

由单桩载荷试验预测桩筏基础沉降的简化分析方法

孙晓立, 杨 敏

(同济大学土木工程学院地下系, 上海 200092)

摘 要: 在桩筏基础设计中, 单桩载荷试验结果通常只用于确定桩的承载力, 而很少用于群桩沉降分析中。本文通过载荷试验初始刚度反分析地基的弹性参数, 同时将桩假定为相互作用的非线性弹簧, 使用双曲线函数拟和载荷试验数据, 并用它来模拟桩 - 土界面的非线性关系。使用相互作用系数的方法分析桩 - 桩之间的相互作用, 同时考虑桩的“加筋”对土的位移场的影响。经过实例分析比较, 该方法不但可以大量节省计算时间, 而且计算结果与实测数据相比也比较满意。

关键词: 桩筏基础; 相互作用系数; 非线性; 载荷试验

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2006)08 - 1013 - 06

作者简介: 孙晓立(1975 -), 男, 博士研究生, 主要从事道路工程和岩土工程方面的研究。

Approximative analysis for piled rafts by pile load tests

SUN Xiao-li, YANG Min

(College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092)

Abstract: Pile load tests are usually carried out for determining the ultimate bearing capacity, but not for predicting the settlement of piled raft. The elastic parameters of the subsoil were achieved through the initial stiffness of the pile load tests. Piles were modeled as interacting nonlinear springs. The nonlinear behaviour of pile-soil interaction could be matched by the hyperbola function. The interaction between piles was analyzed with interaction factors, and “restraint” action between piles was considered. Compared with theoretical and experimental results, this approximate method could save a large amount of computing time and give reasonable results.

Key words: piled raft; interaction factors; nonlinear; load test

0 前 言

桩筏基础的共同作用的研究一直是岩土工程中的热点问题。目前最有效的分析方法是使用有限元或边界元方法来研究桩筏基础的共同作用。Ottaviani 把桩连同地基一起划成六面体单元, 使用三维有限元分析刚性筏板下的群桩, 可有效的分析桩筏基础各部分的相互作用^[1]。然而使用三维有限元分析桩筏基础将耗费大量的计算时间, 它通常只能分析桩数小于 15 的桩筏基础。Poulos 和 Davis 应用边界元方法分析桩筏基础, 并通过桩 - 桩相互作用系数分析桩和桩之间的相互作用, 使计算速度相对于有限元方法大大减少了^[2]。然而使用边界元计算相互作用系数时, 假定桩的存在不影响桩侧土的自由位移场, 也就是不考虑桩的“加筋”作用, 因此低估了群桩的刚度。而且传统的计算相互作用系数方法需要进行大量的积分运算, 从而使得它仍难运用于大规模桩筏基础的分析中。

以上数值分析方法都需要对桩进行划分单元, 因此分析大规模桩筏基础时, 需要建立很大的刚度矩阵,

耗费大量的机时。同时这些数值分析方法预测桩筏基础沉降的准确性受土的参数的影响很大, 而合理确定土的参数是岩土工程中最困难的工作。本文提出的简化方法将桩模拟为相互作用的非线性弹簧, 从而避免了桩的单元划分, 通过载荷试验和其他的原位测试数据, 采用模拟退火法反分析地基材料参数。K M Lee 的研究结果表明桩筏基础的非线性主要集中在桩 - 土界面的附近, 离桩较远的地方则主要表现为弹性^[3]。本文采用双曲线函数拟和载荷试验数据, 并用它来模拟桩 - 土界面之间的非线性关系。使用相互作用系数法来分析群桩之间的相互作用。同时为了避免重复计算相互作用系数, 采用多项式方法拟和相互作用系数, 不但可以得到很好的拟和效果, 而且可以大大减少运算时间。Cooke 等的试验结果表明筏板和土的接触压力不会显著影响桩筏基础的沉降^[4]。因此, 本文中提出的简化方法没有考虑筏板和土的接触压力对沉降的

