

刚性筏板下群桩基础共同作用实用分析方法

罗如平^{1,2}, 杨敏^{1,2†}, 杨军³

(1. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;

2. 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092; 3. 广东华路交通科技有限公司, 广东 广州 510420)

摘要:为了分析实际工程中大规模桩筏基础荷载分担及沉降特性,基于桩-土-筏相互作用理论提出了在竖向荷载作用下考虑土体弹塑性的刚性筏板下群桩基础共同作用的实用分析方法.桩-土-筏相互作用包括桩-土、桩-桩、筏-土和桩-筏相互作用,土体弹塑性考虑了土体模量的双曲线型变化特性.通过对不同尺寸条件下桩筏基础现场实测案例进行分析,介绍了计算过程中相应土体参数的取值方法,并基于基础沉降及桩-土荷载分担比实测和计算值对比结果,验证了该计算方法用于分析实际工程中大规模桩筏基础的合理性.同时基于某工程桩基优化分析,其计算结果表明:考虑筏板的荷载分担能显著降低桩基用量,桩数降为原设计1/3左右时,基础沉降并不会显著增加.

关键词:桩筏基础;竖向荷载;相互作用;沉降;荷载分担;实用方法

中图分类号:TU472

文献标志码:A

Practical Analysis Method on Interaction of Rigid Piled Raft Foundation

LUO Ruping^{1,2}, YANG Min^{1,2†}, YANG Jun³

(1.Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2.Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

3.Guangdong Hualu Transport Technology Co Ltd, Guangzhou 510420, China)

Abstract:In order to investigate the load distribution and settlement characteristics of large scale piled raft foundation in practical engineering, a nonlinear analysis method for the rigid piled raft foundations under vertical loading is presented based on the pile-soil-raft interactions theory. Four types of interactions, i.e., pile-soil interaction, pile-pile interaction, raft-soil interaction and raft-pile interaction, are considered for the pile-soil-raft interactions herein. The hyperbolic attenuation pattern of soil modulus is considered for the nonlinear elasto-plastic analysis. Based on the comparisons with the field tests of piled raft foundation with different scale, a method to determine the soil parameters is specified, and the validity of the proposed method is verified by comparing the settlement and load participate ratio with the measured results. The optimized analysis of a piled raft case shows that the number of piles can be reduced significantly, provided that the load distribution of the raft is considered, and when the pile number is reduced to 1/3 of the original, the piled raft settlement does not increase remarkably.

Key words:piled raft; vertical loading; soil-pile-raft interaction; settlement; load sharing; practical method

* 收稿日期:2017-09-29

基金项目:国家自然科学基金资助项目(41372274), National Natural Science Foundation of China(41372274)

作者简介:罗如平(1989—),男,江西吉安人,同济大学博士研究生

† 通讯联系人, E-mail: yangmin@tongji.edu.cn

随着桩筏基础应用范围的不断扩大,其分析方法也在不断发展完善.在目前工程实践当中,桩筏基础计算方法主要包括 3 大类:第 1 大类是基于 Davis 和 Poulos 提出的基于弹性半空间理论的半解析半数值方法^[1-4];第 2 大类是 Kitiyodom 等基于单桩荷载传递模型与 Mindlin 解结合的混合方法^[5-7];第 3 大类为基于有限单元法的弹塑性数值模拟方法^[8-9].其中,第 1 大类方法由于在计算效率方面具有明显优势,非常适合应用于基础初步设计阶段的方案比选.同时,计算模型所需参数物理意义明确而且数量相对较少,一般可通过常规土工试验、现场实测反分析等途径获得.从工程实用角度分析,该类方法更容易为工程界所接受.

在我国,由于工程界采用压缩模量估算地基变形积累了较多的经验,基于 Mindlin 应力解的桩筏沉降计算模型得到了较为广泛的应用,并被纳入《建筑桩基技术规范》(JGJ94-2008)、上海市《地基基础设计规范》(DGJ08-11-2010)等.但是,规范建议的群桩沉降计算方法(Mindlin-Geddes 解法)是应力解法的特例,采用了桩身不可压缩、各桩桩顶荷载和桩身内力分布均已知等诸多简化假定,并且未考虑采用较少桩数时桩土界面可能进入塑性和桩端发生刺入变形等特性,因此,按此方法进行桩筏基础分析在某些情况下可能与实际产生较大偏差.

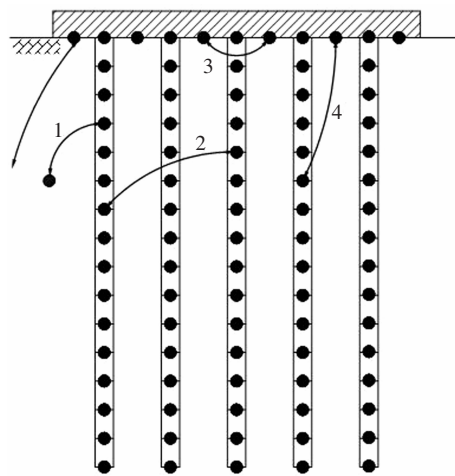
为了克服上述不足,本文基于半无限空间 Mindlin 位移解提出了在竖向荷载作用下考虑桩-土-筏相互作用及土体弹塑性的刚性筏板下群桩基础分析方法,介绍了其分析步骤并编制了相应计算程序.此外,已有文献大多是基于小尺寸桩筏基础进行计算分析^[3-9],较难满足实际工程中大规模桩筏基础分析的要求.鉴于此,本文基于所编制的计算程序对实际大规模桩筏基础工程案例(273 根桩)进行分析计算,明确了计算方法中相应土体参数的取值方法,并通过与现场实测结果进行对比分析验证了该方法用于实际大尺寸桩筏基础工程分析的可行性.

