

DOI: 10.11779/CJGE201909014

滑带土环剪试验及其对水库滑坡临滑强度的启示

范志强^{1, 3}, 唐辉明^{*1, 2}, 谭钦文¹, 杨迎铭², 温 韬¹

(1. 中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 430074; 2. 中国地质大学(武汉)教育部三峡地质灾害研究中心, 湖北 武汉 430074;
3. 伦敦大学学院, 英国 伦敦 WC1E 6BT)

摘要: 滑坡临滑强度在滑坡研究中是一项重要内容, 如何准确地确定其值是长期以来的重点和难点。开展滑带土环剪试验, 不仅可以获取土体峰残强度参数, 且能揭示土体剪切力学特性。通过黄土坡滑坡滑带土的环剪试验, 确定出以 180 kPa 为界的高、低法向应力区间, 并分区间进行了土体剪切强度研究, 分析了滑带土的剪切力学分区特性。揭示出本次滑带土以黏聚力下降为主(高压应力区下降 44.8%, 低压应力区下降 93.8%), 而摩擦角几乎不变(高、低应力区峰残摩擦角之差分别为 0.136°, 0.468°)的峰后强度弱化机制。结合试验, 通过引入黏聚力弱化系数, 采用一种能反映滑坡演化过程的临滑强度反演方法, 研究了不同工况下水库滑坡的临滑强度。并且从坡体受力状态和强度参数弱化的层面探讨了临滑强度因工况而异的原因, 阐明其启示意义和工程意义。

关键词: 环剪试验; 力学特性; 临滑强度; 滑坡演化; 反演; 水库滑坡

中图分类号: TU433 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)09-1698-09

作者简介: 范志强(1992—), 男, 博士研究生, 主要从事岩土工程方面的学习和研究。E-mail: zqfan9235@foxmail.com。

Ring shear tests on slip soils and their enlightenment to critical strength of reservoir landslides

FAN Zhi-qiang^{1,3}, TANG Hui-ming^{1,2}, TAN Qin-wen¹, YANG Ying-ming², WEN Tao¹

(1. Faculty of Engineering, China University of Geosciences, Wuhan 430074, China; 2. Three Gorges Research Center for Geo-hazard, Ministry of Education, Wuhan 430074, China; 3. University College London, London WC1E 6BT, England)

Abstract: The critical strength of landslides is important for their researches, and how to evaluate it accurately has been the focus and nodus. Conducting ring shear tests on slip soils can obtain the peak and residual strength parameters, and it is helpful to reveal the shearing properties of the soils. Thus, the ring shear tests on the slip soils sampled from Huangtupo landslide are carried out, and two normal stress partitions (namely high- and low-stress subareas) are determined with the boundary stress value of 180 kPa. Then, the soil strengths in this two stress partitions are studied. As a result, the post-peak strength-softening mechanism dominated by the decrease of cohesion (decreased by 44.8% in the high-stress subarea, and 93.8% in the low-stress subarea) and the constant of frictional angle (the difference between peak and residual frictional angles in the high-stress subarea is 0.136°, but 0.468° in the low-stress subarea) is illuminated for the slip soils. By employing a weakening coefficient of cohesion, the back analysis method is adopted to study the critical strength of the reservoir landslide under different working conditions. Eventually, by considering the variation of slope stress and the softening-properties of the soils, the reasons why the critical strength is related with the working conditions are discussed, and their enlightening significance and engineering significance are also expounded.

Key words: ring shear test; shearing mechanical property; critical strength; landslide evolution; back analysis; reservoir landslide

0 引言

频繁的工程活动和极端气候条件促进了滑坡灾害的发生频率, 诱发了一系列新生滑坡和原生复活型滑坡^[1-2]。因此, 开展滑坡的发生机理和抗滑治理研究是工程地质人员的当务之急, 也是实现新时期防灾减灾目标的关键。

滑带土剪切强度在滑坡修复设计中起到关键作用^[3-4]。Skempton^[5]曾通过滑带土剪切试验发现, 试验所获的残余强度恰为复活型滑坡的临滑强度, 认为残余强度

基金项目: 国家重点研发计划项目(2017YFC1501300)

收稿日期: 2018-06-05

*通讯作者(E-mail:tanghm@cug.edu.cn)

是该类滑坡稳定性分析和治理设计的重要参数。Bromhead 等^[6]、Stark 等^[7]、Tiwari 等^[8]也开展过相关研究, 分别获得了类似的结论, 进一步确立了残余强度的重要意义。

近几十年, 诸多学者采用环剪仪对滑带土、断层泥等关键错动部位的残余强度及其影响因素进行深入研究, 积累了成果经验。例如 Lupini 等^[9]发现黏粒含量的不同决定了 3 种不同剪切模式: 滑动剪切、湍动剪切和过渡型剪切(兼具前两种模式), 且剪切模式直接影响残余强度的大小。Gibo 等^[10-11]发现, 剪切面上狭长矿物的定向排列是导致等效内摩擦角降至残余的首因, 且定向排列的程度与该类矿物含量及法向应力有关。Giorgetti 等^[12]结合微观扫描, 认为提高云母含量有利于形成统一错动面, 从而降低残余强度。而 Chen 等^[13]发现云母矿物会使残余强度表现出位移强化及速率强化效应, 从而对断层的错动起到某种抑制作用。Zhang 等^[14]对剪后试样进行粒度分析, 认为颗粒破碎是引起残余强度的原因, 且破碎程度与法向应力呈正相关。Wang 等^[15]认为高速剪切导致的水体汽化是引起强度衰减的主因, 并指出了摩擦系数对法向应力的依赖性。陈传胜等^[16]、Liu 等^[17]研究了法向应力对抗剪强度的影响, 发现低应力下试样的峰残降更为显著, 而残余强度包线表现出非线性。Vithana 等^[18]研究了超固结比对峰、残强度及相应剪位移量的影响。Tiwari 等^[19]研究了剪切距离对残余强度指标的影响, 发现内摩擦角在残余阶段不随剪切距离发生变化, 而黏聚力随之下降的现象。Stark 等^[7]、Eid 等^[20]在前人基础上量化了残余摩擦角与液塑性限、黏粒含量、法向应力等指标的关系。此外, Shibasaki 等^[21]研究了温度和速率对蒙脱石残余强度的交叉影响, 结合剪切面形态扫描阐明了剪切速率对滑痕特征的影响机制。可见, 前人在残余强度研究方面做了充足工作。

