

考虑地基土体参数空间变异性隔震结构的 SSI 效应可靠性分析

方泓杰¹, 刘禹彤², 张丰宇¹, 吴应雄¹

(1. 福州大学土木工程学院, 福建 福州 350108; 2. 深圳市华阳国际工程设计股份有限公司, 广东 深圳 518000)

摘要: 土体弹性模量的空间变异性不仅影响输入地震波的特性, 考虑 SSI 效应后还会增加隔震结构动力响应的随机性, 影响结构的可靠度。为探究土体弹性模量的空间变异性对隔震结构地震动力响应的影响, 将随机场模拟技术与有限元分析结合, 实现基于蒙特卡罗模拟的动力“非侵入”随机有限元计算。以典型大底盘隔震结构振动台试验为例, 进行确定性与随机有限元分析, 计算结构相关响应参数, 并使用 AIC (Akaike Information Criterion) 准则判定响应参数的最优边际分布。结果表明: 考虑土体参数空间变异性后, 不均匀软土对低频率地震波幅值的放大效应比均质软土更加明显, 傅氏谱的峰值增大约 14.2%, 且谱值分布整体向低频集中; 确定性分析低估了 SSI 效应对隔震结构隔震层加速度的放大作用及隔震层以上楼层的位移响应; 经 AIC 准则检验, 使用正态或对数正态分布描述数据的分布并不总是可靠的, 需判定最优的拟合边际分布, 从而为结构隔震提供更加合理的设计依据。

关键词: 层间隔震; SSI 效应; 地基空间变异性; 随机有限元法

中图分类号: TU352.12; TU317.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2023)05-1380-10

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2023.05.022

引言

考虑桩-土-结构相互作用 (SSI 效应) 时, 地基土体特性对于结构动力响应的影响不容忽视, 其主要体现在土体对地表峰值加速度的放大^[1]及系统自振周期的延长^[2]两方面。由于复杂的地质过程和荷载历史的影响, 天然土体参数往往展现出显著的空间变异性^[3-4]。Wang 等^[5]、Hu 等^[1]在分析场地效应时都指出土体参数空间变异性对地震波特性的影响显著, 确定性分析低估了地面峰值加速度的大小, 且 Wang 等^[5]指出确定性分析对 SSI 效应的评估并不总是可靠的。近年来, 虽然土体参数的空间变异性可以在试样制备时表征, 如 Pua 等^[6]结合随机场与 3D 打印制备了具有液限空间变异性的黏土体。然而, 考虑到试验过程中难以制备大量空间变异性的土体以及昂贵的时间和制造成本, 采用数值模拟方法对土体空间变异性影响下的 SSI 效应进行可靠性分析是十分有必要的。

对于隔震结构 SSI 效应的研究, 目前多为基于振动台试验及数值模拟的确定性分析, 即假设土体参数空间恒定。杜东升等^[7]基于群桩-土地基的标

准实验, 采用改良的 Penzien 模型计算地基阻抗, 得到了群桩作用下 SSI 体系的响应规律。结果表明相较于刚性地基, 隔震结构的竖向构件损伤增加。于旭等^[8]利用有限元方法 (FEM) 对桩-土-钢框架隔震结构进行了地震反应分析, 结果表明土体参数对 SSI 效应有显著的影响, 基于刚性地基假定可能会低估结构的动力响应。此外, 刘伟庆等^[9]、陈跃庆等^[10]通过振动台试验研究了不同土地基对隔震结构 SSI 效应的影响, 得出软土地基将会延长结构的自振周期, 并使隔震效果有所降低。Zhuang 等^[11-12]、于旭等^[13]开展了基础隔震结构振动台试验, 表明不同的地基条件不仅影响结构的加速度、位移峰值, 且会使基础及隔震层间产生明显的转动。吴应雄等^[2]、许立英等^[14]利用隔震结构振动台试验, 研究了不同特性地震波、多层地基土体对 SSI 效应的影响, 发现软弱夹层地基对近场脉冲地震动具有明显放大和滤波效应, 减震效果变差、体系发生失效破坏。

以上研究从不同场地特性及地震波特性多方面考虑了 SSI 效应对隔震结构的影响, 较好地反映了结构的动力响应规律, 并指出了土体参数、地基土层分布对地震场地效应及结构 SSI 效应具有显著影响。但以上试验或数值模拟均为基于均质土体参数

收稿日期: 2022-04-14; **修订日期:** 2022-07-12

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51778149); 中国地震局工程力学研究所基本科研业务费专项 (2021D03); 福建省建设科技研究开发项目 (2020, 2021)。

尺寸和属性;梁柱截面使用B31单元模拟,钢楼板采用壳单元模拟。桩基承台、地基土体采用三维实体C3D8R单元建立。

模型中选用的钢材为Q235B,双折线强化模型用于模拟钢材的性能:屈服强度标准值为235 MPa,弹性模量为 2.06×10^5 MPa,密度为 7850 kg/mm^3 ,泊松比取0.3,屈服后的刚度系数为0.01。混凝土强度等级为C30~C35,采用塑性损伤模型,应力-应变曲

线根据《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)进行计算,其相关参数如表1所示。

振动台试验地基土为粉质黏土,分层(15 cm/层)填装进试验土箱,通过人工加水调节控制土体的含水率,电动冲击泵压实控制土体的密实度,保证土体性质的均匀,实测含水率为31%~35%。模型地基土采用Mohr-Coulomb本构进行模拟。其物理力学参数均由土工试验测得,实测数据如表2所示。

表1 混凝土本构相关参数

Tab. 1 Constitutive parameters of concrete

密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	弹性模量 E/MPa	泊松比 μ	膨胀角 $\psi/(\text{°})$	偏心率	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	黏性系数
2500	3×10^4	0.2	30	0.10	1.16	0.667	0.005

