

局部静荷载作用下加筋对土拱效应的影响

李格焯¹, 徐超¹, 沈盼盼², 张兴亚³, 罗敏敏⁴, 梁程⁵

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092; 2. 中国长江三峡集团有限公司上海勘测设计研究院有限公司, 上海 200434; 3. 新城商业管理集团有限公司上海分公司, 上海 200000; 4. 浙江大学建筑设计研究院有限公司, 浙江杭州 310027; 5. 中国长江三峡集团有限公司科学技术研究院, 北京 100038)

摘要: 为探究局部静荷载作用下加筋对土拱效应的影响, 利用铝棒相似土作为填料, 设置 4 种不同的筋材布置方式, 开展了平面应变活动门试验。试验结果表明, 在自重和局部静荷载作用下, 筋材的使用明显地减少了土拱的退化。与无筋情况不同, 筋材的存在使得土拱在卸载阶段仍继续退化。当筋材总刚度基本相同时, 垫层上、下方铺设两层筋材的方式有利于土拱的发展。另外, 提出了预测不加筋活动门上方或筋材挠曲段上方由于局部静荷载引起的竖向附加应力的理论计算方法。

关键词: 土拱效应; 筋材; 局部静荷载; 活动门试验; 铝棒相似土

中图分类号: TU431

文献标志码: A

Effects of Reinforcement on Soil Arching Development Under Localized Static Loading

LI Geyez¹, XU Chao¹, SHEN Panpan², ZHANG Xingya³, LUO Minmin⁴, LIANG Cheng⁵

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanghai Investigation, Design and Research Institute Co., Ltd., China Three Gorges Corporation, Shanghai 200434, China; 3. Shanghai Branch, Seazen Business Management Corporation Co., Ltd., Shanghai 200000, China; 4. Architectural Design and Research Institute Co., Ltd., Zhejiang University, Hangzhou 310027, Zhejiang, China; 5. Research Center for Hydropower Engineering, Institute of Science and Technology, China Three Gorges Corporation, Beijing 100038, China)

Abstract: In this paper, plane-strain trapdoor tests were conducted to investigate the effects of reinforcement on the soil arching development under localized static loading, by using analogical soil made of aluminum rods

as the backfill and by using four different reinforcement arrangements. Test results show that the use of reinforcement significantly minimizes soil arching under self-weight and localized static loading. Soil arching with reinforcement degrades greatly in unloading stages due to the existence of reinforcement, which was different from that without reinforcement. When the total reinforcement stiffness is the same, two low stiffness reinforcement layers with a backfill layer of certain thickness in between promotes soil arching. A soil arching analytical solution was proposed to predict the additional vertical stresses induced by localized static loading.

Key words: soil arching; reinforcement; localized static loading; trapdoor test; analogical soil

土拱效应的本质是活动土体与其相邻的稳定土体间由于相对位移而产生的应力传递^[1], 是岩土工程中常见的现象。例如, 由于地裂缝、岩溶等地质灾害的存在, 土体中易出现局部空洞, 引发了空洞上覆土体的土拱效应。土拱的稳定性对上覆土体的稳定性影响巨大, 决定了相关工程的安全性。此外, 在垃圾填埋场复合衬垫系统下卧土体中可能发生局部沉陷或空洞, 导致衬垫系统破坏, 引发不必要的环境污染, 甚至整体失稳^[2]。因此, 研究局部空洞引起的土拱效应对于实际相关工程的设计有着重要的现实意义。

针对空洞引起的土拱效应, 关于填料自重和均布超载作用下的研究众多^[1,3-5], 并形成了相应的计算理论。然而, 土拱在局部荷载作用下可能会发生退化甚至破坏。针对该问题, Al-Naddaf 等^[6]通过平面

收稿日期: 2021-03-19

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51478349)

第一作者: 李格焯(1995—), 女, 博士生, 主要研究方向为地基加固及加筋土结构. E-mail: ligeye@tongji.edu.cn

通信作者: 沈盼盼(1989—), 女, 工学博士, 主要研究方向为地基处理及加筋土结构.

E-mail: hermit_shpp@hotmail.com



论文
拓展
介绍

应变的活动门试验研究了局部荷载作用下的土拱退化机制。Xu等^[7]研究了局部静动荷载下的土拱变形和力学特性。结果表明,荷载幅值越大、频率越高、作用面积越小,其对土拱的削弱作用越明显。Zhang等^[8-9]利用透明土技术开展平面应变的活动门试验,结果表明,多拱相互作用、填料高度较低和较高频率的动荷载均会加速土拱的退化甚至破坏,并引起较大的表面位移。

近年来,筋材在防止土拱退化方面的作用逐步被认识。如:Al-Naddaf等^[6]的研究表明筋材的存在有助于增强土拱的稳定性。Aqoub等^[10]开展了桩承式加筋路堤的模型试验,发现筋材提高了荷载传递效率,并减小了路堤的表面沉降。但是,针对局部荷载作用下筋材性质(如筋材极限拉伸强度和拉伸刚度)对土拱效应影响,目前的研究较少;此外,目前的研究多集中于一层加筋;而在实际工程中,两层甚至多层筋材的使用较为普遍。因此,有必要进一步研究局部荷载作用下加筋对土拱的影响。

本文通过平面应变活动门试验装置,设置了4种筋材布置方式,开展了填料自重和局部静荷载作用下的活动门试验,分析了局部荷载作用下筋材受力和土拱率的变化规律,并提出了预测活动门或筋材挠曲段上局部静荷载引起的竖向附加应力的理论计算方法。

1 活动门试验简介

1.1 试验装置

平面应变活动门试验装置如图1所示^[7,11],试验箱底部设有7个活动门装置(B1~B7)。如图2所示,活动门装置(B1~B7)由木块、力传感器、升降电机和位移传感器组成。中间的活动门宽度 B 为128 mm,该活动门装置可通过控制电机实现木块单独升降,位移传感器记录木块的位移,力传感器记录木块的受力。为了避免填料与试验箱前后的摩擦,试验箱的厚度设计为51 mm,略大于木块的厚度 d (50 mm)。试验箱前表面由透明的钢化玻璃组成,方便高速相机拍摄照片,可通过粒子图像测速法(particle image velocimetry, PIV)^[12]获得填料及筋材变形。试验箱上部有伺服加载装置,加载板长度 $L = 3B = 384$ mm。

