

考虑鼓胀和自重的散体材料桩 复合地基承载力分析

臧一平¹, 刘聪²

(1. 江苏省地矿局第三地质大队, 江苏 镇江 212001; 2. 江苏大学 土木工程与力学学院, 江苏 镇江 212013)

摘要: 散体材料桩以鼓胀破坏为主, 但目前鲜见能同时考虑鼓胀破坏特性、桩与桩周土间相互作用及自重的承载力计算方法。鉴于此, 从半空间轴对称弹性理论出发, 深入分析散体材料桩复合地基的力学特性, 考虑散体材料桩的侧向鼓胀破坏, 根据桩土径向变形协调及桩土界面径向应力相等, 给出考虑径向变形的桩和桩周土体竖向应力表达式, 获得桩土应力比计算公式。在此基础上, 应用土体莫尔-库仑破坏准则并考虑桩周土体自重的影响, 获得散体材料桩极限承载力计算公式, 并进而得到复合地基承载力。最后, 利用得到的承载力计算公式开展室内模型试验和实际工程案例计算。考虑鼓胀和自重的理论计算结果仅与室内模型试验复合地基承载力偏差 20.2%, 而经典的 BRAUNS 方法计算偏差高达 229.4%。上海洋山深水港人工岛散体材料桩复合地基理论计算结果与实测偏差 15.4%, 而经典的 HUGHES & WITHERS 方法偏差高达 59.4%。表明考虑鼓胀和自重的计算方法较经典方法更接近于工程实测值, 说明其应用于实际工程具有一定的可行性。

关键词: 散体材料桩; 复合地基; 桩土应力比; 极限承载力; 侧向鼓胀变形

中图分类号: TU473.1

文献标志码: A

文章编号: 2096-7195(2021)06-0451-07

Bearing capacity of composite foundation with granular material pile considering bulging effect and self-weight of soils

ZANG Yi-ping¹, LIU Cong²

(1. The Third Geological Team of Jiangsu Geology and Mineral Bureau, Zhenjiang 212001, Jiangsu, China;

2. Faculty of Civil Engineering and Mechanics, Jiangsu University, Zhenjiang 212001, Jiangsu, China)

Abstract: The granular material piles are damaged by lateral bulging, while the calculation method for bearing capacity of composite foundation with granular material piles by considering both the bulging effect and self-weight of soils as well as pile-soil interaction, is rarely reported in the literature. In view of this, based on the elasticity theory of axisymmetric half-space, the mechanical properties of composite foundation with granular material piles are analyzed. Considering the factors, such as lateral bulging of piles, the coordination of pile-soil deformation in radial direction and the equality of radial stress on the pile-soil interface, the vertical stress expression of both pile and soil with consideration of radial deformation is given, and the corresponding calculation formula of pile-soil stress ratio is provided. Furthermore, the Mohr-Coulomb failure criterion of soils is applied to develop the calculation formula of ultimate bearing capacity of piles by considering the influence of the self-weight stress of soils around the pile, then the bearing capacity of composite foundation with granular material piles is obtained. Finally, the calculation formula of bearing capacity for composite foundation is applied to calculate the indoor model tests and the actual engineering case. The deviation of bearing capacity of composite foundation between the theoretical calculation results in this study and the indoor model test is only 20.2%, while that obtained by classical BRAUNS' method instead of the proposed theoretical calculation is as high as 229.4%. The theoretical calculation results of the artificial island in Shanghai Yangshan port have a deviation of 15.4% from the measured value, while the deviation by the classical HUGHES and WITHERS' method is up to 59.4%. These

results show that the calculation results by the proposed method is closer to the measured values than those by classical methods, which indicates that the proposed calculation method is feasible to be applied in the actual project.

Key words: granular material pile; composite foundation; pile-soil stress ratio; ultimate bearing capacity; lateral bulging deformation

0 引言

散体材料桩复合地基通常指在天然地基中设置散体材料(碎石、砂或碎石和砂的混合物)作为增强体,并保证增强体与桩间土体共同承担外荷载的人工地基。该技术自上世纪引入我国后,以其施工方便、处理效果好、造价相对低廉、适用范围广等优势在实际工程中广泛应用。承载力计算是散体材料桩复合地基设计的重要内容之一,其计算的精准度直接关乎地基处理的成败。故对散体材料桩复合地基承载力开展持续研究具有重要的理论和实际意义。

