

• 滑坡堰塞湖灾害机理与防控 •

DOI:10.12454/j.jsuese.202400503



本刊网刊

挟沙水流对堰塞坝溃决过程的影响机制试验研究

马晨议^{1,2}, 彭 铭^{1,2*}, 石振明^{1,2}, 朱 艳³, 林伟强^{1,2}

(1. 同济大学 土木工程学院 地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;
3. 中船第九设计研究院工程有限公司, 上海 200092)

摘 要:在山洪、暴雨冲刷、堰塞坝群溃决等导致上游出现水土流失的情形下, 堰塞坝的上游入流会形成挟沙水流。挟沙水流相对于清水会引发更复杂的入渗、侵蚀和沉积作用, 显著影响堰塞坝的溃坝过程和峰值流量。本文通过水槽模型试验, 研究挟沙水流的浓度和粒径对堰塞坝溃决过程的影响机制, 探讨了挟沙水流在堰塞坝溃决过程中的侵蚀、沉积和淤堵效应。结果表明: 相比于清水, 挟沙水流的黏性增加, 增强了挟沙水流的侵蚀能力, 同时也增强了沉积作用。在溃口形成阶段和溃口发展阶段末期, 低速的高浓度挟沙水流产生较强的沉积作用, 导致其侵蚀速率略有降低, 坝前最高水位和残余坝高增加。在溃口发展阶段前中期, 高速的挟沙水流侵蚀能力增强, 沉积作用变弱, 表现为侵蚀速率增大、溃决峰值流量增加。随着挟沙水流的浓度升高, 挟沙水流的黏性显著增加, 导致堰塞坝的侵蚀速率、溃口尺寸、溃坝峰值流量均增加。随着挟沙水流最大粒径的增加, 挟沙水流黏性变化不大, 坝体侵蚀速率、溃坝峰值流量等变化也不大。挟沙水流在溃坝过程中产生了明显的淤堵效应, 并在坝体内部形成具有致密结构的滞留层。该滞留层使得挟沙水流的入渗程度降低, 溃口侧坡的饱和区位置降低, 进而导致侧坡滑塌的规模增加。

关键词:堰塞坝; 挟沙水流; 水槽试验; 漫顶溃决; 峰值流量

中图分类号: P642.22

文献标志码: A

文章编号: 2096-3246(2026)02-0123-15

在山洪、暴雨冲刷、堰塞坝群溃决等堰塞坝上游出现水土流失情形下, 堰塞坝的入流会携带大量来自上游的沉积物, 形成挟沙水流^[1-3]。比如: 2008 年, 汶川地震导致通口河在 30 km 内形成 9 座梯级堰塞坝, 其中唐家山堰塞坝溃决形成高含沙的溃决水流, 对下游紧邻的新街村堰塞坝和苦竹坝进一步冲刷, 加剧了洪水灾害的影响程度和影响范围^[1]; 2009 年, 台风莫拉克引发暴雨形成的小林村堰塞坝, 大量来自暴雨冲刷的挟沙水流汇聚, 对坝体造成剧烈冲刷, 导致坝体存在时间仅 107 min, 而溃坝时间持续仅 8 min, 造成小林村 465 人死亡^[2]。相对于清水, 挟沙水流的溃坝过程伴随着多变的水动力条件^[4]和剧烈的侵蚀沉积作用^[5], 形成了复杂的溃坝机制。因此, 研究挟沙水流对堰塞坝溃决过程的影响机制有重要意义。

挟沙水流侵蚀特性的研究可以分为野外观测、理

论分析、试验研究等方面。在野外观测方面, 通常通过对特定流域进行观测, 研究挟沙力和侵蚀量的变化^[6], 基于统计分析得到关键影响因素与侵蚀量之间的关系^[7]。在理论分析方面, 一般将颗粒介质假设为等效均匀介质, 研究挟沙水流的剪切特性^[8]、黏滞系数^[9]等的变化规律及对分离率的影响^[3]。在试验研究方面, 通过室内和室外试验研究挟沙水流的紊动强度、阻力变化、流速分布等变化规律^[10-12], 根据试验资料建立侵蚀量的经验预测模型^[12-13]。这部分研究为溃坝提供了良好的理论基础, 然而溃坝过程中的挟沙水流不仅包含了侵蚀, 还包含了沉积、渗流和侧坡失稳等复杂的过程, 所以现有的研究很难直接用于上述情形下的溃坝过程。

堰塞坝溃决机理的研究可以分为统计分析、数值模拟和模型试验 3 个方面。在统计分析方面, 国内外众多学者通过分析全球范围内的堰塞坝形态特征、坝体

收稿日期: 2024-06-29 修回日期: 2024-08-07 网络出版日期: 2024-08-19

基金项目: 国家重点研发计划项目(2023YFC3008300; 2023YFC3008305); 国家自然科学基金项目(42071010; 42061160480; U23A2044); 国家留学基金委项目(202206260200)

作者简介: 马晨议(1996—), 男, 博士生。研究方向: 地质灾害。E-mail: chenya.ma@outlook.com

* 通信作者: 彭 铭, 教授, E-mail: pengming@tongji.edu.cn

材料特征、水文条件等信息,提出堰塞坝稳定性和溃决参数的快速评估方法^[14-15]。在数值模拟方面,主要基于溃口发展模型、深度平均理论等方法,再现溃决过程^[16],并给出关键溃决参数的范围^[17]。在模型试验方面,研究集中在堰塞坝的溃决方式、破坏过程和流量变化等规律方面。Shi等^[18]进行了堰塞坝溃决模型试验,并总结了堰塞坝溃决的破坏模式和影响因素。Shen等^[19]基于不同坝体材料溃坝模型试验,研究颗粒级配、坝体材料中值粒径、细粒含量等对溃坝峰值流量及溃坝过程的影响。Zhou等^[5]通过大型室外试验研究坝体破坏过程和侵蚀规律,并提出了坝体纵剖面演变模式。赵天龙等^[20]通过堰塞坝漫坝离心模型试验分别分析了溃口发展和泄流槽断面对溃决流量的影响。Jiang等^[21]关注了溃坝水流的挟沙状态及其对侵蚀的影响,并提出了考虑体积浓度变化的挟沙水流冲刷率计算公式。然而,目前的研究多聚焦于清水入流对堰塞坝溃决的影响。与清水相比,受浓度和粒径等因素的影响,挟沙水流流动状态、流变特性改变,加剧了侵蚀、沉积作用^[22-23]。而由挟沙水流导致的渗流、侵蚀、沉积作用的变化规律在堰塞坝溃决过程中的体现尚不明确。

本文通过水槽试验,分析了挟沙水流的浓度和粒径对堰塞坝溃决流量过程、侵蚀速率、残余坝体特征

等关键参数的影响规律,进一步探讨了挟沙水流在堰塞坝溃决过程中入渗、侵蚀和沉积的作用机制,深入揭示了挟沙水流在堰塞坝溃决过程中产生的冲淤效应和淤堵效应,旨在为厘清挟沙水流对堰塞坝溃决过程影响的物理机制提供一定的依据。

1 试验方法

1.1 试验装置

本文的模型试验采用了自主设计的试验装置,如图1所示。整套试验装置由水槽、供水箱、稳流箱、供水设备、集水池和排水设备组成。水槽尺寸长×宽×高分别为5.0 m×0.4 m×0.4 m,底部坡度为1°。水槽两侧为透明有机玻璃,标有1 cm×1 cm网格,通过水槽侧壁可以观察试验过程。在水槽下游末端设置与动床厚度等高的挡板,用于固定动床并维持一定的坝基水位。供水箱中配有搅拌器,可以使挟沙水流中沙与水充分混合。水槽和供水箱之间为供水设备和稳流箱。供水设备包括水泵和电磁流量计,入流量通过电磁流量计进行精确控制,误差为±0.01 L/s。稳流箱位于水槽前端并配有搅拌器,用于稳定流量并保证挟沙水流均匀。集水池和排水设备位于水槽下游末端,用于收集尾水、沉淀泥沙、排水。

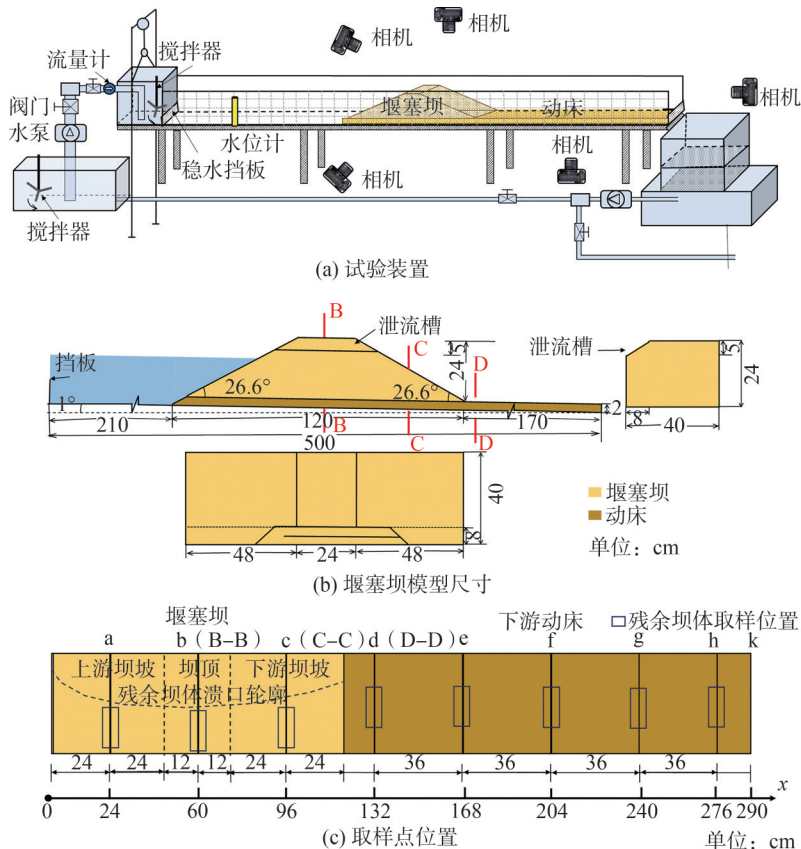


图1 水槽试验系统示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the flume experimental system

