

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2023.027



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



液化夹层对浅基础结构隔震响应的影响

胡记磊^{a,b}, 沈文翔^b, 杨兵^b

(三峡大学 a. 三峡库区地质灾害教育部重点实验室; b. 土木与建筑学院, 湖北 宜昌 443002)

摘要:砂土液化夹层既会造成地基失效破坏,又会对上部建筑起到减震作用,而覆盖层可以减小建筑沉降,却会放大地震作用,因此,有必要探讨结构与土相互作用下液化夹层和覆盖层对建筑的隔震耦合影响。基于 Biot 两相饱和多孔介质动力耦合理论,采用有限元和有限差分耦合动力分析方法,分析不同地震强度、砂土密实度 D_r 和液化层厚深比 K (考虑液化夹层和覆盖层耦合作用) 对上部结构隔震的影响。结果表明:结构加速度反应谱比随震动强度增加先减小后趋于稳定,当震动强度超过某阈值时,液化层隔震效果不再增加;松砂 ($D_r=30\%$) 的隔震效果优于中密砂 ($D_r=50\%$) 和密砂 ($D_r=70\%$),但会产生不可忽略的沉降危害;密砂虽然能更好地抑制建筑沉降量,但在短周期内会起到加震作用;考虑覆盖层和液化层的耦合作用,发现 K 值在 0.3~0.5 区间内时,既能减小建筑沉降,又能起到减隔震作用。

关键词:液化夹层;浅基础;隔震;基础沉降;数值模拟

中图分类号: TU435 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2025)01-0046-08

Effect of liquefaction interlayer on isolation response of shallow foundation structures

HU Jilei^{a,b}, SHEN Wenxiang^b, YANG Bing^b

(a. Key Laboratory of Geological Hazards on Three Gorges Reservoir Area, Ministry of Education; b. College of Civil Engineering and Architecture, China Three Gorges University, Yichang 443002, Hubei, P. R. China)

Abstract: A sandy soil liquefaction interlayer can cause both foundation failure and damping effects on the superstructure, while the overburden would reduce building settlement but increase seismic effects. Therefore, it is necessary to consider the seismic coupling effects of the liquefied interlayer and the overburden on the building under the structure-soil interaction. Based on the Biot two-phase saturated porous medium dynamic coupling theory, the effects of seismic intensity, sand compactness D_r and liquefied layer thickness-to-depth ratio K (considering the coupling effect of liquefied interlayer and overburden) on the seismic isolation of the superstructure are analysed using finite element and finite difference coupled dynamic analysis methods. The results show that the structural acceleration spectrum ratio first decreases and then stabilises with increasing seismic intensity, and the damping effect of the liquefied layer no longer increases when the seismic intensity exceeds a certain threshold; the damping effect of loose sand ($D_r=30\%$) is better than that of medium-density sand ($D_r=50\%$) and dense sand ($D_r=70\%$), but it would cause a non-negligible settlement hazard, while dense

收稿日期: 2022-08-22

基金项目: 土木工程防灾减灾湖北省引智创新示范基地(2021EJD026)

作者简介: 胡记磊(1986-),男,副教授,主要从事岩土工程抗震研究, E-mail: hujl@ctgu.edu.cn。

Received: 2022-08-22

Foundation item: The 111 Project of Hubei Province (No. 2021EJD026)

Author brief: HU Jilei (1986-), associate professor, main research interest: geotechnical engineering seismic resistance, E-mail: hujl@ctgu.edu.cn.

sand, although it will better suppress the settlement amount of the building, would lead to amplification of vibration; considering the coupling effect of overburden and liquefied layer, it is found that there is a K -value interval ($0.3 < K < 0.5$), which can both reduce building settlement and act as shock absorber.

Keywords: liquefied interlayer; shallow foundation; damping; foundation settlement; numerical simulation

近年来,全球地震频繁引发的地基液化对人类家园造成了严重危害和巨大经济损失^[1]。以往的研究大多偏向于液化沉降机理和影响因素,只关注了液化的负面效应^[2]。但也有现场记录和研究表明,砂土液化具有减轻地震灾害的作用,例如,在1964年日本新潟地震中,液化区川崎町的钢筋混凝土建筑完好无损,没有出现墙体裂缝或窗户玻璃破裂等结构性损坏^[3];1975年中国海城地震中,液化区域部分建筑的承重墙只受到轻微破坏,但在非液化区,大部分工业厂房倒塌,大桥公路都受到不同程度的破坏^[4]。

目前,学者们通过振动台试验^[5-9]、数值模拟^[10-13]得出的初步结论是液化层作为隔震层能够吸收大量的地震波能量,缓冲突发的地震作用力。因此,地基土液化的隔震减震作用也可为上部结构提供额外保护。其中,周燕国等^[5]、许成顺等^[6]的研究表明,强震时土体的液化将导致地表加速度急剧衰减,弱震时动力响应较小,加速度从基底到地表有放大趋势,与土层中的超孔压比密切相关。Karatzia等^[7]、Kokusho等^[8]通过振动台试验发现,在可液化土层上方存在具有足够剪切强度的不可液化覆盖层时,将大大减弱液化的不利影响。Bouckovalas等^[9]通过确定最小液化层厚度,使位于不可液化覆盖层下方的液化土层起着天然的隔震作用。但以上研究大多都是针对自由场液化层的隔震作用进行分析,忽略了土与结构的相互作用带来的影响。因此,将自由场地的隔震减震研究成果直接用于房屋抗震设计偏不安全。