散体材料桩复合地基属于非均质体,故经典土力学中地基承载力的相关公式对于复合地基不再适用^[1]。HUGHES & WITHERS^[2]较早对散体材料桩桩体极限承载力开展研究,在极限平衡理论分析及原型观测分析的基础上给出了散体材料桩单桩极限承载力的半经验公式。WONG^[3]根据桩周土体的被动土压力计算公式给出了散体材料桩单桩极限承载力计算公式。在此基础上,BRAUNS^[4]忽略桩周土体和桩体的自重及桩周土与桩体间摩擦力,并认为桩体的鼓胀变形使桩周土进入被动极限平衡状态,根据鼓胀段桩体平衡得到单桩极限承载力。BARKSDALE等^[5]基于圆孔扩张理论,给出计算单桩极限承载力的简易公式,该公式表明桩体的极限承载力与桩周土体强度有关。实际上,软土地基中的散体材料桩承载力主要取决于桩周土体的强度,且主要表现为鼓胀破坏形式。AMBILY等^[6]研究发现当单桩长度大于4倍桩径时,桩体易发生鼓胀破坏。肖成志等^[7]对不同基础埋深下的碎石桩复合地基桩体破坏性状进行研究,结果表明单桩复合地基以鼓胀破坏为主,随着基础埋置深度的不断增加,桩周土体对桩体的侧向围限力增加,桩体的鼓胀破坏位置会在较深处发生。谭鑫等^[8]采用数值模型对竖向荷载作用下的碎石桩破坏机制和桩土相互作用进行模拟,碎石桩在竖向荷载作用下主要表现为鼓胀变形,随着荷载增大,桩周土体无法提供桩体所需的侧向约束力,最终导致桩体破坏丧失承载能力。MUIR等^[9]通过竖向加载模型试验对散体材料群桩复合地基破坏模式进行研究,试验结果

表明,侧向约束力低、应力高的中部桩体易发生鼓胀破坏,边桩易发生屈曲变形。XIN等^[10]采用离散元-FDM数值模拟方法对刚性荷载作用下碎石桩的破坏过程和承载机理进行研究,在刚性荷载作用下,膨胀变形是碎石桩的主要破坏机制,当桩间土体强度较低时,碎石桩更容易发生鼓胀变形。基于以上认识,桩体与桩周土体间的相互作用影响着桩体的侧向变形,故桩土相互作用对承载力的影响不容忽视。

赵明华等^[11]全面分析了散体材料桩复合地基的承载机理,充分考虑了散体材料桩的径向膨胀作用及桩土相互作用,并考虑布桩方式对侧向扩张作用的影响。刘杰等^[12]在散体材料桩与桩周土的竖向位移相等、侧向变形协调与连续条件下,对散体材料桩复合地基的承载性状开展了弹塑性简化分析。曹文贵等^[13]在考虑桩土相互作用和桩土应力应变关系的基础上引入分级加载和分层计算思想,对散体材料桩复合地基桩土应力比计算方法开展探讨。沈才华等^[14]基于圆孔扩张理论,充分考虑砂桩挤密效应,并结合桩间土体 $e-p$ 压缩曲线给出不同埋深影响的桩土应力比表达式。武崇福等^[15]将荷载传递法应用到桩土应力比求解中,给出考虑时间效应的桩土应力比表达式,该表达式反映了桩与桩间土之间的变形协调。夏博洋等^[16]对加筋碎石桩复合地基承载力进行研究,从桩土相互作用和破坏模式出发,综合考虑了筋材强度、基础宽度等对复合地基承载力的影响。孙立强等^[17]深入分析土工合成材料、碎石桩及桩间土的相互作用,给出了考虑土工合成材料及桩间土体侧向约束作用下的单桩极限承载力公式。以上关于散体材料桩复合地基的研究中均不同程度地考虑了桩土相互作用,但对散体材料桩发生鼓胀破坏下桩体、桩周土体应力、应变及变形分析还不够深入,同时也忽略了桩周土体自重对复合地基承载力的影响。

本文考虑散体材料桩的侧向鼓胀变形,对桩体和桩周土体开展详细的线弹性分析。在此基础上开展散体材料桩复合地基的承载力和变形分析,考虑桩周土体自重对主应力的影响,并利用桩周土体的莫尔-库仑破坏准则得到桩体和复合地基的极限承载力。