1.2 试验设计

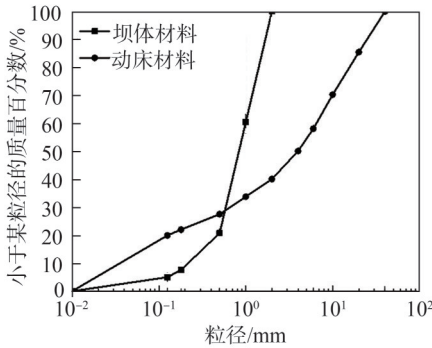
1.2.1 坝体形态设计

为与水槽宽度相匹配,试验中,将堰塞坝模型的长度设定为 0.4 m(图 1);堰塞坝模型的纵剖面通常简化为梯形,坝高与坝顶宽度之比是 1:1,均为 0.24 m^[18-19];坝体上下游坡比均设为 1:2(表 1)。在大坝侧面开挖一个三角形截面的泄流槽^[24],深度为 5 cm,顶宽为 8 cm,边坡比为 1.0:1.6^[18]。上游坡脚与水槽前端的距

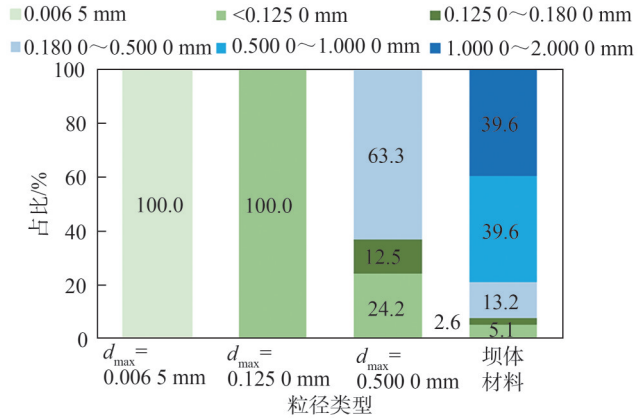
表 1 试验设计的参考依据

参考指标	参考范围	试验取值
$H:B$	0.02~1.00	0.2
$V_d^{1/3}:H$	0.5~5.0	1.7
$V_1^{1/3}:H$	0.2~10.0	2.6
$\alpha(^{\circ})$	11~45	26.6
$H_b:H$	0.14~0.22	0.2
ρ_d	1 056~2 060	1 500
$Q_{in}^{1/3}:H$	0.01~1.18	0.4

注: H 为坝高, B 为坝底宽, V_d 为堰塞坝体积, V_1 为堰塞湖体积, α 为上下游坝坡坡度, H_b 为泄流槽深度, ρ_d 为坝体干密度, Q_{in} 为流量。



(a) 堰塞坝坝体及动床材料级配曲线



(b) 挟沙水流颗粒及坝体材料的粒组成

图 2 试验材料

Fig. 2 Experimental materials

表 2 堰塞坝材料及动床材料的物理性质参数

Tab. 2 Physical properties of the landslide dam material and the movable bed material

类型	$\omega_0/\%$	d_{50}/mm	C_u	$k/(10^{-4} m \cdot s^{-1})$	$\phi(^{\circ})$
堰塞坝	0.12	0.87	4.20	2.0	26.8
动床	0.74	3.98	97.91	3.3	37.8

注: ω_0 为天然含水率, d_{50} 为中值粒径, C_u 为不均匀系数, k 为渗透系数, ϕ 为内摩擦角。

1.2.3 试验工况设计

试验共采用 5 组工况以模拟挟沙水流在不同体积浓度 C_v 和不同最大粒径 d_{max} 条件下的堰塞坝溃决过程,各工况的参数设置见表 3。按研究目的将试验工况分为两组:1) 工况 1 为清水入流对照组,工况 2、3 通过控制挟沙水流的沙粒粒径为 0.006 5 mm,研究挟沙水

离为 2.1 m,下游坡脚与水槽末端的距离为 1.7 m。从坝体上游坡脚开始直至水槽未铺设厚度为 2 cm 的动床。堰塞坝的干密度设置为 1 500 kg/m³,入流量恒定为 1 L/s。试验参数设置的依据如表 1 所示,在与包含 80 个堰塞坝案例的统计范围^[24]比较后发现,坝体模型各参数均位于合理范围内。

1.2.2 试验材料设计

试验坝体材料的级配采用了唐家山堰塞坝 730 m 高程处的颗粒级配^[25];考虑到山区河流流速快,河床通常为粒径较大的块石,因此动床部分采用了颗粒更粗的材料^[18]。以此为基础,将试验材料的最大粒径控制为 40 mm。采用等量替代法,将 40 mm 以上的超粒径颗粒按比例用 5~40 mm 粒径的颗粒进行等质量替换。这种方法在最大程度上保证了缩尺材料的力学性能和渗透特性与原始材料保持相似^[26],缩尺后得到的坝体材料颗粒级配曲线如图 2(a) 所示。采用标准土工试验方法测量了试验材料的含水率、渗透系数、内摩擦角等物理性质,包括干燥试验、恒水头渗透试验和三轴试验等,具体参数如表 2 所示。

流体积浓度对堰塞坝溃坝影响规律;2) 工况 2、4、5 通过控制挟沙水流的体积浓度为 0.01,研究挟沙水流的沙粒粒径对堰塞坝溃坝影响规律。

表 3 试验工况

Tab. 3 Test scenarios

工况编号	挟沙水流参数		入流量(L·s ⁻¹)
	体积浓度 C_v	最大粒径 d_{max}/mm	
1	0		1
2	0.01	0.006 5	1
3	0.03	0.006 5	1
4	0.01	0.125 0	1
5	0.01	0.500 0	1

根据黄河泥沙公报(2009年),中国黄河在非高含沙洪水区的年均体积浓度为 0.003~0.058。因此,将

试验中挟沙水流的体积浓度设置为 0.01 和 0.03。参考土的分类标准中的粒径范围为:粉粒(0.005~0.075 mm),细砂(0.075~0.250 mm),中砂(0.250~0.500 mm),将挟沙水流的沙粒最大粒径分别设置为 0.006 5、0.125 0 和 0.500 0 mm(图 2(b))。挟沙水流的初始体积浓度均小于牛顿流体与非牛顿流体的分界浓度 C_{v0} ^[8]。

1.3 试验监测与数据处理

分别在堰塞坝模型正面、侧面、上方及下游动床的侧面、顶部架设 5 台高清摄像机以记录溃坝过程。试验中采用了 JVC GZ-R475BAC 摄像机,采样频率为 25 Hz。水位计安装在坝前 1 m 处,用于测量水位和流量。根据水位计记录的坝前水位变化,通过式(1)计算出溃决流量^[3]:

$$Q = Q_m - \frac{dV}{dh_1} \cdot \frac{dh_1}{dt} = Q_m - (0.828h_1 + 0.855) \frac{dh_1}{dt} \quad (1)$$

式中: Q 为溃决流量, m^3/s ; Q_m 为入流量, m^3/s ; V 为上游堰塞湖的容积, m^3 ; h_1 为距离坝前 1 m 处的水位, m ; t 为时间, s 。在坝体上游中每 10 s 投放直径为 2 cm 的橙色浮球,通过测量浮球通过断面 b、c(图 1(c))的时间来测量流速。其中,浮球移速 v_0 和水流流速 v 的修正系数取平均值 0.73^[27],即 $v = 0.73v_0$ 。溃决过程中挟沙水流的体积浓度采用定点(断面 b、c、d、k)、定时(间隔 10 s)、定量(33 mL)的方法取样测定。其中,b、c、d 3 个位置的水样取表层水,而槽尾 k 处水层较薄,取水槽末端的出流作为水样。将水样在 105 °C 的恒温箱中连续干燥 15 h,称重测得体积浓度。溃坝结束后,使用环刀测量残余坝体和动床的密度,同时从残余坝体和动床采集试样。其中,残余坝体的试样采集自溃口部分(a~c,图 1(c)),动床的试样采集自水槽中间部分(d~h,图 1(c)),均取动床高度以上位置。随后,将采集的样品在 105 °C 的恒温箱中连续干燥 15 h,进行筛分试验。

1.4 试验步骤

具体试验过程如下:

1) 根据预先设计的堰塞坝形状,在水槽侧壁上绘制轮廓线和网格。将水位计放置在图 1 所示的位置。根据图 2 所示的级配曲线,按不同比例混合石英砂以配制坝体模型材料、动床材料、挟沙水流中的固相材料。

2) 去除粒径大于 2 cm 的砾石,将材料均匀地放置在水槽中,厚度为 2 cm,干密度为 $1\ 780\ kg/m^3$,与天然堰塞坝下河床的数据接近^[19]。

3) 采用密度控制法逐层筑坝,每层厚度为 5 cm,干密度为 $1\ 500\ kg/m^3$ (用环刀法测量)。在添加下一层之前,每层都要通过轻微敲击均匀压实,以达到所需的干密度。最后,在坝顶预设位置,根据图 1 中所示的