尽管石兆吉等^[10]、李学宁等^[11]、Adampira等^[12-13]利用数值模拟探讨了液化层位于不同位置时对地面建筑地震响应衰减或放大的影响,但只是分别考虑了液化层厚度和深度对浅基础建筑隔震响应的影响,并未分析不可液化覆盖层厚度和液化层厚度的耦合影响。液化层虽有滤波隔震作用,但会加大地基失效(如沉降)的危害,而不可液化覆盖层可以减小建筑沉降却会放大地震能量,二者作用刚好相反。若将不可液化覆盖层和液化层看作一个双层地基,采用厚深比 K (液化层厚度与液化层和覆盖层厚度之和的比值)来分析其耦合作用对浅基础建筑的隔震效果是一个值得深入研究的问题。

笔者采用有限元-有限差分耦合数值方法,利用加速度反应谱比和加速度放大系数评价隔震效果,根据建筑沉降来评价震害效果,探讨不同地震动强度、砂土密实度及厚深比对上部结构隔震效果的影响,厘清什么情况下会出现隔震作用,什么情况下会出现震害加重的情况。

1 数值模型

1.1 数值模拟方法

有限元计算程序采用基于FE-FD(Finite Element-Finite Different)耦合方法,此程序已被Hu等^[14]、Lu等^[15]学者分别用于地下结构液化上浮和浅基础结构液化沉降的数值模拟中,且Lu等^[15]将离心机试验结果与数值模拟结果进行了对比,验证了该程序的可靠性。模拟本构模型及土体的详细信息见文献^[15]。

该本构模型与其他模型的区别在于采用了非关联流动规则和改进的非线性运动硬化准则,Oka等^[16]对该循环弹塑性本构模型的正确性进行了验证,能较好地描述砂土液化过程和应力-应变特征,还考虑了应力-剪胀特性关系的非线性表达式和累积应变对于塑性剪切模量的依赖特性及超孔隙水压力的累计和耗散同时运算。

1.2 几何模型及输入参数

模拟的地基-浅基础-上部建筑结构模型为二维几何模型,剖面图如图1所示。结构为双跨两层建筑物,宽为10 m,高为6.6 m,层高为3 m,采用筏型基础,基础表面与场地同水平。模型厚度为30 m,宽度为100 m,地下水位在地表。场地土层剖面由3部分组成,自下而上分别为非液化的黏土层、可液化的砂土层和不可液化的极密砂土层。模型土层中网格按照 $1\text{ m} \times 1\text{ m}$ 划分,基础按照 $0.5\text{ m} \times 0.2\text{ m}$ 划分。模型共3 368个节点,3 209个单元。砂土采用循环弹塑性材料,黏土采用黏弹性材料,相关参数见文献^[15]。上部结构和基础采用线性弹性模型模拟,其弹性模量为 $3.6 \times 10^7\text{ kPa}$,泊松比为0.2,单位重度为 $2.5 \times 10^3\text{ kN/m}^3$ 。土体与结构的界面用Goodman接触单元^[17]进行模拟。其切向和法向刚度系数均为 $2.0 \times 10^3\text{ kPa/m}$,接触界面的摩擦角为 23° 。为研究不同条件下液化夹层对建筑隔震的影

响,选择监测节点 N_1 、 N_2 ,监测单元 E_1 。 N_1 为结构底部中点处节点, N_2 为液化夹层底部节点, E_1 为液化夹层中部位置单元,具体位置见图1。

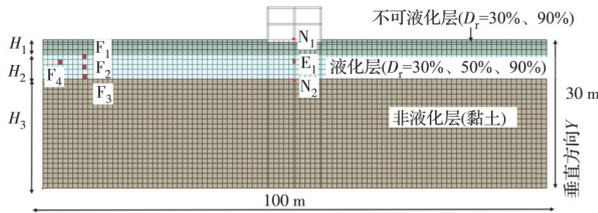


图1 模型剖面示意图

Fig. 1 Schematic diagram of model node monitoring

1.3 边界条件及输入波

模型底部节点固定,设为刚性边界,两侧节点设为等位移边界,仅允许地表排水,其他边界均为不排水边界。不同地震波的能量差异较大,但都会影响双层地基耦合作用对地上结构的隔震响应,因此,采用3种水平输入地震波,用阿里亚斯烈度(Arias Intensity, I_a)来比较地震波的能量大小,地震波统计信息见表1。

表1 地震波统计信息

Table 1 Statistical information of seismic waves

年份	地震名称	PGA/g	持续时间/s	I_a /(m/s)
1940	EI Centro	0.37	40	1.69
1989	Loma	0.20	40	0.56
1994	Northridge	0.32	40	0.99