影响,并假定筏板是完全刚性或者完全柔性的。本文的简化方法可以很容易的扩展到考虑有限刚度的筏板和土的相互作用,关于这方面内容笔者将另文论述。

1 桩筏基础非线性共同作用分析方法

1.1 非均匀地基中单桩模型

实际工程中的地基大部分都是非均匀地基,因此有必要研究非均匀地基中的单桩沉降。由于荷载传递法可以很方便的分析桩和土的相互作用,同时可以方便的考虑土的非均匀性,所以本文采用荷载传递法分析桩-土相互作用,并使用杆单元模拟单桩。根据 Randolph 的解析公式,对于每个杆单元桩侧土的弹簧刚度为

$$K_z^p = \frac{2\pi G_i \Delta L}{\ln(r_m / r_0)} \quad (1)$$

桩底土体荷载位移关系,可以假定为在弹性半空间体上作用圆形刚性压块,同时考虑刚性层对位移的影响。由此,可推导出桩底土体弹簧刚度为

$$K_z^{pb} = \frac{4G_b r_0}{1-\nu_b} \times \frac{1}{1-\exp(-h/2r_0)} \quad (2)$$

$$r_m = 2.5 \left[\frac{\sum_{i=1}^n G_i L_i}{G_m L} \sqrt{\frac{G_m}{G_b}} (1 - \exp(-h^*/L)) L (1 - \nu_s) \right] \quad (3)$$

式中, h 为桩底至刚性层的距离, h^* 是土体总厚度, ΔL 为桩单元的长度, L 为总桩长, r_0 为桩的半径, r_m 为桩的剪应力可以忽略的距离, G_m 为土的最大剪切模量, G_b , ν_b 为桩底土的剪切模量和泊松比, G_i , L_i 各土层的剪切模量和厚度。

由式(1)、(2)可以得到土的刚度矩阵 $[K_s]$, 由杆单元刚度矩阵可以得到桩的刚度矩阵为 $[K_p]$, 由桩-土位移协调的条件,可以得到桩土体系平衡方程为

$$([K_p] + [K_s])\{W\} = \{P\} \quad (4)$$

式中, $\{W\}$ 为桩的各节点位移, $\{P\}$ 为外部施加给桩的荷载向量。

1.2 载荷试验数据在桩筏基础中的运用

(1) 通过反分析确定土的参数

只有合理的确定了土的参数,才能准确预测桩筏基础的沉降。目前,土的各种参数通常都是由室内试验的方法确定的。由于样本的扰动和桩的施工对土层的影响等原因导致很难准确的确定土的参数,同时由于国内的规范计算桩的沉降是采用分层总和法,因此勘探报告中通常只给出变形模量,而很少给出土的弹性模量,这就使得使用其他的分析方法计算桩的沉降变得非常困难。本文利用单桩的载荷试验数据使用模拟退火法反分析确定土的参数,可以得到比较合理土

的参数。

采用反分析的方法确定土的参数时,需要选择合适的优化方法。优化的目的就是使单位荷载下单桩的计算沉降与载荷试验曲线的初始刚度的倒数尽可能相等。传统的优化方法需要对评价函数求导,而层状地基中的桩的沉降计算比较复杂,因此实现起来比较困难。本文使用模拟退火法预测土的弹性参数,因为模拟退火法是非数值算法,从而避免了对评价函数求导的问题。模拟退火法依据固体退火原理,除接受优化解外,还根据 Metropolis 准则在一定范围内接受恶化解,这使得模拟退火法可以从局部最优的“陷阱”中跳出来。目标函数可用式(5)表示,优化的目的就是使目标函数最小。

$$\varepsilon = (1 - \frac{w_1}{w_2})^2 \quad (5)$$

式中, w_1 表示计算得到单位荷载下的桩顶沉降, w_2 为载荷试验中初始刚度的倒数。

值得一提的是虽然反分析确定土的弹性参数实质上是一个优化过程,然而如果仅仅使用纯数学的优化方法反分析各土层的弹性参数是不合适的。这是因为如当地基情况比较复杂,存在比较多的土层时,必然导致要预测各层土的弹性参数,未知量的数目比较多。而且不同的土的弹性参数的组合可能得到非常相近的桩顶沉降数据,从而造成土参数的不确定性和可能与实际工程地质情况差异较大。因此要得到合理的土的弹性参数,需要结合工程经验判断和其他的原位试验数据(如静力触探和动力触探等)。例如,如果能够得到各土层的标准贯入试验或者动力触探资料(通常勘测报告都会提供),通过对各土层的触探数据进行统计,然后各土层的弹性模量的比值近似的用以各土层的标贯击数的比值表示。这样以某个土层的弹性模量为未知数,其他的土层的弹性模量以该土层的弹性模量来表示。当不能得到原位试验数据时,可根据土的种类和地区经验,依靠工程判断大致的给出各土层材料参数的比值。由于未知的土的弹性参数变成只有一个,使用模拟退火法可以很快的得到最优的土的弹性参数,同时反分析的结果也更符合工程实际情况。

