

DOI:10.3969/j.issn.1672-1144.2024.05.005

# 考虑地基土体刚度变化的软土地基石 结构地震响应分析

刘永平

(中建富林集团有限公司,福建泉州 362000)

**摘要:** 福建沿海地区部分石结构民宅建立于软弱场地上,而软土地基上的既有石结构抗震加固又缺乏相关研究资料。为探究考虑软土地基的土-结构相互作用(SSI)效应的不同土体刚度条件下既有石结构的动力特性和地震响应,选择有限元软件 LS-DYNA 建立土-结构耦合体系模型和对比的刚性地基模型,进行软土地基石结构地震响应分析。结果表明:软土地基对地震动具有明显的滤波效应和放大效应;地基土体刚度变化改变了石结构楼层破坏顺序;地基土体刚度变化对石结构动力特性和地震响应有显著影响,反应在当土体越软,结构层间位移角越大,加速度响应反而略有减小。

**关键词:** 石结构;软土地基;土-结构相互作用;土体刚度;地震响应

中图分类号: TU363

文献标识码: A

文章编号: 1672-1144(2024)05-0030-08

## Analysis of Seismic Response of Stone Structures of Soft Earth Foundation Considering the Stiffness Change of Foundation Soil

LIU Yongping

(China Construction Fulin Group Co., Ltd., Quanzhou, Fujian 362000, China)

**Abstract:** In the coastal areas of Fujian Province, some stone structures were built on soft ground. Previous studies have shown that the soil-structure interaction (SSI) effect of soft foundation can lead to an increase in the seismic response of structures. In order to investigate the dynamic characteristics and seismic response of existing stone structures with different soil stiffness conditions considering the SSI effect, the finite element software LS-DYNA was used to establish a coupled soil-structure system model and a comparative rigid foundation model. The results show that the soft foundation has a significant filtering and amplification effect on seismic motion; the order of floor collapse in the stone structure may change with changes in the soil stiffness; the soil stiffness change has a significant impact on the dynamic characteristics and seismic response of the stone structure, as evidenced by the fact that the inter-story displacement angle increases as the soil becomes softer, and the acceleration response actually decreases slightly.

**Keywords:** stone structure; soft soil foundation; soil-structure interaction; soil stiffness; seismic response

目前,国内外学者针对软土地基与结构耦合体系的地震响应开展了广泛研究。Luco<sup>[1]</sup>采用弹簧模拟 SSI 效应,建立了相关的简化分析模型,为 SSI 效应理论分析提供了可靠的科学方法。李培振等<sup>[2]</sup>研究发现,上部结构刚度增加会使土-结构相互作用效应的影响更为显著。Kim 等<sup>[3]</sup>指出在软土地基上的刚性结构相较于刚性土体上的柔性结构,SSI 效应更为显著。田兆阳等<sup>[4]</sup>研究发现,在强震作用

下软土地基中浅基础易产生失稳、震陷等破坏。土-结构相互作用的理论分析方法均基于特定假设,以至于结果可能存在较大差别。因此,目前不少学者采用试验研究方法,考虑场地土深度、上部结构与场地土相对刚度差异等因素对地震响应的影响。陈跃庆等<sup>[5]</sup>利用振动台试验研究发现,SSI 体系自振频率较小,土体越软,结构沉降和倾斜越大,且裂缝发展更为显著。曹均峰等<sup>[6]</sup>研究表明,场地表面的

收稿日期:2024-06-11

修稿日期:2024-07-23

基金项目:福建省住房和城乡建设厅科技开发研究项目(2023-B-07;2023-K-47;2022-K-118)

作者简介:刘永平(1976—),男,高级工程师,主要从事土木工程施工等方面工作。E-mail:173406214@qq.com

加速度显著受到软弱土层埋深和厚度的影响。Pitilakis 等<sup>[7]</sup>研究表明,土-基础-结构相互作用对石砌体建筑的动态行为有显著影响,能够改变其自然频率和振动模式。Rayhani 等<sup>[8]</sup>研究发现,土体刚度越小对地震动的放大作用越大,且这种放大作用在低烈度地震时最为显著。

目前针对砌体结构的地震响应研究均是在刚性地基假设条件下进行,未见对考虑 SSI 效应的石砌体结构的研究。因此通过有限元软件建立土-结构耦合体系分离式三维模型,探讨 SSI 效应对石结构地震响应的影响。通过改变地基土体刚度,分析不同土体刚度下石结构的地震响应差异。以期在软土地基上既有石结构的抗震加固提供依据。

## 1 石结构模型建立与参数设置

### 1.1 石结构概况

福建沿海地区建设有大量的石砌体结构民宅,这类民宅的受力构件均由花岗岩制成,包括墙体及楼板、柱、楼梯等构件的部分乃至全部。各种构件通过连接和搭接组成整体结构,其中石墙体的块材砌筑和石墙体与石楼板搭接是通过低强度的黏土混合砂浆湿作业砌筑而成<sup>[9-11]</sup>。通过统计,石砌体民宅有相当一部分建立于沿海的软弱场地之上<sup>[11]</sup>,如图 1 所示。图 1(a)石结构村庄主要位于泉州市及周边沿海地区;而图 1(b)石结构村庄主要位于福州市平潭岛及周边地区。