1.2 填料

相似土可消除颗粒与试验箱侧壁的摩阻力,被广泛应用于平面应变条件的试验中。因此,本研究

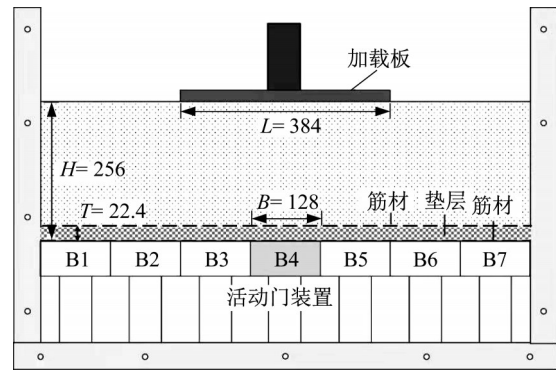


图1 活动门试验装置图(单位:mm)

Fig.1 Schematic of the trapdoor test (unit: mm)

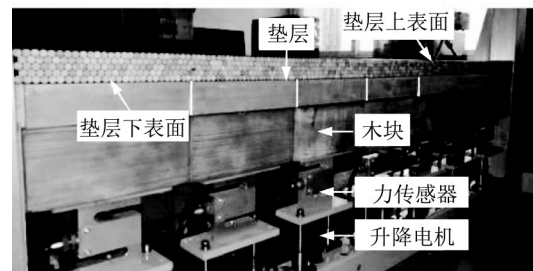


图2 试验箱照片

Fig.2 Photo of the trapdoor box

采用2D相似土作为填料代替砂土,相似土由三种不同直径(3、4、5 mm)、长度50 mm的铝棒、按质量比1:1:1混合而成,其重度 γ 为 $22.4 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}$,经双轴试验测得内摩擦角 ϕ 为 25° ,粘聚力 c 为0。此外,本研究采用的2D相似土在保证力学性质相似的前提下,粒径较砂颗粒更大,有利于PIV处理,使填料及筋材的变形测量更为精确;并且铺设过程更加方便、快捷且可重复性较好。为了确保力均匀地传递到活动门装置下方的力传感器上,在填料底部设计了由5层直径5 mm的铝棒组成的垫层,如图1、2所示。该垫层的厚度 T 为22.4 mm。垫层厚度 T 与活动门宽度 B 的比值是0.175。填料的高度 H 为256 mm,是活动门宽度 B 的两倍($H = 2B$)。

1.3 筋材

本研究中选用两种规格的牛皮纸(筋材1和筋材2)作为加筋材料。牛皮纸的刚度由拉伸试验测定,其结果如表1所示。其中,筋材1的极限抗拉强度分别为 $21.5 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$,2%应变所对应的筋材刚度约为 $1131 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$,0.1%应变所对应的筋材刚度约为 $876 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$;筋材2的极限抗拉强度约为 $46.5 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$,2%应变所对应的筋材刚度约为 $2236 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$,0.1%应变所对应的筋材刚度约为 $1562 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$ 。因此,筋材2的刚度约为筋材1的2倍。

表1 筋材的主要力学性质

Tab.1 Mechanic characteristics of reinforcement

筋材类型	主要力学性质指标		
	极限拉伸强度 / (kN·m ⁻¹)	筋材刚度 / (kN·m ⁻¹)	
		2 %应变	0.1 %应变
筋材1	21.5	1 131	876
筋材2	46.5	2 236	1 562

表2 活动门试验方案

Tab.2 Plan of trapdoor test

试验类别	试验编号	荷载幅值 / kPa	筋材布置
基准试验	BT1	0	无筋材
	BT2		垫层下表面一层筋材1
	BT3		垫层下表面一层筋材2
	BT4		垫层上、下表面各一层筋材1
局部静荷载试验	ST1 (SR1)	8, 10, 12	无筋材
	ST2 (SR2)		垫层下表面一层筋材1
	ST3 (SR3)		垫层下表面一层筋材2
	ST4 (SR4)		垫层上、下表面各一层筋材1

基准试验中采用的4种布筋方式包括:①无筋材,②垫层下表面铺设一层筋材1,③垫层下表面铺设一层筋材2,④垫层上、下表面各铺设一层筋材1。如表1所示,筋材2的刚度是筋材1的两倍,因此,BT4中两层筋材1的总刚度与BT3中一层筋材2的刚度相等。局部静荷载试验的筋材布置与基准试验相同,局部静荷载试验综合考虑了荷载幅值和筋材布置对土拱的影响。此外,参考试验列于表2的括号内,参考试验中活动门(B4)固定没有下移,无土拱产生。参考试验的目的是测量无土拱产生时作用于活动门上的平均压力,该平均压力将用于计算土拱率(详见1.5节)。

本文活动门试验的具体过程为:在开始填料和铺设筋材前,需将7个活动门装置(B1~B7)的木块调整至同一高度,确保无初始土拱产生。随后,按照试验方案铺设筋材和垫层。将混合好的铝棒相似土分层铺设,每层约20 mm,直至达到填料高度 $H=256$ mm。在基准试验BT1中(无筋情况),活动门(B4)每次下移0.2 mm,直至位移达到8 mm;接着每次下移1.2 mm,直至位移达到30 mm。在其他基准试验BT2,BT3和BT4中(有筋情况),活动门(B4)每次下移0.2 mm,直至位移达到8 mm即可。基准试验中,活动门每下移一次,高速相机拍照一次。局部静荷载试验中,活动门(B4)每次下移0.2 mm直至位移达到8 mm,即局部静荷载 $p=0$ 阶段。待活动门(B4)下移完成后,通过加载板在填料表面施加静荷载,其加载曲线如图3所示。对填料施加8 kPa

1.4 试验方案及过程

如图1所示,选取中间的活动门装置B4作为下拉活动门,即:在试验中下移B4,产生土拱。如表2所示,活动门试验方案共分为两个部分:基准试验(BT1,BT2,BT3和BT4)和局部静荷载试验(ST1,ST2,ST3和ST4)。基准试验是在填料自重作用下进行的,未在填料表面施加荷载。

