

# 成层地基 - 桩基 - 结构动力相互作用体系的计算分析

卢华喜<sup>1</sup>, 梁平英<sup>1</sup>, 尚守平<sup>2</sup>

(1. 华东交通大学土木建筑学院, 江西 南昌 330013; 2. 湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082)

**摘要:** 以一个 1:2 大比例模型结构 - 地基的动力相互作用模型试验为基础, 结合通用有限元程序 MSC.Marc, 对成层地基 - 桩基 - 结构动力相互作用体系进行了三维有限元分析。计算中采用考虑土非线性特征改进的黏弹性人工边界模拟外部土域, 利用考虑动力相互作用中桩土分离、滑移以及桩基提离效应的接触模型反映桩土接触界面特性, 并引入阻尼项表征桩土动力作用中的能量损耗, 土体采用等效线性模型。通过计算分析与试验的比较研究, 验证了计算模型和分析方法的合理性, 进行了地震动输入下的地震反应分析, 为地基 - 结构动力相互作用的进一步研究奠定了基础。  
**关键词:** 地基 - 桩基 - 结构相互作用; 大比例模型试验; 人工边界; 接触模型; 地震反应

中图分类号: TU435 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2007)05-0705-07

**作者简介:** 卢华喜(1976-), 男, 湖北人, 博士, 副教授, 主要从事结构工程研究与教学工作。E-mail: lhxi8516@yahoo.com.cn。

## Computational analysis of dynamic layered soil-pile-structure interaction

LU Hua-xi<sup>1</sup>, LIANG Ping-ying<sup>1</sup>, SHANG Shou-ping<sup>2</sup>

(1. School of Civil Engineering, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China; 2. Civil Engineering College, Hunan University, Changsha 410082, China)

**Abstract:** 3D finite element analysis of layered soil-pile-structure model test on a scale of 1:2 was carried out. General finite element program MSC. Marc was adopted in the analysis. The viscous-spring artificial boundary considering the dynamic nonlinear behaviors of soil was used to simulate the far field, and the 3D contact model was applied to simulate the effect of separating, sliding and pile uplifting in the dynamic soil-pile interaction. At the same time, the problem of the energy dissipation during dynamic interaction was solved by adding the damping component, and common equivalent linearity model was chosen to consider the non-linearity of soil. The rationality of computational model and analysis method was verified through comparison between the calculated and test results. The present work laid a foundation for further studies on dynamic soil-structure interaction.

**Key words:** soil-pile-structure interaction; large-scale model test; artificial boundary; contact model; seismic response

## 0 前 言

大量的工程实践和研究表明, 地基与结构的动力相互作用效应对结构的地震反应有着重要影响。国内外学者就这一课题进行了多方面的研究, 其中试验研究进行得较少, 大多侧重于解析法<sup>[1]</sup>、数值法和耦合法<sup>[2]</sup>等理论研究, 关于理论分析与试验的比较研究则更少。进行理论分析与试验研究的比较研究, 一方面可以检验理论模型的合理性, 另一方面也能验证试验方案的可行性及试验结果的可靠性, 具有非常重要的意义。陈波等<sup>[3-4]</sup>以结构 - 地基动力相互作用振动台试验为基础, 结合 ANSYS 程序, 对结构 - 地基动力相互作用体系进行了有限元计算分析, 通过与试验的对照研究, 验证了计算模型和分析方法的合理性。

本文以 1:2 大比例模型结构 - 桩基 - 成层地基

的野外试验<sup>[5]</sup>为背景, 研究了考虑土动力非线性特征的三维黏弹性人工边界, 同时提出了考虑动力相互作用中桩土分离、滑移以及桩基提离效应的接触模型, 并引入阻尼项表征桩土动力作用中的能量损耗, 建立了试验模型结构的三维有限元模型, 进行了模型试验的模拟分析和地震反应分析, 并考察不同的参数, 研究了考虑地基 - 结构动力相互作用效应的上部结构水平地震剪力折减变化情况, 得到了一些有益的结果。

## 1 大比例野外模型试验简介<sup>[5]</sup>

试验场地地形平坦, 地质勘查表明场地地层从上

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50578062); 江西省教育厅科学技术研究项目(赣教技字[2006]304号)