(a) 石结构村庄1



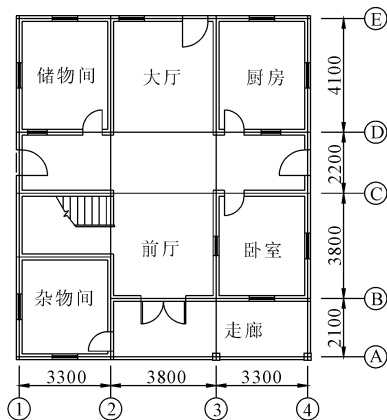
(b) 石结构村庄2

图1 石砌体结构民宅

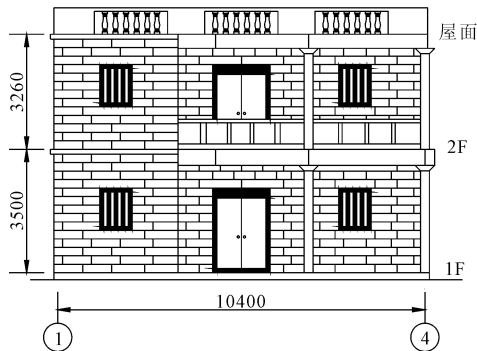
软弱场地的卓越周期较长,当结构位于此类场地上时,土-结构相互作用 (Soil Structure Interaction, 以下简称“SSI”) 会导致整个结构体系的自振周期延长,使其逐渐接近于场地的卓越周期,在地震作用下产生显著的放大效应。同时,软土地基-浅基础体系在地震作用下会出现软土的永久变形,导致上部结构的沉降及破坏<sup>[4]</sup>。因此,研究软土地基上既有石结构的地震响应,对于评估其抗震性能具有重要意义。

### 1.2 模型原型概况

举例选取福建省沿海地区的一栋具有代表性的石结构民宅结构为原型,底层层高为 3 500 mm,二层层高为 3 260 mm。窗洞尺寸为 920 mm × 1 200 mm,门洞尺寸为 1 200 mm × 2 400 mm(入口大门)和 920 mm × 2 400 mm(房间门),房屋平面和正立面如图 2 所示。石墙体为条石砌筑,墙厚为 210 mm,条石尺寸通常为宽度 210 mm × 高度 210 mm × 长度(2~5 倍宽度);石楼板截面尺寸通常为宽度 360 mm × 厚度 140 mm。条石砌筑和石楼板与条石的搭接均是采用低强度的黏土混合砂浆砌筑,砂浆强度等级取为 M1。条石砌筑和石楼板与条石搭接所有灰缝厚度取为 30 mm。以上参数符合既有石结构民宅的实际情况<sup>[3]</sup>。



(a) 平面图



(b) 正立面图

图2 建筑平面和立面图(原型)(单位:mm)

需要说明的是,原结构的外走廊由石柱承重,根据福建省《石结构房屋抗震设计规范》<sup>[12]</sup>中规定,禁止采用石柱作为结构承重构件。在石结构加固改造过程中,此类外走廊必须拆除,替换为现浇钢筋混凝土走廊<sup>[13]</sup>。因此,在简化模型中不考虑外走廊。

为使得研究具有普适性,选择一个两层两跨的简化模型进行研究分析。通过合理选择简化模型的各种参数,使其在动力特性上与原型结构相近。简化模型的建筑平面和正立面如图 3 所示,层高、窗洞及门洞尺寸等设计信息基本与原型建筑保持一致。根据《建筑抗震设计规范》<sup>[14]</sup>和福建省规定以及地质勘察成果<sup>[12]</sup>,福建沿海地区基本抗震设防烈度大多为 7 度(0.1g)或 7 度(0.15g),设计地震分组为第二组或第三组,场地类别为 III 类。

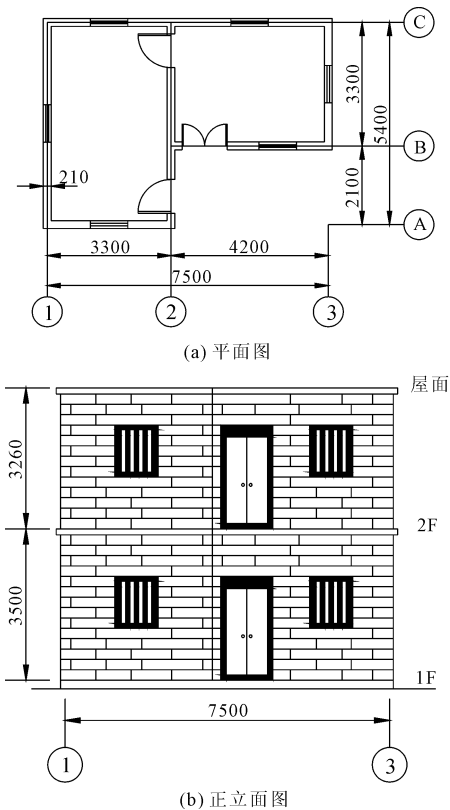


图 3 建筑平面和立面图(简化模型)(单位:mm)

### 1.3 模型建立

研究采用大型成熟的有限元软件 LS-DYNA 建立土-结构耦合体系数值模型。为提高模型计算效率并缩短计算时间,在模拟中忽略条石与石楼板间水平向和竖向灰缝砂浆的几何尺寸,将其直接整合至邻近条石与石楼板中,如图 4 所示。条石原始长度 840 mm,简化后设定为 855 mm;条石原始高度