注: σ_{b0} 和 σ_{c0} 分别为双/单轴受压极限强度比; K_c 为不变量应力比。

表2 地基土参数

Tab. 2 Parameters of foundation soil

土厚/m	密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	黏聚力 c/kPa	摩擦角 $\varphi/(\text{°})$	泊松比 μ	弹性模量 E/MPa	塑限	液限	塑性指数 I_p	液性指数 I_L
1.2	1780	21	15	0.35	20	19.05%	40.91%	21.85	0.635

上部钢框架数值模型的梁、柱、板单元组装时采用共节点处理;桩基和承台与土体之间采用法向“硬接触”,切向接触采用库伦摩擦模型;上部结构与承台表面接触点设置绑定约束。地基土四周边界设置三维等效黏弹性单元^[22]。模型的附加配重采用增大

楼板密度方式施加,地震波沿模型底部激振方向以加速度方式输入。模型下部底盘与上部塔楼之间的隔震支座采用ABAQUS中的笛卡尔连接单元(Cartesian connector)和Align旋转连接单元进行模拟,隔震支座参数如表3所示。

表3 隔震支座参数

Tab. 3 Parameters of isolation bearings

型号	剪切模量/ MPa	内部橡胶层厚度	内部钢板厚度	屈服前刚度/ ($\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$)	屈服后刚度/ ($\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$)	屈服力/ N	水平刚度/($\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$)	
							$\gamma=50\%$	$\gamma=100\%$
LRB70	0.392	1.6 mm×10层	2 mm×9层	1071	89	160	103	91

1.3 地震波选取

本文选取输入地震动主要从频谱特性、地震持时、特征周期等几方面综合考虑,选取太平洋数据库中的El Centro波,最大峰值加速度为0.348g,地震动采用单向(X向)输入,按照0.2g的峰值进行加载,对应8度设防地震,持续时间为15.682 s,输入间隔为0.0058 s,地震动加速度时程曲线如图3所示。

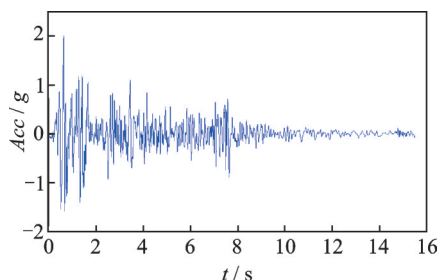


图3 地震波时程曲线

Fig. 3 Time-history curve of seismic wave

El Centro波的特征周期为0.52 s,与本次桩土结构模型自振周期0.49 s接近;从频谱特性来看地震波能量在该周期附近较为集中,有利于对结构动力响应的观测。

2 土体参数空间变异性的模拟技术

2.1 随机场实现方法

随机场理论^[14]常用于表征土体参数的空间变异性。Wang等^[5]在分析场地效应时,通过建立无关联的摩擦角、黏聚力、含水量以及剪切模量(G)二维随机场,发现土体剪切模量的不确定性对地震波特性及结构的SSI效应的影响最为显著。此外,土体泊松比的变异性通常忽略不计^[3]。考虑到弹性模量和剪切模量二者的对应关系 $E = \frac{G}{2(1+\mu)}$,为研究土

体参数空间变异性对隔震结构的动力响应影响,限于篇幅,将桩-土-结构系统中地基土体的弹性模量进行离散,建立三维随机场。在本文中,由于仅考虑了土体弹性模量, E 的空间变异性采用三维的单变量随机场进行表征。参考文献[23],用一个指数型自相关函数(ACF)描述 E 的自相关性:

$$\rho(\tau_x, \tau_y, \tau_z) = \exp \left[-2 \sqrt{\left(\frac{\tau_x}{\theta_h}\right)^2 + \left(\frac{\tau_y}{\theta_h}\right)^2 + \left(\frac{\tau_z}{\theta_v}\right)^2} \right] \quad (1)$$

式中 τ_x, τ_y 和 τ_z 分别为两点间沿 X 轴, Y 轴和 Z 轴的相对距离; θ_h 和 θ_v 分别为沿水平和竖直方向上的波动范围。波动范围越大,土体的自相关性越强,变异性越弱。当 ACF 确定后,一个自相关矩阵 C ($n_e \times n_e$) 如下式所示:

$$C = \begin{bmatrix} 1 & \rho(\tau_{x_{12}}, \tau_{y_{12}}, \tau_{z_{12}}) & \cdots & \rho(\tau_{x_{1n_e}}, \tau_{y_{1n_e}}, \tau_{z_{1n_e}}) \\ \rho(\tau_{x_{21}}, \tau_{y_{21}}, \tau_{z_{21}}) & 1 & \cdots & \rho(\tau_{x_{2n_e}}, \tau_{y_{2n_e}}, \tau_{z_{2n_e}}) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \rho(\tau_{x_{n_e 1}}, \tau_{y_{n_e 1}}, \tau_{z_{n_e 1}}) & \rho(\tau_{x_{n_e 2}}, \tau_{y_{n_e 2}}, \tau_{z_{n_e 2}}) & \cdots & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中 $\rho(\tau_{x_j}, \tau_{y_j}, \tau_{z_j})$ 为任意两点间的自相关系数; n_e 为模型中元素的数量,即沿 X 轴, Y 轴和 Z 轴方向各元素数量的乘积。然后利用 Cholesky 分解技术分解自相关矩阵:

$$C = LL^T \quad (3)$$

式中 L ($n_e \times n_e$) 为下三角矩阵。

接下来,模拟一个独立的标准正态分布向量 U ($n_e \times 1$) 相应的标准高斯随机场 H , 如下式所示:

$$H^{SG} = LU \quad (4)$$

式中 上角标“SG”为标准高斯。

最终,通过等概率变换,非高斯随机场如下式所示:

$$H^{NG} = F^{-1}\{\Phi(LU)\} \quad (5)$$

式中 上角标“NG”为非高斯; $F^{-1}(\cdot)$ 为土体参数边际累积分布的逆函数; $\Phi(\cdot)$ 为标准正态分布的累积分布函数。

2.2 三维随机场模型建立

根据文献[16],黏土体参数的水平和竖直波动范围通常为 $10 \sim 92.4$ m 和 $0.1 \sim 8.0$ m。本文中,水平和竖直波动范围分别取 10 m 和 0.2 m。 E 的变异系数设为 $0.5^{[24]}$ 。图4显示了典型的 E 的三维随机场。可以看出 E 沿竖直方向变异明显,具有明显的成层性。这主要与模型的尺寸以及土体空间变异性在竖直方向

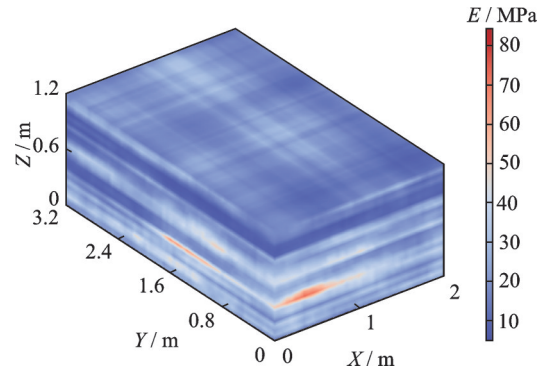


图4 典型的土体弹性模量随机场

Fig.4 Typical realizations of soil elastic modulus random fields

上的波动范围的大小有关。此外,由于土体试样在制备过程中是分层压实的,较小的竖直波动范围可以更好地表征试样在压实过程中的不确定性。

2.3 技术路线

采用随机有限元法分析隔震结构动力响应的基本流程如图5所示。

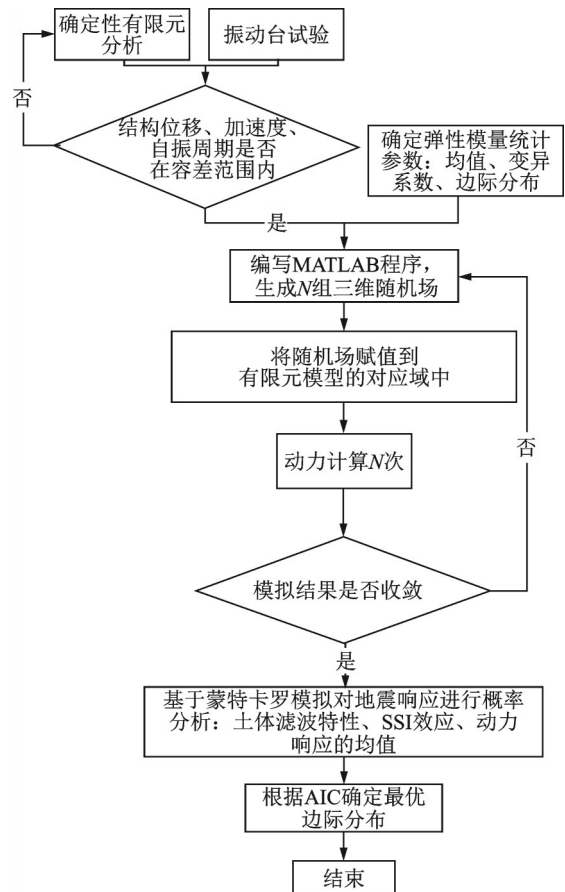


图5 随机有限元地震响应分析流程图

Fig.5 Flow chart of random finite element seismic response

首先确定桩-土-隔震结构模型的准确性,即通过 ABAQUS 建立确定性有限元分析模型,将计算结果与试验实测结果做比较,当结构位移、加速度、

自振周期在容差范围内,则认为有限元模型是合理的。再确定土体弹性模量的均值、变异系数与边际分布,通过MATLAB自编程序生成 N 组三维随机场,其中随机场网格大小与有限元网格大小一致。然后将随机场按单元坐标中点赋值到对应有限元模型地基土单元中进行动力计算。在每次模拟结束后,输出各楼层位移与峰值加速度等参数,判断蒙特卡罗模拟 N 次后响应参数是否收敛,当结果收敛时则停止计算。最后,根据所有模拟的楼层位移与加速度数据,利用AIC准则,判断其最优的边际分布,从而实现隔震结构SSI效应的可靠性分析。

3 试验及确定性分析

3.1 振型及自振周期

图6展示了隔震结构在均质软土地基 X 方向一阶振型,隔震结构的主要位移响应以 X 方向及绕 Z 轴的转动为主,侧向位移主要集中在隔震层位置,符合隔震结构的变形特征。桩-土-隔震结构系统的试验实测自振周期为0.492 s,通过ABAQUS模态分析得到的系统自振周期为0.480 s,误差仅为2.5%。说明本文所采用的有限元模型能够较好地还原结构系统的动力特性。