然而后续研究表明, 滑坡的临滑强度并非总是残余强度。如 Skempton^[22]在研究黏土质滑坡长期稳定性时发现, 不同黏土结构的滑坡, 其临滑时的强度并不统一, 且多数介于峰、残强度之间。一些首次滑动的黏土质滑坡亦表明, 坡体临滑强度可能为完全软化强度^[3]。Kamai^[23]将滑坡变形规律与环剪试验相结合, 提出了介于完全软化强度与残余强度之间的“试样-分离强度”, 认为该强度更适于滑坡稳定性评价。还有研究表明, 一些古滑坡沿先存滑面重新启动时, 滑面强度已得到恢复^[4, 16, 24-25]。有关试验也证实了类似现象, 并揭示了强度再生机理及影响因素^[24-26]。Gibo 等^[26, 16]还曾评价强度再生现象在复活型滑坡稳定性研究中的重要意义。

综合来看, 滑坡临滑强度并不存在普适规律, 仅

依赖残余强度或某特征强度的研究恐难以应对所有实际问题。鉴于此, 本文将以黄土坡滑坡为例, 通过环剪试验进一步探索滑带土的剪切特性及强度参数的变化规律。而后根据试验, 采用一种能反映滑坡演化过程的强度反演手段, 研究坡体在不同水位工况下的临滑强度。最后从滑坡演化和滑带土强度参数弱化的角度揭示临滑强度因工况而异的原因, 阐明其启示意义和工程意义。

1 滑坡简介及取样介绍

黄土坡滑坡位于湖北省巴东县, 是一处由古滑坡体和崩滑堆积体组成的大型滑坡^[1-2]。水库周期性蓄排水使滑坡区重新表现出活动特征。其中, 前部临江的 I#崩滑体活动性最强, 且配套设施齐全, 因此本文选其为研究对象。

I 崩滑体前缘直抵长江, 南北长 770 m, 东西宽 450~500 m, 坡面总体呈上缓下陡的形态。为了探明复杂的滑坡地质条件和成因机制, 首次在 I 崩滑体内建成试验隧洞群。该隧洞群由主洞、支洞和试验平硐构成, 主洞全长 908 m, 呈弧形分布于滑体中后缘, 由东向西穿越滑体、滑带和滑床。主洞内设计 5 处支洞, 开挖的 3 号支洞全长 145 m, 5 号支洞长 40 m(图 1)。根据隧洞揭露的滑带层位信息及勘察资料, I 崩滑体不是一个整体滑坡, 而是由浅层滑带和深层滑带共同控制的双层复合型滑坡^[1](图 2)。

目前 3 号支洞已开挖至浅层滑带(图 2)。从揭露的滑带土性质来看, 土体内含较多细碎石, 粒径普遍在 5 mm 以下, 且以 1~2 mm 粒径为主, 磨圆度很高, 呈浑圆状; 滑带土具有一定的泥化程度, 泥质成分主要为棕红色粉质黏土, 呈硬塑状。本次试验样即取于此处浅层滑带。

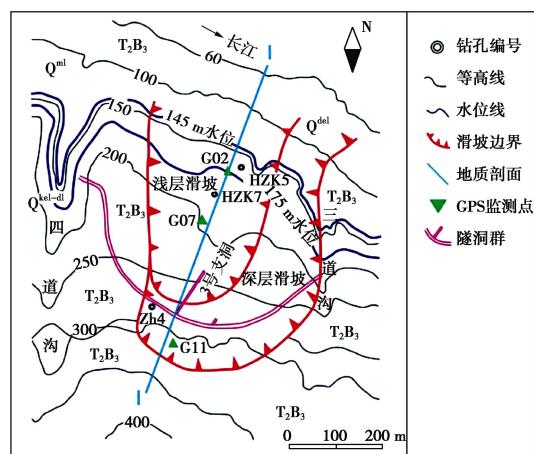


图 1 临江 I 崩滑体平面图

Fig. 1 Engineering geological plan of riverside slump-mass No. I

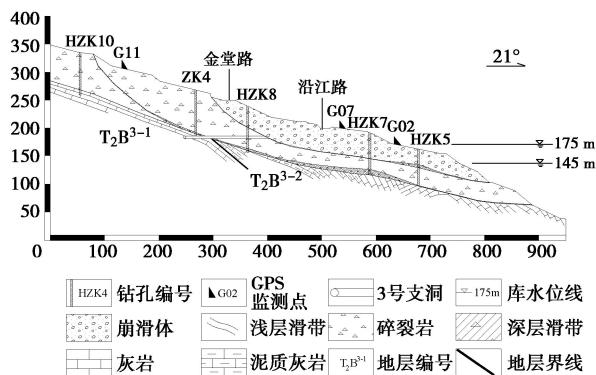


图2 临江#1崩滑体I—I剖面图

Fig. 2 Engineering geological profile of riverside slump-mass No. I

2 环剪试验

2.1 环剪仪器参数

本文采用的 ARS 型全自动闭合回路控制环剪仪主要是在 Bishop 环剪仪^[27]的结构和工作原理基础上完成技术更新换代，因而具备更高的精度和自动控制性能，适于滑带土剪切特性研究。环剪仪剪切盒内、外环直径及有效高度分别为 100, 150, 30 mm，剪切面积为 98.17 cm²。仪器可提供的最大轴压为 10 kN，最大剪切应力为 1000 kPa，最大剪切速率为 32 mm/min，最大轴向位移为 25 mm。