1 考虑桩体侧向变形的复合地基力学分析

1.1 桩土分析单元及基本假定

工程中散体材料桩往往呈等边三角形或正方形布设, 其加固影响区可按面积等效原则开展换算。如图 1 所示, 在柱坐标系中取桩体和其周围的加固土体作为桩土单元开展分析, 径向坐标为 r , 环向坐标为 θ , 竖向坐标为 z 。桩土单元中散体材料桩体半径为 R_p , 其影响区半径为 R_c , 面积置换率 $m = R_p^2 / R_c^2$ 。散体材料桩体发生侧向鼓胀变形段的长度为 l 。散体材料桩体模量为 E_p , 桩体泊松比为 μ_p , 桩体拉梅常数为 λ_p , 桩体剪切模量为 G_p 。桩周土体的弹性模量为 E_s , 土体泊松比为 μ_s , 土体拉梅常数为 λ_s , 土体剪切模量为 G_s 。为对桩土单元开展力学分析, 作如下假定:

- (1) 刚性基础下, 散体材料桩体和桩周土体在鼓胀段竖向应变相等, 即等应变假定在鼓胀段成立。
- (2) 桩体和桩周土体为弹性材料。
- (3) 桩体与桩周土体之间无剪应力作用。
- (4) 桩体沿深度方向发生均匀的侧向鼓胀变形 (如图 1 所示), 即径向位移仅是 r 的函数。
- (5) 桩周土体破坏准则为莫尔-库仑破坏准则。

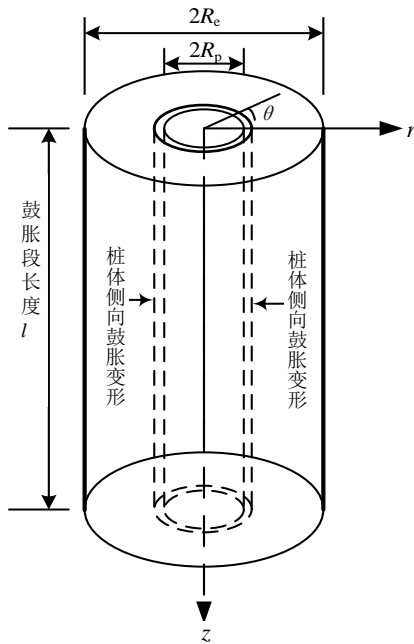


图 1 考虑侧向变形的桩土分析单元

Fig. 1 Column-soil unit of lateral deformation

1.2 散体材料桩体的弹性分析

桩体和桩周土体在自重应力作用下变形已稳

定, 故在桩土单元分析中并不考虑桩体和桩周土体的自重, 此时桩体在径向和竖向的平衡方程为:

$$\frac{\partial \sigma_{rp}}{\partial r} + \frac{\sigma_{rp} - \sigma_{\theta p}}{r} = 0 \quad (1a)$$

$$\frac{\partial \sigma_{zp}}{\partial z} = 0 \quad (1b)$$

式中: σ_{rp} 、 $\sigma_{\theta p}$ 和 σ_{zp} 分别为桩体的径向、环向及竖向应力。

桩体的几何方程分别为:

$$\varepsilon_{rp} = \frac{\partial u_p}{\partial r} \quad (2a)$$

$$\varepsilon_{\theta p} = \frac{u_p}{r} \quad (2b)$$

$$\varepsilon_{zp} = \frac{\partial w_p}{\partial z} \quad (2c)$$

式中: ε_{rp} 、 $\varepsilon_{\theta p}$ 、 ε_{zp} 分别为桩体径向、环向及竖向应变; u_p 、 w_p 分别为桩体的径向和竖向位移。

桩体的应力与应变间的本构方程为:

$$\sigma_{rp} = \lambda_p e_p + 2G_p \varepsilon_{rp} \quad (3a)$$

$$\sigma_{zp} = \lambda_p e_p + 2G_p \varepsilon_{zp} \quad (3b)$$

$$\sigma_{\theta p} = \lambda_p e_p + 2G_p \varepsilon_{\theta p} \quad (3c)$$

$$\text{式中: } \lambda_p = \frac{E_p \mu_p}{(1 + \mu_p)(1 - 2\mu_p)} ; \quad G_p = \frac{E_p}{2(1 + \mu_p)} ;$$

$$e_p = \varepsilon_{rp} + \varepsilon_{\theta p} + \varepsilon_{zp}。$$

将桩体几何方程代入到本构方程, 然后再代入到平衡方程, 可得到散体材料桩桩体的位移控制方程为:

$$\frac{\partial^2 u_p}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} (r \frac{\partial u_p}{\partial r} - u_p) = 0 \quad (4a)$$

$$\frac{1 - \mu_p}{\mu_p} \frac{\partial^2 w_p}{\partial z^2} = 0 \quad (4b)$$

如果竖向坐标 z 处桩土的竖向应变为 ε_z , 此时 $\partial w_p / \partial z = \varepsilon_z$ 。此时桩体的位移边界条件: $u_p|_{r=0} = 0$; 在边界条件下对控制微分方程求解得到桩体的侧向位移为 $u_p = Ar$, A 为待定常数。应用常数 A 和 ε_z 可将桩体应力分别表示为:

$$\sigma_{zp} = \lambda_p (2A + \varepsilon_z) + 2G_p \varepsilon_z \quad (5a)$$

$$\sigma_{rp} = \lambda_p (2A + \varepsilon_z) + 2AG_p \quad (5b)$$

$$\sigma_{\theta p} = \lambda_p (2A + \varepsilon_z) + 2AG_p \quad (5c)$$

1.3 桩周土体弹性分析

与前述的桩体平衡方程、几何方程及本构方程

相类似, 同样可建立桩周土体的平衡微分方程、几何方程及本构方程。将几何方程代入本构方程, 然后再代入至平衡方程中, 可得到桩周土体的位移控制方程为:

$$\frac{\partial^2 u_s}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} (r \frac{\partial u_s}{\partial r} - u_s) = 0 \quad (6a)$$

$$\frac{\partial^2 w_s}{\partial z^2} = 0 \quad (6b)$$

式中: u_s 和 w_s 分别为桩周土体的径向和竖向位移。

位移控制方程需满足的边界条件和连续条件分别为:

$$\text{位移连续条件: } u_s|_{r=r_p} = u_p|_{r=r_p};$$

$$\text{位移边界条件: } u_s|_{r=r_c} = 0;$$

$$\text{等应变假定: } \frac{\partial w_s}{\partial z} = \varepsilon_z。$$

利用以上求解条件可得到式(6a)的位移解答为:

$$u_s = B_1 r + B_2 \frac{1}{r} \quad (7)$$

$$\text{式中: } B_1 = \frac{AR_p^2}{R_p^2 - R_c^2} = \frac{Am}{m-1}; \quad B_2 = \frac{Am}{1-m} R_c^2 = \frac{A}{1-m} R_p^2。$$

将式(7)代入至几何方程, 得到桩周土体应变为:

$$\varepsilon_{rs} = \frac{\partial u_s}{\partial r} = -\frac{mr^2 + R_p^2}{(1-m)r^2} A = -\frac{Am}{1-m} \left(\frac{R_c^2}{r^2} + 1 \right) \quad (8a)$$

$$\varepsilon_{\theta s} = \frac{u_s}{r} = \frac{(R_p^2 - mr^2)}{r^2(1-m)} A = \frac{Am}{1-m} \left(\frac{R_c^2}{r^2} - 1 \right) \quad (8b)$$

$$\varepsilon_{zs} = \frac{\partial w_s}{\partial z} = \varepsilon_z \quad (8c)$$

将式(8a)、(8b)、(8c)分别代入至本构方程, 获得桩周土体的应力解答为:

$$\sigma_{zs} = \lambda_s \left(\varepsilon_z - \frac{2m}{1-m} A \right) + 2G_s \varepsilon_z \quad (9a)$$

$$\sigma_{rs} = \lambda_s \left(\varepsilon_z - \frac{2m}{1-m} A \right) - 2G_s \frac{Am}{1-m} \left(\frac{R_c^2}{r^2} + 1 \right) \quad (9b)$$

$$\sigma_{\theta s} = \lambda_s \left(\varepsilon_z - \frac{2m}{1-m} A \right) + 2G_s \frac{Am}{1-m} \left(\frac{R_c^2}{r^2} - 1 \right) \quad (9c)$$

