

部分埋入群桩的水平非线性动力分析

李健¹, 任青¹, 吕洪勇²

(1. 上海理工大学 土木工程系, 上海 200093; 2. 上海金盛隆置地有限公司, 上海 201602)

摘要: 在桩基振动问题中, 桩侧土体的刚度和阻尼比具有显著的非线性, 但目前的分析方法一般只采取恒定的土性参数进行线性研究。基于分布荷载作用下部分埋入群桩水平振动特性的研究成果, 以桩身内力-位移与土性参数之间的相互关系为依据, 提出一种新的单桩及群桩在横向荷载作用下的非线性计算方法并将其程序化。该程序不仅可以模拟土的非线性行为, 还可以模拟桩身在横向荷载作用下的非线性结构响应。通过与前人的实验及理论求解结果进行对比, 验证了该程序方法的正确性。同时, 在非线性的条件下精确地分析了埋入比、桩间距和激励频率对单桩、群桩阻抗及桩-桩相互作用因子的影响。

关键词: 群桩; 部分埋入群桩; 横向荷载; 水平振动; 非线性动力分析

中图分类号: TU473.1

文献标识码: A

文章编号: 1672-643X(2019)02-0217-08

Analysis of dynamic response of partially embedded pile group with nonlinearities in Horizontal vibration

LI Jian¹, REN Qing¹, LÜ Hongyong²

(1. Department of Civil Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China;

2. Shanghai Jinshenglong Real Estate Co., Ltd., Shanghai 201602, China)

Abstract: In the vibration of pile foundation, the nonlinearity of the stiffness and subsidence ratio of the soil around the pile is very significant; however, the current analysis method generally assume soil parameters are constant. In this paper, a new nonlinear calculation method for single pile and group pile under lateral load is proposed and programmed, based on the study method of horizontal vibration of partial embedded piles under distributed load, and according to the correlation between the internal force-displacement and the soil parameters of the pile. This program method can not only simulate the nonlinear behavior of soil, but also simulate the nonlinear structural response of pile under lateral load. In addition, the correctness of this method was verified by comparing with the results of previous experiments and the solutions under linear conditions. The effects of embedding ratio, pile spacing, and vibration frequency on the impedance of single pile and pile group and the interaction factor of pile and pile were analyzed more accurately under nonlinear conditions.

Key words: pile groups; partially embedded pile group; lateral load; horizontal vibration; nonlinearity dynamic analysis

1 研究背景

20 世纪以来, 国内外关于部分埋入桩的水平振动特性展开了广泛研究, 但大多数采用恒定的土性参数研究线性条件下桩基振动特性, 其中 Gazetas 和 Dobry^[1] 基于静力荷载作用下的桩身位移, 提出了动力荷载作用下水平动阻抗的计算模型。黄茂松

等^[2] 采用动力 Winkle 地基模型模拟桩土之间的动力相互作用, 提出了线性条件下计算层状地基中单桩及群桩阻抗的一种简化数学方法。任青等^[3] 采用 Euler-Bernoulli 梁模型提出了考虑轴力影响的部分埋入桩水平振动模型。程镇等^[4] 在 2017 年以 Winkle 地基梁模型为基础, 采用传递矩阵法考虑土体的分层情况, 推导出了水平分布荷载下单桩计算

收稿日期: 2018-07-08; 修回日期: 2018-11-05

作者简介: 李健(1993-), 男, 山东济南人, 在读硕士研究生, 研究方向: 土动力学和土-结构共同作用及其程序可视化。

通讯作者: 任青(1976-), 男, 上海人, 博士, 副教授, 硕士生导师, 主要从事土动力学和土-结构共同作用的研究工作。

公式,并建立了部分埋入群桩的桩-桩相互作用模型,得到了分布荷载作用下群桩的计算分析方法。

在程镇等^[4]提出的模型中假定土体刚度及阻尼比为恒值,事实上土体的刚度和阻尼比具有十分显著的非线性特性,因此在桩基振动分析中,考虑土体非线性特性的影响具有十分重要的意义。Angelides 等^[5]最早基于 blaney 等的编码采用一种等效的线性程序来模拟土体非线性特性以此来分析桩-土系统的非线性响应。Gazetas^[6]在 2006 年以 $p-y$ 曲线为基础,提出了一种新的求解单桩横向荷载作用下的计算方法,该方法可以模拟土的非线性行为。钟锐等^[7]以 Hardin-Drnevich 模型参量作为非线性基础,用迭代方法考虑了土体非线性对部分埋入群桩竖向振动的影响,分析了迭代收敛的条件。此外胡育佳等^[8]、杨冬英等^[9]、黄茂松等^[10]、李炜等^[11]对水平荷载下桩基的非线性动力响应进行了深入研究。

本文在文献[4]振动模型的基础上以 $p-y$ 曲线模型中动刚度、动阻尼特性作为非线性参数,运用循环迭代的方法,提出在非线条件下求解单桩以及群桩在水平荷载作用下振动特性的新方法,并将其进行程序编码,通过程序编码控制不同工况下的桩-土变量进行非线性模拟分析。

2 动态 $p-y$ 曲线模型

本文采用动态 $p-y$ 曲线模型来模拟桩周土的非线性特性,即采用 Matlock 提出的静态 $p-y$ 曲线模型的割线刚度作为本文的动刚度 k_x ,采用 Gazetas^[6]给出的阻尼公式作为本文的动阻尼 c_x 。

