

基于上下部共同作用的群桩动力优化设计

Dynamic optimizing design of pile-groups considering interaction on upper and lower parts

熊 辉, 邹银生, 蒋建国
(湖南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410082)

摘 要: 基于复形调优的基本理论, 利用群桩动力阻抗的频域相关性, 以体系周期为基本目标函数, 着重讨论并估计了群桩抽桩布置于体系动力反应的影响。通过数值计算分析, 认为在带桩结构工程应用该法进行动力分析是可行的, 同时也为桩基承载结构提供了一种新的设计思路。

关键词: 桩-土-结构共同作用; 动力阻抗; 抽桩优化

中图分类号: TU 473

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2003)05-0590-05

作者简介: 熊 辉(1975-), 男, 湖南长沙人。现为湖南大学土木工程学院博士研究生, 主要从事上下部结构共同作用、基础工程设计等方面的研究。

XIONG Hui, ZOU Yin-sheng, JIANG Jian-guo

(Department of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: Based on the optimizing theory of plural modality method and utilizing the frequency-dependent characteristic of dynamic impedance of pile-groups, the fundamental period of system is considered as a target function. The effect of the taking out collocation in pile-group on dynamic response of system is emphasized and evaluated by numerical computation, and a new design idea is presented for pile-supported structures.

Key words: pile-soil-structure interaction; dynamic impedance; optimizing piles by taking-out

0 前 言*

桩的动力研究虽然是基于静力分析的成果而开展起来的,但是由于两者所涉及问题的领域区别以及它们的研究目的不同,从而导致所采用的分析手段也不尽相同,所以两者的发展并不互为依附关系。当前,动力桩基的特性研究也渐趋成熟,正由最初的定性概念逐步向量化计算分析过渡。更值得关注的是,各国也正积极开展桩-土-上部结构相互作用的规范化工作。K. T. Chau 和 X. Yang 等研究表明^[1],一旦考虑基桩参与的共同作用效应的积极意义得到广泛验证,那么在香港等软土地区新建桩基高层建筑物都可能需要进行相互作用的地震反应验算。因此,寻求一种既经济又快速简单可行的方法以确定上、下部动力共同作用的各种影响参数是十分必要的。

对于线性结构体系而言,频域或时域内的分析都是可取的。俞载道等根据子结构法思想,对桩-土-高层结构进行了频域内系统的分析^[2,3],为了得到时域解,需要进行较复杂的 Fourier 正、反变换;M. G. Zadeh 和 F. Chapel 在 Hall 的基础上,并通过优化无量纲传递参数的途径,提出了与频率无关的基础水平和摇摆动阻抗的土-结构相互作用模型^[4];蒯行成、楼梦麟等将该法推广至桩基-结构的地震响应分析中,其结果表明^[5,6],对于采用桩(箱、筏)类基础的高层建

筑,以耦合体系的基本固有频率为依据来得到群桩的动力阻抗效应并反映到上下部共同作用的动平衡方程中所得到的反应近似结果是有效的,一般均可满足工程应用的精度要求。本文基于复形调优法基本原理,利用地基阻抗的频域相关性特点,在考虑了影响桩-土-上部结构地震反应结构诸多因素的前提下,对群桩进行了多维极值条件控制下的动力优化设计。结果表明,对于满堂布置桩基础,在考虑体系的抗震相互作用时,如同竖向桩群的沉降控制理论那样进行合理的抽桩是可行的,且具有相当的工程实用价值。

1 单桩及群桩的动力阻抗

受到水平载荷作用下的单桩动力特性的研究在近年来得到广泛的发展,无论从试验模拟还是在理论推演上都形成了较为成熟的体系。按对桩土共同作用的机理研究的侧重方向上的不同,可将求取单桩的动力阻抗的方法分为三种基本类型:第一是基于轴对称单元,并设置能量传递边界或与边界元法耦合的动力有限元法,该法在概念上较为严谨,但计算复杂,即使是对于较简单的问题,其计算量亦是可观的;其二是利用平面应变假设,根据竖向传播剪切波的土层自然状态,建立起能反应桩土交界面上土反力分布的连续方程;

