

结构-桩筏-地基体系时间效应的三维数值分析

崔春义, 栾茂田, 杨庆, 年廷凯

(1. 大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024; 2. 大连理工大学土木水利学院岩土工程研究所, 辽宁 大连 116024)

摘要: 软土的非线性特性及上部荷载作用下地基的固结效应对上部结构内力分布及桩筏基础变形往往具有不容忽视的影响。不考虑上部结构刚度影响的共同作用分析常规设计与二维简化方法尚未全面地反映共同作用体系的实际工作机理。为此基于 Biot 固结理论, 考虑地基土的弹塑性特性, 对上部结构-桩筏基础-地基共同作用体系的时间效应进行了三维有限元数值分析。结果表明: 地基的固结效应对共同作用体系的承载机理与变形协调能力具有显著的影响, 共同作用体系的工作性能紧密地依赖于超孔隙水压力随时间的变化特征。同时上部结构刚度对共同作用体系的时间效应也具有不可忽视的影响。因此, 在共同作用体系分析中应合理地考虑结构刚度效应和地基固结的时间效应。

关键词: 桩筏基础; 固结; 上部结构; 共同作用; 超孔隙水压力; 时间效应

中图分类号: TU443

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2007)08-1244-07

作者简介: 崔春义(1978-), 男, 辽宁凤城人, 博士研究生, 主要从事岩土力学基本理论与数值分析等方面的研究工作。E-mail: cuichunyii@126.com。

3D numerical analysis of time effect of superstructure-piled raft-foundation

CUI Chun-yi, LUAN Mao-tian, YANG Qing, NIAN Ting-kai

(1. State key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, School of Civil and Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: In coastal areas, piled raft foundations are widely employed for high-rise or multi-rise structures. Under such conditions, the effect of consolidation of soft soil ground on the interaction between piled rafts and foundation as well as superstructures can not be overlooked. Furthermore, both conventional methods of structural design and numerical procedures of two-dimensional interaction analysis can not realistically simulate the mechanism of interaction system without considering effect of superstructure stiffness. In order to well understand long-term behaviour of the interaction system, nonlinear deformation and strength behaviour of foundation soils were taken into account by using the elasto-plastic constitutive model based on Mohr-Coulomb's yield criterion while the consolidation effect of subsoil under loading was incorporated by numerically solving Biot's equations of consolidation in FEM formulations. Based on a case study for a given typical interaction system and comparative analysis for different cases, the features of variation of internal forces, settlement and compatibility mechanism of interaction system with time were examined. It was shown that both the consolidation characteristics of foundation and the superstructure stiffness remarkably affected time-dependent performance of the interaction system. Such dependency was intimately related to variation of excess pore water pressure of subsoil. It was indicated that both the effect of consolidation of subsoil and the superstructure stiffness on interaction behavior should be take into account in coupling analysis of superstructure-piled raft-foundation in order to well estimate the internal forces and deformations.

Key words: piled raft foundation; consolidation; superstructure; interaction; excess pore pressure; time effect

0 引言

在沿海地区, 桩筏基础下往往存在深厚饱和软土下卧层。在这种情况下, 地基的固结对建筑物沉降变形的影响往往不容忽视, 基础与地基的协同作用机制具有明显的时间效应^[1-7]。因此, 在基础-地基相互作用分析与工程设计中必须合理地考虑地基固结的影响。文献[1]采用一维 Terzaghi 固结模型, 用有限差分

方法对线弹性地基上的筏板进行了共同作用分析, 首次共同作用分析中考虑了时间效应的影响。文献[2]利用一维 Terzaghi 固结模型的解析方法对线弹性地基上圆形筏板进行了共同作用分析, 提出了弹性筏板差

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50579006; 50179006)

收稿日期: 2006-09-25

异沉降在固结影响下的时间变化特征。其后, 文献[3]基于一维固结理论的半解析半数值方法对弹性半空间地基上的基础进行了全程共同作用分析。文献[4]首次采用有限单元法和二维固结理论对线弹性地基上筏板和单桩分别考虑时间效应的时间效应分析。近些年, 计算机技术的发展使复杂数值模拟计算成为可能, 考虑固结影响的共同作用的时间效应问题也就越受到一些学者的重视^[5], 文献[6, 7]分别利用固结有限层理论和有限元方法对弹性地基上桩筏基础进行了分析, 取得一定的成果。文献[8]首次在共同作用时间效应分析中考虑了上部结构刚度的影响, 以黏弹性固结元件模型为基础并结合 Laplace-Hankel 变换的半解析半数值方法对筏板基础共同作用机制的时间效应进行了探讨。