荷载维持50 s,拍照一次,卸载50 s,再拍照。然后进入下一阶段。

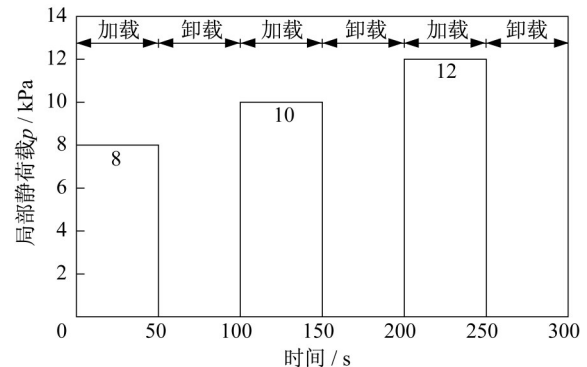


图3 局部静荷载试验加载曲线

Fig.3 Loading curve of localized static trapdoor tests

1.5 土拱率的计算

如图4所示,作用在活动门上的平均压力(σ_0)可通过式(1)计算:

$$\sigma_0 = \frac{F_1}{B \cdot d} \quad (1)$$

式中: B 为活动门的宽度,m; d 为木块的厚度,m; F_1 为布设在活动门下方的力传感器监测所得的力,kN。

作用在筋材挠曲段上方的平均压力(σ_1)可通过式(2)计算:

$$\sigma_1 B = T_1 \cos \theta_1 + T_2 \cos \theta_2 + \frac{F_1}{d} \quad (2)$$

式中: σ_1 为位于垫层下表面的筋材挠曲段上作用的应力,kPa; T_1 和 T_2 为位于垫层下表面的筋材挠曲段两端作用的拉力,kN; T_1 和 T_2 等于PIV技术得到的筋材应变与筋材刚度的乘积。 θ_1 和 θ_2 为位于垫层下表面的筋材挠曲段两端与竖直方向的夹角,(°)。 θ_1 和 θ_2 是根据试验期间拍摄的照片手动测量的。在理想条件下, θ_1 应等于 θ_2 。然而,在测试中,它们并不总是相等的。

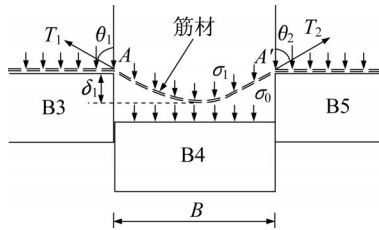


图4 筋材挠曲段受力分析

Fig. 4 Force diagram of deflected reinforcement section

为了定量评价土拱效应,McNulty^[3]提出了土拱率 ρ ,见式(3):

$$\rho = \frac{\sigma_v}{\gamma H + q} \quad (3)$$

式中: σ_v 为填料底部作用的平均竖向应力,kPa; γ 为填料的容重, $\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$; H 为填料的高度,m; q 为土体表面作用的均布超载,kPa。

本文研究的是局部静荷载作用下土拱效应,故将式(3)修正为式(4):

$$\rho = \frac{\sigma_v}{\gamma H + p'} \quad (4)$$

式中: p' 为填料表面局部静荷载 p 传递至填料底部的平均竖向应力,kPa。 $\gamma H + p'$ 可由表2中参考试验得出。在无筋材的活动门试验中, σ_v 等于作用在活动门上的平均压力 σ_0 。在有筋材的活动门试验中, σ_v 等于铺设在垫层下表面的筋材挠曲段上作用的应力 σ_1 。

2 试验结果与分析

2.1 基准试验结果

基准试验中土拱率 ρ 随归一化活动门位移(活动门位移与活动门宽度 B 的比值)的变化曲线如图5所示。如图5a所示,在BT1中,随着归一化活动门位移的增大,土拱率 ρ 的变化呈现出4个阶段,分别为:初始拱、最大拱、应力恢复及极限状态。这与Chevalier等^[4]的研究成果相吻合。图中的垂直虚线

分别表示最大拱和极限状态初始点对应的归一化活动门位移,其值分别为1.25%和10.55%。

对于加筋试验,在活动门位移达到8 mm之前,筋材均与活动门脱离。由图5b和5c可见,BT2和BT3中筋材发生脱离所对应的归一化活动门位移分别为2.50%和2.03%。当活动门继续下移时,筋材拉伸变形已稳定,铺设在垫层下表面的筋材挠曲段上作用的应力 σ_1 并未改变,因此土拱率保持不变。在BT2和BT3中,土拱率 ρ 均随着归一化活动门位移的增加而减小到最小值,随后小幅增大,最后保持稳定。与BT1相比,有筋情况下土拱几乎不存在应力恢复阶段,表明了筋材限制了土拱的退化。对比图5b和5c可以发现,BT2中土拱率的稳定值与BT3的大致相等,意味着在填料自重的情况下,筋材刚度对土拱率的影响并不显著。图5b和5c中归一化筋材最大挠度 Δ 是指筋材的最大挠度与活动门宽度 B 的比值。可以看出,BT3中归一化筋材挠度均小于BT2,表明筋材刚度越大,其变形越小。如图5d所示,当归一化活动门位移达到2.19%时,下层筋(垫层下表面筋材1)与活动门脱离。对比图5c和d可以发现,BT4的土拱率 ρ 变化规律与BT3的相同。并且,BT4中下层筋材1的归一化挠度最大,BT3中筋材2的次之,BT4中上层筋材1最小。BT4中上、下两层筋材1的平均归一化挠度与BT3中筋材2的相同。总而言之,在填料自重条件下,BT3和BT4的土拱率及筋材变形没有显著区别。换言之,在填料自重荷载下,当筋材总刚度相等时,不同的筋材布置方式对土拱率及筋材变形的影响不大。

自重作用下BT1的填料位移云图如图6所示,填料内部以及表面均存在一定位移,即不存在等沉面。因此,在利用Terzaghi^[1]模型求解土拱率时,采用无等沉面作为边界条件。图5中的水平实线表示水平土压力系数 K 取值不同时使用Terzaghi^[1]计算公式求得的土拱率 ρ 。其中,陈若曦等^[13]建议采用 $K_{\text{chen}} = (1 + K_p \cdot \tan^2 \theta) / (\tan^2 \theta + K_p) = 1.43$ (K_p 为朗肯被动土压力系数, $\theta = 45^\circ + \phi/2$);Terzaghi^[1]建议采用 $K = 1$;Ladanyi和Hoyaux^[14]建议采用 $K_{\text{rymine}} = \cos^2 \phi / (1 + \sin^2 \phi) = 0.70$;Marston和Anderson^[15]建议采用朗肯主动土压力系数 $K_a = (1 - \sin \phi) / (1 + \sin \phi) = 0.41$ 。如图5a所示,对于BT1来说,采用 K_{rymine} 和 K_a 计算求得的土拱率明显大于极限状态下土拱率的试验值, $K = 1$ 求得的土拱率与极限状态下土拱率的试验值吻合较好, K_{chen} 则小于土拱率试验值。对于加筋试样来说,其极限状

