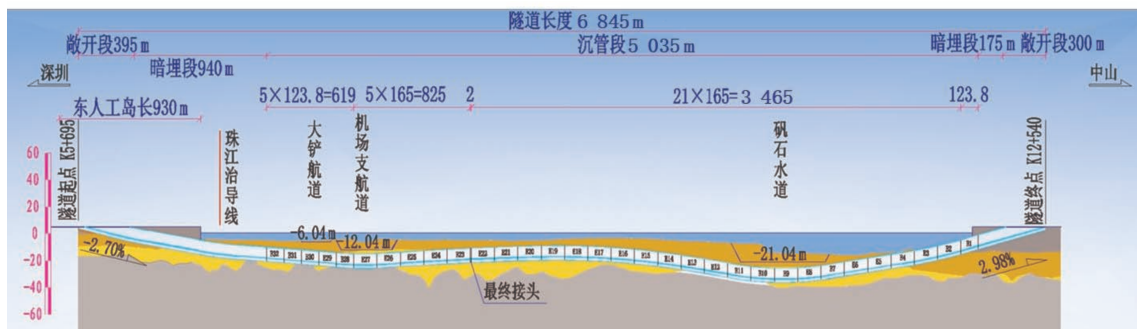


图1 深中通道沉管隧道工程概况

Fig. 1 Project overview of Shenzhen-Zhongshan Link immersed tube tunnel

深中通道作为国内首次采用 DCM 桩处理沉管隧道地基的超级工程, 其中西岛斜坡段采用了碎石垫层和 DCM 桩的地基处理方案. DCM 桩采用单桩式布置形式, 单桩直径为 1.3 m, 搭接 0.3 m, 4 桩一簇, 等效直径为 2.3 m. 单桩纵向间距为 3 m, 横向间距为 3 m、4 m 和 5 m, 综合置换率为 41.0%~47.4%. 试验区域典型断面各种材料基本物理力学参数见表 1^[3], 其中桩间土体相关参数采用桩长范围内各土层厚度的加权平均值.

表 1 各种材料基本物理力学参数
Tab. 1 Basic physical and mechanical parameters of various materials

土层	饱和重度 /kN·m ⁻³	平均厚度 /m	压缩模量 /MPa	泊松比
碎石垫层	21.0	1.0	10.0	0.30
桩间土体	18.4	18.0	4.5	0.38
全风化岩层	20.3	3.0	50.0	0.35
水泥搅拌桩	22.0	18.0	150.0	0.25

1.2 试验方案

为了探究碎石垫层与 DCM 桩复合地基的沉降变形规律, 在经 DCM 桩加固至少 60 d 后, 进行西岛斜坡段复合地基的现场荷载板试验. 现场荷载板试验方案、沉降测点及土压力盒埋设位置分别如图 2 和表 2 所示.

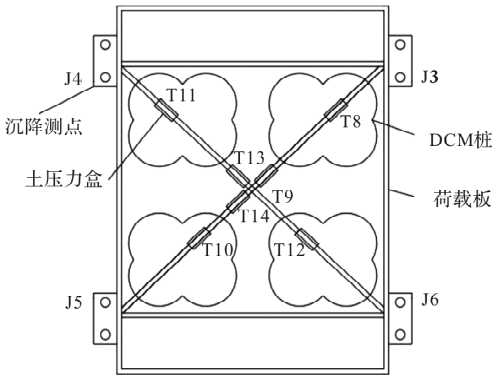


图 2 沉降测点及土压力盒埋设位置
Fig. 2 Settlement measuring points and burial position of earth pressure boxes

表 2 现场荷载板试验方案
Tab. 2 Scheme of field load plate test

桩长/m	桩数 布置	承压面积 /m ²	目标承载力 /kPa	最大试验荷载 /kN
18	4 桩 3 m×3 m	36	211.1	≥7 612.8

1.3 试验结果

由于试验环境的影响, 本次试验分 4 级加

载, 得到的位移曲线如图 3 所示. 由图 3 可知, 沉降曲线呈非线性变化, 最终变形呈稳定状态. 在第一级荷载(62.8 kPa)作用下, 荷载板的沉降量为 64.9 mm; 在第四级荷载(211.1 kPa)作用下, 荷载板的沉降量为 107.7 mm. 第一级荷载约占总荷载值的 30%, 此级荷载作用下荷载板沉降较大, 占总沉降值的 60%以上. 对试验结果进一步分析发现, 由于垫层铺设的厚度不均匀及开挖时桩头掉渣清理不完全, 导致碎石垫层的初始模量较小, 在第一级荷载作用下压缩量较大, 此时复合地基沉降主要为垫层自身的沉降. 由此可见, 海底复合地基的荷载传递机理和沉降特性与陆地复合地基不同, 二者有较为明显的差异, 因此对海底复合地基具体的作用机理展开理论研究, 分析其沉降变形规律, 具有十分重要的意义.