尺寸开挖泄流槽。

4) 将高清摄像机布置在图 1 所示位置并打开;安装水位计,并对其进行零点标定。

5) 打开位于水箱和稳流箱的搅拌器,充分混合水箱中准备好的水和沙;打开供水设备开始试验,入流量始终控制为 1 L/s。

6) 当堰塞坝残余坝体保持稳定时,供水停止,试验结束。从残坝上 a~h 处 2 cm 以上部分采集样本进行进一步测试,包括称重、干燥和筛分等步骤。

2 试验结果

为验证试验的重复性,将工况 1 进行重复试验。通过工况 1 的重复试验与原试验对比发现,两者溃坝过程基本相似,峰值流量等定量误差最大为 1.5%^[3]。

漫顶冲刷是堰塞坝最主要的溃坝模式,试验中所有工况的堰塞坝溃坝模式均属于漫顶冲刷,堰塞坝溃决过程一般如图 3 所示。通过侵蚀点 EP 和沉积点 DP 将下游侵蚀面根据侵蚀速率的差异分为 3 段:上游缓坡段、相对较陡坡段和下游缓坡段。漫顶冲刷按其溃口演变过程分为两个阶段。1) 溃口形成阶段^[18]。从泄流槽过流开始,到 EP 发展至上游坝坡结束,此时坝体纵断面呈三角形,在该阶段内,以溃口的溯源侵蚀为主,坝高降低并不明显。2) 溃口发展阶段。从侵蚀面发展至上游坝坡开始,到溃口底部高程稳定结束,在该阶段内,坝高迅速降低,溃决流量在该阶段初期即达到峰值。将 $t = 0$ 定义为泄流槽开始过流的时间点; x 指顺河向距离,将 $x = 0$ 定义为上游坝脚的位置(图 1(c)); y 指横河向距离,将 $y = 0$ 定义为泄流槽侧的水槽侧壁的位置。

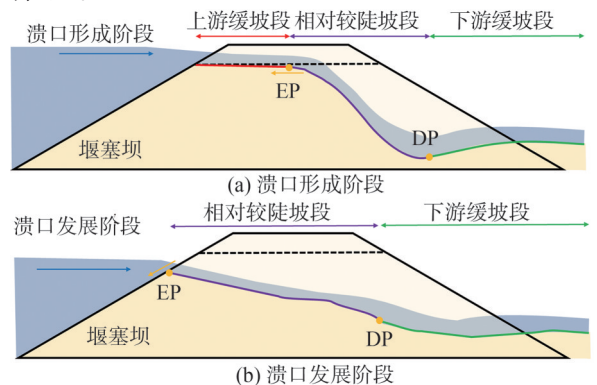


图 3 堰塞坝溃决过程示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the landslide dam breach process

2.1 挟沙水流浓度的影响试验分析

2.1.1 清水对照组

工况 1 堰塞坝溃决过程如图 4 所示。工况 1 中,入流为清水($C_v = 0$),其溃决过程以层状侵蚀为主,伴随有

侧坡失稳。在溃口形成阶段,上游库水通过泄流槽流向下游,在泄流槽和下游坝坡交汇处(泄流槽末端),形成了连续的多级冲坑($t = 28\text{ s}$)。随着径流的增大,多级冲坑的突起部被冲平,下游侵蚀面逐渐变得平滑($t = 35\text{ s}$)。随着溃口深度的增大,溃口侧坡开始发生滑塌。侵蚀面进一步向上游发展,直至与上游坝坡相交($t = 60\text{ s}$)。在溃口发展阶段,由于上游溃口侵蚀面由水平面变为倾斜面(图 3),侵蚀速度大幅度增加,溃口高程迅速降低,溃决流量显著增大,坝前水位开始明显下降,侧坡滑塌进一步加剧。在 $t = 86\text{ s}$ 时,坝底动床受到侵蚀,最大侵蚀深度可达 1.2 cm ,后逐渐被上游带来的泥沙填平。最终坝体稳定在溃口发展阶段末期,残余坝高为 6.5 cm ($t = 277\text{ s}$),从俯视图看,最终溃口呈哑铃状。

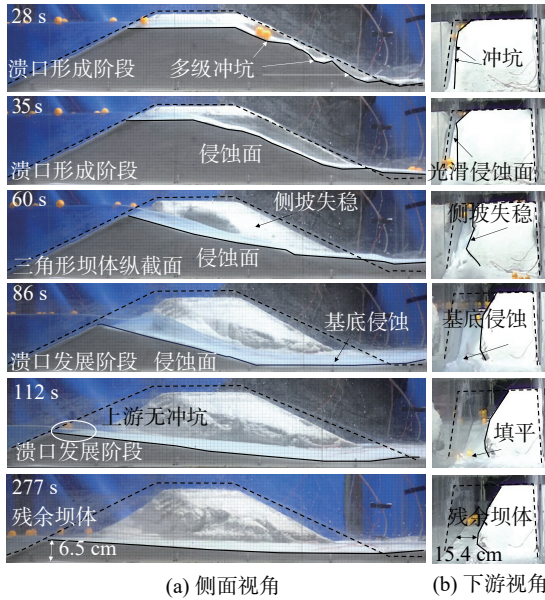
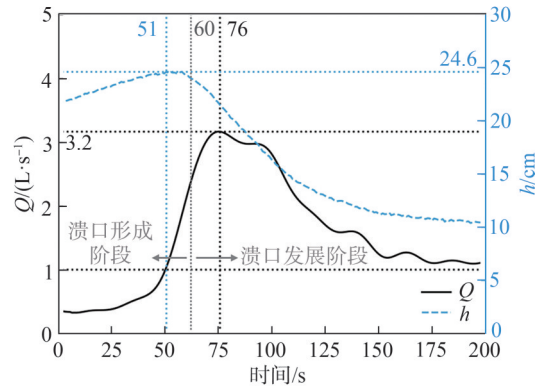


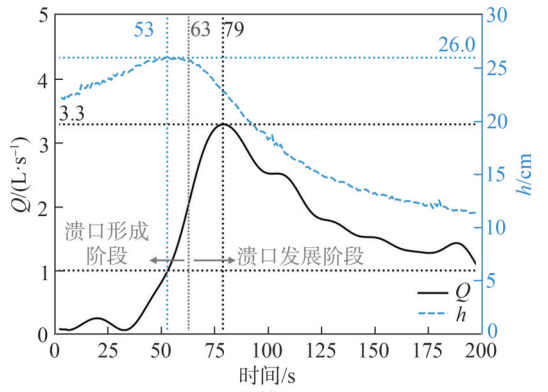
图 4 工况 1 堰塞坝溃决过程

Fig. 4 Landslide dam breach process in Scenario 1

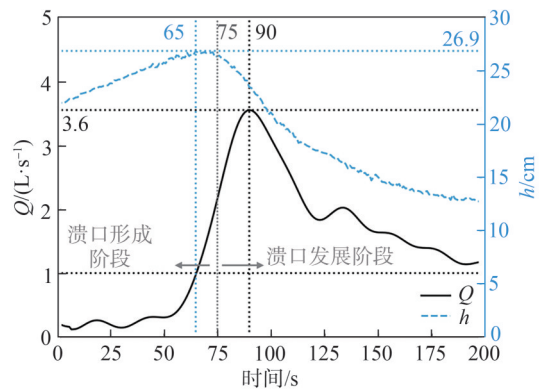
图 5(a) 为工况 1 的溃决流量过程。由图 5(a) 可见:坝前水位在溃口形成阶段末期达到最高点;溃决流量在溃口发展阶段初期达到峰值,并因上游侧坡失稳阻塞溃口出现次峰,导致溃决流量曲线峰头较宽。在溃口形成阶段初期,由于溃口较窄、水深较浅,溃决流量小于入流量 (1 L/s),坝前水位持续上升。在溃口形成阶段末期,随着溃决流量增大至入流量 1 L/s ,坝前水位达到最高点 24.6 cm ,高出溃口底部 3.6 cm 。随着溃决流量的继续增大,坝前水位开始下降。在溃口发展阶段初期,坝前水位下降速率达到最大,溃决流量达到峰值 3.2 L/s ($t = 76\text{ s}$)。随后溃决流量减小,上游侧坡滑塌堆积在坡脚导致溃口变窄、流速增大,出现流量次峰,形成了整体峰头较宽的溃决流量曲线。最终,当溃决流量降至与入流量等值时,入流和出流达到平衡。



(a) 工况 1



(b) 工况 2



(c) 工况 3

图 5 工况 1~3 溃坝流量与坝前水位变化过程

Fig. 5 Breaching outflow and water level variation in Scenarios 1~3

图 6(a) 为工况 1 的挟沙水流沿程体积浓度变化。由图 6(a) 可见:在溃口形成阶段,坝体区域因侵蚀、侧坡失稳出现浓度峰值,且浓度随时间逐渐降低,槽尾浓度随时间逐渐升高;在溃口发展阶段,坝体区域浓度随时间略有升高,槽尾浓度随时间逐渐降低。具体而言,在溃口形成阶段,由于溃决流量较低,且中间较陡坡段发生剧烈的侵蚀、侧坡失稳而呈现浓度峰值 ($t = 40\text{ s}$)。随着溃决流量增大,中间较陡坡段的体积浓度显著降低,槽尾的体积浓度逐渐上升。这是因为在溃坝过程中,水流的挟沙力沿程发生剧烈变化。在坝体区域,水流处于强烈的不平衡输沙状

态,流量突增导致挟沙力急剧增大,床沙供给相对滞后,使水流处于次饱和状态,表现为强烈的河床冲刷。相反地,在槽尾区域,断面变宽导致水流流速降低,水流挟沙力大幅下降,由上游高能水流携带而来的泥沙处于超饱和状态,导致大量泥沙落淤,浓度相对升高。在溃口发展阶段,峰现时坝体区域的体积浓度为最低值,槽尾的体积浓度为最高值。随着溃决流量的减小,坝体区域的浓度略