试验时，仪器的下剪切盒上部刀刃和加压系统下部的刀刃将试样固定在剪切盒内，通过加压装置对试样施加垂直荷载，待试样固结稳定后即可以开始试验。

2.2 滑带土试样制备及试验内容

首先测定浅层滑带土的基本物理指标，包括土体天然含水率和天然密度（表 1）。然后将滑带土烘干，经手工研磨，过筛筛选。据 Tiwari 等^[19]的文献，在试验开始前剔除粒径大于 2 mm 的颗粒，以获得本次试验样（粒径级配曲线如图 3），并测定试样的液限、塑限（表 1）。可见粒径≤1 mm 的颗粒约占试样总质量的 33.7%，而≤0.075 mm 的颗粒含量占 8.6%。考虑到黏土矿物类型对滑带土剪切力学特性的影响，对≤

0.075 mm 的土颗粒进行研磨，而后从中筛取≤0.025 mm 的粉末进行 X-ray 衍射，半定量测定基本矿物类型（见表 2）。发现本次试样所含黏土矿物主要有绿泥石、伊利石及少量高岭石。试验伊始，本文先根据滑带土天然含水率，配置出含水率为 20% 的试验土样。然后通过制样模具将试样制成环状，装载于剪切盒中。对试样加载固结完成后，即可进入剪切试验。

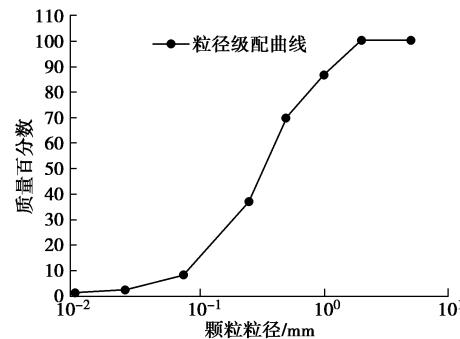


图3 滑带土颗粒级配

Fig. 3 Grain-size distribution curve of slip-soils

表1 物理指标

Table 1 Physical indexes

天然含水率 /%	天然密度 /(g·cm ⁻³)	塑限 /%	液限 /%	塑性 指数
18.89~20.01	1.9~2.1	14.58	22.03	7.45

依据浅层滑带所处深度，及考虑到地史时期河流的下切和地表剥蚀作用，本次试验内容设计如下：① 试验第一阶段，先选取最大固结压力 800 kPa 对试样进行固结，通常固结 12 h，待试样的竖向沉降趋于稳定，即可停止固结；② 固结完成后，将 800 kPa 压力降至剪切试验所需的法向压力值，并在该级压力下稳定 30 min，后以 0.02 mm/min 的剪切速率开始剪切试验；③ 剪切试验时，观察剪应力 - 位移曲线，当剪应力降至某一数值并确保长时间不变，则表示已到达残余阶段，可停止试验；④ 本次研究，总共进行了 8 种不同法向压力下的剪切试验，即 8 个同条件的试样在 800 kPa 压力下完成固结以后，依次选取 50~600 kPa 范围内的某一级法向压力进行剪切（表 3）。

表2 矿物成分及相对含量

Table 2 Mineral components and contents of slip soils with grain size ≤0.025 mm

矿物成分	石英	方解石	伊利石	绿泥石	高岭石	钠长石	钾长石	三水铝石
相对含量/%	7.4	51.88	16.06	22.55	0.13	0.24	1.33	0.41

表3 试验方案

Table 3 Test procedures

试验组	1	2	3	4	5	6	7	8
先期固结压力/kPa	800	800	800	800	800	800	800	800
剪切法向压力/ kPa	50	80	100	200	300	400	500	600

2.3 试验结果

(1) 试验曲线特征

试验结束后, 获得试样在 8 种不同法向压力下的剪应力-位移曲线。根据曲线外形特征, 可将其分组展示于图 4 和图 5。

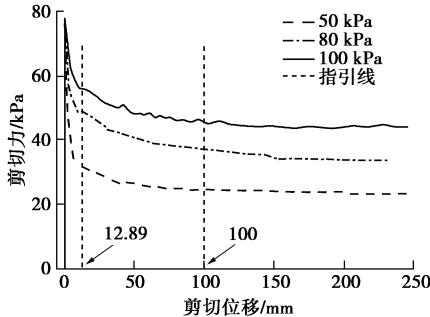


图 4 50~100 kPa 压应力组的剪切曲线

Fig. 4 Shearing curves of normal stress from 50 to 100 kPa

图中可见, 不同法向压力区内的试验曲线差别显著。在 100 kPa 及以下的法向压力下, 剪应力可以在较小的剪位移下迅速达到峰值, 在峰后阶段, 剪应力先快速跌落, 然后需要较长的剪位移 (100 mm) 方可到达残余阶段; 而在 200~600 kPa 的法向压力下, 剪应力达到峰值所需的剪位移明显增加 (10.52 mm), 峰后阶段仍可见软化现象, 但剪应力随着剪位移的增加近似呈线性地降低, 并最终可在相对较短的剪位移 (60.96 mm) 下到达残余。

(2) 环剪试验剪力峰值处位移

Eid 等^[28]研究了黏土防渗层的剪切特性, 发现在 20~400 kPa 的法向压力范围内, 峰值摩擦系数 (τ_p / σ_n) 对应的剪切位移随法向压力的增长而缓慢增加。Vithana 等^[18]发现, 同级剪切压力下, 剪力峰值处的剪位移随固结比的增加而减小。据此, 本文亦统计了本次试验曲线 (图 4, 5) 在剪力峰值处所对应的剪位移 (图 6)。