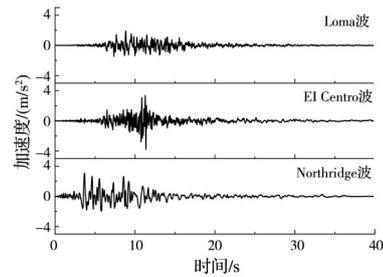
图2为加速度时程图和加速度反应谱。Loma、EI Centro、Northridge地震的主频范围依次为0.5~4 Hz、5~11 Hz和0.5~5 Hz。其中,Loma和Northridge地震的低频分量比较丰富,EI Centro地震的高频分量比较丰富。为了探究模型边界对水平加速度、超孔隙水压力比是否有影响,利用Loma波验证模型尺寸是否可以抵消边界效应。图3为远离结构单元 F_2 (25 m)和 F_4 (35 m)的超孔隙水压力比(excess pore water pressure ratio, EPWPR)和水平加速度时程图,可以看出, F_2 和 F_4 处的超孔压比和水平加速度几乎无差异,说明分析模型宽度取结构宽度的10倍时边界效应对模型影响甚小,可以消除边界效应的影响。

1.4 模型最危险位置的确定

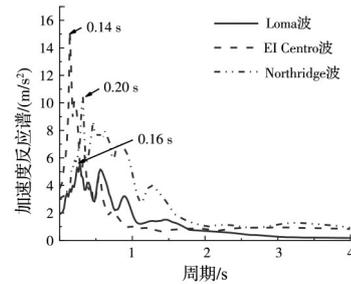
图4为地震中12 s时模型的超孔压比云图,能直观反应浅基础下部液化夹层液化危险区域,故在下节中用液化夹层中部位置单元 E_1 作为监测点,代表液化夹层最危险的位置。

1.5 数值模拟实验设计

为研究地震动强度、砂土密实度和厚深比对上



(a) 地震波时程曲线



(b) 加速度反应谱

图2 地震波时程曲线和加速度反应谱

Fig. 2 Seismic wave time history curve and acceleration response spectrum

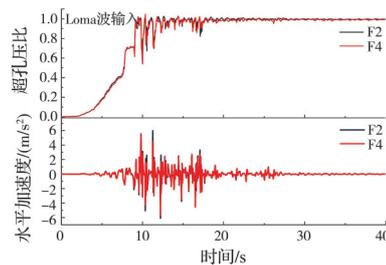


图3 Loma波输入下自由场下单元 F_2 、 F_4 的超孔压比和水平加速度

Fig. 3 Comparison of EPWPR and horizontal acceleration of F_2 and F_4 cells under free field with Loma wave input

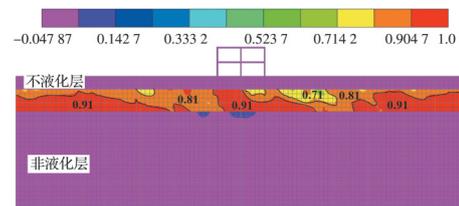


图4 地震中12 s时刻超孔压比云图

Fig. 4 EPWPR at 12s in an earthquake

部建筑的隔震影响,设计了7组试验,共119个算例,如表2所示。其中A组与B组固定液化夹层的深度与厚度,A组改变输入地震动强度,用峰值加速度PGA(peak ground acceleration)表示,B组改变砂土密实度(D_r),以达到讨论单因素对浅基础隔震影响的目的。C~G组输入3种不同地震波,液化层 $D_r=50%$,覆盖层为硬土($D_r=90%$),各组别的液化夹层厚度分别为1、3、5、7、9 m,改变覆盖层厚度(分别为

0、1、3、5、7、9、12 m)得到不同的厚深比 K 。H 组改变覆盖层软硬程度,将选取的参数砂土 ($D_r=30\%$)作为软土覆盖层。定义厚深比 K 为液化层厚

度与覆盖层和液化层之和的比值,计算式为

$$K = \frac{H_2}{H_1 + H_2} \quad (1)$$

式中: H_1 为覆盖层厚度; H_2 为液化夹层厚度。

表 2 数值试验设计

Table 2 Experimental design

组号	液化夹层厚度/m	厚深比 K	PGA/g	液化夹层密实度/%	覆盖层密实度/%
A	3	0.625	0.05、0.1、0.2、0.3、0.4	50	90
B	3	0.625	0.2	30、50、70	90
C	1	1、0.5、0.25、0.16、0.125、0.11、0.07	0.20、0.32、0.38	50	90
D	3	1、0.75、0.625、0.5、0.4、0.35、0.29	0.20、0.32、0.38	50	90
E	5	1、0.83、0.5、0.375、0.3、0.25、0.20	0.20、0.32、0.38	50	90
F	7	1、0.875、0.7、0.58、0.5、0.437、0.36	0.20、0.32、0.38	50	90
G	9	1、0.9、0.75、0.64、0.56、0.5、0.42	0.20、0.32、0.38	50	90
H	5	1、0.83、0.5、0.375、0.3、0.25、0.20	0.2	50	30