在桩土界面上桩体径向应力与桩周土体径向应力相等, 即 $\sigma_{rs}|_{r=R_p} = \sigma_{rp}|_{r=R_p}$, 则得到:

$$\lambda_s \left(\varepsilon_z - \frac{2m}{1-m} A \right) - 2G_s \frac{Am}{1-m} \left(\frac{R_c^2}{R_p^2} + 1 \right) = \quad (10)$$

$$\lambda_p (\varepsilon_z + 2A) + 2G_p A$$

也即 $A = \alpha \varepsilon_z$, 其中:

$$\alpha = \frac{(1-m)(\lambda_s - \lambda_p)}{2m(\lambda_s + G_s - \lambda_p - G_p) + 2(\lambda_p + G_s + G_p)}$$

进而桩周土体的应力变为:

$$\sigma_{zs} = \left[\lambda_s + 2G_s - 2\lambda_s \frac{\alpha m}{(1-m)} \right] \varepsilon_z \quad (11a)$$

$$\sigma_{rs} = \left[\lambda_s - \frac{2\alpha m}{1-m} \left(\lambda_s + G_s + G_s \frac{R_c^2}{R_p^2} \right) \right] \varepsilon_z \quad (11b)$$

$$\sigma_{\theta s} = \left[\lambda_s - \frac{2\alpha m}{1-m} \left(\lambda_s + G_s - G_s \frac{R_c^2}{R_p^2} \right) \right] \varepsilon_z \quad (11c)$$

1.4 桩土应力比分析

复合地基中桩土应力比 n 定义为桩顶应力与桩间土平均应力之比。散体材料桩复合地基在加载过程中, 应力有向桩体集中的趋势, 故通过计算桩土应力比可间接了解散体材料桩复合地基承载性状。散体材料桩复合地基最常见的破坏模式是由于桩周土体的径向围限力不足而引起的鼓胀破坏。因此, 在桩土应力比的计算中应充分考虑散体材料桩的鼓胀效应, 进而分析桩土受荷作用中的共同作用。在考虑桩土鼓胀变形和桩土共同作用下, 前面分别给出了考虑散体材料桩鼓胀作用的桩土应力表达式, 此时散体材料桩桩身应力与桩周土体所承担的应力之比为:

$$n = \frac{\sigma_{zp}}{\sigma_{zs}} = \frac{\lambda_p \mu_s (2\alpha \mu_p + 1 - \mu_p)(1-m)}{\lambda_s \mu_p [(1-\mu_s)(1-m) - 2\alpha m \mu_s]} \quad (12)$$

2 考虑自重的散体材料桩极限承载力

散体材料桩承载力主要取决于桩周土体对散体材料桩的侧向约束能力, 所以散体材料桩复合地基的极限承载力取决于桩周土体的强度。通过前文对桩土的弹性分析, 已经获得考虑径向变形的桩体和桩周土体的应力表达式。对于极限承载力分析, 有必要考虑桩周土体自重应力的影响。根据 BRAUNS 的研究, 鼓胀破坏一般发生在桩顶附近, 且鼓胀段长度 l 通常为 $l = 2R_p \tan(45^\circ + \varphi_p/2)$ 。如果假定桩周土体自重应力如静水压力一样分布, 鼓胀破坏深度处的桩周土体自重应力为 $2\gamma_s R_p \tan(45^\circ + \varphi_p/2)$,

代入式 (11a)、式 (11c) 可得到鼓胀破坏深度处的桩土界面大、小主应力分别为:

$$\sigma_{zs} = \frac{(1-\mu_s)(1-m)-2\alpha m\mu_s}{(1-m)\mu_s} \lambda_s \varepsilon_z + 2\gamma_s R_p \tan(45^\circ + \varphi_p/2) \quad (13a)$$

$$\sigma_{\theta s} = \frac{(1-m)(\alpha + \mu_s) - 2\alpha\mu_s}{(1-m)\mu_s} \lambda_s \varepsilon_z + 2\gamma_s R_p \tan(45^\circ + \varphi_p/2) \quad (13b)$$

如果桩周土体的抗剪强度指标分别为 c 和 φ , 且桩周土体的破坏准则为莫尔-库仑破坏准则, 其可以表达为:

$$\frac{\sigma_{zs} - \sigma_{\theta s}}{2} = \frac{\sigma_{zs} + \sigma_{\theta s}}{2} \sin \varphi_s + c \cos \varphi_s \quad (14)$$

根据式 (13a)、(13b) 及式 (14), 可得到桩周土体达鼓胀破坏时的竖向应变值 ε_z 为:

$$\varepsilon_z = \frac{4\gamma_s R_p \tan(45^\circ + \varphi_p/2) \sin \varphi_s (1-m)\mu_s + 2(1-m)\mu_s c_s \cos \varphi_s}{\lambda_s [(1-m)(1-\alpha)(1-2\mu_s) - (1-m)(1+\alpha) \sin \varphi_s + 2\alpha\mu_s (1+m) \sin \varphi_s]} \quad (15)$$