210 mm,简化后设定为 225 mm;石楼板原始宽度 360 mm,简化后设定为 375 mm。模型采用分离式建模,其中条石与石楼板采用 SOLID 185 实体单元,地基土体采用 SOLID 164 单元。根据有关文献的研究成果<sup>[15]</sup>,考虑计算精度,确定地基土体计算域为水平方向上 10 倍结构横向尺寸,土体深度为 5 倍结构高度,地基土体计算范围取为 70 m × 70 m × 30 m。

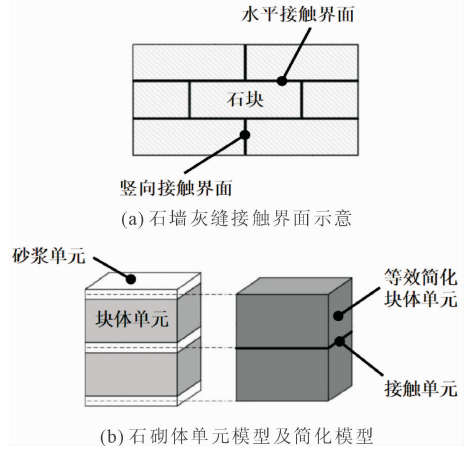


图 4 简化的分离式模型建立原理

#### 1.3.1 上部结构建立

##### (1) 花岗岩材料本构

Holmquist-Johnson-Cook (H-J-C) 本构模型综合考虑大应变、高应变率和高压力效应,可以有效模拟岩石等材料的破裂和变形,准确描述其非线性和损伤过程,故采用 H-J-C 本构模型来描述花岗岩的本构关系。该本构模型由强度模型、损伤模型和状态方程三部分构成<sup>[16]</sup>。H-J-C 强度模型中的强度用规范化等效应力来表征:

$$\sigma^* = \sigma/f_c \leq S_{\max} \sigma^* = [1 + A \ln \varepsilon^*] [B(1 - D) + CP^{*N}] \quad (1)$$

$$\begin{cases} \varepsilon^* = \varepsilon/\varepsilon_0 \\ P^* = P/f_c \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $A$ 、 $B$ 、 $C$ 、 $D$  和  $N$  分别为应变率因子、粘结强度系数、强化因子、损伤指数和强化指数,具体数值由材性试验确定;  $\sigma^*$  为应力比;  $\sigma$  为实际等效应力;  $S_{\max}$  为极限抗压强度比,参考取值为 5.0;  $\varepsilon^*$  为无量纲应变率;  $\varepsilon$  为应变率;  $\varepsilon_0$  为参考应变率;  $P^*$  为无量纲压力;  $P$  为实际压力;  $f_c$  为材料轴心抗压强度。

花岗岩 H-J-C 本构模型具体参数<sup>[17]</sup>,见表 1,且这些花岗岩参数的数值在一定的范围内变化对本文的研究没有影响。

表 1 花岗岩参数(H-J-C 本构)

密度 $\rho_0$ /( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	材料轴心抗压 强度 $f_c/\text{MPa}$	应变率因子 $A$	粘结强度 系数 $B$	强化因子 $C$	极限抗压 强度比 $S_{\max}$	剪切模量 $G/\text{GPa}$
2800	155	0.28	2.5	0.00186	5	32.5
最大拉应力 $T/\text{MPa}$	弹性极限 静水压力 $P_{\text{crush}}/\text{MPa}$	压实极限 静水压力 $P_{\text{lock}}/\text{MPa}$	弹性极限 体积应变 $\mu_{\text{crush}}$	压实极限 体积应变 $\mu_{\text{lock}}$	压力常数 $K_1/\text{GPa}$	压力常数 $K_2/\text{GPa}$
8.5	51	1.2	0.00162	0.012	12	25
压力常数 $K_3/\text{GPa}$	材料断裂时最小 塑性应变 $EF_{\min}$	损伤常数 $D_1$	损伤常数 $D_2$	强化指数 $N$	失效参数 $FS$	
42	0.01	0.04	1	0.79	0.035	

## (2) 接触算法设置

石块间的接触主要包括表面碰撞接触和用于模拟砂浆作用的绑定脱粘接触。为准确模拟石块间的接触和碰撞情况,模拟选择单面接触作为未直接接触石块的接触类型。通过分组创建碰撞石块的集合,真实地模拟石块间的相互碰撞。采用设定绑定脱粘接触来模拟条石和石楼板间的砂浆作用,通过定义法向及切向失效应力来模拟砂浆所受的拉应力和剪应力。当实际应力超过设定值时,能够反映砂浆的破坏和粘结能力的失效,考虑到条石和石楼板表面粗糙度及砂浆老化的影响,此时转变为仅通过摩擦力来承担剪力。砂浆作用接触参数设置<sup>[18]</sup>,见表 2。

表 2 绑定脱粘接触参数设置

构件	摩擦系数	切向失效应力 /MPa	法向失效应力 /MPa
条石	0.70	0.29	0.00
石楼板	0.70	0.00	0.50

## (3) 网格划分和建立模型

综合考虑计算精度并经过多次尝试对比网格尺寸后,将石结构模型的网格尺寸设置为 200 mm,采用 LS-DYNA 中的映射网格进行划分,网格划分效果如图 5 所示。图 6 给出了建立的三维实体模型。