2 结果分析

2.1 震动强度影响

震动强度是影响上部结构地震响应的重要因素,选用 Loma 波,共输入 5 种不同峰值加速度 (0.05g、0.1g、0.2g、0.3g、0.4g)用以研究震动强度对地表建筑隔震响应的影响,即表 2 中的 A 组试验。根据石兆吉等^[10]定义的结构短周期,划分结构短周期为 0.1~0.3 s,长周期为 1~3 s。为观察地震波从液化夹层底部到地表结构的衰减和放大效应,定义加速度反应谱比为地表的建筑节点 N_1 和液化夹层底部节点 N_2 加速度反应谱的比值。

当计算中单元的超孔隙比超过 0.9 时,认为砂土达到液化状态。图 5 为不同地震动强度下 E_1 单元超孔隙比时程曲线,可以看出,随着震动强度的增加,液化夹层中超孔隙比逐渐趋于 1,而弱震 (0.05g)时在液化夹砂土层产生了少量超孔隙水压力,超孔隙比只达到 0.5,即砂土层未液化。

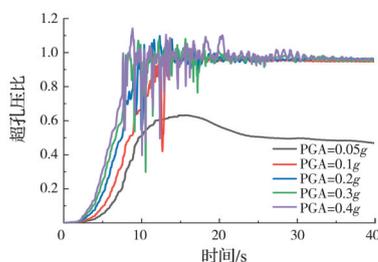


图 5 不同震动强度下单元 E_1 超孔隙比时程曲线

Fig. 5 Time history curves of EPWPR E_1 unit under different ground motion intensities

图 6 为不同震动强度下节点 N_1 与 N_2 的加速度反应谱比。图中 0.05g 的加速度反应谱比在短周期有单个最大峰值(谱比大于 1),但长周期内谱比在 1 左右,未有明显的放大效应。这是由于震动强度较

弱,液化夹层未液化,土层在整个振动时间内加速度放大呈线性,加速度反应谱比在短周期内处于加震状态。当震动强度增加使液化夹层中超孔隙比达到 1 时,除了弱震 (0.05g) 以外,液化夹层减弱了短周期的结构响应,使谱比值小于 1,结构处于隔震状态。随着震动强度增大,可以看出,短周期内隔震效果不再提升,谱比保持在 0.7 左右,但在长周期可以看出其谱比均大于 1,处于加震状态,这表明液化夹层液化放大了长周期响应。因为液化夹层完全液化导致的土壤软化或阻尼行为通常会降低短周期内的谱加速度,但无法过滤长周期的剪切波,导致长周期谱加速度增大。

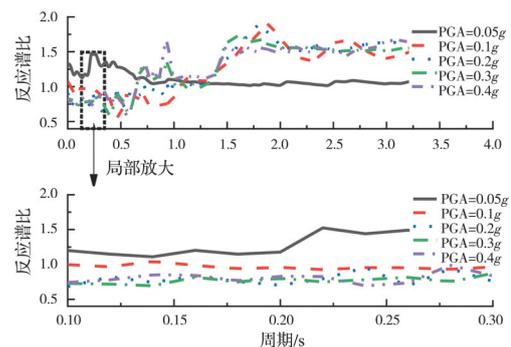
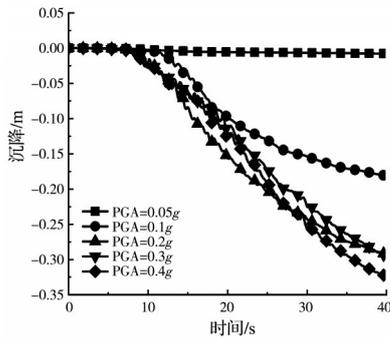


图 6 不同震动强度下节点 N_1 与 N_2 加速度反应谱比

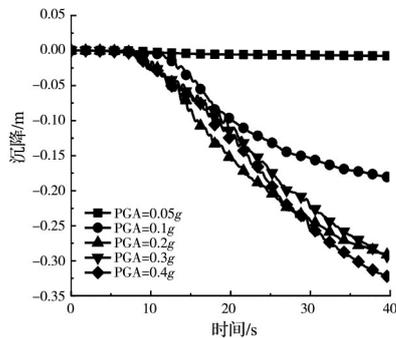
Fig. 6 Acceleration spectrum ratio of N_1 and N_2 nodes under different seismic intensities

图 7(a)为不同地震动强度下节点 N_1 的沉降时程曲线。浅基础结构都随时间发生沉降,且随着震动强度的增加,沉降量变大。这是因为砂土层中的超孔隙比增长会导致土体软化,且结构下方不可液化层抗剪能力弱于液化夹层中剪切应变产生的横向变形,在土-基础-结构的惯性相互作用下产生剪切破坏导致结构沉降。并且 0.4g 工况中的最大沉

降达到 0.32 m,是 0.05g 工况中沉降量的 40 倍。图 7(b)显示了随着震动强度增大,结构倾斜角(定义为结构两边顶端竖向位移之差与上结构宽度之比)呈上升趋势,但是其趋势变缓。由于输入波的不规则性和震动强度增大,结构两侧会产生更大的不一致晃动,这种晃动使结构对称基底产生不均衡的竖向动剪切应力,进而结构基底下的超孔压分布不均衡,导致结构基底下地土土层不均衡的永久变形,最后产生倾斜。可见震动强度对沉降和结构倾斜具有不可忽略的影响。



