

DOI: 10.11779/CJGE20211280

# 主动平移模式下墙后非饱和砂土破坏模式及侧向土压力分布试验研究

邓波<sup>1,3</sup>, 杨明辉<sup>\*2,3</sup>, 赵明华<sup>3</sup>

(1. 南华大学土木工程学院, 湖南 衡阳 421001; 2. 厦门大学建筑与土木工程学院, 福建 厦门 361005; 3. 湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082)

**摘要:** 在主动平移模式下, 开展一系列不同墙面粗糙度和砂土含水率情况下刚性挡墙主动土压力室内模型试验, 通过渗压计和土压力盒分别监测了基质吸力和土压力的变化, 并基于 DIC 图像关联技术获取破裂面位置, 进而分析了基质吸力和界面粗糙度对主动土压力和土体破裂面形状的影响。试验结果表明: 随着含水率增加, 砂土破裂面逐渐向外移, 原因在于当砂土基质吸力大于其进气值时, 吸应力随基质吸力的增大而减小, 进而使土体抗剪强度降低; 达到主动极限状态后, 破裂面过墙踵, 但比库仑破裂面要浅, 二者差异随基质吸力减少而增大; 墙土界面摩擦对滑动破裂面形状的影响很小。此外, 主动土压力在墙体中上部区域, 随着深度增加而近似呈线性增大, 但在墙踵附近区域, 松砂传递的摩阻力使土压力出现略有减小; 实测主动土压力值始终小于库仑主动土压力值, 其差值随着含水率的增大而增大; 相比摩擦角的影响, 吸应力对土压力作用更为明显。

**关键词:** 非饱和土; 主动土压力; 界面粗糙度; 刚性挡墙; 模型试验

中图分类号: TU432

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2023)01-0094-09

**作者简介:** 邓波(1991—), 男, 博士, 讲师, 主要从事非饱和土力学理论与应用等方面的研究工作。E-mail: parl\_d@126.com。

## Experimental study on failure mode and lateral earth pressure distribution of unsaturated sand behind retaining walls under active translation mode

DENG Bo<sup>1,3</sup>, YANG Minghui<sup>\*2,3</sup>, ZHAO Minghua<sup>3</sup>

(1. School of Civil Engineering, University of South China, Hengyang 421001, China; 2. School of Architecture and Civil Engineering, Xiamen University, Xiamen 361005, China; 3. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

**Abstract:** Under the active translation mode, a series of laboratory model tests on the active earth pressure against rigid retaining walls with different wall roughnesses and water contents of backfill are carried out, in which the matric suction and earth pressure are monitored by embedding the piezometer and earth pressure cell, respectively, and the position of the failure surface is obtained by using the DIC technique, and the effects of the matric suction and interface roughness on the earth pressure and the shape of the failure surface are discussed. The test results show that with the increase of the water content, the failure surface tends to move outward. The reason is that when the matric suction of sand is greater than its air entry value, the suction stress decreases with the increase of the matric suction, which in turn reduces the shear strength of the soil. After reaching the active limit state, the fracture surface passes the wall heel but is shallower than the Coulomb failure surface, and the difference between them increases with the decrease of the matric suction. The wall-soil interface friction has a few effects on the shape of failure surface. Furthermore, in the middle and upper parts of the wall, the active earth pressure increases approximately linearly with the increase of depth, but in the area near the heel of the wall, the earth pressure shows a slight decrease, which is mainly caused by the frictional resistance transmitted by loose sand. The measured active earth pressure is always smaller than that of Coulomb active earth pressure, and the difference increases with the increase of the water content. Compared with the influences of the friction angle, the suction stress has a more obvious effect on the earth pressure.

**Key words:** unsaturated soil; active earth pressure; interface roughness; rigid retaining wall; model test

基金项目: 湖南省自然科学基金青年基金项目 (2021JJ40460); 国家自然科学基金项目 (51678230); 湖南省教育厅科学研究项目一般项目 (210SJY090)

收稿日期: 2021-11-01

\*通信作者 (E-mail: yamih@hnu.edu.cn)

## 0 引言

挡土墙墙后土体破坏模式及土压力分布规律一直是学术界和工程界共同关注的课题。与理论方法对比, 试验是获取土体的土压力与变形规律更为有效的方式, 目前已被众多学者所采用。宋飞等<sup>[1]</sup>针对各向异性砂土开展了土压力离心模型试验, 并分析了大主应力与沉积面夹角不同时填土的土压力及位移场规律。曲宏略等<sup>[2]</sup>借助大型振动台试验, 探讨了不同地基条件对地震土压力分布、合力大小及其作用点位置的影响。Gutberlet 等<sup>[3]</sup>开展平移模式下挡墙被动土压力试验, 并探讨了土体成层性和密实度对土压力合力及土体变形的影响。李浩等<sup>[4]</sup>设计了路肩挡土墙不同位移模式下的土工离心模型试验, 并讨论了位移模式对土压力和土体滑裂面的影响。Khosravi 等<sup>[5]</sup>、杨明辉等<sup>[6]</sup>、Rui 等<sup>[7]</sup>和应宏伟等<sup>[8]</sup>分别针对主动和被动状态开展了有限填土挡墙土压力试验, 并总结了不同位移模式、填土高度和填土宽度的土体破坏面形状及土压力分布规律。Alper 等<sup>[9]</sup>采用 DIC 技术探讨扶臂式挡墙踵板厚度和长度对墙后砂土主动破坏面的影响。方焘等<sup>[10]</sup>开展了墙后有限宽度浸水砂土在不同位移模式下的主动土压力试验, 并分析了墙后不同宽度土体的破坏形式及其土压力分布规律。

然而上述试验均是在干燥或饱和土体中开展的, 这与大多数挡土墙通常支撑地下水位以上的非饱和土是不同的。相比饱和土或干土, 非饱和土具有增加颗粒间接触力的内部吸力, 使其强度和刚度更大<sup>[11]</sup>, 进而引起作用于挡墙上土压力的减小; 此外, 常规挡墙设计一般采用饱和土力学原理计算土压力, 即忽略了吸力作用, 这与土样天然状态下强度指标的应用矛盾, 该指标实质包含了基质吸力作用, 以致计算无法量化吸力对土压力的贡献, 而一旦土体在某些诱因下出现吸力减少, 则可能引发工程灾害<sup>[12]</sup>。