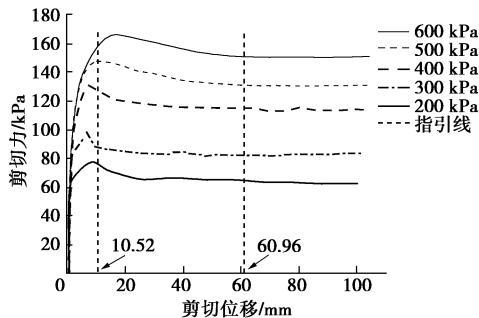


图 5 200~600 kPa 压应力组的剪切曲线

Fig. 5 Shearing curves of normal stress from 200 to 600 kPa

可见: 50~100 kPa 压力下, 剪力峰值处的剪位移普遍较小, 均值在 1.370 mm 左右; 而 200~600 kPa 压力下, 峰值处的位移较大, 均值为 10.517 mm。由于前期固结压力均为 800 kPa, 因此本次试样在低法向

压力下具有更高的固结比。从图 6 可见, 高固结比下, 试样峰值处的位移亦较小, 这与 Vithana 的研究是一致的。

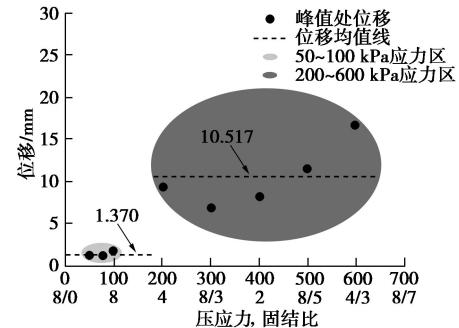


图 6 环剪试验峰值处剪位移图

Fig. 6 Shear displacements at maximum shear strength

(3) 环剪试验软化比

由试验曲线可见, 滑带土在剪切过程中表现出软化特性。为此, 本文采用式 1 对各法向压力下滑带土的软化程度进行定量评价:

$$T = \frac{\tau_p - \tau_r}{\tau_p} \quad , \quad (1)$$

式中, T 表示滑带土的软化程度 (下文称为软化比), τ_p 表示剪应力峰值, τ_r 表示剪应力残余值。

通过计算, 获得各剪切曲线的软化比 (图 7)。将图中各点进行曲线拟合, 可获得以 e 为底的负指数函数, 相关性系数为 0.991, 拟合效果好。可见, 滑带土的软化比随法向压力的增加呈负指数型下降。在 50~100 kPa 压力范围, 土体软化比普遍较高, 且随法向压力的增加呈陡降趋势。而 200~600 kPa 压力范围, 软化比明显较小, 均在 0.2 以下, 随法向压力的变化幅度亦较小。可见滑带土软化程度及变化规律存在明显的高、低压力区间效应。

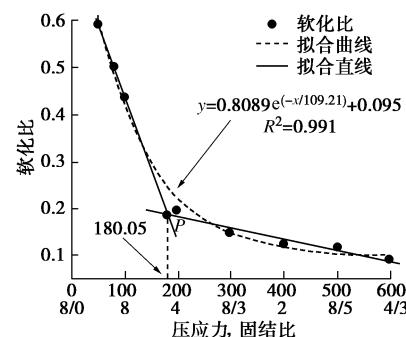


图 7 环剪试验软化比图

Fig. 7 Brittleness indexes of test samples

分别对前述两个法向压力范围内的各点进行线性拟合, 可获得两条代表不同软化程度及变化规律的拟合直线 (图 7), 相交于点 P 。因此可近似地将点 P 的横坐标 180.05 kPa 视为本次试验滑带土软化特性的

高、低压力分界点。

(4) 压应力分区及剪切强度参数

许多研究表明, 残余强度包络线在较低的法向压力下通常表现出弯曲现象, 即从整体上看, 该压力区内的残余强度与法向压力间存在较强的非线性^[7-10, 16, 27]。Bishop 等^[9, 27]认为, 低法向压力下, 黏土矿物沿剪切方向排列的不彻底性是造成上述现象的原因。

Lupini 等^[9]提出了一种有效的方法来指示剪切强度包线是否为线性。即将不同法向压力下的摩擦系数(τ_r/σ_n)关于法向压力(σ_n)投影成点图, 由库仑-莫尔准可推知, 如果点图中存在以下任一种情况(①黏聚力 $c=0$, 各点大致处于同一水平线上; ② $c>0$, 各点随法向压力的增加而大致呈反比例函数下降), 则可判断强度包络线为线性^[10]。

据此, 本文获得了本次试验峰、残摩擦系数关于法向压力的点图(图 8)。由图见, 低压力围限内, 峰值、残余摩擦系数之间的落差很大, 而压力大于 200 kPa 时, 峰值、残余摩擦系数相距较近。

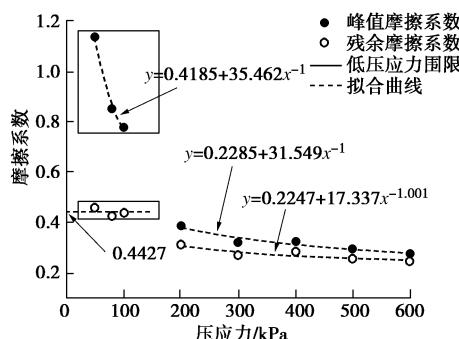


图 8 环剪试验峰残摩擦系数

Fig. 8 Peak and residual friction coefficients as a function of normal stress

此外, 分别对峰值、残余条件下所有的点进行曲线拟合, 发现从整体压力范围来看, 各点并非随着法向压力的增加而呈反比例函数形式下降, 说明剪切强度包线在整体上是非线性的。但分别在 50~100 kPa 和 200~600 kPa 内进行曲线拟合, 发现: ①50~100 kPa 内, 峰值摩擦系数随法向压力的增大大致呈反比例函数下降, 且各点的残余摩擦系数基本处在同一水平; ②200~600 kPa 内, 峰值、残余摩擦系数均随法向压力的增大而呈反比例函数下降。这说明, 将法向压力进行分区可使各压力区段内的强度包线分别呈线

