

DOI: 10.11779/CJGE201601020

短加筋土挡墙墙后连接作用的离心模型试验研究

徐超^{1,2}, 罗玉珊^{1,3}, 贾斌¹, 陈洪帅⁴

(1. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学岩土工程与地下结构教育部重点实验室, 上海 200092;
3. 上海申元岩土工程有限公司, 上海 200040; 4. 上海建工七建集团, 上海 200050)

摘要: 短加筋土挡墙是一种在既有稳定墙体/陡坡前修建的短加筋土挡墙, 但目前缺乏对短加筋土挡墙与稳定墙体/陡坡间连接形式及其作用的统一认识, 对其工作机理的研究也有待深入。利用离心模型试验, 结合系统的监测数据, 对不同连接形式的模型墙顶沉降、墙面水平位移、土压力分布等规律进行了分析, 探讨了短加筋土挡墙的行为特征以及墙后机械连接的作用。研究发现: 短加筋土挡墙的竖向沉降和水平位移均较常规加筋土挡墙大且分布不均匀, 墙后连接形式对短加筋土挡墙的变形存在明显的影响; 短加筋土挡墙和其后稳定墙体/陡坡之间的压力远小于理论水平土压力值, 稳定墙体/陡坡与短加筋土挡墙之间仅存在接触压力; 短加筋土挡墙墙后设置机械连接可以显著提高整体稳定性, 减小差异沉降, 控制水平变形, 而不设连接时短加筋土挡墙变形较大且易于垮塌破坏。

关键词: 土工合成材料; 短加筋土挡墙; 离心模型试验; 行为特征; 连接

中图分类号: TU411 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2016)01-0180-07

作者简介: 徐超 (1965 -), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事土工合成材料和地基加固方面的教学与科研工作。E-mail: c_axu@tongji.edu.cn。

Effects of connection forms on shored mechanically stabilized earth walls by centrifugal model tests

XU Chao^{1,2}, LUO Yu-shan^{1,3}, JIA Bin¹, CHEN Hong-shuai⁴

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. Shanghai Shen Yuan Geotechnical Engineering Co., Ltd., Shanghai 200040, China; 4. Shanghai No. 7 Construction Group Co., Ltd., Shanghai 200050, China)

Abstract: The shored mechanically stabilized earth (SMSE) wall system is a kind of narrow MSE walls designed and constructed next to the existing stable walls/slopes. However, the views regarding the effects of different connection forms on SMSE wall system are not unified. The performance and mechanism of SMSE walls still need further researches. Accordingly, by using the centrifugal model tests on SMSE walls, the measured data including settlement, lateral displacement of the facing and earth pressure on the SMSE walls are analyzed. The special performance characteristics of the SMSE walls are compared with those of the conventional MSE walls, and the effects of mechanical connections on the SMSE wall system are discussed. The results indicate that the SMSE walls suffer larger and uneven deformation both on crest settlement and on lateral displacement than the conventional MSE walls, and the connection form behind the SMSE walls has obvious influence on their deformation. The measured lateral pressure of narrow reinforced soil mass against the stable wall/slope is far below the theoretical active earth pressure, showing that there is only the contact pressure between the stable wall/slope and the SMSE wall. And mechanically connecting the SMSE wall to the stable wall/slope is an efficient measure to help control the deformation and improve the system stability, while the unconnected wall will suffer larger displacement and is prone to collapse.

Key words: geosynthetics; shored mechanically stabilized earth wall; centrifuge model test; performance characteristic; connection

0 引言

与传统重力式挡墙相比, 土工合成材料加筋土挡墙具有对地基承载力要求相对较低、抗震性能好、施

工便捷、对地基变形的适用性强、工程造价较低及绿

基金项目: 湖北省交通科学研究计划项目 (2011-700-3-42)

收稿日期: 2014-12-19

化效果美观等优点, 因而该技术在国内外得到了迅速的发展和广泛的运用^[1-2]。然而在工程实践中, 经常会有施工场地受限制导致筋材铺设长度难以达到规范要求值的情况, 如稳定岩质边坡防护、已有路基拓宽、山区道路修复等。像这种筋材布置长度小于规范规定的加筋长度, 如 $0.7H$ (H 为挡墙/陡坡高度), 墙后既有墙体/陡坡稳定且没必要大量开挖施工的“狭窄”加筋土挡墙, 可以称之为“短加筋土挡墙”, 即美国规范^[3]中的 shored mechanically stabilized earth wall (SMSE Wall), 也常被称为“narrow geosynthetic reinforced Soil wall”^[4-6]。

