

DOI: 10.11779/CJGE201908018

压实黏土剪切带渗透特性试验研究

王 刚^{1, 2}, 游克勤^{1, 2}, 魏 星³, 张建民⁴

(1. 山地城镇建设与新技术教育部重点实验室, 重庆 400045; 2. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045;

3. 西南交通大学土木工程学院, 四川 成都 610031; 4. 清华大学土木水利学院, 北京 100084)

摘要: 针对中国在建和拟建的 300 m 级高堆石坝心墙黏土(尤其是接触黏土)在大剪切变形、高水头作用下渗透安全性评价的重大需求, 采用新研发的土体环剪渗透试验装置对某高堆石坝心墙黏土进行了系列竖向压缩—环向剪切—径向渗流试验, 测定了不同压实密度的黏土剪切带在不同竖向压力下导水系数随剪切位移的变化过程, 揭示了压实黏土在大剪切变形过程中渗透特性的演化规律、内在机理及影响因素。在高竖向压力下, 剪切带在剪切过程中被压缩得更密实, 其导水系数在剪切过程中并不增大, 剪切带在经历大剪切变形后仍具有良好的抵抗渗流的能力。在低竖向压力下, 剪切带内土体破碎、错动、形成空隙, 从而导致其导水系数急剧增大。对于所用的黏土, 压实过程导致的前期固结压力可以粗略作为判别产生剪切渗漏带的门槛应力值。超固结的压实黏土易产生剪切渗漏带的试验发现, 比目前传统的水力劈裂假设可以更好地解释和判别坝体中集中渗漏发生的条件及部位。

关键词: 导水系数; 剪切带; 渗流试验; 超固结; 黏土心墙

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)08-1530-08

作者简介: 王 刚(1978—), 男, 博士, 教授, 主要从事岩土本构理论、土动力学和岩土工程数值计算方面的研究。

E-mail: cewanggang@163.com。

Experimental study on permeability of shear bands in compacted clay

WANG Gang^{1, 2}, YOU Ke-qin^{1, 2}, WEI Xing³, ZHANG Jian-min⁴

(1. Laboratory of New Technology for Construction of Cities in Mountain Area, Chongqing 400045, China; 2. School of Civil Engineering,

Chongqing University, Chongqing 400045, China; 3. School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;

4. School of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: Several 300 m-high rock-fill dams with clay core are being constructed or will be constructed in China, raising an urgent need for evaluating the safety against seepage failure of the clay core after experiencing large shear deformation and subjected to high water heads. A series of vertical-consolidation, circumferential-shear and radial-seepage tests are conducted on a clay using a newly-invented ring shear permeameter. The variations of the hydraulic transmissivities of the shear bands are measured for the specimens with different compaction densities and under different surcharge pressures. When being largely sheared, the original arrangement and bonding among particles in a shear band are damaged. Under high surcharge pressure, the shear band is compressed more tightly and becomes denser, and thus little increase can be observed in its hydraulic transmissivity. Conversely, under low surcharge pressure, the shattered fragments in the shear band glide, rotate, roll and climb across each other, leading to a looser packing, and as a result, the hydraulic transmissivity of the shear band increases sharply. It seems that the preconsolidation pressure originating from compaction may serve as a threshold value to determine whether the permeability will increase for the test clay. The test results highlight an important fact that the heavily over-consolidated clay can generate shear bands of remarkably reduced seepage resistance during shearing, which can be used to explain more rationally the trigger conditions and positions of concentrated leakages happened in earth dams than the conventional hydraulic fracturing hypothesis.

Key words: hydraulic transmissivity; shear band; seepage test; over consolidation; clay core

0 引言

现代的高堆石坝都是分区坝^[1], 以利用高抗剪强度的堆石材料保证坝体的稳定性, 在坝体内部或上表

面则采用低渗透性的材料来阻断通过坝体的渗流。黏

基金项目: 国家自然科学基金项目(41602286, 51679016); 重庆市基础研究与前沿探索项目(cstc2018jcyjAX0752)

收稿日期: 2018-04-22

土由于取材方便, 被广泛地应用于大坝的防渗体填筑。目前正在建设或可行性研究论证的长河坝、两河口、双江口和如美等 300 m 级高堆石坝都选择了黏土心墙坝的型式。由于河谷中部坝段的沉降大于两侧岸坡坝段的沉降, 填筑过程中两侧岸坡坝段向河谷中部变形, 于是在坝体与两岸岸坡的接触附近会产生大剪切变形。另外, 在岸坡或基岩地形陡变处也会由于差异沉降产生大的剪切变形。这些剪切变形带(面)平行于上下游方向, 在上游水压力作用下很容易产生集中渗漏, 导致冲蚀或接触冲刷。因此, 大剪切变形后心墙黏土(含接触黏土)的渗透特性的变化是高心墙堆石坝论证和设计中最关心的问题之一。