有升高,槽尾区域的浓度逐渐降低。其中,中间较陡坡段的浓度因动床侵蚀再次升高。槽尾的浓度高于坝体末端,这可能是因为槽尾采样包含推移质和悬移质,其他位置采样仅包含悬移质。总体而言,坝体区域的含沙量与溃决流量呈负相关,反映流量增大时水流处于次饱和冲刷状态;槽尾区域含沙量与溃决流量呈正相关,反映上游来沙量随流量同步增减(图6(a)中虚线)。

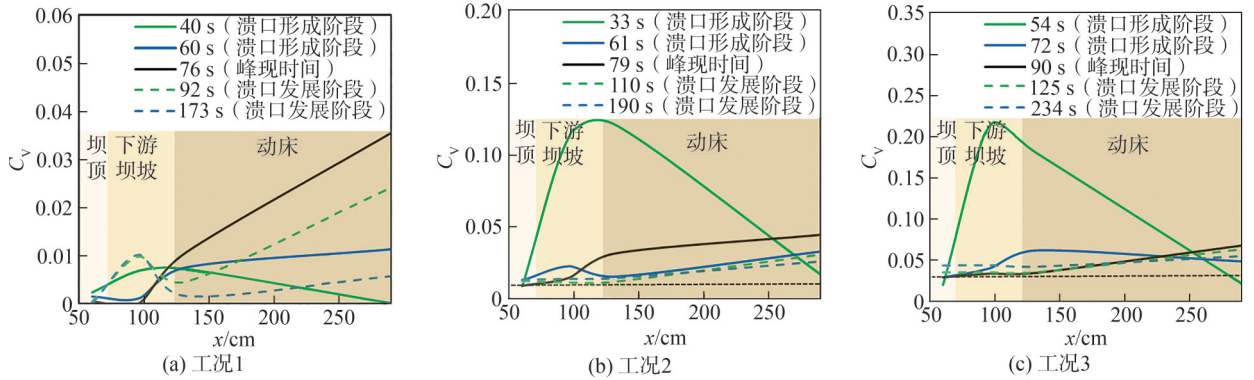


图 6 工况 1~3 挟沙水流的沿程体积浓度变化

Fig. 6 Volumetric concentration of sand-laden flows in Scenarios 1~3

图 7(a)为中值粒径沿程变化。由图 7(a)可见,残余坝体的中值粒径 d_{50} 在坝体区域沿程降低,在坝体下游

的动床区域沿程变化不大。图 7(b)为工况 1 的颗粒粒径组成沿程变化。由图 7(b)可见:在 $x=0\sim 60$ cm 坝体区域

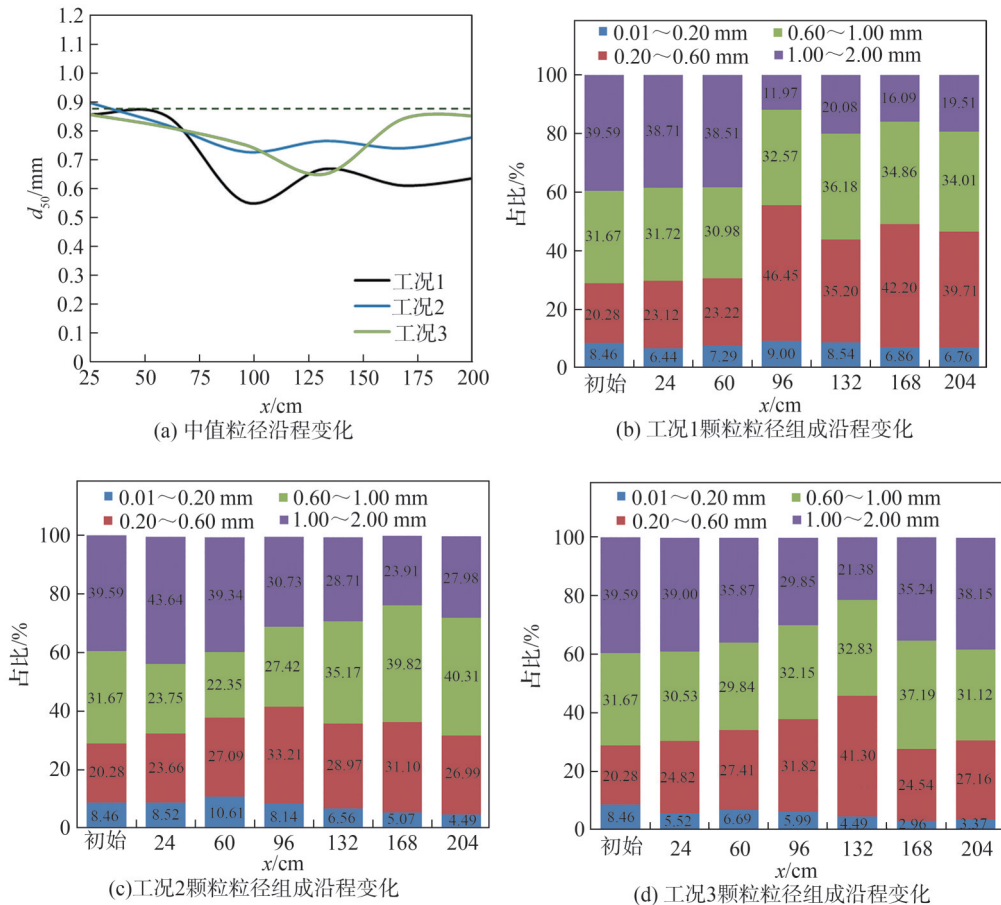


图 7 工况 1~3 残余坝体中值粒径及颗粒粒径组成沿程变化

Fig. 7 Mean particle size and particle size distribution along the residual dam in Scenarios 1~3

内,由于该部分残余坝体主要为原始坝体材料,沉积活动较少,残余坝体粒径组成相比于原始坝体材料变化不大。在 $x=60\sim 120\text{ cm}$ 坝体区域内,相比于原始材料级配,0.01~0.60 mm 粒径的占比增大了 92.9%,1~2 mm 粒径的占比减小 77.6%。这可能是因为动床侵蚀区域位于 $x=60\sim 120\text{ cm}$ 范围内,由于流速较高,将较重的 1~2 mm 粒径的颗粒冲到下游,细颗粒悬浮于紊流中并在流速降低后沉积,使该区域 0.01~0.60 mm 粒径的占比增大。相比于 $x=96\text{ cm}$ 处级配,由于溃坝水流的分选效应,动床区域 0.01~0.60 mm 粒径的占比减小 11.5%~21.1%,1~2 mm 粒径的占比增大 34.4%~67.8%。在 $x>120\text{ cm}$ 动床区域内部,动床层以上的材料主要来源于沉积活动,各粒径的占比沿程变化不大。

2.1.2 挟沙水流试验组

图 8、9 分别为工况 2、3 堰塞坝溃决过程。在工况 2、3 中,入流的挟沙水流浓度 C_v 分别增至 0.01 和 0.03,其溃口形成阶段的耗时显著增长,在溃口发展阶段最上游处(即溃口入流的位置)形成了冲坑,残余坝体高度有所增大。

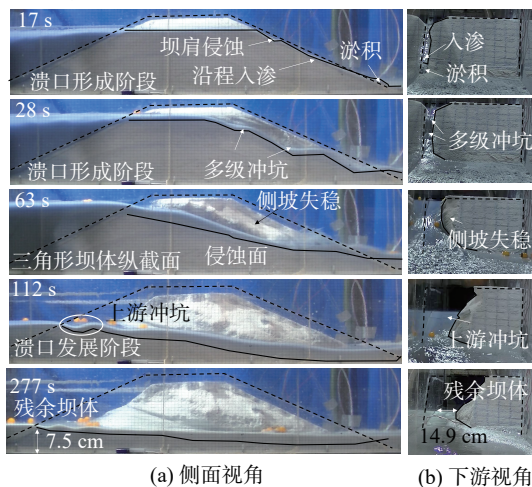


图 8 工况 2 堰塞坝溃决过程

Fig. 8 Landslide dam breach process in Scenario 2

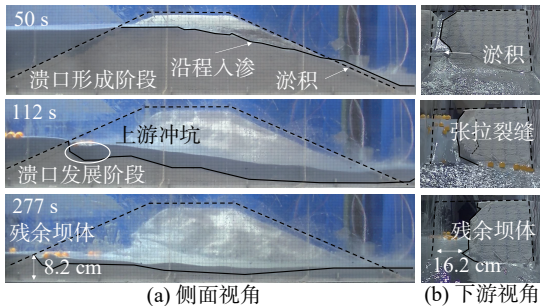


图 9 工况 3 堰塞坝溃决过程

Fig. 9 Landslide dam breach process in Scenario 3

相比于工况 1,工况 2、3 在溃口形成阶段的溃口贯通耗时分别增大 26.7% 和 86.7%,并在溃口表面形成了沉积层。这一现象可归因于挟沙水流在泄流槽内的入渗,

大量泥沙在坝体表面及龙头位置淤积(图 8 中 $t=17\text{ s}$),从而延缓了溃口的贯通过程。因此,在工况 2、3 中,该阶段的历时分别比工况 1 延长了 5% 和 20%(图 8 中 $t=63\text{ s}$)。

在溃口发展阶段,工况 2、3 溃口最上游出现侵蚀坑,深度分别达到 2.5、6.5 cm($t=112\text{ s}$),而工况 1 显示出平滑的侵蚀面(图 4 中 $t=112\text{ s}$)。这一差异可能是溃口最上游处水位下降引起的侵蚀导致的,由于挟沙水流的侵蚀效应更为显著,而形成了更大的冲坑。溃决流量降低后,挟沙水流中泥沙沉积在坝体表面,阻碍了进一步侵蚀,工况 2、3 的残余坝高分别比工况 1 高出 15.4% 和 26.2%。