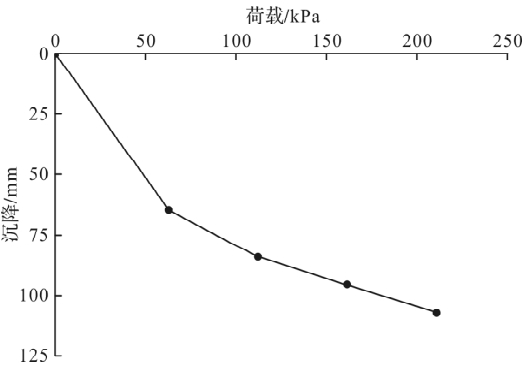


图 3 荷载-位移曲线
Fig. 3 Load-displacement curve

2 沉管隧道复合地基沉降解析法

2.1 推导计算模型和基本假设

2.1.1 推导计算模型

考虑到深中通道沉管隧道基础的宽度较大, 为了简化计算模型, 可取由单个桩体与其影响范围内土体组成的同心圆柱体作为典型单元体进行分析, 如图 4 所示.

假设单桩等效半径为 a , 影响范围内土体的等效半径为 b , 后者可以通过布桩方式和桩间距得到

$$b = c_g S / 2 \tag{1}$$

式中: c_g 为布桩方式影响系数, 正三角形布桩时取 1.05, 正方形布桩时取 1.13, 矩形布桩时取 1.13 $\sqrt{S_1 S_2}$ (S_1 、 S_2 分别为桩纵向间距和横向间距)^[17]; S 为桩间距.

深中通道沉管隧道复合地基受力变形情况见

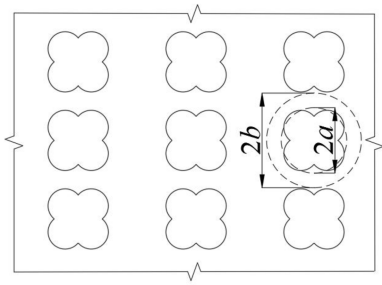


图 4 典型单元体示意图

Fig. 4 Schematic diagram of typical unit

图 5. 如图 5 所示, 将桩体及其上方的碎石垫层形成的圆柱形区域简化为直径为 $2a$ 的内土柱, 单桩加固影响范围内的桩周土体及其上方的碎石垫层形成的圆筒形区域简化为外径为 $2b$ 、内径为 $2a$ 的外土柱, 内土柱和外土柱间由于相对滑动在分界面处存在摩阻力, 在单桩加固影响范围边界即外土柱外表面处的摩阻力为零。

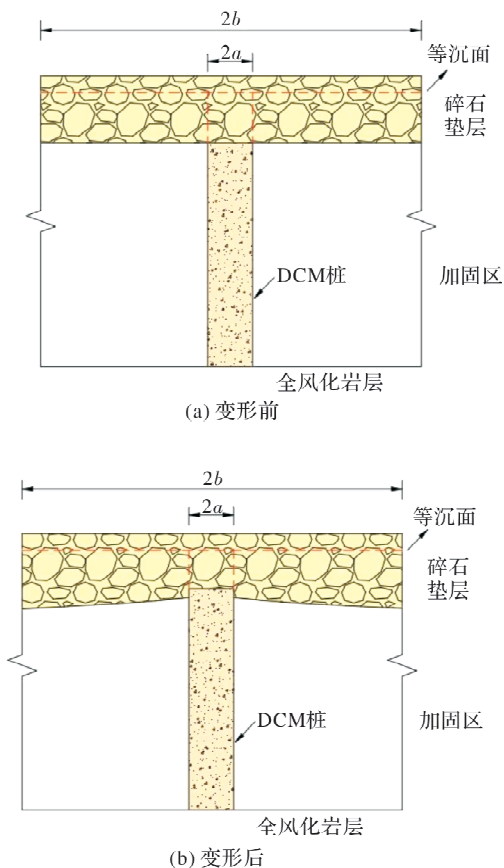


图 5 复合地基变形示意图

Fig. 5 Schematic diagram of deformation of composite foundation

由于桩端全风化岩层的厚度较小, 且压缩模量较大, 在进行荷载传递机理分析的时候, 将桩端全风化岩层视为理想刚性体, 荷载作用时桩顶向上刺入碎石垫层, 桩端不产生向下刺入, 全风

化岩层也不产生压缩变形, 也就是说在碎石垫层和桩端同时存在一等沉面, 该处内土柱和外土柱的沉降量相等。在桩端等沉面以上, 内土柱相对于外土柱有向上滑移的趋势, 所以在碎石垫层等沉面和桩端等沉面之间, 内外土柱分界面处只存在负摩阻力, 而无正摩阻力。