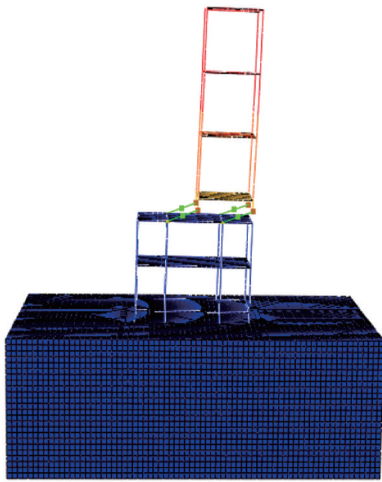


图6 X 方向一阶振型

Fig. 6 First-order mode shape in X direction

3.2 楼层加速度放大系数、位移对比

不同参数分布地基土表面的加速度略有差异,因此引入加速度放大系数描述楼层加速度规律,定义为:

$$\lambda = \frac{a_s}{a} \quad (6)$$

式中 a_s 为楼层加速度响应峰值; a 为结构基底加速度响应峰值。

对比分析如图7所示的加速度放大系数曲线可知,有限元模拟的各楼层加速度放大系数与振动台试验结果沿层高具有相同的分布特征,结构的隔震效果被较好地还原。加速度最大值位于第3层,试验实测加速度放大系数为1.41,有限元模拟结果为1.60,两者在数值上存在一定差距。除第3层以外,其余各层数值模拟结果与实测结果误差均在5%以内。这表明建立的桩-土-承台有限元模型能有效地反映体系的加速度响应规律。

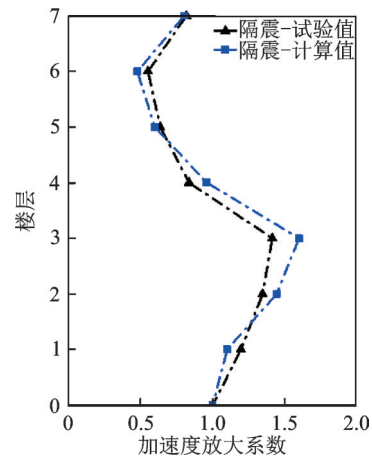


图7 试验-数值加速度放大系数对比

Fig. 7 Comparison of acceleration amplification factors between experimental and numerical analyses

图8显示了试验与数值模拟的楼层位移对比。隔震层(第2层)以下有限元模型模拟的楼层位移结果与实测结果一致性高,在隔震层以上计算值略小于实验实测得到的楼层位移,误差约为5.9%。虽然数值上有微小偏差,但实验与数值模拟的位移响应随层高的发展趋势较为一致,能够反映体系的位移动力响应。

综上所述,数值模拟与振动台试验的误差较小,

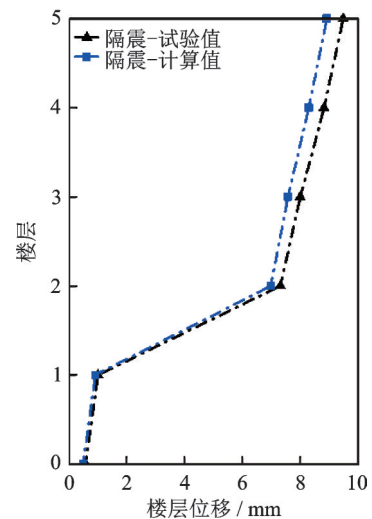


图8 试验-数值楼层位移对比

Fig. 8 Comparison of story displacements between experimental and numerical analyses

自振周期、振型符合隔震结构的特点且楼层加速度、位移的有限元计算结果与试验实测值吻合度较高。综合结构体系的自振特性、加速度及位移动力响应,所建立的有限元模型能够较好地反映隔震结构软土地基上的动力响应,可以将其用于接下来的随机有限元分析。

4 随机有限元计算结果分析

4.1 收敛性分析

由于随机有限元法往往与蒙特卡罗模拟相结合对研究对象进行概率分析^[17],因此一个合适的模拟次数对其而言非常重要。当模拟次数较少时,它将不能提供合理可靠的结果。然而当模拟次数较多时,则计算非常耗时,尤其对于三维分析。该模型在使用 8 核的 AMD 处理器,8 G RAM 的计算机计算时,每一次的计算时间大约为 4.5 h。考虑到计算效率和准确性,选用了 100 组蒙特卡罗模拟结果进行分析。

本文以楼层位移为对象,根据其平均值和标准差随模拟次数的收敛性来确定模拟次数,如图 9 所示。

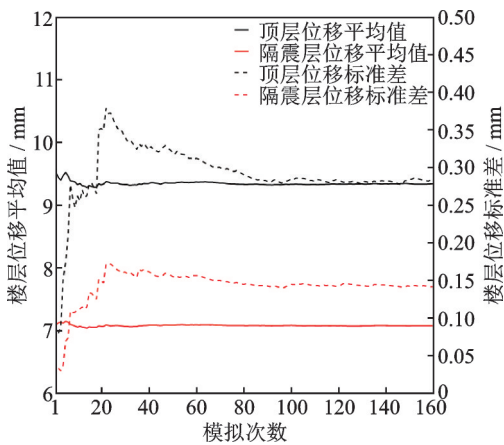


图 9 楼层位移平均值和标准差随模拟次数的变化趋势
Fig. 9 Mean of story displacement and its standard deviation pin related to the number of simulations

在图 9 中,顶层和隔震层位移的平均值与标准差均随模拟次数的增大逐渐趋于稳定。当模拟次数大于 80 时,顶层位移的平均值和标准差分别趋近于 9.33 和 0.26 mm。隔震层位移的平均值和标准差分别趋近于 7.08 和 0.13 mm。考虑到计算结果的可靠性以及计算效率,蒙特卡罗模拟次数设置为 100。其中,对于每次模拟,计算时间约为 3.5 h。