表 4 为各工况的溃决参数。综合表 4 和图 5 可知:随着挟沙水流浓度的升高,坝前最高水位、峰值流量和峰现时间均呈增加趋势;由于侧坡稳定性增加,次峰时间延后,溃决流量曲线峰头变窄。工况 2、3 的坝前最高水位比工况 1 分别高 1.4、2.3 cm,这相当于蓄水量分别增加 7.4% 和 12.2%。工况 2、3 的最高水位均略高于坝顶($<1\text{ cm}$),但由于持续时间较短,高出坝顶的水流均从坝顶上游边缘渗入坝体内部,不足以到达下游坡面。此外,工况 2、3 的峰现时间比工况 1 分别延长了 3.9% 和 18.4%。这两个现象是由于溃决初期泄流槽内沉积层的阻碍作用,减缓侵蚀速率,上游蓄水量增大,峰现时间延迟。由于挟沙水流的侵蚀作用更显著,工况 2、3 的峰值流量比工况 1 分别增大了 3.1% 和 12.5%。从坝前最高水位到溃决流量达峰期间,工况 1~3 的坝前水位下降高度相近,最大相差 0.2 cm;对应的释放库容相近,最大相差 2.4 L(占最大库容差 23.2 L 的 10.3%),工况 3 的库容释放速率最大。由此可见,溃决流量达峰前释放的库容相近。次峰时间的延后可能是挟沙水流侧向入渗,泥沙滞留表层使溃口侧坡的透水性降低,侧坡的稳定性增大,这导致溃口最上游处侧坡的失稳时间相对延后,进而延缓了次峰时间。峰现后,溃决水流挟沙使工况 2、3 的侵蚀速率更快,因此溃决流量曲线整体的峰头比工况 1 更窄。

表 4 各工况的溃决参数

Tab. 4 Breach parameters of all scenarios

工况编号	溃口形成历时/s	最高水位/cm	最高水位时间/s	峰值流量/ $(\text{L}\cdot\text{s}^{-1})$	峰现时间/s	残余坝高/cm	最终溃口底宽/cm	最终溃口顶宽/cm
1	60	24.6	51	3.2	76	6.5	15.4	22.1
2	63	26.0	53	3.3	79	7.5	14.9	24.0
3	75	26.9	65	3.6	90	8.2	16.2	25.0
4	80	26.4	66	3.4	96	7.9	17.4	18.9
5	74	26.5	61	3.4	90	7.5	15.5	23.7

图 6(b)、(c)分别为工况 2、3 挟沙水流沿程体积浓度变化。由于挟沙水流具有更强的侵蚀作用,使产沙增

加,在溃口形成阶段产生了较高的浓度峰值。在溃口发展阶段,坝体区域浓度变化不大。在溃口形成阶段,同样由于水流挟带的泥沙量较大,中间较陡的坡段出现了浓度峰值(图6(b)中 $t=33$ s、图6(c)中 $t=54$ s)。该浓度峰值明显高于工况1,主要是由于挟沙水流的侵蚀作用更加显著,产沙增加,浓度升高。在溃口发展过程中,由于取样点溃口坡度较缓,受水流挟沙能力的限制^[15],挟沙浓度在坝体区域随时间变化不明显。

图7(c)、(d)分别为工况2、3颗粒粒径组成沿程变化。随着挟沙水流浓度的升高,残余坝体的中值粒径 d_{50} 增大,残余坝体粒径最小部分(动床侵蚀区域)更靠下游(图7(a))。工况2在坝体区域0.01~0.60 mm粒径的占比增大了28.5%,1~2 mm粒径的占比减小了29.6%(图7(c), $x=24, 60$ cm),该变化幅度显著低于工况1。工况3在坝体区域0.01~0.60 mm粒径的占比增大了24.6%,1~2 mm粒径的占比减小了23.5%(图7(d), $x=24, 60$ cm),该变化幅度低于工况2。这种现象可能是由于挟沙水流的挟沙能力增强,使泥沙被运送到更远的下游,坝体区域的粒径变化幅度减小,中值粒径 d_{50} 增加。工况3中残余坝体中粒径最小的部分位于坝趾后方20 cm处,在工况2中则出现在坝趾前方20 cm处,表明工况3的动床侵蚀位置更靠近下游,这是因为挟沙水流浓度的升高,使侵蚀范围更大,动床在更下游侧也发生了侵蚀。

2.2 挟沙水流粒径的影响试验分析

图10、11分别为工况4、5堰塞坝溃决过程。工况4、5中,挟沙水流浓度 C_v 均保持为0.01,粒径分别增至 d_{max} 为0.125、0.500 mm,其在溃口形成阶段的耗时显著增长,在溃口发展阶段变化不大。在溃口形成阶段,工况4、5的历时比工况2分别延长了17.5%和11.1%(表4)。该现象同样可归因于挟沙水流在泄流槽的沉积,延缓了溃口的侵蚀过程(图10中 $t=13$ s、图11中 $t=9$ s),挟沙水流粒径的增加使流动阻力增大,耗时增加。在溃口发展阶段,工况4、5的侵蚀面最上游的冲坑规模与工况2相近($t=112$ s),工况4的残余坝高相较于工况2变化不大,增加5.3%,工况5不变。

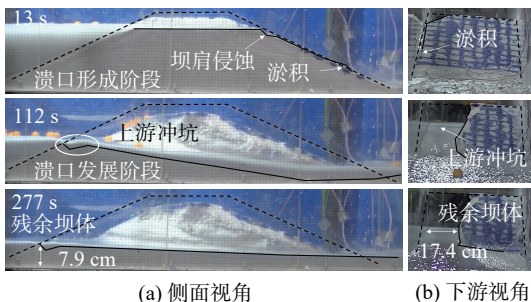


图10 工况4堰塞坝溃决过程

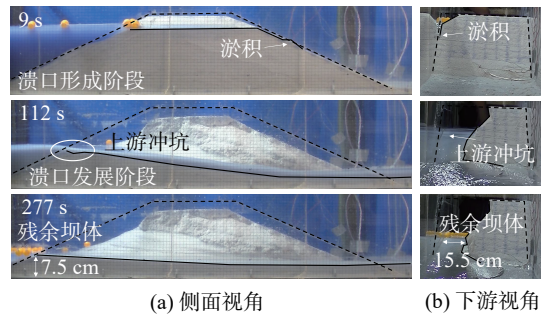
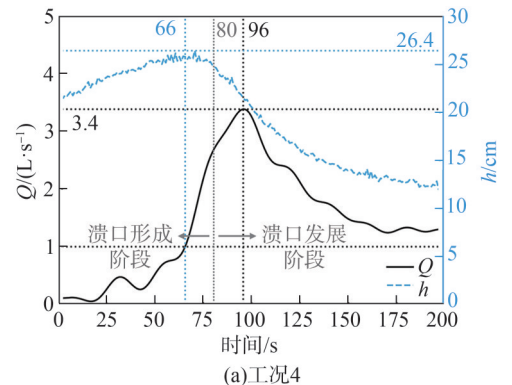


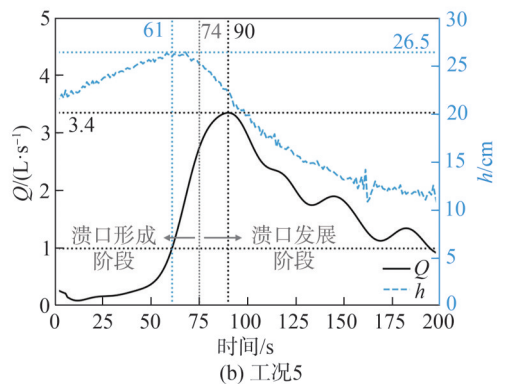
图11 工况5堰塞坝溃决过程

Fig. 11 Landslide dam breach process in Scenario 5

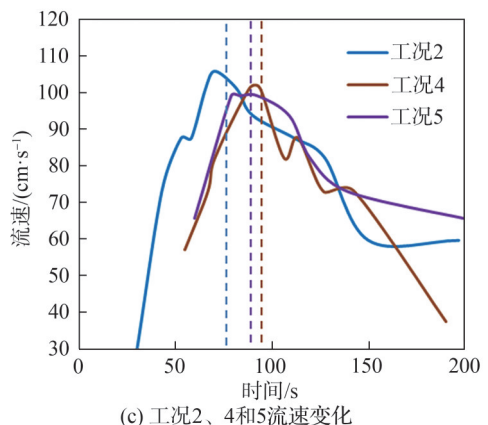
图12为溃决流量、水位及流速变化过程。随着挟沙水流的沙粒粒径的增加,坝前的最高水位和峰值流量变化不显著,但峰现时间却有所延长。



(a) 工况4



(b) 工况5



(c) 工况2、4和5流速变化

图12 工况4、5溃坝流量、水位、流速变化过程

Fig. 12 Outflow discharge, water level and flow velocity in Scenarios 4, 5

Fig. 10 Landslide dam breach process in Scenario 4

由图 12 可见:工况 4、5 的最高水位比工况 2 分别高出 0.4、0.5 cm,这相当于额外蓄水量增大了 2.0% 和 2.5%;峰值流量比工况 2 均增大了 3.0%(表 4),这些变化并不显著。工况 4、5 的峰现时间比工况 2 分别延长 21.5% 和 13.9%。一方面,由于溃口形成阶段的耗时增大。另一方面,由于溃决发展阶段初期流量增速放慢。流量增速放慢的原因是挟沙水流的阻力增大(较大颗粒比小颗粒更难被水流携带,水流阻力增大;同时,较大颗粒的沉积使得水流与坝体之间的糙率增大,阻力增大),流速减慢,流量增速降低,延长了溃口发展阶段峰现前的耗时。