关于黏土的渗透性研究, 早期都是采用一维渗透仪或三轴渗透仪研究土的物理因素对渗透性的影响, 如土体的粒径、干密度、孔隙比等物理因素^[2]。但是一维渗透仪和三轴渗透仪等传统的渗透试验装置将土样置于侧限或三轴应力状态下进行渗流测试, 不能对土单元施加大的剪切作用, 不能测定土体剪切后沿剪切面渗流的变化^[3]。针对断层破碎带在挤压剪切后渗透特性的变化, Dewhurst^[4]、Zhang 等^[5]、Kimura 等^[6]利用改进的环剪仪进行了土体剪切前后的渗透试验。这些研究发现: ①剪切带的渗透系数表现出明显的各向异性, 平行于剪切带的渗透系数远大于垂直于剪切带的渗透系数; ②剪切带剪切后的渗透系数可能增大也可能减小, 与颗粒破碎以及剪切带的组构变化有关, 而颗粒破碎及组构变化又受到黏粒含量和颗粒组成的影响。针对堆石坝心墙黏土变形后的渗透特性变化, 雷红军等^[7]利用改进的三轴多向渗透试验装置研究了重塑黏土压缩至不同轴向应变时渗透系数的变化规律, 发现渗透系数随着轴向应变的增加而减小并最终趋于稳定, 渗透系数的减小趋势可由试样在三轴压缩过程中逐渐变密实来解释。雷红军等^[8]和 Luo 等^[9]分别研制了接触面剪切渗流试验装置, 研究了黏土-结构接触面剪切变形后的渗流特性。王刚等^[10-11]和魏星等^[12]利用一种新研制的土体扭转剪切渗透试验装置研究了黏土在压-剪耦合条件下渗透特性随着剪应变的变化, 初步发现固结应力状态对于压实黏土剪切变形后渗透特性的变化有很大影响。虽然已有研究成果已经证实剪切变形对于黏土的渗透特性有重要的影响, 但是由于仪器设备的限制, 对压实黏土剪切后的渗透特性的变化规律、内在机理及其影响因素还缺乏系统的认识。

针对中国在建和拟建的 300 m 级高心墙堆石坝心墙黏土在大剪切变形、高水头作用下渗透安全性评价的重大需求, 本文利用一种新研发的环剪渗透试验装置, 以某高堆石坝的心墙黏土为研究对象, 系统进行不同压实密度的试样在不同竖向压力下的剪切渗透试

验、旨在揭示剪切变形过程中压实黏土剪切带渗透特性的演化规律、内在机理及其影响因素, 在此基础上初步探讨心墙可能的渗透破坏模式和相应的评价方法。

1 环剪渗透试验装置

1.1 仪器介绍

新研制的环向剪切、径向渗透试验装置见图 1^[13]。该装置由盛放试样的剪切盒、竖向加压系统、扭转剪切系统和渗流加压系统以及控制面板组成。剪切盒由上下剪切半盒和盛水内腔组成, 空心圆柱试样置于其中, 在竖向压力作用下为侧限压缩的条件。在扭转电机的作用下, 上下剪切盒产生相对扭转位移, 使得空心圆柱试样在中截面产生环向的剪切带。剪切盒的内腔与渗流加压管及测试系统连接; 在内腔水压作用下, 渗流水从剪切盒内壁的预留缝隙进入试样, 经径向渗流后由外壁的缝隙流出。竖向加压系统由 GDS 压力体积控制器和液压油缸组成, 可为试样提供的最大竖向压力为 2 MPa。扭转剪切系统采用电机施加扭矩, 可以产生无限的环向剪切位移。渗流加压系统采用另一套 GDS 压力体积控制器进行, 可以在施加常压力的条件下精确测量渗透水量。对于较小的水头, 也可采用量管施加渗流水压并测量渗流量。

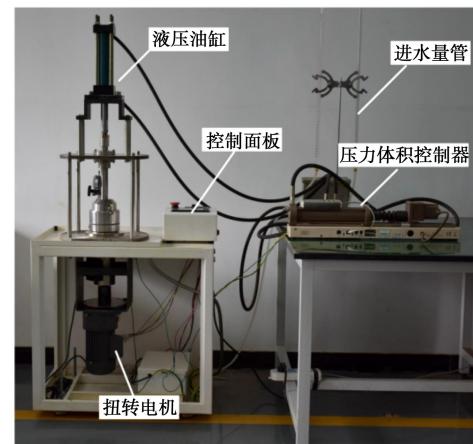


图 1 环剪渗透试验装置

Fig. 1 Ring-shear seepage testing apparatus

1.2 剪切前土样渗透系数的计算

图 2 给出了剪切盒及空心圆柱试样的轴对称剖面图。空心圆柱试样的内径 r_i 为 3 cm, 外径 r_o 为 5 cm; 上下剪切盒间预留有开度 d 为 2 mm 的缝。如图 2 中的流网所示, 内腔的水从剪切盒内壁的预留缝进入试样, 然后从外壁的预留缝流出。在这样的边界条件下, 渗透水不仅在预留缝的高度范围内(图 2 中虚线范围)流动, 在缝的上下两侧也有绕流, 总的渗流量 Q_t 包含两个部分: 预留缝的高度范围内的渗流量 Q_d 和预留缝

上下两侧的绕流量 Q_w 。

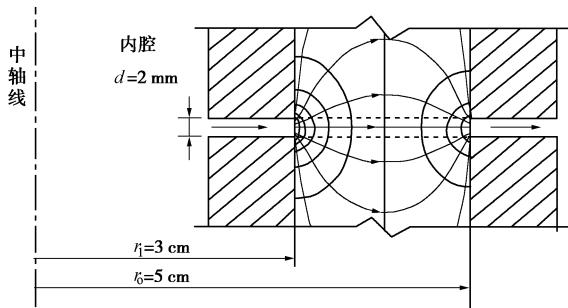


图 2 试样轴对称剖面和剪切前渗流流网示意图

Fig. 2 Axisymmetric section of specimen and flow nets before shearing

对于图 2 所示的渗流边界条件, 很难得出计算渗流量的解析公式, 借助于有限元数值方法, 本文采用如下思路给出简易的计算方法。先假设虚线上下两侧的土体不透水, 那么渗流只沿缝的高度范围内进行, 渗流沿缝的高度方向是均匀的, 可以推导得出单位时间渗流量的解析计算公式为^[11]

$$Q_d = \frac{2\pi k_0 d \Delta H}{\ln r_o - \ln r_i} , \quad (1)$$

式中, r_i 为试样的内径 (m), r_o 为试样的外径 (m), k_0 为剪切前土的渗透系数 (m/s), d 为预留缝的开度 (m), ΔH 为施加在内腔里的水头 (m)。当上下两侧都为土时, 渗流变为图 2 所示的形式, 可以在式 (1) 前加一个修正系数 α 计算总渗流量 Q_t , 即

$$Q_t = \alpha Q_d = \alpha \frac{2\pi k_0 d \Delta H}{\ln r_o - \ln r_i} . \quad (2)$$