(2) 桩-土界面的非线性分析

目前,单桩静载的 $Q-s$ 曲线通常只用于确定单桩的极限承载力,而很少直接用于群桩分析中。实际上试桩的 $Q-s$ 曲线包含丰富的桩土相互作用信息,可以直接用于桩筏分析中。研究表明,桩筏基础的非线性主要集中在桩-土界面的附近,离桩较远的地方则主要表现为弹性。为此,本文将桩模拟为相互作用的非线性弹簧,使用双曲线模拟桩的荷载-位移曲线,并将其用于桩和土界面的非线性的分析中,使用相互

作用系数法考虑桩与桩的相互作用。这样就避免了对桩的单元划分, 又考虑了桩与土界面的非线性和桩与桩的相互作用。

使用本文中的简化方法计算桩筏基础之前, 需要得到单桩的荷载-沉降曲线。大量试验数据显示, 试桩的荷载-沉降曲线可以用双曲线表示。因此在试验正常的情况下, 大部分的 $Q-s$ 曲线都可以用双曲线来拟和。曲线拟和公式见下式:

$$Q = s/(a + bs) \quad (6)$$

或者

$$s = \frac{Qa}{1 - bQ} \quad (7)$$

式中, Q 为荷载, s 为荷载 Q 作用下的桩顶沉降, a 和 b 为曲线拟和参数。

当 $s \rightarrow \infty$ 时, 桩达破坏荷载 $Q_{\lim}$ 为

$$Q_{\lim} = \lim_{s \rightarrow \infty} \left(\frac{s}{a + bs} \right) = \frac{1}{b} \quad (8)$$

当 $s \rightarrow 0$ 时, 桩的初始刚度为

$$K = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{dp}{ds} = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{a}{(a + bs)^2} = \frac{1}{a} \quad (9)$$

由式 (7), 桩 i 在自身荷载 Q 下的柔度系数:

$$f_{ii} = \frac{s}{Q_i} = \frac{a}{1 - bQ_i} = \frac{1}{1 - \frac{Q_i}{Q_{\lim}}} \times \frac{1}{K} = \frac{1}{1 - \frac{Q_i}{Q_{\lim}}} \rho_i \quad (10)$$

式中, ρ_i 为线弹性条件下桩 i 在单位荷载下的位移。

由式 (10) 可知, 考虑非线性条件下桩-桩相互作用系数对角线上的元素为

$$\alpha_{ii} = \frac{1}{1 - \frac{Q_i}{Q_{\lim}}} \quad (11)$$

1.3 桩-桩相互作用系数

(1) 相互作用系数计算方法

桩-桩相互作用系数与桩顶荷载水平有关, 然而在正常工作荷载下相互作用系数变化很小^[5], 因此这里假定相互作用系数与桩顶荷载水平无关。使用相互作用系数分析群桩沉降最早是由 Poulos 提出来的, 相互作用系数定义如下:

$$\alpha_{mn} = \frac{w_{nm}}{w_{mm}} \quad (12)$$

式中, w_{nm} 为 m 桩单位力下引起临近的 n 桩产生的附加位移, w_{mm} 为在单位荷载下 m 桩产生的位移。

然而 Poulos 使用边界元法分析桩-桩相互作用系数时, 假定桩的存在不影响桩侧土的自由位移场。实际工程中桩的存在对地基起到了“加筋”的作用, 阻碍了土的自由变形。如果不考虑桩对土的位移场的影响, 必然导致计算结果低估了桩筏系统的刚度, 使计

算的位移偏大。Mylonakis and Gazetas 提出了一个桩与桩相互作用的新模型。为了方便解释桩的“加筋”对位移场的影响, 笔者根据图 1 对该方法进行简单介绍。如图 1 所示, 考虑桩 n 的存在对相互作用沉降的影响, 土体对桩 n 的下拉作用的内在机制是桩 n 与土体界面的剪应力 (类似于负摩阻力), 它不仅引起的桩 n 产生附加沉降, 而且使桩 n 产生附加轴力^[6]。当桩比较长时, 可不考虑 m 桩和 n 桩桩端之间的相互影响。Mylonakis 的方法可以很好的考虑了桩 n 对土的位移场的影响, 然而 Mylonakis 是使用剪切位移传递法对桩的“加筋”作用进行分析的, 因此桩 n 某个深度上的节点上的附加剪应力只与同一深度处的桩 m 的剪应力有关, 而与其他节点没有关系。而且该方法还有一个局限性就是不能分析两个不同长度的桩之间的相互作用系数。本文根据荷载传递法和 Mindlin 理论提出了考虑了桩的“加筋”作用的相互作用的计算方法, 分析方法简单且可以用来计算不同桩长的桩之间相互作用系数。具体做法如下:

a) 使用荷载传递法和有限元方法, 求解单位荷载下桩 m 的桩顶沉降 $W(0)$ 和桩上各节点的桩-土相互作用力 P_m , 这可以由式 (1)~(4) 的方法进行计算。

b) 通过第①步计算得到的桩 m 上的各个节点力, 由 Mindlin 理论可以计算桩 n 界面处各节点处的土的位移。对于非均匀土采用 Poulos 的近似方法, 即 Mindlin 基本解中的剪切模量取节点 i 和节点 j 的剪切模量平均值^[2]:

$$w_n^j = \sum_{i=1}^{mn} f_{ji} P_m^i \quad (13)$$

式中, mn 为桩 m 的节点数, j 为桩 n 上的节点, P_m^i 为桩 m 节点 i 上的桩-土相互作用力, f_{ji} 为桩 m 上节点 i 单位力对桩 n 上节点 j 产生的位移。

c) 桩 n 的轴向刚度远大于桩侧土体的竖向刚度, 因此桩 n 的沉降与桩侧土体的位移是不相同的。设桩 n 的沉降为 W' , 由式 (1) 可以得到桩侧各节点的附加剪应力大小为 $K_z(W_n - W')$, 方向向下。建立桩-土系统平衡方程为

$$[K_p]\{W'\} = [K_s](\{W_n\} - \{W'\}) \quad (14)$$

式 (14) 移项得:

$$([K_p] + [K_s])\{W'\} = [K_s]\{W_n\} \quad (15)$$

式中, $[K_p]$ 为桩 n 的刚度矩阵, $[K_s]$ 为土的刚度矩阵, $\{W'\}$ 为桩 n 的位移, W_n 为桩 n 处土体的位移, 由式 (13) 确定。

d) 由式 (15) 计算得到桩 n 各节点位移 $\{W'\}$, 则容易得到桩 n 的桩顶位移 $W'(0)$, 桩 m 的桩顶位移 $W(0)$ 已经由第①步计算得到, 由式 (12) 可以计算桩-桩相互作用系数。

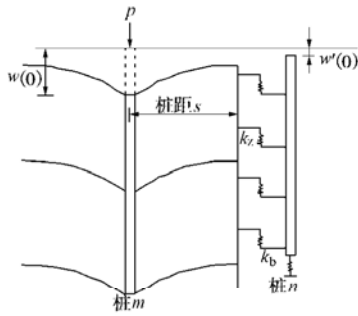


图1 桩-桩相互作用示意图

Fig. 1 Pile-pile interaction

为了将本文方法计算得到的桩-桩相互作用系数和 Poulos 的计算结果进行比较,图2给出了半无限体中,桩的长径比 $L/d=25$, 桩-土刚度比为 $E_p/E_s=100$, 泊松比为 $\nu=0.5$ 的两个不同距离的桩-桩之间的相互作用系数。由图2可以看出本文得到的相互作用系数比 Poulos 的解要小,而且曲线形状非常相近。因此,使用本文的方法可以得到更符合实际情况的桩-桩相互作用系数。

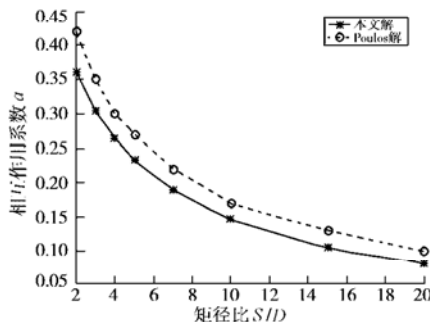


图2 本文方法计算的相互作用系数与 Poulos 计算结果的对比

Fig. 2 Comparison between the author's and Poulos's calculated results

(2) 相互作用系数的拟和

当桩筏基础的桩很少时,直接利用上节介绍的方法可以很快的计算出桩筏基础的沉降。但是对于大规模群桩而言,桩的数目很大,如果按照上节介绍的方法进行计算,需要重复的计算相互作用系数,从而增加了计算时间。因为当桩和土的参数确定以后,相互作用系数只和距离有关。如果使用非线性函数拟和相互作用系数和距离的关系,就可以大大减少计算时间。笔者通过对各种非线性函数进行比较,发现使用多项式方法拟和桩-桩相互作用可以得到很好的拟和效果。