(a) 不同震动强度下节点 N_1 沉降时程曲线



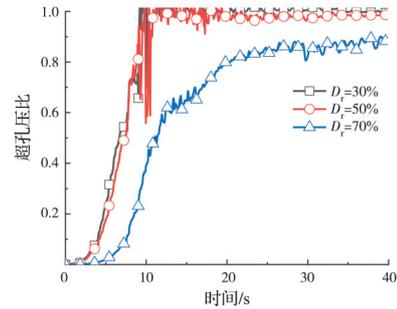
(b) 不同震动强度下结构倾斜角变化图

图 7 不同震动强度下结构沉降和倾斜角图
Fig. 7 Structure settlement and inclination angle diagram under different vibration intensity

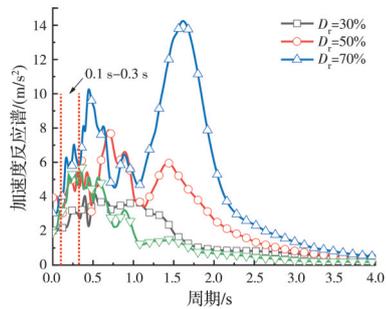
2.2 不同密实度的影响

图 8 为 B 组试验中 Loma 波作用下不同密实度液化夹层中超孔压比时程图和结构加速度反应谱图。从图 8(a)可以看出,当液化夹层砂土密实度增加,松砂($D_r=30\%$)和中密砂($D_r=50\%$)的超孔压比快速增长到 1,而密砂($D_r=70\%$)超孔压比明显低于中密砂,只达到 0.8,这是因为密砂具有较高的刚度和抗软化性,抑制土层中超孔隙水压力的增长。从图 8(b)中可以看出,在短周期内液化夹层隔震效果随着密实度增加而减弱,长周期均处于加震状态,谱加速度峰值随密实度增加而增加。3 种密实度的液化夹层都产生了较大超孔压比,而密砂未

达到液化状态,说明密实度隔震效果主要受液化夹层液化程度的影响,密砂即使产生较高的超孔压比,也会在短周期起到加震作用。



(a) 不同砂土密实度下单元 E_1 超孔压比时程图



(b) 不同砂土密实度下节点 N_1 加速度反应谱图

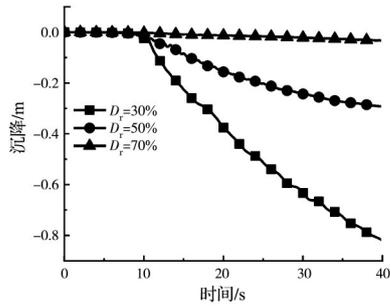
图 8 不同密实度下单元 E_1 超孔压比时程图和节点 N_1 加速度反应谱图
Figure 8 Time history diagram of EPWPR E_1 unit under different D_r conditions and acceleration response spectrum N_1 node under different compactness

Fig. 8 Time history diagram of EPWPR E_1 unit under different D_r conditions and acceleration response spectrum N_1 node under different compactness

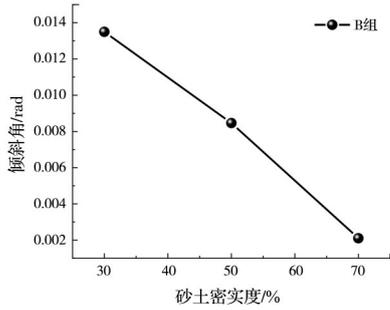
图 9(a)为不同密实度下节点 N_1 的沉降时程图,可以看出,密砂($D_r=70\%$)条件下基础未随时间发生较大沉降,沉降值为 0.08 m,而松砂($D_r=30\%$)和中密砂($D_r=50\%$)条件下基础的沉降分别是 0.8、0.23 m,最大沉降达到了最小沉降的 10 倍。图 9(b)显示了结构倾斜角随砂土密实度增大呈下降趋势。因为随着密实度增大,液化土层刚度和抗液化能力越强,结构两侧即使产生不对称动剪切应力,但密砂($D_r=70\%$)液化程度低,导致剪切变形较小,倾斜角最小,结构不均匀沉降危害降低。因此,密实度越大结构沉降量越小。结合结构沉降和加速度反应谱考虑,松砂($D_r=30\%$)隔震效果优于中砂($D_r=50\%$)和密砂($D_r=70\%$),但会产生不可忽略沉降危害,当密砂中产生较大超孔压比时,虽然利于结构沉降和倾斜减小,但在短周期内仍会起到加震作用。

2.3 液化夹层厚深比影响

液化夹层厚深比 K 也是影响地表响应的重要因素。输入 Loma (0.2g)、EI Centro (0.37g)、



(a) 不同密实度下节点 N_1 沉降时程图



(b) 不同砂土密实度下结构倾斜角图

图 9 不同密实度下节点 N_1 的沉降时程曲线和结构倾斜角变化图

Fig. 9 Time history diagram of N_1 node with different density and structure inclination angle changes under different compactness of liquefaction layer