1 刚性筏板下群桩基础非线性计算方法

如图 1 所示为刚性筏板下群桩基础计算模型,在刚性筏板假定的基础上,筏板下各桩头具有相同的沉降值.在工程实践中,可以根据筏-土相对刚度比 K_{rs} 的大小来判断基础的相对刚度^[10]:

$$K_{rs} = 5.57 \frac{E_r}{E_s} \frac{1 - \nu_s^2}{1 - \nu_r^2} \left(\frac{B_r}{L_r} \right)^{0.5} \left(\frac{t_r}{L_r} \right)^3 \quad (1)$$

式中:下标 r 和 s 分别代表筏板和地基土; E 为弹性模量; ν 为泊松比; L_r 和 B_r 分别为筏板的长和宽; t_r 为筏板厚度.



1. 桩-土相互作用 2. 桩-桩相互作用
3. 筏-土相互作用 4. 桩-筏相互作用
图 1 刚性筏板下群桩基础计算模型

Fig.1 Sketch of analysis model of rigid piled raft

Basile (2015)^[3]认为,当 $K_{rs} > 1.5$ 时假定筏板为完全刚性可满足实际工程计算要求.对大部分采用桩筏基础的高层建筑来讲,由于筏板自身、群桩和上部结构对基础体系刚度的贡献很大,筏-土刚度比 K_{rs} 通常都能满足刚性假定要求.此外文献[11-12]也指出,除了薄板情况,筏板的刚度大小对桩筏基础的最大沉降及桩-土荷载分担比特性影响较小,因此,将筏板视作完全刚性不仅在多数情况下满足工程实践要求,而且还能使建模过程大为简化,利于提高算法的执行效率.

在图 1 所示的计算模型基础上,考虑桩-土-筏共同作用的桩筏基础非线性计算模型其具体求解过程可概括如下:

1) 对筏板和桩群划分计算单元,确定桩、筏计算结点编号和位置坐标(包括 x, y 和 z 方向),假定筏板结点和桩身结点数目分别为 k 和 n (桩基数 n_p , 每根桩划分节点 n_{ep} , $n = n_p \times n_{ep}$).

2) 考虑桩-土-筏共同作用的土体位移方程为:

$$\mathbf{w}_s = \mathbf{F}_s \cdot \mathbf{P}_s \quad (2)$$

式中: \mathbf{w}_s 和 \mathbf{P}_s 分别为土体竖向位移列向量和土反力列向量,其展开式为:

$$\begin{cases} \mathbf{w}_s = [w_s^1, w_s^2, \dots, w_s^k, w_s^{p_1}, w_s^{p_2}, \dots, w_s^{p_n}]^T \\ \mathbf{P}_s = [P_s^1, P_s^2, \dots, P_s^k, P_s^{p_1}, P_s^{p_2}, \dots, P_s^{p_n}]^T \end{cases} \quad (3)$$

\mathbf{F}_s 为土体柔度矩阵,该矩阵维数与所有桩筏结点总数相等,其展开式为:

$$\mathbf{F}_s = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{rr} & \mathbf{F}_{rp} \\ \mathbf{F}_{pr} & \mathbf{F}_{pp} \end{bmatrix} \quad (4)$$

其中:

1) \mathbf{F}_{rr} 为筏-土相互作用位移影响子矩阵, 主要包括筏-土单元相互作用柔度系数和筏-土-筏相互作用柔度系数. 筏-土相互作用柔度系数(主对角线元素)按 Kitiyodom 和 Matsutum (2003)^[5] 建议的公式计算, 即:

$$F_s = \frac{(1-v_s)(1-\exp(-H_{\text{soil}}/(2r_{\text{equ}})))}{4G_s r_{\text{equ}}} \quad (5)$$

式中: H_{soil} 为可压缩土层深度, 该深度以下为不可压缩土层, 通常可取 $H_{\text{soil}} = 3l_p$; r_{equ} 为筏板单元等效半径(按方形筏板与圆形筏板单元面积相等原则计算得到); G_s 为土体剪切模量; v_s 为土体泊松比.

筏-土-筏相互作用柔度系数(非主对角线元素)按 Chow (1987)^[13] 建议的公式计算, 即:

$$F_{i,j} = \frac{(1-v_s^2)}{\pi E_s r_{\text{equ}}} \sin^{-1}\left(\frac{r_{\text{equ}}}{r_{i,j}}\right), i \neq j \quad (6)$$

式中: $r_{i,j}$ 为筏板单元 i 和单元 j 中心点之间的水平距离; E_s 为土体弹性模量.