4.2 地基土放大及滤波效应

图 10 给出了土-隔震结构体系振动台台面 A0

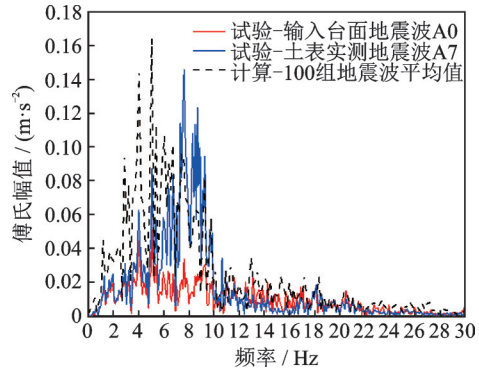


图 10 傅里叶谱对比

Fig. 10 Fourier spectrum comparison

测点与土表 A7 测点的傅氏谱,以及 100 组与 A7 测点相同位置随机模拟均值的傅氏谱。对比试验中测点 A0 与 A7 的傅氏谱,地震波经过软土地基后,中、低频部分(4~10 Hz)的谱值增大,而高于 10 Hz 的分量则被过滤^[2]。

考虑土体空间变异性后,保证土体的平均弹性模量为 20 MPa 的情况下,地表加速度的傅氏谱在 2~5 Hz 均有明显增大。100 组的平均模拟结果表明,不均匀软土对低频率地震波幅值的放大效应比均质软土更加明显,傅氏谱的峰值增大约 14.2%,且谱值分布整体向低频集中。试验所选 El Centro 地震波经过软土滤波后,具有丰富的低频能量,对超高层、隔震结构等长周期结构影响较大。

这一现象可以从波的传递理论来解释,即地基土根据随机场理论进行模拟后,可以看作为许多性质不同的单元组成的传播介质。相较于均匀土体,它在一定程度上会增加波在土体中的散射、折射。低频率的地震波周期长,在相同介质中的波长相较于高频波尺度更大。单元界面、介质性质小尺度的变化对地震波中波长大的低频部分影响较小,而高频波受到单元介质不均匀影响更大。根据文献[2]的试验,由于软土地基本身具有放大地震波的中、低频部分,抑制高频部分的特性,加之不均匀土体介质的影响,地震波高频部分受到进一步抑制,低频部分则持续增大,整体频谱曲线向低频部分平移。由图 10 可知,根据弹性模量与剪切波速的关系($E = 2(1 + \mu)\rho V_s^2$),若忽略软土参数的空间变异性,仅参照《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)用覆盖层的等效剪切波速代表场地特性,很有可能低估地基土对地震波中的低频分量的放大效应,如考虑远场长周期地震则放大效应可能会更加明显,造成建筑竖向构件的损伤、破坏,尤其是超高层、隔震等自振周期较长的结构。

4.3 随机有限元结果分析

图11显示了确定性分析与随机有限元分析计算的结构加速度放大系数与楼层位移。灰色曲线代表100组随机有限元计算的结构响应结果,蓝色曲线代表100组随机模拟结果的均值。

通过对比随机模拟与确定性分析结果可知,无论是加速度放大系数还是楼层位移,都表明随机分析所计算的均值与均质地基土上部结构的响应结果十分接近。但对比图11中100组模拟结果随楼层变化的分布,可以明显观察到确定性分析未必总是保守与可靠的。对于加速度放大系数而言,结构第3层(隔震层)的加速度响应为所有楼层加速度响应的峰值,且在不同分析中存在较大的差异性。其中,确定性有限元模拟结果为1.60,而引入随机场后峰值加速度放大系数均值可达1.64,可以看出若采用确定性分析可能会造成基底剪力、层间剪力被低估,从而增大了隔震设计的风险。

对于楼层位移,隔震层以下随机有限元结果与

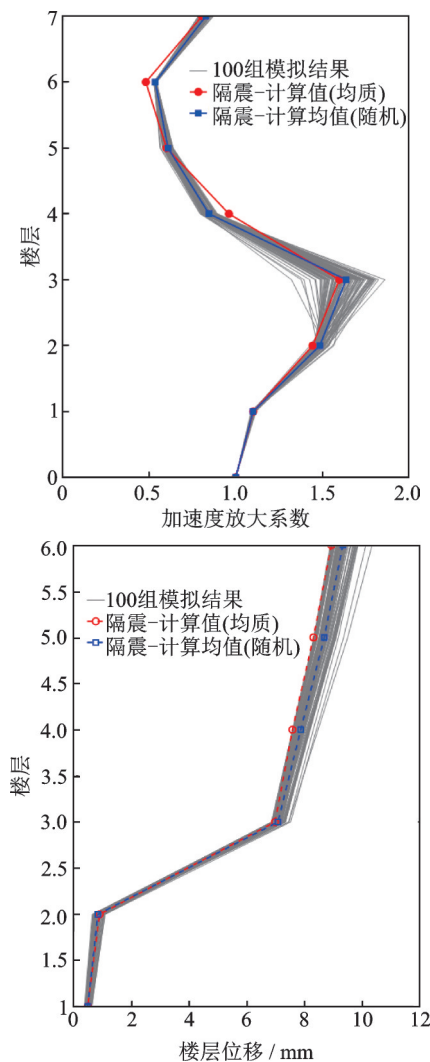


图11 均质、随机模拟与试验响应比较

Fig. 11 Comparison of structure response among homogeneous soils, spatially variable soils, and experiment

确定性分析的位移结果有较高的吻合度,差异主要体现在隔震支座及上部结构的位移响应上。对于隔震支座位移,确定性分析(6.98 mm)略小于随机模拟的平均值(7.08 mm)。此外,顶层峰值位移也表现出一定的差异,均质土有限元模型分析结果为8.93 mm,而随机模拟的均值较大为9.33 mm。相较于确定性分析,随机模拟的均值更接近于实验结果(振动台试验实测楼顶相对位移为9.50 mm)。这是由于确定性分析中忽略了土体试样在制备过程中由于人工分层压实造成的不均匀性,及振动台加载过程中土体性质的变化。