国际上已有少数学者围绕着短加筋土挡墙展开了探讨和研究, 指出了短加筋土挡墙由于其筋长偏短而导致在变形特性、潜在滑裂面、土压力分布和破坏模式等方面均不同于常规加筋土挡墙^[5, 7-8]。除了筋材长度较短之外, 短加筋土挡墙的另一个特别之处就是其与后部稳定墙体/陡坡间的边界问题。Yang 等^[6]通过数值模拟分析指出, 短加筋土挡墙和其后稳定墙体/陡坡间的接触面处存在拉应力区。短加筋土挡墙筋材长度不足, 使得筋材的锚固长度不足甚至缺失, 容易导致接触边界处易产生裂缝, 甚至最终导致挡墙的垮塌, 故短加筋土挡墙和其后稳定墙体/陡坡间的连接形式对短加筋土挡墙的稳定性和破坏模式非常重要。图 1 为一短加筋土挡墙典型剖面图。现有的短加筋土挡墙墙后连接方式大体分为摩擦连接和机械连接两种。摩擦连接即为两面反包构成的台阶式界面; 机械连接多为将筋材与设置在稳定墙体/陡坡内的土钉或锚杆相连接(参见图 1), 或将余长的筋材浇筑进后部墙体/陡坡内。由于机械连接施工不便, 规范^[3]中推荐摩擦连接; 或不设连接, 而在短加筋土挡墙顶部采用 $0.6H$ 长的筋材跨越接触面超过 1.5 m , 以防止接触面上部和顶部出现裂缝。Lawson 等^[9]经过研究认为: 短加筋土挡墙内部稳定性不足, 需要采取措施增加其加筋长度或与后部稳定墙体/陡坡连接以保证稳定性; 而 Morrison 等^[3]进行了短加筋土挡墙的足尺模型实验, 得出 SMSE 墙与后部稳定墙体/陡坡连接与否对整体稳定性影响不大的结论。可见, 尽管对短加筋土挡墙及墙后连接形式或连接与否已有一些研究, 但文献给出的研究结论存在一些矛盾, 这给短加筋土挡墙的应用造成困扰。

笔者^[10-11]介绍了湖北宜巴高速公路建设中应用该项技术在岩质陡坡上修建加筋土路堤的案例, 但对短加筋土挡墙的工作特性和机理的认识尚不深入, 特别是对短加筋土挡墙墙后机械连接的作用, 也存在一些异议。这在一定程度上制约了短加筋土挡墙技术的

应用和发展, 故而对短加筋土挡墙的工作原理仍需进一步的研究。特别地, 对于类似图 1 所示的稳定墙体/陡坡顶部还有较厚加筋土体的情形, 即相当于加筋土体内部存在一个陡坎的情形, 目前国内外尚无相关的研究。本文针对这种存在陡坎的短加筋土挡墙, 利用离心模型试验, 通过对墙面水平位移、墙顶沉降、土压力分布等监测数据的分析, 讨论了墙后连接形式对短加筋土挡墙行为特征的影响及机械连接的作用。

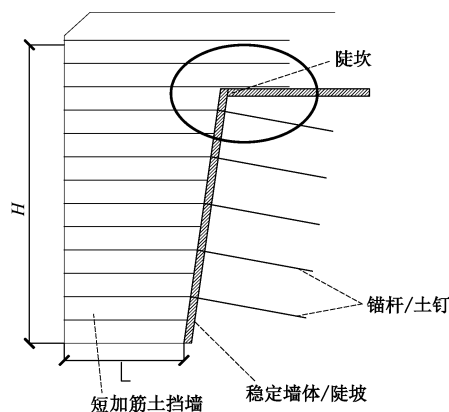


图 1 短加筋土挡墙典型剖面

Fig. 1 Typical cross-section of SMSE wall system

1 离心模型试验

本次离心试验在同济大学 TLJ-150 复合型岩土离心机上进行, 该机最大容量 $150\text{ g}\cdot\text{t}$, 最大加速度 200g , 有效旋转半径 3.0 m , 拖动功率 250 kw 。

1.1 试验方案及模型尺寸

本次模型试验在已有短加筋土挡墙的研究基础上, 参考 Xu 等^[10]介绍的建造于山区岩质边坡前的土工格栅反包式短加筋土路堤, 制定了对短加筋土挡墙特性及接触面连接作用的试验研究方案。