2) \mathbf{F}_{pp} 为桩-土相互作用位移影响子矩阵, \mathbf{F}_{rp} 和 \mathbf{F}_{pr} 为桩-土-筏相互作用位移影响矩阵, 矩阵各元素按 Mindlin 位移解计算:

$$F_{i,j} = \frac{P_j}{E_s} \cdot \frac{1+v_s}{8\pi(1-v_s)} \left[\frac{(z-c)^2}{R_1^3} + \frac{3-4v_s}{R_1} + \frac{5-12v_s+8v_s^2}{R_2} + \frac{(3-4v_s)(z+c)^2-2cz}{R_2^3} + \frac{6cz(z+c)^2}{R_2^3} \right] \quad (7)$$

式中: P_j 为 j 单元中心位置的集中荷载; $R_1^2 = (z-c)^2 + r_{i,j}^2$, $R_2^2 = (z+c)^2 + r_{i,j}^2$, z 和 c 分别为位移计算点 i (被影响点) 和竖向荷载作用点 j (影响点) 到半空间表面的垂直距离; $r_{i,j}$ 为单元 i, j 的水平距离; E_s 和 v_s 为土体的弹性模量和泊松比. 在具体计算过程中, 需要首先将摩阻力沿桩周进行积分计算, 得到桩侧摩阻力对桩中心位置的等效作用. 对于 $i=j$ 情况, i, j 的水平距离 $r_{i,j}$ 是按照 $r_{i,j} = d/2$ 考虑, 其中 d 为桩径.

3) 考虑桩-土-筏体系相互作用的内力平衡和位移协调条件, 建立考虑三者共同作用的荷载-位移关系式:

$$(\mathbf{K}_p + \mathbf{K}_s) \cdot \mathbf{w}_p = \mathbf{Q}_{\text{top}} \quad (8)$$

式中: \mathbf{K}_p 为桩群整体刚度矩阵; \mathbf{K}_s 为土体刚度矩阵, 通过对 \mathbf{F}_s 求逆得到; \mathbf{w}_p 为所有桩、筏结点位移组成的列向量; \mathbf{Q}_{top} 为基础顶面作用的外荷载列向量.

4) 采用增量法对式(8)进行求解. 由于本文假定

为刚性筏板, 为了保证筏板的各节点的位移相同, 本文通过乘(或加)大数法^[14]对式(8)两侧元素修改后进行求解来实现. 即: 若已知各桩桩顶竖向沉降为 w_0 , 需要将左侧方阵 $(\mathbf{K}_p + \mathbf{K}_s)$ 对应桩顶结点的主对角线位置元素 \mathbf{K}_{top} 改为 $\mathbf{K}_{\text{top}} \cdot B$ (或 $\mathbf{K}_{\text{top}} + B$), 将同行 \mathbf{Q}_{top} 中的元素 Q 改为 $w_0 \cdot B \cdot \mathbf{K}_{\text{top}}$ (或 $w_0 \cdot B$). 其中 B 为一大数, 通常可取 $10^{16} \sim 10^{18}$. 经过修改后, 方程式(8)即可在桩顶位置满足位移边界条件 ($w = w_0$), 这样就保证了各筏板结点位移边界条件均能得到满足.

当考虑土体塑性时, 只需在各增量步内将上一步求得的结点反力值与给定极限值进行比较, 对进入极限状态的土体反力和相关的柔度矩阵元素行列进行修正, 直至所有增量步计算结束. 对于粘性土地基, 各节点极限抗力的取值, 可按照式(9)进行确定:

$$q_u = \begin{cases} \alpha S_u & \text{桩侧节点} \\ 9S_u & \text{桩底节点} \\ 6S_u & \text{筏板节点} \end{cases} \quad (9)$$

式中: S_u 为土体不排水强度, 可以基于十字板、CPT 等原位试验或室内三轴试验加以确定; α 为桩-土摩阻力系数, 一般取值为 0.35 ~ 1.25.

同时为了考虑土体的非线性特性, 土体模量 E' 采用如下双曲线型变化函数^[3]:

$$E' = E_s (1 - R_f \cdot q/q_u)^2 \quad (10)$$

式中: E_s 为初始土体模量; q, q_u 分别为节点当前节点反力值和极限抗力; R_f 为非线性系数, 主要用于反映土体应力-应变及桩基荷载-沉降曲线的非线性特性. 当 $R_f = 0$ 时, 土体为理想弹塑性模型; R_f 值越大计算得的荷载-沉降曲线非线性特征更为显著. 要准确得到 R_f 值需要根据现场实测荷载-沉降曲线通过反演确定; 如果没有现场实测结果, 可以参考邓肯-张模型取 0.60~0.95. 计算中需要确定的是土体初始模量 E_s , 在后文中如无特殊说明, 土体模量 E_s 均指代土体初始模量.

通过以上步骤, 可得到桩筏基础非线性荷载-位移关系, 以及不同荷载水平对应的各计算结点反力和地基附加应力.

2 算例验证与分析

2.1 小尺寸桩筏基础现场试验

Koizumi 等^[15] 基于现场试验对 1.3×3 小尺寸桩

筏基础进行了研究分析. 试验所用试桩为直径 $d=300$ mm 的钢管桩, 桩身弹性模量 $E_p=200$ GPa, 桩长 $l_p=5.5$ m, 桩身壁厚 $t=3.2$ mm, 桩间距 $S=3d$, 基础布置及尺寸如图 2 所示. 试验场地为双层地基, 其中上层为厚度 1.7 m 的砂质粉土, 下层为粉质粘土, 各层土体参数参考文献[15]取值, 其相应不排水强度 S_u 及弹性模量 E_s 如图 2 所示.