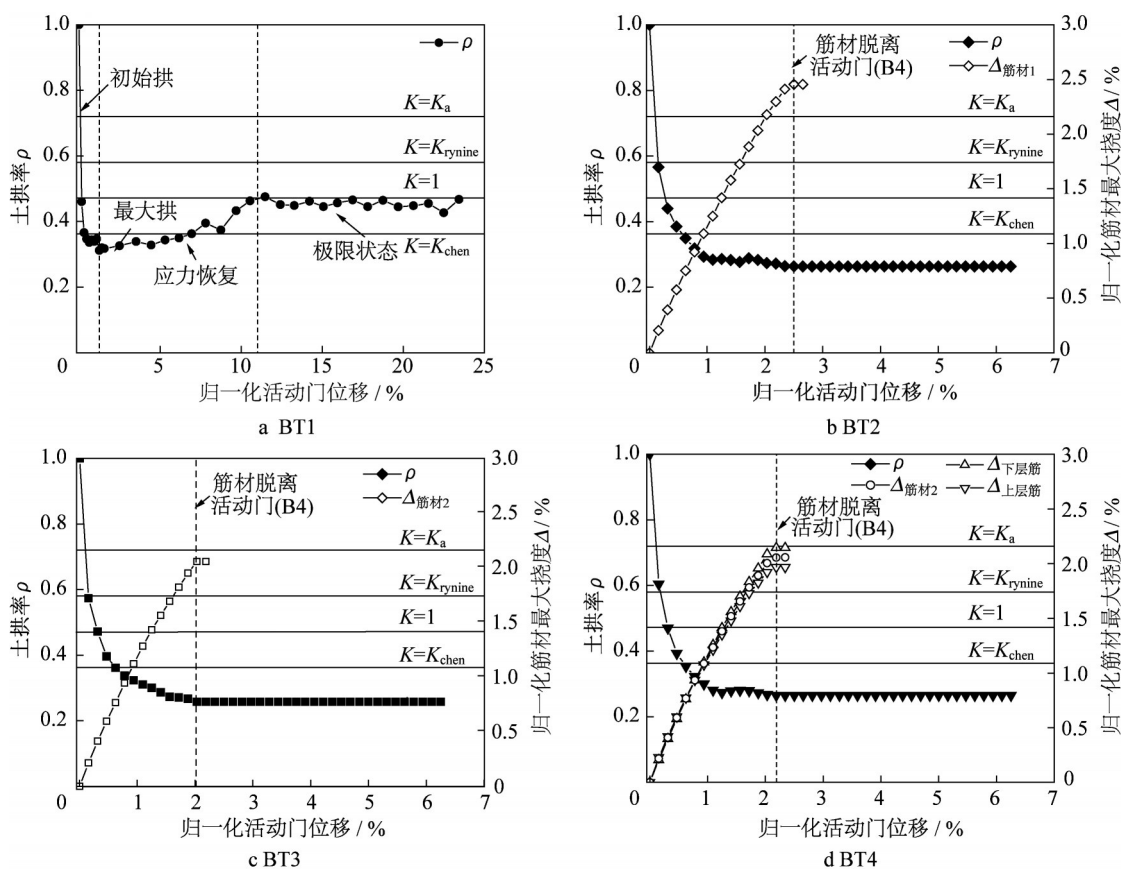


图5 土拱率、归一化筋材最大挠度与归一化活动门位移的关系

Fig. 5 Soil arching ratio and maximum normalized reinforcement deflections versus normalized trapdoor displacements

态对应的土拱率试验值均小于 K_{chen} 计算得到的土拱率,即 K_{chen} 计算值可用于保守估计土拱率。

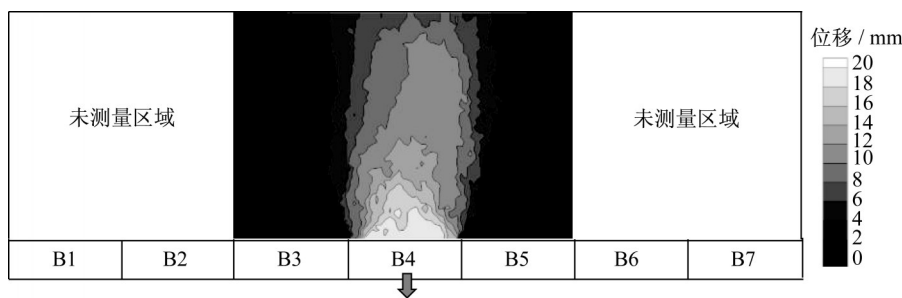


图6 填料自重作用下BT1填料位移云图

Fig. 6 Displacement contour of the backfill in BT1 under self-weight

2.2 局部静荷载试验结果

2.2.1 筋材拉力

由于PIV测量得到的筋材应变均小于0.1%,故选用表2中0.1%应变对应的筋材刚度计算得出筋材拉力。与图3的局部静荷载试验加载曲线相对应,图7中“加载”是指填料表面施加局部荷载,“卸载”是指填料表面移除局部荷载。局部静荷载 $p=0$ 对应活动门(B4)下移完成、施加局部荷载前。

从图7可以看出,局部静荷载的施加导致了筋

材拉力的增大。随着荷载的增大,筋材拉力逐步增大,且加载阶段筋材拉力的增大速度远大于卸载阶段。从图7a和7b可以看出,在加载阶段,ST3中筋材2的拉力略大于ST2筋材1的拉力,在卸载阶段,两者的拉力基本保持相等。因此,在加载阶段,刚度较大的筋材会导致较大的拉力。对比图7c和7d可知,ST4中上层筋材1的拉力明显小于下层筋材1。图7e是ST4中垫层上、下表面两层筋材1拉力的合力。比较图7b和7e,ST4中上、下两层筋材1的总拉