根据实验室模型箱尺寸(长 900 mm ×宽 700 mm ×高 700 mm), 模型率采用 $n=30$ 。设计了 3 组试验, 试验方案参见表 1。每组试验中挡墙高度为 400 mm , 反包墙面坡率为 $1:0.25$ ($1H:4V$), 加筋间距 25 mm , 反包长度 24 mm (顶层除外)。在 M1, M2 模型中, 短加筋土挡墙后部稳定陡坡坡比为 $1:0.5$ ($1H:2V$)。加筋土体底部宽度为 90 mm ($0.23H$), 与后部陡坡齐平处宽度为 150 mm ($0.38H$), 上部筋材全部跨越接触面。M1 与 M2 只有界面连接形式不同, M1 中筋材与稳定陡坡内布置的锚杆连接, 而 M2 中不连接。两模型的剖面尺寸详见图 2。为了对比短加筋土挡墙与常规加筋土挡墙在行为特征上的差异, 设计常规加筋土挡墙模型 M3, 其加筋长度自上而下等长, 均为 200 mm , 其剖面各尺寸与 M1, M2 相同。

表 1 短加筋土挡墙机理试验方案

Table 1 Plan of centrifugal modeling test on SMSE walls

序号	加筋长度受限否	墙后连接形式	备注
M1	受限	机械连接	短加筋土挡墙
M2	受限	不连接	短加筋土挡墙
M3	不受限	—	常规加筋土挡墙

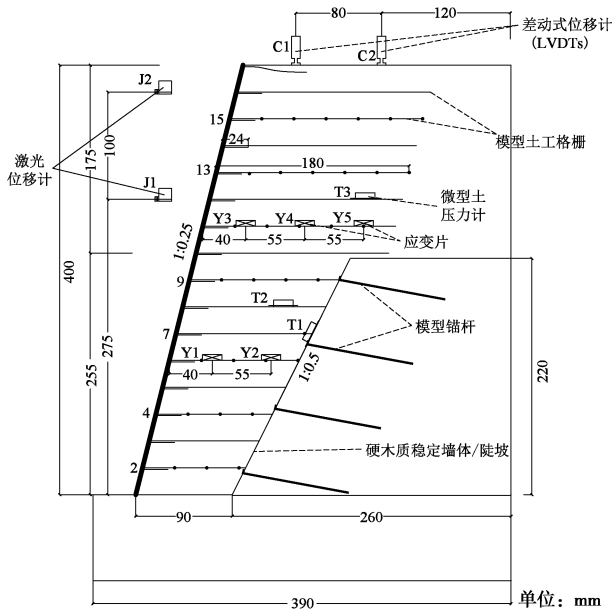


图 2 M1 和 M2 模型尺寸及监测布置剖面图

Fig. 2 Cross-section and instrumentation plan of centrifugal models M1 and M2

1.2 试验材料的选择与制备

(1) 加筋土挡墙填土

模型中填土选用普通黄砂，经过颗分实验确定其为中砂，不均匀系数 C_u 为 1.69，曲率系数 C_c 为 1.05。加筋土挡墙制样过程中采用砂雨法，可以保证填料的均匀性和相对密实度。本试验中，砂雨法操作时保持落距为 60 cm，填土相对密实度达到 65%。经取样测试，此状态下砂土的重度为 16.30 kN/m^3 ，含水率约为 6.3%，内摩擦角为 36° 。

(2) 模型土工格栅

本试验以土工格栅为筋材原型。由于模型材料要同时满足强度相似、应变相似和尺寸相似难度较高，依据已有实践经验^[12-13]，加筋土挡墙中格栅所能发挥出来的强度远小于其断裂拉力，其应变一般小于 2%，

筋材模量接近线性，故在选取模型土工格栅时主要考虑应变相似的原则。采用土工合成材料拉伸试验机，按照中国标准^[14]分别对菱形聚丙烯腈纶窗纱、医用纱布、玻璃纤维窗纱、聚酯窗纱、三维土工网中间层等材料进行宽条拉伸试验，最终选择玻纤窗纱作为模型格栅材料。表 2 中列出了模型格栅的一些试验参数，并附上按照离心模型试验相似准则 (1:30) 换算得到的格栅参数。

(3) 稳定陡坡及锚杆

短加筋土挡墙后部的稳定陡坡，采用硬木模拟，而设置于稳定陡坡内部与筋材连接的锚杆则采用不锈钢钢丝进行模拟。实际工程中，分散型锚杆的直径一般在 20~30 mm，水平垂直间距为 1~2 m，按照离心试验几何相似原则，锚杆替代材料的直径和布置间距均过小，故用面积置换率相等的原则重新设计模型锚杆尺寸和布置间距。最终确定模型锚杆直径为 1.5 mm，长 100 mm，在坡面处弯起为 5 mm，呈“L”型，横向间距为 90 mm，纵向间距 62 mm (参见图 3)。