2.1.2 基本假设

深中通道沉管隧道的工作性状十分复杂, 为了便于分析和求解, 作如下假定以简化计算模型:

(1) 将桩端全风化岩层视为理想刚性体, 荷载作用时不产生压缩变形, 桩端不产生向下刺入。

(2) 除了桩端全风化岩层外, 所有材料皆为均质、各向同性的理想弹性体。

(3) 忽略桩与桩之间的相互影响, 除碎石垫层压缩模量外各材料参数均为定值。

(4) 不考虑加固区土体的成层性, 将加固区土体视为均质地基, 相关参数采用桩长范围内各土层厚度的加权平均值。

(5) 采用吕文志改造的位移模式^[13], 并分段表示为如下形式:

$$w_{si} = w_{pi} + f_{1i}(Z)g(r) + f_{2i}(Z) \quad (2)$$

$$g(r) = \frac{r}{a} - e^{B(\frac{r}{a}-1)} \quad (3)$$

式中: w_{si} 表示外土柱位移, 与自变量 r 、 z 有关; w_{pi} 表示内土柱位移, 仅与自变量 z 有关; $f_{1i}(z)$ 、 $f_{2i}(z)$ 均为仅与自变量 z 有关的待定函数; B 为待定常数, 可由外土柱外表面处摩阻力为零这一条件求得; z 为计算点到碎石垫层等沉面的垂直距离; r 为计算点到内土柱中心的水平距离; $i = c, s$, 分别对应碎石垫层与加固区。

(6) 定义 i 部位处内外土柱分界面处侧摩阻力的发挥度为 α_i , 可用下式表示。

$$\alpha_i = \tau_{sui} / \tau_{sui} \quad (4)$$

$$\tau_{sui} = \beta_i \sigma'_v = \beta_i \left(\sum_{n=1}^i \gamma'_j z_j \right) \quad (5)$$

式中: τ_{sui} 为 i 部位内外土柱分界面处的侧摩阻力; τ_{sui} 为 i 部位内外土柱分界面处的极限侧摩阻力, 其随深度不同而发生的变化可以采用 β 法予以考虑^[18]; β_i 为 i 部位内外土柱分界面处的侧摩阻力系数; σ'_v 为计算深度处的上覆有效应力; γ'_j 、 z_j 分别为 i 部位处以上各层土体的有效重度和平均厚度。

内外土柱分界面处相对位移与侧摩阻力发挥度 α 的关系可以用理想弹塑性模型表示, 如图 6 所示。

根据假设(6)可知, 以界限相对位移 δ_{uf} 为界,

在弹性阶段, $\alpha_i = 0 \sim 1$, 而在塑性阶段, $\alpha_i = 1$. 假设内土柱和外土柱分别在 Z_1 和 Z_2 处达到界限相对位移, 则 α_i 沿深度的分布如图 7 所示.

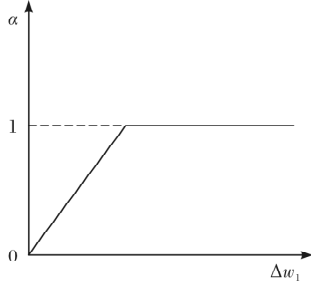


图 6 相对位移与 α 的关系

Fig. 6 Relationship of relative displacement and α

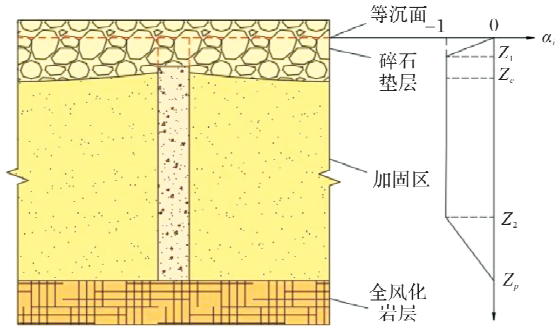


图 7 α_i 沿深度的分布

Fig. 7 Distribution along depth of α_i

2.2 沉降解析推导

2.2.1 位移模式的补充说明

根据文献[13]的推导, 可将 $f_{1i}(z)$ 理解为内外土柱分界面处侧摩阻力的分布函数, 从而有

$$f_{1i} = \frac{a\tau_{si}}{G_{si}(1-B)} = A_i\alpha_i \left(\sum_{n=1}^i \gamma'_j z_j \right) \quad (6)$$

式中:

$$A_i = \frac{a\beta_i}{G_{si}(1-B)} \quad (7)$$

$f_{2i}(z)$ 可以理解为内外土柱分界面处的滑移函数, 即

$$f_{2i}(z) = (w_{si} - w_{pi})|_{r=a} = \tau_{si}/k_{si} = C_i\alpha_i \left(\sum_{n=1}^i \gamma'_j z_j \right) \quad (8)$$

其中

$$C_i = \beta_i/k_{si} \quad (9)$$

式中: k_{si} 为 i 部位处外土柱的抗剪刚度系数.