第三是由动力文克尔地基梁模型假设得到简化的单桩动刚度平衡方程。后两种方法简单易用, 且精度与精确方法相比没有多大损失, 故在实际工程中得到广泛的应用。

本文分别采用 Novak 与 E L. Sharnouby^[7] 和 Velez 与 Gazetas^[8] 等推荐的阻抗常数法来计算动力单桩刚度及阻尼, 在具体应用时其复阻抗的统一表达形式如下:

$$\text{Novak 法 } K_{\alpha\beta}^s(\omega) = k_{\alpha\beta} f_{k, \alpha\beta} + i \omega c_{\alpha\beta} f_{c, \alpha\beta} \quad (1)$$

$$\text{Gazetas 法 } K_{\alpha\beta}^s(\omega) = k'_{\alpha\beta} [1.0 + 2i \xi_{\alpha\beta}(\omega)]$$

式中 $K_{\alpha\beta}^s(\omega)$ (α, β 为竖向 v 、水平 u 及摇摆 φ 任一项) 为单桩阻抗; Novak 法中, $k_{\alpha\beta}$ 和 $c_{\alpha\beta}$ 为与桩土属性有关的系数常量; $f_{k, \alpha\beta}$ 和 $f_{c, \alpha\beta}$ 为可由文献[7]中给出的计算图表查得的动单桩刚度及阻尼系数(按不同的桩土刚度比、土性参数求得); Gazetas 法中, $k'_{\alpha\beta}$ 为单桩静刚度; $\xi_{\alpha\beta}(\omega)$ 为包含了滞洄阻尼和黏性阻尼两种概念在内的阻尼系数, 其具体取值参见文献[8]。

考虑群桩中桩-土-桩间的动力相互作用时, 其动力阻抗并不等于各单桩动力阻抗的单纯累加, 而若简单套用静力群桩相互作用因子所得出的结果则会产生更大的偏差^[9]。本文沿用 Gazetas 和 Makris 基于物理波动场理论提出的桩-土-桩动力相互作用系数因子来求得群桩阻抗^[9]: 设同一桩半径 R , 桩径 D , m 为桩身线密度, S 为任意两桩 i, j 的轴线距离; $\rho_s, V_s, \beta_s, E_s$ 和 ν_s 为土性参数(质量密度、剪切波速、滞后阻尼比、弹性模量以及泊松比); V_{La} 为考虑了辐射阻尼的视速度, 一般取为 $3.4V_s/[\pi(1-\nu_s)]$, a_0 为无量纲频率, 等于 $\omega D/V_s$ 。则对于群桩系统中的任意两桩 i 和 j , 其间共同作用效率因子 $\alpha_{\alpha\beta}(i, j)$ 可表示为式(2)形式:

$$\alpha_w = \sqrt{\frac{R}{S}} \exp \left| \frac{-\beta_s \omega (S-R)}{V_s} \right| \exp \left| \frac{-i \omega (S-R)}{V_s} \right|$$

$$\alpha_{\alpha\beta} = \eta (k_x^* + i c_x^*) \Psi(S, \theta) \quad (\alpha, \beta = u, \varphi) \quad (2)$$

式中 η 为效率因子分配系数, 对于水平向、摇摆向及耦合向分别取 0.75, 0.25 和 0.5; k_x^* 和 c_x^* 分别为土的动力刚度的实部与虚部, 即

$$k_x^* + i c_x^* = \frac{k_s^2 + \omega c_s^2 - m \omega^2 (k_s + i \omega c_s)}{(k_s - m \omega^2)^2 + (\omega c_s)^2} \quad (3)$$