收稿日期: 2006-05-30

往下依次为：耕土，厚度平均为 1.62 m；粉质黏土，硬塑，厚度平均为 1.90 m；残积粉质黏土，硬塑，厚度平均为 1.14 m；强风化泥质板岩，控制厚度 4.10~8.80 m；中风化泥质板岩。对场地各层土取原状土样进行了室内试验和现场剪切波速测试，确定了各土层的动力特性指标。依据规范相关规定可知，本场地土的类型为中软土，建筑的场地类别为 II 类。

基础形式采用的是桩基础，平均桩长为 7.0 m，桩径为 350 mm，设计采用 C25 的混凝土，纵筋为 6 $\phi$ 8 mm，箍筋为  $\phi$ 6@200 mm；桩帽平面为 750 mm $\times$ 750 mm，厚度为 400 mm，配筋为双层双向  $\phi$ 10@150 mm；桩帽之间由基础梁连接，基础梁的截面为 150 mm $\times$ 300 mm，上下纵筋均为 2 $\phi$ 12 mm，箍筋为  $\phi$ 6@200 mm（加密区间距为 100 mm）；底板厚度为 120 mm。

上部结构为柱网尺寸是 3.0 m $\times$ 3.0 m 的无填充墙的框架结构体系，模型共七层，总高为 12.0 m，其中，第一层的层高为 2.1 m，其他各层为 1.65 m。模型第一层的柱截面为 250 mm $\times$ 250 mm，纵筋为 4 $\phi$ 12 mm，箍筋为  $\phi$ 6@200 mm（加密区间距为 100 mm），梁截面为 125 mm $\times$ 250 mm，上下纵筋为 2 $\phi$ 12 mm，箍筋为  $\phi$ 6@300 mm（加密区间距为 150 mm）；模型第二层的柱截面为 225 mm $\times$ 225 mm，纵筋为 4 $\phi$ 12 mm，箍筋为  $\phi$ 6@240 mm（加密区间距为 120 mm），梁截面尺寸与配筋与第一层相同；模型第三层~第六层为标准层，柱截面尺寸与配筋与第二层相同，梁截面为 120 mm $\times$ 200 mm，配筋与第二层相同；第七层的梁柱设计同标准层，只是在模型顶部能安装激振设备而在模型的中轴线上设计一面 200 mm 厚 1 m 宽高度同层高的剪力墙，剪力墙的水平配筋为  $\phi$ 6@250 mm，竖向配筋为  $\phi$ 8@150 mm；模型中所有的楼板以及屋面板的厚度均为 75 mm，实测混凝土的抗压强度等级为 C40。制作的模型如图 1 所示。



图 1 土 - 桩 - 结构模型

Fig. 1 Model of soil-pile-structure

对试验模型进行了忽略重力、欠人工质量、人工质量三种工况下地脉动测试、顶部牵引激振试验和顶部机械激振试验，获得了上部结构的动力反应。试验

中所使用的采集和分析软件为东方振动和噪声技术研究所的 Dasp 软件，所用的拾振器为中国地震局哈尔滨工程力学研究所生产的 891 型测振仪。

## 2 建模方法

### 2.1 外部土域的模拟

采用有限元法分析地基与结构动力相互作用时，需在截断面上设置人工边界，人工边界必须反映波动能量在原连续介质中的辐射现象，保证波动从截断区内部穿过人工边界时不会产生反射效应<sup>[6-7]</sup>。本文考虑土的动力非线性这一特征，给出了考虑土动模量衰减的黏弹性人工边界<sup>[8]</sup>：

三维切向：

$$\left. \begin{aligned} C_b &= \frac{1}{1 + \gamma_d / \gamma_r} \rho c_s, \\ K_b &= \frac{1}{1 + \gamma_d / \gamma_r} \frac{2G_0}{r_b} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

三维法向：

$$\left. \begin{aligned} C_b &= \frac{1}{1 + \gamma_d / \gamma_r} \rho c_p, \\ K_b &= \frac{1}{1 + \gamma_d / \gamma_r} \frac{4G_0}{r_b} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