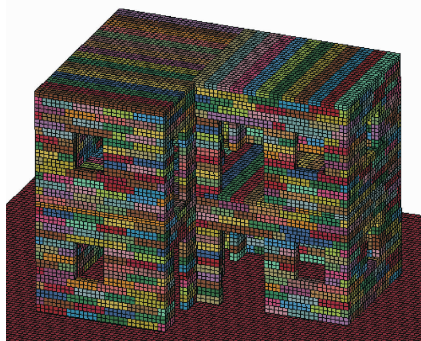


图 5 石结构网格划分

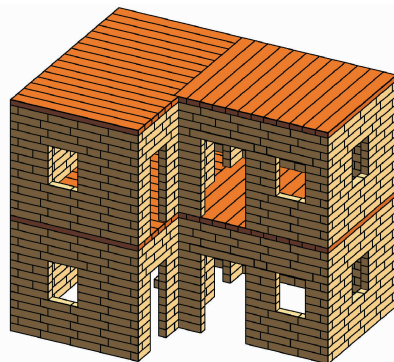


图 6 石结构三维实体模型

## 1.3.2 地基土体建立

### (1) 地基土体本构

Drucker-Prager 模型(简称 D-P 模型)是理想弹塑性模型,其概念清晰且应用广泛,选用其作为地基土体的本构模型<sup>[19]</sup>。D-P 模型屈服表达式为:

$$f = \alpha J_1 + \sqrt{J_2} - \bar{\sigma} / \sqrt{3} \quad (3)$$

$$J_1 = \sigma_{ii} \quad (4)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} \sigma_{ij}^d \sigma_{ij}^d \quad (5)$$

式中: $\alpha$  为屈服面在平面内的斜率,通过内摩擦角  $\varphi$  求得; $J_1$  和  $J_2$  分别为第一和第二应变不变量; $\bar{\sigma}$  为初始屈服应力,通过  $\alpha$  和土体黏聚力  $c$  求得。

$$\sin \varphi = \frac{3\alpha}{\sqrt{1 - 3\alpha^2}} \quad (6)$$

$$c = \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3(1 - 12\alpha^2)}} \quad (7)$$

### (2) 土层参数

参考文献[2]中的Ⅲ类场地土质情况,地基土体土层材料参数设定如表 3。根据《建筑抗震设计规范》<sup>[14]</sup>4.1.5 款,计算得出该软土地基等效剪切波速  $v_s = 147.57 \text{ m/s}$ 。土-结构耦合体系整体建模如图 7。

表 3 土层划分及相应参数

层号	土层	厚度 /m	剪切波速 $v_s$ / $(m \cdot s^{-1})$	密度 / $(kg \cdot m^{-3})$	黏聚力 /kPa	内摩擦角 / $(^\circ)$	体积模量 /MPa
第一层	粉质黏土	3	180.60	1989.80	22	17	140
第二层	粉土	3	200.90	1887.80	29	22	150
第三层	粉质黏土	24	230.80	1989.80	26	17	150

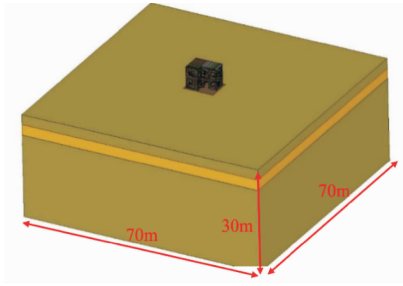


图 7 土-结构耦合体系

### (3) 地基与基础交界面模拟

石结构基础通常采用条形的刚性基础形式,采用同石墙同样的条石砌筑,典型的基础剖面为阶梯型,通常宽度和高度大于 750 mm,如图 8 所示。

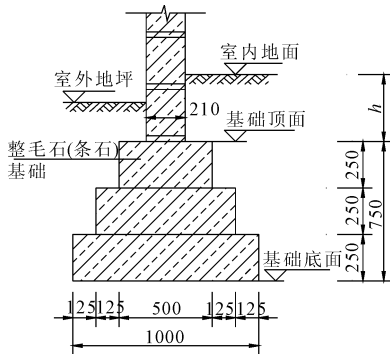


图 8 条形基础剖面示意(单位:mm)

参考文献[20],地基土体与基础交界面选用 LS-DYNA 中所提供的 TDSS 接触,该接触类型为基础与土体之间的相互作用提供了精确的力传递和约束模拟,确保接触界面的应力和位移传递的准确性,增强土-结构耦合体系的整体分析精度和可靠性。土-结构相互作用时土体和基础之间的摩擦系数设定为:静摩擦系数 0.5,动摩擦系数 0.4<sup>[20]</sup>。

### (4) 地基土体边界条件

LS-DYNA 软件中的无反射边界可以吸收边界处的反射地震波,使其不影响到计算区域,从而起到用有限域模拟无限域的效果,因此本文采用三维无反射边界以适应 SOLID164 单元。

### (5) 网格划分

对地基土体进行网格划分时采用渐变网格,其

中网格尺寸范围设定为 150 mm ~ 750 mm。地基土体与结构基础接触区域使用较小的网格尺寸,以提高与结构交互部分的模拟精度,网格尺寸从结构基础向远处逐渐增大,这样确保计算的准确性。

### 1.4 地震动选取

根据原型结构所在地区的场地条件和抗震设防烈度<sup>[16]</sup>,综合考虑地震波的频谱特性等因素,最终选取了三条地震动,其中两条天然波(El-Centro 波和 Taft 波),一条根据目标场地的地质条件和地震响应谱特性,通过地震波合成技术生成的人工波。地震动加速度分别调幅到 55 gal(7 度(0.15g)小震)、70 gal(8 度(0.2g)小震)和 110 gal(8 度(0.3g)小震)。地震动在 X 向、Y 向上双向输入,输入时的两向加速度设置为 1:0.85,持续时间取 10.02 s。