其中 k_s, c_s 分别为沿桩周连续分布的土的动力阻抗实、虚部系数, 对于垂直入射剪切波, 可取

$$k_s = 1.2 E_s$$

$$c_s = 12.0 a_0^{-0.25} \rho_s V_s R + 2 \beta_s \frac{k_s}{\omega} \quad (4)$$

式(2)中, $\Psi(S, \theta)$ 为荷载作用方向与土体某点至桩体轴线连线的水平投影夹角 θ 时的衰减波动系数, 为一复数, 其幅值越小则桩-桩间相互位移衰减越快, 可简约表示为

$$\Psi(S, \theta) = \Psi(S, 0) \cos^2 \theta + \Psi(S, \frac{\pi}{2}) \sin^2 \theta$$

$$\Psi(S, 0) = \sqrt{\frac{R}{S}} \exp \left| \frac{-\beta_s \omega (S-R)}{V_{La}} \right| \exp \left| \frac{-i \omega (S-R)}{V_{La}} \right|$$

$$\Psi(S, \frac{\pi}{2}) = \sqrt{\frac{R}{S}} \exp \left| \frac{-\beta_s \omega (S-R)}{V_s} \right| \exp \left| \frac{-i \omega (S-R)}{V_s} \right| \quad (5)$$

将上述单桩阻抗与各个方向动力相互作用因子复矩阵进行乘逆运算, 即可得到群桩动力 3×3 复阻抗矩阵。结合刚性承台假设, 并引入子结构法, 可得到垂直入射 S 地震剪切波下承台水平与摇摆的下部平衡方程为

$$\begin{bmatrix} F_{uu} \\ F_{\varphi\varphi} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} K_{uu}^G(\omega) & K_{u\varphi}^G(\omega) \\ K_{\varphi u}^G(\omega) & K_{\varphi\varphi}^G(\omega) - \frac{[K_{\varphi u}^G(\omega)]^2}{K_{vv}^G(\omega)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_f \\ \varphi_f \end{bmatrix} =$$

$$- \begin{bmatrix} K_{uu}^s \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{uu}(i, j) f^{-1} & K_{u\varphi}^s \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{u\varphi}(i, j) f^{-1} \\ K_{\varphi u}^s \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{\varphi u}(i, j) f^{-1} & K_{\varphi\varphi}^s \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{\varphi\varphi}(i, j) f^{-1} + K_{vv}^s \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{vv}(i, j) f^{-1} x_i x_j - \frac{[K_{vv}^s \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{vv}(i, j) f^{-1} x_j]^2}{K_{vv}^s \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{vv}(i, j) f^{-1}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_f \\ \varphi_f \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中 F_{uu} , $F_{\varphi\varphi}$ 为群桩于承台底面的反力; $K_{\alpha\beta}^G$ (α, β 为竖向 v 、水平 u 及摇摆 φ 的组合) 为群桩阻抗; u_i , φ_i 分别为承台的水平及转动变位; x_i , x_j 分别为桩在发生摇摆平面内的水平坐标; $[a_{\alpha\beta}(i, j)]$ 为动力相互作用柔度因子矩阵 ($N \times N$), 其每一行元素代表群桩内所有单桩产生位移时对某一桩的动位移影响程度; N 为桩数。可见, 下部桩基对于上部结构反应起影响作用的阻抗是与频率强相关的, 按文献[4]可应用于 $S-R$ 模型时程反应分析的常阻抗法思想来选择一合理的桩土-结构体系基频来得到频域无关的刚度及阻尼值以反映对上部结构的影响效应成为关键。

2 群桩的动力优化基本思路

本文采用的计算方法是在复形调优法^[10]的基础上进行的。复形调优法可用来求解等式与不等式约束条件下的 n 维极值问题。而本文所求解的目标函数及中间变量均可采用该方法来实现优化过程, 故在进行上下部共同作用分析时引入此法是可行的。复形调优法的基本原理及计算过程简述如下。

(1) 确定目标函数和约束条件。设多变量目标函数为

$$J = f(x_1, x_2, \dots, x_i, \dots, x_n). \quad (7)$$

式中 n 个常量约束条件为 $a_i \leq x_i \leq b_i, i = 1, 2, \dots, n$; k 个函数约束条件为 $C_j(x_1, \dots, x_n) \leq W_j(x_1, \dots, x_n) \leq D_j(x_1, x_2, \dots, x_n), j = 1, 2, \dots, k$ 。有了以上几个方面的限制条件, 便可设定初始复形的第一个顶点以进行目标函数 J 的极值点的迭代过程。