2.1 动刚度 k_x

土体的刚度可定义为土体发生单位位移 y 所需的力的大小,即 $k = p/y$ 。要得到动刚度 k_x ,将黏性土中 $p-y$ 曲线表达式:

$$\frac{p}{p_u} = 0.5 \left(\frac{y}{y_{50}} \right)^{1/3} \quad (1)$$

变形得到土体动刚度 k_x :

$$k_x = \frac{p}{y} = 0.5 \frac{p_u}{y_{50}^{1/3}} y^{-2/3} \quad (2)$$

式中: p 为土体承载力; p_u 为土体极限承载力; y 为土体位移; y_{50} 为土体承载力达到极限承载力的一半时的土体位移。

2.2 动阻尼 c_x

阻尼即能量损失,包括两部分,一是材料阻尼 ($c_m = 6\rho_s \cdot V_s \cdot d \cdot a_0^{-1/4}$);二是几何阻尼 ($c_r = 2\beta_s \cdot$

k_x/ω),是指由于桩身运动引起波的传播而造成的能量损失。

$$c_x = c_r + c_m = 2\beta_s \frac{k_x}{\omega} + 6\rho_s \cdot V_s \cdot d \cdot a_0^{-1/4} \quad (3)$$

式中: ρ_s 、 β_s 和 V_s 分别为土密度、阻尼比和剪切波波速; d 为桩身直径; ω 为振动圆频率; $a_0 = \omega \cdot d \cdot V_s$ 为无量纲频率。

3 基础理论部分

3.1 单桩振动方程

图 1 为层状土中部分埋入单桩,在桩身受到水平简谐分布力 $q(z)e^{i\omega t}$ 作用下的计算简图,图 1 中桩体弹性模量为 E_p ,截面惯性矩为 I_p ,单位长度的质量为 m_p ,长度为 L ,半径为 r ,未埋入部分与埋入部分桩身长度分别为 L_1, L_2 。

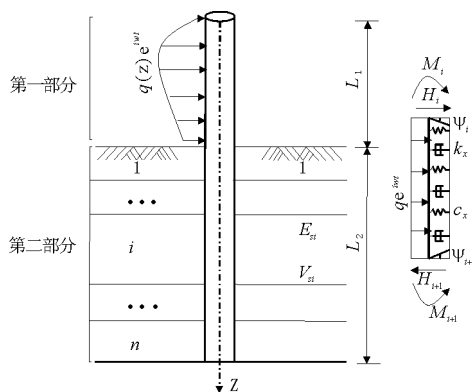


图 1 部分埋入单桩计算简图

由文献[4]中的假定,根据动力平衡条件,单桩第 t 微段桩身运动微分方程为:

$$\frac{d^4 u_t(z)}{dz^4} - \lambda^4 u_t(z) = \frac{q(z)}{E_p I_p} \quad (4)$$

其中: $\lambda = \sqrt[4]{\frac{m_p \omega^2 - k_s}{E_p I_p}}$; $k_s = k_x + ic_x$

解方程式(4)并根据传递矩阵法,可以得到单桩桩端(桩长为 L 处)与桩顶(桩长为 0 处)的位移 u 、转角 φ 、弯矩 M 和剪力 H 之间的传递关系:

$$\begin{Bmatrix} u(L) \\ \varphi(L) \\ M(L) \\ H(L) \\ 1 \end{Bmatrix} = [T] \begin{Bmatrix} u(0) \\ \varphi(0) \\ M(0) \\ H(0) \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (5)$$

式中: $[T] = [t]_n [t]_{n-1} \cdots [t]_1$, $[t]_i$ 为单桩自传递矩阵,首先由桩顶及桩底边界条件可以得到单桩桩头截面状态向量:

$Z_1^s = [u(0) \quad \varphi(0) \quad M(0) \quad H(0) \quad 1]^T$, 然后根据传递矩阵式(5) 递推可得桩身任意截面状态向量(具体方法见文献[4])

$$Z_t^s = t_1 t_{t-1} \cdots t_2 t_1 Z_1^s \quad (6)$$

3.2 分布荷载作用下的桩-桩相互作用模型

假设群桩由 n 根完全相同的部分埋入单桩组成, 桩-桩相互作用的模型如图2所示。

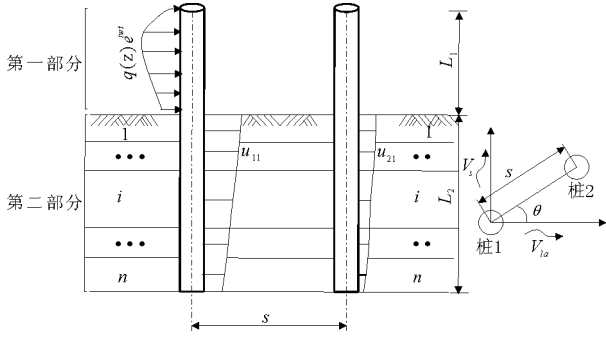


图2 桩-桩水平相互作用模型

根据二维波动理论, 主动桩位移 $u_1(z)_t$ 引发被动桩附近土体自由场位移 $u_s(z)_t$:

$$u_s(z)_t = \psi_t(s, \theta) u_1(z)_t \quad (7)$$

式中: $\psi_t(s, \theta)$ 为位移衰减函数, 将土体位移场看作支点位移加到被动桩桩身, 则被动桩第 t 段桩身的动力平衡方程可表示为:

$$\frac{d^4 u_2(z)_t}{dz^4} - \lambda^4 u_2(z)_t = \frac{k_s}{E_p I_p} \psi(s, \theta) u_1(z)_t \quad (8)$$

