

DOI: 10.11779/CJGE201905020

倾斜可液化场地中矩形闭合型地下连续墙桥梁基础动力特性研究

李艳¹, 程谦恭^{1, 2}, 张建磊¹, 吕波¹, 王玉峰¹, 谢尚英³

(1. 西南交通大学地质工程系, 四川 成都 611756; 2. 西南交通大学高速铁路运营安全空间信息技术国家地方联合工程实验室, 四川 成都 611756;
3. 四川西南交大土木工程设计有限公司, 四川 成都 610031)

摘要: 矩形闭合型地下连续墙作为一种新型桥梁基础, 在倾斜可液化场地中的动力响应特性还不清楚。基于离心机振动台试验结果, 研究在倾斜可液化场地中的不同地震工况下, 矩形闭合型地下连续墙桥梁基础抵抗土体液化的性能及其位移(沉降、转角和水平位移)特征。通过对比在三种地震动(小震峰值为 0.05g、中震峰值为 0.13g、大震峰值为 0.50g)作用下, 远场土体与墙内土芯的动力响应特征, 证实了矩形闭合型地下连续墙基础的抗液化性能。综合分析在 3 种地震工况下, 矩形闭合型地下连续墙基础的位移特征, 讨论了其在倾斜可液化场地中作为桥梁基础的优劣性; 分析发现在中震工况下, 在可液化场地中矩形闭合型地下连续墙基础作为桥梁基础的性能最为显著。此外, 通过对比有、无承台的两组矩形闭合型地下连续墙基础的位移特征, 分析了矩形闭合型地下连续墙基础顶部承台的作用。
关键词: 矩形闭合型地下连续墙; 砂土液化; 倾斜场地; 离心机振动台试验; 桥梁基础

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2019)05-0959-08

作者简介: 李艳(1992—), 女, 博士研究生, 主要从事岩土地震工程与土工离心机物理模拟方面的研究工作。E-mail: yanli@my.swjtu.edu.cn。

Seismic behavior of rectangular closed diaphragm walls as bridge foundations in slope liquefiable deposits

LI Yan¹, CHENG Qian-gong^{1, 2}, ZHANG Jian-lei¹, LÜ Bo¹, WANG Yu-feng¹, XIE Shang-ying³

(1. Department of Geological Engineering, Faculty of Geosciences and Environmental Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 611756, China; 2. State-Province Joint Engineering Laboratory of Spatial Information Technology for High-Speed Railway Safety, Chengdu 611756, China; 3. Sichuan Southwest Jiaoda Civil Engineering Design Co., Ltd., Chengdu 610031, China)

Abstract: As a new type of bridge foundations, the seismic behavior of the rectangular closed diaphragm wall (RCDW) in slope liquefiable deposits requires a deep investigation. The liquefaction mitigation capability and displacement characteristics (settlements, rotations, and horizontal displacements) of RCDWs as bridge foundations in slope liquefiable deposits in different shaking events are studied on the basis of dynamic centrifuge test results. A comparison of different responses of the soil in the far field and the soil core enclosed by RCDWs in three shaking events (peak values of small, moderate, and large shaking events are 0.05g, 0.13g, and 0.50g, respectively) verifies that RCDWs can mitigate liquefaction to some extent. On the basis of the displacement characteristics of RCDWs in these three shaking events, the merits of RCDWs serving as bridge foundations are discussed, and the discussion shows that RCDWs are the most advantageous for serving as bridge foundations in moderate shaking events in liquefiable deposits. Furthermore, the effects of caps on the displacement characteristics of RCDWs are analyzed based on the results of two different dynamic centrifuge tests.

Key words: rectangular closed diaphragm wall; liquefaction; slope deposit; dynamic centrifuge test; bridge foundation

0 引言

地下连续墙是指利用各种挖槽机械, 借助泥浆护壁手段, 在所挖沟槽内浇筑适当材料而形成的一道具有防渗、挡土和承重功能的连续的地下墙体^[1]。当相邻的单片地下连续墙墙体采用刚性接头连接, 形成

基金项目: 国家重点研发计划(2017YFC1501000); 国家自然科学基金项目(41530639, 41761144080, 41372292); 长江学者和创新团队发展计划(IRT13092)

收稿日期: 2018-06-07

*通讯作者(E-mail: chengqiangong@home.swjtu.edu.cn)

平面闭合的矩形框架并设置承台时,所形成的基础形式称为矩形闭合型地下连续墙基础^[2-3]。自 1979 年日本在东北新干线饭坂街道高架桥工程中首次采用矩形闭合型地下连续墙基础^[4]以来,矩形闭合型地下连续墙作为新型桥梁基础得到了广泛的应用^[5]。

自 1964 年日本新潟地震以来,在世界范围内地震砂土液化及后续侧向流动造成大量桥梁、房屋建筑物基础的破坏^[6-8]。然而,在 1964 年新潟地震后调查中发现,一座采用单片地下连续墙(板桩)围护基础的建筑物损伤轻微,而临近未围护的建筑物受液化的影响而遭到严重破坏^[9],这一现象使得单片地下连续墙具有抵抗地震液化及液化后流动的良好性能得到了国内外学者的关注。刘华北等^[10]利用动力两相体有限元法,研究了地下连续墙(截断墙)减小地下结构物地震液化上浮的工作机理。卢之伟等^[11]基于三维有限元方法研究了可液化场地中地下连续墙的围束效应。Dashti 等^[12]基于离心机振动台试验研究了地下连续墙减轻液化诱发的建筑物沉降的机理。