图 13 为工况 4、5 挟沙水流的沿程体积浓度变化,其结果与工况 2 相似,溃决水流的浓度在中间较陡坡段也出现了与工况 2 相似的峰值(图 13(a)中 $t=50$ s 和 13(b)中 $t=42$ s)。

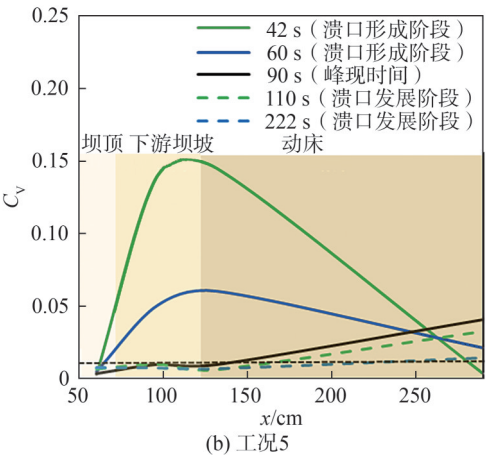
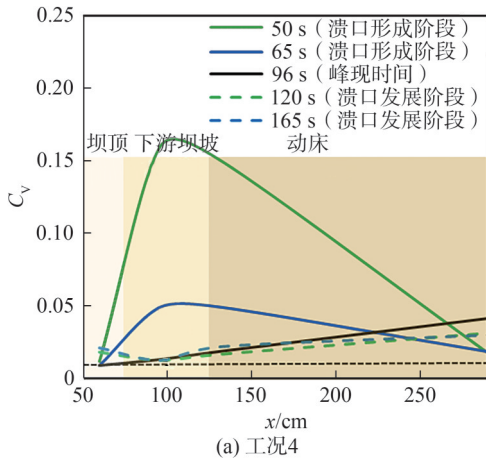
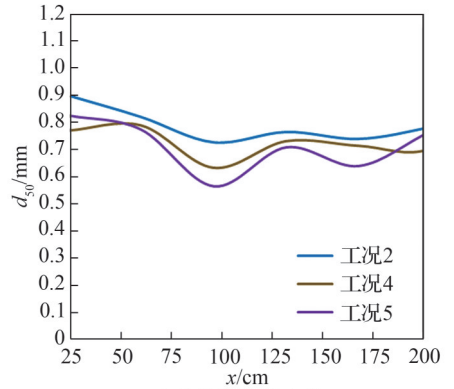


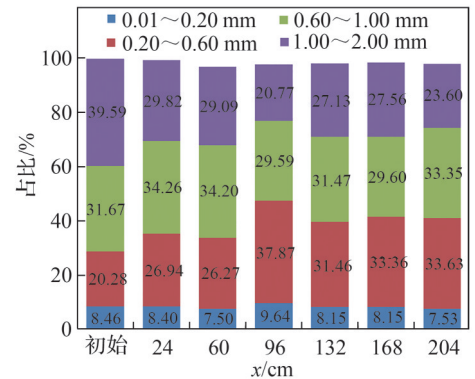
图 13 工况 4、5 挟沙水流的沿程体积浓度变化
Fig. 13 Volumetric concentration of sand-laden flows in Scenarios 4, 5

图 14 为工况 4、5 残余坝体中值粒径及颗粒粒径组成沿程变化。由图 14(a)可知,随着挟沙水流粒径的增大,残余坝体的平均粒径 d_{50} 有所降低。由图 14(b)可知,工况 4 在坝体区域内 0.01~0.60 mm 粒径的占比沿坝体增大了 34.4%, 1~2 mm 粒径的占比减小了 30.3%($x=$

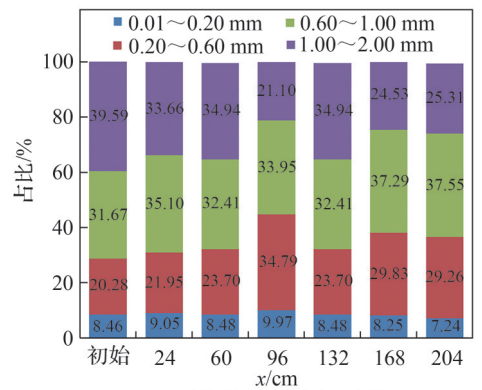
24、60 cm),该变化幅度高于工况 2。由图 14(c)可知,工况 5 在坝体区域内 0.01~0.60 mm 粒径的占比沿坝体增大了 44.4%, 1~2 mm 粒径的占比减小了 37.3%($x=$ 24、60 cm),该变化幅度也高于工况 4。该现象可能是由于粒径增大使挟沙水流向下游运送泥沙的距离变短,坝体区域的粒径变化幅度增大,平均粒径 d_{50} 降低。



(a) 中值粒径沿程变化



(b) 工况 4 颗粒粒径组成沿程变化



(c) 工况 5 颗粒粒径组成沿程变化

图 14 工况 4、5 残余坝体中值粒径及颗粒粒径组成沿程变化
Fig. 14 Mean particle size and particle size distribution along the residual dam in Scenarios 4, 5

3 讨论

3.1 挟沙水流浓度对堰塞坝侵蚀的影响机制

堰塞坝侵蚀速率主要由水流的侵蚀能力和土体的抗侵蚀能力共同决定。堰塞坝的侵蚀速率通常为^[28]:

$$E = k_d(\tau - \tau_c) \quad (2)$$

式中, E 为侵蚀速率, k_d 为坝体材料可蚀性系数, τ 为水流的剪切应力, τ_c 土体的临界剪切应力。

水流侵蚀能力的强弱主要体现在水流的剪切应力 τ 的大小。由式(2)可见, 侵蚀速率与剪切应力 τ 呈正相关关系。牛顿流体的剪切应力 τ 表示为^[8]:

$$\tau = \mu \frac{du}{dy} \quad (3)$$

式中, du/dy 为流速梯度, μ 为水流的黏滞系数。挟沙水流中沙粒的存在会显著改变水流的黏滞系数 μ , 增大挟沙水流的阻力。在稀浓度、不均匀沙的条件下, 挟沙

水流的相对黏滞系数 μ_r (挟沙水流黏滞系数 μ_s 与同温度清水黏滞系数 μ 之比) 计算为^[9]:

$$\mu_r = (1 - KC_v)^{-2.5} \quad (4)$$

式中, K 为有效浓度系数, 与颗粒大小相关。由式(2)~(4)可知, 随着挟沙水流浓度的升高, 其黏滞系数也增大, 使相同条件下挟沙水流对坝体材料的剪切应力增大, 侵蚀能力增强。图 15(a) 为 B-B 截面溃口深度的变化, 其中, 虚线表示溃口深度变化的速率 (即侵蚀速率)。随着挟沙水流的浓度升高, 工况 3 的侵蚀速率显著高于工况 1、2。这是因为在坝体材料相同的情形下, 工况 3 的水流剪切应力更高。

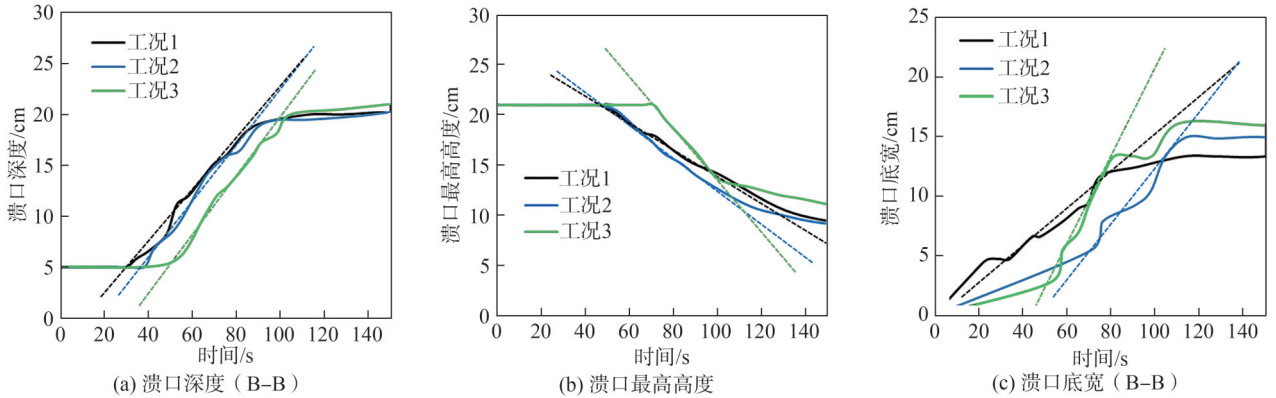


图 15 工况 1~3 溃口发展过程

Fig. 15 Breach evolution in Scenarios 1~3

土体抗侵蚀能力的强弱主要体现在土体的临界剪切应力 τ_c 的大小。由式(2)可见, 侵蚀速率与临界剪切应力呈现负相关关系。对于松散的无黏性土, 土体的临界剪切应力 τ_c 可以表示为^[16]:

$$\tau_c = \frac{2}{3} g d_{50} (\rho_s - \rho_w) \tan \phi \quad (5)$$

式中, ρ_s 为颗粒密度, ρ_w 为水流密度。由式(5)可见, 临界剪切应力 τ_c 取决于土体的粒径特征及强度特征。试验中坝体材料相同, 理论上, 在不考虑颗粒黏结力的情况下, 临界剪切应力相近。

综上所述可得, 随着挟沙水流的浓度升高, 其侵蚀速率增大, 但挟沙水流的沉积会显著影响此结论。沉积速率是由颗粒沉速和挟沙浓度共同决定的。随着挟沙水流的浓度升高, 一方面, 其黏滞系数和密度增大, 颗粒沉速 ω_s 降低 (式(6))^[29] (工况 3 的颗粒沉速是工况 2 的 0.85 倍); 另一方面, 其挟沙浓度升高, 沉积速率增强 (工况 3 的理想沉积速率是工况 2 的 2.56 倍), 形成沉积层。

$$\omega_s = \frac{2d_{50}^2(g - \rho_w)}{9\mu_s} \quad (6)$$

沉积层会使与挟沙水流接触的土体从原来的坝体材料变为沉积层。试验中, 通过烘干法测得残余坝体沉积层的体积浓度 C_v 位于 0.32~0.41 区间内, 处于流体与半固体 ($C_v/C_{vm} = 0.87$)^[9] 之间的状态, 该浓度远