多项式的表达公式为

$$\alpha = p_0 + p_1 \times \ln(s/d) + p_2 \times (\ln(s/d))^2 + \dots + p_n \times (\ln(s/d))^n, \quad (16)$$

式中, $p_0, p_1 \dots p_n$ 为多项式系数, n 的取值根据拟和精度来确定,一般来说 n 取 3 即可得到很好的拟和效果,

残值范数在 0.01 以内。所以对于实际工程中,采用三次多项式已经足够满足计算精度的要求。

桩与桩间距在大于一定距离时,桩和桩之间的相互作用系数很小,可认为是 0。根据 Randolph 的建议,群桩中桩-桩相互作用系数最大距离 r_{mg} 可以用下式计算:

$$r_{mg} = r_m + r_g, \quad (17)$$

式中, r_m 由式(3)计算, r_g 通常取与群桩外边界所占面积相等的圆面积的半径。

1.4 刚性或柔性桩筏基础非线性分析方法

当桩-桩相互作用系数方法确定后,对于桩数为 n 的群桩中的第 i 个桩的沉降可以用下式计算:

$$w_i = \sum_{j=1}^n \rho_i Q_j \alpha_{ij}, \quad (18)$$

式中, ρ_i 为桩 i 在线弹性条件下单位荷载下桩的位移, Q_j 为群桩中 j 桩上的反力, α_{ij} 为相互作用系数,对于线弹性条件下, $\alpha_{ii}=1$,对于非线性情况下用式(11)计算 α_{ii} 。

对于完全柔性的筏板,由于各个桩的反力已经确定,所以直接用式(18)就可以计算每个桩的沉降。对于完全刚性的筏板,筏板的位移由竖向位移 w 以及两个转角 β_x 和 β_y 。对于坐标为 (x_i, y_i) 的桩 i 的沉降为

$$\sum_{j=1}^n \rho_i Q_j \alpha_{ij} = w + \beta_x y_i + \beta_y x_i, \quad (19)$$

假定筏板上作用荷载 Q , 惯性矩为 e_x 和 e_y ,

$$\sum_{i=1}^n Q_i = Q, \quad (20)$$

$$\sum_{i=1}^n Q_i x_i = Q e_x, \quad (21)$$

$$\sum_{i=1}^n Q_i y_i = Q e_y. \quad (22)$$

对于桩筏系统的线弹性分析,由式(19)~(22)可以计算出桩筏基础的沉降和各个桩的反力。对于桩筏系统的非线性分析,需将总荷载分为几个子荷载,根据式(11)不断更新相互作用系数矩阵对角线的值,然后由式(19)~(22)计算得到桩筏基础的沉降和各个桩的反力。

2 算例分析

2.1 与理论分析结果的比较

文献[7]给出了一个 9×9 根桩组成的矩形群桩的算例。筏板作用 1 MPa 的均布荷载,也就是总荷载 $P=1296$ MN,其材料和几何特征见表 1 所示。

表 1 9×9 桩筏基础算例特性

Table Properties for 9×9 pile raft			
土	桩	筏板	无量纲组
$E_s = 280 \text{ MPa}$ $V_s = 0.4$	$E_p = 35000 \text{ MPa}$ $L = 20 \text{ m}$ $d = 0.8 \text{ m}$ $S = 4 \text{ m}$	$E_r = 35000 \text{ MPa}$ $V_r = 0.3$ $T = 5 \text{ m}$ $L_r = 36 \text{ m}$ $B_r = 36 \text{ m}$	$S/d = 5$ $L/d = 25$

笔者使用 MATLAB6.5 编制了桩筏系统简化分析程序。电脑的 CPU 为 1.8 G，使用线弹性简化分析方法对 81 根群桩进行分析。筏板采用刚性筏板，分析中不考虑筏板的分担作用。本文提出的简化分析方法计算得到刚性筏板的沉降为 86.6 mm，文献[7]给出的全桩筏分析计算结果为 84 mm。由此可以看出，两个计算结果是比较接近的。使用本文提出的简化方法计算速度非常的快，在相互作用系数的拟和参数确定后，对 9×9 桩筏基础的计算仅需 0.14 s。这说明该方法非常适合于分析大规模桩筏基础。