图 3 稳定陡坡及锚杆替代材料实物图

Fig. 3 Stable steep slope of model and anchors

1.3 离心模型的制作与监测方案

在分层建造加筋土挡墙的过程中，结合加筋土挡墙断面尺寸计算并控制每层所需的砂土总体积，采用砂雨法摊铺，人工整平。当铺设到需要与模型锚杆连接的对应筋材时，将窗纱末端用订书钉弯折穿入一根横向钢丝，将模型锚杆“L”弯钩穿过筋材，并卡住横向钢丝，即完成筋材与模型锚杆的连接。

表 2 玻璃纤维窗纱试验参数

Table 2 Parameters of fibre-glass screen netting

参数	2%拉伸强度 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)	5%拉伸强度 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)	5%割线模量 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)	极限抗拉强度 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)	断裂延伸率 /%	网孔尺寸 /($\text{mm}\times\text{mm}$)
玻纤窗纱弱方向	0.142	0.323	6.45	1.615	47.11	1.5×1.5
按 1:30 换算得格栅参数	4.26	9.69	193.6	48.45	47.11	45×45

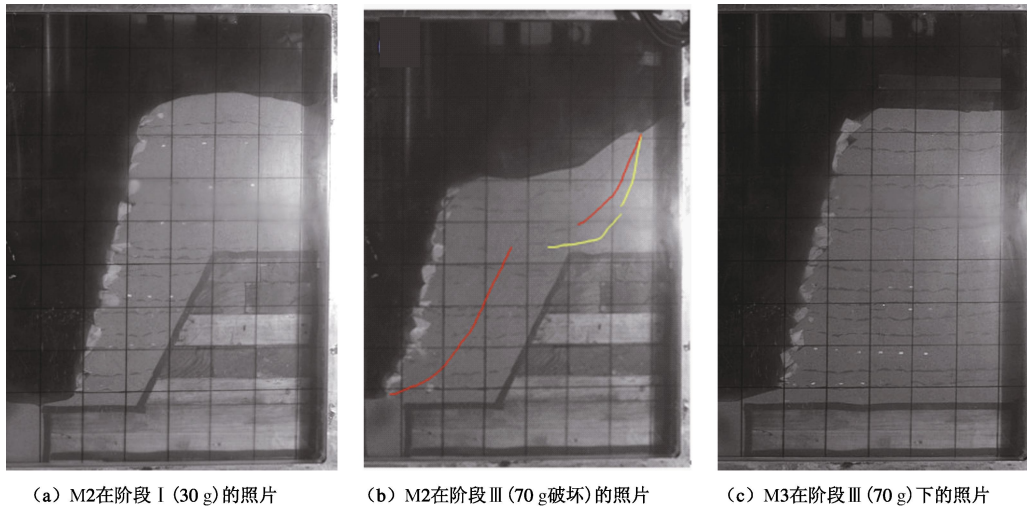


图 4 离心模型试验中加筋土挡墙在不同阶段变形情况

Fig. 4 Photos of centrifugal models in different periods

本次离心模型试验中,从挡墙的水平位移、竖向沉降、土压力、筋材应变等方面对短加筋挡墙的行为特征进行监测。3组试验的监测元件及布设位置均一致,见图2。每组试验中均布设差动式位移计以监测加筋土挡墙顶部沉降,非接触式激光位移计以监测加筋土挡墙临空面的水平位移,PDA-PA微型土压力计以监测水平、竖向土压力,及BX120-2BB型电阻式应变片监测挡墙内模型格栅的应变分布特征。

1.4 主要试验过程

在M1~M3加筋土挡墙离心模型试验过程中,匀速增大加速度,每增大5g后稳定10min,直到30g稳定后保持96min(相当于原型的2个月),此为阶段I;为了进一步探索短加筋土挡墙在不同荷载下的行为特征,在挡墙顶面垂直临空面方向铺8列钢板(荷载),每列钢板长15cm,列宽8cm,高3.5cm,然后按照阶段I的路径逐渐增大加速度至30g并稳定96min,此为阶段II;再停机,在阶段II的基础上加铺15cm×8cm×2cm的钢板荷载,同阶段I一样逐渐增大加速度至30g并稳定96min,而后继续使加速度至70g以研究短加筋土挡墙的破坏模式,此为阶段III。由于本试验所用为砂土,制样过程中压实度控制较好,且每次停机后再次加载的加速度时程曲线均同阶段I,尽可能地使不同阶段下土体孔隙率和土压力水平完全相当,故停机对试验结果的影响可以忽略。

2 试验结果与分析

2.1 整体宏观变形

参照各组挡墙中染色砂标记试验前后相对于模型箱有机玻璃面处的网格位置变化,可以看出在离心场中3组短加筋土挡墙均有一定的变形,只有接触面

未连接的短加筋土挡墙M2破坏。M1虽然筋材与稳定陡坡采用机械连接,相比常规加筋土挡墙M3,仍有明显的不均匀变形。图4为离心机实验室单反相机抓拍的照片,自左向右分别为M2在阶段I(30g)和阶段III(70g,破坏)的照片,图中其破裂面根据埋置于模型内的染色砂分布情况绘出,以及M3在阶段III(70g)下的照片。从中可以看出:M2与M3相比,短加筋土挡墙的行为特征明显不同。