(2) 确定上限点及最坏点。

(3) 计算最坏点 x_R 的对称点。

(4) 确定一新的顶点替代最坏点 x_R 构成新的复形, 得出满足所有约束条件的 $x_R = x_T$ 及 $f_R = f(x_T)$ 。

(5) 重复(2)至(4), 直到复形中各顶点距离小于预先给定的精度要求为止。

对于一般结构物来说, 体系周期越小(基频越大), 说明水平抗震刚度越大; 反之体系刚度变化引起各部反应的变化是必然的, 但是否增大或减少, 由于系统的共振因素, 还与输入地震波的频谱特性相关; 此外, 最一般的相互作用共识是当体系刚度变小, 引起位移增大时, 加速度反应有时会减小。考虑共同作用后, 从常理上说, 桩基结构物似乎增大了体系刚度, 其周期应有减少, 但是大量研究表明, 桩-土-上部结构体系的地震作用周期均有不同程度增长(可延长 10%~150%), 这是由相对较柔的地基参与作用而引起的。由上节导出的群桩动力阻抗于体系周期的贡献可用下式表述^[11]:

$$J = \tilde{T} = T \sqrt{1 + \frac{k_e}{k_{uu}} + \frac{k_e h_e^2}{k_{\varphi\varphi}}}. \quad (8)$$

式中 $\tilde{T}$ 由 Veletsos 建议^[11], 可近似为在非刚性地基上的桩-土-上部结构体系周期; T 为刚性地基假设求得的上部结构基本周期; k_e , h_e 分别为多自由度结构体系等效刚度和距基础底部的等效高度; k_{uu} , $k_{\varphi\varphi}$ 分别为基桩水平及摇摆阻抗。

考虑到基本频率周期通常被视为体系抗震特性的重要指标, 取式(8)为目标函数表达式, 在满足各约束条件下, 该值越小且用桩数较少的情况则越接近优化结果, 从工程使用的角度, 其最终优化值应满足:

$$1.01T \leq \tilde{T} \leq 2.5T. \quad (9)$$

式中下、上限的规定分别是为了满足不出现固基假设下刚性体系以及极少桩数情形下的过柔体系; 其约束条件变量可取最小桩距 $S_{\min}$ 、桩数 N 、无量纲频率 a_0 、长径比 L/D 以及 D , 而对函数约束条件 k_{uu} 和 $k_{\varphi\varphi}$ 则只需限定不为负值要求即可。

3 计算实例

如图 1 所示的 7×11 群桩承台, 上部结构为 7 层钢筋混凝土框架框架。1~2 层质量为 2.44×10^2 t, 3~7 层为 1.72×10^2 t, 层高三.6 m(2~7 层)和 5.1 m(底层), 横向层间刚度为 3.5×10^5 kN/m(4~7 层)和 5.5×10^5 kN/m(1~3 层)。桩身密度为 2.35×10^3 kg/m³, 线密度为 461.5 kg/m, 桩材弹性模量为 34 GPa。土层厚 50 m, 土的密度为 1.80×10^3 kg/m³, 弹性模量为 34 MPa, 滞后阻尼比及泊松比分别取 0.05 和 0.40, 场地土的剪切波速为 80 m/s; 承台尺寸为 14.5 m $\times$ 22.5 m, 质量为 2.84×10^2 t, 质量惯性矩为 1.7×10^4 t $\cdot$ m²。

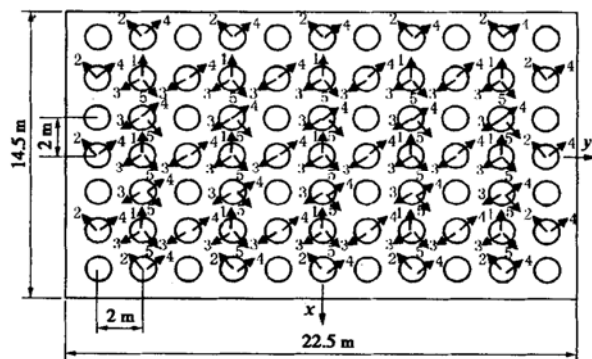


图 1 优化过程的不同群桩布置示意

Fig. 1 Various collocation of pile-groups in optimizing course

进行地震作用下的相互作用动力分析, 输入为 Taft 波, 将其加速度峰值调为 $0.1g$ 。各约束变量需满足的条件为: 因 77 根桩已是保守布置, 可为 N 上限, 但同时应满足竖向沉降的稳定性及强度要求。取 $30 \leq N \leq 80$ 。