对于高荷载状态下的桩筏基础, 地基土采用线弹性模型无法真实地反映地基土的应力-应变关系。另外, 对于地基、桩筏基础和上部结构所构成的完全共同作用体系, 三维空间刚度的影响往往比较显著, 常规的设计方法与二维有限元数值分析无法全面反映体系的共同作用机理。为此, 本文采用基于地基 Mohr-Coulomb 破坏准则的理想弹塑性模型, 运用 Biot 固结理论^[9-11], 对上部结构-桩筏基础-地基的共同作用体系进行了三维有限元数值分析, 以期探讨共同作用的时间效应和三维空间刚度效应。

1 弹塑性 Biot 固结理论

土的 Mohr-Coulomb 破坏条件可以表达为

$$F = q' - \frac{3p' \sin \varphi + 3c \cos \varphi}{\sqrt{3} \cos \theta_\sigma - \sin \theta_\sigma \sin \varphi} = 0 \quad (1)$$

式中, p' 与 q' 为平均有效应力和广义偏差应力, θ_σ 为应力 Lode 角, c 与 φ 为土的有效黏聚力与内摩擦角。

将总应变速率分解为弹性应变速率 $\{\dot{\epsilon}^e\}$ 和塑性速率应变 $\{\dot{\epsilon}^p\}$ 两部分:

$$\{\dot{\epsilon}\} = \{\dot{\epsilon}^e\} + \{\dot{\epsilon}^p\} \quad (2)$$

其中弹性应变速率与塑性应变速率分别由广义 Hook 定律和塑性流动法则确定:

$$\{\dot{\sigma}'\} = [D]\{\dot{\epsilon}^e\} = [D](\{\dot{\epsilon}\} - \{\dot{\epsilon}^p\}) \quad (3)$$

$$\{\dot{\epsilon}^p\} = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \{\sigma'\}} \quad (4)$$

综合考虑上列各式, 采用塑性一致性条件, 得:

$$\{\dot{\sigma}'\} = [D^p]\{\dot{\epsilon}\} \quad (5)$$

式中, $[D^p]$ 为弹塑性系数矩阵, 在塑性加载条件下,

$$[D^p] = [D^e] - \frac{[D^e] \frac{\partial F}{\partial \{\sigma'\}^T} \frac{\partial F}{\partial \{\sigma'\}} [D^e]}{\frac{\partial F}{\partial \{\sigma'\}^T} [D^e] \frac{\partial F}{\partial \{\sigma'\}}} \quad (6)$$

而在卸载与中性变载条件下, $[D^p] = [D^e]$ 。

联合考虑有效应力原理、土骨架几何方程与本构方程和孔隙水的 Darcy 渗透定律, 可以建立 Boit 固结方程。基于给定的位移和孔隙水压力插值模式, 在空间上进行有限元离散, 采用虚位移原理, 得到 Boit 固结理论的有限元方程:

$$[K_s]\{\delta\}^e + [K_c]\{p\}^e = \{R_F\}^e \quad (7a)$$

$$[K_c]^T \{\delta\}^e + [K_r]\{p\}^e = \{R_q\}^e \quad (7b)$$

当采用理想弹塑性本构关系, 并采用单步时间积分格式时, 在时段 $\Delta t = t_{n+1} - t_n$ 内关于 t 从 t_n 到 t_{n+1} 进行时间积分, 并考虑下列近似关系式:

$$\begin{aligned} \int_{t_n}^{t_{n+1}} \{p\}^e dt &= (t_{n+1} - t_n) \left[\varsigma \{p\}_{n+1}^e + (1 - \varsigma) \{p\}_n^e \right] \\ &= \Delta t \left(\{p\}_n^e + \varsigma \{\Delta p\}^e \right) \end{aligned} \quad (8)$$

式中, ς 为积分常数 ($0.5 \leq \varsigma \leq 1$), 这里取 $\varsigma = 1$ 。则以单元结点位移 $\{\Delta \delta\}^e$ 和孔隙水压力增量 $\{\Delta p\}^e$ 所表达的固结方程有限元列式为

$$\begin{bmatrix} [K_s] & [K_c] \\ [K_c]^T & \varsigma \Delta t [K_r] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\Delta \delta\}^e \\ \{\Delta p\}^e \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{\Delta R_F\}^e \\ \{\Delta R_p\}^e \end{Bmatrix} \quad (9)$$