性, 有助于滑带土强度参数的精确获取。

从 Gibo 等^[10]获得的黏土矿物排列程度与法向压カ间的关系来看, 180 kPa 的法向压カ是矿物排列是否彻底的评判界限。本文前述章节也表明, 滑带土剪切特性存在压力区间效应, 且大致可以 180.05 kPa 的压カ为界。因此, 在进行强度参数研究时, 选 180 kPa 为分界点将试验组区分为高压力区和低压力区。

分别对 2 个压力区内的滑带土峰、残强度进行线性拟合(图 9), 获取剪切强度参数(表 4)。表中可见, 低区内, 滑带土的峰值、残余摩擦角均较大, 且比较接近, 区内峰值黏聚力较高, 但残余黏聚力较低, 仅为 2.177 kPa; 高区内, 峰值、残余摩擦角几乎相等, 但残余黏聚力由峰值下降了 44.8%。

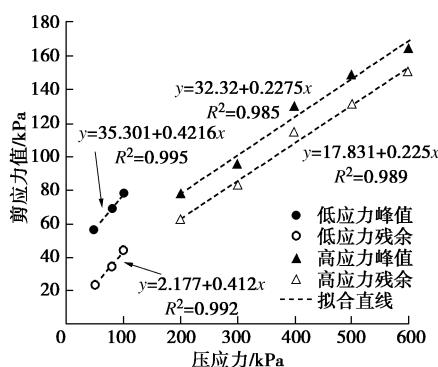


图 9 环剪试验峰值残余强度拟合

Fig. 9 Fitting curves of peak and residual strengths of ring shear tests

(5) 剪切力学特性

Skempton^[5]指出, 超固结黏土的剪应力峰后衰减由两部分组成: ①初始剪胀及裂隙扩张引起孔隙水含量增大, 导致抗剪强度软化并跌落至完全软化强度; ②片状矿物沿主剪面上的定向排列致使强度最终降至残余。王顺等^[29]发现, 对于超固结试样, 法向压カ越小(固结比越大)更易于发生初始剪胀。Liu 等^[17]指出, 水合物峰值强度主要体现在黏聚力, 且受初始剪胀控制。Gibo 等^[10]认为低压条件更易于发生跳跃-湍动型剪切。

反观本文试验研究, 低区内的峰值、残余摩擦角及峰值黏聚力相比高压区内的值明显更大, 残余黏聚力下降亦更显著。结合试样剪切沉降曲线(图 10)及不同法向压カ下剪切面形态扫描(图 11), 发现低压条件下试样的初始剪胀十分明显, 剪切表面粗糙起

表 4 滑带土剪切强度参数

Table 4 Ring shear strength parameters of slip soils

法向压カ区间/kPa	峰值 $\varphi_p/(^\circ)$	残余 $\varphi_r/(^\circ)$	均值 $\varphi_a/(^\circ)$	峰值 c_p/kPa	残余 c_r/kPa	黏聚力降比 $(c_p - c_r)/c_p$
0~180	22.860	22.392°	22.626°	35.301	2.177	93.8%
180~600	12.817	12.681°	12.749°	32.320	17.831	44.8%

伏明显, 分布较多裂隙、孔隙, 而滑动痕迹不明显; 随着压力的增加, 初始剪胀逐步减弱, 剪切面愈加平整、紧实, 甚至开始出现明显的定向滑痕。因此, 本文认为滑带土在低压区的剪切特性可能与跳跃-湍动的剪切模式^[9-10]及初始剪胀有关^[5, 29]。初始剪胀可使试样在初始剪动时发生体积容积, 产生类似于“拉拔”的效应。这在一方面增大剪切带孔隙度, 使剪切带附近在剪切初期产生孔隙负压和基质吸力; 另一方面, 剪切过程引起剪切带土体的压实度降低, 粒间的跳跃-湍动模式占优, 造成粗颗粒滚动推挤, 使剪切面粗糙不平。如此, 峰值剪力得以迅速攀升, 因而峰值强度包线反映的峰值摩擦角较大(这可能是低压力下, 剪力可在较小的剪位移迅速达到峰值的原因)。而“拉拔效应”使峰值剪力中的较大部分用以克服土体内部黏聚力, 从而峰值强度包线反映的峰值黏聚力 c_p 也较大。此外, 多空隙的剪切带易于汇集水分, 从而引起严重的峰后软化现象, 使峰值 c_p 大幅度下降至残余 c_r (这也许是低压力下, 滑带土软化比较大且变幅较显著的原因)。松散的剪切带及粒间的跳跃-湍动模式也使得剪切后期只有少部分的黏土矿物参与定向排列, 因此 φ_r 下降较少, 与 φ_p 仅差 0.468° 。

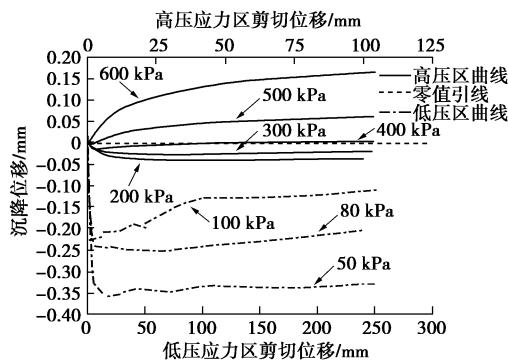


图 10 环剪试样剪切沉降曲线

Fig. 10 Settlement curves of samples during ring shear tests

对于高压区, Stark 发现较大的法向压力可使大部分黏土矿物在剪切伊始即完成“面对面”的排列形式, 从而使峰后剪切过程的矿物定向排列增量较小^[7]。这或许能解释本文试样在高压力区内 φ_p 与 φ_r 均较低, 且几乎相等的原因。