为了消除 FIX 体系与 SSI 体系在进行上部结构响应对比分析时地基土体滤波效应的影响,对于 FIX 体系采用自由场分析中提取的地表地震波加速度时程曲线  $a_{FF}$  作为地震激励输入结构底部。各体系地震动输入方式简易示意如图 9 所示。

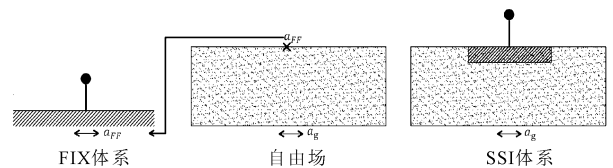


图 9 各体系地震动输入方式简易示意

### 1.5 自由场分析

#### 1.5.1 地基土体滤波效应

为研究地基土体对地震动的滤波效应,对比自由场地基土体表面地表加速度与输入加速度的傅里叶谱。三条地震动作用下自由场地表加速度与输入加速度的傅里叶谱对比相似,故以 El-Centro 为例,如图 10 所示。

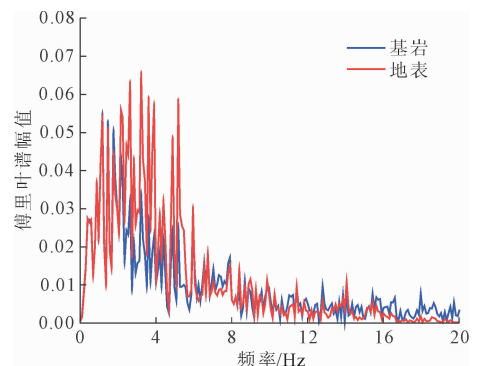


图 10 地震动傅里叶谱对比

由图 10 分析可知,输入地震动经地基土体滤波后,其傅里叶谱产生变化,地震动中低频分量 0 Hz ~ 8 Hz 被显著放大,而高频分量 10 Hz ~ 20 Hz 则显著减小。这是由于地震动在基岩与地表之间产生多次反射所造成的。

### 1.5.2 自由场加速度响应分析

提取自由场地表加速度与输入地震动加速度进行对比分析。限于篇幅,图 11 仅给出了输入方向为 X 向的不同类型地震动输入加速度与地表的加速度比较。

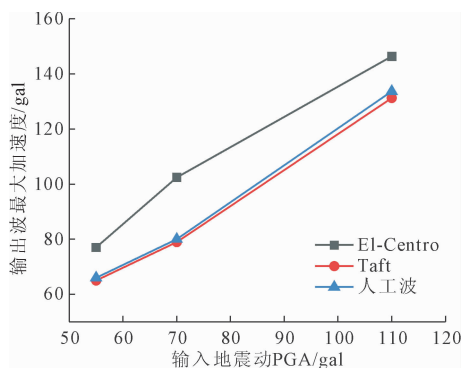


图 11 基岩输入波与自由场地表加速度对比

由图 11 分析可知,输入的不同类型地震动在地基土的影响下,地表加速度均有不同程度放大。已有研究表明,软弱地基对地震动具有放大效应<sup>[21]</sup>,软弱地基增大了地震动加速度,且增强了地震波中的低频成分,过滤了其中的高频成分。此外,地基土体放大效应还与地震动的频谱特性有关,当自由场自振频率与地震动主要作用频段较为接近时,地表加速度显著放大,反之则放大效应减小甚至出现缩小效应。

## 2 地基土体刚度变化对地震响应的影响

SSI 效应中地基土体相当于带有阻尼特性的弹簧,弹簧的刚度直接关联到 SSI 效应的程度,因此土体刚度成为影响 SSI 体系地震响应的关键因素。其中,我国《建筑抗震设计规范》<sup>[14]</sup> (GB 50011—2016) 4.1.3 条中说明地基土体刚度通过土体剪切波速  $v_s$  来体现,土体剪切波速  $v_s \leq 150$  为软弱土,土体剪切波速  $250 \geq v_s > 150$  为中软土。

### 2.1 试验工况

为研究地基土体刚度对 SSI 体系地震响应的影响,通过调整土体剪切波速来模拟不同土体刚度条件,设计 2 类土体,共计 4 个模型,36 个工况,如表 4

所示。

表 4 不同土体刚度试验工况

模型编号	土体性质	土体剪切波速 $v_s$ /( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ )	地震波	PGA
S1		78.98		
S2	软弱土	98.46	El-Centro	55 gal、
S3		147.57	Taft	70 gal、
S4	中软土	216.54	人工波	110 gal

### 2.2 体系自振周期

表 5 给出了不同土体刚度条件下 SSI 体系的自振周期。

表 5 模型前三阶周期

模型编号	一阶	二阶	三阶
S1	0.177	0.140	0.096
S2	0.157	0.105	0.075
S3	0.137	0.088	0.049
S4	0.109	0.057	0.044

由表 5 可得,随着土体剪切波速的减小,即土体越软,体系一至三阶振型的自振周期均随之不同程度的延长,即体系的自振周期随着土体刚度的减小而增大。

### 2.3 上部结构位移响应分析

#### 2.3.1 层间位移角

综合分析体系在三种不同地震动作用下的各楼层层间位移角,其曲线形状与变化趋势均基本相同,限于篇幅,仅选取 PGA = 50 gal、70 gal 和 110 gal 的 El-Centro 波进行讨论分析,各楼层层间位移角如图 12 所示。