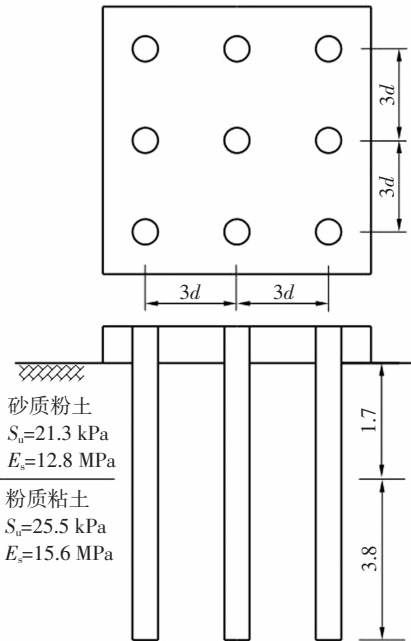


图 2 小尺寸桩筏基础布置及参数分布图

Fig.2 Layout of the small scale piled raft and subsoil model

如图 2 所示, 双层地基中各层土体不排水强度 S_u 及弹性模量 E_s 均较为接近, 为便于计算, 将场地简化为均质场地, 土体不排水强度 S_u 及弹性模量 E_s 按照加权平均值确定. 严格来说 Mindlin 解所适用的场地为均质地基, 实践表明对于层状地基, 采用 Mindlin 解通过加权等效的方法仍可以得到较为满意的解答^[3]. 在本文计算中土体不排水强度 $S_u=24$ kPa, 土体弹性模量 $E_s=14.7$ MPa, 桩-土摩阻力系数 $\alpha=0.6$, 非线性系数 $R_f=0.9$.

如图 3 所示为本文计算所得荷载-沉降曲线与实测结果对比图. 从图中可以看出, 本文计算所得桩筏基础荷载-沉降曲线与实测结果吻合较好, 能较为准确地反映在竖向荷载作用下小尺寸桩筏基础的沉降变形特性. 此外, 在图 3 中也对比分析了本文方法与 Zhang^[16]方法和 Roberto^[17]方法的计算结果. 从图中可以看出, 本文计算方法能更为准确地预测竖向荷载作用下小尺寸桩筏基础全过程沉降特性.

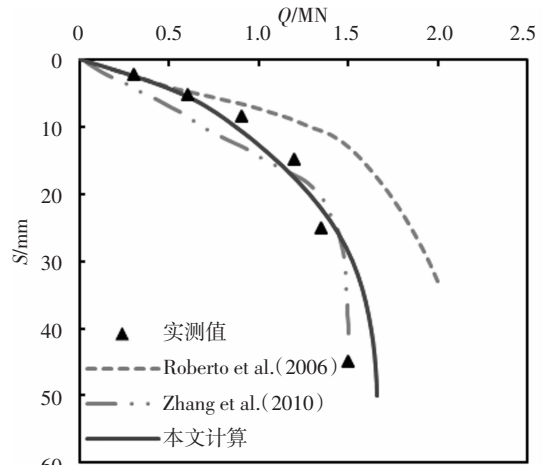


图 3 小尺寸桩筏基础荷载-沉降曲线对比图

Fig.3 Comparison of load-settlement behavior for the small scale piled raft

2.2 大尺寸桩筏基础现场试验

为了验证本文方法在大规模桩筏基础分析中的有效性, 本文对陕西省邮政电信网管中心大楼桩筏基础进行了分析. 大楼建筑总面积为 5.5×10^4 m², 主体部分建筑层数地上 36 层, 塔楼 3 层, 地下 2 层, 总高度 143.3 m, 上部结构采用剪力墙薄壁内筒和密排柱外框筒组成的筒中筒结构, 结构平面布置如图 4 所示^[18].

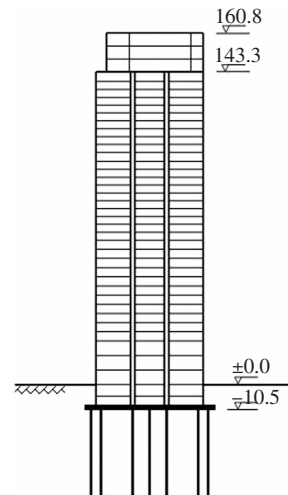


图 4 结构剖面图(修改自文献[18])

Fig.4 Cross section of the structure (modified from[18])

基础采用整体桩筏式基础, 筏板厚度为 2.5 m, 底面标高 -13.7 m, 底板挑出边轴线长度最大为 2.6 m, 最小为 2.3 m; 钢筋混凝土灌注桩采用泥浆护壁工艺(反循环), 工程桩直径为 $d=0.8$ m, 桩长 $l_p=60$ m, 混凝土强度 C35, 布桩 271 根, 桩间距 $S=3d$, 桩筏基础尺寸及桩基布桩示意图如图 5 所示^[19].