为使得碎石垫层、桩间土及全风化岩层在分界面处的应力和位移协调, 在假定的位移模式中引入应力协调常数 φ_i 和位移协调常数 φ'_i , 将式(6)~(9)代入式(2), 则位移模式可分段表述如下:

(1) 碎石垫层段, $z = 0 \sim Z_1$

$$w_{sc} = w_{pc} + \varphi_c A_c g(r) \frac{\gamma'_c z^2}{Z_1} + \varphi'_c C_c \frac{\gamma'_c z^2}{Z_1} \quad (10)$$

(2) 碎石垫层段, $z = Z_1 \sim Z_c$

$$w_{sc} = w_{pc} + \varphi_c A_c g(r) \gamma'_c z + \varphi'_c C_c \gamma'_c z \quad (11)$$

(3) 加固区段, $z = Z_c \sim Z_2$

$$w_{ss} = w_{ps} + \varphi_s A_s g(r) \cdot [\gamma'_c z_c + \gamma'_s (z - z_c)] + \varphi'_s C_s [\gamma'_c z_c + \gamma'_s (z - z_c)] \quad (12)$$

(4) 加固区段, $z = Z_2 \sim Z_p$

$$w_{ss} = w_{ps} + \varphi_s A_s g(r) (Z_p - z) \cdot \frac{[\gamma'_c z_c + \gamma'_s (z - z_c)]}{Z_p - Z_2} + \varphi'_s C_s (Z_p - z) \cdot \frac{[\gamma'_c z_c + \gamma'_s (z - z_c)]}{Z_p - Z_2} \quad (13)$$

由应力、位移连续性条件可知, 各段在分界面处的应力和位移应该相等, 若令 $\varphi_s = 1$ 、 $\varphi'_s = 1$, 则可以确定各分段的应力、位移协调常数. 由几何关系可知, $Z_c = l_c$, $Z_p - Z_c = l_p$, 同时根据 $z = Z_1$ 、 $z = Z_2$ 两点对应的坐标以及位移边界条件即可根据控制方程求解, 故位移模式中未知数为 Z_1 和 Z_2 两个.

2.2.2 微元体应力平衡方程

取厚度为 dz 的圆柱体微段为研究对象, 其受力情况如图 8 所示.

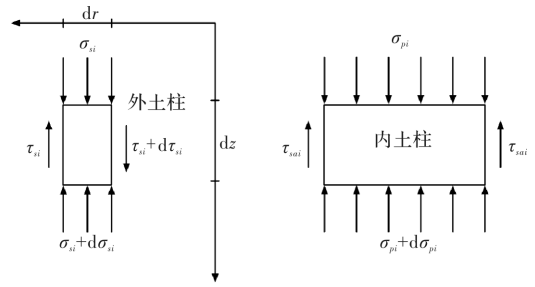


图 8 单元体受力图

Fig. 8 Stress diagram of unit

由内土柱单元体受力平衡可得

$$\frac{d\sigma_{pi}}{dz} = \frac{2}{a} \tau_{si} \quad (14)$$

式中: σ_{pi} 为 i 部位处内土柱的竖向应力.

由外土柱单元体受力平衡可得

$$\frac{d\sigma_{si}}{dz} = - \left(\frac{\tau_{si}}{r} + \frac{\partial \tau_{si}}{\partial r} \right) \quad (15)$$

式中: σ_{si} 为 i 部位处外土柱的竖向应力.

构造一个新的函数如下

$$h(r) = \frac{1}{1-B} \left[\frac{1}{r} - B \left(\frac{1}{r} + \frac{B}{a} \right) e^B \left(\frac{r}{a} - 1 \right) \right] \quad (16)$$

则可将式(15)化简为

$$\frac{d\sigma_{si}}{dz} = -h(r)\varphi_i\alpha_i\beta_i\left(\sum_{n=1}^i\gamma'_j z_j\right) \quad (17)$$

2.2.3 各分段应力表达式

将式(4)表示的 τ_{si} 代入式(14),并在各分段处分别对式(14)和式(17)一次积分,由此得到各分段应力表达式,具体如下。

(1)碎石垫层段, $z=0\sim Z_1$

$$\sigma_{pc} = \frac{2\varphi_c\beta_c\gamma'_c z^3}{3aZ_1} + M_1 \quad (18)$$

$$\sigma_{sc} = \frac{h(r)\varphi_c\beta_c\gamma'_c z^3}{3Z_1} + M_2 \quad (19)$$