由于两个压力区内, φ_p 与 φ_r 均很接近, 因此可将本次滑带土峰后阶段的摩擦角视为恒定值(取 $(\varphi_p + \varphi_r)/2$); 而黏聚力 c 的下降十分显著, 视为本次滑带土应力软化的主因。

3 滑坡临滑强度研究

三峡库区内滑坡的发展演变除了与自身强度变化有关, 还与库水位条件相关。因此, 本文根据水库蓄

水前后的水位情况, 分别选取高水位(175 m)和低水位两种工况, 然后结合试验成果, 通过一种能反映滑坡稳定性演化过程的强度反演方法, 探究^{#I}浅层滑坡分别在不同工况下的临滑强度。

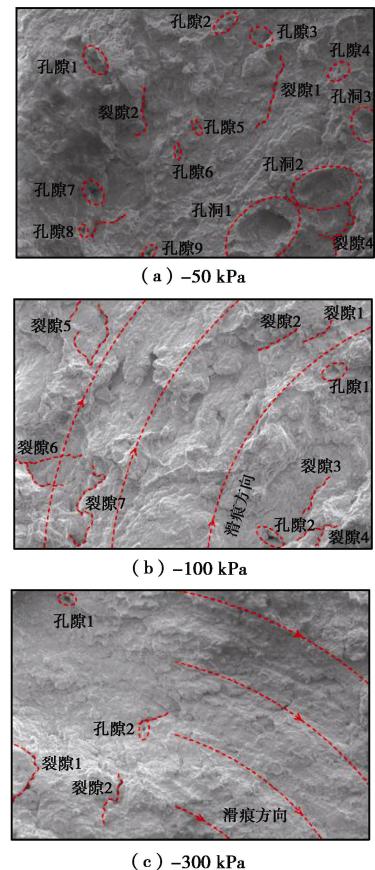


图 11 不同应力条件剪切面形态电镜扫描

Fig. 11 SEM images of shear surface with different normal stresses

3.1 计算剖面条分及参数赋值

首先根据滑面形态和175 m水位下滑坡地下水位线形态(图12), 将滑坡计算剖面划分成24个条块。低水位下, 由于滑坡不涉水, 根据滑面形态即可划分条块, 故可与175 m水位条件共用一个计算剖面。

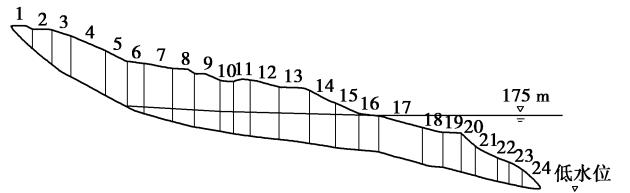


图 12 滑坡计算剖面

Fig. 12 Calculation profile of landslide

不同工况对应于不同的坡体水力条件。高水位下, 坡体大面积涉水, 因此, 涉水土体重度增加的同时(本文计算环节, 将地下水位线以下的土体取饱和重度23 kN/m³, 以上的土体取天然重度21 kN/m³), 也会受到

更大的浮托力, 从而导致滑面所受压应力相对降低; 而低水位下, 滑坡不涉水, 不存在浮托力, 滑面所受压应力较高。因此, 进行坡体临滑强度研究之前, 应结合本文试验, 为两种工况分别划定各自计算条块底部所处的法向压力区^[7-8], 然后赋以对应的剪力参数(表 5)。

表 5 计算条块强度参数分区

Table 5 Subareas of strength parameters for slices

工况	压力区	条块编号	φ_p/c_p	φ_r/c_r
高水位	低压区	1/23/24	22.626/35.30	22.626/2.117
	高压区	2~22	12.749/32.32	12.749/17.831
低水位	低压区	1/24	22.626/35.3	22.626/2.117
	高压区	2~23	12.749/32.32	12.749/17.831

3.2 滑坡临滑强度研究

滑坡在临滑时刻, 其滑带对应的临滑强度可能恰为峰值强度。但由于坡体的渐进破坏, 可使滑带各部位的强度由峰值发生逐步弱化, 从而导致临滑时刻的滑带整体强度小于峰值甚至接近于残余^[22]。总之, 在滑坡临滑阶段, 其滑带整体强度应恰处于峰值或已经进入峰后衰减阶段。

结合试验内容, 滑带土的峰后弱化主要以黏聚力下降为主。因此, 本文在借助普遍条分法反算临滑强度时, 将摩擦角固定不变, 通过不断调整黏聚力弱化百分比 X (式(2)), 以获得坡体在强度弱化作用下的稳定性演化趋势。最终搜索到稳定系数 $F=1.0$ 所对应的临滑黏聚力 $c_{n1.0}$ 及弱化百分比 $X_{1.0}$ (表 6)。

$$c_n = c_p - X(c_p - c_r), \quad (2)$$

式中, c_p 、 c_r 分别为滑带土峰值、残余黏聚力, c_n 为当前黏聚力, X 为黏聚力弱化百分比 (考虑到滑坡在演化过程中的整体性, 反算过程各计算条块采用相同的弱化百分比)。

表 6 不同工况下滑坡临滑强度

Table 6 Critical strengths of landslide under different working conditions

工况	条块编号	$\varphi_{\text{constant}}$	$c_{n1.0}$	$X_{1.0}$
高水位	1/23/24	22.626	27.055	24.895%
	2~22	12.749	28.713	
低水位	1/24	22.626	8.570	80.699%
	2~23	12.749	20.628	

从图 13 和表 6 可见, 不同工况下滑坡所经历的演化程度不同。高水位下, 坡体只需经历较小的强度弱化 (弱化程度 24.895%) 即可达到临滑状态; 而低水位下, 坡体需在漫长的强度衰减之后 (弱化程度 80.699%) 方可临滑, 对应的临滑强度较小。