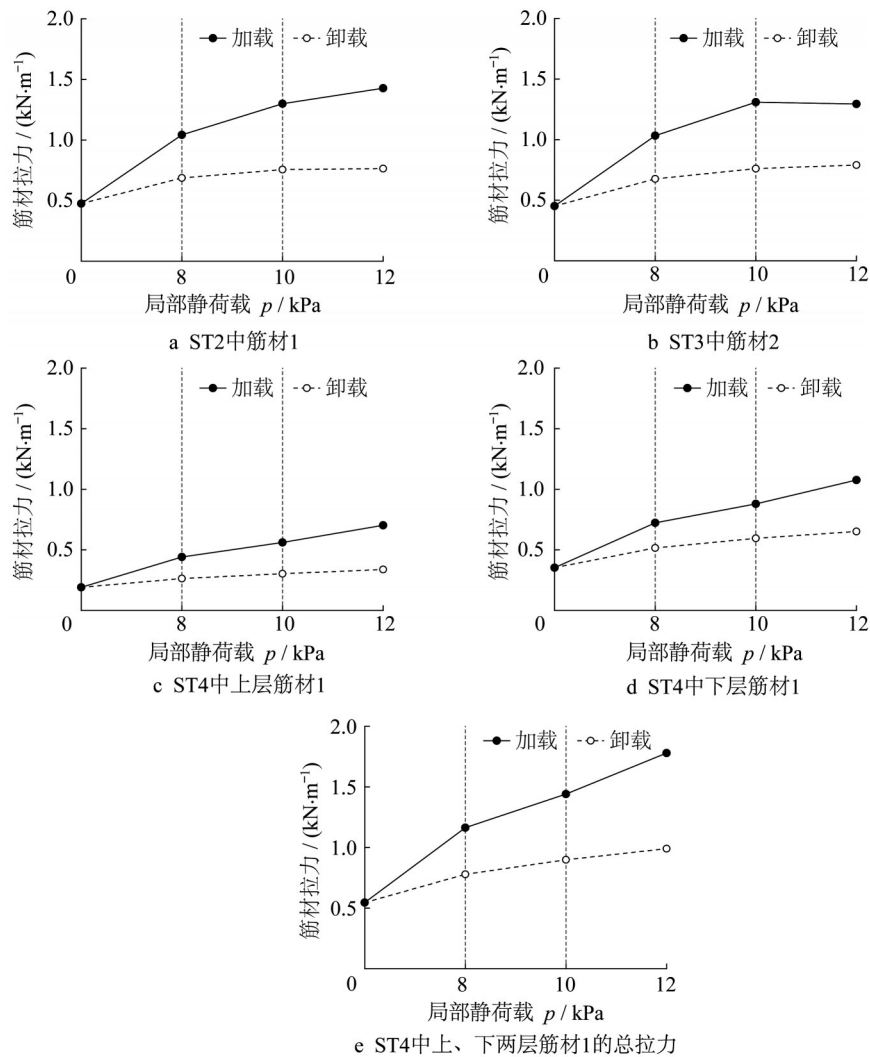


图 7 不同阶段对应的筋材拉力

Fig. 7 Variations of tensile forces of reinforcement in different stages

力大于ST3中筋材2的拉力,意味着当ST3和ST4中筋材总刚度相等时,ST4中两层筋材1的布置方式使筋材拉力得到了更大的发挥。

2.2.2 土拱率的变化

图8展示了局部静荷载作用下活动门试验各个阶段的土拱率 ρ ,分别为:局部静荷载 $p = 0$ 阶段(ρ_0),加载阶段(ρ_j)和卸载阶段(ρ_x)。如图8a所示,在ST1中(无筋材情况),加载和卸载阶段的土拱率(ρ_j, ρ_x)明显大于8 mm位移阶段的土拱率(ρ_0),表明局部静荷载对土拱效应有削弱作用。并且,土拱率(ρ_j, ρ_x)随着荷载的增大而增大,意味着荷载越大,对土拱的削弱作用越明显。更重要的是,ST1中加载阶段的土拱率均大于卸载阶段($\rho_j > \rho_x$),说明土拱效应在卸载阶段有一定的恢复。

加筋试验的土拱率变化如图8b、8c和8d所示,加载和卸载阶段的土拱率均随着荷载的增加而增

加。与不加筋试验(ST1)相比,加筋试验中加载和卸载阶段的土拱率(ρ_j, ρ_x)均小于不加筋试验。这说明,筋材可有效地抑制由局部静荷载引起的土拱效应的退化;换言之,筋材增强了土拱抵抗荷载的能力。另外,加筋试验中,加载的土拱率小于卸载阶段的土拱率($\rho_j < \rho_x$),该现象与不加筋试验完全不同。土拱效应本质上是由于填料中活动门上方的活动区和稳定区的相对位移引起的;在卸载阶段,活动门与稳定区上方的填料与筋材都发生回弹。由于筋材铺设在垫层底部,则填料的回弹受限于筋材的回弹。根据PIV结果,筋材的回弹大于填料的回弹;因此,活动门与稳定区之间填料相对位移减小,导致原来由筋材传递到稳定区填料的应力转移至活动门上方填料,从而在卸载阶段削弱土拱效应,具体表现为 $\rho_j < \rho_x$ 。