本文中，采用等效线性化方法计算边界的系数，即在迭代计算中取前一次迭代计算后的应变按式（1）和式（2）确定，第一次迭代计算时的边界元件系数按应变为零计算。

### 2.2 桩土接触模型

动力荷载下，土体即使在小应变下也表现出非线性，导致桩传给土体的能量部分被耗散，反过来也是如此，这正好体现了桩土动力相互作用的非线性。王满生等<sup>[9]</sup>在 Goodamn 单元的基础上引入阻尼项研究了桩土动力分析中的能量损耗。此外，桩土接触面上在动力相互作用中除了桩土的滑移、分离等现象外，基础的提离也是存在的。因此，考虑桩土滑移、分离和基础提离效应，并引入阻尼项考虑桩土动力作用中的能量损耗，给出了一种新的桩土动力接触模型。即在桩土动力相互作用中，对于划入有厚度接触单元内的接触面和其附近的土体，变形可以分为两部分：一是土体的基本变形，以  $\{\varepsilon\}'$  表示，它与其它土体单元的动力变形是一样的；二是破坏变形，包括分离破坏、滑动破坏和基础提离破坏变形，以  $\{\varepsilon\}''$  表示，只有当发生的动剪应变较大，产生顺接触面方向的滑动破坏，或接触面正应变较大，产生分离或提离破坏变形时，才存在。接触单元的总的变形为两者的叠加。此外，桩土动力相互作用中的能量损耗利用阻尼来模拟。阻

尼的选取应能够反映桩周土的非线性变化以及接触单元接触刚度的变化, 本文将接触单元的阻尼矩阵采用 Rayleigh 阻尼表示。文献[8]据此给出了接触单元的刚度矩阵和阻尼矩阵, 并进行了数值分析。结果表明, 由于接触模型中合理考虑了能量耗散, 使得计算中接触模型消耗了部分能量, 所以本文接触模型的计算结果较其它常用接触模型的结果要小一些。在上调输入加速度的幅值后, 上部结构的最大地震反应减小的幅度更大一些。这是由于输入地震动强度的增加, 桩 - 土间的动力相互作用更加明显, 土的非线性发展更加充分, 耗能更加强烈, 表现在土给桩和上部结构的能量要减小更多, 导致上部结构最大地震反应减小的幅度也相应增大。此外, 在强震作用下, 考虑破坏变形时, 桩顶水平位移比只考虑基本变形时要大, 这反映了桩土之间的分离破坏变形效应; 且桩顶的竖向位移在考虑桩土的破坏变形后, 较只考虑基本变形时大, 这正反映了桩土动力相互作用中的滑移和提高效应。因此, 只要合理地确定接触模型中的参数, 本文的三维桩土动力接触模型可以模拟桩土动力相互作用中的桩土分离、滑移以及基础提高的非线性效应。

### 2.3 有限元模型的建立

根据文献[10]的结果, 计算模型中截取土域范围为 10 倍基础宽度范围, 在 MSC.Marc 软件中编制了边界和桩土接触模型相应的用户子程序, 土体采用等效线性模型, 钢筋混凝土采用各向同性、随动双线性硬化本构模型来模拟钢筋混凝土材料的非线性。根据文献[10]中对有限元单元尺寸的要求对试验模型进行了有限元离散, 有限元计算模型如图 2 所示, 上部结构、桩基、土体以及接触部分均采用 8 节点实体单元离散。

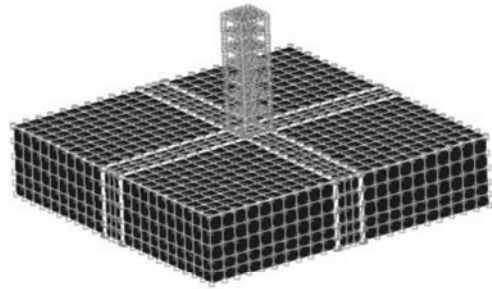


图 2 大比例试验模型的三维有限元模型

Fig. 2 Finite element model of soil-pile-structure

## 3 有限元模型的验证

### 3.1 体系的频率比较

对有限元模型进行模态分析, 得到了体系在三种质量模型下的前两阶频率, 并与试验结果比较, 如表 1 中所示。可以看出, 有限元模型计算得到的体系前两阶频率与试验结果比较接近。第一阶频率中, 计算值与试验值在忽略重力模型、欠人工质量模型、人工质量模型三种情况下的误差最大值分别为 1.9%, 2.7%, 8.2%; 第二阶频率中, 计算值与试验值在忽略重力模型、欠人工质量模型、人工质量模型三种情况下的误差最大值分别为 3.7%, 1.2%, 7.0%; 此外, 忽略重力模型下的计算值与地脉动下测试值相差仅为 2.9%。这都表明了本文有限元模型可以有效模拟实际的土 - 结构体系, 本文的有限元建模方法是可行的。