虽然单片地下连续墙抵抗地震液化的性能和机理得到了较深入的研究,但是单片地下连续墙在实际可液化场地中较多作为围护结构^[10-14],而作为基础结构的实例罕见。矩形闭合型地下连续墙作为新型桥梁基础已经得到了广泛应用^[5],但是其在可液化场地的动力特性以及抵抗液化性能的研究目前还十分缺乏。程谦恭^[15]介绍了矩形闭合型地下连续墙桥梁基础抵抗地震液化的潜在机制和应用前景,但目前矩形闭合型地下连续墙桥梁基础的研究局限于静力条件^[16-17]和动力非液化条件^[18]。因此,有必要开展地震液化条件下矩形闭合型地下连续墙桥梁基础动力特性的研究,进一步完全揭示地下连续墙抗液化的机理。

本文开展了两组倾斜可液化场地中矩形闭合型地下连续墙桥梁基础的离心机振动台试验,通过施加不同幅值的地震动,得到在非液化条件和液化条件下不同位置土体与墙体的动力响应;通过对比远场与土芯的动力响应特征验证了矩形闭合型地下连续墙桥梁基础抵抗墙内土芯液化的性能;同时结合对矩形闭合型地下连续墙基础位移特征的分析,对其服役于桥梁基础的优劣性进行了评价。

1 离心机振动台试验介绍

1.1 试验设备及试验材料

本文离心机振动台试验是在浙江大学软弱土与环境土工教育部重点实验室的 ZJU400 型号的离心机振动台上完成的^[19],试验在 50g 离心加速度条件下,研究在倾斜可液化场地中矩形闭合型地下连续墙桥梁基

础的动力特性。离心机振动台试验中主要相似常数见表 1。为模拟半无限场地条件,试验选用层状剪切箱,内部尺寸为 600 mm×350 mm×449 mm(长×宽×高),模型箱内侧贴有 3 mm 厚橡胶膜为模型土体饱和并提供防水保护。

表 1 离心机振动台试验相似常数
Table 1 Similarity laws of dynamic centrifuge tests

特性分组	物理量	量纲	相似常数(模型/原型)
几何特性	长度	L	1/n
	面积	L ²	1/n ²
	体积	L ³	1/n ³
材料特性	密度	ML ⁻³	1
	质量	M	1/n ³
	变形模量	ML ⁻¹ T ⁻²	1
	应变	—	1
	应力	ML ⁻¹ T ⁻²	1
动力特性	抗弯刚度	ML ³ T ⁻²	1/n ⁴
	离心加速度	LT ⁻²	n
	振动加速度	LT ⁻²	n
	速度	LT ⁻¹	1
	位移	L	1/n
	振动频率	T ⁻¹	n
渗透特性	时间(动力)	T	1/n
	渗透系数	LT ⁻¹	n
	时间(渗透)	T	1/n ²

试验中选用福建标准细砂作为试验材料,其主要物理性质^[20]: 粒径 $d_{50}=0.16\text{ mm}$, 比重 $G_s=0.2645$, 不均匀系数 $C_u=1.6$, 最小孔隙比 $e_{\min}=0.615$, 最大孔隙比 $e_{\max}=0.961$ 。由表 1 可知,时间(动力)的相似常数为 $1/n$,而时间(渗透)的相似系数为 $1/n^2$,两者存在矛盾。目前主要通过增加孔隙液体的粘滞度从而减小固结速度的方法解决该矛盾^[21],使得时间(渗透)的相似常数与时间(动力)的相似常数一致,即为 $1/n$ 。试验中为解决 50g 离心加速度条件下时间(动力)的相似常数与时间(渗流)的相似常数的矛盾,选用粘滞系数为水 50 倍的 50 cst 甲基硅油作为孔隙液体,其密度为 0.96 g/cm^3 。

1.2 试验方案与模型布置

在下文中,除特殊情况外,均采用原型尺寸进行描述。

(1) 地层特性
试验地层由两层不同密实度的福建标准细砂组成:底部地层为 7 m 厚的密实层(相对密实度 $D_r=90\%$),作为非液化持力层;上部地层为 13 m 厚的中密层(相对密实度 $D_r=60\%$),作为可液化层。由于液化

引起的侧向流动常常发育于地表倾斜度为 $0.5^\circ \sim 5^\circ$ 的缓坡场地中^[22], 因此为模拟半无限缓坡场地, 试验中将上部地层的表面坡度设置为 5° 。采用砂雨法制备相对均匀的地层, 干砂地层制备完成后, 将模型箱放入真空饱和箱中进行饱和。试验模型图如图 1 所示。