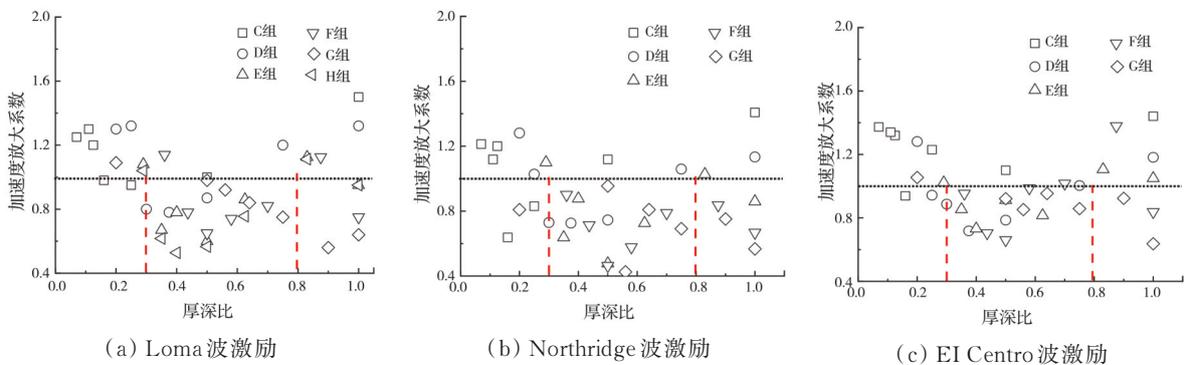


图 10 不同液化夹层厚深比下加速度放大系数图

Fig. 10 Acceleration amplification coefficients under different thick-depth ratios of liquefaction layers

当液化夹层厚深比 K 变小时,放大系数会逐渐变小,这是因为覆盖层厚度增加使液化土层受结构的影响甚微,液化夹层完全液化后充分发挥了隔震作用。但放大系数随厚深比减小时既有加震又有减震状态,主要是液化土体非线性响应导致的^[13]。土层液化导致较大塑性变形会使土层中阻尼比增大,波动能量衰减加剧,其土体应力-应变关系的非线性也意味着土体液化会产生较大的剪切应变和刚度退化,减弱剪切波在土层中的传播,从而降低加速度放大系数。当厚深比 K 继续下降时,由于非液化层厚度增大,增大了液化层上覆有效应力,液

化层衰减地震能量传播作用变弱,并且上覆非液化层也会放大加速度传播系数。因此,从 112 个工况中可以看出,当液化夹层厚深比区间为 0.3~0.8 时,液化夹层地基具有良好的减隔震效果。

化层衰减地震能量传播作用变弱,并且上覆非液化层也会放大加速度传播系数。因此,从 112 个工况中可以看出,当液化夹层厚深比区间为 0.3~0.8 时,液化夹层地基具有良好的减隔震效果。

Northridge(0.31g)地震波,改变不同液化夹层的厚深比,考虑其对上部结构隔震的影响,即表 2 中的 C~G 组试验。由于工况较多,利用加速度放大系数(结构底部节点 N_1 最大加速度与上液化夹层下部节点 N_2 最大加速度之比)来评估隔震效果。

图 10 为不同厚深比和加速度放大系数关系图。当厚深比都为 1 时,即工况中无覆盖层,浅基础直接与液化土层接触,较薄液化夹层(1、3 m)对上部浅基础建筑没有隔震效果,最大放大系数达到 1.5 倍。但随着液化夹层厚度的增大,上部建筑受地震荷载影响会减弱,起到一定的隔震作用。这是由于上部结构荷载直接作用到液化夹层,但液化土与结构在动力相互作用下会产生剪胀反应,抑制了液化夹层上部分的超孔隙水压力增长,减弱了液化夹层隔震作用,放大了地震波的峰值加速度,使较薄液化夹层($H_2 < 3$ m)的厚深比 $K=1$ 时处于加震状态。随着液化夹层厚度的增大,由于上部结构附加应力对液化土层抑制区域有限,并未影响到更深液化夹层的液化隔震效果。保持 H_2 不变,软土覆盖层(H 组)与硬土覆盖层(E 组)相比,软土会衰减剪切波的传递,导致上部结构加速度放大系数更小。

动剪切应力加大了液化夹层剪切变形,且液化变形随着液化夹层厚度增大而增大,产生更大建筑沉降。此外,值得注意的是,除了 C 组($H_2=1$ m)外,图中 D 组($H_2=3$ m)到 G 组($H_2=9$ m)工况在随厚深比减小的第 2 个点($H_1=1$ m)和第 3 个点($H_1=3$ m)出现沉降峰值,一部分原因是液化夹层上部存在较薄不可液化层,放大了传到结构的峰值加速度,促

化层衰减地震能量传播作用变弱,并且上覆非液化层也会放大加速度传播系数。因此,从 112 个工况中可以看出,当液化夹层厚深比区间为 0.3~0.8 时,液化夹层地基具有良好的减隔震效果。