针对非饱和土土压力问题, 国内外学者进行了有限的理论和试验研究, 如 Fredlund 等<sup>[13]</sup>、Lu 等<sup>[14]</sup>等分别采用双应力状态变量法和广义有效应力法扩展了朗肯土压力计算; 赵均海等<sup>[15]</sup>结合双应力状态变量法和统一强度理论, 建立了非饱和土主动土压力库仑统一解; Vahedifard 等<sup>[16]</sup>、Li 等<sup>[17]</sup>分别建立了考虑吸应力的弯矩平衡方程及功能平衡方程, 计算了稳态渗流条件下非饱和土主动土压力系数; Shahrokhbabadi 等<sup>[18]</sup>在 Lu 等<sup>[14]</sup>提出的土压力理论基础, 提出了考虑瞬态渗流影响的非饱和土土压力计算方法。李加贵等<sup>[19]</sup>、陈正汉等<sup>[20]</sup>对高 18 m、近乎直立的黄土陡坡进行了现场土压力试验, 并揭示了黄土土压力的分布规律。Vo 等<sup>[21]</sup>开展了绕墙底转动的非饱和土被动土压力试验, 探讨了基质吸力对被动土压力分布及土体破坏面演变

过程的影响, 并指出土压力、破裂面与吸力之间存在一定的相关性。De Campos 等<sup>[22]</sup>采用一种新吸力控制系统测量非饱和和残积土的静止土压力系数。但该类试验数据仍太少, 致使诸多非饱和土土压力理论均无法得到有效验证。此外, 墙面粗糙度显然会对土压力的分布造成影响, 但考虑该问题的试验尚未见报道。

鉴于此, 本文基于室内模型试验开展墙后非饱和土的破坏模式及土压力分布试验研究, 并基于已有研究的不足, 重点探讨墙面粗糙度和含水率两个因素对墙后非饱和土破坏模式及土压力分布的影响。试验结果对挡土墙设计及后续非饱和土模型试验研究具有重要参考意义。

## 1 试验模型设计

试验模型由装土箱、墙体移动系统和量测系统组成。为简化影响因素, 本文忽略了墙体运动方式的影响, 仅考虑主动状态下墙体平移单一情况。

### 1.1 装土箱

试验箱体采用整体式箱型刚性框架, 由宽 40 mm×厚 5 mm 方钢焊接而成。为方便观察墙体移动时土体的变形和破坏模式, 装土箱两侧装有厚 12 mm 的透明钢化玻璃; 装土箱几何尺寸为 1500 mm(长)×700 mm(宽)×900 mm(高), 具体见图 1 所示。

### 1.2 墙体移动系统

挡墙由聚四氟乙烯板(厚 10 mm)和胶合竹板(厚 20 mm)组合而成, 其在墙体移动系统控制下向远离砂土方向移动, 具体见图 2 所示。在试验中, 采用减速机配合电动机实现减速及增加转矩, 减速机将输出转矩通过联轴器传递给螺纹丝杆, 致使螺纹丝杆出现正反转运动, 进而带动与螺纹丝杆连接的爪形钢杆, 最终实现墙体沿着滑轨前进或后退。

### 1.3 量测系统

试验过程中主要量测的试验数据包括基质吸力、土压力与土体位移等。

#### (1) 基质吸力测定

试验采用 PWS200 型振弦式渗压计(绝对量程为 0~200 kPa), 尺寸为直径 19 mm×长 200 mm, 精度为±0.1%FS。PWS 型渗压计由压力计主体、压力计空腔和陶土头组成, 其中陶土头的进气值为 450 kPa。由于陶土头的存在, 该渗压计能测量正/负孔隙水压力。渗压计测量负孔隙水压(吸力)原理: 由于土体与陶土头接触时土水势能差使渗压计内置的钢弦振动, 量测钢弦的振动频率并利用标定公式换算负孔隙水压力值。渗压计在使用前应进行饱和, 其方法类似于土样真空抽气饱和, 不同之处在于需先将压力计主体和陶土头分离, 并最后在脱气水中将两者连接。

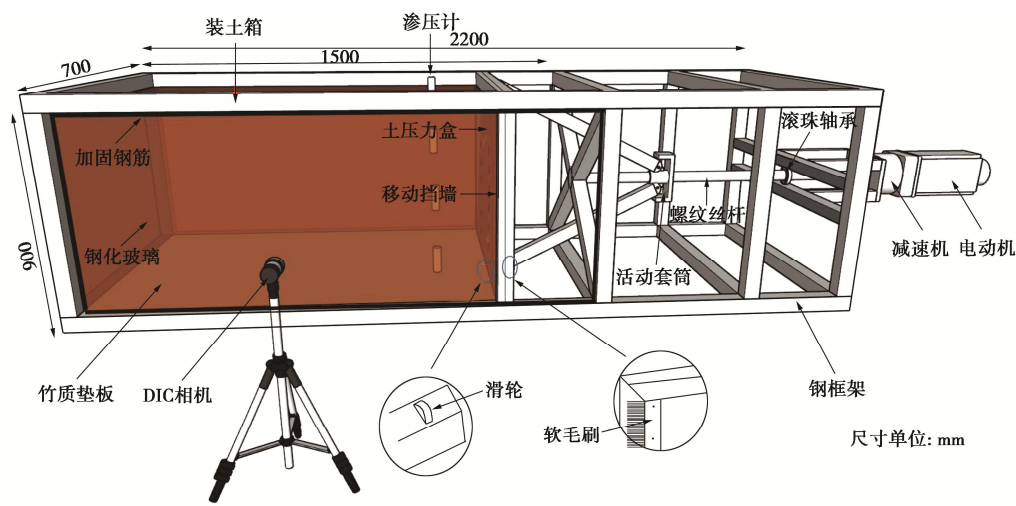


图 1 试验系统结构图

Fig. 1 Setup of testing system

以一定竖向间距（50 mm）交错布置 15 个土压力盒，具体布置位置见图 6 所示。安置完毕后将土压力盒电缆线从胶合竹板内孔槽引出。

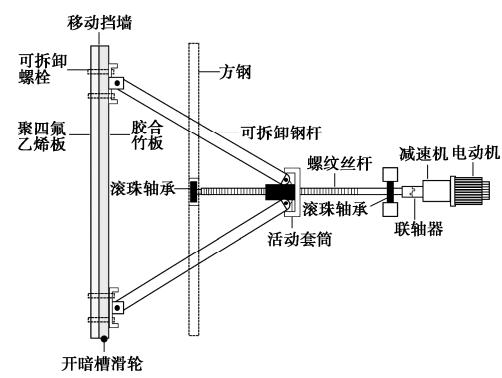


图 2 轴承传动系统

Fig. 2 Bearing drive system

渗压计标定方法: 渗压计被放入密闭压力容器中, 分别通过压力控制面板（与空压机相连）和真空泵对渗压计施加正/负压力, 并采用 dEX 软件采集渗压计输出的频率值（见图 3）。渗压计标定结果如图 4 所示, 其中标定系数  $A$ ,  $B$  和  $C$  由式（1）拟合确定:

$$p_{vw} = AL^2 + BL + C \quad (1)$$

将渗压计埋入 4 个不同深度和位置的填土中, 具体布置位置见图 5 所示。在埋入砂土之前, 陶土头被一层液限润湿的薄层高岭土覆盖, 以此减缓空气通过尖端的扩散<sup>[21]</sup>。渗压计埋设方法为: 在特定位置处先开挖一土洞, 并放置与渗压计直径相同的木棍, 压实木棍周围土样, 直至压实土层及其覆盖层就位, 移走木棍, 插入渗压计, 并再次压实渗压计周围土样。