2.2 与实际工程结果的比较

O'Neill等1982年对在超固结粘性土中打入9根闭口钢管桩进行了载荷试验^[8]。9根群桩布置如图3。钢管桩被打入土中的深度137 mm，桩的外直径137 mm，壁厚9.3 mm，群桩与钢筋混凝土承台相联，承台离地面高度为0.9 m，桩与桩之间的距离为 $s = 6r_0$ 。土顶部的不排水抗剪强度为47.9 kN/m²，线性增加到桩底部土的不排水抗剪强度239 kN/m²。由土的不排水抗剪强度随着土层呈线性增长分布，我们可以假定桩侧土的弹性模量也呈线性增长分布。通过模拟退火法反分析得到土顶部的弹性模量88.5 MPa，桩底土的弹性模量为297.1 MPa，桩的面积比 $R_A = 0.13$ ，钢管桩的弹性模量取为 $2.1 \times 10^5 \text{ MPa}$ ，土的泊松比取为0.15。使用双曲线函数拟合单桩载荷试验数据，拟合结果可见图4。由图4可见，使用双曲线可以很好的拟和桩的载荷试验数据，拟合系数 $a = 2.78$ ， $b = 0.84$ ，桩的极限承载力 $Q_{lim} = 1.2 \text{ MN}$ 。使用本文提出的简化方法计算线弹性和非线性情况下群桩的沉降曲线，并与实测沉降曲线进行对比。由图5可知，实测结果和计算结果还是比较接近的。在荷载加载初期，桩土系统主要表现为线性，因此非线性分析结果和线性分析结果非常接近。简化分析方法计算得到的沉降值比实测值略大，这可能因为使用相互作用系数方法分析两个桩之间的相互作用时，假定其他桩的存在对位移场不产生影响。这和实际情况不符，因此低估了群桩的刚度。从实际工程设计而言，这种分析结果是偏于安全的。在加载的荷载很大时，桩筏系统主要表现为非线性，因此使用线弹性时计算的沉降比实测值要小很多。而使用非线性简化分析方法可以大致的模拟桩筏系统的非线性规

律，计算结果和实测结果相差不大。为了研究群桩中不同位置处的桩的反力分布，文献[8]给出了不同荷载下各个桩的实测反力值。本文通过简化方法分别分析了线弹性和非线性条件下各个桩的反力。由表2可以看出，使用线弹性方法分析群桩，角桩的反力计算值要比实测值要大很多，而这种现象也被工程实践所证实。使用非线性分析方法分析桩的反力时，桩的反力与实测值十分接近。这说明使用非线性简化分析方法可以比线弹性分析方法更好的预测桩的反力分布。