比较图8b和8c可以发现,ST2中加载阶段的土

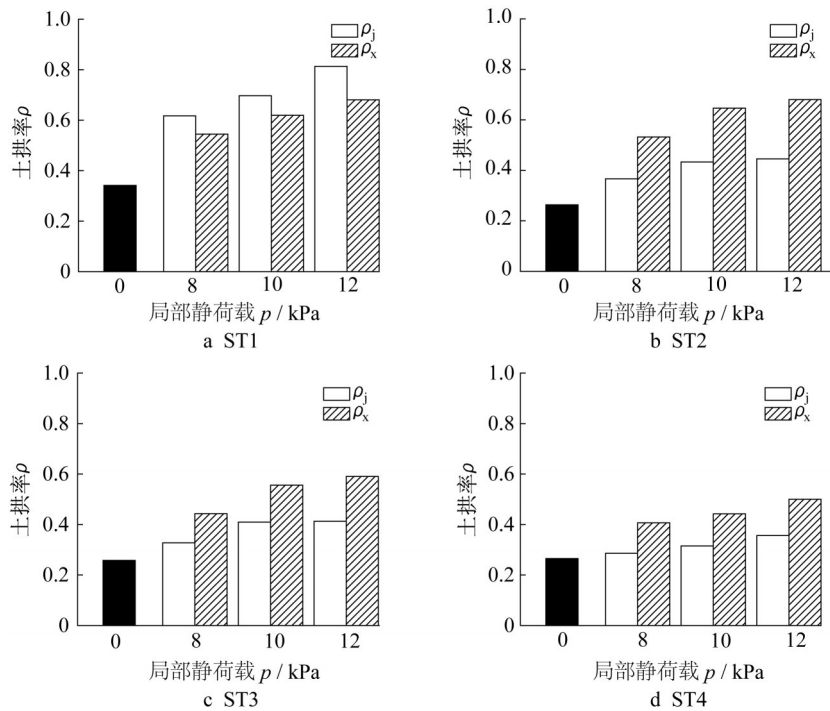


图8 局部静荷载作用下土拱率的变化

Fig. 8 Variations of soil arching ratios in trapdoor tests under static loading

拱率(ρ_j)略大于ST3,同样地,ST2中卸载阶段的土拱率(ρ_x)明显大于ST3。该结果说明,筋材刚度增大可有效提高土拱抵抗静荷载的能力。如图8c和8d所示,ST4中加载和卸载阶段的土拱率(ρ_j 、 ρ_x)均小于ST3。在ST4中,上层筋材1发挥张力膜效应,导致作用在下层筋材1上的竖向应力减小。因此,在ST3和ST4两者筋材总刚度相等的情况下,ST4中两层筋材1的使用更多地促进了上层筋材1的张力膜效应的发挥,从而减小了土拱效应的退化。

3 理论计算

图9a为局部静荷载 $p = 8$ kPa作用下ST1填料的竖向位移云图。局部静荷载 $p = 10$ 和 12 kPa时,PIV分析所得填料内部位移云图与图9a相似,基于篇幅原因略。从图9a中可以看出,填料内部出现了一系列倾斜的滑裂面,与Terzaghi假设的填料自重作用下的垂直滑裂面不同^[1],其主要原因是加载板的长度 L 远大于活动门宽度 $B(L = 3B)$ 。因此,本文假设局部静荷载作用下填料内部存在两条倾斜的滑裂面,定义滑裂面与水平方向的夹角为 α_p 。如图6所示,在填料自重作用下,滑裂面与水平方向夹角 α_p 接近 90° ;如图9a所示,在局部静荷载 $p = 8$ kPa作用下,该滑裂面从活动门(B4)两端出发一直延伸到加

载板的两端。根据加载板长度 L 与填料高度 H 的几何关系可得, $\alpha_p = \arctan(2) = 63.4^\circ$ 。在局部静荷载 $p = 10$ 和 12 kPa时,PIV分析所得滑裂面与水平方向夹角 α_p 未发生明显变化。由此可以推断,当局部静荷载 p 由0缓慢增长至8 kPa时, α_p 随之发生变化;当局部静荷载 p 大于8 kPa后, α_p 保持不变。

局部静荷载作用下滑裂面内高度为 h 的填料单元受力图如图9b所示,同时假设:①活动门上方或筋材挠曲段上方的竖向应力是均匀分布的;②侧向土压力系数 K 是常数;③假定滑裂面与水平方向的夹角 α_p 随局部静荷载 p 的关系如式(5)所示:在局部静荷载 p 小于8 kPa时,夹角 α_p ($^\circ$)与局部静荷载 p (kPa)呈线性关系;在局部静荷载 p 大于等于8 kPa时,夹角 α_p 保持不变。

$$\alpha_p = \begin{cases} 90 - 3.325p, & p < 8 \text{ kPa} \\ \arctan(2) = 63.4, & p \geq 8 \text{ kPa} \end{cases} \quad (5)$$

通过倾斜滑裂面内高度为 h 的填料单元的竖向受力平衡可得:

$$\left(\sigma_v + d\sigma_v \right) \cdot \left[B + \frac{2(h+dh)}{\tan \alpha_p} \right] + dW = \sigma_v \cdot \left(B + \frac{2h}{\tan \alpha_p} \right) + 2\sigma_a \cdot \frac{dh}{\sin \alpha_p} \cdot \cos \alpha_p + 2\tau_a \cdot \frac{dh}{\sin \alpha_p} \cdot \sin \alpha_p \quad (6)$$

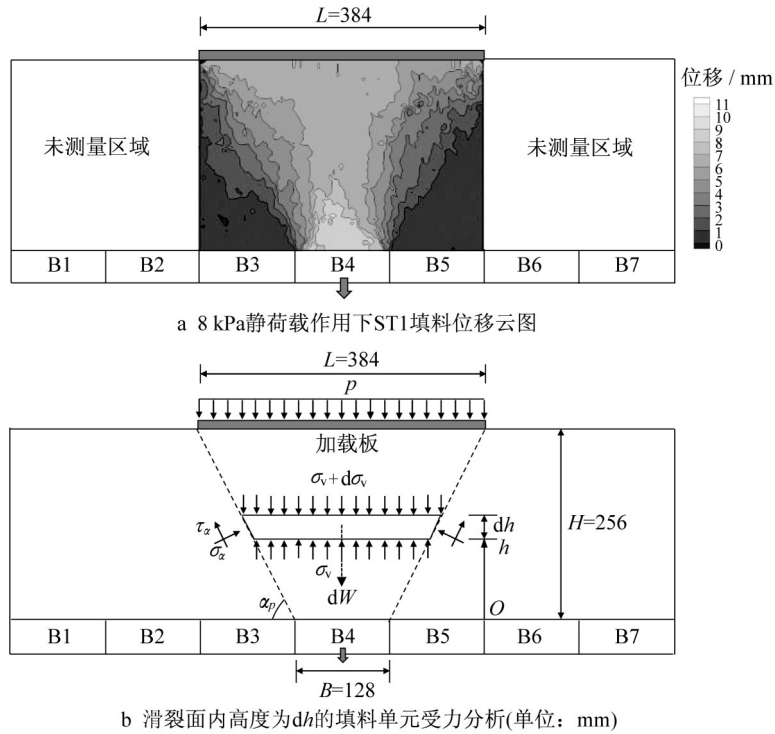


图 9 局部静荷载作用下填料位移和受力分析

Fig. 9 Displacements and force analysis of backfill under localized surface loading