（2）土压力测定

试验采用 DMTY 型应变式土压力盒（量程为 0~30 kPa），尺寸为直径 40 mm，厚度 8 mm，精度为 ≤0.5%FS，土压力盒嵌入在聚四氟乙烯板内, 并突出墙体 1~2 mm（主要为方便安装及确保土压力盒与砂土有效接触, 提高测试数据的稳定性）。在墙体中线两侧

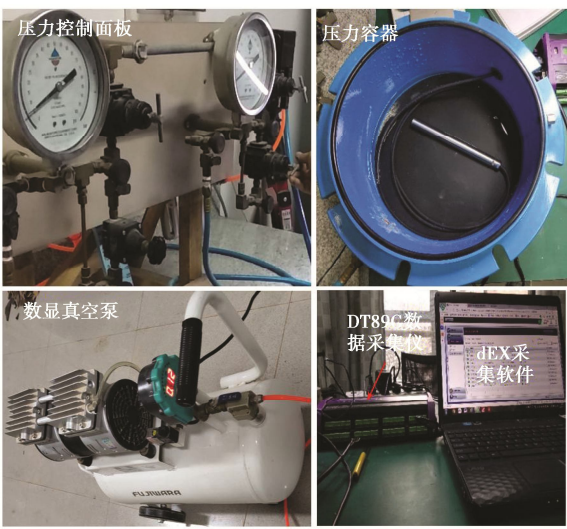


图 3 渗压计标定装置

Fig. 3 Calibration device of piezometer

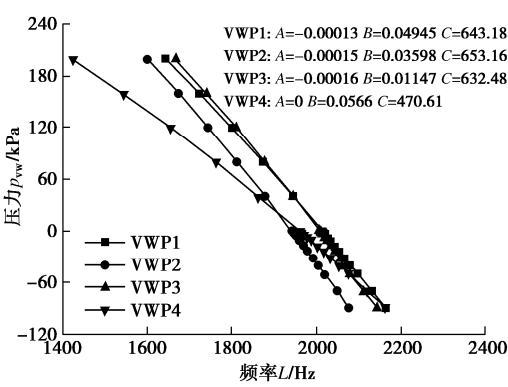


图 4 渗压计标定结果

Fig. 4 Calibrated results of piezometer

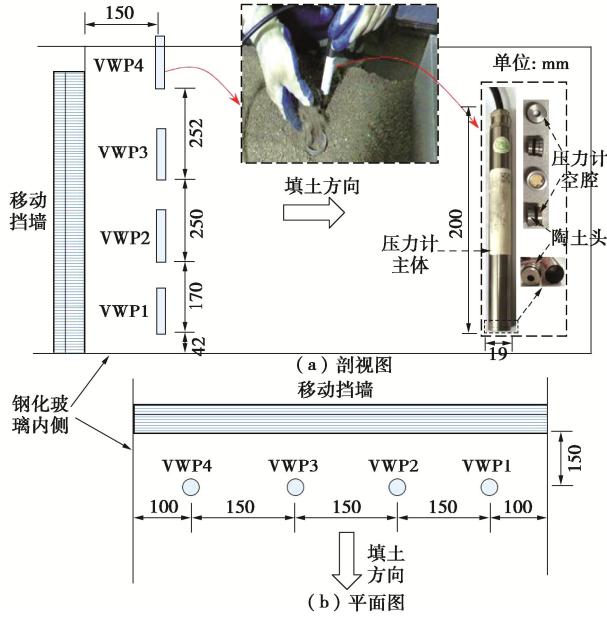


图 5 渗压计位置布设

Fig. 5 Location of piezometers

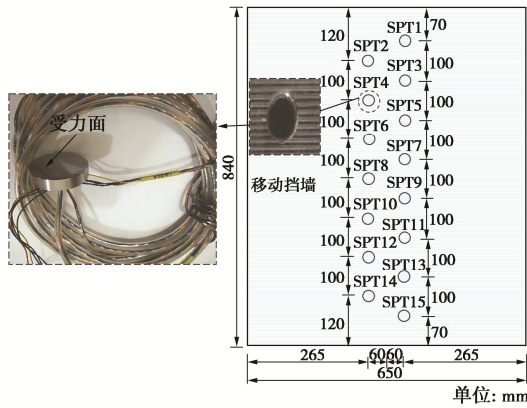


图 6 土压力盒位置布设

Fig. 6 Location of earth pressure cells

### (3) 土体位移测量

试验采用 DIC 图像关联技术捕捉墙后砂土变形及其破裂面形成过程。DIC 技术是一种非接触的变形测量方法, 其系统由 DIC 相机、图形处理程序和泛光灯等构成。DIC 技术充分利用了土颗粒表面具有不同纹理的特点, 并以纹理作为变形的信息载体, 该载体以像素点为坐标, 而像素点的灰度值均不同。在对算法进行处理前, 先选取一个方形区域图像子块, 以子块中心为跟踪的像素点, 当土体发生变形时, 通过跟踪一系列像素点的位置变化计算相应的位移矢量, 再经过分析多个子块的位移, 从而得到整个观测区域的位移场。DIC 图像关联技术基于图像序列匹配理论, 且图像匹配是利用如下交叉关联函数进行:

$$R_u(\Delta x, \Delta y) = \frac{1}{MN} \sum_{i=0}^M \sum_{j=0}^N I(i, j) I'(i + \Delta x, j + \Delta y) \quad (2)$$

式中:  $R_u(\Delta x, \Delta y)$  为相关函数;  $M, N$  为图像块的尺寸;  $I, I'$  分别为  $t_1$  和  $t_2$  时刻坐标  $(i, j)$  和  $(i + \Delta x, j + \Delta y)$

处的图像灰度分布函数值;  $(\Delta x, \Delta y)$  为位移的增量。关于 DIC 程序及式 (2) 的详细解释见文献[23]。

试验采用图 7 所示的虚线框 (尺寸为  $600 \text{ mm} \times 820 \text{ mm}$ ) 为分析区域, 考虑到 DIC 技术的精确度受图像块尺寸影响较大, 特设定图像处理程序的相关域为  $50 \text{ 像素} \times 50 \text{ 像素}$ , 搜索域为  $10 \text{ 像素} \times 10 \text{ 像素}$ 。