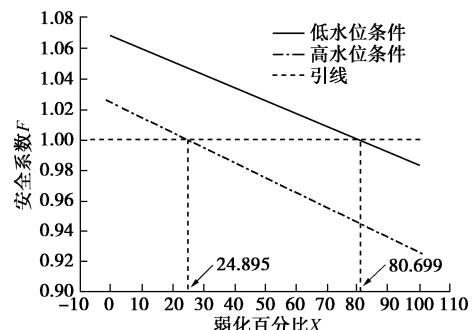


图 13 不同工况下稳定性演化趋势

Fig. 13 Evolutionary trend of landslide under different working conditions

3.3 临滑强度差异及意义

为了解释不同工况下临滑强度的差异, 本文通过图 14^[22], 从滑坡受力状态及演化过程的角度进行阐述: ①无水条件下, 滑面上的平均受力状态对应于点 C1, 该点平均正应力 σ' 较大, 而平均剪应力 τ' 较小, 靠近残余强度包线。因此滑坡必须经历漫长的演化方可使滑面强度弱化至 C1 点所对应的临滑强度。显然, 此条件极大地延缓了滑坡的发生, 使之易于识别。②当水位上升至某一高程, 滑面孔隙水压力开始增大, 引起 σ' 减小, 地下水渗流又可导致 τ' 增加, 因此滑面受力状态将上移至点 C2。显然, 该处已远离残余强度包线, 说明滑坡不需经历漫长的强度弱化即可发生失稳, 且临滑强度较高。③水位继续上升, 则滑面力学状态将移至点 C3, 显然该处已靠近峰值强度包线。说明坡体能在极短暂的强度衰减后就发生突然失稳, 较早结束滑坡演化过程, 突发性强, 且临滑强度接近滑面峰值强度。

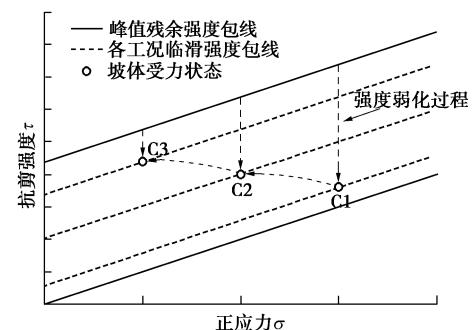


图 14 不同工况下坡体演化过程

Fig. 14 Process of evolution of landslide under different working conditions

4 讨论与结论

4.1 讨论

针对前文研究, 展开几点讨论:

(1) 试验环节, 增设了低法向压力下的剪切试验,

区分了高、低压力下剪切强度的差异。对于一些浅层滑坡, 有必要做出以上区分, 以提高研究的精度。

(2) 本次滑带土峰后弱化特征可能与黏粒成分较少从而骤减了矿物定向排列有关。这一特点方便于滑坡临滑强度的获取。

(3) 低压力区的摩擦角峰残差为 0.468° , 大于高压力区的峰残差。但低压力下, 峰残摩擦角变化反映在摩阻力上的差别甚微, 因此可将两者视为相等。

(4) 水库滑坡力学状态复杂, 因此其临滑强度不能仅依赖于残余强度或某特征强度。在确定临滑强度时, 必须考虑坡体临滑所处的特定工况。

(5) 对经受了各种工况而暂未失稳的滑坡。可反算其分别在各工况下发生失稳所对应的临滑强度 c_1 , $c_2 \dots c_n$ 。但实际坡体至今仍未临滑, 说明其现有的强度储备 c_c 尚未弱化至 c_1 , $c_2 \dots c_n$ 中的最大值 c_{\max} , 即 $c_c > c_{\max} = \max(c_1, c_2 \dots c_n)$ 。故在此类滑坡抗滑设计中, 保守考虑, 建议将“滑坡最危险工况+现有强度储备值 $c_c \approx c_{\max}$ ”这一组合作为参考。

(6) 仪器尺寸所限, 试样为小于 2 mm 粒径的重塑样。但这并不妨碍仅将试验结果用于揭示滑坡临滑时刻的某些强度规律。

(7) 固结压力对残余强度的影响甚微^[5, 7, 22], 但对峰值强度存在影响。因此固结压力不同, 软化比亦不同, 压应力分区界点可能发生规律性变化。但综合前人的试验^[7, 10, 20], 分界点介于 $170 \sim 180\text{ kPa}$ 是相对普遍的, 因此本文获得的结果仍具有一定代表性。当然, 相关试验应继续开展, 以探索更普适的试验成果及分界点随固结压力变化的统计规律。

(8) 本文尚未深究不同饱和度下土体的强度弱化性质, 后续研究应予以重视。

4.2 结论

(1) 本文在黄土坡滑坡浅层滑带土环剪试验的基础上, 确定出以 180 kPa 为界的法向压力分区, 深入分析了剪切力学分区特性。

(2) 揭示了试样峰后摩擦角几乎不变(高压区落差 0.136° , 低压区 0.468°), 而黏聚力下降显著(高压区下降 44.8%, 低压区下降 93.8%) 的强度弱化机制。

(3) 结合试验, 采用一种能反映滑坡演化过程的强度反演手段研究了不同工况下滑坡的临滑强度及对应的强度弱化程度。从坡体受力状态和强度参数弱化的角度探讨了滑坡临滑强度因工况而异的原因, 阐明了启示意义和工程意义。

参考文献:

[1] 倪卫达, 唐辉明, 胡新丽, 等. 黄土坡临江 I 号崩滑体变形

及稳定性演化规律研究[J]. 岩土力学, 2013, 34(10): 2961 - 2970. (NI Wei-da, TANG Hui-ming, HU Xin-li, et al. Research on deformation and stability evolution law of Huangtupo riverside slump-mass No.I[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(10): 2961 - 2970. (in Chinese))