对于给定的试样尺寸和缝的开度, 只要试样是均匀的, 无论渗透系数还是渗流水头变化, 试样未剪切时修正系数 α 均为常数。 α 的值可以由有限元计算得到的渗流总量 Q_t 除以公式 (1) 计算的渗流量 Q_d 得到, 即 $\alpha = Q_t / Q_d$, 对于本设备, 标定的 α 值为 1.95。于是, 本设备用于渗流测试时, 可根据一定水头 ΔH 作用下测得的总流量 Q_t , 由式 (2) 得到剪切前土的渗透系数 k_0 的计算公式如下:

$$k_0 = \frac{Q_t (\ln r_o - \ln r_i)}{2\pi \alpha d \Delta H} . \quad (3)$$

1.3 剪切带导水系数的计算

试样在环向剪切作用下会形成一个剪切带, 剪切带的厚度与土的物理性质 (颗粒大小、塑性指数等) 和所处的状态有关, 实际剪切带的厚度不一定等于本设备预留缝的开度。本文不讨论剪切带的厚度, 采用导水系数来表征剪切带 (预留缝高度范围内土体) 的渗透特性。对于均匀的剪切带, 导水系数与渗透系数的关系为

$$T \approx k_s d_s , \quad (4)$$

式中, T 为剪切带的导水系数 (m^2/s), k_s 为剪切带土体的渗透系数, d_s 为剪切带的厚度。本文假设 d_s 等于预留缝的开度 d (2 mm), 该假设只影响剪切带内土体的渗透系数的具体值, 不影响对变化规律的分析。

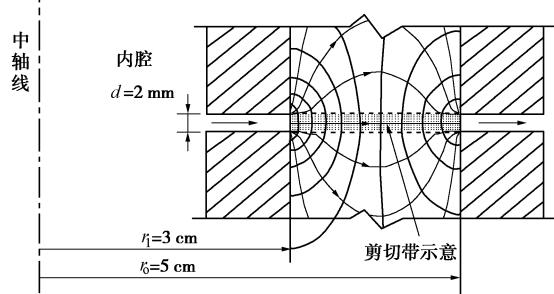


图 3 剪切后试样轴对称渗流流网示意图

Fig. 3 Flow nets along axisymmetric section after shearing

试样剪切后, 预留缝内土体的渗透特性发生变化 (增大或减小), 不仅使得预留缝内的渗流发生改变, 其上下两侧的绕流也会改变。图 3 给出了预留缝内 (阴影部分) 的土体渗透系数增大 10 倍后渗流流网示意图。对比图 2, 3, 可以看出虽然流网有一定的改变, 但为了简便地估算通过剪切带的渗流量, 可以近似假设上下两侧的绕流量不变, 根据式 (1), (2), 绕流量 Q_w 可估算如下:

$$Q_w \approx (\alpha - 1) \frac{2\pi k_0 d \Delta H}{\ln r_o - \ln r_i} , \quad (5)$$

式中, k_0 为土体的初始渗透系数, 采用未剪切时的试验测试渗流量再按式 (3) 计算得到。从剪切后通过的渗流总量 Q'_t 中减去通过上下两侧土体的绕流量 Q_w , 即可得到通过剪切带的流量 Q'_d 估算公式为

$$Q'_d \approx Q'_t - (\alpha - 1) \frac{2\pi k_0 d \Delta H}{\ln r_o - \ln r_i} , \quad (6)$$

再根据导水系数的定义, 可通过总流量 Q'_t 和渗流水头 ΔH 计算得到剪切带导水系数 T 的公式为

$$T \approx \frac{(\ln r_o - \ln r_i) Q'_t - (\alpha - 1) 2\pi k_0 d \Delta H}{2\pi \Delta H} . \quad (7)$$

2 试验方案

2.1 试样制备

试验土料为某堆石坝采用的心墙黏土料, 其基本物理特性指标见表 1, 其在标准击实功下的最优含水率为 18.2%, 最大干密度为 1.74 g/cm³。

空心圆柱试样利用与环剪渗透试验装置相配套的剪切盒固定模具和击实装置制备, 制样步骤如下:

(1) 准备土料。依据试验指定的干密度和黏, 计算称取土料和纯净水, 混合均匀后装入密封袋中静置 24 h, 使重塑土含水率分布均匀。

(2) 试样击实。将上、下剪切盒整体取出, 放在击实装置底座上, 安装对开防震护壁, 固定上下剪切盒使其形成一个整体。制样时将土料均匀分三层击实, 各层间进行刨毛处理, 使层间紧密结合, 防止试样中出现结构面或分层。同一密度的试样, 采用相同的分层厚度、提锤高度和锤击次数, 并在每一试样击实完成后反算干密度, 保证制样后的密度和指定的目标密度相差不超过±2%。

(3) 试样饱和。在土样顶面放置透水石, 将已装样的扭剪渗透试验装置放置于真空饱和装置内, 对土样进行抽气饱和。

表1 试验土料的基本物理性质指标

Table 1 Physical properties of test clay

液限 $w_L/\%$	塑限 $w_p/\%$	颗粒相对 密度 G_s	最优含水 率 $w_{opt}/\%$	最大干密度 $\rho_{dmax}/(g\cdot cm^{-3})$
37.1	15.3	2.72	18.2	1.74