### 3.2 顶部牵引激励结果的比较

图 3, 4 分别为顶部牵引 3 mm 激励下, 忽略重型、力模欠人工质量模型情况下结构的试验结果与计算所

表 1 体系的频率计算结果与试验结果

Table 1 The calculated and measured results of frequency

单位: Hz

频率	忽略重力模型			欠人工质量模型			人工质量模型		
	计算值	顶部牵引激励	顶部机械激励	计算值	顶部牵引激励	顶部机械激励	计算值	顶部牵引激励	顶部机械激励
1 阶	2.500	2.454	2.500	2.205	2.146	2.200	1.995	1.843	1.900
2 阶	8.118	8.417	8.000	7.150	7.064	7.100	6.464	6.039	6.200

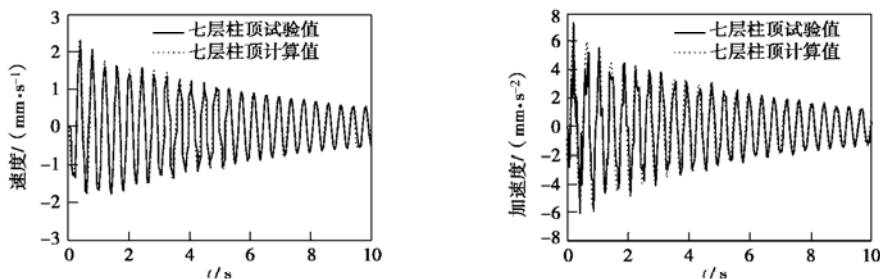


图 3 忽略重力模型结果比较

Fig. 3 Comparison of results for model neglecting the gravitational force

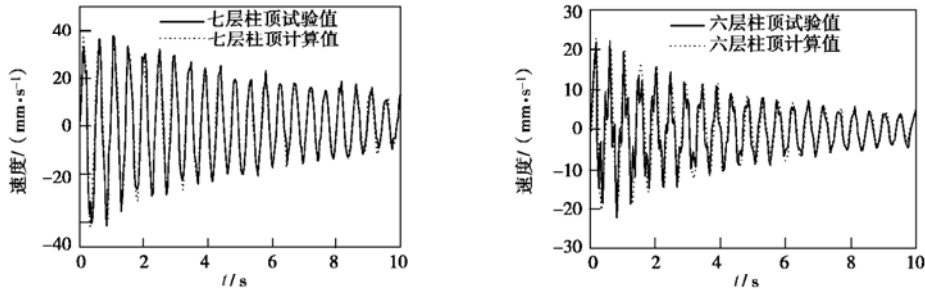


图4 欠人工质量模型结果比较

Fig. 4 Comparison of results for model short of artificial quality

得时程的对比。从图中看到，计算结果与试验的时程基本一致，表明在较小激励条件下，有限元计算模型可以有效地模拟体系的动力反应，也进一步说明了本文有限元建模方法的可靠性。

### 3.3 顶部机械激励结果的比较

对有限元模型进行了顶部机械激励下的试验模拟分析,图5给出了人工质量模型在机械激振频率为2.5 Hz时的结构反应与计算结果的比较。从图中可以看出,计算值与试验值吻合较好,更进一步说明了本文有限元建模方法建立的有限元模型可以合理反映结构的动力特性。