将式 (15) 代入桩体和桩周土体的竖向应力 σ_{zs} 和 $\sigma_{\theta p}$ 的表达式, 可得到桩体和桩周土体的竖向极限承载力。散体材料桩桩顶处的极限承载力 p_{pu} 为:

$$p_{pu} = [\lambda_p (2\alpha + 1) + 2G_p] \varepsilon_z \quad (16)$$

此时散体材料桩复合地基的极限承载力 p_u 通过面积置换率计算为:

$$p_u = (1-m)\sigma_{zs} + m\sigma_{\theta p} = \varepsilon_z [\lambda_s + 2G_s + 2m(G_p - G_s) + (2\alpha + 1)m(\lambda_p - \lambda_s)] \quad (17)$$

3 案例计算

为说明本文复合地基承载力计算方法的可行性, 根据文献报道选取两个典型的工程案例开展计算, 将本文计算结果与经典散体材料桩复合地基承载力计算方法相对比。具体如下:

3.1 室内模型试验验证

采用文献[18]中的案例来验证本文所提出的计算方法。对高置换率散体材料桩复合地基开展室内模型试验, 桩长 0.4 m, 桩径 0.125 m, 梅花形布置, 面积置换率 $m=0.7$, 桩体压缩模量 $E_p=24.2$ MPa。地基土采用淤泥土, 桩间土压缩模量 $E_s=1.55$ MPa, 重度 $\gamma_s=14.6$ kN/m³, 内摩擦角 $\varphi_s=2.32^\circ$, 黏聚力 $C_s=9.81$ kPa, 不排水抗剪强度 $C_u=18.36$ kPa, 桩间

土表面荷载 $\sigma_s=320$ kPa, 桩体被动土压力系数 $K_p=3.54$, 桩间土体被动土压力系数 $K_s=1.1$, 桩体泊松比 $\mu_p=0.35$, 桩间土体泊松比 $\mu_s=0.40$ 。采用以上方法计算散体材料桩承载力和复合地基的极限承载力并与 BRAUNS 算法、WONG H Y 方法、HUGHES & WITHERS 方法进行对比, 结果如表 1、表 2 所示。

表 1 不同计算方法计算出的散体材料桩承载力
Table 1 Bearing capacity of granular material piles calculated by different calculation methods

计算方法	桩体极限承载力/kPa
BRAUNS 算法 ^[4]	2 014
WONG H Y 方法 ^[3]	1 384
HUGHES & WITHERS 方法 ^[2]	390
本文方法	770

表 2 不同计算方法计算出的复合地基极限承载力
Table 2 Ultimate bearing capacity of composite foundation calculated by different calculation methods

计算方法	复合地基 模型试验地基		误差/%
	承载力/kPa	承载力/kPa	
BRAUNS 算法 ^[4]	1 581	—	229.4
WONG H Y 方法 ^[3]	1 086	—	126.3
HUGHES & WITHERS 方法 ^[2]	306	480	-36.3
本文方法	577	—	20.2

从表 1、表 2 计算结果可以明显看出 BRAUNS 算法、WONG H Y 方法以及 HUGHES & WITHERS 方法计算出的复合地基承载力与模型试验复合地基承载力偏差大, 最高偏差达到 229.4%, 本文方法得到的计算结果与试验值偏差 20.2%, 表明本文计算方法具有一定的可靠性。

3.2 实际工程案例计算

采用文献[19]中的工程实例来验证本文所提出的计算方法。上海洋山深水港人工岛在施工时是利用散体材料桩复合地基进行处理, 各参数取值如下: 桩径 1.8 m, 面积置换率 $m=0.6$, 桩间土重度 $\gamma_s=17.1$ kN/m³, 黏聚力 $C_s=12$ kPa, 压缩模量 $E_s=2.1$ MPa, 不排水抗剪强度 $C_u=12$ kPa, 桩间土表面荷载 $\sigma_s=124$ kPa, 桩体压缩模量 $E_p=25$ MPa, 桩体内摩擦角 $\varphi_p=40^\circ$, 桩体被动土压力系数 $K_p=4.6$, 桩间土体被动土压力系数 $K_s=1.6$, 桩体泊松比 $\mu_p=0.31$, 桩间土体的泊松比 $\mu_s=0.40$ 。采用以上方法计算散体材料桩承载力和复合地基的极限承载力