2.2 试验方案

对试样竖向加压固结稳定后, 测定环向剪切至不同剪切位移时沿剪切带的渗流量变化。试验的具体过程如下: 首先, 对土样施加到设定的竖向压力 σ_v , 保持该竖向压力不变使试样达到变形稳定; 在指定的水头 ΔH 下进行稳定渗流试验, 按式(3)测定土样剪切变形前的渗透系数 k_0 。然后, 对试样进行分级扭转剪切作用, 同时记录扭转角度、扭矩和试样顶部的竖向位移; 当剪切至预定的角度时(分级增量先小后大, 最小增量为1°), 保持剪切角度不变, 在指定的水头 ΔH 下进行稳定渗流试验。稳定渗流试验需要连续测得3次渗流量, 并计算导水系数, 当导水系数变化量小于 $5 \times 10^{-n-1}$ 时(n 为导水系数的数量级), 则认为渗流达到稳定。如此逐级剪切, 逐渐进行稳定渗流试验, 直至试样达到指定的最大剪切角后停止试验。本次试验指定的最大剪切角度为100°, 对应试样的环向剪切位移7.0 cm。

对于同一种黏土, 压实密度和固结压力是影响黏土渗透特性的两个最重要的因素。为了观测这两个因素对压实黏土渗透特性的影响规律, 设计了不同压实密度的试样在不同竖向压力下的试验, 试验方案见表2。另外, 压实黏土的微观结构与击实含水率有关, 表中的三个压实密度下试样的制样含水率都为标准击实功下的最优含水率(18.2%)。不同的压实密度通过改变击实功(锤击数)得到。

前期固结压力是压实黏土对于压实过程的内在记忆, 对其变形特性有很大的影响。不同的压实密度对应不同的前期固结压力, 图4给出了3种压实密度的试样的侧限压缩曲线。根据压缩曲线, 由Casagrande

法可以大致估算干密度 $\rho_d=1.68, 1.74, 1.80 g/cm^3$ 的试样对应的前期竖向固结压力 σ_{v0} 分别约为80, 100, 160 kPa。

表2 试验方案

Table 2 Test schemes

制样干密度 $\rho_d/(g\cdot cm^{-3})$	竖向固结压力 σ_v/kPa	渗流水头 $\Delta H/m$
1.68	40, 80, 160, 320	1.0
1.74	50, 100, 200, 400	1.0
1.80	50, 100, 200, 400	1.0

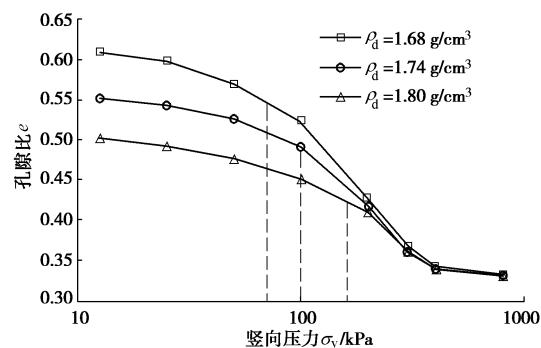


图4 不同压实干密度的试样的侧限压缩曲线

Fig. 4 Compression curves of specimens with different densities

3 试验结果

图5(a)给出了压实密度 $\rho_d=1.74 g/cm^3$ 的试样的试验结果。测得的环向剪应力和竖向位移的变化曲线符合直剪试验得出的一般规律, 表明本试验设备的剪切性能良好。

图5(b)给出了试样顶部竖向位移随环向剪切位移的变化曲线。在 $\sigma_v=50, 100$ kPa时, 试样顶部竖向位移随着剪切位移的增加先略有减小, 然后逐渐增大, 表明剪切带在剪切过程中先略有收缩, 然后膨胀, 并且50 kPa竖向压力下的膨胀量大于100 kPa下的膨胀量。当 σ_v 增大为200, 400 kPa时, 试样顶部竖向位移随着剪切位移的增加一直减小, 最后趋于稳定, 表明剪切带在剪切过程中一直是收缩的, 且竖向固结压力越大, 体积收缩量越大。

图5(c)给出了剪切带导水系数随剪切位移的变化过程, 可以看出, 由于竖向压力的不同, 剪切带导水系数呈现出不同的变化趋势。当 $\sigma_v=50$ kPa时, 导水系数随着剪切位移的增长而急剧增加, 剪切前的导水系数初始值为 $5 \times 10^{-11} m^2/s$, 当剪切位移大于1 cm时, 导水系数增大至 $4 \times 10^{-9} m^2/s$, 增大了近两个数量级。当 σ_v 增大至100 kPa时, 导水系数变为只有数倍的增大。而当 σ_v 进一步增大至200, 400 kPa, 剪切带的导水系数并没有明显的增大, 甚至略有减小。