采用求解单桩的方法求解方程式(8), 可得到被动桩桩底变形、内力与被动桩桩头处变形、内力及主动桩桩头处变形内力之间的关系:

$$\begin{Bmatrix} u_2(L) \\ \varphi_2(L) \\ M_2(L) \\ H_2(L) \\ 2 \end{Bmatrix} = [T^1] \begin{Bmatrix} u_2(0) \\ \varphi_2(0) \\ M_2(0) \\ H_2(0) \\ 1 \end{Bmatrix} + [T^2] \begin{Bmatrix} u_1(0) \\ \varphi_1(0) \\ M_1(0) \\ H_1(0) \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (9)$$

$$[T^1] = [t^B]_n [t^B]_{n-1} \cdots [t^B]_1 \quad (10)$$

$$[T^2] = \sum_{j=1}^n [t^B]_n \cdots [t^B]_{j+1} [t^H]_j [t^z]_{j-1} \cdots [t^z]_1 \quad (11)$$

其中, t^B 为被动桩单桩自传递矩阵; t^z 为主动桩单桩自传递矩阵; t^H 为相互作用传递矩阵。根据被动桩桩头及桩底边界条件可得到被动桩桩头截面状态向量:

$$Z_1^{21} = [u_2(0), \varphi_2(0), M_2(0), H_2(0) \quad t]^T \quad (12)$$

并根据传递矩阵(9) 依次递推可得被动桩桩身任意截面状态向量:

$$Z_t^{21} = [T^1]_t Z_1^{21} + [T^2] Z_1^{1s} \quad (13)$$

由此根据已求出的被动(桩 j) 桩头水平位移与主动桩(桩 i) 桩头水平位移的比值可求得桩桩相互作用因子:

$$\alpha_{ji} = u_j(0)/u_i(0) \quad (14)$$

3.3 分布荷载作用下的群桩振动模型

根据平衡及变形条件, 可得以下矩阵方程组:

$$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 1 & \cdots & 1 \\ 1 & -\hat{\alpha}_{11} & -\hat{\alpha}_{12} & \cdots & -\hat{\alpha}_{1n} \\ 1 & -\hat{\alpha}_{21} & -\hat{\alpha}_{22} & \cdots & -\hat{\alpha}_{2n} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & -\hat{\alpha}_{n1} & -\hat{\alpha}_{n2} & \cdots & -\hat{\alpha}_{nn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u^G \\ F_1 \\ F_2 \\ \vdots \\ F_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \sum_{j=1}^n \hat{\alpha}_{1j} y_j^s \\ \sum_{j=1}^n \hat{\alpha}_{2j} y_j^s \\ \vdots \\ \sum_{j=1}^n \hat{\alpha}_{nj} y_j^s \end{bmatrix} \quad (15)$$

求解方程组(15) 可以得到群桩桩头位移 u^G 和附加剪力 F_i , 同时群桩中第 i 根桩第 t 微段的变形和内力可以由公式(16) 来表示(详见文献[4]):

$$(Z_t^G)_i = (Z_t^s)_i^{\text{均}} + \sum_{j=1}^n (Z_t^{ij})^{\text{均}} + (Z_t^s)_i^{\text{附}} + \sum_{j=1}^n (Z_t^{ij})^{\text{附}} \quad (16)$$

4 考虑土体非线性的部分埋入桩水平振动特性

4.1 单桩桩身非线性变形和内力计算

(1) 通过土层参数确定初始刚度 $k_{\text{始}} = 1.2 E_s$ 和

阻尼 $c_{\text{始}} = 2\beta_s \frac{k_{\text{始}}}{\omega} + 6\rho_s \cdot V_s \cdot d \cdot a_0^{-\frac{1}{4}}$, 根据桩的运动微分方程(4) 求解出桩身截面向量 Z_t^s , 其中假定桩身截面向量中桩身位移 μ 等价于土体位移 y ;

(2) 将上一步求解的土体位移 y 代入到土体的非线性刚度公式(2) 和非线性阻尼公式(3) 中, 得到每层土体在对应的位移下相对应的非线性刚度 k_x 和非线性阻尼 c_x ;

(3) 再将新得到的非线性刚度和非线性阻尼代入到单桩的运动微分方程(4) 中, 在动刚度和动阻尼条件下重新求解桩身的位移;

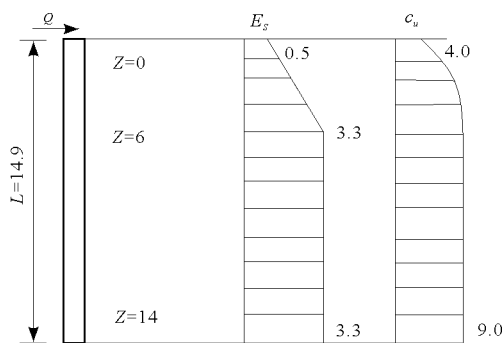
(4) 比较前后两次求解桩头位移的差值 Δ , 当 Δ 不满足规定精度范围时重复步骤(2) ~ (4), 反之当两者差值满足精度要求时, 进行下一步计算;