正态分布和对数正态分布是两种常用的描述变量统计特征的一维边际分布。根据文献[4],土体参数并不总是正态或对数正态分布的。故本文考虑了四种边际分布:正态、对数正态、耿贝尔和威布尔分布。此外,当变量的实测数据或模拟数据已知时,需要选取拟合数据的最优边际分布。在本文中,AIC准则被用来确定数据的最优边际分布:

$$AIC = -2 \sum_{i=1}^N \ln f(u_i; p, q) + 2k \quad (7)$$

式中 N 为测量的样本数量; k 为参数的个数; u_i 为参数变量; (p, q) 可以利用矩估计基于参数的平均值和标准差计算。其中,AIC值越小,表明拟合数据的边际分布越优。通过式(7),各楼层加速度放大系数与位移的AIC计算值大小如表4所示。

由表4可以看出,对于加速度放大系数,各楼层基本上呈正态分布(如第3,4,5,7层)。对于第6层,加速度放大系数呈对数正态分布,而对于下部两层(第1,2层)则为耿贝尔分布。相较于加速度放大系数,各楼层的位移均呈耿贝尔分布。在土木工程中,正态分布常被用于描述数据的分布,例如边坡的安全系数、混凝土结构可靠度等。然而,当采用AIC准则确定与地基土体空间变异性耦合的SSI效应模拟结果的最优分布时,发现各楼层的动力响应并不总是符合正态分布,如按照正态分布考虑该体系则会影响到可靠度的准确判断及安全系数的设计。因此AIC准则对于复杂体系的可靠度分析是必须的,在实际设计中有助于确定参数的最优分布,从而更加合理地设计结构,确保结构安全可靠。

图12显示了顶层和隔震层加速度放大系数的概率分布。二者均为正态分布,根据累积分布函数(CDF)曲线可得,对于顶层加速度放大系数,在100组模拟中,超过确定性计算值(0.80)的概率为88%。这意味着考虑土体参数空间变异性设计隔震可以降低震后顶层的风险。而在隔震层中,100组模拟结果超过确定性计算值(1.60)的概率为64%。可以发现确定性计算低估了隔震支座以下楼层的加速度反

表 4 各楼层加速度放大系数与位移的 AIC 计算值

Tab. 4 AIC value of acceleration amplification factor and story displacement for each story

楼层	加速度放大系数 AIC 值				楼层	楼层位移 AIC 值			
	正态	对数正态	耿贝尔	威布尔		正态	对数正态	耿贝尔	威布尔
7	-519.75	-519.48	-478.61	-464.46	6	34.13	31.83	20.92	69.64
6	-834.72	-834.74	-799.43	-575.55	5	-4.67	-6.67	-17.15	34.21
5	-538.37	-537.03	-472.03	-514.51	4	-52.61	-54.35	-65.26	-1.94
4	-465.51	-465.23	-473.75	-441.99	3	-101.25	-102.54	-111.18	-34.51
3	-160.42	-158.11	-106.76	-157.53	2	-187.94	-193.69	-195.01	—
2	-449.21	-450.52	-459.47	-357.89	1	-185.33	-191.08	-192.40	—
1	-780.97	-781.36	-789.52	-432.65					

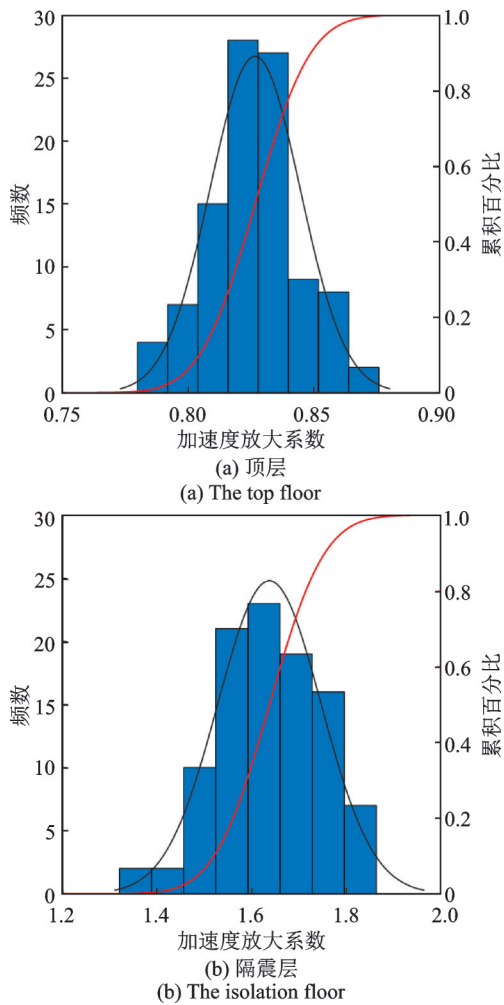


图 12 顶层和隔震层加速度放大系数概率分布

Fig. 12 Probability distribution of acceleration amplification factor of top and isolation floors

应,考虑到加速度与层间、基地剪力的关系,在设计隔震结构底部结构竖向构件抗剪能力时,应当充分考虑土体弹性模量空间变异性所带来的影响,以提高结构的可靠程度。

对于顶层位移,耿贝尔分布的 AIC 值最小,为该组模拟的最优边际分布。根据图 13 的 CDF 曲线可得,蒙特卡罗模拟(平均值 9.33 mm)中超过确定性计算值(8.93 mm)的概率为 97%,仅有 3 组模拟的结果小于确定性分析。结合随机分析