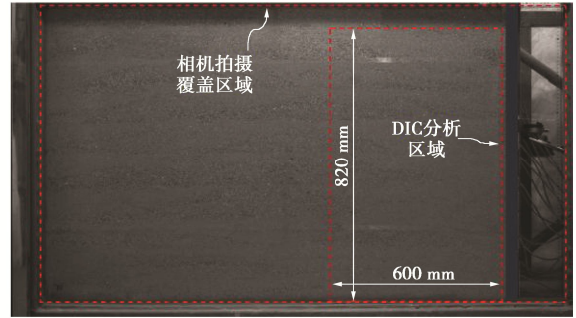


图 7 DIC 分析平面区域

Fig. 7 Planar area for conducting DIC analysis

### 1.4 试验材料

砂土经初选初筛后, 剔除占比极少的  $10 \text{ mm}$  以上颗粒。土样基本物性参数如下:  $\rho_{\text{dmin}}$  为  $1.393 \text{ g/cm}^3$ ,  $\rho_{\text{dmax}}$  为  $1.679 \text{ g/cm}^3$ ,  $D_s$  为 2.56。土样颗粒级配曲线如图 8 所示, 其中  $D_{50}$  为  $0.912 \text{ mm}$ ,  $C_u$  为 6.461,  $C_c$  为 0.782。

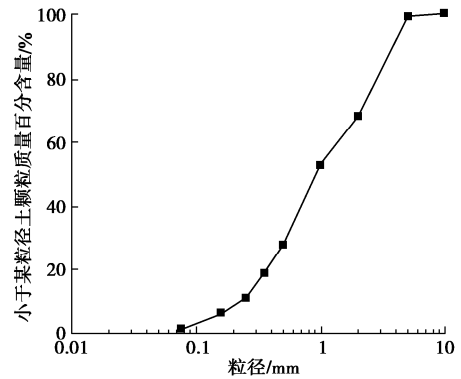


图 8 颗粒级配曲线

Fig. 8 Grain-size distribution curve

将初始含水率  $w=8\%$  的砂土制备成相对密度  $D_r=0.45$  ( $\rho_d=1.508 \text{ g/cm}^3$ ) 的饱和环刀样, 并采用 GCTS 压力板仪开展了土水特征曲线 (SWCC) 试验, 并利用 VG 模型[24]对试验数据进行拟合, 其中 VG 模型的具体表达式如下:

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left\{ \frac{1}{1 + [\alpha(u_a - u_w)]^n} \right\}^{1-1/n} \quad (3)$$

式中:  $S_e$  为有效饱和度;  $\theta_s$  和  $\theta_r$  分别为饱和及残余体含水率;  $u_a - u_w$  为基质吸力;  $\alpha$  和  $n$  为 VG 模型拟合参数。由图 9 知,  $\theta_s=0.414$ ,  $\theta_r=0.031$ ,  $\alpha=0.298$ ,  $n=4.815$ 。



墙面粗糙度由 Kishida 等<sup>[25]</sup>提出的方法定义： $R_n=R_{\max}/D_{50}$ ，粗糙面和光滑面的最大峰谷高度  $R_{\max}$  分别为 2.5，0.035 mm，则粗糙面和光滑面的  $R_n$  分别为 2.74，0.04。采用 Geotest 摩擦-剪切仪（型号：S2450），并取  $D_r=0.45$  的砂土在饱和条件下（ $u_a-u_w=0$ ）进行土体及墙土界面的慢剪试验（剪切应变率：0.1mm/min），并采用式（4）拟合有效剪切强度参数<sup>[26]</sup>，见表 1 所示。

$$\tau_f=c'_a+(\sigma_n-u_a-\sigma_s)\tan\delta'$$
 (4a)

$$\tau_f=c'+(\sigma_n-u_a-\sigma_s)\tan\phi'$$
 (4b)

式中： $c'$ 和 $\phi'$ 分别为土体有效黏聚力和内摩擦角； $c'_a$ 和 $\delta'$ 分别为墙土界面有效黏结力和内摩擦角； $\sigma_s$ 为 Lu 等<sup>[27]</sup>定义的吸应力（负值），其数值等于 $-S_e(u_a-u_w)$ 。

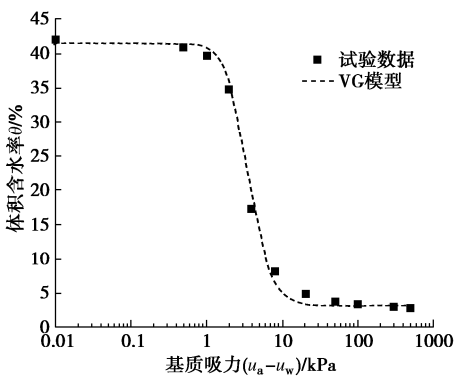


图 9 基质吸力与体积含水率的关系

Fig. 9 Relationship between matric suction and volumetric water content

表 1 有效剪切强度参数

Table 1 Effective shear strength parameters

砂土-光滑墙面		砂土-粗糙墙面		砂土	
$c'_a/\text{kPa}$	$\delta'/(^{\circ})$	$c'_a/\text{kPa}$	$\delta'/(^{\circ})$	$c'/\text{kPa}$	$\phi'/(^{\circ})$
0	7.4	0	14	0	33.6

1.5 试验方法

墙后砂土采用压实方法分层铺置，并控制相对密度  $D_r=0.45$ 。仪器安装就位后，挡墙以 0.0687 mm/min 的恒定速度向远离砂土方向平移，直至墙体最大位移约为 12 mm（1.43% $H$ ， $H$ 为墙高）时结束，此时墙后土体达到主动极限状态<sup>[28]</sup>。重复上述步骤进行不同试验工况，其具体编号见表 2。

表 2 试验工况编号

Table 2 Number of test conditions

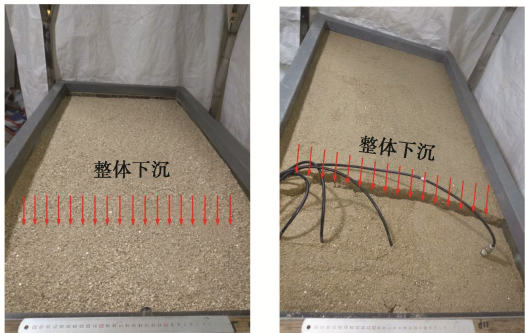
墙面类型	含水率			
	0%	3%	5%	8%
光滑面	LEP1	LEP3	LEP5	LEP7
粗糙面	LEP2	LEP4	LEP6	LEP8