并与BRAUNS算法、WONG H Y方法、HUGHES & WITHERS方法进行对比,结果如表3、表4所示。

表3 不同计算方法计算出的散体材料桩承载力

Table 3 Bearing capacity of granular material piles calculated by different calculation methods

计算方法	桩体极限承载力/kPa
BRAUNS算法 ^[4]	1 224
WONG H Y方法 ^[3]	1 053
HUGHES & WITHERS方法 ^[2]	331
本文方法	983

表4 不同计算方法计算出的复合地基极限承载力

Table 4 Ultimate bearing capacity of composite foundation calculated by different calculation methods

计算方法	复合地基 承载力/kPa	实测值/ kPa	误差/%
BRAUNS算法 ^[4]	841	—	50.4
WONG H Y方法 ^[3]	723	—	29.3
HUGHES & WITHERS 方法 ^[2]	227	559	-59.4
本文方法	645	—	15.4

从表3、表4计算结果可以看出,本文方法与实测值接近,仅偏差15.4%,HUGHES & WITHERS方法计算出的复合地基承载力与实测值偏差最大,偏差达到59.4%,是本文方法的3.85倍,BRAUNS方法偏差达到50.4%,是本文方法的3.27倍,WONG H Y方法偏差达到29.3%,是本文方法的1.90倍。通过对实例分析表明本文方法计算结果较经典计算方法更接近于工程实测值,进一步验证本文计算方法具有一定的可行性。

4 结 论

(1) 本文基于半空间轴对称弹性理论、考虑散体材料桩的鼓胀变形特性及桩周土体自重的影响,应用土体莫尔-库仑破坏准则,获得散体材料桩复合地基单桩极限承载力计算公式,并进一步得到散体材料桩复合地基极限承载力的计算方法。

(2) 与散体材料桩复合地基承载力经典计算方法相比,本文计算方法充分考虑了散体材料桩受荷的侧向鼓胀变形特性及鼓胀破坏形式,而且还考虑了桩周土体自重的影响,从桩土相互作用出发,得到了散体材料桩复合地基承载力的计算方法,更能反映散体材料桩复合地基的受力特性。

(3) 通过利用本文提出的复合地基承载力计算公式对室内模型试验和工程实例开展计算并进行对比分析,结果表明理论值与试验值或实测值均比较接近,说明本文计算方法对实际散体材料桩复合地基的设计具有一定的指导意义。

参考文献

- [1] 郑刚,周海祚. 复合地基极限承载力与稳定研究进展[J]. 天津大学学报: 自然科学与工程技术版, 2020, 53(7): 661-673.
ZHENG Gang, ZHOU Hai-zuo. State-of-the-art review of ultimate bearing capacity and stability of composite foundations[J]. Journal of Tianjin University: Science and Technology, 2020, 53(7): 661-673.
- [2] HUGHES J M O, WITHERS N J, GREENWOOD D A. A field trial of reinforcing effect of stone column in soil[J]. Geotechnique, 1975, 25(1): 31-44.
- [3] WONG H Y. Vibroflotation-its effect on weak cohesive soils[J]. Civil Engineering, 1975, 12(8): 44-67.
- [4] BRAUNS J. Die anfangstraglast von schottersaulen im bindigen untergrund[J]. Die Bautechnik, 1978, 8(2): 263-267.
- [5] BARKSDALE R D, BACHUS R C. Design and construction of stone columns[R]. Turner-Fairbank Highway Research Center, Federal Highway Administration, Washington, DC, 1983.
- [6] AMBILY A P, SHAILESH R. Behavior of stone columns based on experimental and FEM analysis[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2007, 133(4): 405-415.
- [7] 肖成志,夏博洋,郑刚,等. 基础埋深对碎石桩复合地基桩体破坏模式的影响[J]. 重庆大学学报, 2019, 42(7): 63-69.
XIAO Cheng-zhi, XIA Bo-yang, ZHENG Gang, et al. Influence of composite foundation embedded depth on the failure modes of stone columns[J]. Journal of Chongqing University, 2019, 42(7): 63-69.
- [8] 谭鑫,赵明华,金字轩,等. 碎石桩单桩受荷模型试验的离散单元法数值模拟[J]. 湖南大学学报: 自然科学版, 2019, 46(3): 106-113.
TAN Xin, ZHAO Ming-hua, JIN Yu-xuan, et al. Numerical simulation of loading test on a single stone column using discrete element method[J]. Journal of Hunan University: Natural Sciences, 2019, 46(3): 106-113.