(5) 计算此时桩身各截面状态及其他所需数据并结束。

4.2 方法验证与实例应用

本节主要通过算例来验证在考虑土体非线性条件下单桩动力响应计算的正确性。

4.2.1 方法验证 1 Kramer 等^[12]在 1990 年对圆柱钢管桩进行了全尺寸的横向振动叶片测试,其计算简图如图(3)所示,计算参数为:钢管桩外径 $d = 0.2$ m、钢管壁厚 $t = 0.0064$ m、桩长 $L = 14.9$ m、弹性模量与惯性矩的积 $E_p I_p = 3\,831$ kN·m²;土体重度 $\gamma = 11.2$ kN/m³、泊松比 $\nu_s = 0.49$ 、土体剪切波速 $V_s = 30$ m/s、不排水抗剪强度 $c_u = 4 \sim 9$ kPa(具体计算参数如图 3)。



(注: c_u 为土的不排水抗剪强度, kPa;
 E_s 单位为 MPa, Z 单位为 m)

图 3 全尺寸模型桩实验参数分布图

Gazetas 等^[13]在 2006 年用自己提出的非线性计算方法对 Kramer 的实验进行了模拟,将自己的模拟结果与实验结果进行对比验证了自己模型的正确性。本文同样用前文提出的非线性计算方法对 Kramer 的实验进行模拟计算,并将计算结果同时与 Kramer 的全尺寸实验结果以及 Gazetas 的理论模拟结果进行对比分析,图 4 为在桩头施加不同荷载下 3 种实验结果的单桩桩头位移随荷载变化的关系对比图。

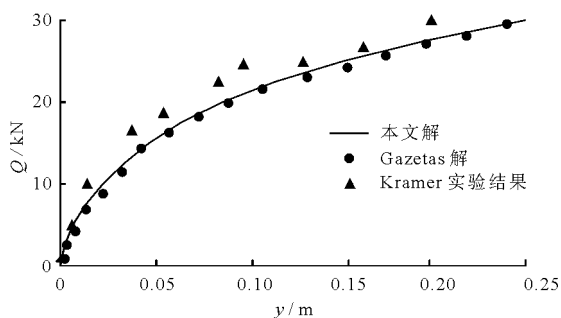


图 4 单桩桩头位移-荷载关系对比图(方法验证 1)

图 4 中可以看出本文解与 Gazetas 的计算结果

吻合较好,并且与 Kramer 等的线性实验数据规律一致,说明了本文模型的正确性和有效性,同时验证本文计算结果更贴近实验数据。

针对 Gazetas 等^[13]在集中荷载 $Q = 29$ kN 时对位移与弯矩随深度变化趋势的分析,利用本文模型进行计算并与 Gazetas 的计算结果进行了对比分析,如图 5 所示。

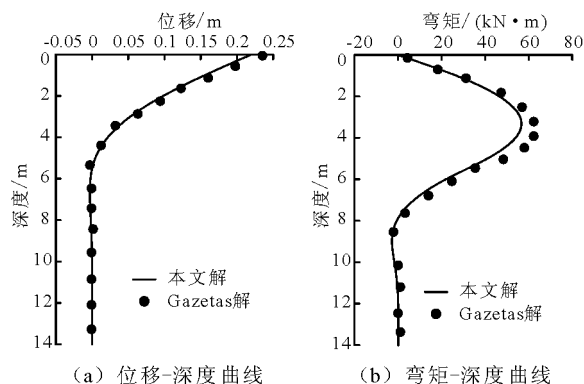


图 5 单桩桩身位移及弯矩图

从图 5 可以看出本文解与 Gazetas 的理论解基本一致,桩身位移符合最好,在顶端时达到最大,埋深达到一定深度后位移幅值变得很小并且基本趋于稳定,同时弯矩随深度的变化规律也基本一致在顶端时弯矩为 0,整体呈现沿深度先增大后减小的趋势。

4.2.2 方法验证 2 Comodromos 等^[14]在 2012 年利用有限差分程序 FLAC3D 对 Matlock 在 1970 年进行的混凝土单桩振动响应实验进行了非线性分析,本文采用模型对此实验也进行了非线性计算,并对单桩桩头位移-荷载变化关系与前人计算结果进行了对比。其计算参数为:混凝土桩直径 $d = 1.0$ m、桩长 $L = 25.0$ m、桩弹性模量 $E_p = 32\,000$ MPa、泊松比 $\nu_s = 0.2$;土体饱和重度 $\gamma_{sat} = 20$ kN/m³、泊松比 $\nu_p = 0.49$ 土体弹性模量 $E_s = 10\,000$ kPa,计算对比结果如图 6 所示。

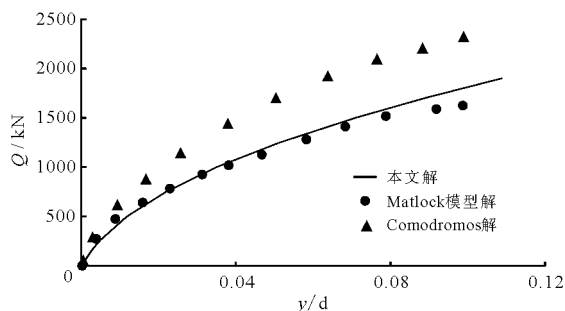


图 6 单桩桩头位移-荷载关系对比图(方法验证 2)

图 6 给出了混凝土单桩在不同荷载等级下桩头

位移的规律,由图6可以看出本文解与 Matlock (1970) 的实验结果吻合较好,同时与 Comodromos 等基于 Flac^{3d} 得到的结果规律一致,进一步验证了本文模型的正确性和有效性。