式中 $[K_s]$ 为单元土骨架刚度矩阵; $[K_c]$ 为单元耦合矩阵; $[K_r]$ 为单元渗流矩阵; $\{\Delta R_F\}^e$ 为单元等效结点荷载增量列阵; $\{\Delta R_p\}^e$ 为单元等效结点流量增量列阵。另外, 为保证数值计算稳定性, 时间步长应与有限元网格尺度相匹配, 可按如下原则选取^[10-11]:

$$\Delta t \geq \frac{\gamma_w}{6Ek} (\Delta l)^2 \quad (10)$$

式中, γ_w 为水的重度, E 为土骨架的变形模量, k 为渗透系数, Δl 为单元特征长度。

2 数值算例及计算模型

算例结构与地基如图 1 所示, 图 1(a) 给出了桩、柱分布情况, 图 1(b) 给出了桩筏基础上 7×3 跨 5 层空间框架结构与地基的有限元计算模型。考虑对称性, 以结构与地基的 1/4 作为计算模型。以大型通用非线性有限元分析软件 ABAQUS^[9] 为平台并编写了 FORTRAN 语言接口程序 UVARM, 对于结构-桩筏基础-地基共同作用体系进行了弹塑性固结耦合有限元分析。对于地基土体, 采用 8 节点孔隙介质减缩积分单元 C3D8RP; 对于筏板基础和楼板, 采用二次减缩积分壳单元 S8R5; 对于框架梁与柱, 采用二次空间梁单元 B32; 桩基础采用采用 8 节点实体减缩积分单元 C3D8R。在地基中除顶面外的各面固定法向自由度并采用不透水边界; 在顶面处采用自由和透水的边界条件。桩筏基础和楼板在纵横对称轴处分别采用了相

应的对称约束边界条件。在各层楼板上和在筏板基础上分别施加均布荷载 $q=10\text{ kPa}$ 与 $q=30\text{ kPa}$ ，并在初始时刻采用瞬时加载方案。为了能真实反映桩筏基础与地基土之间的相互接触特性，采用了基于允许“弹性滑动”的罚接触算法^[9]在桩筏与土间设置 Coulomb 接触对，法向接触采用“硬接触”形式，允许桩筏表面穿入外部土层及与相邻土层发生分离；切向临界摩擦力由 Coulomb 摩擦定律确定：

$$\tau_{cr} = \mu p \quad , \quad (11)$$

式中， μ 为界面的摩擦系数， p 为法向接触应力，在计算中假定桩筏 - 土之间的摩擦系数 $\mu=0.3$ 。

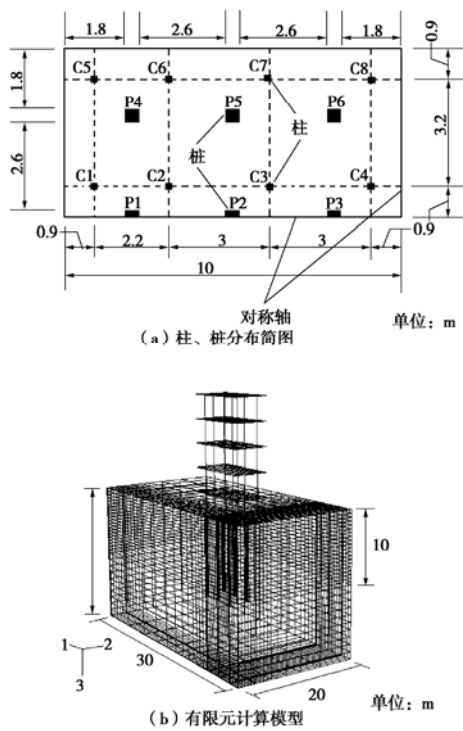


图 1 柱网分布及有限元计算模型
Fig. 1 The computational model used in FEM

表 1 各土层的有限元计算参数

Table1 The soil parameters used in FEM analysis

土层	厚度 /m	渗透系数 $k/(10^{-5}\text{m}\cdot\text{d}^{-1})$	初始模量 E_i/MPa	黏聚力 c'/kPa	摩擦角 $\varphi'/(^{\circ})$
1	3	10	7.5	10	21
2	7	9.6	6.5	13.5	19
3	10	7.5	5	18	18

上部结构和桩弹性模量 $E_r=2\times10^4\text{ MPa}$ 和 $E_p=2\times10^4\text{ MPa}$ ，泊松比 $\nu_r=0.15$ 和 $\nu_p=0.15$ ，其中梁截面为 $0.3\text{ m}\times0.5\text{ m}$ ，柱、桩截面尺寸均为 $0.4\text{ m}\times0.4\text{ m}$ ，楼板厚度 0.2 m ，层高 3.3 m ，桩长 10 m ；筏板的弹性模量和泊松比分别为 $E_r=2\times10^4\text{ MPa}$ ， $\nu_r=0.15$ ，筏板厚度为 0.4 m ；上部结构、桩及筏板的重度均为 $\gamma_c=25\text{ kN/m}^3$ 。地基土饱和重度和孔隙率取为 $\gamma_{\text{sat}}=16\text{ kN/m}^3$