2.2 墙顶沉降

图5为M1,M2,M3模型在30g时墙顶沉降随荷载变化曲线。按照离心模型试验的比尺关系,在加速度为30g时,阶段I、阶段II和阶段III对应的墙顶荷载分别相当于0,87.6,138.4kPa(下文的试验结果均已按照相似比尺换算至原型给出)。由图5可见:

(1)各加筋土挡墙的墙顶沉降均随着墙顶荷载增大而增加。

(2)短加筋土挡墙的墙顶差异沉降明显,常规加筋土挡墙的墙顶沉降则相对较小且均匀。这应归结为短加筋土挡墙与其后稳定陡坡的刚度差别较大,填土的压缩变形层层叠加,而稳定陡坡几乎无压缩变形,最终在墙顶累积表现为明显的差异沉降。

(3)墙后连接形式不同,墙顶差异沉降区别明显:采用锚杆连接(机械连接)的M1短加筋土挡墙墙顶差异沉降小,而无连接的M2挡墙墙顶则发生很大的差异沉降,且是内侧沉降较大。在30g二级荷载(138.43kPa)下M2挡墙墙顶最大沉降为580.2mm,比M1挡墙沉降最大值大70%,墙顶沉降差为323.9mm,约是M1沉降差的7倍。这一结果揭示:墙后采用筋材与稳定墙体/陡坡中的锚杆连接,相当于增长了筋材长度,短加筋土挡墙的沉降变形受到牵制;若无

连接,则变形发展迅速,离心机运转初期潜在滑裂面便已形成。可见,短加筋土挡墙与后部稳定陡坡的机械连接直接影响竖向沉降的分布及大小。

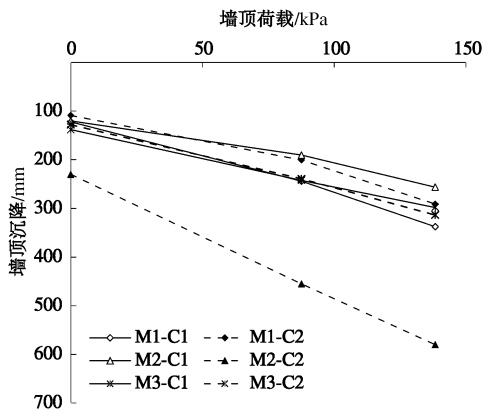


图5 加筋土挡墙墙顶沉降随荷载变化曲线

Fig. 5 Variation of measured top settlements with different footing pressures

2.3 墙面水平位移

M1, M2, M3 模型在 30g 时墙面水平位移随荷载变化曲线见图 6。由图 6 可知:

(1) 短加筋土挡墙的墙面水平位移较大且测点间差值较大,常规加筋土挡墙的墙面水平位移则相对较小且均匀。说明短加筋不利于限制墙体的水平位移。

(2) 随着墙顶荷载的增大,常规加筋土挡墙(M3)的墙面水平位移顶部小于中部,逐渐呈现鼓肚变形;而短加筋土挡墙的墙面水平位移的增加速率相对较大,且变形分布因墙后连接形式不同而不同。

(3) 墙后采用筋材与锚杆连接的短加筋土挡墙虽然墙面水平位移较常规加筋土挡墙大,但整体呈鼓肚变形,而无连接的短加筋土挡墙则是顶部水平位移偏大,呈现倾覆变形甚至有垮塌趋势。M2 挡墙在 30g 二级荷载 (138.43 kPa) 下墙面顶部 (J2) 水平位移最大,达到 291.4 mm,约为整个墙高 (12 m) 的 2.4%,与中上部测点水平位移差值为 48.8 mm,比 M3 组常规加筋土挡墙水平位移差值大 53%。值得注意的是,在整个模型试验过程中,接触面无锚杆机械连接的 M2 两侧点水平位移差值在二级荷载前一直偏大,且随着加速度的增大,其水平变形的不均匀分布更加明显。这是由于接触面没有连接时,短加筋土挡墙与稳定陡坡仅仅是靠在一起,挡墙的整体稳定性较差。一侧是几乎无变形的稳定陡坡,另一侧是临空面,离散的土体在逐渐增大的上部荷载作用下,只能向临空面变形。然而,在顶部荷载增大到一定程度后,筋材的水平位移控制能力几乎发挥殆尽,土体向临空面倾覆,正如本实验的模型 M2 一般,在二级荷载下其两侧点水平位移以近乎相当的速率增大,最终在 70g 垮塌破