高于分界浓度 C_{v0} (表 5), 因此通常采用宾汉流体模型来描述其流变特性^[8]:

$$\tau = \tau_B + \eta \frac{du}{dy} \quad (7)$$

式中, τ_B 为宾汉极限切应力, η 宾汉流体的黏滞系数。对比式(3)、(7)可知, 沉积起动需要额外的应力 τ_B 才能达到临界状态, 即沉积层起到了阻碍侵蚀的作用。

表 5 各工况挟沙水流的流动性质参数

Tab. 5 Flow parameters of sand-laden flow in all scenarios

工况编号	C_v	C_{vm}	C_{v0}	K	u_r
1	0				1.000
2	0.010	0.475	0.116	2.736	1.072
3	0.030	0.475	0.116	2.736	1.234
4	0.010	0.613	0.263	1.396	1.036
5	0.010	0.616	0.267	1.618	1.042

注: C_{vm} 为极限浓度, 与粒径组成有关^[9]; K 为有效浓度系数; u_r 为相对黏滞系数; C_{v0} 为分界浓度, $C_{v0} = 1.26C_{vm}^{3.2}$ 。

随着挟沙水流浓度的升高, 最高水位和残余坝体的高度均相应增加。最高水位一般发生在溃坝初期, 此时溃决流量较小。相比于工况 1, 挟沙浓度更高的工况 2、3 的最高水位分别增加了 5.7% 和 9.3% (表 4)。随着挟沙水流浓度的升高, 低速的高浓度挟沙水流会产生更强的沉积作用 (图 9 中 $t = 50$ s 的挟沙水流沉积阻塞溃口)。沉积作用导致溃口整体侵蚀速率与清水组相比

略有降低,最高水位增加。在溃坝末期,溃口坡度较缓、溃决流量较小。相比于工况 1,挟沙浓度更高的工况 2、3 的残余坝高分别增加了 15.4% 和 26.2%(表 4),残余坝体的干密度也显著增加(图 16(a))。这同样是由于流速较低的情形下,浓度越高的挟沙水流沉积效应越强^[29],挟沙浓度越高的工况残余坝高和干密度越大。

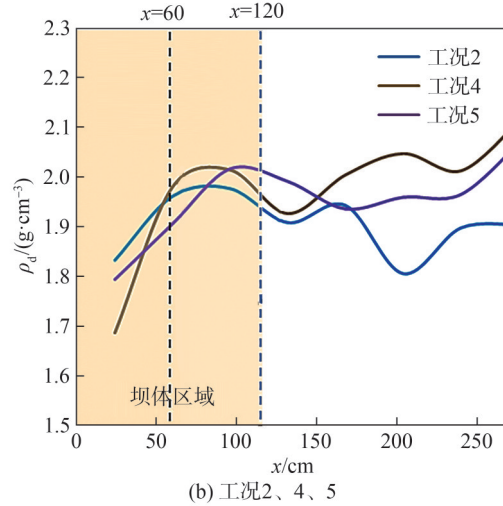
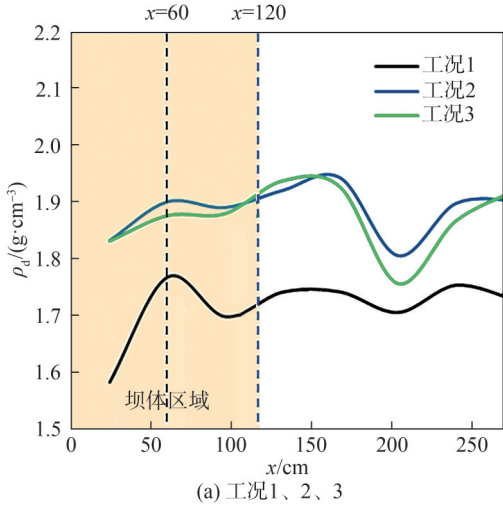


图 16 残余坝体干密度变化

Fig. 16 Dry density varying along residual dams

随着挟沙水流浓度的升高,峰值流量增大。峰值流量一般发生在溃坝中期,此时溃决流量较大。相较于工况 1,工况 2、3 的峰值流量分别增加了 3.1% 和 12.5%(图 5)。随着挟沙水流初始浓度的升高,高速的挟沙水流的侵蚀能力增强,沉积作用变弱^[29],溃口整体侵蚀速率增大,导致溃口底部高程快速下降(如工况 3 的溃口最高高度下降速度高于其他工况(图 15(b))。溃口最高高度是指溃口底部的最高高程位置,反映了上游库容余量,其下降速度反映了溃决流量),溃决峰值流量增加。

这些证据表明,挟沙水流的体积浓度越高,在溃口发展阶段,其侵蚀能力越强,然而沉积形成的覆盖层会影响其溃口形成阶段和溃口发展阶段末期的向下侵蚀速率。侧向侵蚀受沉积影响较小,因此,挟沙水流的侧向侵蚀速率大于清水(图 15(c)),挟沙水流试验组的最终溃口展宽大于清水组(表 4)。

3.2 挟沙水流粒径对堰塞坝侵蚀的影响机制

试验中,挟沙水流粒径对堰塞坝侵蚀速率的影响并不大,这主要是因为当粒径大于 0.1 mm 时,粒径大小对挟沙水流黏性的影响已十分微小。挟沙水流的有效浓度系数 K 与颗粒组成密切相关,具体的计算式为^[9]:

$$K = 1 + 0.14 \sum_{i=1}^n \frac{\Delta p_i}{\sqrt{d_i}} \quad (8)$$

式中, d_i 、 Δp_i 分别为分组粒径、相应的重量百分比。

由式(2)~(4)可知,在挟沙水流的体积浓度保持不变的情况下, K 值越高,黏滞系数越大,进而导致挟沙水流的侵蚀能力增加。试验中,工况 2、4、5 具有相同的体积浓度,工况 2 的 K 值略高于工况 4、5(表 5)。这表明,当粒径大于 0.1 mm 时,粒径大小对 K 的影响十分微小。3 组试验的相对黏滞系数相差 0.036(表 5),因此,工况 2 的侵蚀速率略高于工况 4、5 的侵蚀速率(图 17)。

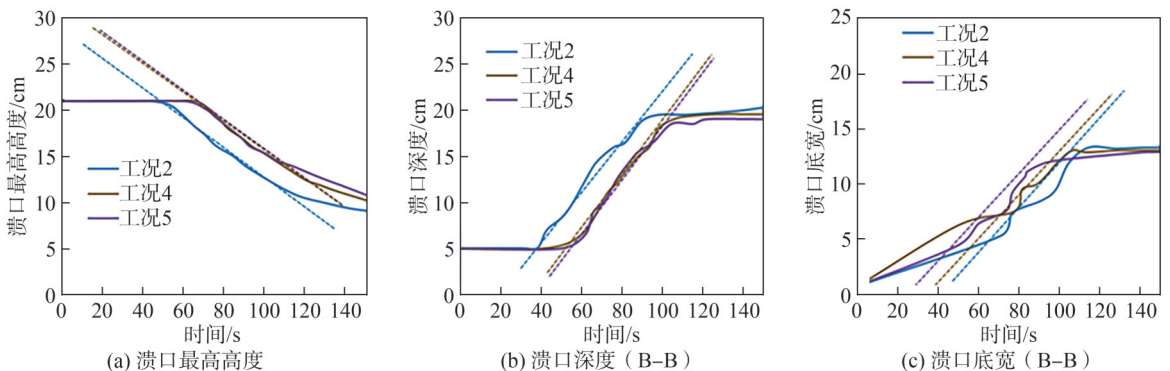


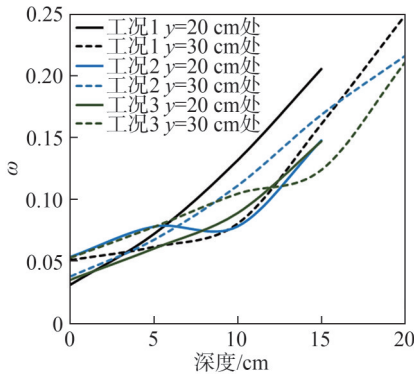
图 17 工况 2、4、5 溃口发展过程

Fig. 17 Breach evolution in Scenarios 2, 4 and 5

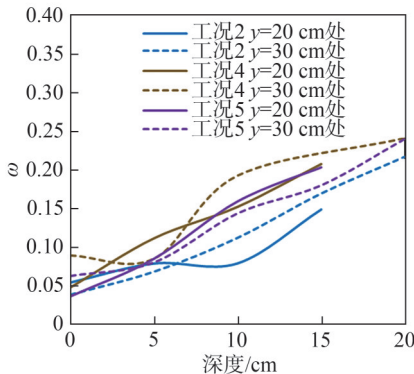
3.3 挟沙水流的淤堵效应及其对堰塞坝溃决的影响

挟沙水流的淤堵效应主要表现为在挟沙水流的入渗过程中的表面淤积和内部滞留。表面淤积主要表现在溃口贯通过程中挟沙水流的入渗导致在溃口表面发生淤积。由于初始溃口的含水率较低(表2),大量水入渗会使沙粒淤积在坝体表面。挟沙水流龙头位置浓度更高,水完全入渗后在前端形成淤积体(图8中 $t=7$ s、图10中 $t=13$ 、图14中 $t=9$ s),进一步阻碍了溃口的贯通过程,因此挟沙水的溃口贯通过程耗时要略长于清水。在溃口贯通之后的溃决过程中,没有观测到淤积来源于入渗的证据,观测到的淤积多源自冲淤过程中因挟沙水流浓度过高或流速过低引起的沉积。