由图 12 分析可得,随着土体刚度减小,土体越软,上部结构的最大层间位移角也随之增大;随着 PGA 的增大,上部结构的最大层间位移角也逐渐增大。S1 至 S4 模型在 PGA = 55 gal 工况下结构的最大层间位移角分别为 0.0019、0.0016、0.0014 和 0.0009,此时 S1 模型达到中等破坏,S4 模型仅为轻微破坏;在 PGA = 70 gal 工况下分别为 0.0060、0.0053、0.0046 和 0.0029,此时 S1 模型接近倒塌破坏,S4 模型接近严重破坏;在 PGA = 110 gal 工况下,S1 至 S4 的最大层间位移角均超过倒塌破坏限制,结构均发生倒塌破坏。

此外,S3 和 S4 模型的层间位移角在结构二层达到最大值,而 S1 和 S2 模型层间位移角则是在底层达到最大值。当结构位于  $v_s = 78.98 \text{ m/s}$  和  $98.46 \text{ m/s}$  的场地上时,结构底层石墙体面外破坏,

引起结构发生整体坍塌;当结构位于  $v_s = 147.57 \text{ m/s}$  和  $216.54 \text{ m/s}$  的场地上时,则二层先于底层破坏。

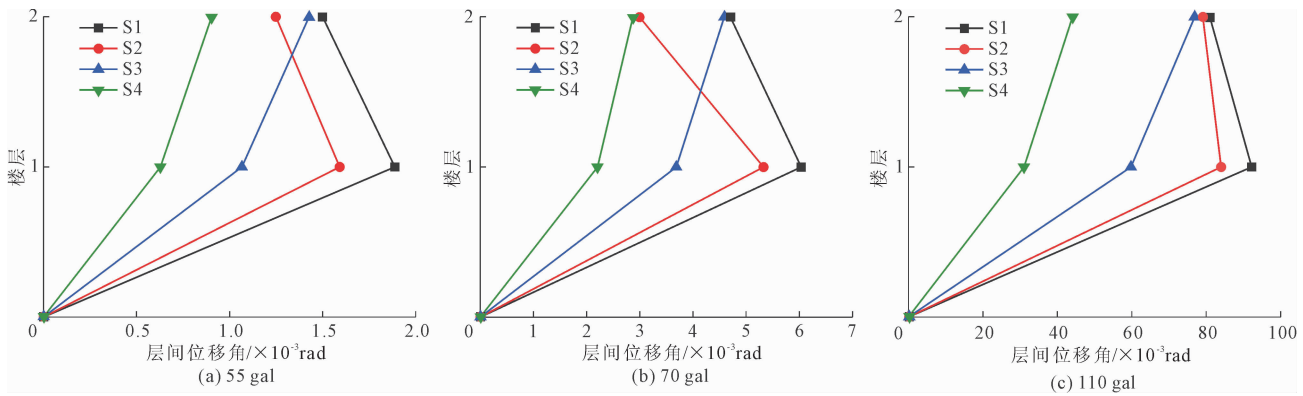


图 12 层间位移角(El-Centro 波)

分析原因可能是,当结构考虑土与结构相互作用时,结构的层间位移由弹塑性层间侧移以及由于基础摆动所引起的基础层间侧移两部分组成,当土体剪切波速  $v_s = 78.98 \text{ m/s}$  和  $98.46 \text{ m/s}$  时,土体对结构基础在地震作用下发生摆动的约束能力较弱,基础摆动严重,且地震作用下软土地基孔隙水压力升高,土体变形模量降低出现软化导致结构更容易出现沉降、震陷等破坏,因此导致结构底层破坏较为严重,结构层间位移角随土体刚度减小而增大,最大层间位移角出现于结构底层。

为进一步探究石砌体结构在不同土体刚度条件下层间位移角的变化规律,定义体系在不同土体刚度条件相较于较刚性地基条件下的层间位移角放大系数为  $\eta_\theta$ ,计算公式如下:

$$\eta_\theta = \frac{\theta_{cs}}{\theta_f} \quad (8)$$

式中:  $\theta_{cs}$  为不同土体刚度条件下结构的层间位移角;  $\theta_f$  为刚性地基条件下结构的层间位移角。

以  $\text{PGA} = 50 \text{ gal}$ 、 $70 \text{ gal}$  和  $110 \text{ gal}$  的 El-Centro 波为例,结构层间位移角放大系数如图 13 所示。

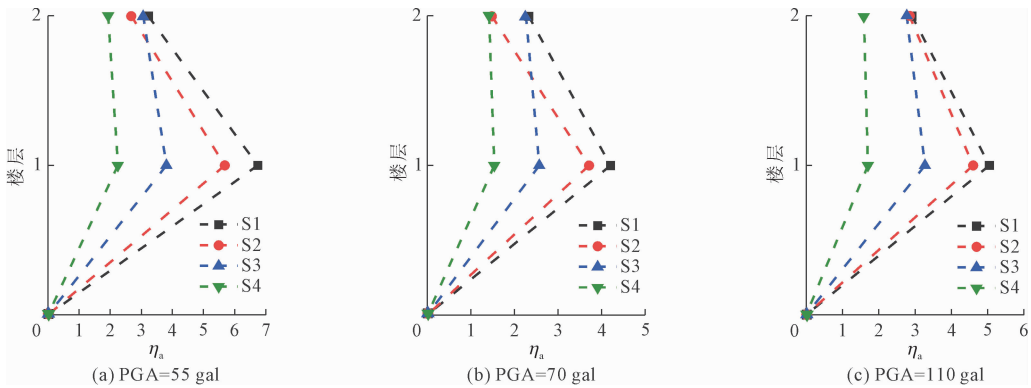


图 13 层间位移角放大系数(El-Centro 波)