与 $n=0.5$ ，泊松比为 $\nu_s=0.35$ ；其他参数见表 1。

3 计算结果与分析

3.1 地基变形与孔隙水压力的时间变化特征

图 2 为 4 个不同筏板位置对应的地基竖直特征线沿深度的平均超孔隙水压力随时间的变化。由图可见与 II、III 和 IV 三个竖直特征线相反，在初期较短时间内竖直特征线 I 上的平均超孔隙水压力略有增加，这种地基局部区域孔压增长的现象即 Mandel-Cryer 效应^[12-13]；而自 $t=100\text{ d}$ 左右，竖直特征线 I 上的平均超孔隙水压力随时间逐渐减小，且明显领先于竖直特征线 II、III 和 IV 上平均超孔隙水压力消散速度。事实上，在加载后初期，由于筏板的架越作用，大部分荷载由筏板基础边缘区域分担，相对于筏板中心区域下卧地基，靠近筏板边缘的下卧地基具有更高的总应力水平^[14-16]。由于加载初期较短时间内地基总应力调整

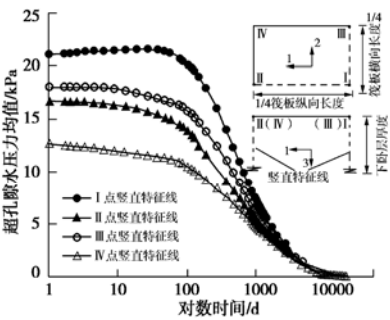


图 2 下卧层中竖直特征线超孔隙水压力均值随时间的变化
Fig. 2 Variation of average excess pore water pressure along vertical typical lines with time

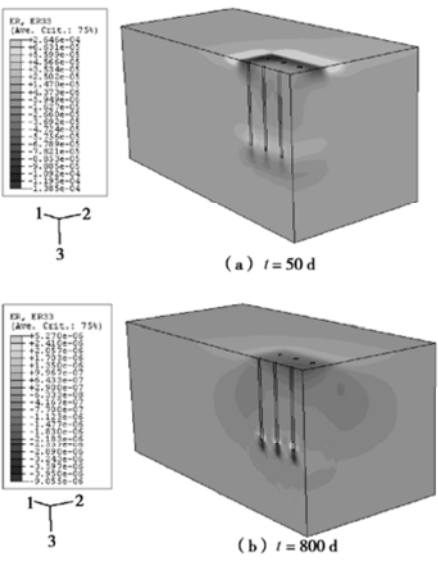


图 3 地基竖直应变变化率分布随时间的变化
Fig.3 Variation of the distribution of vertical strain rate of foundation soils beneath piled raft with time

不大, 并且距离排水面较近的筏板边缘下卧层具有超孔压消散优势^[2, 4], 其有效应力变化率也就同样具有优势。随着荷载作用时间的增长和超孔压的消散, 荷载分担逐渐向筏板中心转移, 靠近筏板中心的下卧层附加应力水平增高, 从而后期筏板中心区域下卧层具有超孔压消散的以及有效应力变化率的优势。图3为地基中竖直应变变化率分布随时间的变化。由图可见, 加载初期中的 $t=50$ d, 筏板边缘区域下卧层竖直应变变化率明显具有优势; 加载后期中 $t=800$ d, 筏板中心区域下卧层和各桩端部竖直应变变化率具有优势。这与前述超孔压消散分布和有效应力变化率分布一致。

3.2 筏板基础内力与变形的时间效应

对于不同时刻纵向差异沉降, 采用其初始值进行归一化处理, 由此所得到的筏板各柱处归一化纵向差异沉降随时间的变化如图4所示。由图可见, 筏板在各柱处纵向差异沉降均呈现先减小后增加的变化特征。这与 Booker 等^[2]和 Lewis 等^[4]描述的筏板差异沉降时间变化特征是一致的。差异沉降的这种变化特征与图2所给出的下卧层中超孔隙水压力随时间变化特征及图3所描述的地基竖直应变变化率变化是相对应的。在瞬时加载结束后的初期阶段, 筏板边缘区域下卧层竖向应变变化率较大, 从而筏板边缘沉降变化较快, 于是差异沉降随时间减小; 在后期, 由于筏板中心区域下卧层和桩端处竖向应变变化率较大, 从而筏板中心区域沉降较快, 于是差异沉降随时间逐渐增加。

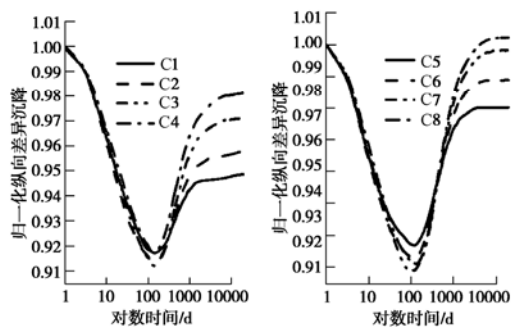


图4 筏板各柱处纵向差异沉降随时间的变化

Fig.4 Variation of differential settlements along the length of raft at the points of columns with time