其中, 填料单元的自重 dW 计算如下:

$$dW = \gamma \cdot \left(B + \frac{2h}{\tan \alpha_p} \right) \cdot dh \quad (7)$$

依据主应力轴旋转, 倾斜滑裂面上的法向应力与切向应力如下式(8)和(9)所示:

$$\sigma_n = \frac{\sigma_h \cdot \cos^2 \phi}{1 + \sin(\phi - 2\alpha_p) \cdot \sin \phi} = \frac{K \cdot \sigma_v \cdot \cos^2 \phi}{1 + \sin(\phi - 2\alpha_p) \cdot \sin \phi} \quad (8)$$

$$\tau_x = \frac{\sigma_h \cdot \sin \phi \cdot \cos \phi}{1 + \sin(\phi - 2\alpha_p) \cdot \sin \phi} = \frac{K \cdot \sigma_v \cdot \sin \phi \cdot \cos \phi}{1 + \sin(\phi - 2\alpha_p) \cdot \sin \phi} \quad (9)$$

将式(7)、(8)和(9)代入式(6), 略去高阶微分量, 化简可得:

$$\frac{d\sigma_v}{dh} + \gamma = \frac{\sigma_v}{B + 2h/\tan \alpha_p} \cdot \left\{ \frac{2K \cdot \cos \phi \cdot \cos(\alpha_p - \phi)}{[1 + \sin(\phi - 2\alpha_p) \cdot \sin \phi] \cdot \sin \alpha_p} - \frac{2}{\tan \alpha_p} \right\} \quad (10)$$

边界条件如式(11)所示:

$$\sigma_v|_{h=H} = p \quad (11)$$

代入边界条件式(11), 求解式(10)得:

$$\sigma_v = \frac{\gamma}{2} \cdot \frac{B \cdot \tan \alpha_p + 2h}{m - 1} + \left(p - \frac{\gamma}{2} \cdot \frac{n}{m - 1} \right) \cdot \left(\frac{B \cdot \tan \alpha_p + 2h}{n} \right)^m \quad (12)$$

$$m = \frac{K \cdot \cos \phi \cdot \cos(\alpha_p - \phi) \cdot \tan \alpha_p}{[1 + \sin(\phi - 2\alpha_p) \cdot \sin \phi] \cdot \sin \alpha_p} - 1 \quad (13)$$

$$n = B \cdot \tan \alpha_p + 2H \quad (14)$$

式(12)~(14)中: σ_v 为填料活动区单元体的竖向压力, kPa; B 为活动门宽度, $B = 128$ mm; γ 为填料容重, $\gamma = 22.4$ kN·m⁻³; ϕ 为填料内摩擦角, $\phi = 25^\circ$; K 为侧向土压力系数; h 为距离活动门的高度, m; H 为填料高度, $H = 2B = 256$ mm; p 是填料表面局部静荷载, kPa, 如图 3 所示, $p = 8, 10, 12$ kPa; α_p 是滑裂面与水平方向的夹角, ($^\circ$).

因此, 当 $h = 0$ 时, 活动门(B4)上方(不加筋情况)或筋材挠曲段上方(加筋情况)由局部静荷载导致的竖向附加压力 $\Delta\sigma_v$ 可根据式(15)计算:

$$\Delta\sigma_v = p \cdot \left(\frac{B \cdot \tan \alpha_p}{n} \right)^m \quad (15)$$

值得注意的是, $\Delta\sigma_v$ 仅仅由局部荷载引起, 并不包含填料自重作用下的竖向压力。

将 2.1 节提及的 4 个不同的侧向土压力系数 K

代入式(15)可得图10中4条曲线,并与相应的试验数据进行对比。从图10中可以看出,对于无筋试验(ST1),当 $K = K_a$ 时,式(15)可较好地预测ST1中活动门(B4)上由局部静荷载导致的竖向附加压力($\Delta\sigma_0$);其他三个侧向土压力系数($K = K_{rynine}$, $K = 1$, $K = K_{chen}$)都严重低估了该附加压力($\Delta\sigma_0$)。对于有筋试验(ST2, ST3和ST4),当 $K = K_a$ 时,式(15)计算的 $\Delta\sigma_v$ 明显大于试验中筋材挠曲段上由局部静荷载导致的竖向附加压力($\Delta\sigma_1$)。当 $K = 1$, $K = K_{chen}$ 时,式(15)均低估了 $\Delta\sigma_1$ 。当 $K = K_{rynine}$ 时,式(15)略微高估了 $\Delta\sigma_1$ 。因此, $K = K_{rynine}$ 可较合理地预测筋材挠曲段上由局部静荷载导致的竖向附加压力($\Delta\sigma_1$)。

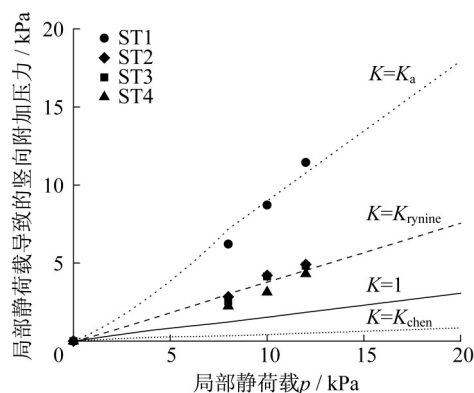


图10 活动门(B4)上方或筋材挠曲段上方由局部静荷载导致的竖向附加压力:试验和理论计算对比

Fig. 10 Comparison of predicted additional vertical stresses induced by localized surface loading with the additional average pressures on the central trapdoor or on the deflected reinforcement section

4 局限性

本试验采用铝棒相似土作为填料,铝棒相似土与土压力计的线接触形式导致土压力计读数不可靠,因此无法实现通过在填料内布置土压力计进而获得活动门上方或筋材挠曲段上方的竖向应力的分布特征。在本文的活动门试验装置中,通过在活动门木块下方设置单个力传感器,采用式(1)及式(2),反算出活动门的平均压力(σ_0)和作用在筋材挠曲段的平均压力(σ_1)。因此在理论计算中,采用“活动门上方或筋材挠曲段上方的竖向应力均匀分布”这一假定,进而可与试验数据进行对比以验证本文提出的理论计算方法是否合理。此外,由于本研究的局部静荷载第一级加载幅值为 $p = 8 \text{ kPa}$,缺少 $p = 0$