坏。而当将筋材与锚杆连接时,墙面水平位移就会受到牵制。这说明采用机械连接对短加筋土挡墙整体稳定具有重要作用。

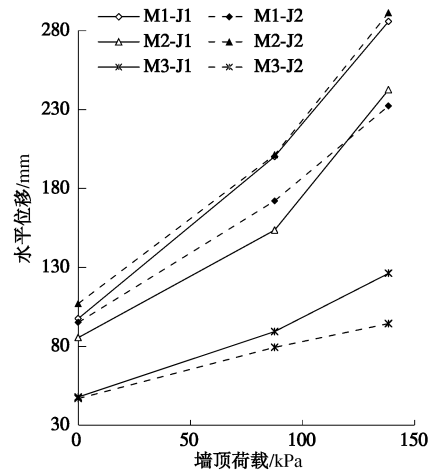


图6 加筋土挡墙墙面水平位移随荷载变化曲线

Fig. 6 Variation of measured lateral displacement of facing with different footing pressures

2.4 挡墙内部土压力变化

M1 和 M2 模型试验中,布设了 3 个微型土压力计 T1, T2 和 T3 (参见图 2),分别监测短加筋土体与稳定陡坡之间的土压力、稳定陡坡侧面加筋土体内部和稳定陡坡顶部填土中的土压力,从墙顶计算 T2 的埋设深度大于 T3。在 M3 中,仅在相应位置布置 T2 和 T3。图 7 为 M1, M2, M3 模型在 30g 时竖向土压力随荷载的变化曲线。从中可以看出:

(1) 短加筋土挡墙内存在埋置深度浅的测点 (T3) 处土压力较深处测点 (T2) 大的异常现象,与常规加筋土挡墙 (M3) 内土压力分布规律不同,也与 Rankine 土压力理论中土压力大小与填土高度成正比的结论相左。这是因为该试验中,短加筋土挡墙与其后稳定陡坡上部接触区域相当于一个陡坎或台阶,陡坎一侧的稳定陡坡几乎无变形,其上部的土体发生沉降变形时遇到稳定不动的岩体,而产生应力集中;而另一侧的短加筋土体竖向沉降与水平位移同时发生,造成了加筋土体一侧明显的应力消散现象。

(2) 短加筋土挡墙墙后无连接时其应力集中和应力消散现象较有锚杆连接的情况均更加锐化。在 30g 二级荷载 (138.43 kPa) 下 M2 测点 T2 处土压力仅为 40.5 kPa,测点 T3 处则高达 203.9 kPa,两测点间差值是 M1 中的 2.4 倍。短加筋土挡墙的筋材长度小于常规,锚固长度不足,而若与墙后稳定陡坡间无任何连接,当陡坎上部土层或荷载达到一定程度时,接触面处易形成剪切带,不利于土压力向临空面消散,甚至威胁挡墙的整体稳定性。可以注意到, M2 中 T2

随着荷载增大并不像其他测点而明显增加, 稳定陡坎临空面一侧应力消散明显。可见, 短加筋土挡墙接触面的连接有助于减缓土压力在陡坎两侧的突变。

(3) 试验后观察并统计各层筋材的变形、破裂情况时, 发现 M1, M2 模型陡坎上下 2-3 层筋材均有不同程度的破坏, 有的通长断裂, 验证了陡坎处应力差异的监测结果和上述观点。而 M3 筋材均无肉眼可见的破坏, 也进一步说明了短加筋土挡墙的特殊性。相比于墙后采用机械连接的短加筋土挡墙, 无连接的挡墙 (M2) 筋材破坏情况更严重, 这印证了墙后机械连接有利于提高短加筋土挡墙的内部稳定性。

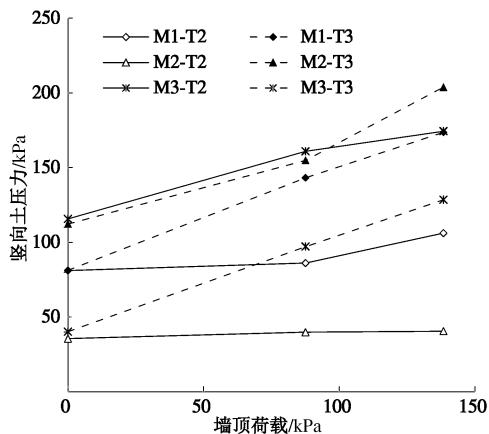


图 7 加筋土挡墙竖向土压力随荷载变化曲线

Fig. 7 Variation of measured vertical earth pressure with different footing pressures