$t=1$ d 时的筏板横、纵向弯矩的分布情况如图5所示。以筏板上中心点的横、纵向弯矩为代表, 考察筏板内力的时间变化。对于不同时刻横、纵向弯矩分别采用其初始值进行归一化处理, 由此所得到的筏板中心点横、纵向弯矩随时间的变化如图6所示。由图可见, 在加载结束后的初期阶段, 筏板中心横、纵向弯矩有所降低, 经过一定时间之后开始增大, 这与前述差异沉降时间变化特征相同。此外, 由于桩筏基础整体上的横、纵弯曲刚度的差异, 筏板中心横向弯矩初期

减小的时间变化特征比纵向弯矩明显; 相反地, 其后期增长的时间变化特征没有纵向弯矩显著。

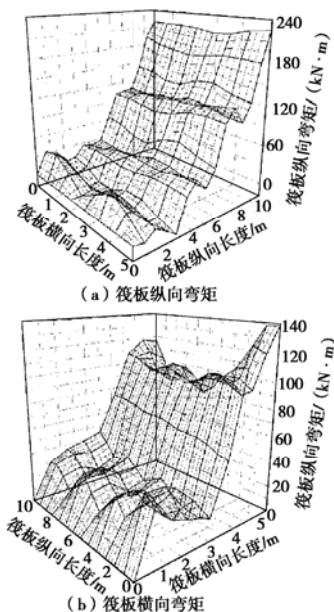


图5 筏板 $t=1$ d 时弯矩分布情况

Fig.5 Distribution of bending moments of raft when $t=1$ d

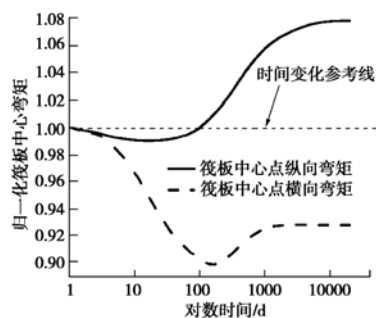


图6 筏板中心点弯矩随时间的变化

Fig.6 Variation of bending moments at the center of raft with time

3.3 桩基摩阻力的时间效应

图7给出了各桩总摩阻力在 $t=1$ d 时的分布情况。显然, 由于基础整体的架越作用, 接近基础边缘的各桩特别是角桩 P4 总摩阻力水平明显较高。对于不同时刻各桩总摩阻力, 采用其初始值进行归一化处理, 由此所得到的各桩总摩阻力随时间的变化如图8所示。由图可见, 与筏板差异沉降和弯矩相反, 各桩的总摩阻力均呈现先增加后减小的时间变化趋势, 这充分反映了桩基对筏板内力变形调节补偿作用。其中, 接近中心的 P2、P3 两桩的时间变化特征比其它各桩显著。这是由于 P2、P3 两桩摩阻力水平较低, 在筏板承受总荷载恒定的情况下, 荷载分布的调整引起该两桩摩阻力变化的比例相对较大, 变化特征也就较显著。

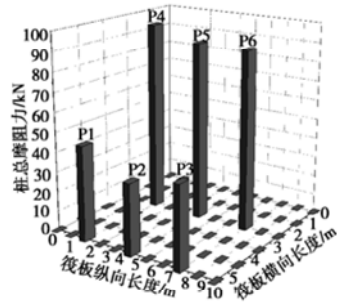


图 7 各桩在 $t=1\text{ d}$ 时总摩阻力分布情况
Fig.7 Distribution of total skin friction of piles when $t=1\text{ d}$

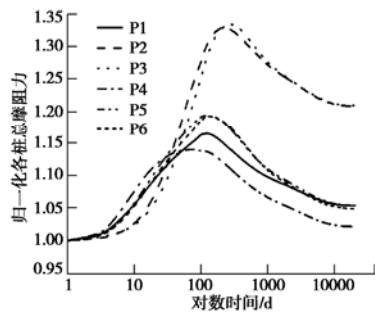


图 8 各桩总摩阻力随时间的变化
Fig. 8 Variation of total skin friction of piles with time

3.4 上部结构内力的时间效应

底层各柱轴向压力在 $t=1\text{ d}$ 时的分布情况如图 9 所示。显然，接近基础边缘的各桩特别是角柱 C5 轴向压力明显较高，这与前述基础的架越作用相对应。对于不同时刻各轴向压力，采用其初始值进行归一化处理，由此所得到各柱轴向压力随时间的变化如图 10 所示。由图可见，靠中心的 C2、C3、C4 柱轴向压力呈现出先增加后减小的时间变化特征，距中心较远的 C1、C5 柱轴压力时间变化特征与之相反，C6、C7、C8 柱轴向压力则呈现出交叉过渡特征。这些变化特征与筏板差异沉降的分布直接相关。陈锦剑等^[8]认为靠近筏板中心的柱的差异沉降相当于在轴向对柱施加一个附加拉力。因此，差异沉降减小越快，靠近中心柱的轴压力增加越快。对于本文算例，靠近中心的 C2、C3、C4 柱轴向压力呈现出与差异沉降相反的时间变化特征。而底层各柱承担的总荷载不变，且距离中心越远，差异沉降越小，于是其它各柱呈现出不同的时间变化特征。