中楼层位移的均值及超过概率的分布,确定性有限元时程分析低估了隔震结构顶层的位移响应,进而可能低估 SSI 体系遭受的震害风险。

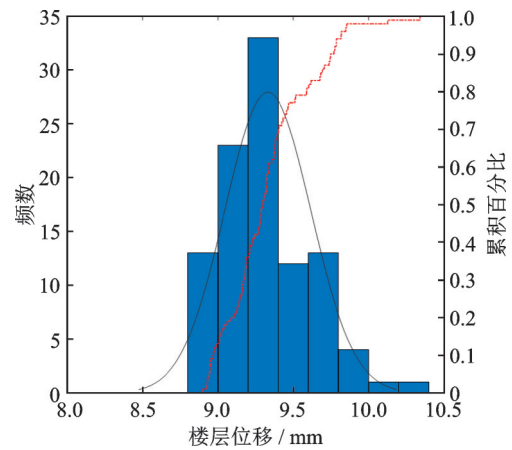


图 13 顶层位移概率分布

Fig. 13 Probability distribution of displacement of top floor

5 结 论

(1)提出了一种利用 MATLAB 和 ABAQUS 二次开发接口进行单元材料属性随机赋值的方法。随机场生成、有限元计算二者相互独立,完成了“非侵入式”随机有限元法的实现,提高了随机有限元计算时的效率、可靠性及稳定性。

(2)不均匀软土对地震波 2~5 Hz 低频部分的放大效应更加明显,傅氏谱的峰值增大约 14.2%,能量分布整体向低频集中,增大隔震、超高层等长周期结构损伤、破坏的概率。

(3)考虑 SSI 效应后,确定性分析低估了隔震结构的加速度、位移响应。引入弹性模量随机场后,100 组模拟隔震层加速度放大系数均值可达 1.64,超过确定性计算值的概率为 64%。忽视土体的空间变异性,会在一定程度上降低结构的可靠程度。

(4)考虑隔震结构动力响应时,需要判定响应结果的最优拟合边际分布,从而为结构隔震提供更加

合理的设计依据。经 AIC 准则检验,隔震结构 1, 2 层加速度放大系数及各楼层的位移均呈耿贝尔分布,使用正态或对数正态分布去描述土木工程中数据的分布并不总是可靠的。

(5)本文未考虑多层土及土层、岩层嵌套及土体其他参数(如摩擦加、黏聚力)所带来的影响,模型所选择的计算工况并不能完全代表真实结构所处场地特性,考虑以上相关变量的可靠度的研究有待进一步开展。

(6)天然地震波的频谱特性、持续时间、特征周期都不尽相同,因此不同特性地震波影响下土体空间变异性对 SSI 效应的影响还有待进一步研究,如远场类谐和、近场脉冲型地震波的输入,进一步结合抗震规范设计反应谱,以期给出更全面的桩土结构体系可靠度评价。

参考文献:

- [1] Hu H, Huang Y. PDEM-based stochastic seismic response analysis of sites with spatially variable soil properties[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2019, 125: 105736.
- [2] 吴应雄, 郑泽炜, 颜桂云, 等. 远场长周期地震动下桩-土层间隔震结构振动台试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2021, 42(12): 11-22.
Wu Yingxiong, Zheng Zewei, Yan Guiyun, et al. Shaking table test of pile-soil inter-story isolated structure under far-field long-period ground motion[J]. *Journal of Building Structures*, 2021, 42(12): 11-22.
- [3] Fang H J, Lai Z Z, Qu C X. Investigation of seismic amplification on soil-structure interaction problems based on a 3D DRM-RFEM framework [J]. *ASCE-ASME Journal of Risk and Uncertainty in Engineering Systems, Part A: Civil Engineering*, 2023, in press.
- [4] Ng C W W, Qu C X, Cheung R W M, et al. Risk assessment of soil slope failure considering copula-based rotated anisotropy random fields[J]. *Computers and Geotechnics*, 2021, 136: 104252.
- [5] Wang F, Sett K. Time domain stochastic finite element simulation towards probabilistic seismic soil-structure interaction analysis[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2019, 116: 460-475.
- [6] Pua L M, Macedo J, Villacreses J P, et al. A homogenization approach to estimate the shear modulus of spatially variable soil materials[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2021, 151: 106970.
- [7] 杜东升, 刘伟庆, 王曙光, 等. SSI 效应对隔震结构的地震响应及损伤影响分析[J]. *土木工程学报*, 2012, 45(5): 18-25.
Du Dongsheng, Liu Weiqing, Wang Shuguang, et al. Effect of soil-structure interaction on seismic response and damage of isolated structures[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2012, 45(5): 18-25.
- [8] 于旭, 宰金珉, 庄海洋. SSI 效应对隔震结构地震响应的分析[J]. *南京航空航天大学学报*, 2011, 43(6): 846-851.
Yu Xu, Zai Jinmin, Zhuang Haiyang. Effects of soil-structure interaction on earthquake response of isolated structure system[J]. *Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics*, 2011, 43(6): 846-851.
- [9] 刘伟庆, 李昌平, 王曙光, 等. 不同土性地基上高层隔震结构振动台试验对比研究[J]. *振动与冲击*, 2013, 32(16): 128-133.
Liu Weiqing, Li Changping, Wang Shuguang, et al. Comparative study on high-rise isolated structure founded on various soil foundations by using shaking table tests [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2013, 32(16): 128-133.
- [10] 陈跃庆, 吕西林, 李培振, 等. 不同土性的地基-结构动力相互作用振动台模型试验对比研究[J]. *土木工程学报*, 2006, 39(5): 57-64.
Chen Yueqing, Lü Xilin, Li Peizhen, et al. Comparative study on the dynamic soil-structure interaction system with various soils by using shaking table model tests[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2006, 39(5): 57-64.
- [11] Zhuang H Y, Jia F, Yu X, et al. Earthquake responses of a base-isolated structure on a multi-layered soft soil foundation by using shaking table tests[J]. *Engineering Structures*, 2019, 179: 79-91.
- [12] Zhuang H, Yu X, Zhu C, et al. Shaking table tests for the seismic response of a base-isolated structure with the SSI effect[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2014, 67: 208-218.
- [13] 于旭, 朱超, 庄海洋, 等. 不同场地多层基础隔震结构振动台试验对比研究[J]. *防灾减灾工程学报*, 2016, 36(5): 758-765.
Yu Xu, Zhu Chao, Zhuang Haiyang, et al. Seismic responses of a base isolated multi-story structure with different soil foundations by shaking table tests[J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2016, 36(5): 758-765.
- [14] 许立英, 吴应雄, 田泓. 长周期地震动下软土地基的偏心基础隔震结构振动台试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2022, 43(8): 1-11.
Xu Liying, Wu Yingxiong, Tian Hong. Shaking table test of eccentric base-isolated structure on soft soil foundation under long-period ground motion[J]. *Journal of Building Structures*, 2022, 43(8): 1-11.