- [2] TANG H M, LI C D, HU X L, et al. Evolution characteristics of the Huangtupo landslide based on in situ tunneling and monitoring[J]. Landslides, 2015, 12: 511 - 521.
- [3] SKEMPTON A W. First-time slides in over-consolidated clays[J]. Géotechnique, 1970, 20(3): 320 - 324.
- [4] STARK TD, HUSSAIN M. Shear strength in preexisting landslides[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 2010, 136(7): 957 - 962.
- [5] SKEMPTON A W. Residual strength of clays in landslides, folded strata and the laboratory[J]. Géotechnique, 1985, 35(1): 3 - 18.
- [6] BROMHEAD E N, DIXON N. The field residual strength of London clay and its correlation with laboratory measurements, especially ring shear tests[J]. Géotechnique, 1986, 36(3): 449 - 452.
- [7] STARK T D, EID H T. Drained residual strength of cohesive soils[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 1994, 20(5): 856 - 871.
- [8] TIWARI B, BRANDON T L, MARUI H, et al. Comparison of residual shear strengths from back analysis and ring shear tests on undisturbed and remolded specimens[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 2005, 131(9): 1071 - 1079.
- [9] LUPINI J F, SKINNER A E, VAUGHAN P R. The drained residual strength of the cohesive soils[J]. Géotechnique, 1981, 31(2): 181 - 213.
- [10] GIBO S, EGASHIRA K, OHTSUBO M. Residual strength of smectite-dominated soils from the Kamenose landslide in Japan[J]. Can Geotech J, 1987, 24: 456 - 462.
- [11] 刘 动, 陈晓平. 滑带土环剪剪切面的微观观测与分析[J]. 岩土力学, 2013, 39(9): 1827 - 1834. (LIU Dong, CHEN Xiao-ping. Microscopic observation and analysis of ring shear surface of slip zone soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(9): 1827 - 1834. (in Chinese))
- [12] GIORGETTI C, CARPENTER B M, COLLETTINI C. Frictional behavior of talc-calcite mixtures[J]. J Geophys Res Soild Earth, 2015, 120: 6614 - 6633.
- [13] CHEN X F, MADDEN A S E, RECHES Z. The frictional strength of talc gouge in high-velocity shear experiments[J]. J Geophys Res Soild Earth, 2017, 122: 3661 - 3676.

- [14] ZHANG M, MCSAVENEY M J. Rock avalanche deposits store quantitative evidence on internal shear during runout[J]. *Geophys Res Lett*, 2017, **44**: 8814 – 8821.
- [15] WANG Y F, DONG J J, CHENG Q G. Normal stress-dependent frictional weakening of large rock avalanche basal facies: implications for the rock avalanche volume effect[J]. *J Geophys Res Soild Earth*, 2018, **123**: 3270 – 3282.
- [16] 陈传胜, 张建敏, 文仕知. 基于有效垂直应力水平的滑带土强度参数适用性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, **30**(8): 1705 – 1711. (CHEN Chuan-sheng, ZHANG Jian-min, WEN Shi-zhi. Study of applicability of strength parameters of sliding zone soil based on effective vertical stress level[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, **30**(8): 1705 – 1711. (in Chinese))
- [17] LIU Z C, DAI S, NING F L. Strength estimation for hydrate-bearing sediments from direct shear tests of hydrate-bearing sand and silt[J]. *Geophys Res Lett*, 2018, **45**: 715 – 723.
- [18] VITHANA S B, NAKAMURA S, KIMURA S, et al. Effects of overconsolidation ratios on the shear strength of remoulded slip surface soils in ring shear[J]. *Eng Geol*, 2012, **131/132**: 29 – 36.
- [19] TIWARI B, MARUI H. Objective oriented multistage ring shear test for shear strength of landslide soil[J]. *J Geotech Geoenviron Eng*, 2004, **130**(2): 217 – 222.
- [20] EID H T, RABIE K H, WIJEWICKREME D. Drained residual shear strength at effective normal stresses relevant to soil slope stability analyses[J]. *Eng Geol*, 2016, **204**: 94 – 107.
- [21] SHIBASAKI T, MATSUURA S, et al. Temperature-dependent residual shear strength characteristics of smectite-bearing landslide soils[J]. *J Geophys Res Soild Earth*, 2017, **122**: 1449 – 1469.
- [22] SKEMPTON A W. Fourth Rankine Lecture: long term stability of clay slopes[J]. *Géotechnique*, 1964, **14**(2): 77 – 101.
- [23] KAMAI T. Monitoring the process of ground failure in repeated landslides and associated stability assessments[J]. *Eng Geol*, 1998, **50**: 71 – 4.
- [24] CARRUBBA P, FABBRO M D. Laboratory investigation on reactivated residual strength[J]. *J Geotech Geoenviron Eng*, 2008, **134**(3): 302 – 315.
- [25] DEEPAK R B, YATABE R, BHANDARY N P. Study of preexisting shear surfaces of reactivated landslides from a strength recovery perspective[J]. *Journal of Asian Earth Sciences*, 2013, **77**: 243 – 253.
- [26] GIBO S, EGASHIRA K, OHTSUBO M, et al. Strength recovery from residual state in reactivated landslides[J]. *Géotechnique*, 2002, **52**(9): 683 – 686.
- [27] BISHOP A W, GREEN G E, GARGA V K, et al. A new ring shear apparatus and its application to the measurement of residual strength[J]. *Géotechnique*, 1971, **21**(4): 273 – 328.
- [28] EID H T, STARK T D, DOERFLER C K. Effect of shear displacement rate on internal shear strength of a reinforced geosynthetic clay liner[J]. *Geosynthetics International*, 2000, **3**: 219 – 239.
- [29] 王顺, 项伟, 崔德山, 等. 不同环剪方式下滑带土残余强度试验研究[J]. 岩土力学, 2012, **33**(10): 2967 – 2972. (WANG Shun, XIANG Wei, CUI De-shan, et al. Study of residual strength of slide zone soil under different ring-shear tests[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2012, **33**(10): 2967 – 2972. (in Chinese))