表 3 列出了各组挡墙与稳定陡坡间水平压力与竖向土压力比值 K_r 。需指出, T1 微型土压力盒是固定于硬木表面的, 短加筋土挡墙与稳定陡坡间水平压力按角度换算约为 T1 监测值的 89.1%, 故 $K_r \approx 89.1\%$ T1/T2, 在表 3 中已做换算处理。而 M3 中 T1 微型土压力盒是借助于铝片支架竖直固定于土中, 由于监测值稳定, 可近似认为 M3 模型的 T1 监测值即为水平压力。对比发现: ①按照 Rankine 理论计算得到的主动土压力系数 $K_a=0.26$, 只有常规加筋土挡墙 (M3) 比值接近于理论 K_a , 略微大于 K_a 是由于挡墙尚未达到极限状态。而 M1 组比值仅为 K_a 理论值的 14%~37%, 可见短加筋土挡墙与稳定陡坡之间的水平压力远小于常规水平土压力, 这与 Morrison 等^[3]、Woodruff^[7]的试验结果一致。故可以得出, 由于墙后稳定陡坡自身稳定, 其对短加筋土挡墙并没有常规的水平土压力作用, 二者之间仅为接触压力, 这也是短加筋土挡墙的独特之处。②试验初期, M2 的 K_r 也小于 0.1, 而随着加速度的增加、时间的增长, K_r 不断增大, 一级荷载下最高达到 3.31, 二级荷载也达到 2.25, 明显异常。据此推测, M2 模型陡坎两侧差异变形不断增大, 沿

接触面区域的较大剪力将粘贴在陡坎墙面的 T1 剥离、翻倒。在 M2 模型试验结束后拆开模型后, 发现黏结固定在硬木上的 T1 翻倒在土中, 也证实了上述 T1 土压力计监测异常的推测。

表 3 短加筋土挡墙与稳定陡坡间水平压力与竖向土压力比值 (K_r)

Table 3 Ratios of lateral forces between MSE wall and stable slope to corresponding vertical earth pressures

墙顶荷载/kPa	M1	M2	M3
0	0.04	2.93	0.41
87.6	0.08	3.31	0.32
138.4	0.10	2.25	0.32

3 结 论

本文采用离心模型试验, 对短加筋土挡墙的工作特性和短加筋土挡墙墙后连接形式的影响进行了研究, 可得如下结论:

(1) 与常规加筋土挡墙相比, 短加筋土挡墙竖向沉降和水平位移较大且不均匀; 当稳定陡坡在加筋土体内形成陡坎时, 陡坎边缘两侧存在明显的土压力分布异常现象, 陡坎之上产生应力集中。

(2) 短加筋土挡墙后部稳定陡坡为自稳结构, 二者之间的水平压力远小于同深度处的水平土压力, 仅为接触压力。

(3) 对于加筋长度不满足要求的短加筋土挡墙, 在其后稳定墙体/陡坡上增设锚杆, 并与短加筋土挡墙的筋材机械连接, 可以增大锚固力, 弥补加筋长度的不足; 能有效的减小加筋土挡墙的水平位移和竖向沉降, 提高整体稳定性; 相反, 如果不设置机械连接, 加筋土体与稳定陡坡仅仅是靠在一起, 当墙高进一步增大或上部荷载增大后, 加筋土挡墙变形较大且不均匀, 易失稳垮塌。

参考文献:

- [1] 罗志刚, 王随原, 曾 俊. 加筋土技术及加筋路基研究现状[J]. 公路交通科技, 2011(1): 1 - 4. (LUO Zhi-gang, WANG Sui-yuan, ZENG Jun. Situations of researches on reinforced soil techniques and roadbeds[J]. Technology of Highway and Transport, 2011(1): 1 - 4. (in Chinese))
- [2] 周继凯, 王荣娣. 土工格栅加筋土挡墙在重载铁路路基中的应用设计[J]. 铁路标准设计, 2004(9): 6 - 7. (ZHOU Ji-kai, WANG Rong-di. Application and design of geogrid reinforced walls for heavy-loaded railway roadbed[J]. Railway Standard Design, 2004(9): 6 - 7. (in Chinese))
- [3] MORRISON K, HARRISON F, COLLIN J, et al.