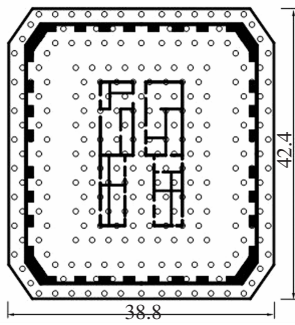


图5 基础桩基布置示意图(修改自文献[19])

Fig.5 Layout of the piled raft (modified from [19])

2.2.1 地质条件^[20]

工程场地地形较平坦,地貌单元属皂河古河道区,地下水属潜水类型,稳定水位埋深为 11.15~12.0 m,地下水对混凝土结构无腐蚀性.场地地基土自上而下主要由人工填土、第四纪全新世冲洪积黄土状土、冲积中砂、粉质粘土及中更新世冲积粉质粘土、中砂、粉土等构成(详见表 1).场地地层为具有强结构性的超固结黄土;饱和砂土及粉土为不液化土层.建筑地基可按非湿陷性黄土地基设计.

表 1 地层结构及土的物理力学性质指标^[20]

Tab.1 Soil's indexes of physical and mechanical characteristics

地层名称	层厚/m	层底标高/m	w/%	$\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	e	I_L	q_c/kPa	f_s/kPa	$a_{0.1-0.2}/\text{MPa}^{-1}$	$E_{s,0.1-0.2}/\text{MPa}$
黄土状土 $Q_4^{\text{al+pl}}$	8.1	398.37	23.1	17.9	0.874	0.39	2 998	100.3	0.16	14.44
中砂 Q_3^{al}	2.3	396.07	—	—	—	—	—	—	—	—
粉质粘土 Q_4^{al}	2.0	394.07	24.5	19.8	0.704	0.50	4 371	106.1	0.19	10.26
粉质粘土 Q_2^{al}	5.6	388.47	27.1	19.7	0.758	0.64	4 662	196.1	0.26	7.24
粉质粘土 Q_2^{al}	4.9	383.57	24.8	20.0	0.698	0.45	3 205	112.6	0.20	9.86
粉质粘土 Q_2^{al}	8.8	374.77	22.9	20.3	0.642	0.32	5 673	129.8	0.15	11.73
粉土 Q_2^{al}	1.2	373.57	20.5	21.3	0.527	0.57	2 748	79.9	0.13	12.24
粉质粘土 Q_2^{al}	5.3	368.27	24.6	20.0	0.691	0.49	3 302	125	0.19	10.3
粉质粘土 Q_2^{al}	10.1	358.17	25.3	20.1	0.692	0.43	3 190	147.1	0.16	11.48
粉土 Q_2^{al}	2.4	355.77	20.9	20.6	0.585	0.47	—	—	0.13	12.45
粉质粘土 Q_2^{al}	3.4	352.37	24.9	20.1	0.687	0.52	—	—	0.16	11.83
中砂 Q_2^{al}	2.8	349.57	—	—	—	—	—	—	—	—
粉质粘土 Q_2^{al}	3.7	345.87	23.0	20.4	0.637	0.44	—	—	0.18	10.16
中砂 Q_2^{al}	2.0	343.87	—	—	—	—	—	—	—	—
粉质粘土 Q_2^{al}	20.49	323.38	23.6	20.3	0.652	0.38	—	—	0.17	10.74

图 6 为场地土体侧壁摩阻力 f_s 和锥尖阻力 q_c 随深度分布曲线,从图中可以看出除了在 18 m 及 30 m 深度处分布有两层硬层之外,在其余深度范围内土体静力触探参数分布较为均匀.采用本文方法进行桩筏基础分析主要土体参数有土体不排水强度 S_u 及弹性模量 E_s .

土体不排水强度 S_u 可以根据静力触探锥尖阻力 q_c 进行估算,其计算公式如下:

$$S_u = \frac{q_c - \sigma_{v0}}{N_k} \quad (11)$$

式中: σ_{v0} 为土的自重总应力; N_k 为经验圆锥系数,一般为 11 ~ 19.

按照上述公式,取桩身中部土体不排水强度 S_u

作为场地不排水强度 S_u 大小, $S_u \approx 200 \text{ kPa}$ (N_k 取 15),同时桩-土摩阻力系数 α 按 0.6 考虑.

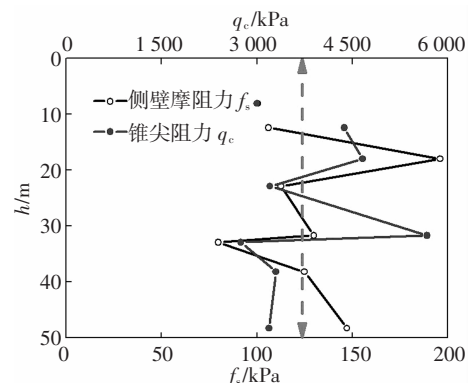


图 6 场地土体静力触探参数随深度分布曲线

Fig.6 Variations of CPT values with depth

基于弹性理论方法进行桩筏基础分析的困难之处在于合理确定桩周土体弹性模量大小,目前确定桩周土体弹性模量的方法主要有室内试验方法、工程实践经验及桩基荷载-沉降曲线反算方法.由于试验取土的扰动性及工程经验的地区差异性,采用室内试验或者工程经验方法往往难以准确评价桩周土体弹性模量的大小.胡德贵等^[21]提出了一种基于桩基荷载-沉降曲线反算桩周土体弹性模量的方法,对于均质硬粘土场地,桩周土体剪切模量 G 可以根据式(12)确定:

$$G = \frac{P_1}{w_1 r_0 \rho f(\lambda)} \quad (12)$$

式中: P_1, w_1 分别是桩顶荷载和沉降; r_0 为桩径半径; ρ 为地基类别参数,对于均质地基 $\rho = 1$; $f(\lambda)$ 为桩-土模量比函数,其取值可参考文献[21].