动剪切应力加大了液化夹层剪切变形,且液化变形随着液化夹层厚度增大而增大,产生更大建筑沉降。此外,值得注意的是,除了 C 组($H_2=1$ m)外,图中 D 组($H_2=3$ m)到 G 组($H_2=9$ m)工况在随厚深比减小的第 2 个点($H_1=1$ m)和第 3 个点($H_1=3$ m)出现沉降峰值,一部分原因是液化夹层上部存在较薄不可液化层,放大了传到结构的峰值加速度,促

使结构摇晃产生更大动剪切应力,另一方面不可液化层存在减小了液化夹层受结构影响产生的剪胀区域,液化夹层液化程度增大,二者共同作用加大了结构沉降。将软土层覆盖层(H组)与硬土覆盖层(E组)对比,软土的抗剪能力更差,会导致更大的结构沉降。因此,液化夹层完全液化、 $H_2 > H_1$ 且 $H_1 < 3$ m时,会加大对结构沉降的危害。

规范^[18]规定,浅基础设计允许最大沉降是0.2 m。

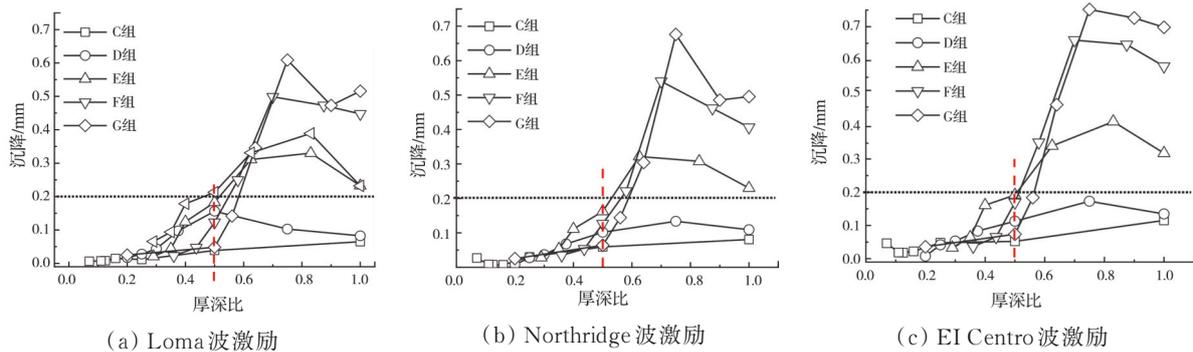


图 11 不同液化夹层厚深比下建筑节点 N_1 沉降量

Fig. 11 Settlement of building N_1 nodes under different liquefied layer thickness to depth ratios

图 12 为不同厚深比与结构倾斜角变化关系图。由于 3 种波作用下结构倾斜角变化规律相似,故只分析 Loma 波的结果。当厚深比 K 变小时,结构倾斜角先快后缓的下降趋势。当厚深比较大时,上部覆盖层较薄,且随着液化层厚度(H_2)增大,结构产生的非对称动剪切应力更易传递到液化层,结构下方两侧液化层受压缩程度差异变大,从而造成更大不均匀沉降,导致倾斜角增大。随着厚深比减小,上覆盖层厚度增大,导致非对称动剪切应力对液化层剪切作用减弱,结构两侧沉降差异变小,倾斜程度降低。所以,厚深比变小对液化地基上的不均匀沉降有利。

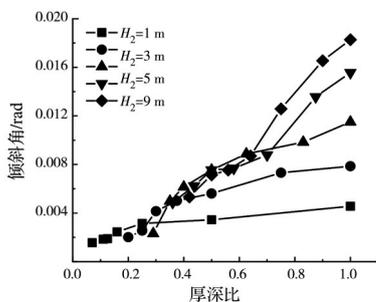


图 12 不同厚深比下结构倾斜角变化图

Fig. 12 Change of structural inclination angle under different thickness to depth ratios

3 结论

基于有限元耦合动力分析方法,分析了液化夹层对上部建筑隔震影响因素,探讨了输入地震动强

可以看出,在 K 小于 0.5 时(图中红色虚线为分界线),可以有效地将沉降危害控制在允许值内,起到减震作用。因此,结合厚深比 K 隔震区间(0.3~0.8),认为 K 值在此区间($0.3 < K < 0.5$)时,天然液化地基即能起到减弱地震传到结构的能量的作用,又可以将结构沉降控制在安全范围(0.2 m)内,在以后的抗震设计中可以考虑这一辅助减震效应。

度、液化夹层密实度和不同液化夹层厚深比对地表建筑隔震效果的影响,结论如下:

1) 在短周期内结构加速度反应谱比会随震动强度的增加先减小后趋于稳定,震动强度超过某阈值时,液化夹层隔震效果不再增加,并且随着震动强度的增大,浅基础结构具有更大沉降和倾斜的趋势。

2) 松砂和中密砂完全液化时都会对上部结构产生隔震作用,总体来说,松砂的液化夹层隔震效果最优。此外,在不完全液化前提下,即使产生较大超孔压比,可液化夹层也不会减弱地震强度,反而会起到加震作用,且沉降随密实度减少而增加,但松砂会加大上部结构的不均匀沉降。