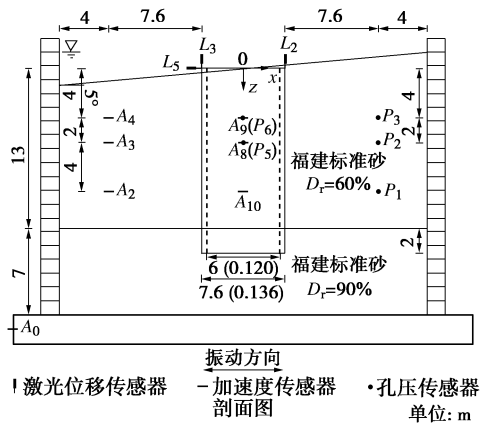


图 1 试验模型图示意图 (为简洁省略部分传感器)

Fig. 1 Configuration of test model (other transducers are omitted for brevity)

(2) 基础特性

两组试验中矩形闭合型地下连续墙基础的截面尺寸均为 $7.6 \text{ m} \times 7.6 \text{ m}$, 壁厚为 0.8 m , 格室尺寸为 $6 \text{ m} \times 6 \text{ m}$ 。在试验 1 中, 墙深为 15 m , 未配置承台; 在试验 2 中, 墙深为 13 m , 承台高度为 2 m , 承台与墙身刚性连接, 如图 2 所示; 两组基础进入持力层的深度为 2 m , 如图 1 所示。

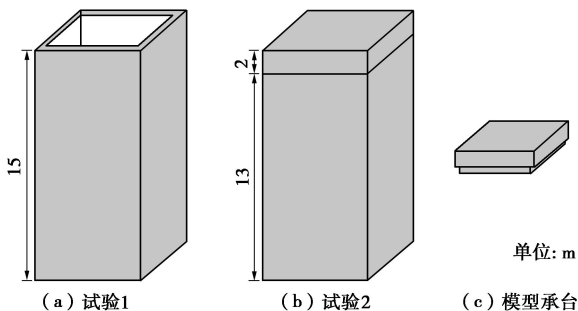


图 2 两组试验中矩形闭合型地下连续墙基础

Fig. 2 Rectangular closed diaphragm walls used in two tests

试验中模型墙采用铝合金 6061 制作, 其弹性模量为 $6.89 \times 10^4 \text{ MPa}$ 。由于实际工程中地下连续墙为混凝土或钢筋混凝土材料 (C30 混凝土的弹性模量为 $3 \times 10^4 \text{ MPa}$), 所以根据等效刚度原则, 计算得到的模型墙的尺寸为 $136 \text{ mm} \times 136 \text{ mm}$, 壁厚为 8 mm , 格室尺寸为 $120 \text{ mm} \times 120 \text{ mm}$ 。在试验 2 中, 承台也采用铝合金 6061 制作, 高度为 40 mm , 为保证承台与墙身的刚性连接, 将承台底部嵌入墙身 10 mm , 因此模型

承台的上表面尺寸为 $136 \text{ mm} \times 136 \text{ mm}$, 下表面尺寸为 $120 \text{ mm} \times 120 \text{ mm}$ 。

(3) 地震荷载

试验地震动输入选用 1952 年 7 月 21 日阿尔文-塔哈查皮地震在 Taft 监测到的 EW 分量。在振动台面上逐级输入 5 次不同幅值的 Taft 地震动, 以获取非液化和液化条件下土体与墙体的动力响应。在每一次地震动作用下产生的超孔隙水压力完全消散后, 再进行下一次加载。这 5 次 Taft 震动根据幅值可分为 3 组: 2 次小震 (峰值 $0.05g \sim 0.07g$), 2 次中震 (峰值 $0.13g \sim 0.17g$) 和 1 次大震 (峰值 $0.50g$)。在每次施加 Taft 波之前, 施加 1 次微幅白噪声信号 (峰值 $0.013g \sim 0.015g$) 用以获取土体的相关动力学参数。

2 远场与土芯动力响应

本文中选取试验 1 中的一组小震 (峰值为 $0.05g$)、中震 (峰值为 $0.13g$) 和大震 (峰值为 $0.50g$) 3 种工况下的典型数据, 描述远场和土芯的动力响应。土芯为矩形闭合型地下连续墙所包围的土体。本文中至少一个孔隙水压力传感器监测的超孔隙水压力时程达到初始液化 (即超孔隙水压力等于初始上覆有效应力) 作为液化发生的判据。

2.1 小震作用下

小震作用条件下 (峰值为 $0.05g$), 4 m 和 6 m 埋深的远场和土芯的加速度时程曲线, 傅里叶谱和超孔隙水压力比时程曲线分别如图 3~5 所示。

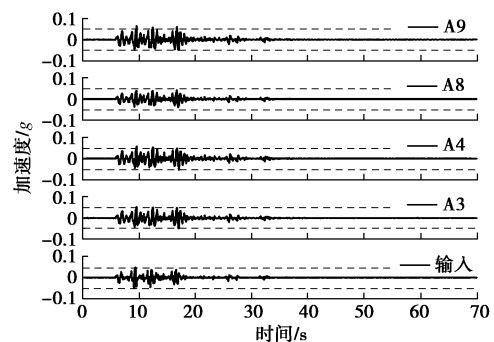


图 3 小震作用条件下远场与土芯加速度时程曲线

Fig. 3 Time histories of acceleration in far field and soil core in small events

由图 3 可见, 在小震作用条件下, 远场和土芯处的地震动自下而上均呈现明显的放大效应, 并且在输入地震动的卓越频率 1.38 Hz 附近, 竖向放大效应最为显著 (图 4)。由图 4 可知, 远场和土芯处监测的响应加速度的卓越频率与输入地震动的卓越频率 (1.38 Hz) 相同, 且响应的傅里叶幅值较输入地震动的傅里叶幅值呈现明显的放大现象, 表明在小震条件下, 远