(2)碎石垫层段, $z=Z_1\sim Z_c$

$$\sigma_{pc} = \frac{\varphi_c\beta_c\gamma'_c z^2}{a} + M_3 \quad (20)$$

$$\sigma_{sc} = \frac{h(r)\varphi_c\beta_c\gamma'_c z^2}{2} + M_4 \quad (21)$$

(3)加固区段, $z=Z_c\sim Z_2$

$$\sigma_{ps} = \frac{\varphi_s\beta_s}{a} \cdot [\gamma'_s z^2 + 2(\gamma'_c Z_c - \gamma'_s Z_c)z] + M_5 \quad (22)$$

$$\sigma_{ss} = \frac{h(r)\varphi_s\beta_s}{2} \cdot [\gamma'_s z^2 + 2(\gamma'_c Z_c - \gamma'_s Z_c)z] + M_6 \quad (23)$$

(4)加固区段, $z=Z_2\sim Z_p$

$$\sigma_{ps} = \frac{\varphi_s\beta_s(3Z_p - 2z)}{3a(Z_p - Z_2)} \cdot [\gamma'_s z^2 + 2(\gamma'_c Z_c - \gamma'_s Z_c)z] + M_7 \quad (24)$$

$$\sigma_{ss} = -\frac{h(r)\varphi_s\beta_s(3Z_p - 2z)}{6(Z_p - Z_2)} \cdot [\gamma'_s z^2 + 2(\gamma'_c Z_c - \gamma'_s Z_c)z] + M_8 \quad (25)$$

式(18)~(25)中: $M_1\sim M_8$ 均为积分常数,可根据各分段处内土柱和外土柱的应力连续条件求解。

2.3 沉降解析求解

2.3.1 应力边界条件

在碎石垫层等沉面处,内外土柱应力相等,为 $z=0$ 以上碎石垫层自重应力与施加在其上的外部荷载之和,因此可得

$$M_1 = \gamma_c l_c + p_0 = p \quad (26)$$

$$M_2 = \gamma_c l_c + p_0 = p \quad (27)$$

2.3.2 应力连续条件

由内土柱应力连续条件可知,在 $z=Z_1$ 处,有 $\sigma_{pc}(\text{上})=\sigma_{pc}(\text{下})$;在 $z=Z_c$ 处,有 $\sigma_{pc}=\sigma_{ps}$;在 $z=Z_2$ 处,有 $\sigma_{ps}(\text{上})=\sigma_{ps}(\text{下})$ 。

由外土柱应力连续条件可知,在 $z=Z_1$ 处,有 $\sigma_{sf}(\text{上})=\sigma_{sf}(\text{下})$;在 $z=Z_c$ 处,有 $\sigma_{sc}=\sigma_{ss}$;在 $z=Z_2$ 处,有 $\sigma_{ss}(\text{上})=\sigma_{ss}(\text{下})$ 。

2.3.3 桩身刺入变形协调条件

在 $z=Z_c$ 处,由桩顶向碎石垫层的刺入变形与 $r=a$ 时桩身与加固区土体的位移差相等,可得

$$\delta_{ac}k_{bc} = (\sigma_{pc} - \sigma_{sc})|_{r=a} \quad (28)$$

在 $z=Z_p$ 处,由于桩端全风化岩层的存在,根据假设(1)可知, $r=a$ 桩身与加固区土体的位移相等,内土柱和外土柱的应力差为零,也即

$$\delta_{au}k_{bu} = (\sigma_{ps} - \sigma_{ss})|_{r=a} = 0 \quad (29)$$

式(28)、(29)中: δ_{ac} 、 δ_{au} 分别为桩顶和桩端的桩土位移差; k_{bc} 、 k_{bu} 分别为碎石垫层、全风化岩层的桩端刚度系数。

2.3.4 求解思路

由应力边界条件、内土柱应力连续条件和外土柱应力连续条件,可将式(18)~(25)中的积分常数 $M_1\sim M_8$ 全部求出;再根据桩身刺入变形条件,将式(28)、(29)代入各分段应力表达式,进而可求得未知数 Z_1 和 Z_2 。至此,所有方程均可确定。将积分常数代入各应力、位移表达式,即可求得系统各部分应力与沉降。相关计算参数取值可按照文献[19-21]的建议,碎石垫层等沉面的高度可根据Chen等^[22]的原位试验观测数据确定。

$$h = 1.2(s - d) \quad (30)$$

式中: s 为桩中心距; d 为桩体等效直径。

桩土应力比按下式确定。

$$n = \frac{\sigma_p|_{z=Z_c}}{\sigma_s|_{z=Z_c}} \quad (31)$$

$$\bar{\sigma}_s|_{z=Z_c} = \frac{\int_a^b 2\pi r \sigma_s|_{z=Z_c} dr}{\pi(b^2 - a^2)} \quad (32)$$