4.3 非线性条件下单桩动阻抗影响因素

本文分别从激振频率、荷载等级、土体参数 E_s/c_u 等方面对单桩阻抗的影响进行了分析,其中单桩阻抗的定义为桩头产生单位位移所需要的力的大小 $R_s^h = Q/u(0)$,在水平简谐荷载计算中单桩刚度和单桩阻尼分别以实部和虚部的形式表现出来,即 $R_s^h = Q/u(0) = k^s + ic^s$ 。其计算参数为混凝土桩弹性模量 $E_p = 25\ 000\ \text{MPa}$ 、泊松比 $\nu_p = 0.2$;土体弹性模量 $E_s = 25\ 000\ \text{kPa}$ 。

图7为分析激振频率与荷载等级对单桩阻抗的影响(土性参数选择与 Kaynia 等^[15]在1982年的分析相同),其中在荷载 $Q = 100\ \text{kN}$ 时与 Kaynia 等^[15]在1982年的线弹性阻抗吻合较好,这是因为荷载较小时桩身的位移也相对较小,此时土体表现为线性状态,这就导致了荷载较小时本文解与线弹性解基本一致。

随着荷载的增加单桩刚度 k^s 呈减小趋势,而且在较低激振频率下减小幅度较大,在较高激振频率

时刚度减小较少,说明荷载大小和激振频率都对单桩刚度有一定的影响;对单桩阻尼 C^s 来说,荷载等级的影响很小,基本可以忽略(图7(b)中不同荷载等级的多条线重合在一块),而激振频率相对来说对单桩阻尼的影响较大,单桩阻尼随激振频率的增大而增大。

图8为激振频率与土体参数 E_s/c_u 对单桩非线性动力阻抗的影响,可以看出随着 E_s/c_u 的增大,单桩刚度呈减小趋势,而且在较低激振频率下减小幅度较大,在较高激振频率时刚度减小较小,说明土体参数 E_s/c_u 对单桩刚度的影响主要集中在较低频率;但对单桩阻尼来说简谐振动无论是在低频率还是高频率, E_s/c_u 对单桩阻尼的影响均较小(不同级别的 E_s/C_u 拟合线都重合在一起),基本可以忽略不计。

4.4 考虑土体非线性的桩-桩相互作用因子

本节从埋入比、桩间距和桩位置角等因素对桩-桩相互作用因子的影响进行研究分析,并与线弹性下的计算结果进行对比分析。各计算参数为:混凝土桩弹性模量 $E_p = 25\ 000\ \text{MPa}$ 、泊松比 $\nu_p = 0.2$;土体弹性模量 $E_s = 25\ 000\ \text{kPa}$ 。计算结果如图9所示,给出了桩头集中力作用下桩-桩相互作用因子 α ,分析图9可以得出如下结论:

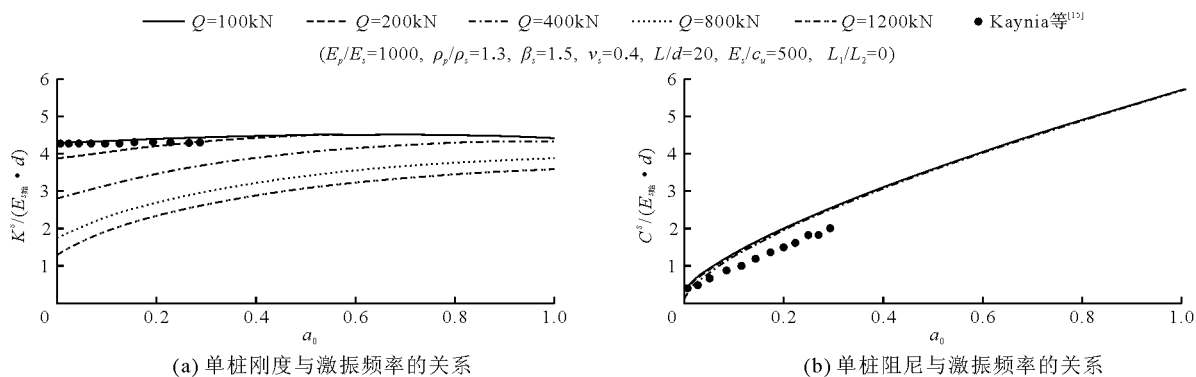


图7 不同荷载等级下激振频率对单桩非线性动力阻抗的影响

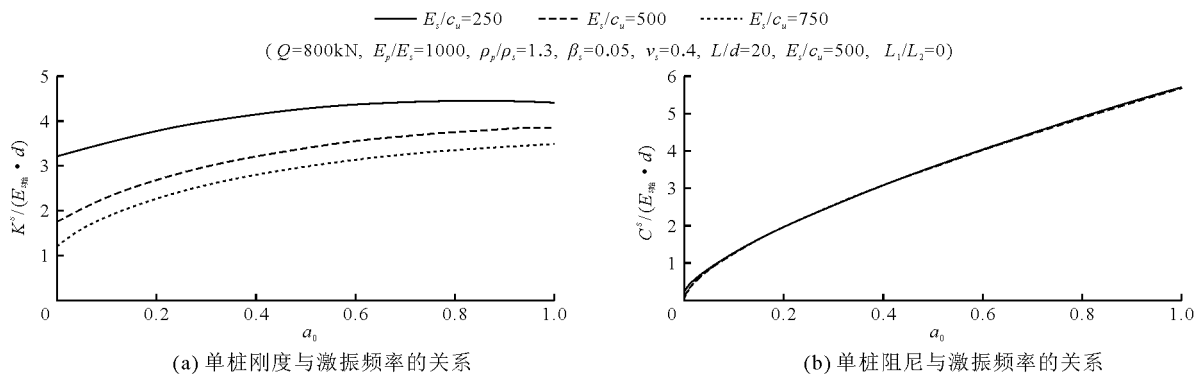


图8 不同土体参数 E_s/c_u 激振频率对单桩非线性动力阻抗的影响

(1)由图9(a)可以看出不管是对桩-桩相互作用因子 α 的实部还是虚部,在低频段($a_0 < 0.3$)时,各埋入比下的计算结果线弹性与非线性计算结果都有一定差距,随着频率的增加线性与非线性计算结果逐渐趋于一致,但当 $a_0 > 0.3$ 时埋入比越大线弹性与非线性的计算结果有逐渐增大的趋势,由此可以看出在频率较低($a_0 < 0.3$)以及埋入比较大的情况下非线性计算更能准确地模拟出桩-桩相互作用因子的变化情况。

(2)由图9(b)综合观察桩-桩相互作用因子 α 的实部与虚部变化情况,可以看出在低频段($a_0 < 0.3$)不同桩间距($s/d = 2, 5, 10$)的非线性计算结果与线弹性计算差距结果都比较明显,但是当 $a_0 > 0.3$ 时,两种计算结果基本重合且随着桩间距的增

加线弹性计算与非线性计算结果趋于一致,由此可以看出在激振频率较低时土体的非线性特性在桩基振动问题中对桩-桩相互作用因子的影响较大,高频下桩间距的变化土体非线性对桩-桩相互作用因子的影响不大。

(3)图9(c)给出了 θ 角对桩-桩相互作用因子的影响。在低频段($a_0 < 0.2$)不同 θ 角的非线性计算结果与线弹性条件下桩-桩相互作用因子的计算结果都有较大的差距,但当 $a_0 > 0.2$ 时其基本重合,而且在重合部分中 $\theta = 45^\circ$ 时相互作用因子的二倍为 $\theta = 0^\circ$ 和 $\theta = 90^\circ$ 时相互作用因子数值的和,出现这种趋势正好符合土体的水平自由位移的衰减函数的特征,由此证明了本文非线性模型在低频率计算中的优越性。