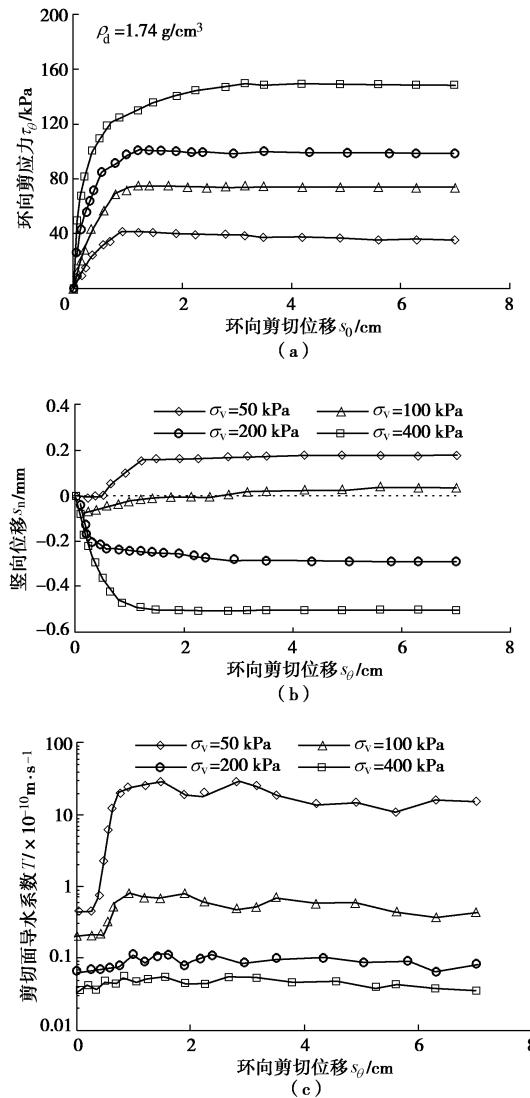


图 5 $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$ 试样的试验结果

Fig. 5 Test results of specimens with $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$

图 6, 7 分别给出了另外两个压实密度 ($\rho_d = 1.68, 1.80 \text{ g/cm}^3$) 的试样的试验结果。可以看出, 虽然它们的初始导水系数的数值及剪切后导水系数变化的具体幅度不同。但是导水系数的增大或减小的规律与 $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$ 的试样类似。 $\rho_d = 1.68 \text{ g/cm}^3, \sigma_v = 40 \text{ kPa}$ 的试验结果和 $\rho_d = 1.80 \text{ g/cm}^3, \sigma_v = 50 \text{ kPa}$ 的试验结果进一步验证了低竖向压力下剪切带剪胀, 导水系数显著增大的事实。 $\rho_d = 1.68 \text{ g/cm}^3, \sigma_v = 320 \text{ kPa}$ 的试验结果以及 $\rho_d = 1.80 \text{ g/cm}^3, \sigma_v = 400 \text{ kPa}$ 的试验结果也进一步证实了高固结压力下剪切带剪缩, 导水系数不会明显增大的事实。

由图 4 已经得出, $\rho_d = 1.68 \text{ g/cm}^3$ 的试样的前期固结压力 $\sigma_{v0} = 80 \text{ kPa}$, $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$ 的试样的前期固结压力 $\sigma_{v0} = 100 \text{ kPa}$ 。有趣的是, $\rho_d = 1.68 \text{ g/cm}^3, \sigma_v = 80 \text{ kPa}$ 的试验结果与 $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3, \sigma_v = 100 \text{ kPa}$ 的试验结果相似, 可能是因为它们的当前竖向压力都在前期

固结压力附近。当竖向压力 σ_v 同样为 100 kPa 时, 在剪切过程中 $\rho_d = 1.80 \text{ g/cm}^3$ 的试样导水系数的增幅明显大于 $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$ 的试样导水系数的增幅。考虑到 $\rho_d = 1.80 \text{ g/cm}^3$ 试样的前期固结压力 $\sigma_{v0} = 160 \text{ kPa}$, 该试验现象意味着导水系数的变化趋势不是取决于当前竖向压力的绝对大小, 而是由当前竖向压力与前期固结压力的相对大小决定。

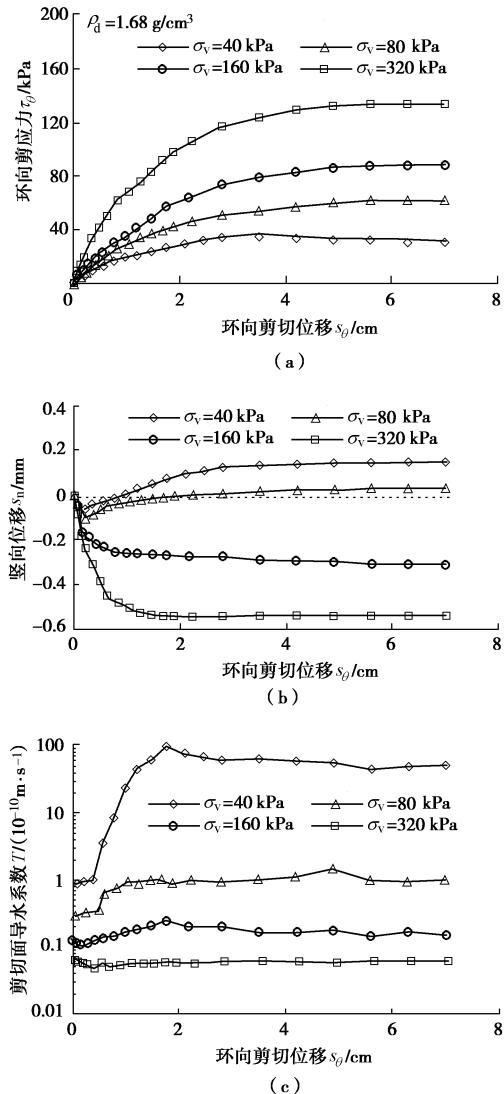


图 6 $\rho_d = 1.68 \text{ g/cm}^3$ 试样的试验结果

Fig. 6 Test results of specimens with $\rho_d = 1.68 \text{ g/cm}^3$

4 规律和机理

图 8 给出了 3 种压实密度的试样剪切前后导水系数随竖向压力的变化曲线。预留缝内土层的导水系数随竖向压力增加而减小, 但是增速逐渐减小。该现象可以用图 4 的竖向压缩曲线来解释, 即随着压力的增加, 试样被压得更密, 试样中的孔隙更小, 因而导水系数更低。