3 现场试验值和理论计算值对比分析

3.1 沉降计算结果对比分析

将本文方法计算所得沉降与现场试验所得沉降和工程上常用的复合模量法^[17]计算所得沉降进行对比,结果如图9所示。由图9可知,本文方法计算所得沉降与实测沉降随荷载的变化趋势大体相同,很好地反映了沉降的发展规律,而传统方法所得沉降与实测沉降相差较大。在各级荷载作用下,本文方法计算所得沉降分别为69.6 mm, 88.7 mm, 103.2 mm, 115.1 mm,与实测沉降的相对误差分别为7.4%, 5.1%, 7.5%, 6.9%;传统方法计算所得的沉降分别为47.4 mm, 56.1 mm, 64.7 mm, 73.4 mm,与实测沉降的相对误差分别为-26.4%、-33.5%、-32.6%、

-31.8%。由于复合模量法将加固区视为一种复合土体, 假设桩土应力比等于桩土模量比, 不考虑桩土间的相互作用, 因此计算沉降明显比实际沉降要小。而本文方法能很好考虑厚垫层对复合地基荷载传递机理的影响以及桩土间的相互作用, 采用的位移模式与实际情况较为符合, 因此计算所得沉降与实测沉降相差不大, 相对误差均在8.0%以内, 计算精度明显优于传统方法, 可以认为理论计算的结果可靠。

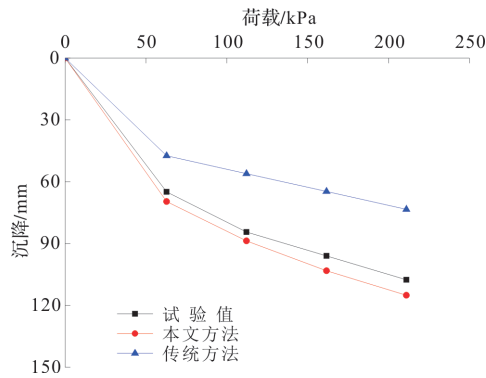
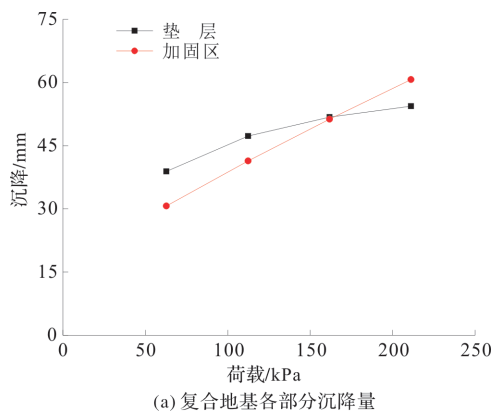


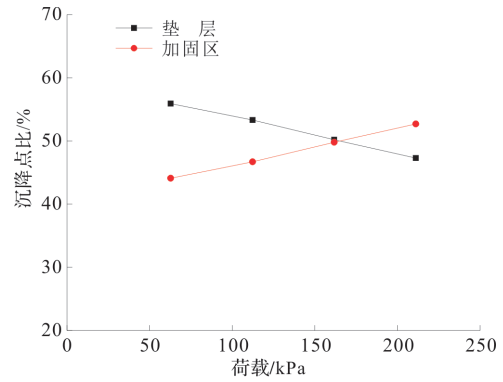
图9 沉降计算结果对比

Fig. 9 Comparison of settlement calculation results

复合地基各部分的沉降量和沉降占比计算结果如图10所示。由图10可知, 在第一级荷载作用下, 垫层压缩量达到了38.9 mm, 加固区土体沉降为30.7 mm, 垫层压缩量占总沉降的55.9%; 随着荷载的增大, 垫层压缩量占总沉降比越来越小, 加固区土体沉降占总沉降比越来越大, 在第四级荷载下, 垫层压缩量为54.4 mm, 加固区土体沉降为60.7 mm, 加固区土体沉降占总沉降的52.7%。从复合地基各部分的沉降计算结果来看, 本文方法计算结果与现场试验结果反映的规律一致, 在第一级荷载作用下复合地基总沉降以垫层压缩量为主, 当荷载逐渐增大时, 复合地基总沉降将以加固区沉降为主。



(a) 复合地基各部分沉降量



(b) 复合地基各部分沉降占比

图10 复合地基各部分沉降量和沉降占比

Fig. 10 Settlement amount and proportion of various parts of composite foundation

3.2 桩土应力比计算结果对比分析

现场荷载板试验所得桩土应力比和本文方法计算所得桩土应力比的对比结果如图11所示。由图11可知, 根据本文方法计算得到的桩土应力比略小于实测桩土应力比, 但随荷载的变化趋势大体相同。在各级荷载作用下, 本文方法计算所得桩土应力比分别为4.5, 5.8, 6.7, 7.3, 实测桩土应力比分别为4.6, 6.1, 7.2, 7.8, 二者的相对误差分别为-2.2%, -4.9%, -6.9%, -6.4%。总的来说二者相差不大, 相对误差均在-7.0%以内, 计算精度满足工程要求, 且随着荷载的增大相对误差有逐渐稳定的趋势, 由此可见, 本文方法能较好反映深中通道沉管隧道复合地基的荷载传递机理和沉降特性。