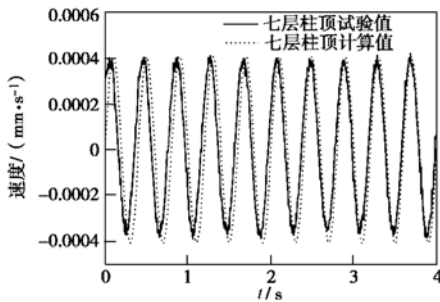


图5 人工质量模型结果比较

Fig. 5 Comparison of results for model of artificial quality

## 4 地震反应分析

### 4.1 模型结构的地震反应分析

计算中选用具有不同频谱特征的 EL Centro 波和 Concrete 波作为输入地震动进行基岩输入下的地震反应分析,地震动持时均为 8 s,其中采用了 EL Centro 波的 N-S 分量,如图6所示;Concrete 波的加速度时程如图7所示。为探讨输入地震动强度的影响,将所有输入地震波的峰值水平分别调整为 0.35 m/s<sup>2</sup>, 0.70 m/s<sup>2</sup>。计算分析中把 EL Centro 波的 0.35 m/s<sup>2</sup>, 0.70 m/s<sup>2</sup> 加速度峰值输入下的数值结果分别简记为 EL35, EL70;把 Concrete 波的 0.35 m/s<sup>2</sup>, 0.70 m/s<sup>2</sup> 加速度峰值输入下的数值结果分别简记为 CN35, CN70。

对上部结构进行了刚性地基条件下相应地震动输

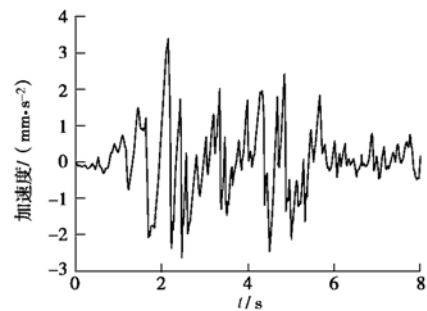


图6 EL Centro 波加速度时程

Fig. 6 Input acceleration time history (EL Centro)

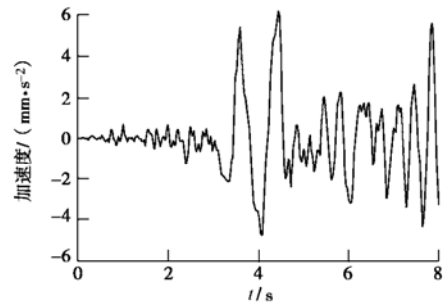


图7 Concrete 波加速度时程

Fig. 7 Input acceleration time history (Concrete)

入的地震反应分析,并同土-结构相互作用体系的地震反应结果进行了比较,表2和3给出了结构各层的水平地震剪力比较。由表2和3可以看出,各工况下,考虑土-结构动力相互作用效应的各层最大剪力均较刚性地基时要小,说明了土-结构动力相互作用效应的存在。各层的最大水平地震剪力折减随着层数而变化。在相同频谱特性地震动输入下,随着地震动输入强度的增加,剪力折减越多,相互作用效应也更明显,原因是随着输入震动的增强,土体非线性加强,耗能力增强。对不同频谱特性的地震波输入,上部结构的地震反应差别也明显不同,表明地震波频谱特性对上部结构的地震反应影响较大。本文中 Concrete 波地震动输入下上部结构的地震反应明显较 EL Centro 波输入下要大得多,这是由于 Concrete 波的低频成分较丰富,而体系的频率也较低,体系的反应得到了加强。

表 2 0.35 m/s<sup>2</sup> 峰值加速度输入下上部结构各层的最大水平地震剪力

Table 2 Maximum horizontal seismic shear of each floor (0.35 m/s<sup>2</sup>)

位置	EL35 工况			CN35 工况		
	刚性地基/N	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%	刚性地基/N	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%
七层	2583.71	2329.82	9.83	4568.28	3972.09	13.06
六层	5371.91	4828.45	10.12	9546.01	8291.53	13.14
五层	7727.67	7005.99	9.33	13923.82	12095.35	13.13
四层	9717.26	8898.42	8.43	17429.31	15166.31	12.98
三层	11180.23	10363.12	7.31	19909.74	17380.83	12.70
二层	12109.77	11339.09	6.36	21495.26	18854.23	12.29
一层	12586.19	11892.99	5.51	22249.47	19624.71	11.80

表 3 0.70 m/s<sup>2</sup> 峰值加速度输入下上部结构各层的最大水平地震剪力

Table 3 Maximum horizontal seismic shear of each floor (0.70 m/s<sup>2</sup>)

位置	EL70 工况			CN70 工况		
	刚性地基/N	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%	刚性地基/N	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%
七层	5116.36	4568.28	10.71	8999.51	7626.41	15.23
六层	10638.89	9468.18	11.00	18805.64	15919.74	15.35
五层	15379.89	13875.18	9.79	27429.93	23464.98	14.45
四层	19342.62	17620.63	8.90	34335.74	29422.64	14.30
三层	22271.86	20521.01	7.86	39421.29	33718.81	14.47
二层	24220.36	22565.37	6.83	42560.61	36954.29	13.17
一层	25173.20	23667.64	5.98	44276.45	38464.43	13.12