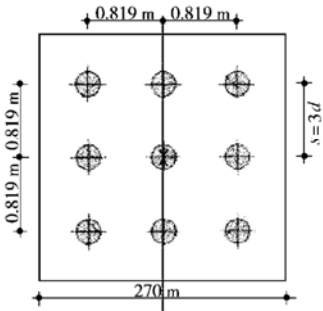


图 3 群桩布置图

Fig. 3 Arrangement of pile group

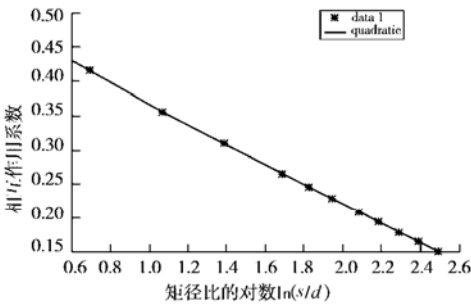


图 4 相互作用系数的多项式拟合

Fig. 4 Multinomial regression of interaction factor

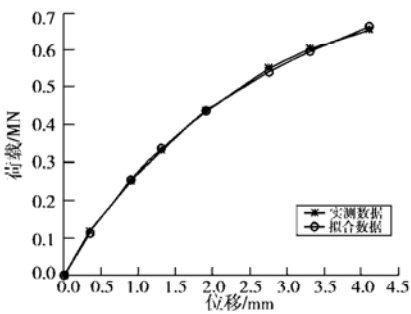


图 5 群桩荷载 - 沉降实测曲线和计算曲线比较

Fig. 5 Comparison between the measured load-settlement and fitting curves

表 2 3×3 群桩不同位置的桩的反力实测值和计算值的比较

总荷载 /kN	中心桩荷载/kN			边桩荷载/kN			角桩荷载/kN		
	实测值	线弹性解	非线性解	实测值	线弹性解	非线性解	实测值	线弹性解	非线性解
809.010	83.660	63.229	66.954	88.110	83.4	85.05	93.450	102.445	100.462
1635.820	167.320	127.851	142.589	179.335	169.846	173.815	187.790	207.147	199.492
2598.355	266.110	203.079	238.730	285.245	269.785	278.935	298.150	329.034	310.971
3493.250	364.010	273.022	334.748	382.700	362.701	377.952	400.055	442.356	411.674
4356.995	445.890	340.529	432.338	476.595	452.383	474.378	501.515	551.734	506.786
5324.870	542.455	416.175	546.050	584.730	552.876	583.137	610.985	674.298	611.568
6185.945	628.340	483.474	649.878	678.625	642.281	680.300	711.555	783.337	703.717
6603.355	682.630	516.098	700.775	729.355	685.620	727.472	751.160	836.194	748.173

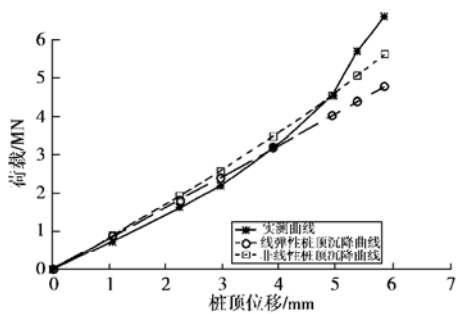


图 6 群桩荷载 - 沉降实测曲线和计算曲线的对比

Fig. 6 Comparison between the measured and calculated curves

3 结 论

- (1) 本文充分利用单桩荷载资料，将它用于土的弹性参数的反演和模拟桩 - 土界面的非线性，从而更真实的分析了桩 - 土界面的非线性和避免了土的弹性参数难以合理确定的难题。
- (2) 传统的相互作用系数方法不能考虑桩的存在对位移场的影响，因此低估了桩筏系统的刚度。本文提出了考虑桩的“加筋”作用的简化方法，同时该方法还可以用来分析不同长度的桩之间的相互作用系数。
- (3) 对于大规模群桩进行分析时，需要重复的计算桩 - 桩相互作用系数，耗费了不少计算时间。本文提出了多项式拟和相互作用系数，可以避免重复计算相互作用系数，从而使计算速度得到大大提高。
- (4) 通过实际算例分析可以知道，使用本文提出的简化分析方法，计算速度非常的快，而且计算结果和实测结果比较吻合。因而该简化方法有着很大的应用前景，可以用于大规模桩筏基础的设计，尤其是初

步设计中。

参考文献:

[1] OTTAVIANI M. Three dimensional finite element analysis of vertically loaded pile groups[J]. Geotechnique, 1975, 25(2).

[2] POULOS H G, DAVIS E H. Pile foundation analysis and design[M].New York: Wiley John, 1980.

[3] LEE K M, XIAO Z R. A simplified nonlinear approach for pile group settlement analysis in multilayered soils[J]. Can Geotech, 2001, 38.

[4] COOKE R W, PRICE G. Jacked piles in London clay: Interaction and group behaviour under working conditions[J]. Geotechnique, 1980, 30(2).

[5] 陈仁朋,梁国钱,等.考虑桩土相互滑移的单桩和群桩的非线性分析[J].浙江大学学报,2002,36(6).(CHEN Ren-peng, LIANG Guo-qian, et al. Non-linear analysis of behavior of axially loaded pile groups considering limited soil resistence [J]. Journal of Zhejiang University, 2002, 36(6).)

[6] MYLONAKIS G, GAZETAS G. Settlement and additional internal forces of grouped piles in layered soil[J]. Geotechnique 1998, 48(1).

[7] CLANCY P, RANDOLPH M F. An approximate analysis procedure for piled raft foundations[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 1993, 17.

[8] LEE K M, XIAO Z R. A simplified nonlinear approach for pile group settlement analysis in multilayered soils can[J]. Geotech J 2001, 38.