由图 13 分析可知,不同地震动强度作用下对应的结构层间位移角放大系数均于底层达到最大值,并随层高增加而逐渐减小,进一步表明考虑 SSI 效应后,结构一层刚度退化加快,损伤程度加重,结构底层更易出现破坏。

此外,一层放大系数随着土体剪切波速的减小而增大,S1 模型的底层放大系数最大,与上文所述 S1 模型结构一层破坏先于二层相符合,说明当土体剪切波速越小时结构抗震愈加不利。如图所示当  $\text{PGA} = 55 \text{ gal}$  时,随着土体剪切波速的减少,底层层

间位移角放大系数分别为 2.24、3.81、5.68 和 6.74;  $\text{PGA} = 70 \text{ gal}$  时,底层层间位移角放大系数分别为 1.54、2.57、3.71 和 4.21;  $\text{PGA} = 110 \text{ gal}$  时,底层层间位移角放大系数分别为 1.70、3.27、4.60 和 5.05。

### 2.3.2 加速度响应分析

为研究不同土体刚度对结构加速度响应的影响程度。定义结构在不同土体刚度条件下较刚性地基条件下的加速度放大系数记为  $\eta_a$ ,计算公式如下:

$$\eta_a = \beta_{cs}/\beta_{af} \quad (9)$$

式中:  $\beta_{cs}$  为不同土体刚度条件下结构各层加速度峰

值较地面加速度峰值的放大系数;  $\beta_{af}$  为刚性地基条件下结构各楼层加速度峰值较地面加速度峰值的放大系数。

通过综合分析体系在三种不同地震动及不同峰值加速度作用下表现出的加速度放大系数曲线趋势基本相同。限于篇幅,以  $PGA = 70 \text{ gal}$  的 El-Centro 波为例,结构加速度放大系数如图 14 所示,结构在不同土体刚度条件下较刚性地基条件下的加速度放大系数均小于 1,且基本呈现随层高的增加而减小,表明 SSI 效应减弱了结构加速度响应。

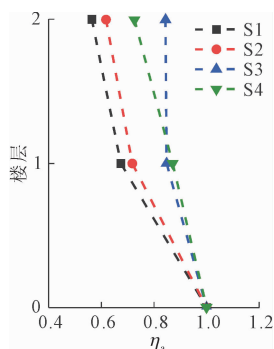


图 14 加速度放大系数

由图 14 分析可知 S1 和 S2 模型加速度放大系数最小值均出现于结构顶层,表明结构顶层在刚性地基条件下的加速度放大系数减弱最为显著。 $PGA = 70 \text{ gal}$  时 S1 和 S2 模型顶层加速度放大系数分别为 0.56 和 0.62。

虽然不同土体刚度条件下结构加速度响应的减弱程度不同,但 S1 模型结构加速度响应的减弱程度均高于其余 3 种模型,表明土体越弱,结构加速度响应的削弱程度越明显。

### 3 结论

(1) 软土地基对地震动具有明显的滤波效应和放大效应。在软土地基中地震动低频成分被显著放大,而高频成分则被过滤。软土地基的放大效应与地震动的频谱特性有关,自由场自振频率与地震动主要作用频段较为接近时,地表加速度显著放大,反之则放大效应减小甚至出现缩小效应。

(2) 地基土体刚度变化可能会改变石结构楼层破坏顺序。研究发现,当土体为中软土时(剪切波速为  $v_s = 147.57 \text{ m/s}$  和  $216.54 \text{ m/s}$ ),二层先于底层破坏;当土体为软弱土时,(剪切波速为  $v_s = 78.98 \text{ m/s}$  和  $98.46 \text{ m/s}$ ),结构可能因底层墙体面外破坏而引起结构倒塌,底层先于二层破坏。

(3) 石结构在考虑 SSI 效应后,地基土体刚度变化会改变石结构地震响应。随着土体剪切波速的降低,结构层间位移角逐渐增大,结构加速度响应均略有减小。当土体剪切波速为  $v_s = 78.98 \text{ m/s}$  时结构底层层间位移角最大,表明在这种土体刚度条件下,结构地震响应较大。