- [9] MUIR W D, HU W, NASH D F T. Group effects in stone column foundations: Model tests[J]. *Geotechnique*, 2000, 50(6): 689–698.
- [10] XIN T, MING H Z, ZHENG B H, et al. Failure process of a single stone column in soft soil beneath rigid loading: Numerical study[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2020, 20(8): 04020130.
- [11] 赵明华, 杨明辉, 李立新, 等. 散体材料复合地基承载力分析方法研究[J]. *沈阳建筑大学学报: 自然科学版*, 2006, 22(2): 212–216.
ZHAO Ming-hua, YANG Ming-hui, LI Li-xin, et al. Study on the calculation of bearing capacity of composite foundation on discrete material pile[J]. *Journal of Shenyang Jian Zhu University: Natural Science*, 2006, 22(2): 212–216.
- [12] 刘杰, 赵明华, 何杰. 碎石桩复合地基承载及变形性状研究[J]. *湖南大学学报: 自然科学版*, 2007, 34(5): 15–19.
LIU Jie, ZHAO Ming-hua, HE Jie. Research on bearing and deformation characters of composite foundation with granular columns[J]. *Journal of Hunan University: Natural Sciences*, 2007, 34(5): 15–19.
- [13] 曹文贵, 刘海涛, 张永杰. 散体材料桩复合地基桩土应力比计算新方法[J]. *湖南大学学报: 自然科学版*, 2009, 36(7): 1–5.
CAO Wen-gui, LIU Hai-tao, ZHANG Yong-jie. A new pile-soil stress ratio calculation method of composite foundation with friable material piles[J]. *Journal of Hunan University: Natural Sciences*, 2009, 36(7): 1–5.
- [14] 沈才华, 王媛, 李鹤文, 等. 基于扩孔理论的挤密砂桩复合地基桩土应力比计算方法[J]. *岩土力学*, 2017, 38(10): 2873–2880.
SHEN Cai-hua, WANG Yuan, LI He-wen, et al. Determination of pile-soil stress ratio for compaction foundation using cavity expansion theory[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2017, 38(10): 2873–2880.
- [15] 武崇福, 季焱, 郭维超, 等. 刚性桩复合地基桩土应力比的时效分析及计算方法[J]. *中国公路学报*, 2018, 31(3): 30–37.
WU Chong-fu, JI Ye, GUO Wei-chao, et al. Time effect analysis and calculation method of pile-soil stress ratio of rigid pile composite foundation[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2018, 31(3): 30–37.
- [16] 夏博洋, 郑刚, 周海祚, 等. 筋箍长度及刚度对加筋碎石桩复合地基承载力影响分析[J]. *岩土工程学报*, 2019, 41(S2): 209–212.
XIA Bo-yang, ZHENG Gang, ZHOU Hai-zuo, et al. Influences of length and strength of geosynthetics on bearing capacity of composite foundation with stone columns[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2019, 41(S2): 209–212.
- [17] 孙立强, 邵丹丹, 冯守中, 等. 土工合成材料约束碎石桩承载特性研究[J]. *岩土工程学报*, 2019, 41(S2): 29–32.
SUN Li-qiang, SHAO Dan-dan, FENG Shou-zhong, et al. Bearing capacity of geosynthetics-enclosed stone columns[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2019, 41(S2): 29–32.
- [18] 朱小军, 孔伟阳, 李文帅. 高置换率挤密砂桩模型试验与承载力计算方法研究[J]. *公路*, 2017, 62(8): 1–7.
ZHU Xiao-jun, KONG Wei-yang, LI Wen-shuai. Study of model tests and calculation methods of bearing capacity on high replacement ratio sand compacted pile[J]. *Highway*, 2017, 62(8): 1–7.
- [19] 袁聚云, 贺洁, 马险峰. 挤密砂桩承载力计算方法探讨[J]. *结构工程师*, 2012, 28(2): 111–115.
YUAN Ju-yun, HE Jie, MA Xian-feng. Bearing capacity calculation method of sand compaction piles[J]. *Structural Engineers*, 2012, 28(2): 111–115.