2 试验结果分析与讨论

2.1 土体变形分析

试验过程中墙后干燥砂土和湿润砂土表面都呈现

均匀整体下沉（见图 10），这表明砂土与钢化玻璃间的摩擦效应消除较为完好，因而通过侧面透明玻璃采用 DIC 技术监测土体移动形态，并以此作为整个土体的破坏模式是合理的<sup>[7]</sup>。

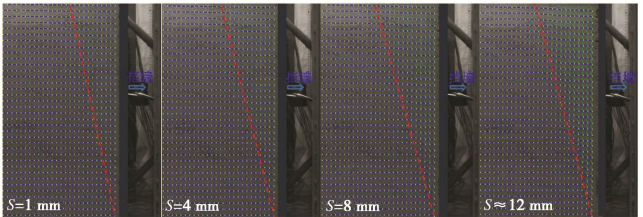


(a) 干燥砂样 (b) 湿润砂样

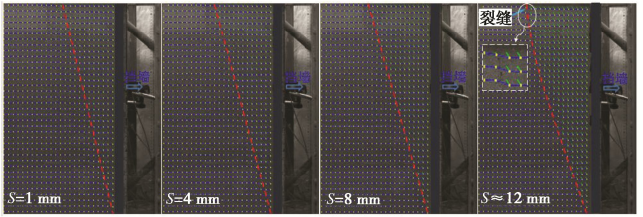
图 10 砂体整体下沉

Fig. 10 Integral settlements of sand

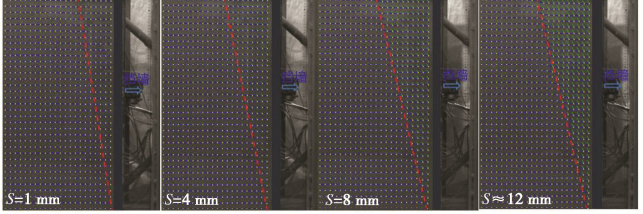
如图 11 所示，随着墙体位移量的增加，墙后砂土塑性区逐渐增大，静止带和破坏带的界限呈现动态变化。此外，墙后砂土变形表现出均匀的楔形体滑动，并形成由墙踵贯穿至土体顶面的滑动面。在墙后砂土渐进破坏阶段，土体变形区域逐渐累积，最终演化为稳定破坏面。一旦破坏面形成，砂土变形被限制在滑面和壁面之间的区域，该区域可视为破坏楔形体。



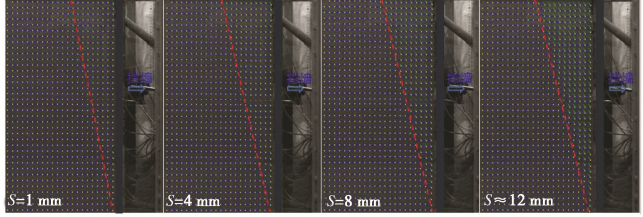
(a) 工况LEP1



(b) 工况LEP3



(c) 工况LEP4



(d) 工况LEP5

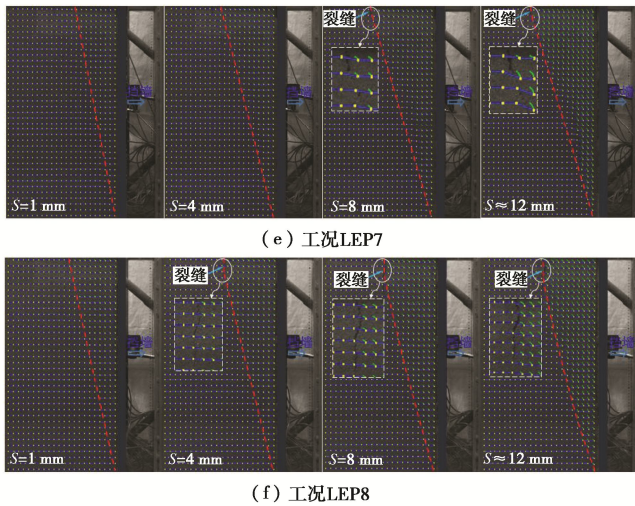


图11 挡墙移动过程中破坏面的演化过程

Fig. 11 Evolution process of failure surface during movement of retaining wall

此外,在干燥砂土(LEP1)中,试验过程中始终未出现裂缝,而湿润砂土(LEP3、LEP7和LEP8)存在近似竖直裂缝,裂缝深度随着墙体移动也逐步变化,且墙面越粗糙,裂缝深度越大;随着砂土含水率的增加,裂缝发展深度也越大,其原因在于吸应力使砂土具有了类似黏土的抗拉强度。此外,当墙体发生相同位移时,除个别结果外,粗糙墙面形成的塑性区范围普遍比光滑墙面大,但两者形成的最终破坏面形状基本一致,这与Soltanbeigi等<sup>[29]</sup>在干燥条件下的试验结果相一致,即在主动极限状态下,墙土界面摩擦 $\delta'$ 对滑动破坏面形状的影响很小。

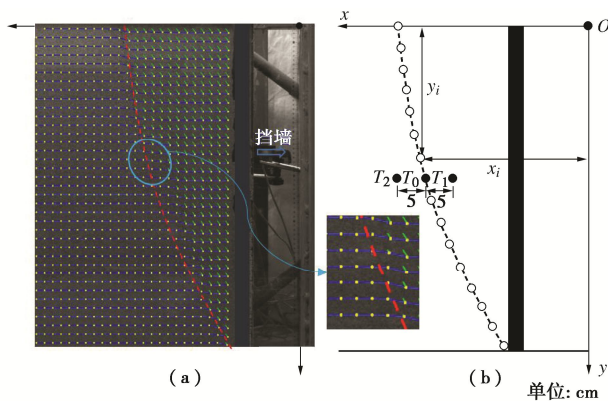


图12 破裂面几何形状的确定方法

Fig. 12 Method for determining geometry of failure surface

试验采用累积位移矢量突变法分析墙后砂土破坏面形态<sup>[9]</sup>,具体方法为:以模型箱钢化玻璃顶点为坐标原点,沿垂直和平行于墙体方向分别建立 $x$ - $y$ 坐标系,量测累积位移矢量突变点坐标,即为破裂面位置,如图12所示(绿线长度和方向分别代表该点位移量大小及方向)。为进一步说明该方法判别滑裂面位置的合理性,图13给出了试验工况LEP8破裂面中点 $T_0$ (见图12)及其临近两个点 $T_1$ 和 $T_2$ 的水平位移 $S_e$ -时间 $t$