**致谢:** 本文的数值分析和写作得到了福州大学土木工程学院吴应雄教授等老师的帮助,在此表达谢意!

### 参考文献:

- [1] Luco J E. Effects of soil-structure interaction on seismic base isolation[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2014,66:167-177.
- [2] 李培振,吕西林.考虑土-结构相互作用的高层建筑抗震分析[J].地震工程与工程振动,2004,24(3):130-138.
- [3] Kim Y S, Roesset J M. Effect of nonlinear soil behavior on inelastic seismic response of a structure[J]. International Journal of Geomechanics, 2004,4(2):104-114.
- [4] 田兆阳,李平,张宇东,等.软土地基-浅基础体系地震反应数值分析[J].防灾减灾工程学报,2021,41(6):1228-1237.
- [5] 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.
- [6] 曹均锋,童远林,李光,等.软弱土层对场地地震动峰值的影响[J].地震研究,2013,36(2):192-197.
- [7] Ptilakis D, Iliou K, Karatzetzou A. Shaking table tests on a stone masonry building: modeling and identification of dynamic properties including soil-foundation-structure interaction[J]. International Journal of Architectural Heritage, 2018,12(6):1019-1037.
- [8] Rayhani M H T, El Naggar M H. Numerical modeling of seismic response of rigid foundation on soft soil[J]. International Journal of Geomechanics, 2008,8(6):336-346.
- [9] 郭子雄,黄群贤,柴振岭,等.石结构房屋抗震防灾关键技术研究与发展[J].工程抗震与加固改造,2009,31(6):47-51.
- [10] 江道镡.福建省镇(乡)村石砌体结构房屋抗震性能分析及加固处理研究[J].工程抗震与加固改造,2020,42(3):157-163.
- [11] 福建省石砌体结构加固技术规程:DBJT 13-264-2017[S].福州:福建省住房和城乡建设厅,2017
- [12] 石结构房屋抗震设计规范:DBJ13-11-93[S].福州:福建省建设委员会,1993.

- 34(1):66-70,84.
- [6] Ge M, Pineda J A, Sheng D, et al. Microstructural effects on the wetting-induced collapse in compacted loess [J]. *Computers and Geotechnics*, 2021, 138:104359.
- [7] 秦会来,张甲峰,郭院成,等. ABAQUS 在计算基坑开挖变形中的应用研究[J]. *岩土工程学报*, 2012, 34(S1): 82-86.
- [8] Xu X B, Hu Q, Huang T M, et al. Seepage failure of a foundation pit with confined aquifer layers and its reconstruction[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2022, 138: 106366.
- [9] 孙振华,姜 闯,辛全明,等. 降雨对非饱和粉质粘土基坑土水特性及稳定性的影响研究[J]. *工程勘察*, 2021, 49(11):6-12,47.
- [10] 李炜明,任 虹,柳雨叶,等. 短时强降水对地铁车站明挖施工引起的地表沉降与结构变形的影响[J]. *铁道建筑*, 2018, 58(7):80-82,120.
- [11] 张瑛颖. 杭州地区粉砂土中基坑降水面的数值模拟[D]. 杭州:浙江大学,2006.
- [12] Guo P P, Gong X N, Wang Y X. Displacement and force analyses of braced structure of deep excavation considering unsymmetrical surcharge effect[J]. *Computers and Geotechnics*, 2019, 113:103102.
- [13] 崔凤展. 强降雨作用下土质深基坑稳定性及其控制技术研究[D]. 北京:中国矿业大学(北京),2016.
- [14] 高永红,任辉启,王明洋,等. 城市地下空间重大灾害防御探讨[J]. *地下空间与工程学报*, 2023, 19(4): 1051-1057.
- [15] 厉立兵,侯兴民,李远东. 一种基坑降水影响半径的有限元计算方法[J]. *岩土力学*, 2021, 42(2):574-580.
- [16] Ye G L, Ye B. Investigation of the overconsolidation and structural behavior of Shanghai clays by element testing and constitutive modeling[J]. *Underground Space*, 2016, 1(1):62-77.
- [17] Hamidi A, Turchi S, Karooni F. A critical state based thermo-elasto-plastic constitutive model for structured clays [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2017, 9(6):1094-1103.
- [18] 宗露丹,徐中华,翁其平,等. 小应变本构模型在超深大基坑分析中的应用[J]. *地下空间与工程学报*, 2019, 15(S1):231-242.
- [19] 李 平,陈育民,沈 扬. 基坑卸荷回弹变形计算的一种简化分析法[J]. *解放军理工大学学报(自然科学版)*, 2012, 13(1):88-91.
- [20] 徐中华,王卫东. 敏感环境下基坑数值分析中土体本构模型的选择[J]. *岩土力学*, 2010, 31(1):258-264, 326.

(上接第 37 页)

- [13] 施微丹,吴繁超,林婷婷,等. 既有石结构民宅外走廊重建置换的加固分析[J]. *水利与建筑工程学报*, 2022, 20(3):147-153.
- [14] 建筑抗震设计规范:GB 50011—2010(2016 年版)[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2016.
- [15] 杨颜志. 土体-复杂结构耦合系统地震响应数值模拟方法及应用[D]. 上海:上海交通大学,2012.
- [16] Johnson H G R. A computational constitutive model for glass subjected to large strains, high strain rates and high pressures[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2011, 78(5):051003.
- [17] 张丰宇,何佰昭,吴志刚,等. 粘钢加固既有石楼板抗弯性能试验研究[J]. *应用基础与工程科学学报*, 2023, 31(5):1262-1277.
- [18] 张 岩,刘沛允,秦 宇,等. 砌体单片墙结构的平面内静力与动力性能分析[J]. *应用力学学报*, 2018, 35(6):1273-1279,1420.
- [19] LS-DYNA Theoretical Manual [M]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2003.
- [20] 韩庆华,何金明,刘铭劼. 考虑土-结构相互作用的空间网格结构地震响应分析[J]. *地震工程与工程振动*, 2018, 38(2):42-52.
- [21] 陈启冬,许立英,刘 阳,等. 不同土性地基考虑 SSI 效应的隔震结构地震响应分析[J]. *水利与建筑工程学报*, 2021, 19(2):149-154,214.