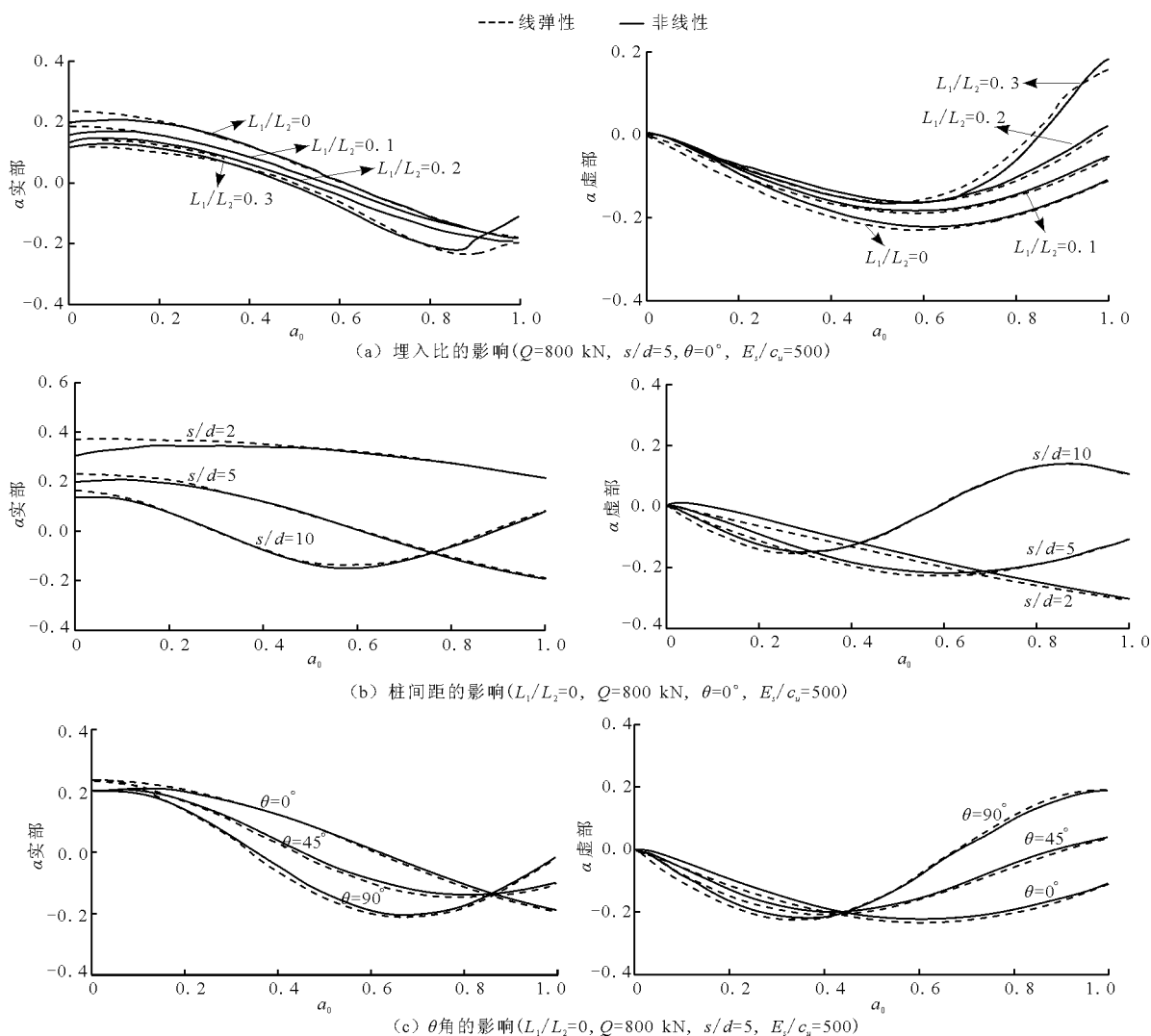


图9 桩桩相互作用因子的影响因素

4.5 群桩非线性动力模型

线性条件下的群桩振动模型如3.3节所述,考虑

土体非线性条件的群桩桩身变形和内力求解步骤为:

(1) 通过土层参数确定初始刚度 $k_{\text{始}} = 1.2E_s$ 和

阻尼 $c_{\text{始}} = 2\beta_s \frac{k_{\text{始}}}{\omega} + 6\rho_s \cdot V_s \cdot d \cdot a_0^{-\frac{1}{4}}$, 根据3.3节中的公式(15)、(16)求解此时各桩桩身位移及群桩桩头位移;

(2) 将上一步求解的各桩身位移代入到土体的非线性刚度公式(2) 和非线性阻尼公式(3) 得到每层土体在对应的位移下相对应的非线性动刚度 k_x 和非线性动阻尼 c_x ;

(3) 再将新得到的非线性刚度和非线性阻尼, 按3.3节公式(15)、(16) 求出在动刚度和动阻尼下各桩桩身位移及群桩桩头位移;

(4) 比较前后两次求解的群桩桩头位移的差值 Δ , 当 Δ 不满足精度要求时重复步骤(2) ~ (4), 反之满足要求的精度后, 进行下一步;

(5) 算出此时各桩身各截面状态及其他所需数据并结束。

群桩非线性水平动阻抗笔者定义为群桩头产生单位位移所需要的合力的大小, 即:

$$R_h^G = k^G + ic^G = Q^G/u(0) \quad (17)$$

本节主要以 3×3 群桩为例重点研究埋入比和桩间距等因素对群桩水平阻抗的影响。各计算参数的取值为: 混凝土桩弹性模量 $E_p = 25\,000\text{ MPa}$ 、泊松比 $\nu_p = 0.2$; 土体弹性模量 $E_s = 25\,000\text{ kPa}$ 。 3×3 群桩桩位布置示意图如图10所示, 计算结果如图11所示。

分析图11可以得出如下结论:

(1) 由图11(a)可以看出对于群桩来说, 无论是线弹性还是非线性情况, 随着埋入比的增加群桩非线性水平动刚度和动阻尼幅值都相应的减小(在较高频率 $a_0 > 0.5$ 时变化更明显), 说明埋入比越大, 群桩阻抗越小, 桩更加柔性; 此外在全频率范围内随着埋入比的逐渐减小, 非线性计算结果与线性计算结果的差值呈现出逐渐增大的趋势, 说明在埋入比较小的情况下土体表现出强烈的非线性特性, 在实际工程应用中应重点考虑。

(2) 由图11(b)可以看出无论是非线性计算结果还是线性计算结果, 群桩的水平动刚度和动阻尼的变化曲线都随桩间距的增加而出现了更多峰谷值, 说明桩间距对群桩非线性水平动刚度和动阻尼有明显地影响; 此外, 针对不同的桩间距考虑土体非线性的计算结果与线性条件下的计算结果都有不同程度的差值, 但差值与桩间距的变化趋势并未发现特定的联系, 需要进行后续研究。