在得到桩周土体剪切模量 G 后,即可根据弹性理论公式计算得到场地土体弹性模量 E_s 的大小.对于一般粘土场地,土体泊松比 ν_s 可以取为 0.3.基于该场地 4 根单桩试桩曲线(1-A, 2-A, 1-B, 2-B)^[19],按照上述桩周土体弹性模量反算方法可得该场地桩周土体弹性模量 $E_s = 239 \text{ MPa}$,这与文献[19]中的取值接近.需要说明的是,由表 1 可以看出,采用室内试验方法确定的土体压缩模量 $E_{s,0.1-0.2}$ 基本位于 7~14 MPa 之间,与采用桩基荷载-沉降曲线反算得到的桩周土体弹性模量有着相当大的差别,这表明对于结构性较强的超固结土体,采用室内试验的方法往往会较为显著的低估桩周土体弹性模量的大小.

图 7 为采用上述分析所得土体参数 ($E_s = 239 \text{ MPa}, \nu_s = 0.3, S_u = 200 \text{ kPa}, \alpha = 0.6, R_f = 0.9$) 计算得到的单桩基础荷载-沉降曲线与实测结果对比图.从图中可以看出,计算所得荷载-沉降曲线与实测结果吻合较好,尤其是在初始加载阶段,计算结果与实测结果吻合相当精确,这表明本文所采用的土体参数是合理的.

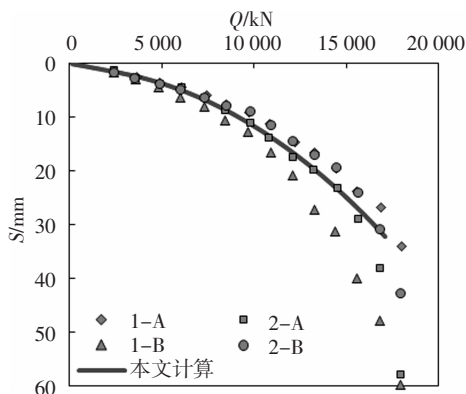


图 7 单桩荷载-沉降曲线对比图

Fig.7 Comparisons of load-settlement curves of single pile

2.2.2 桩筏基础计算结果分析

图 8 为本工程案例计算模型的网格划分示意图,筏板总共划分网格 63×43 个,桩基础共划分网格 30×271 个,整个计算模型共有单元 10 839 个,计算时间约为 83 min. 模型计算中土体参数取值与前述单桩分析一致.

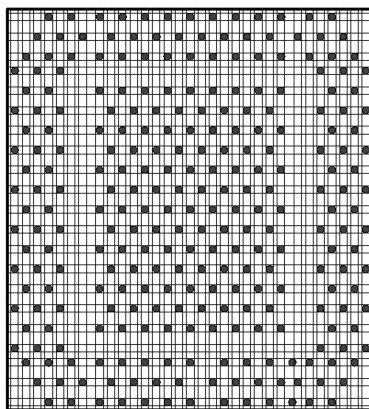


图 8 群桩平面布置与模型网格划分示意图

Fig.8 Layout of the pile group and the meshing of the model

图 9 为本工程案例从地面 1 层到主体结构封顶时的实测与计算所得层数-沉降曲线对比图,层数与荷载之间的换算关系参考文献[20].在实际工程中分别对基础内筒及外筒沉降特性进行了观测,观测结果表明内外筒沉降曲线基本重合,内外筒平均沉降差为仅有 1.37 mm^[20],这表明在整个施工阶段桩筏基础表现为整体下沉的趋势,这与计算模型假定的刚性桩筏基础特性相吻合.需要说明的是由于沉降实测值是从地面 1 层之后开始的,为了对比分析,本文计算结果也按照上述情况进行了相应处理.

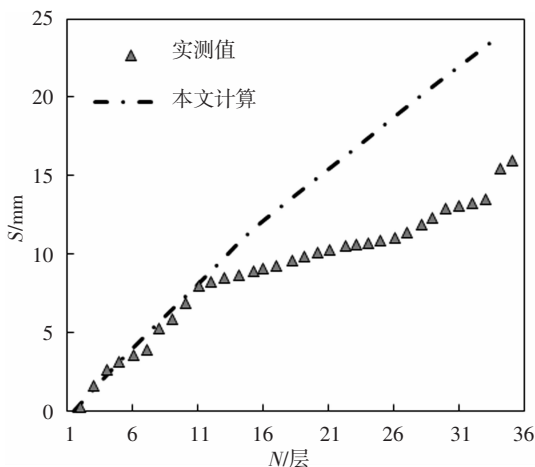


图 9 层数-沉降曲线对比图

Fig.9 Curve of level number-settlement

从图 9 中可以看出,采用本文方法计算所得的

基础总沉降要稍大于实测值.当施工结束后本文计算所得基础沉降值为 24 mm, 而实测沉降值为 17 mm 左右, 从工程实践来讲, 这种差异是可以接受的. 由于本文方法所需计算参数少, 且计算过程较为方便, 计算效率更高, 因此在实际工程应用中具有较为明显的优势.