场和土芯处的土体刚度均未产生弱化现象。由图5可见,远场与土芯处的超孔隙水压力比均小于1,表明远场和土芯处均未产生液化现象,这一现象解释了两处土体产生竖向放大现象的原因;值得说明的是虽然两处土体均未液化,但是远场的超孔隙水压力比大于土芯内超孔隙水压力比,表明矩形闭合型地下连续墙基础能在一定程度上抑制土芯内超孔隙水压力的产生。

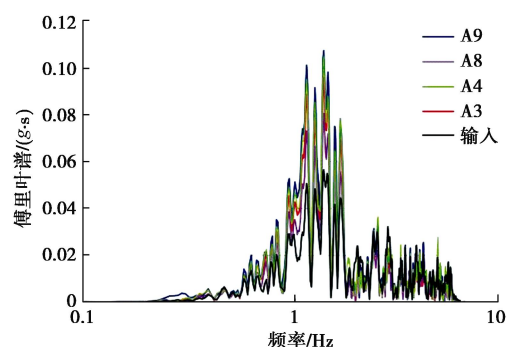


图4 小震作用条件下远场与土芯傅里叶谱图

Fig. 4 Fourier spectra in far field and soil core in small events

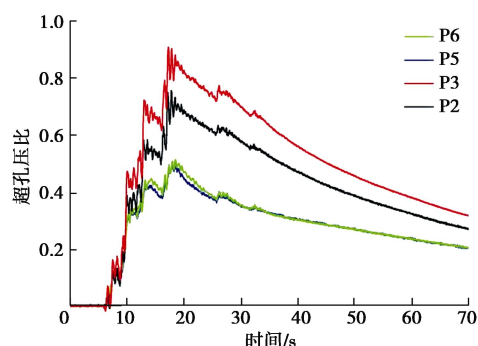


图5 小震作用条件下远场与土芯超孔压比时程曲线

Fig. 5 Time histories of excess pore pressure ratio in far field and soil core in small events

2.2 中震作用下

中震作用条件下(峰值为0.13g),4 m和6 m埋深的远场和土芯的加速度时程曲线,傅里叶谱和超孔隙水压力比时程曲线,分别见图6~8所示。

由图6可见,在中震作用条件下,远场地震动呈现明显的衰减现象;相反,土芯地震动虽然也呈现轻微衰减,但4 m埋深处的地震动在振动的前15 s仍然呈现一定的放大现象。由图7可见,远场和土芯不同深度处的卓越频率均有不同程度的下降,且远场的下降程度大于土芯,这一现象表明输入地震动的高频成分在传播过程中被严重衰减,也间接地说明了土体刚度产生了弱化。由图8可知,液化是造成地震动衰减以及土体刚度弱化的原因。然而,虽然土芯也产生了液化,但是液化状态只持续了10 s左右,表明矩形闭合型地下连续墙具有抵

抗墙内土芯液化的性能,这也解释了土芯处卓越频率的下降小于远场卓越频率的下降的原因。

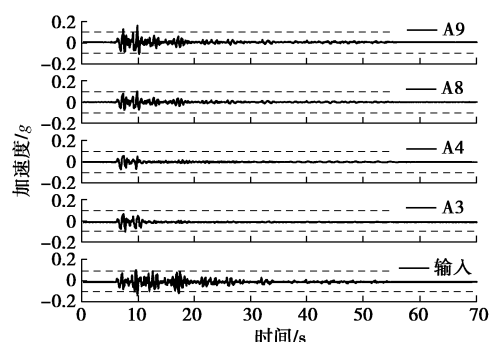


图6 中震作用条件下远场与土芯加速度时程曲线

Fig. 6 Time histories of acceleration in far field and soil core in moderate events