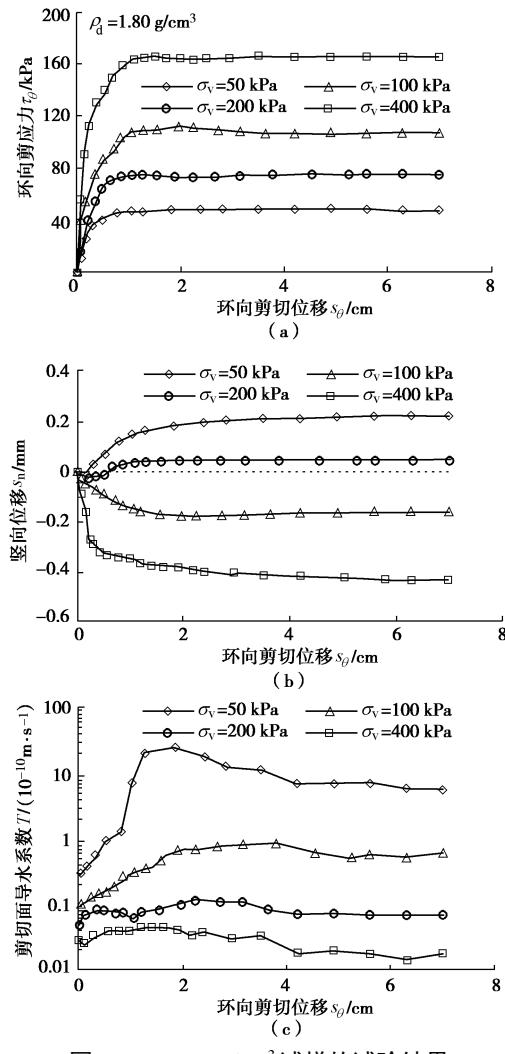
图 7 $\rho_d = 1.80 \text{ g/cm}^3$ 试样的试验结果Fig. 7 Test results of specimens with $\rho_d = 1.80 \text{ g/cm}^3$

图 8 中同时绘出了 3 种压实密度的试样的前期竖向固结压力的位置。对比剪切前后 3 种压实密度试样的导水系数的变化趋势, 可以大致认为: 当竖向压力低于前期竖向固结压力时, 导水系数在剪切后会显著增加; 当竖向压力高于前期固结压力时, 导水系数变化并不明显。该对比图更清楚地说明了前期竖向固结压力可以当作一个门槛值来粗略衡量当前竖向压力的大小, 从而判别压实黏土剪切后渗透性的变化趋势。当然, 对于其它土类, 这个门槛值不一定刚好是前期竖向固结压力, 门槛值还可能与土的物理性质指标(如黏粒含量、塑性指数、液性指数等)以及压实含水率等有关。

剪切后导水系数的变化与剪切带的剪胀行为有良好的相关性。图 9 给出了导水系数放大倍数 T/T_0 与试样顶部竖向位移量 s_n 的关系, T_0 为剪切前的导水系数 ($T_0 = k_0 d$)。3 种压实密度下, 导水系数变化趋势与竖向位移有一致的相关关系: 当竖向位移为负值(剪缩)时, 导水系数剪切前后的变化幅度很小, 导水系数放大倍数 T/T_0 在 1 左右波动; 当竖向位移为正值(剪胀)

时, 导水系数放大倍数 T/T_0 增大, 且增速随着竖向位移的增大急剧增加。

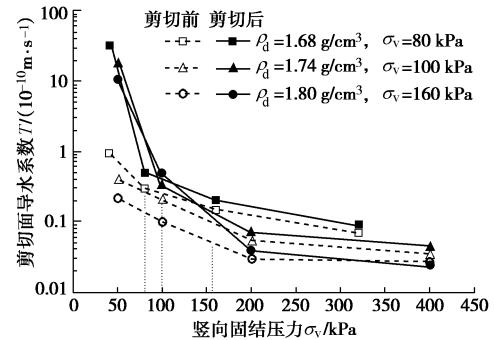


图 8 导水系数变化与竖向压力的关系

Fig. 8 Change of hydraulic transmissivity with surcharge pressure

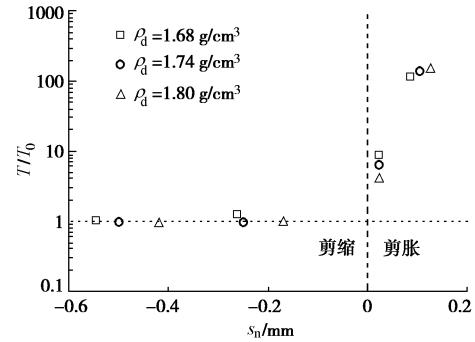


图 9 导水系数变化与剪胀性的关系

Fig. 9 Change of hydraulic transmissivity with shear-dilatancy

剪切带的膨胀和收缩反映了剪切带的细观结构的两种不同变化特征。图 10 给出了 $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$ 的压实黏土分别在 50 和 400 kPa 竖向压力下剪切后横断面的显微镜放大图片, 从中可以看出两种不同的剪切带特征。在低竖向压力(50 kPa)下, 剪切带内土体破碎成小块体, 小块体相互错动、爬升、相互之间形成空隙, 于是剪切带导水系数显著增大。然而, 在高竖向压力(400 kPa)下, 图中基本没有明显的剪切裂缝, 剪切带上下两侧的土体紧密贴合滑动, 形成一个密合的挤压滑动面, 于是导水系数没有明显增加。