图 10 为本工程案例桩与桩间土荷载分担比对比图.从图中可以看出本文计算得到的桩-土荷载分担比与实测结果十分接近, 当建筑物施工完成之后, 桩间土荷载分担比大约在 14%.对于超高层建筑, 由于上部总荷载较大, 在基础设计中如果能充分考虑桩间土的荷载分担, 将能减小较多的用桩数量, 从而降低相应的基础工程造价, 这点也被大量工程实践所证实^[2].

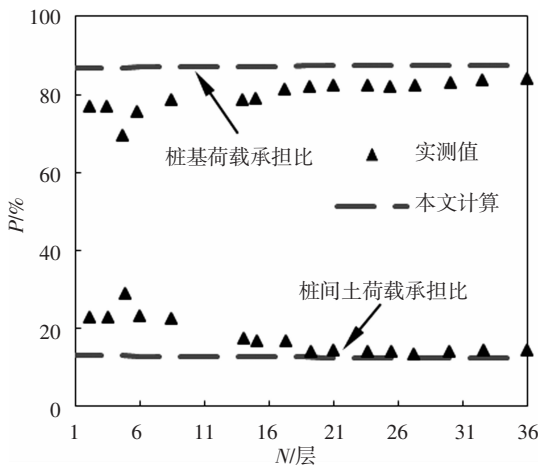
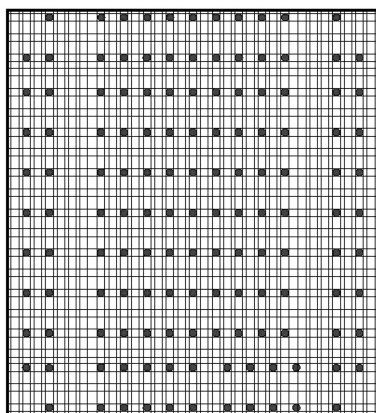


图 10 桩与桩间土荷载分担比对比图

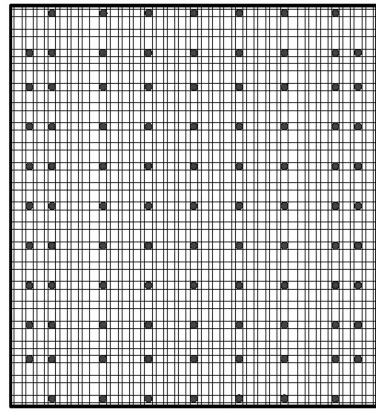
Fig.10 Variation of load sharing ratio of pile group and soil

2.2.3 桩基布置参数优化分析

为了分析桩数对基础沉降量的影响, 基于前述大尺寸桩筏基础工程案例, 本文研究了不同桩数情况下的建筑物沉降特性, 图 11 为桩数为 139 根和 95 根情况下桩基布置及模型网格划分图.



(a)139 根桩



(b) 95 根桩

图 11 桩筏基础优化桩基布置及模型网格划分图

Fig.11 Layout diagram of the pile group and the meshing of the model

图 12 为建筑物施工结束时不同桩数情况下基础总沉降值(包括地面 1 层以下结构施工引起的沉降值)分布图.从图中可以看出随着桩数的增加, 基础总沉降值不断减小, 但减小幅度在不断减小.当基础桩数为 95 根, 即原设计用桩数 1/3 左右时, 基础沉降值为 37 mm, 仅比桩数为 271 根时大 7 mm, 因此对于该工程而言, 可以在满足变形要求情况下进一步减少用桩数量以节省工程造价.

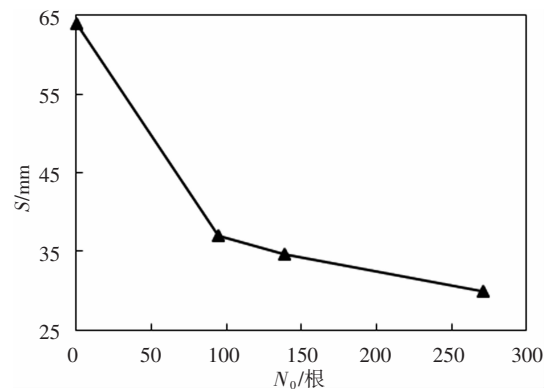


图 12 不同桩数情况下基础沉降值分布图

Fig.12 settlement of piled raft under different pile number

3 结论

本文基于桩-土-筏相互作用理论提出了一种在竖向荷载作用下刚性筏板群桩基础的实用非线性分析方法, 通过与桩筏基础现场实测结果进行对比分析, 验证了该方法的合理性, 主要得到了以下几点结论:

1) 本文所提方法能较准确的反映不同尺寸条件下桩筏基础的沉降及桩-土荷载分担特性, 且所

需计算参数少,计算效率高,在实际工程应用中具有较为显著的优势。

2)对于具有强结构性的土体,通过单桩荷载-沉降曲线进行反算能较为准确的得到桩周土体弹性模量的大小。

3)对于超高层建筑,考虑桩间土的荷载分担作用能在满足变形要求情况下较大幅度地减少用桩数量以节省工程造价。

参考文献

- [1] DAVIS E H,POULOS H G.The analysis of piled raft systems[J]. Australia Geotechnique Journal, 1972,2(1):21—27.
- [2] 艾智勇,蔡建邦.层状地基与弹性薄板相互作用的边界元解[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2017,44(3):120—125.
AI Z Y, CAI J B. A BEM for interaction between layered foundations and an elastic thin plate [J].Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017,44(3):120—125.(In Chinese)
- [3] BASILE F. Non-linear analysis of vertically loaded piled rafts[J]. Computers and Geotechnics, 2015, 63: 73—82.
- [4] 王伟,杨敏.竖向荷载下桩筏基础通用分析方法[J].岩土工程学报,2008,30(1):106—111.
WANG W, YANG M.General analysis method of piled raft foundation under vertical loading[J].Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008,30(1):106—111.(In Chinese)
- [5] KITTYODOM P, MATSUMOTO T. A simplified analysis method for piled raft foundations in non homogeneous soils [J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2003,27(2):85—109.
- [6] 杨明辉,张小威,赵明华.考虑桩土滑移的超长桩沉降非线性算法[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2012,39(9):18—22.
YANG M H, ZHANG X W, ZHAO M H. Nonlinear Analysis of settlement of long pile considering relative slide between pile and soil [J].Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2012,39(9):18—22.(In Chinese)
- [7] 孙晓立,杨敏.大规模桩筏基础非线性共同作用简化分析方法[J].土木工程学报,2006,39(9):91—97.
SUN X L, YANG M. A simplified method for the analysis of the nonlinear interaction of large scale piled rafts[J].China Civil Engineering Journal, 2006,39(9):91—97.(In Chinese)
- [8] JEONG S,CHO J.Proposed nonlinear 3-D analytical method for piled raft foundations [J]. Computers and Geotechnics,2014,59: 112—126.
- [9] COMODROMOS E M,PAPADOPOULOU M C,LALLOU L.Contribution to the design methodologies of piled raft foundations under combined loadings [J]. Canadian Geotechnical Journal,2015,53(4):559—577.
- [10] HORIKOSHI K, RANDOLPH M F.On the definition of raft-soil stiffness ratio for rectangular rafts[J]. Géotechnique, 1997,47(5): 1055—1061.
- [11] POULOS H G.Piled-raft foundation: design and applications[J]. Géotechnique, 2001,51(2):95—113.
- [12] SMALL J C, ZHANG H H. Piled raft foundations subjected to general loadings [C]//Smith Carter. John Booker Memorial Symposium. Rotterdam: Balkema, 2000:57—72.
- [13] CHOW Y K. Vertical deformation of rigid foundations of arbitrary shape on layered soil media[J].International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1987,11(1):1—15.
- [14] SMITH I M, GRIFFITHS D V, MARGETTS L.Programming the finite element method [M].5th Edition.New York:John Wiley and Sons,2013:72—73.
- [15] KOIZUMI Y,ITO K.Field tests with regard to pile driving and bearing capacity of piled foundations [J].Soils and Foundations, 1967,7(3):30—53.
- [16] ZHANG Q Q,ZHANG Z M,HE J Y.A simplified approach for settlement analysis of single pile and pile groups considering interaction between identical piles in multilayered soils[J].Computers and Geotechnics, 2010,37(7):969—976.
- [17] ROBERTO C, CONTE E.Settlement analysis of pile groups in layered soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2006,43(8): 788—801.
- [18] 齐良锋,张保印,简浩.高层建筑桩筏基础筏板内力的现场实测与分析[J].工业建筑,2004,34(1):45—49.
QI L F, ZHANG B Y. In-situ measurement and analysis of raft's internal force of high-rise building with piled raft foundation[J]. Industrial Construction, 2004,34(1):45—49.(In Chinese)
- [19] 齐良锋.高层建筑桩筏基础共同工作原位测试及理论分析[D].西安:西安建筑科技大学土木工程学院,2002:102.
QI L F. In-situ tests and theoretical analysis of combined interaction of piled raft foundation for high rise buildings[D].Xi'an:College of Civil Engineering,Xi'an University of Architecture and Technology, 2002:102.(In Chinese)
- [20] 齐良锋,张保印,简浩.某高层建筑桩筏基础桩间土反力原位测试研究[J].岩土力学,2004,25(5):827—831.
QI L F,ZHANG B Y, JIAN H.Research on reaction of soil among piles of pile-raft foundation of high-rise building by test in situ[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004,25(5):827—831.(In Chinese)
- [21] 胡德贵,罗书学,赵善锐.对桩周土弹性模量确定方法的探讨[J].西南交通大学学报,2001,36(1): 23—26.
HU D G, LUO S X, ZHAO S R.A determination method of soil shear modulus in pile foundation[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2001,36(1): 23—26. (In Chinese)
- [22] 赵锡宏,龚剑.桩筏(箱)基础的荷载分担实测,计算值和机理分析[J]. 岩土力学, 2005, 26(3): 337—341.
ZHAO X H,GONG J.Load-sharing between pile and raft or box in field experiment, calculation and mechanism analysis[J].Rock and Soil Mechanics, 2005,26(3): 337—341.(In Chinese)