表 4 上部结构各层的最大水平地震剪力 (土性不同)

Table 4 Maximum horizontal seismic shear of each floor (different foundation stiffnesses)

位置	0.4G 土性			0.6G 土性		0.8G 土性		2.0G 土性	
	刚性地基/N	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%
七层	5116.36	4607.84	9.94	4599.36	10.10	4585.23	10.38	4686.94	8.39
六层	10638.89	9559.89	10.14	9531.69	10.41	9501.35	10.69	9758.71	8.27
五层	15379.89	13999.04	8.98	13987.32	9.01	13937.53	9.38	14162.46	7.92
四层	19342.62	17763.96	8.16	17755.48	8.21	17682.98	8.58	17914.40	7.38
三层	22271.86	20625.75	7.39	20623.76	7.40	20573.96	7.62	20812.84	6.55
二层	24220.36	22641.73	6.52	22655.66	6.46	22615.89	6.62	22846.12	5.67
一层	25173.20	23766.20	5.59	23764.22	5.60	23722.24	5.76	23929.16	4.93

表 5 上部结构各层的最大水平地震剪力 (上部结构刚度不同)

Table 5 Maximum horizontal seismic shear of each floor (different structure stiffnesses)

位置	C30			C50		
	刚性地基/N	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%	刚性地基/N	土 - 结构相互作用体系/N	相对刚性地基折减/%
七层	5001.70	5066.70	-1.30	6225.28	4286.77	31.14
六层	10407.48	10527.60	-1.15	12967.10	8927.24	31.15
五层	15304.14	15362.65	-0.38	18810.67	12974.28	31.03
四层	19419.28	19299.43	0.62	23392.77	16285.20	30.38
三层	22516.17	22192.03	1.44	26706.93	18862.27	29.37
二层	24612.09	24208.70	1.64	28906.31	20696.59	28.40
一层	25642.60	25287.67	1.38	29981.96	21697.14	27.63

4.2 参数分析

4.2.1 土性变化

场地土条件对地震影响显著, 场地土条件包括土层的分布结构和各土层的动力性能, 两者构成了土层条件的基本因素。以试验场地的实际土层为基础, 假设土层动剪切模量  $G$ , 考虑到试验场地较硬, 进行土性变化分析时, 将土体的动剪切模量分别乘以 0.4,

0.6, 0.8, 1.0, 2.0 倍 (下文分别将其数值结果记为 0.4G, 0.6G, 0.8G, 1.0G, 2.0G) 进行了 EL Centro 波的 0.70 m/s<sup>2</sup> 加速度峰值输入下的地震反应分析。表 4 给出了各种土性条件下结构每层的最大剪力值以及同刚性地基条件下计算值的比较。根据表 4 中结果可得每层剪力折减随土性变化情况, 如图 8 所示。可以看出:

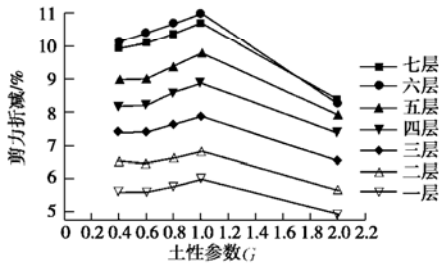


图8 结构各层水平地震剪力折减随土性参数变化

Fig. 8 Relationship between reduction of horizontal seismic shear and foundation stiffness

(1) 各土性条件下,上部结构按土-结构相互作用体系计算的各层的最大剪力均小于刚性地基下的相应剪力值,表明了土-结构动力相互作用效应的存在。

(2) 上部结构的剪力折减量在结构底部要小一些,而在结构顶部剪力折减量要更大一些。对于本文这一体系,总体上剪力折减大致按照上部结构层数由下往上逐渐增大的趋势。

(3) 场地土由硬变软时,上部结构各层的剪力折减并不是完全由小变大的。本模型结构的分析中,场地土的土性由 2.0G 情况软化到 1.0G 情况时,结构各层的剪力折减均明显增大,但土性从 1.0G 情况逐渐软化到 0.4G 情况时,结构各层的剪力折减是减小变化的。这是由于本文模型的上部结构较柔,一旦地基变软弱时,上部结构的地震反应反而变得强烈。