3.5 上部结构对共同作用体系时间效应的影响

在相同的地基、基础和荷载条件下，当基础刚度水平不是很大时，上部结构对共同作用体系往往具有较为显著的影响^[17-18]。在常规设计中一般先假设基础是完全刚性的，确定上部结构在基础顶面处的固定端反力，进而将其施加到基础上，并考虑基础与地基的

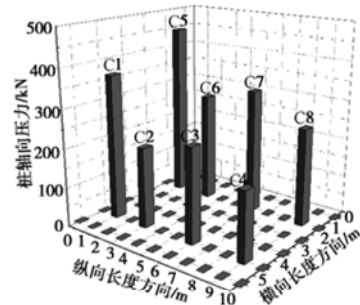


图 9 底层各柱在 $t=1\text{ d}$ 时轴向压力分布情况
Fig. 9 Distribution of axial forces of columns when $t=1\text{ d}$

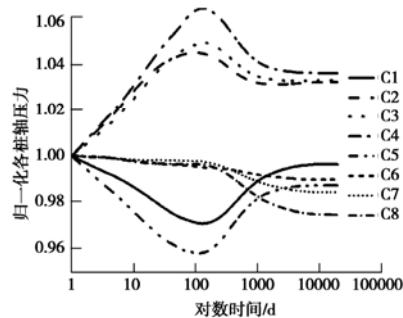


图 10 底层各柱轴向压力随时间的变化
Fig. 10 Variation of axial forces of columns with time

共同作用效应，计算基础内力与地基沉降。这种解耦的共同作用分析方法，尽管简便实用，但是不能考虑上部结构刚度的影响，无法控制共同作用体系的相互协调机制^[17]。上部结构刚度取决于其自身结构形式、材料变形模量、结构层数等多种因素。为避免反复建模，本文通过增大材料弹性模量提高上部结构的刚度，以此进行三维空间分析，探讨上部结构刚度对完全共同作用体系时间效应的影响。

表 2 不同上部结构刚度情况下筏板中心点弯矩统计分析

上部结构 刚度情况	筏板中点纵向弯矩		筏板中点横向弯矩	
	/(kN·m)		/(kN·m)	
	平均值	变差系数 /(10 ⁻²)	平均值	变差系数 /(10 ⁻²)
1E _f	230.9	3.44	115.6	2.30
2E _f	155.7	4.05	75.23	2.37
4E _f	106.9	4.93	57.2	2.59
6E _f	85.8	5.42	43.9	3.08
8E _f	73.9	5.82	36.1	3.59

针对不同的上部结构刚度，表 2 列出计算所得到的筏板中心点处的弯矩。采用瞬时加载初始的弯矩进行归一化处理，筏板中心横、纵弯矩随时间的变化如图 11 所示。由表 2 和图 11 可见，上部结构越大，时程内筏板中点平均弯矩越小，时间变化的变差系数越大。由此表明提高上部结构刚度可以降低筏板弯矩及

调节差异沉降;而在不同上部结构刚度情况下,筏板中心横、纵向弯矩均呈现先减小后增加的时间变化特征,并与上述差异沉降的变化特征一致。

表 3 上部结构刚度变化对筏板中点弯矩变化影响统计分析
Table 3 Statistics of effects of variation of superstructure stiffness on bending moments at the center of raft

上部结构 刚度变化	各时刻筏板中点纵向 弯矩变化平均值/(kN·m)	各时刻筏板中点横向 弯矩变化平均值/(kN·m)
1E _f →2E _f	75.21	40.38
2E _f →4E _f	48.74	28.03
4E _f →6E _f	21.07	13.28
6E _f →8E _f	11.93	7.76

随着上部结构刚度的增加,弯矩随时间变化的变差系数增加,上部结构刚度对筏板中心处弯矩时间效应的影响越显著。可以认为,随着结构刚度的增加,上部结构对差异沉降的调节程度提高,对基础内力变形的约束作用增强,然而上部结构刚度对共同作用体系的影响是有限的,表 3 列出了上部结构刚度变化对筏板中心点处弯矩变化的影响程度。由表 3 和图 11 可见,随着上部结构刚度的增加,由于上部结构刚度变化所引起的弯矩改变在时间上的平均值呈现出逐渐减小的趋势。这说明上部结构刚度对共同作用体系时间效应的影响是有限的,不会随着上部结构刚度的增加而无限地增大。