曲线。从图13可知, $T_0$ 点、 $T_1$ 点位移分别在 $t \approx 142$  min和 $t \approx 129$  min处发生较大突变,而 $T_2$ 点无位移,与图11对应,表明 $T_0$ 点为墙后土体塑性区边界点,由此验证了累积位移矢量突变法的可靠性。

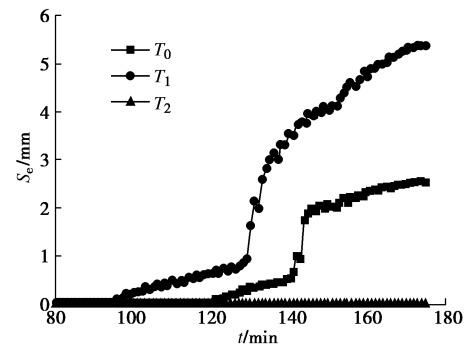


图13 墙后土体位移-时间曲线

Fig. 13 Displacement-time curves of soil behind wall

由图14知,除个别结果外,随着砂土含水率的增加,土体破裂面趋于向外移动,其原因在于当砂土基质吸力大于进气值(约为 $1/\alpha = 3.3$  kPa)时,吸应力随基质吸力越接近进气值而越大,相应土体强度越高(主要针对砂土处于低应力和吸力阶段)<sup>[30]</sup>。此外,主动极限状态下实测破裂面均通过墙踵,且始终位于库仑破裂面上方,两者的差异随基质吸力减少而增大。

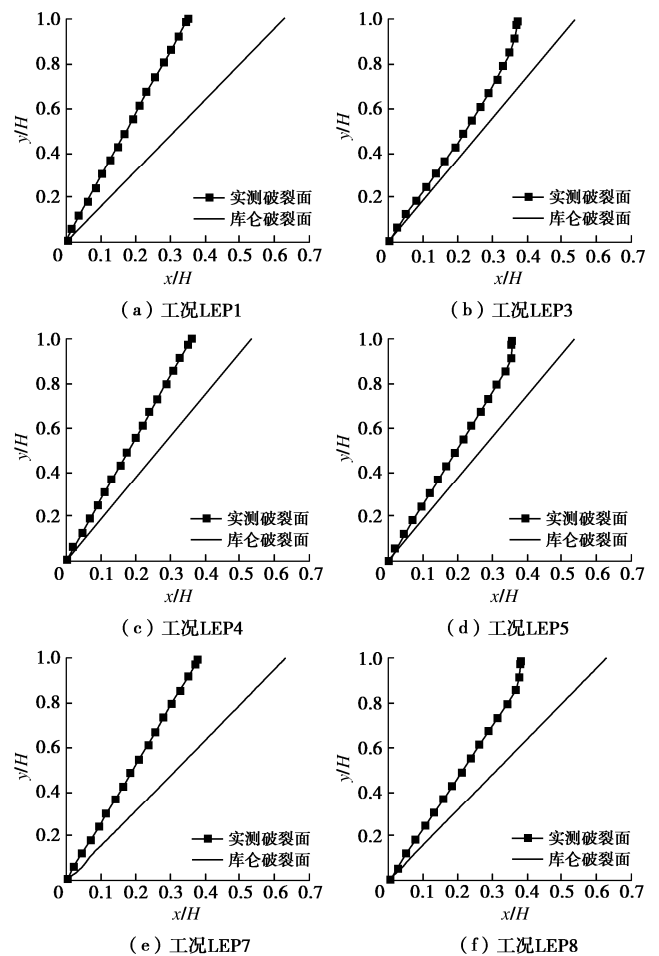


图14 不同工况下砂土破裂面

Fig. 14 Failure surfaces of sand under different test conditions



## 2.2 基质吸力分布规律

由图 15 可知,不同试验工况下基质吸力的最终值均比初始值略低,其主要原因为:挡墙在移动过程中,砂土相比其初始状态变得更加疏松,这可能导致其基质吸力减少<sup>[31]</sup>。此外,墙后砂土击实后初始基质吸力随深度近似成线性增加,但不同深度处基质吸力的变化不大(最大差值<2 kPa),这表明击实砂土样的孔隙比大致相同,同时间接反映砂土试样击实效果良好。

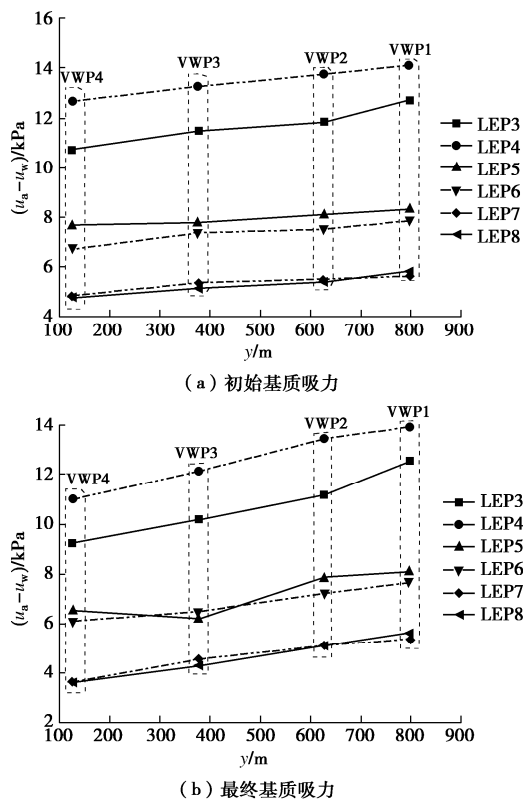


图 15 各试验工况的基质吸力值

Fig. 15 Values of matric suction of various test conditions

此外,不同含水率工况试验的基质吸力变化规律为:随着砂土含水率的增大(LEP3/LEP4→LEP5/LEP6→LEP7/LEP8),光滑与粗糙墙面工况试验对应的基质吸力差异越小,这可能与含水率对破坏面发展形态影响有关,其主要由于砂土在一定含水率下(如 8%)更易击实,此时土颗粒与气-水有效接触面积较大,因而表现为吸应力较大(如前所述,基质吸力随深度及墙体位移的变化较小,因而对同一工况试验取不同深度处其初始值和最终值的平均值计算吸应力。根据砂土的含水率和 SWCC,则 LEP1~LEP8 对应吸应力分别为 -0.12, -0.08, -0.38, -0.43, -1.11, -1.12 kPa),在破裂面形成过程中,砂土更易表现为脆性破坏。