桩径在满足基本强度要求范围内取值, 取 $0.3\text{ m} \leq D \leq 1.0\text{ m}$; 由于 $L/D \leq 5$ 时, 单桩水平阻抗受长径比影响会产生较大波动, 故单桩长径比取值应以不出现短桩为宜^[9], 即 $L/D \geq 15$; 最小桩间距以不影响共同作用效应为宜, $2D \leq S_{\min} \leq 10D$; 而 a_0 以不致使结构出现极柔或极刚为宜, 取 $0.05 \leq a_0 \leq 0.8$ 。同时以上变量均应满足式(1)~(6)阻抗计算式。

设其初始布置为考虑群桩的等间距($S_{\min}=2\text{ m}$)满堂桩, 桩长 15 m , 桩径 0.5 m , 目标值 $J_{\min}$ 。本文优化程序所得结果见表 1。其中上部结构等效高度 h_e 及等效刚度 k_e 分别为 14.94 m $4.42 \times 10^5\text{ kN/m}$, 按固基假设基频 $f=5.445\text{ Hz}$, $T=0.184\text{ s}$ 。本例计算需迭代 47 次, 表中优化值是可用来进行实际布桩的采用值(各抽桩布置工况见图 1 中箭头数字), 其余中间结果未列出。由表 1 知, 在不同频段, 各种布桩形式所形成的体系周期波动较大, 并不遵从桩数越多体系越刚的规律, 不仅与上部

结构的刚度特征有关, 而且还与选取计算频率点的基桩阻抗有关。优化后各种群桩布置的阻抗值见图 2~4。

可见, 群桩的最大阻抗值是随着桩数的增加而增大, 但是其峰值出现在频段 $0.6 \sim 0.8$ 区内; 但由本例, 优化 5 和优化 4 工况在低频段($a_0 < 0.4$), 其阻抗效应要比其他情形占优, 而与体系周期对应的基频也位于该区域内。故尽管采用按抽桩方案 5 的 52 桩布置体系比采用满堂布置的 72 桩体系在桩数上减少达 28%, 但前者计算所得的结构顶点时程反应要比后者所得的结果小, 如图 5, 两者的最大水平位移和加速度峰值分别有 14.6% 和 15.1% 的差异。

看来对于桩-土-结构相互作用的抗震性能要比单纯考虑上部或下部桩土基础复杂得多。就从控制体系的水平动力反应来说, 盲目地依靠增加桩数以期得到较大的刚度的思路并不可取, 应通过合理的参数优化选取, 以有效地减小侧移。

Table 1 Results of dynamic optimization for pile groups structure system						
优化过程	桩径 D/m	长径比 L/D	最小桩周距 $S_{\min}/\text{m}$	桩数 $N/\text{根}$	相关频率 a_0	目标值 $\tilde{T}_{\min}/\text{s}$
约束范围	$[0.3, 1.0]$	$[25, \infty]$	$[2D, 10D]$	$[30, 80]$	$[0.05, 0.8]$	$[1.01T, 2.5T]$
初始值	0.5	30	2.0	77	0.105	0.349(1.897)
优化 1	0.486(0.50 [*])	30.86(30 [*])	2.03(2.0 [*])	63(62 [*])	0.099	0.351(1.916)
优化 2	0.57(0.50 [*])	31.57(30 [*])	2.34(2.0 [*])	58(61 [*])	0.120	0.353(1.921)
优化 3	0.58(0.60 [*])	31.03(30 [*])	2.21(2.0 [*])	42(40 [*])	0.127	0.387(1.832)
优化 4	0.61(0.60 [*])	29.50(30 [*])	2.93(2.82 [*])	38(39 [*])	0.140	0.311(1.690)
优化 5	0.454(0.45 [*])	39.64(39 [*])	1.816(1.80 [*])	51(52 [*])	0.142	0.234(1.275)