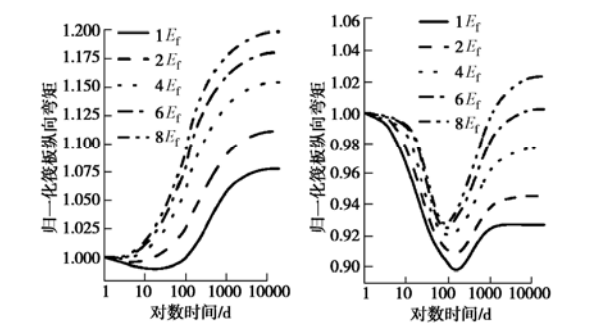


图 11 不同上部结构刚度下筏板中心点弯矩随时间的变化
Fig. 11 Variation of bending moments at the center of raft with time under different cases of superstructure stiffness

为了进一步讨论上部结构刚度增加对结构自身内力与变形的影响,本文选取底层中柱 C4 和角柱 C5 作为 2 个代表性柱,对柱的轴向压力进行分析。表 4 针对不同上部结构刚度情况列出了底层 C4、C5 柱的轴向压力在时间上的平均值及其变差系数。采用加载后初始时刻柱轴力进行归一化处理,不同上部结构刚度所对应的底层 C4、C5 柱轴力随时间的变化如图 12 所示。由表 4 和图 12 可见,上部结构刚度越大,C4 柱轴力越小,C5 柱轴力越大;时间变化的变差系数均随上部结构刚度的增加而增大。这表明上部结构刚度增加使结构自身荷载分担向边缘转移,在调节基础内力

变形的同时,结构自身局部次应力增高。

表 4 不同上部结构刚度下底层 C4、C5 柱轴向力统计分析
Table 4 Statistics of axial forces of columns C4、C5 on the raft in different cases of superstructure stiffness

上部结构 刚度情况	底层 C4 柱轴向压力 /kN		底层 C5 柱轴向压力 /kN	
	平均值	变差系数 /(10 ⁻²)	平均值	变差系数 /(10 ⁻²)
1E _f	184.49	1.33	443.24	1.11
2E _f	82.64	5.22	528.89	1.25
4E _f	67.05	7.21	544.44	1.29
6E _f	59.95	8.31	553.17	1.33
8E _f	56.57	9.06	557.16	1.35

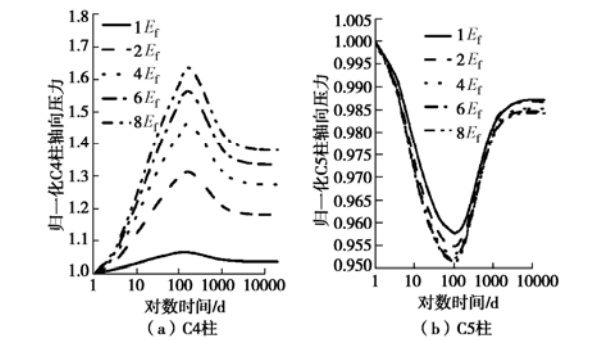


图 12 不同上部结构刚度下底层柱轴向压力随时间的变化
Fig. 12 Variation of axial forces of columns on the raft with time in different cases of superstructure stiffness

随着上部结构刚度的增加,C4、C5 柱的轴向压力随时间变化的变差系数增大,即上部结构刚度对柱轴向压力时间效应的影响增强。由此表明,在上部结构对基础的约束作用的同时,自身局部范围内次应力水平提高。表 5 列出了上部结构刚度变化对 C4、C5 柱轴向压力变化的影响程度。结合图 12,由表 3 可见,随着上部结构刚度增加,由于上部结构刚度变化所引起的 C4、C5 柱轴向压力改变在时间上的平均值呈现出逐渐减小的趋势。再次说明结构刚度对共同作用体系时间效应的影响是有限的。

表 5 上部结构变化对底层 C4、C5 柱轴力变化的影响
Table 5 Statistics of effects of variation of superstructure stiffness on axial forces of columns C4、C5 on the raft

上部结构 刚度变化	各时刻底层 C4 柱轴向 压力变化平均值/kN	各时刻底层 C5 柱轴向 压力变化平均值/kN
1E _f →2E _f	102.29	85.64
2E _f →4E _f	16.05	15.55
4E _f →6E _f	6.66	8.72
6E _f →8E _f	3.82	3.99

4 结 语

(1) 地基固结对上部结构 - 桩筏基础 - 地基共同作用体系的内力与变形特性有显著的影响。特别是当地基渗透性较差时,这种影响持续时间可能较长。

(2) 当考虑地基的固结影响, 筏板弯矩、差异沉降和桩基总摩阻力等内力与沉降变形特性均呈现出明显的非单调时间变化特征, 这种效应与下卧层超孔隙水压力随时间变化的特征具有紧密的联系。