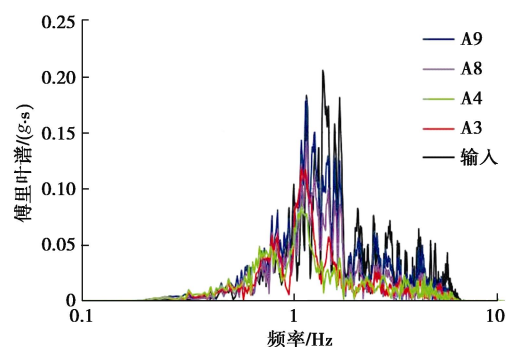


图7 中震作用条件下远场与土芯傅里叶谱图

Fig. 7 Fourier spectra in far field and soil core in moderate events

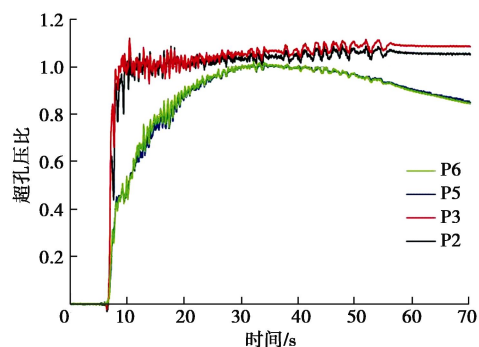


图8 中震作用条件下远场与土芯超孔压比时程曲线

Fig. 8 Time histories of excess pore pressure ratio in far field and soil core in moderate events

2.3 大震作用下

大震作用条件下(峰值为0.50g),4 m和6 m埋深的远场和土芯的加速度时程曲线,傅里叶谱和超孔隙水压力比时程曲线,分别如图9~11所示。

由图9~11可见,在大震作用条件下,远场和土芯均产生严重的长持时的液化现象(图11),液化导致远场和土芯处的土体刚度产生剧烈下降,表现为不

同位置处的土体响应加速度的卓越频率大幅度下降(图10),从而导致响应加速度呈现显著的衰减现象(图9),其中虽然土芯4 m埋深处的地震动较其他位置更剧烈,但是其峰值仍不足输入峰值的一半。值得说明的是,虽然土芯也产生持续的液化现象,但液化的启动时间较远场处仍出现滞后现象,表明在极端地震动作用下,矩形闭合型地下连续墙基础仍具有抵抗土芯液化的能力。

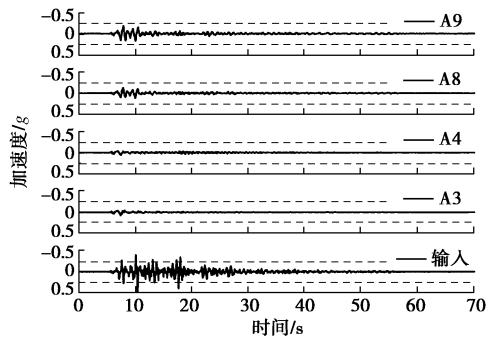


图9 大震作用条件下远场与土芯加速度时程曲线

Fig. 9 Time histories of acceleration in far field and soil core in large events

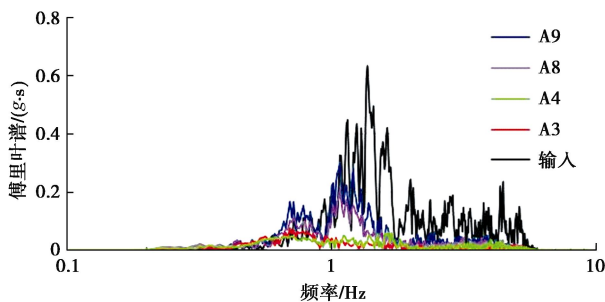


图10 大震作用条件下远场与土芯傅里叶谱图

Fig. 10 Fourier spectra in far field and soil core in large events

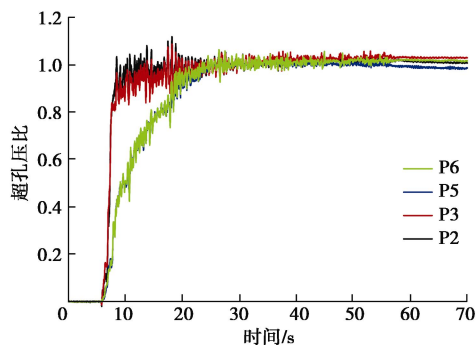


图11 大震作用条件下远场与土芯超孔压比时程曲线

Fig. 11 Time histories of excess pore pressure ratio in far field and soil core in large events

通过对比远场与土芯在小、中、大震作用3种工况下的动力响应特征可知,矩形闭合型地下连续墙基础具有良好的抗液化性能:在小震作用条件下,矩形闭合型地下连续墙基础能够抑制土芯内超孔隙水压力的发育;在中震作用条件下,矩形闭合型地下连续墙

基础可推迟液化启动时间,并且促进超孔隙水压力的消散,从而大幅度地缩减液化状态的持续时间;在大震作用条件下,虽然矩形闭合型地下连续墙基础不能抑制土芯液化的产生,但仍可以延迟液化的启动时间。

3 矩形闭合型地下连续墙动力响应

本文通过位移响应特征研究矩形闭合型地下连续墙基础的动力响应,具体分析如下。

3.1 竖向沉降分析

两组试验中矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震作用条件下(峰值分别为0.05g、0.13g和0.50g)的沉降时程曲线如图12、13所示,其中正值代表沉降值。

在3种工况下,两组矩形闭合型地下连续墙基础均产生明显的不均匀沉降;并随着输入地震动幅值的增加,不均匀沉降愈加显著。对比两组矩形闭合型地下连续墙基础发现,试验1中的无承台基础的沉降在小震和中震作用工况下小于试验2中有承台基础的沉降,而在大震作用条件下却大于试验2中有承台基础的沉降。由此可知,承台的存在影响基础的沉降特征,且承台的作用受输入地震动幅值的影响。