* 表示本文按实际布桩时取的合理值; 括号内数值为周期放大因子值。

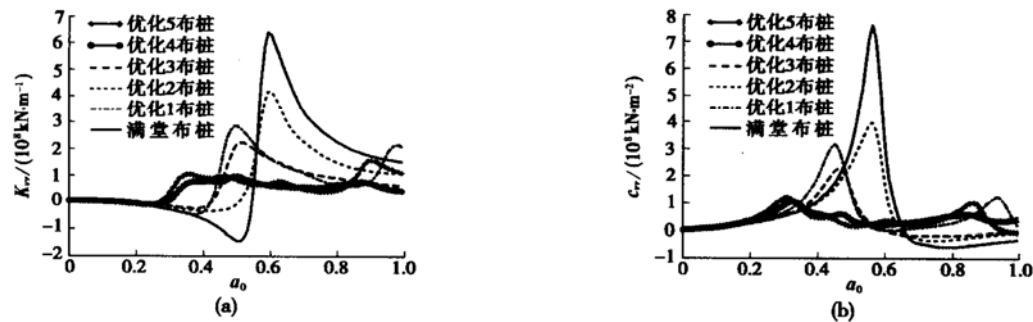


图 2 抽桩优化竖向阻抗比较
Fig. 2 Comparison of vertical optimum

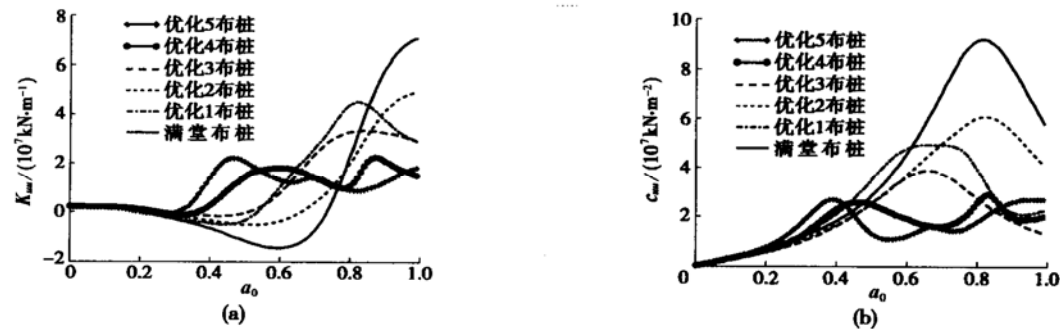


图 3 抽桩优化水平阻抗比较
Fig. 3 Comparison of horizontal optimum

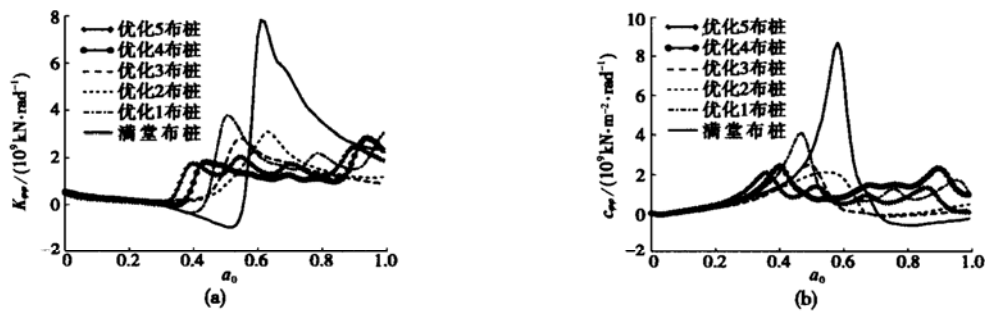


图4 抽桩优化摇摆阻抗比较

Fig. 4 Comparison of rocking optimum

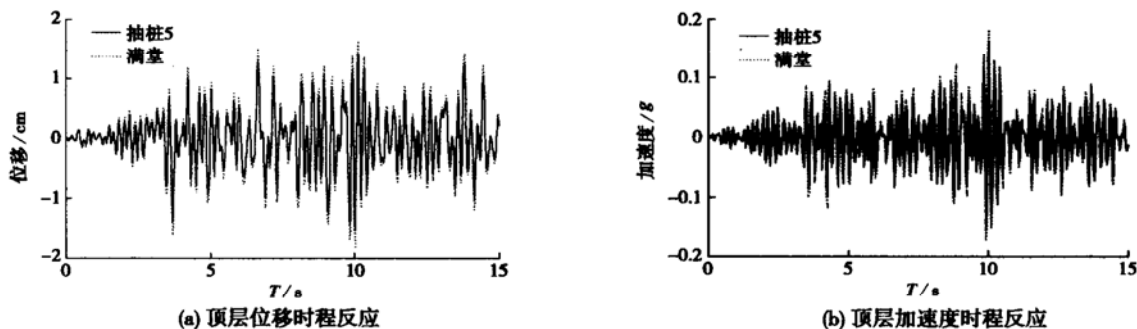


图5 优化5与初始布桩动力反应

Fig. 5 Comparison between dynamic responses of original step and optimized step 5

4 结 论

(1) 考虑桩基的水平抗震时,满堂桩布置仅在高频段才能发挥出其较大的阻抗优势,而这种过刚的体系在通常情况下并不多见,因而这就为群桩的抗水平侧移布置提供了一种优化手段。

(2) 在计算方法的选取上,基桩常数阻抗的时域分析法在低频段(一般 $a_0 < 0.4$) 时是有效的,但其精度要视其下群桩的阻抗变化而定,且只有在低模态对体系动力反应起主导控制时才能应用。作为一种简化方法,在工程应用是可行的。

(3) 基于复形调优法的群桩动力优化结果,结合上部结构的具体情况,较少桩数的群桩只要进行合理布置,能够达到较好的应用效果的;受土层土质、桩距、桩径特别是体系基频控制等多种因素的影响,大间距、少桩数群桩有可能产生较小间距、多桩数群桩相同甚至大的阻抗效应,这一点是与静力桩基的最大不同点。当然,通过动力试验来验证这种优化过程的可靠性以及在工程中的量化应用是值得进一步研究的课题。

参考文献:

[1] Chau K T, Yang X. Nonlinear soil-pile-structure interaction for structures resting on a 2×2 pile group under earthquake excitation[R]. Hong Kong: Hong Kong Poly-technic University, 2002.

[2] 俞载道,傅公康. 桩-土-高层框剪结构动力相互作用分析[J]. 同济大学学报, 1984, 12(1): 66-79.