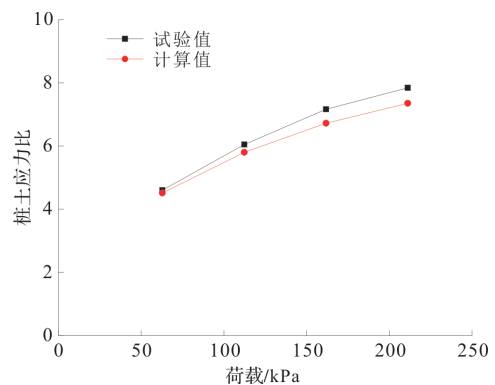


图11 桩土应力比计算结果对比

Fig. 11 Comparison of calculation results of pile-soil stress ratio

4 结论

(1) 考虑了深中通道沉管隧道复合地基系统各部分的共同作用, 分析了复合地基的荷载传递规律, 基于提出的桩土位移模式和理想弹塑性界面

本构关系,得到了沉降和桩土应力比的解析解;

(2)解析解能较全面地反映深中通道沉管隧道复合地基全系统的共同作用、荷载传递规律及沉降变形等工作性状,沉降和桩土应力比的计算结果与现场荷载板试验数据较为接近,误差均在 $\pm 10.0\%$ 以内,计算精度满足工程要求,且优于传统方法,可以认为理论方法可靠;

(3)深中通道沉管隧道复合地基具有垫层厚度大、DCM桩置换率高等特点,现场试验和理论计算的结果均表明,垫层的沉降占总沉降比较大,工程实际中应重视垫层的施工质量,防止造成过大沉降.由于目前相关研究较少,本文研究成果可以为之后相关工程的设计和施工提供参考.

参考文献 References

- [1] LI Wei, FANG Yingguang, MO Haihong, et al. Model test of immersed tube tunnel foundation treated by sand-flow method[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2014, 40(2): 102-108.
- [2] 赵松. 水泥搅拌桩施工技术在河道整治工程中的应用[J]. *水利水电技术(中英文)*, 2021, 52(S2): 40-44.
ZHAO Song. Application of cement mixing pile construction technology in river regulation project[J]. *Water Resources and Hydropower Engineering*, 2021, 52(S2): 40-44.
- [3] 付佰勇,宋神友,徐国平,等. 碎石垫层与深层水泥搅拌桩复合地基沉降研究[J]. *公路*, 2021, 66(5): 65-70.
FU Baiyong, SONG Shenyong, XU Guoping, et al. Study on settlement of composite foundation with crushed stone cushion and deep cement mixing pile[J]. *Highway*, 2021, 66(5): 65-70.
- [4] YIN Z Z, ZHU H, XU G H. A study of deformation in the interface between soil and concrete[J]. *Computers & Geotechnics*, 1995, 17(1): 75-92.
- [5] EVGIN E, FAKHARIAN K. Effect of stress path on the behaviour of sand-steel interfaces[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1996, 33: 853-865.
- [6] VOOTIPRUEX P, SUKSAWAT T, BERGADO D T, et al. Numerical simulations and parametric study of SDCM and DCM piles under full scale axial and lateral loads[J]. *Computers and Geotechnics*, 2011, 38(3): 318-329.
- [7] JAMSAWANG P, BERGADO D, BANDARI A, et al. Investigation and simulation of behavior of stiffened deep cement mixing (SDCM) piles[J]. *International Journal of Geotechnical Engineering*, 2008, 2(3): 229-246.
- [8] 吴军,万再新,沈大庆,等. 基于有限差分的银川地区大直径灌注桩承载性状研究[J]. *西安建筑科技大学学报(自然科学版)*, 2021, 53(4): 545-551.
WU Jun, WAN Zaixin, SHEN Daqing, et al. Study on bearing behavior of large diameter bored piles in Yinchuan area based on finitedifference[J]. *J. of Xi'an Univ. of Arch. & Tech. (Natural Science Edition)*, 2021, 53(4): 545-551.
- [9] 郭彪,杨元周,陈贺,等. 碎石桩复合地基非线性固结解析解[J]. *西安建筑科技大学学报(自然科学版)*, 2021, 53(5): 652-658.
GUO Biao, YANG Yuanzhou, CHEN He, et al. Non-linear consolidation solution for composite foundation reinforced by stone columns[J]. *J. of Xi'an Univ. of Arch. & Tech. (Natural Science Edition)*, 2021, 53(5): 652-658.
- [10] 郅彬,李戈,武李和乐,等. 基于三次曲线模型CFG桩复合地基中性点位置计算[J]. *西安建筑科技大学学报(自然科学版)*, 2019, 51(3): 350-354, 374.
ZHI Bin, LI Ge, WU Lihele, et al. Calculation of neutral point location of CFG pile composite foundation based on the model of cubic curve[J]. *J. of Xi'an Univ. of Arch. & Tech. (Natural Science Edition)*, 2019, 51(3): 350-354, 374.
- [11] ALAMGIR M, MJURA N, POOROOSHASB H B. Deformation analysis of soft ground reinforced by columnar inclusions[J]. *Computers and Geotechnics*, 1996, 18(4): 267-290.
- [12] 杨涛. 路堤荷载下柔性悬桩复合地基的沉降分析[J]. *岩土工程学报*, 2000, 22(6): 741-743.
YANG Tao. Settlement analysis of composite ground improved by flexible floating piles under road embankment[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2000, 22(6): 741-743.
- [13] 吕文志,俞建霖,龚晓南. 柔性基础下桩体复合地基的解析法[J]. *岩石力学与工程学报*, 2010, 29(2): 401-408.
LÜ Wenzhi, YU Jianlin, GONG Xiaonan. Analytical method for pile composite ground under flexible foundation[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, 29(2): 401-408.
- [14] 张可能,吴有平,何杰,等. 基于能量法柔性桩复合地基的沉降计算[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2018, 49(6): 1440-1446.
ZHANG Keneng, WU Youping, HE Jie, et al. Settlement calculation of composite foundation with flexible piles by energy method[J]. *Journal of Central*