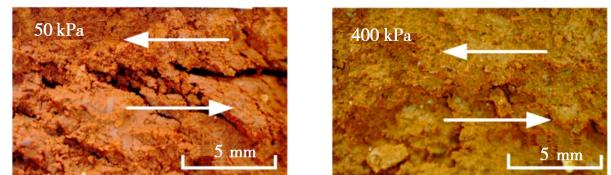


图 10 剪切带的显微镜图片

Fig. 10 Microscopic photos illustrating shear bands

5 讨 论

土石坝初次蓄水时, 常在坝体与两岸岸坡接触处的中上高程观测到渗漏的现象^[14], 例如美国 Teton 坝初期蓄水时, 在右坝肩与基岩接触处的中上部高程处发生了集中渗漏, 然后由于冲刷和冲蚀, 渗漏通道快

速扩大, 数小时后坝体溃决^[15]。当然, Teton 坝只是一个极端案例。现代设计的绝大部分土石坝, 心墙黏土有良好设计的上下游反滤料保护, 再加上初期蓄水时的观测和蓄水速度的控制措施, 即使出现一些集中渗漏的现象, 在一定时间后渗漏通道也会自愈, 一般不会造成严重的后果。

水力劈裂常被用来解释 Teton 坝的破坏以及一些坝在初期蓄水时的渗漏^[15-20]。水力劈裂的总应力法判据为土体中某一面的水压力超过该面上的总应力(及其与土体的抗拉强度之和); 水力劈裂的有效应力法判据为水力劈裂是土体中的最小有效主应力达到土的抗拉强度。但是按照上述判据, 模型试验和数值计算几乎算不出来满足水力劈裂的应力条件^[21]。为此, 一些学者又发展了基于弱面水压楔劈效应^[22]、断裂力学^[23]或非饱和土力学^[24]等新的水力劈裂判据。他们虽然能模拟出水力劈裂的现象, 但需要预先设置渗透弱面, 不能事先预测渗漏可能发生的位置。

本文试验结果揭示了一个长期被忽视的重要事实: 严重超固结的压实黏土在剪切后会形成渗透性急剧增大的剪切带(简称为剪切渗漏带); 从而提供了一种新的途径来解释和评价土石坝渗漏的发生条件和部位。高坝的心墙都被碾压得很密实(压实度大于 98%)^[1], 使得心墙黏土具有较高的前期固结压力, 而两岸坝肩与岸坡的接触部位正好是小固结压力和大剪切应变区, 所以出现剪切渗漏带的机率大。当然在其他区域, 例如岸坡地形陡变区域, 由于拱效应和差异沉降也能满足小固结压力和大剪应变两个条件, 也可能出现剪切渗漏带。

触发剪切渗漏带的应力条件较传统水力劈裂判别的应力条件更容易满足(不需要某一面上的产生拉应力), 因此在实际工程设计中应该更重视判别剪切渗漏带的评价。评价的具体步骤为: ①针对具体所采用的心墙黏土料(特别是接触土料), 进行系统的剪切渗透试验得出剪切渗漏带发生的应力条件; ②结合精细化的应力变形分析, 可以给出可能出现渗漏的部位; ③通过在大坝体型设计、材料选择、碾压控制方面优化调整, 尽量避免出现剪切渗漏带; ④如果在一些部位确不能避免剪切渗漏带, 可结合上下游反滤料的保护作用以及初期蓄水时的观测和蓄水速度控制, 使剪切渗漏带自愈。

在高坝工程中心墙的设计压实度一般都大于规范^[1]推荐的压实度, 以使心墙黏土具有较高的模量、较高的抗渗透破坏比降, 并且一般没有最高压实度的控制要求。近年来由于碾压机械的进步, 检测的心墙压实度一般很高, 有时还可能大幅超过设计压实度。然而, 根据本文的研究成果, 在上覆压力或固结压力小的心

墙区域(比如上部的岸坡部位), 过高的压实度会增大心墙的超固结程度, 增大剪切渗漏带出现的风险。在心墙的上部区域, 尤其是上部的岸坡区域, 可考虑减小压实度控制指标(如按低坝的要求控制), 并应避免过度压实。

6 结 论

采用新研发的土体环剪渗透试验装置对某堆石坝心墙黏土进行了系列竖向压缩-环向剪切-径向渗流试验, 得出了以下新认识:

(1)压实黏土在大剪切变形过程中渗透特性的变化趋势取决于当前固结压力的大小。在高固结压力下, 剪切带的导水系数在剪切过程中并不增大, 剪切带在经历大剪切变形后仍具有良好的抵抗渗流的能力。反之, 在低固结压力下, 剪切带的导水系数在剪切后急剧增大。

(2)低固结压力下, 压实黏土在剪切后形成剪切渗漏带的现象可以由超固结黏土的特殊变形特性来解释。严重超固结时, 剪切带内的土体破碎成小块体, 小块体相互错动、爬升、相互之间形成空隙, 使得渗流通道扩大, 因而导水系数显著增大。对于本文所用的黏土, 压实过程导致的前期固结压力可以粗略作为触发剪切渗漏带的门槛应力值。

(3)严重超固结的压实黏土在剪切后会产生剪切渗漏带的试验事实, 比目前传统的水力劈裂假设可以更好地解释为什么坝肩与两岸岸坡的接触部位是高风险渗漏区。触发剪切渗漏带的应力条件较传统水力劈裂判别的应力条件更容易满足(不需要某一面上的产生拉应力), 在实际工程设计中应该更重视判别剪切渗漏带的评价。

参 考 文 献:

- [1] DL/T 5395—2007 碾压式土石坝设计规范[S]. 2007. (DL/T 5395—2007 Design specification for rolled earth-rock fill dams[S]. 2007. (in Chinese))
- [2] 刘杰. 土的渗透稳定与渗流控制[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 1992. (LIU Jie. Seepage stability and seepage control of soil[M]. Beijing: China Water Power Press, 1992. (in Chinese))
- [3] GB/T 50123—1999 土工试验方法标准[S]. 1999. (GB/T 50123—1999 Standard for Soil test method[S]. 1999. (in Chinese))
- [4] DEWHURST D N. Fabric and hydraulic conductivity of sheared clays[J]. Géotechnique, 1996, 46(4): 761–769.
- [5] ZHANG S, TULLIS T E. The effect of fault slip on