[3] 俞载道,王荣昌,应稼年. 地基土与非线性多层剪切型结构相互作用体系的动力分析[J]. 同济大学学报, 1986, 14(3): 271-280.

[4] Zadeh M G, Chapel F. Frequency-independent impedances of soil-structure systems in horizontal and rocking modes[J]. Earthquake Engineering and Structure Dynamic, 1983, 11: 523-540.

[5] 蒯行成,任毕乔. 求解地基-结构系统运动方程的基本频率法[J]. 湖南大学学报, 1998, 25(6): 81-85.

[6] 楼梦麟,吴京宁. 桩基-结构体系的地震响应分析[J]. 土木工程学报, 1999, 32(5): 56-61.

[7] Novak M, Sharnouby EL B. Stiffness constants of single piles[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1983, 109(7): 961-975.

[8] Velez A, Gazetas G, Krihnan R. Lateral dynamic response of constrained head piles[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1983, 109(8): 1063-1081.

[9] Makris N, Gazetas G. Dynamic pile-soil interaction (part II): lateral and seismic response[J]. Earthquake Engineering and Structure Dynamic, 1992, 21(2): 145-161.

[10] 徐士良. FORTRAN 常用算法程序集(第2版)[M]. 北京: 清华大学出版社, 1995.

[11] Stewart J P, Fenves G L, Seed R B. Seismic soil-structure interaction in building (I): analytical methods[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 1999, 125(1): 26-37.