- South University (Science and Technology), 2018, 49(6): 1440-1446.
- [15] 罗强,陆清元. 考虑桩土滑移的路堤下刚性桩复合地基沉降计算[J]. 中国公路学报, 2018, 31(1): 20-30.
- LUO Qiang, LU Qingyuan. Settlement calculation of rigid pile composite foundation considering pile soil relative slip under embankment load[J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(1): 20-30.
- [16] 俞建霖,徐山岱,杨晓萌,等. 刚性基础下砼芯水泥土桩复合地基沉降计算[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(8): 2111-2120.
- YU Jianlin, XU Shandai, YANG Xiaomeng, et al. Settlement calculation of composite foundation with concretecored DCM pile under rigid found[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2020, 51(8): 2111- 2120.
- [17] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 复合地基技术规范:GB/T 50783—2012 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Technical code for composite foundation: GB/T 50783—2012 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2012.
- [18] 张忠苗. 桩基工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007: 98-99.
- ZHANG Zhongmiao. Pile foundation engineering [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2007: 98- 99.
- [19] 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 Renpeng, XU Feng, CHEN Yunmin, et al. Analysis of behavior of rigid pile supported embankment in soft ground[J]. China Journal of Highway and Transport, 2005, 18(3): 7-13.
- [20] 中华人民共和国建设部. 建筑桩基技术规范: JGJ 94—2008[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
- Ministry of Construction of the People's Republic of China. Technical code for building pile foundations: JGJ 94—2008 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2008.
- [21] RANDOLPH M F, WORTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1978, 104 (12): 1465-1488.
- [22] CHEN R P, XU Z Z, CHEN Y M, et al. Field tests on pile-supported embankments over soft ground[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(6): 777-785.

(编辑 吴海西)

(上接第200页)

- [21] 付翔宇,张泽,杨成松,等. 冻融循环作用下富平黄土微观结构几何类型变化研究[J]. 冰川冻土, 2021, 43(2): 484-496.
- FU Xiangyu, ZHANG Ze, YANG Chengsong, et al. Study on geometric type changes of Fuping loess microstructure under freeze-thaw cycles[J]. Journal of Glaciology and Geocryology, 2021, 43(2): 484-496.
- [22] 肖东辉,冯文杰,张泽. 冻融循环作用下黄土孔隙率变化规律[J]. 冰川冻土, 2014, 36(4): 907-912.
- XIAO Donghui, FENG Wenjie, ZHANG Ze. The changing rule of loess's porosity under freezing-thaw cycles[J]. Journal of Glaciology and Geocryology, 2014, 36(4): 907-912.
- [23] 路建国,张明义,张熙胤,等. 冻融过程中未冻水含量及冻结温度的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(7): 1803-1812.
- LU Jianguo, ZHANG Mingyi, ZHANG Xiyin, et al. Experimental study on the unfrozen water content and freezing temperature during freezing and thawing processes[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(7): 1803-1812.
- [24] 谭龙,韦昌富,田慧会,等. 冻土未冻水含量的低场核磁共振试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(6): 1566-1572.
- TAN Long, WEI Changfu, TIAN Huihui, et al. Experimental study of unfrozen water content of frozen soils by low-field nuclear magnetic resonance [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(6): 1566-1572.

(编辑 吴海西)