- [15] Ng C W W, Qu C X, Ni J J, et al. Three-dimensional reliability analysis of unsaturated soil slope considering permeability rotated anisotropy random fields[J]. Computers and Geotechnics, 2022, 151: 104944.
- [16] Li D Q, Qi X H, Phoon K K, et al. Effect of spatially variable shear strength parameters with linearly increasing mean trend on reliability of infinite slopes[J]. Structural Safety, 2014, 49(1):45-55.
- [17] Qu C X, Wang G, Feng K W, et al. Large deformation analysis of slope failure using material point method with cross-correlated random fields[J]. Journal of Zhejiang University-SCIENCE A, 2021, 22(11): 856-869.
- [18] Li J H, Tian Y, Cassidy M J. Failure mechanism and bearing capacity of footings buried at various depths in spatially random soil [J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2014, 141 (2) : 04014099.
- [19] Hacıfendioglu K. Transient stochastic analysis of non-linear response of earth and rock-fill dams to spatially varying ground motion [J]. Structural Engineering and Mechanics, 2006, 22(6): 647-664.
- [20] 杨鸽, 朱晟. 考虑堆石料空间变异性的土石坝地震反应随机有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(10): 1822-1832.
- Yang Ge, Zhu Sheng. Seismic slope stability analysis of earth-rockfill dams considering spatial variability of rock-fill materials via random finite element method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(10): 1822-1832.
- [21] 罗博华, 宋志强, 王飞, 等. 考虑覆盖层地基材料空间变异性的沥青混凝土心墙坝地震响应研究[J]. 振动与冲击, 2022, 41(2): 53-63.
- Luo Bohua, Song Zhiqiang, Wang fei, et al. Seismic responses of an asphalt concrete core wall dam considering the spatial variability of overlay foundation materials[J]. Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(2): 53-63.
- [22] 谷音, 刘晶波, 杜义欣. 三维一致粘弹性人工边界及等效粘弹性边界单元[J]. 工程力学, 2007, 24(12): 31-37.
- Gu Yin, Liu Jingbo, Du Yixin. 3D consistent viscous-spring artificial boundary and viscous-spring boundary element[J]. Engineering Mechanics, 2007, 24(12): 31-37.
- [23] Zhu H, Zhang L M. Characterizing geotechnical anisotropic spatial variations using random field theory [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2013, 50(7):723-734.
- [24] Ching J, Phoon K K, Pan Y K. On characterizing spatially variable soil Young's modulus using spatial average [J]. Structural Safety, 2017, 66:106-117.

Reliability analysis of SSI effect of the isolated structure considering spatial variability of foundation soil properties

FANG Hong-jie¹, LIU Yu-tong², ZHANG Feng-yu¹, WU Ying-xiong¹

(1.College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, China;

2.Shenzhen Capol International & Associates Co., Ltd., Shenzhen 518000, China)

Abstract: The spatial variability of soil elastic modulus not only affects the characteristics of input seismic waves but also increases the randomness of structure dynamic response and affects the reliability of structure in terms of considering the SSI effect. In order to explore the influence of the spatially variable soil elastic modulus on the seismic response of isolated structures, the random field simulation technology is combined with finite element analysis to conduct the dynamic "non-intrusive" random finite element calculation based on Monte Carlo Simulation. Taking the shaking table test of a typical large chassis isolation structure as an example, the deterministic and random finite element analyses are carried out. The relevant response parameters of the structure are calculated, and the AIC value is used to determine the best-fit marginal distribution of the response parameters. The results reveal that when the spatial variability of soil is considered, the amplification effect of non-homogeneous soft soil on the amplitude of the low-frequency seismic wave is more obvious than that of homogeneous soft soil. The peak value of the Fourier spectrum increases by about 14.2% and the distribution of spectral value concentrates to low-frequency. The deterministic analysis underestimates the amplification impacts of SSI effects on the acceleration of the isolation layer and the displacement response of floors above the isolation layer. According to the AIC value, it is not always reliable to use normal or lognormal distribution to describe the distribution of data. It needs to determine the best-fit marginal distribution of response parameters, so as to provide a more reasonable design basis for structural isolation.

Key words: inter-story isolation; soil-structure interaction effect; spatial variability of foundation soil; random finite element method

作者简介: 方泓杰(1997—),男,博士研究生。电话:18597718177;E-mail:fanghongjiejj@163.com。

通讯作者: 刘禹彤(1998—),女,本科,工程师。E-mail:liuyt1116@163.com。