- FHWA-CFL/TD-06-001 Shored mechanically stabilized earth (SMSE) wall systems design guidelines[S]. 2006.
- [4] YANG K H, ZORNBERG J G, HUNG W Y, et al. Location of failure plane and design considerations for narrow geosynthetic reinforced soil wall systems[J]. Journal of Geo Engineering, 2011, 6(1): 27 - 40.
- [5] YANG K H, LIU C N. Finite element analysis of earth pressures for narrow retaining wall[J]. Journal of GeoEngineering, 2007, 2(2): 43 - 52.
- [6] YANG K H, KNISS K K, ZORNBERG J G et al. Finite element analyses for centrifuge modeling of narrow MSE walls[C]// Proc First Pan American Geosynthetics Conference, GEOAMERICAS 2008. Cancun, 2008.
- [7] WOODRUFF R. Centrifuge modeling for MSE-shoring composite walls[D]. Boulder: University of Colorado, 2003.
- [8] LEE Y B, KO H Y, MCCARTNEY J S. Deformation response of shored MSE walls under surcharge loading in the centrifuge[J]. Geosynthetics International, 2010, 17(6): 389 - 402.
- [9] LAWSON C R, YEE T W. Reinforced soil retaining walls with constrained reinforced fill zones[C]// Proceedings of Geo-Frontiers 2005 Congress. Austin, 2005.
- [10] XU C, LUO Y S, ZHU H, et al. Performance of high geosynthetic-reinforced embankments[J]. Geotechnical Special Publication, n231 GSP, 2013: 515 - 518.
- [11] 董健, 张明, 罗玉珊, 等. 山区复杂地形条件下超高土工格栅加筋土路堤的稳定性分析[J]. 长江科学院院报, 2014, 31(3): 134 - 138, 146. (DONG Jian, ZHANG Ming, LUO Yu-shan, et al. High geogrid reinforced embankments employed in mountainous area with complicated terrain[J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2014, 31(3): 134 - 138, 146. (in Chinese))
- [12] 苗英豪, 胡长顺. 土工格栅加筋陡边坡路堤位移特性的试验研究[J]. 中国公路学报, 2006, 19(1): 47 - 52, 57. (MIAO Ying-hao, HU Chang-shun. Research on displacement characteristics of geogrid reinforced embankment with steep slope[J]. China Journal of Highway and Transport, 2006, 19(1): 47 - 52, 57. (in Chinese))
- [13] 杨广庆, 吕鹂, 庞巍, 等. 返包式土工格栅加筋土高挡墙现场试验研究[J]. 岩土力学, 2008, 29(2): 517 - 522. (YANG Guang-qing, LÜ Li, PANG Wei, et al. Research on geogrid reinforced soil retaining wall with wrapped face by in-situ tests[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(2): 517 - 522. (in Chinese))
- [14] GB/T17689—2008 土工合成材料塑料土工格栅标准[S]. 2008. (GB/T17689—2008 Geosynthetics-plastic geogrids[S]. 2008. (in Chinese))

《岩土工程学报》征订启事

《岩土工程学报》创办于1979年,是我国水利、土木、力学、建筑、水电、振动等六个全国性学会联合主办的学术性科技期刊。由南京水利科学研究所承办,国内外公开发行。主要刊登土力学、岩石力学领域中能代表当今先进理论和实践水平的科学研究和工程实践成果等。报道新理论、新技术、新仪器、新材料的研究和应用。欢迎国家自然科学基金项目及其他重要项目的研究成果向本刊投稿,倡导和鼓励有实践经验的作者撰稿,并优先刊用这些稿件。主要栏目有黄文熙讲座、综述、论文、短文、工程实录、焦点论坛、讨论和简讯等。

本刊被《中文核心期刊要目总览》连续多年确认为核心期刊,并在建筑类核心期刊中位于前列;本刊被科技部“中国科技论文统计源期刊”(中国科技核心期刊)及“中国科技论文与引文数据库”收录;本刊被中国科学院“中国科学引文数据库”收录;本刊被“中国知网”全文收录及“中国学术期刊综合评价数据库”收录;本刊被“工程索引 Ei Compendex 数据

库”和“日本科学技术振兴机构数据库 JST”等国际数据库收录。本刊网址(www.cgejournal.com)全文发布本刊所有刊载文章。

本刊读者对象为土木建筑、水利电力、交通运输、矿山冶金、工程地质等领域中从事岩土工程及相关专业的科研人员、设计人员、施工人员、监理人员和大专院校师生。

本刊为月刊, A4 开, 双栏排版, 192 页, 每月中旬出版, 每期定价 25 元, 全年 300 元。

本刊国际标准刊号 ISSN 1000 - 4548, 国内统一刊号 CN 32 - 1124/TU, 国内发行代号 28 - 62, 国外发行代号 MO 0520。欢迎广大读者在全国各地邮局订购, 也可在编辑部订购(不另收邮费)。编辑部订购地址: 南京虎踞关 34 号《岩土工程学报》编辑部; 邮编: 210024; 联系电话: 025-85829534, 85829543, 85829553, 85829556; 传真: 025-85829555; E-mail: ge@nhri.cn。

(本刊编辑部)