4.2.2 上部结构刚度变化

通过改变结构的混凝土强度等级改变上部结构刚度。试验模型的混凝土为 C40 强度等级,改变混凝土强度等级为 C30, C50 的情况进行了 EL Centro 波的 0.70 m/s<sup>2</sup> 加速度峰值输入下的地震反应分析,并同相应刚性地基的结构地震反应结果进行了比较,将 C30, C40, C50 混凝土强度等级下的数值结果分别记为 C30, C40, C50。表 5 给出了结构每层的最大水平地震剪力值以及与刚性地基下计算值的比较,其中 C40 条件下的各层剪力折减在表 3 中已给出。根据表 5 可得每层剪力折减随上部结构刚度变化,如图 9 所示。

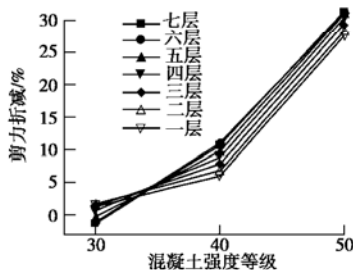


图9 结构各层水平地震剪力折减随上部结构刚度变化

Fig. 9 Relationship between reduction of horizontal seismic shear and structure stiffness

由表 5 和图 9 可以看出:

(1) 在 C30 条件下,上部结构五层、六层、七层的剪力考虑土-结构动力相互作用后反而变大,表明考虑这一相互作用效应后,结构的地震反应反而增大,因此并不能简单地认为考虑土-结构动力相互作用后对结构的抗震是有利的。

(2) 随着上部结构刚度的增强,结构各层剪力折减增大,而且剪力折减的增大变化较为显著。说明上部结构刚度加强,即上部结构刚度相对于地基刚度增大时,上部结构各层的剪力折减也显著增大。

(3) 在上部结构刚度变化的几种情况中, C40 和 C50 条件下结构各层的剪力均存在折减,且剪力折减在结构底部要小一些,而在结构顶部剪力折减要更大一些。但 C30 条件下,结构底部存在一定的折减,而结构顶部却出现了剪力增大的现象。

5 结 语

对于本文的这一 II 类场地上的结构,目前规范中的相关条文认为其动力相互作用效应不予考虑,但计算分析表明,动力相互作用效应在有些情况下依然明显,可予以适当考虑。此外,结构各楼层水平地震剪力的折减也是不等的,数值结果表明有工况下结构水平地震剪力底部折减小,顶部反而折减更大,且楼层水平地震剪力折减随层数的变化并不是简单的线性变化,图 10 给出的忽略重力模型时四种地震动输入下的各楼层水平地震剪力折减随层数的变化清楚地说明了这一点。当然,由于地基与结构动力相互作用问题的复杂性,要想在抗震设计中更合理地考虑这一相互作用效应,还需进行更全面和深入的试验与理论研究。

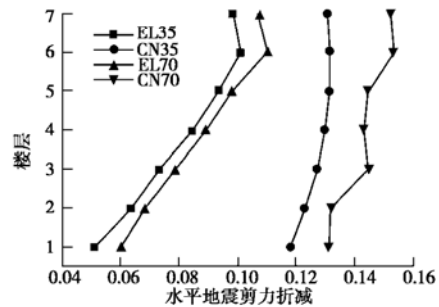


图10 结构各层水平地震剪力折减变化

Fig. 10 Reduction of horizontal seismic shear

参考文献:

[1] WOLF J P. Dynamic soil-structure interaction[M]. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1985.

[2] YAZDCHI M, KHALILI N, VALLIAPPAN S. Dynamic soil-structure interaction analysis via coupled finite-element