## 2.3 土压力分布规律

图 16 给出了归一化土压力值  $(p_n / (\gamma H))$  随归一化深度  $(y/H)$  的变化关系。由图 16 可知,挡墙静止

( $S=0$ ) 时,试验土压力值与 Jaky<sup>[32]</sup>计算的静止土压力 ( $K_0=1-\sin\phi'$ ) 结果基本一致。随着墙体继续移动,在墙体中上部区域,随着深度的增加,土压力近似线性增加,但在靠近墙踵的区域,土压力出现略有下降,即主动土压力线呈抛物线状,重心向下移动,其主要由于松砂传递的摩阻力所致<sup>[5]</sup>。具体地说,在填料压实过程中,由于墙体下方填料会出现进一步沉降,使得土样与墙体之间的界面摩擦力在一定程度上发挥,并造成了土压力略有增加。由于土体颗粒的轻微沉降,在墙体的底部形成了一些小颗粒拱形,而这种局部拱形导致了墙踵处的侧向压力降低。

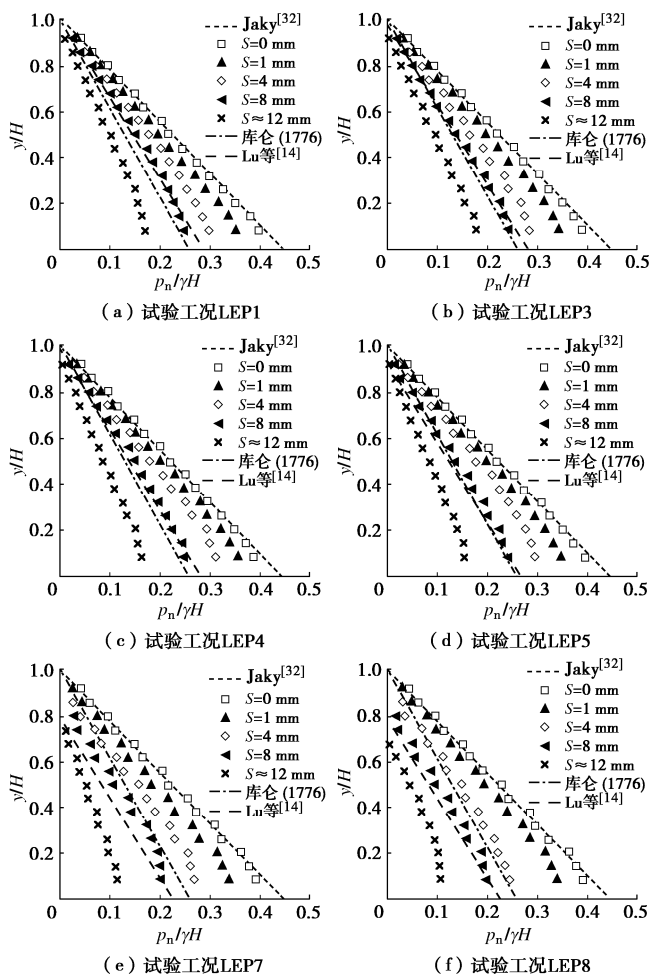


图 16 随墙体移动的土压力分布

Fig. 16 Distribution of earth pressure with wall movement

此外,试验结果的整体趋势接近于干燥条件下 Fang 等<sup>[28]</sup>的试验结果,且实测土压力值始终小于库仑土压力值,但其差值随着含水率的增大而增大;与不考虑基质吸力作用情况对比,考虑基质吸力的土压力明显减小,如在墙踵处 LEP7 工况的土压力值相比 LEP1 工况减小了近 54%,表明基质吸力对土压力分布有较大影响,因而在实际工程设计中,考虑土体非饱和特性对土压力的影响是必要的。

为方便进一步对比,将 Lu 等<sup>[14]</sup>提出的扩展非饱和土主动压力理论结果也绘制于图 16 中,可知该方法计算结果并非总大于库仑土压力,随着吸应力的增大, Lu 等<sup>[14]</sup>得到的结果将小于库仑值(如试验工况 LEP5、LEP7 和 LEP8),表明相比摩擦角的影响,吸应力作用将随之增大而变得更为明显。

## 2.4 关于挡墙土压力及土体破坏模式的讨论

世界半干旱和干旱地区的天然土体在地表以下一定深度通常处于非饱和状态,且墙后填土一般要求采用非饱和土进行压实,因而有必要开展非饱和土土压力试验研究,以完善现有土压力理论及推动挡墙设计向精细化方向发展。上述试验结果表明:①砂土主动土压力并非随基质吸力的增大而减小,实质取决于吸应力,因而在理论计算时可采用吸应力代替基质吸力;②无论砂土含水率如何,由于墙土界面摩擦角对破裂面形状无影响,因而在采用极限状态理论计算土压力时,破裂面方程能采用统一的数学形式表示。本文试验砂土的基质吸力沿深度变化不大,可视为常吸力分布,但工程实际中基质吸力在干湿循环作用下沿深度呈现非线性动态变化,此时尚需开展试验进一步探讨。

## 3 结 论

本文开展了主动状态下刚性挡墙与非饱和土相互作用的模型试验,分析了粗糙度和含水率等因素对平面应变条件下挡墙土压力分布和破坏面的影响,得到以下 4 点结论。

(1) 随着含水率的增加,砂土破裂面向外移,原因在于当砂土基质吸力大于其进气值时,吸应力随基质吸力的增大而减少。

(2) 主动极限状态下实测破裂面均通过墙踵,且始终位于库仑破裂面上方,两者的差异也随基质吸力减少而增大,墙土界面摩擦对滑动破裂面形状的影响很小。

(3) 在墙后中上部区域,随着深度增加,实测土压力近似呈线性增大,但在墙踵附近区域,由于松砂传递的摩阻力使得土压力出现略有降低的趋势。

(4) 实测主动土压力值始终小于库仑主动土压力值,其差值随着含水率的增大而增大。相比摩擦角的影响,吸应力对主动土压力作用更为明显。

本文仅针对平移模式下非饱和砂土主动土压力规律进行了分析,而对于其他变位模式和黏性土的相关规律仍有待进一步研究。

## 参考文献:

[1] 宋飞,张建民. 考虑侧向变形的各向异性砂土土压力试

验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(9): 1884-1895.

(SONG Fei, ZHANG Jianmin. Experimental study of earth pressure for anisotropic sand considering lateral displacement[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(9): 1884-1895. (in Chinese))

[2] 曲宏略,张建经. 地基条件对挡土墙地震土压力影响的振动台试验研究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(7): 1227-1233. (QU Honglue, ZHANG Jianjing. Shaking table tests on influence of site conditions on seismic earth pressures of retaining wall[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(7): 1227-1233. (in Chinese))

[3] GUTBERLET C, KATZENBACH R, HUTTER K. Experimental investigation into the influence of stratification on the passive earth pressure[J]. Acta Geotechnica, 2013, 8(5): 497-507.