- permeability and permeability anisotropy in quartz gouge[J]. *Tectonophysics*, 1998, **295**(1/2): 41 – 52.
- [6] KIMURA S, KANEKO H, ITO T, et al. Investigation of fault permeability in sands with different mineral compositions (evaluation of gas hydrate reservoir)[J]. *Energies*, 2015, **8**(7): 7202 – 7223.
- [7] 雷红军, 卞锋, 于玉贞, 等. 黏土大剪切变形中的渗透特性试验研究[J]. 岩土力学, 2010, **31**(4): 1130 – 1133. (LEI Hong-jun, BIAN Feng, YU Yu-zhen, et al. Experimental study of permeability of clayey soil during process of large shear deformation[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2010, **31**(4): 1130 – 1133. (in Chinese))
- [8] 雷红军, 刘中阁, 于玉贞, 等. 黏土-结构接触面大剪切变形后渗流特性试验研究[J]. 岩土力学, 2011, **32**(4): 1040 – 1044. (LEI Hong-jun, LIU Zhong-ge, YU Yu-zhen, et al. Experimental study of seepage characteristics of clayey soil-structure interface under large shear deformation[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2011, **32**(4): 1040 – 1044. (in Chinese))
- [9] LUO Y L, JIN X, LI X, et al. A new apparatus for evaluation of contact erosion at the soil-structure interface[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 2013, **36**(2): 256 – 263.
- [10] 王刚, 魏星. 一种土体扭转剪切渗透试验装置及测试方法: CN104142277A[P]. 2014-11-12. (WANG Gang, WEI Xing. A torsional shear penetration testing device and corresponding testing method for soils: CN104142277A[P]. 2014-11-12. (in Chinese))
- [11] WANG Gang, WEI Xing, ZOU Ting. A hollow cylinder radial-seepage apparatus for evaluating permeability of sheared compacted clay[J/OL]. *Geotechnical Testing Journal*, <https://doi.org/10.1520/GTJ20170215>.
- [12] 魏星, 邹婷, 王刚. 压-剪耦合条件下黏土渗透特性的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, **36**(增刊1): 3561 – 3568. (WEI Xing, ZOU Ting, WANG Gang. Experimental study on permeability of clay during coupled compression and shear[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2017, **36**(S1): 3561 – 3568. (in Chinese))
- [13] 王刚, 魏星, 蒋立. 一种土的剪切面及土与结构界面的环剪渗透实验装置: CN105606508A[P]. 2015-11-24. (WANG Gang, WEI Xing, JIANG Li. A ring shear seepage testing device for soils and the soil-structure interfaces: CN105606508A[P]. 2015-11-24. (in Chinese))
- [14] FOSTER M, FELL R, SPANNAGLE M. The statistics of embankment dam failures and accidents[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2000, **37**(5): 1000 – 1024.
- [15] Teton Dam Failure Review Group. Failure of Teton Dam: a report of findings[R]. Idaho: U. S. Department of the Interior and the State of Idaho, 1977.
- [16] JAWORSKI W, DUNCAN J M, SEED H B. Laboratory study of hydraulic fracturing[J]. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 1981, **107**(6): 713 – 732.
- [17] 黄文熙. 对土石坝科研工作的几点看法[J]. 水利水电技术, 1982(4): 23 – 27 (HUANG Wen-xi. Several views on research of embankment dams[J]. *Water Resources and Hydropower Engineering*, 1982(4): 23 – 27. (in Chinese))
- [18] 孙亚平. 水力劈裂机理研究[D]. 北京: 清华大学, 1985. (SUN Ya-ping. Study on hydraulic fracturing of clay core material[D]. Beijing: Tsinghua University, 1985. (in Chinese))
- [19] SHERARD J L. Hydraulic fracturing in embankment dams[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1986, **112**(10): 905 – 927.
- [20] LO K Y, KANIARU K. Hydraulic fracture in earth and rock-fill dams[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1990, **27**(4): 496 – 506.
- [21] 沈珠江, 易进栋, 左元明. 土坝水力劈裂的离心模型试验及其分析[J]. 水力学报, 1994(9): 67 – 78. (SHEN Zhu-jiang, YI Jin-dong, ZUO Yuan-ming. Centrifuge model test of hydraulic fracture of earth dam and its analysis[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 1994(9): 67 – 78. (in Chinese))
- [22] 张丙印, 李娜, 李全明, 等. 土石坝水力劈裂发生机理及模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2005, **27**(11): 42 – 46. (ZHANG Bing-yin, LI Na, LI Quan-ming, et al. Mechanism analysis and model test of hydraulic fracturing in embankment dams[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2005, **27**(11): 42 – 46. (in Chinese))
- [23] 朱俊高, 王俊杰, 张辉. 土石坝心墙水力劈裂机制研究[J]. 岩土力学, 2007, **28**(3): 487 – 492. (ZHU Jun-gao, WANG Jun-jie, ZHANG Hui. Study on mechanism of hydraulic fracturing in core of earth-rockfill dam[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2007, **28**(3): 487 – 492. (in Chinese))
- [24] 曹雪山, 殷宗泽. 土石坝心墙水力劈裂的非饱和土固结方法研究[J]. 岩土工程学报, 2009, **31**(12): 1851 – 1857. (CAO Xue-shan, YIN Zong-ze. Consolidation method of unsaturated soils for hydraulic fracturing of core walls of rock-fill dams[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2009, **31**(12): 1851 – 1857. (in Chinese))