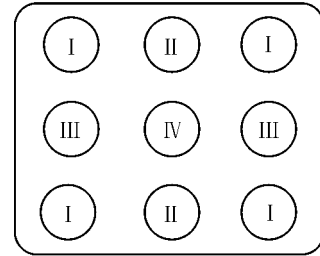


图10 3×3 群桩桩位布置示意图

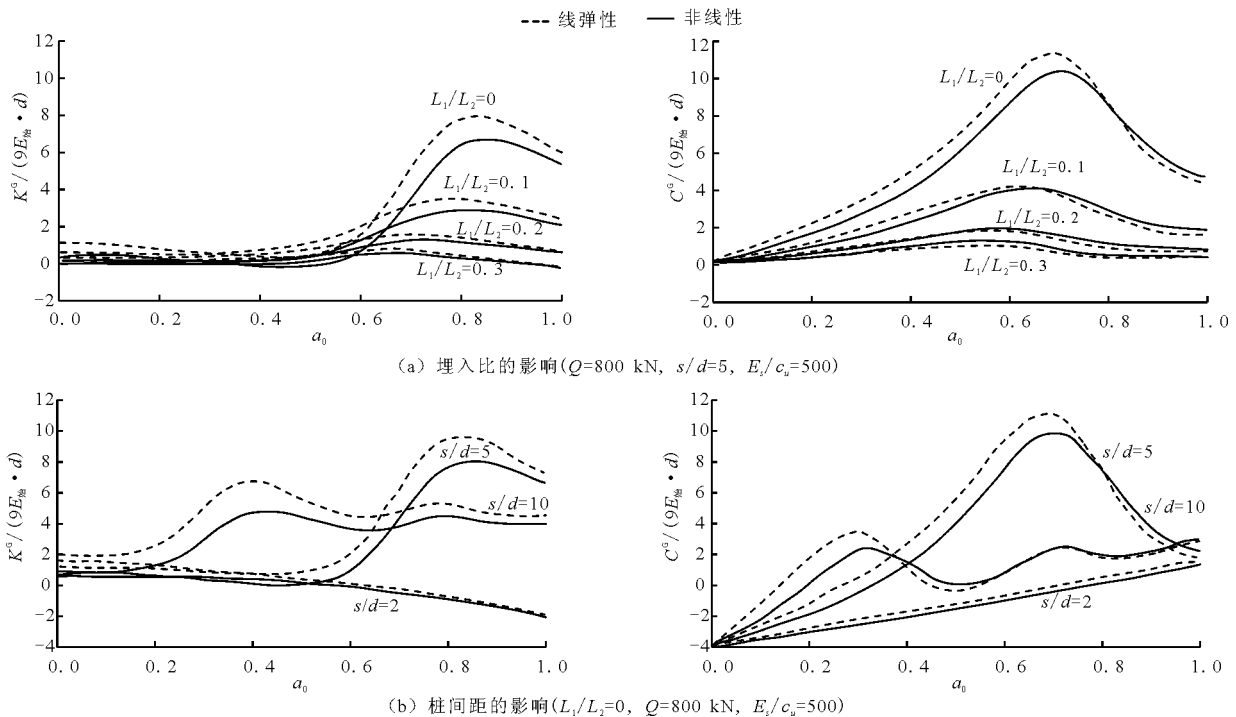


图11 不同埋入比和桩间距对 3×3 群桩阻抗的影响因素

5 结 论

本文基于分布荷载作用下部分埋入的群桩水平振动特性的研究成果,以桩身内力-位移与土性参数之间的相互关系为依据,运用循环迭代的计算方法,提出一种新的单桩及群桩在横向荷载作用下的非线性计算方法并将其程序化。该程序不仅可以模拟土体的非线性特性,还可以模拟桩身在横向荷载作用下的非线性结构动力响应。通过与 Kramer、Matlock、Gazetas 等实验结果的对比验证了本文方法的正确性。同时利用本文提出的程序方法更精确地分析了土体的非线性在不同埋入比、桩间距和激振频率下的表现特性,分析了在何种工况下应着重考虑桩侧土体非线性对水平受荷单桩及群桩动力响应的的影响。

参考文献:

- [1] GAZETAS G, DOBRY R. Horizontal response of piles in layered soils[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1984, 110(1): 20-40.
- [2] 黄茂松,吴志明,任青. 层状地基中群桩的水平振动特性[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(1): 32-38.
- [3] 任青,黄茂松,韩东晓. 考虑轴力的部分埋入群桩基础水平振动特性[J], 岩石力学与工程学报. 2011, 30(9): 1932-1944.
- [4] 程镇,任青,吕洪勇,等. 分布荷载作用下部分埋入群桩的水平振动研究[J] 水资源与水工程研究 2017, 28(4): 216-222.
- [5] ANGELIDES D C, ROESSET J M. Nonlinear lateral dynamic stiffness of piles[J]. Geotechnical Engineering. 1981, 107(11): 1443-1460.
- [6] GAZETAS G. Seismic response of end-bearing single piles[J]. International Journal of Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1984, 3(2): 82-93.
- [7] 钟锐,黄茂松,任青,等. 考虑土体非线性的部分埋入群桩竖向振动分析[J] 同济大学学报, 2011, 39(12): 1760-1766.
- [8] 胡育佳,程昌钧,杨骁. 水平振动下桩基的非线性动力学特性[J]. 应用数学和力学, 2005, 26(6): 645-652.
- [9] 杨冬英,王奎华,丁海平. 双向非均质土中基于连续介质模型的桩动力响应特性分析[J]. 土木工程学报. 2013, 46(3): 119-126.
- [10] 黄茂松,钟锐,任青. 层状地基中沉箱加桩复合基础的水平-摇摆振动[J]. 岩土工程学报. 2012, 34(5): 790-797.
- [11] 李炜,郑永明,周永. 近海风电基础桩土作用 3D 有限元模拟[J]. 水电能源科学. 2010, 28(8): 162-164.
- [12] KRAMER S L, SATARI R, KILIAN A P. Evaluation of in-situ strength of peat deposit from laterally loaded pile test results[R]. Transportation Research Record, Transportation Research Board, Washington. 1990(1278): 103-109.
- [13] GAZETAS G, DROSOS V A, GEROLYMOS N. Non-linear analysis of laterally loaded piles: calibration of a new method[C]//10th International Conference on Piling and Deep Foundations. Amsterdam, 2006: 259-268.
- [14] COMODROMOS E M, BAREKA S V. Response evaluation of axially loaded fixed-head pile groups in clayey soils[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2009, 33(17): 1839-1865.
- [15] KAYNIA A M, KAUSEL E. Dynamic stiffness and seismic response of pile groups[R]. Research Report Department of Civil Engineering. MIT, Cambridge, Mass. 1982.