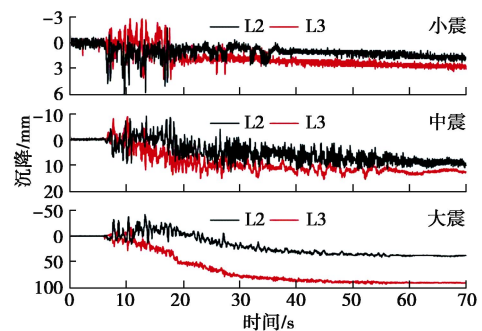


图12 试验1中矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震作用条件下的沉降

Fig. 12 Settlements of RCDWs in small, moderate, and large events in Test 1

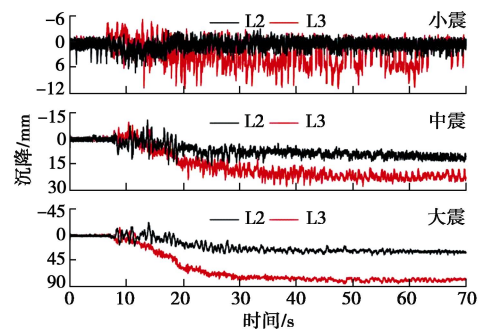


图13 试验2中矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震作用条件下的沉降

Fig. 13 Settlements of RCDWs in small, moderate, and large events in Test 2

3.2 转角分析

由 3.1 节可知, 在地震动作用下矩形闭合型地下连续墙基础产生不均匀沉降, 因此基础发生偏转现象, 如图 14 所示。现以转角 θ 为指标描述矩形闭合型地下连续墙的偏转现象, 转角 θ 定义为

$$\tan \theta = \frac{\Delta S}{B}, \quad (1)$$

式中, ΔS , B 分别为矩形闭合型地下连续墙沉降差值和宽度, 如图 14 所示。

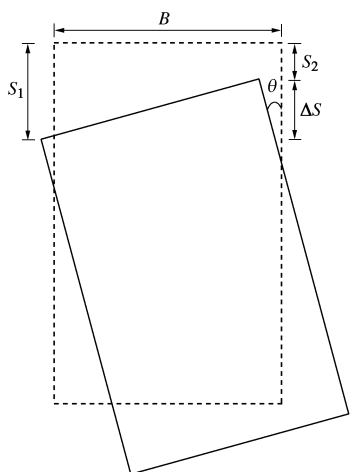


图 14 矩形闭合型地下连续墙偏转示意图

Fig. 14 Sketch of rotation of RCDWs in shaking events

两组试验中矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震作用条件下（峰值分别为 0.05g, 0.13g 和 0.50g）的转角时程曲线如图 15 所示。

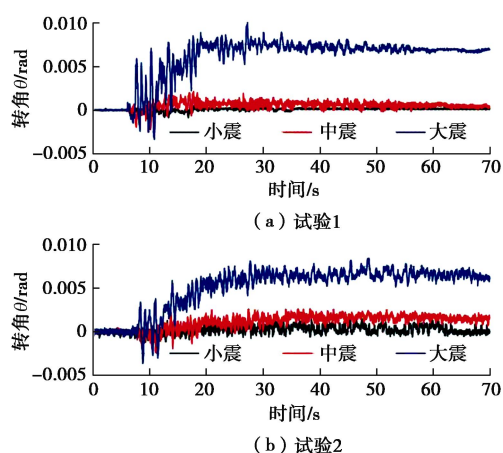


图 15 两组试验中矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震作用条件下的转角

Fig. 15 Rotation angles of RCDWs in small, moderate, and large events in two tests

由图 15 可知, 振动过程中矩形闭合型地下连续墙基础产生转动, 并随着地震动幅值的增大, 矩形闭合型地下连续墙基础的转角随之增大。在小震和中震作用工况下, 矩形闭合型地下连续墙基础产生微小转动,

转角 $\theta < 0.002$; 在大震工况下, 产生较明显的转动, $\theta \approx 0.007$ 。对比试验 1 与试验 2 的结果可知: ①在小震和中震作用工况下, 试验 2 中的矩形闭合型地下连续墙基础的转角大于试验 1 基础的转角; 其中在小震作用工况下, 试验 1 中的矩形闭合型地下连续墙未产生转动, 转角几乎为 0; 表明承台的存在将加剧矩形闭合型地下连续墙基础的转动; ②在大震作用工况下, 两组试验中矩形闭合型地下连续墙基础的转角相似, 并且试验 2 中的转角略小于试验 1 中的转角, 表明在大震作用工况下, 墙体内、外部土体均产生液化的情况下, 承台对基础转角的影响可忽略。

3.3 水平永久位移分析

由于受试验条件的影响, 试验 2 中未能监测矩形闭合型地下连续墙基础承台的水平位移, 故本文中只呈现试验 1 中承台对应位置——矩形闭合型地下连续墙基础顶部的水平位移, 如图 16 所示, 其中负值代表水平位移朝下坡方向。