- boundary-element method[J]. *Soil Dynamic and Earthquake Engineering*, 1999, **18**(7): 499 - 517.
- [3] 陈波, 吕西林, 李培振, 等. 用 ANSYS 模拟结构-地基动力相互作用振动台试验的建模方法[J]. *地震工程与工程振动*, 2002, **22**(1): 126 - 131. (CHEN Bo, LÜ Xi-lin, LI Pei-zhen, et al. Modeling of dynamic soil-structure interaction by ANSYS program[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2002, **22**(1): 126 - 131. (in Chinese))
- [4] 陈波, 吕西林, 李培振, 等. 均匀土 - 桩基 - 结构相互作用体系的计算分析[J]. *地震工程与工程振动*, 2002, **22**(3): 91 - 99. (CHEN Bo, LÜ Xi-lin, LI Pei-zhen, et al. Computational analysis of dynamic homogeneous soil-pile-structure interaction[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2002, **22**(3): 91 - 99. (in Chinese))
- [5] 王海东. 地基 - 桩(筏) - 上部结构动力相互作用分析与大比例模型试验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2005. (WANG Hai-dong. The analysis and dynamic soil-pile(raft)-superstructure interaction and test research on large-model of soil-pile(raft)-frame structure[D]. Changsha: Hunan University, 2005. (in Chinese))
- [6] 廖振鹏. 工程波动理论导论[M]. 北京: 科学出版社, 2002. (LIAO Zhen-peng. Introduction to wave motion theories in engineering[M]. Beijing: Science Press, 2002. (in Chinese))
- [7] 刘晶波, 吕彦东. 结构 - 地基动力相互作用问题的一种直接方法[J]. *土木工程学报*, 1998, **31**(3): 55 - 64. (LIU Jin-bo, LÜ Yan-dong. A direct method for analysis of dynamic soil-structure interaction[J]. *China Civil Engineering Journal*, 1998, **31**(3): 55 - 64. (in Chinese))
- [8] 卢华喜. 成层地基 - 桩基 - 上部结构动力相互作用理论与试验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2006. (LU Hua-xi. Theoretical analysis and test research on dynamic layered soil-pile-structure interaction[D]. Changsha: Hunan University, 2006. (in Chinese))
- [9] 王满生, 周锡元, 胡聿贤. 桩土动力分析中接触模型的研究[J]. *岩土工程学报*, 2005, **27**(6): 616 - 620. (WANG Man-sheng, ZHOU Xi-yuan, HU Yu-xian. Studies on contact model of soil-pile dynamic interaction[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2005, **27**(6): 616 - 620. (in Chinese))
- [10] 武芸. 大比例土 - 桩基 - 框架模型动力相互作用试验模拟分析[D]. 长沙: 湖南大学, 2005. (WU Yun. The simulation and analysis of large scale soil-pile raft foundation-frame model for dynamic interaction[D]. Changsha: Hunan University, 2005. (in Chinese))

## 岩土工程数值方法与高性能计算学术研讨会通知

岩土工程数值方法与高性能计算学术研讨会暨中国岩石力学与工程学会岩体物理与数学模拟专委会年会将于 2007 年 8 月 18~20 日在大连隆重举行!

本次会议由中国岩石力学与工程学会岩体物理与数学模拟专业委员会主办, 大连理工大学、大连大学承办, 和《岩石力学与工程学报》协办。

### 一、会议专题

- (1) 岩体非线性力学模拟及数值分析方法
- (2) 复杂岩体结构大规模精细物理与数值仿真分析技术
- (3) 高性能并行分析技术
- (4) 数值分析与工程设计
- (5) 物理试验与数值试验
- (6) 大型商用岩土工程软件应用交流
- (7) 民族软件发展与战略
- (8) 相关研究

### 二、征文要求

会议将出版论文集, 会议期间评选的优秀论文将在《岩石力学与工程学报》正式发表。论文请按照《岩石力学与工程学

报》征稿要求撰写, 一般不超过 4 页(含图)。

若只参加会议交流, 仅需提交符合大会主题的研究成果、评论等(可以是已经发表的文章)。但是如果参加优秀论文评选并在《岩石力学与工程学报》正式发表, 则要求为未公开发表的论文, 稿件页数可以适当增加。

### 三、重要日期

- 2007 年 5 月 30 日: 提交论文摘要截止日;  
2007 年 7 月 15 日: 提交论文全文截止日;  
2007 年 8 月 20 日: 评审优秀论文, 会后通知作者  
[www.mechsoft.cn](http://www.mechsoft.cn)

### 四、联系人

- 刘耀儒(论文提交)  
电话: 010-62781760, 010-62784500  
E-mail: liuyaoru@tsinghua.edu.cn  
林燕秋(会务)  
电话: 0411-62787255, 0411-87403606  
E-mail: rfap@mechsoft.cn  
欢迎踊跃投稿!

(大会组委会)