(3) 地基固结作用所引起的上部结构内力调整较为明显, 结构自身内力分布随时间不断发生变化调整。同时, 上部结构刚度情况的改变对共同作用体系的时间效应的影响亦较为显著, 并存在有限性。所以在考虑时间效应桩筏基础共同作用分析时同样需要全面考虑共同作用体系的整体性。特别是对于上部结构刚度较大的建筑物, 尤其要重视其对时间效应及结构次应力的影响。

(4) 鉴于建筑物是逐层施工, 上部结构的刚度和荷载也是随时间增加的, 因此, 与固结时间过程的耦合影响尚待另作研究。

参考文献:

- [1] WOOD L A, LARNACH W J. The interactive behavior of a soil-structure system and its effect on settlements [C]// Symposium on Recent Development in the Analysis of Soil Behavior and Their Application to Geotechnical Structures. Australia: University of New South Wales, 1975: 75 - 87.
- [2] BOOKER T R, SMALL T R. The time-deflection behavior of a circular raft of finite flexibility on a deep clay layer[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1984, 8: 343 - 357.
- [3] 宰金珉, 宰金璋. 高层建筑基础分析与设计—土与结构物共同作用的理论与应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999: 46 - 53. (ZAI J M, ZAI J Z. Analysis and design of foundation in high-rise building[M]. Beijing: China Construction Industry Press. (in Chinese)))
- [4] LEWIS R W, TRAN D V. Application of soil-structure interaction to off-shore foundations with specific reference to consolidation analysis[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1989, 27: 195 - 213.
- [5] SEKHAR C D, RANA R. A critical review on idealization and modeling for interaction among soil-foundation-structure system[J]. Computers & Structures, 2002, 80: 1579 - 1594.
- [6] 程泽海, 凌道盛, 陈云敏. 桩筏基础在竖直荷载作用下的时间效应[J]. 土木工程学报, 2004, 37(2): 73 - 77. (CHENG Z H, LING D S, CHEN Y M. Time effects on piled raft foundation under vertical loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2004, 37(2): 73 - 77. (in Chinese))
- [7] 宰金珉, 戚科骏, 梅国雄, 等. 群桩-土-承台非线性共同作用固结过程分析[J]. 岩土力学, 2005, 16(1): 5 - 10. (ZAI J M, QI K J, MEI G X, et al. Analysis of nonlinear interaction of pile group-soil-raft consideration soil consolidation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 16(1): 5 - 10. (in Chinese))
- [8] 陈锦剑, 王建华, 等. 考虑地基固结和流变的上部结构与地基基础作用的理论与参数分析[J]. 建筑结构学报, 2001, 22(5): 79 - 84. (CHEN J J, WANG J H, et al. Analysis of interaction between superstructure, raft and foundation considering consolidation and creep settlement[J]. Journal of Building Structures. 2001, 22(5): 79 - 84. (in Chinese))
- [9] Hibbitt, Karlsson, Sorensen Inc. ABAQUS theory manual [M]. USA: Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc, 2000.
- [10] THOMAS H R, ZHOU Z. An analysis of factors that govern the minimum time step size to be used in the finite element analysis of diffusion problems[J]. Communications in Numerical Methods in Engineering, 1998, 14(9): 809 - 819.
- [11] VAN L H, VERMEER P A. Automatic step size correction for non-associated plasticity problem[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1990, 29: 578 - 579.
- [12] ZHU J G, YIN J H. Deformation and pore-water pressure responses of elastic viscoplastic soil[J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 2001, 127(9): 899 - 907.
- [13] 孙 钧. 岩土材料流变及其工程应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999. (SUN J. Rheology of geotechnical materials and its application [M]. Beijing: China Construction Industry Press, 1999. (in Chinese))
- [14] JOHN C S. Practical solutions to soil-structure interaction problems[J]. Progress in Structural Engineering and Materials, 2001, 3(3): 305 - 314.
- [15] 潘 健, 肖学红, 罗 群. 带桩筏基的研究成果与应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(6): 1054 - 1058. (PAN J, XIAO X H, LUO Q. Achievement and application of piled raft foundations[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering. 2004, 23(6): 1054 - 1058. (in Chinese))
- [16] GODBOLE P N, VILADKAR M N, NOORZAEI J. Non-linear soil-structure interaction analysis using coupled finite-infinite elements[J]. Computers & Structures, 1990, 36(6): 1089 - 1096.
- [17] 钱力航. 高层建筑箱形与筏形基础的设计计算[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003: 338 - 334. (QIAN L H. Design and computation of box and raft foundation in high-rise buildings[M]. Beijing: China Construction Industry Press, 2003. (in Chinese))
- [18] NOORZAEI J, VILADKAR M N, GODBOLE P N. Elasto-plastic analysis for soil-structure interaction in framed structure[J]. Computers & Structures, 1995, 55(5): 789 - 795.