3) 在液化夹层完全液化的前提下,当不可液化层 $H_1 < 3$ m,且液化层厚度 $H_2 > H_1$ 时,结构沉降达到峰值,进而加大对结构的危害。但在一定厚深比区间内($0.3 < K < 0.5$),双层地基的耦合作用能起到减震作用,使液化层隔震的同时对结构的沉降危害降低到最小,还可以降低结构倾斜危害。

参考文献

- [1] 曹振中, 侯龙清, 袁晓铭, 等. 汶川 8.0 级地震液化震害及特征[J]. 岩土力学, 2010, 31(11): 3549-3555.
CAO Z Z, HOU L Q, YUAN X M, et al. Characteristics of liquefaction-induced damages during Wenchuan Ms 8.0 earthquake [J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(11): 3549-3555. (in Chinese)

- [2] 姚远, 李涛, 刘奇, 等. 2020 年 1 月 19 日新疆伽师 $M_w6.0$ 地震震中区地质灾害特点[J]. 地震地质, 2021, 43(2): 410-429.
YAO Y, LI T, LIU Q, et al. Characteristics of geological hazards in the epicenter of the Jiashi $M_w6.0$ earthquake on January 19, 2020 [J]. Seismology and Geology, 2021, 43(2): 410-429. (in Chinese)
- [3] BANDO K, SAITO H, URAYAMA T. Relation between building damage and the ground in Mitsuke urban area due to the Mid-Niigata Prefecture earthquake [J]. National Geotechnical Conference, 2005, 1063: 2121-2122.
- [4] 蒋玉谦. 海城 7.3 级地震破坏特征及震害预测[J]. 地震研究, 1985, 8(1): 81-90.
JIANG Y Q. Damage characteristics and hazard prediction of Haicheng M7.3 earthquake [J]. Journal of Seismological Research, 1985, 8(1): 81-90. (in Chinese)
- [5] 周燕国, 谭晓明, 陈捷, 等. 易液化深厚覆盖层地震动放大效应台阵观测与分析[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(7): 1282-1291.
ZHOU Y G, TAN X M, CHEN J, et al. Observations and analyses of site amplification effects of deep liquefiable soil deposits by geotechnical downhole array [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39(7): 1282-1291. (in Chinese)
- [6] 许成顺, 豆鹏飞, 杜修力, 等. 液化自由场地震响应大型振动台模型试验分析[J]. 岩土力学, 2019, 40(10): 3767-3777.
XU C S, DOU P F, DU X L, et al. Large-scale shaking table model test of liquefiable free field [J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(10): 3767-3777. (in Chinese)
- [7] KARATZIAX, MYLONAKIS G, BOUCKOVALAS G. Seismic isolation of surface foundations exploiting the properties of natural liquefiable soil [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, 121: 233-251.
- [8] KOKUSHO T. Seismic base-isolation mechanism in liquefied sand in terms of energy [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2014, 63: 92-97.
- [9] BOUCKOVALAS G D, TSIAPAS Y Z, THEOCHARIS A I, et al. Ground response at liquefied sites: seismic isolation or amplification? [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, 91: 329-339.
- [10] 石兆吉, 张延军, 孙锐. 土层液化对房屋遭受的地震荷载的影响[J]. 世界地震工程, 1995, 11(3): 10-16.
SHI Z J, ZHANG Y J, SUN R. Effect of liquefaction of soil layers on seismic load applied to buildings [J]. World Information on Earthquake Engineering, 1995, 11(3): 10-16. (in Chinese)
- [11] 李学宁, 刘惠珊, 周根寿, 等. 液化层减震机理研究[J]. 地震工程与工程振动, 1992, 12(3): 84-91.
LI X N, LIU H S, ZHOU G S, et al. Study on shake-reducing effect of liquefiable layers [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1992, 12(3): 84-91. (in Chinese)
- [12] ADAMPIRA M, DERAKHSHANDI M, GHALANDARZADEH A, et al. Evaluation of one-dimensional seismic site response due to liquefiable sub-layer [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Geotechnical Engineering, 2020, 173(2): 133-152.
- [13] ADAMPIRA M, DERAKHSHANDI M. Influence of a layered liquefiable soil on seismic site response using physical modeling and numerical simulation [J]. Engineering Geology, 2020, 266: 105462.
- [14] HU J L, CHEN Q H, LIU H B. Relationship between earthquake-induced uplift of rectangular underground structures and the excess pore water pressure ratio in saturated sandy soils [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, 79: 35-51.
- [15] LU C W, CHU M C, GE L, et al. Estimation of settlement after soil liquefaction for structures built on shallow foundations [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2020, 129: 105916.
- [16] OKA F, YASHIMA A, SHIBATA T, et al. FEM-FDM coupled liquefaction analysis of a porous soil using an elasto-plastic model [J]. Applied Scientific Research, 1994, 52(3): 209-245.
- [17] GOODMAN R E, TAYLOR R L, BREKKE T L. A model for the mechanics of jointed rock [J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1968, 94(3): 637-659.
- [18] 建筑地基基础设计规范: GB 50007—2011 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.
Code for design of building foundation: GB 50007—2011 [S]. Beijing: China Planning Press, 2012. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)