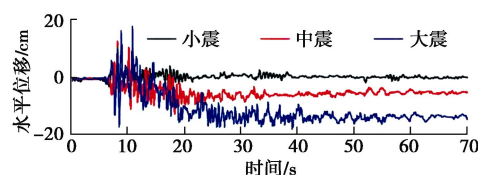


图 16 试验 1 中矩形闭合型地下连续墙基础顶部在小、中、大震作用条件下的水平位移

Fig. 16 Horizontal displacements of RCDWs in small, moderate, and large events in Test 1

由图 16 可知, 在小震作用工况下, 矩形闭合型地下连续墙基础未产生明显的残余水平位移; 在中震作用工况下, 矩形闭合型地下连续墙基础的残余水平位移在振动开始后, 立即随着振动过程的进程而逐渐累加, 并在 20 s 达到峰值; 在大震作用工况下, 在地震动施加的前 15 s, 矩形闭合型地下连续基础仅产生较大的瞬时水平位移, 未产生残余水平位移, 在 15 s 之后, 水平位移向下坡累加, 逐渐产生残余水平位移。

4 讨 论

综合矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震作用 3 种工况下的位移响应特征可知: 在小震作用工况、非液化条件下, 矩形闭合型地下连续墙基础只产生轻微的沉降 (1~2 mm), 并未产生偏转和永久水平位移, 当作为桥梁基础时, 可为上部结构提供良好的支撑作用; 在中震作用工况、基础周围土体产生强烈液化的条件下, 矩形闭合型地下连续墙基础仅产生了较小的沉降 (<20 mm), 发生轻微的转动 ($\theta \approx 0.001$), 产生较小的残余水平位移 (<10 cm), 作为桥梁基础,

在液化场地中,仍能为上部结构提供良好的支撑作用,基础本身的位移(沉降、转动和水平位移)对上部结构的正常工作性能的影响较小;在大震作用工况下,虽然矩形闭合型地下连续墙基础仍能延迟土芯的液化启动时间,但是由于墙体内、外土体产生剧烈液化,基础本身的位移(沉降、转动和水平位移)明显,作为桥梁基础时将严重影响上部结构的正常工作,甚至可能导致上部结构整体的倒塌与破坏。故此,在中震作用工况下,在可液化场地中矩形闭合型地下连续墙基础作为桥梁基础的性能最为显著——不仅可以抵抗土芯的液化,而且还可保证上部结构的正常工作。

对比两组试验中矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震作用3种工况下的位移响应特征可知,在小震和中震作用工况下,承台影响矩形闭合型地下连续墙基础的位移,加剧基础的沉降和转动;在大震工况下,承台的影响可忽略。

5 结 论

本文基于两组倾斜可液化场地中矩形闭合型地下连续墙桥梁基础的离心机振动台试验,通过对比不同的地震动工况下,土芯与远场土体的动力响应特征,验证了矩形闭合型地下连续墙桥梁基础抵抗液化的性能;结合矩形闭合型地下连续墙基础在不同地震动工况下的位移响应的分析,对其服役于桥梁基础的优劣性进行了评价;并通过对比两组试验的结果,讨论了承台对矩形闭合型地下连续墙桥梁基础的位移特性的影响。主要得出以下结论:

(1)对比远场土体与墙内土芯在3种地震动工况下的动力响应特征可知,矩形闭合型地下连续墙基础具有良好的抗液化性能:在小震作用条件下,矩形闭合型地下连续墙基础能够抑制土芯内超孔隙水压力的发育;在中震作用条件下,矩形闭合型地下连续墙基础通过推迟液化启动时间,以及促进超孔隙水压力的消散,大幅度地缩减液化状态的持续时间;在大震作用条件下,矩形闭合型地下连续墙基础仍可以通过延迟液化的启动时间,从而缩短液化的持续时间。

(2)综合矩形闭合型地下连续墙基础在小、中、大震3种作用工况下的位移响应特征可知,在中震作用工况下,在可液化场地中矩形闭合型地下连续墙基础作为桥梁基础的性能最显著——不仅可以抵抗土芯的液化,而且还能够保证上部结构的正常工作。

(3)对比两组试验结果可知,承台影响矩形闭合型地下连续墙基础的动力特性,在小震和中震作用工况下,承台加剧了矩形闭合型地下连续墙基础的沉降和转动。

参考文献:

- [1] 丛蔼森. 地下连续墙的设计施工与应用[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2001. (CONG Ai-sen. Design and construction application of diaphragm wall[M]. Beijing: China Water and Power Press, 2001. (in Chinese))
- [2] 文 华, 程谦恭, 陈晓东, 等. 矩形闭合地下连续墙桥梁基础竖向承载特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(12): 1823 - 1830. (WEN Hua, CHENG Qian-gong, CHEN Xiao-dong, et al. Study on bearing performance of rectangular closed diaphragm walls as bridge foundations under vertical loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(12): 1823 - 1830. (in Chinese))
- [3] WEN H, CHENG Q G, MENG F C, et al. Diaphragm wall-soil-cap interaction in rectangular closed diaphragm wall bridge foundations[J]. Frontiers of Structural and Civil Engineering, 2009, 3(1): 93 - 100.
- [4] 海野隆哉. 地下連続壁を用いた函型剛体基礎の設計・施工[J]. コンクリート工学, 1984, 22(6): 4 - 11. (KAINO Takaya. Closed wall foundation of reinforced concrete[J]. Concrete Journal, 1984, 22(6): 4 - 11. (in Japanese))
- [5] CHENG Q G, WU J J, WEN H. The behavior of a rectangular closed diaphragm wall when used as a bridge foundation[J]. Frontiers of Structural and Civil Engineering, 2012, 6(4): 398 - 420.
- [6] HAMADA M. Large ground deformations and their effects on lifelines: 1964 Niigata earthquake//Case Studies of Liquefaction and Lifeline Performance During Past Earthquakes[R]. Buffalo NY: National Centre for Earthquake Engineering Research, 1992.
- [7] TOWHATA I. Geotechnical earthquake engineering[M]. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2008.
- [8] CUBRINOVSKI M, HASKELL J, WINKLEY A, et al. Performance of bridges in liquefied deposits during the 2010-2011 Christchurch, New Zealand earthquakes[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2014, 28(1): 24 - 39.
- [9] JAPANESE GEOTECHNICAL SOCIETY. Remedial measures against soil liquefaction-From investigation and design to implementation[M]. Netherlands: AA Balkema, 1998.
- [10] 刘华北, 宋二祥. 截断墙法降低地下结构物地震液化上浮[J]. 岩土力学, 2006, 27(7): 1049 - 1055. (LIU Hua-bei, SONG Er-xiang. Reducing uplift of underground structures using cutoff walls[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, 27(7): 1049 - 1055. (in Chinese))

- [11] 卢之伟, 谢旭升, 黄雨, 等. 地震时地下连续墙围束效应与围束土壤超孔隙水压力之探讨[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(6): 861 - 865. (LU Chih-wei, HSIEH Hshu-sheng, HUANG Yu, et al. Numerical study on seismic interaction between wall-type underground structures and excess pore water pressure of confined soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(6): 861 - 865. (in Chinese))
- [12] DASHTI S, BRAY J D, PESTANA J M, et al. Centrifuge testing to evaluate and mitigate liquefaction-induced building settlement mechanisms[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, **136**(7): 918 - 929.
- [13] ZHENG J, SUZUKI K, OHBO N, et al. Evaluation of sheet pile-ring countermeasure against liquefaction for oil tank site[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1996, **15**(6): 369 - 379.
- [14] RASOULI R, TOWHATA I, HAYASHIDA T. Mitigation of seismic settlement of light surface structures by installation of sheet-pile walls around the foundation[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, **72**: 108 - 118.
- [15] 程谦恭. 格栅式地下连续墙桥梁基础抗地震液化机理研究[J]. 学术动态, 2014(1): 35 - 44. (CHENG Qian-gong. Mechanism of LSDW as bridge foundation against seismic liquefaction[J]. Academic News, 2014(1): 35 - 44. (in Chinese))
- [16] 吴九江, 程谦恭, 文华, 等. 软土地基格栅式地下连续墙与群桩桥梁基础竖向承载性状对比模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(9): 1733 - 1744. (WU Jiu-jiang, CHENG Qian-gong, WEN Hua, et al. Vertical bearing behaviors of lattice shaped diaphragm walls and group piles as bridge foundations in soft soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(9): 1733 - 1744. (in Chinese))
- [17] 吴九江, 文华, 程谦恭, 等. 基于接触面参数反演的格栅式地下连续墙桥梁基础竖向承载特性数值分析[J]. 岩土工程学报, 2016, **38**(8): 1456 - 1465. (WU Jiu-jiang, WEN Hua, CHENG Qian-gong, et al. Numerical analysis for vertical loaded lattice-shaped diaphragm wall based on an approach for determining interfacial parameters[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, **38**(8): 1456 - 1465. (in Chinese))
- [18] WU J J, CHENG Q G, WEN H, et al. Comparison on the horizontal behaviors of lattice-shaped diaphragm wall and pile group under static and seismic loads[J]. Shock and Vibration, 2016, **2016**(6): 1 - 17.
- [19] 陈云敏, 韩超, 凌道盛, 等. ZJU400 离心机研制及其振动台性能评价[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(12): 1887 - 1894. (CHEN Yun-min, HAN Chao, LING Dao-sheng, et al. Development of geotechnical centrifuge ZJU400 and performance assessment of its shaking table system[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(12): 1887 - 1894. (in Chinese))
- [20] 李永刚. 长持时强震下砂土液化沉降机制与评价方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2014. (LI Yong-gang. The mechanism and evaluation of liquefaction-induced large settlement of sandy ground under long-duration earthquakes[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2014. (in Chinese))
- [21] KUTTER B L. Recent advances in centrifuge modeling of seismic shaking[C]// Proceeding of the Third International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics. St. Louis Missouri, 1995: 927 - 942.
- [22] YOUD T L. Major cause of earthquake damage is ground failure[J]. Civil Engineering-ASCE, 1978, **48**(4): 47 - 51.