$\sim 8 \text{ kPa}$ 这一范围内滑裂面与水平方向夹角 α_p 的变化规律,因此在理论计算中,依据现有试验结果,采用式(5)描述滑裂面与水平方向的夹角 α_p 随局部静荷载 p 的变化关系。这些局限性拟在后续研究中改进。

5 结语

本文通过平面应变活动门试验研究了填料自重和局部静荷载作用下筋材对土拱效应的影响;填料选用铝棒相似土;采用了4种不同的筋材布置方式:①无筋材;②垫层下表面铺设一层筋材1;③垫层下表面铺设一层筋材2;④垫层上、下表面各铺设一层筋材1;垫层厚度与活动门宽度比值为0.175。筋材2的刚度约是筋材1的两倍,因此,筋材铺设方式③和④的总刚度相等。本文得到以下结论:

(1)在填料自重作用下,由于筋材的存在,土拱几乎不存在应力恢复阶段。无论是否加筋,局部静荷载导致了土拱有明显的退化现象。在加载阶段,与无筋试验相比,筋材的使用限制了土拱的退化;在卸载阶段,与无筋试验不同,由于筋材的回弹大于填料的回弹,土拱效应将持续退化。

(2)在填料自重作用下,筋材刚度对土拱效应的影响并不明显。然而,在局部静荷载作用下,刚度大的筋材可明显减小卸载阶段土拱效应的退化。

(3)在填料自重作用下,筋材总刚度一致时,不同的筋材布置方式对土拱效应的影响不大。在局部静荷载作用下,比起使用单层高刚度筋材,双层低刚度筋材的使用,促使筋材拉力得到更大的发挥,增强了上层筋材的张力膜效应,因此减弱了局部静荷载对土拱效应的削弱作用。

(4)填料自重作用下,采用水平土压力系数 K 取值为1的Terzaghi^[1]计算公式可以较好地预测无筋情况下的土拱率,采用 K 取值为 K_{chen} 的Terzaghi^[1]计算公式可保守估计有筋情况下的土拱率。

(5)本文提出了预测活动门上方(不加筋情况)或筋材挠曲段上方(加筋情况)由局部静荷载引起的竖向附加应力的理论计算方法。由于本试验中施加局部静荷载 p 的加载板长度远大于活动门宽度,本文提出的理论方法对滑裂面与水平方向的夹角 α_p 随局部静荷载 p 的变化关系进行了假定。结果表明,采用 K_a 和 K_{rynine} 可以分别合理地预测活动门上方(不加筋情况)和筋材挠曲段上方(加筋情况)由局部静荷载引起的竖向附加应力。

作者贡献声明:

李格焯: 数据处理, 论文撰写、修改、意见回复。
 徐超: 提出研究方向, 学术指导, 论文审阅。
 沈盼盼: 学术指导, 论文修改、意见回复。
 张兴亚: 试验指导。
 罗敏敏: 学术指导。
 梁程: 学术指导。

参考文献:

- [1] TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics[M]. New York: John Wiley and Sons, Inc., 1943.
- [2] 朱斌, 陈若曦, 陈云敏, 等. Trapdoor 位移相关土压力及抗沉降加筋设计新方法[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(12): 1895.
 ZHU Bin, CHEN Ruoxi, CHEN Yunmin, *et al.* Trapdoor deflection-related earth pressure and new design method of reinforcements to resist local subsidence[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(12): 1895.
- [3] MCNULTY J W. An experimental study of arching in sand[D]. [S.l.]: Army Engineer Waterways Experiment Station, 1965.
- [4] CHEVALIER B, COMBE G, VILLARD P. Experimental and discrete element modeling studies of the trapdoor problem: influence of the macro-mechanical frictional parameters[J]. *Acta Geotechnica*, 2012, 7(1): 15.
- [5] RUI R, HAN J, YE Y, *et al.* Load transfer mechanisms of granular cushion between column foundation and rigid raft[J]. International Journal of Geomechanics, 2020, 20(1): 04019139.
- [6] AL-NADDAF M, HAN J, XU C, *et al.* Experimental investigation of soil arching mobilization and degradation under localized surface loading [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, 145(12): 04019114.
- [7] XU C, ZHANG X, HAN J, *et al.* Two-dimensional soil-arching behavior under static and cyclic loading[J]. International Journal of Geomechanics, 2019, 19(8): 04019091.
- [8] ZHANG Z, TAO F, HAN J, *et al.* Influence of surface footing loading on soil arching above multiple buried structures in transparent sand[J]. Canadian Journal of Civil Engineering, 2021, 48(3): 124.
- [9] ZHANG Z, TAO F, HAN J, *et al.* Arching development in transparent soil during multiple trapdoor movement and surface footing loading[J]. International Journal of Geomechanics, 2021, 21(3): 04020262.
- [10] AQOUB K, MOHAMED M, SHEEHAN T. Analysis of unreinforced and reinforced shallow piled embankments under cyclic loading[J]. Geosynthetics International, 2020, 27(2): 182.
- [11] 徐超, 张兴亚, 韩杰, 等. 加载条件对土拱效应影响的 Trapdoor 模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(4): 726.
 XU Chao, ZHANG xingya, HAN Jie, *et al.* Trapdoor model tests on impact of loading conditions on soil arching effect[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(4): 726.
- [12] WHITE D J, TAKE W A, BOLTON M D. Soil deformation measurement using particle image velocimetry (PIV) and photogrammetry[J]. *Géotechnique*, 2003, 53(7): 619.
- [13] 陈若曦, 朱斌, 陈云敏, 等. 基于主应力轴旋转理论的修正 Terzaghi 松动土压力[J]. 岩土力学, 2010, 31(5): 1402.
 CHEN Ruoxi, ZHU Bing, CHEN Yunmin, *et al.* Modified Terzaghi loosening earth pressure based on theory of main stress axes rotation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(5): 1402.
- [14] LADANYI B, HOYAUX B. A study of the trap-door problem in a granular mass[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1969, 6(1): 1.
- [15] MARSTON A, ANDERSON A. The theory of loads on pipes in ditches and tests of cement and clay drain tile and sewer pipe[R]. City of Ames: Bulletin 31 Engineering, Experiment Station. Iowa State College, 1913.