[4] 李浩,罗强,张良,等. 不同位移模式下衡重式路肩墙离心模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(4): 675-682. (LI Hao, LUO Qiang, ZHANG Liang, et al. Centrifugal model tests on shoulder balance weight retaining wall with various motion modes[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(4): 675-682. (in Chinese))

[5] KHOSRAVI M H, PIPATPONGSA T, TAKEMURA J. Theoretical analysis of earth pressure against rigid retaining walls under translation mode[J]. Soils and Foundations, 2016, 56(4): 664-675.

[6] 杨明辉,戴夏斌,赵明华,等. 墙后有限宽度无黏性土主动土压力试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(1): 131-137. (YANG Minghui, DAI Xiabin, ZHAO Minghua, et al. Experimental study on active earth pressure of cohesionless soil with limited width behind retaining wall[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(1): 131-137. (in Chinese))

[7] RUI R, YE Y Q, HAN J, et al. Experimental and theoretical investigations on active earth pressure distributions behind rigid retaining walls with narrow backfill under a translational mode[J]. International Journal of Geomechanics, 2020, 20(10): 04020178.

[8] 应宏伟,张金红,王小刚,等. 有限土体刚性挡墙平动模式被动土压力试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(6): 978-986. (YING Hongwei, ZHANG Jinhong, WANG Xiaogang, et al. Experimental analysis of passive earth pressure against rigid retaining wall under translation mode for finite soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(6): 978-986. (in Chinese))

[9] ALPER K H, SADOĞLU E. Experimental and theoretical



- investigation of short- and long-heel cases of cantilever retaining walls in active state[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2019, **19**(5): 04019023.
- [10] 方 焘, 杨思敏, 徐长节, 等. 浸水条件下有限土体土压力试验研究与数值分析[J]. *地下空间与工程学报*, 2019, **15**(6): 1699-1708. (FANG Tao, YANG Simin, XU Changjie, et al. Experimental research and numerical analysis on active soil pressure of limited soil under water immersion[J]. *Chinese Journal of Underground Space and Engineering*, 2019, **15**(6): 1699-1708. (in Chinese))
- [11] DONG X X, CHEN Y G, YE W M, et al. Effect of initial suction on the stiffness and strength of densely compacted Gaomiaozi bentonite[J]. *Applied Clay Science*, 2020, **194**: 105696.
- [12] LU N, GODT J W. *Hillslope hydrology and stability*[M]. New York: Cambridge University Press, 2013.
- [13] FREDLUND D G, RAHARDJO H. *Soil mechanics for unsaturated soils*[M]. New York: Wiley, 1993.
- [14] LU N, LIKOS W J. *Unsaturated soil mechanics*[M]. Hoboken, NJ: Wiley, 2004.
- [15] 赵均海, 梁文彪, 张常光, 等. 非饱和土库仑主动土压力统一解[J]. *岩土力学*, 2013, **34**(3): 609-614. (ZHAO Junhai, LIANG Wenbiao, ZHANG Changguang, et al. Unified solution of Coulomb's active earth pressure for unsaturated soils[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2013, **34**(3): 609-614. (in Chinese))
- [16] VAHEDIFARD F, LESHCHINSKY B A, MORTEZAEI K, et al. Active earth pressures for unsaturated retaining structures[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2015, **141**(11): 04015048.
- [17] LI Z W, YANG X L. Active earth pressure for soils with tension cracks under steady unsaturated flow conditions[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2018, **55**(12): 1850-1859.
- [18] SHAHROKHABADI S, VAHEDIFARD F, GHAZANFARI E, et al. Earth pressure profiles in unsaturated soils under transient flow[J]. *Engineering Geology*, 2019, **260**: 105218.
- [19] 李加贵, 陈正汉, 黄雪峰, 等. 原状非饱和  $Q_3$  黄土的土压力原位测试和强度特性研究[J]. *岩土力学*, 2010, **31**(2): 433-440. (LI Jiagui, CHEN Zhenghan, HUANG Xuefeng, et al. In-site test on earth pressure and saturating collapse test for unsaturated loess  $Q_3$  on high slope[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2010, **31**(2): 433-440. (in Chinese))
- [20] 陈正汉, 郭 楠. 非饱和土与特殊土力学及工程应用研究的新进展[J]. *岩土力学*, 2019, **40**(1): 1-54. (CHEN Zhenghan, GUO Nan. New developments of mechanics and application for unsaturated soils and special soils[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, **40**(1): 1-54. (in Chinese))
- [21] VO T, TAIEBAT H, RUSSELL A R. Interaction of a rotating rigid retaining wall with an unsaturated soil in experiments[J]. *Géotechnique*, 2016, **66**(5): 366-377.
- [22] DE CAMPOS T M P, DE VIANA A C, SILVA T A, et al. Evaluation of the At-rest coefficient of earth pressure in unsaturated residual soil with a new suction-controlled device[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 2021, **44**(2): 20190438.
- [23] 戴福隆, 沈观林, 谢惠民. *实验力学*[M]. 北京: 清华大学出版社, 2010. (DAI Fulong, SHEN Guanlin, XIE Huimin. *Experimental Mechanics*[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2010. (in Chinese))
- [24] VAN GENUCHTEN M T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils[J]. *Soil Science Society of America Journal*, 1980, **44**(5): 892-898.
- [25] KISHIDA H, UESUGI M. Tests of the interface between sand and steel in the simple shear apparatus[J]. *Géotechnique*, 1987, **37**(1): 45-52.
- [26] DENG B, YANG M H. Analysis of passive earth pressure for unsaturated retaining structures[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2019, **19**(12): 06019016.
- [27] LU N, GODT J W, WU D T. A closed-form equation for effective stress in unsaturated soil[J]. *Water Resources Research*, 2010, **46**(5): W05515.
- [28] FANG Y S, ISHIBASHI I. Static earth pressures with various wall movements[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1986, **112**(3): 317-333.
- [29] SOLTANBEIGI B, ALTUNBAS A, GEZGIN A T, et al. Determination of passive failure surface geometry for cohesionless backfills[J]. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 2020, **64**(4): 1100-1110.
- [30] SUITS L D, SHEAHAN T C, LIKOS W J, et al. Modified direct shear apparatus for unsaturated sands at low suction and stress[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 2010, **33**(5): 102927.
- [31] ZHOU A N, SHENG D, CARTER J P. Modelling the effect of initial density on soil-water characteristic curves[J]. *Géotechnique*, 2012, **62**(8): 669-680.
- [32] JAKY J. *Pressure in soils*[C]// *Proceeding of the 2nd International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Rotterdam, 1948.