内部滞留是指挟沙水流的入渗过程中在坝体内部发生滞留,在试验中主要体现在残余坝体干密度和含水率两个方面。在残余坝体干密度方面,残余坝体中原始坝体材料占主体区域($x=0\sim 60$ cm),挟沙水流粒径较小的试验组(工况2)的残余坝体干密度高于粒径较大的试验组(工况4和5,图16(b))。这表明粒径较小的颗粒在挟沙水流的入渗过程中更容易在坝体内部发生滞留。在侧坡含水率分布方面,清水组(工况1)的残余坝体的含水率高于挟沙水流组(工况2、3,图18(a)),挟沙水流粒径较大的试验组(工况4、5)的残余坝体含水



(a) 工况1、2、3残余坝体含水率分布



(b) 工况2、4、5残余坝体含水率分布

图18 残余坝体侧坡含水率分布

Fig. 18 Water content distribution on the side slope of the residual dam

率高于粒径较小的试验组(工况2,图18(b))。这表明由于入渗滞留,挟沙水流粒径较小的工况2坝体材料的孔隙率和渗透性降低。

由于内部滞留,溃口表面及侧坡形成了滞留层;滞留层和沉积层共同构成了溃口由密到松的多层结构,改变了坝体入渗的边界条件。滞留层主要由坝体初始材料和挟沙水流中细颗粒材料混合后组成,相对于原始坝体材料,其中值粒径更小。因此,溃口底部形成了一个由沉积层、滞留层和原始层组成的“密-密-松”3层结构,溃口侧坡形成了由滞留层和原始层组成的“密-松”两层结构,如图19所示,使得沉积层和滞留层成为溃坝过程中的接触层。多层结构的形成改变了坝体入渗的边界条件,使坝体表层密实度增加,孔隙度减小,导水能力明显降低,因此,挟沙水流湿润锋运移距离减小^[30],相同位置残余坝体侧坡的含水率更低(图18)。

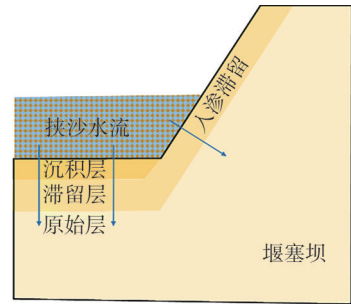
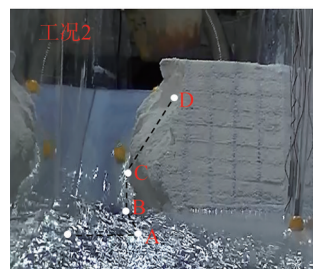


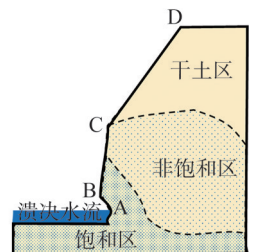
图19 挟沙水流作用下堰塞坝溃口结构示意图

Fig. 19 Schematic diagram of landslide dam breach structure under sand-laden flow

滞留层使堰塞坝溃决过程中侧坡滑塌的规模增加。侧坡滑塌由向下侵蚀和侧向侵蚀共同诱发。向下侵蚀增加了溃口侧坡侧向临空面的高度,侧向侵蚀则扩大了底部临空面的面积,两者相互耦合导致了侧坡的滑塌。挟沙水流组比清水组的侧坡坍塌规模更大。一方面,挟沙水流组的侵蚀速率较高,底部临空面AB段和侧向临空面BD段的长度更长(图20),可能成为失稳体的区域更大。另一方面,挟沙水流入渗导致孔隙连通性降低,使饱和区域位置更深(图20),则侧坡滑塌可能的剪出点位置更靠下,因此侧坡失稳的规模增加。



(a) 工况2溃口侧坡形态



(b) 溃口侧坡形态示意图

图20 溃口形态及含水率特征

Fig. 20 Breach morphology and water content characteristics

4 结 论

通过水槽试验,分析了挟沙水流的浓度和粒径对堰塞坝溃决流量过程、侵蚀速率、残余坝体特征等关键参数的影响规律,进一步探讨了挟沙水流在堰塞坝溃决过程中入渗、侵蚀和沉积的作用机制,揭示了挟沙水流在堰塞坝溃决过程中产生的冲淤效应和淤堵效应。主要结论如下:

1) 挟沙水流对堰塞坝溃决过程的影响主要体现在侵蚀、沉积两方面。相比于清水,挟沙水流的黏滞系数的增大,增强了挟沙水流的侵蚀能力,但也导致沉积速率增大。在溃口形成阶段和溃口发展阶段末期,溃决流量较小,低速的高浓度挟沙水流产生较强的沉积作用,导致其侵蚀速率略有减小。在溃口发展阶段前中期,溃决流量较大,高速的挟沙水流侵蚀能力增强,沉积作用变弱,表现为溃口侵蚀速率增大,溃决峰值流量增大。

2) 随着挟沙水流的浓度升高,挟沙水流黏滞系数显著增大,导致堰塞坝的侵蚀速率、溃口尺寸、溃决峰值流量增大,浓度峰值升高,溃决流量曲线峰头变窄,残余坝体的中值粒径 d_{50} 增大,对坝体下游动床侵蚀的区域会更广。随着挟沙水流最大粒径的增大,挟沙水流黏滞系数的变化不大,因此,侵蚀速率、峰值流量等变化不大,但沉积速率增大会导致峰现时间延长,残余坝体的中值粒径 d_{50} 减小。

3) 淤堵效应主要表现为表面淤积和内部滞留。表面淤积是指挟沙水流的入渗导致溃口表面发生淤积,该现象延缓了溃口的贯通过程。内部滞留是指挟沙水流的入渗导致沙粒在坝体内部产生滞留,该现象改变了坝体的孔隙结构,在溃口底部和侧坡形成了包含沉积层、滞留层和原始层在内的多层结构。其中,滞留层的致密结构使挟沙水流的入渗程度降低,溃口侧坡的饱和区位置降低,进而导致侧坡滑塌的规模增大。

由于测试条件的限制,本试验存在局限性:首先,仅探讨了挟沙水流初始浓度对堰塞坝溃决的影响,没有详细研究堰塞坝溃决过程中挟沙水流动态浓度对侵蚀沉积的影响;其次,通过预试验试错的方法来减小挟沙水流在库区的沉积误差,然而通过实时测量的方法可能会更好地解决该问题。解决上述局限问题对还原真实堰塞坝的溃决过程具有重要意义,将在未来的研究工作中继续探讨。

参考文献:

[1] Cui Peng,Zhu Yingyan,Han Yongshun,et al.The 12 May Wenchuan earthquake-induced landslide lakes: Distribution and preliminary risk evaluation[J].Landslides,2009,6(3):209-223.

- [2] Wu C H,Chen S C,Feng Zhengyi. Formation, failure, and consequences of the Xiaolin landslide dam, triggered by extreme rainfall from Typhoon Morakot, Taiwan [J].Landslides,2014,11(3):357-367.
- [3] Ma Chenyi,Peng Ming,Zhang Limin,et al.Erosion, deposition and breach evolution of landslide dams composed of various dam material types based on flume tests[J].Engineering Geology,2024,337:107598.
- [4] Liu Ying,Yang Chen,Chen Xin.Experimental study of bed morphology evolution under two-dimensional dam-break flow[J].Journal of Hydraulic Research,2022,60(3):496-503.
- [5] Zhou G G D,Zhou Mingjun,Shrestha M S,et al.Experimental investigation on the longitudinal evolution of landslide dam breaching and outburst floods[J].Geomorphology,2019,334:29-43.
- [6] Zhou Meirong,Xia Junqiang,Deng Shanshan,et al.Sediment transport capacity of low sediment-laden flows[J].Journal of Hydraulic Research,2022,60(6):996-1008.
- [7] Jin Fengmei,Yang Wuchao,Fu Jinxia,et al.Effects of vegetation and climate on the changes of soil erosion in the Loess Plateau of China[J].Science of the Total Environment,2021,773:145514.
- [8] Fei Xiangjun.Bingham yield stress of sediment-water mixture with hyperconcentration[J].Journal of Sediment Research,1981,6(3):19-28.[费祥俊.高浓度浑水的宾汉极限剪应力[J].泥沙研究,1981,6(3):19-28.]
- [9] Fei Xiangjun.Viscosity coefficient(stiffness coefficient) of high concentration muddy water[J].Journal of Hydraulic Engineering,1982,13(3):57-63.[费祥俊.高浓度浑水的粘滞系数(刚度系数)[J].水利学报,1982,13(3):57-63.]
- [10] Peng Wenshan, Ma Li, Wang Ping, et al. Experimental and CFD investigation of flow behavior and sand erosion pattern in a horizontal pipe bend under annular flow[J].Particulate,2023,75:11-25.
- [11] Shen Xiaoteng,Lin Mingze,Pan Fang,et al.Viscosity of cohesive sediment-laden flows: Experimental and empirical methods[J].Journal of Geophysical Research:Oceans,2024,129(2):e2023JC020043.
- [12] Di Stefano C,Nicosia A,Palmeri V,et al.Flow resistance law under suspended sediment laden conditions[J].Flow Measurement and Instrumentation,2020,74:101771.
- [13] Meyer G R F A L D.Transport of soil particles by shallow flow[J].Transactions of the ASAE,1972,15(1):99-102.
- [14] Shen Danyi,Shi Zhenming,Peng Ming,et al.Longevity analysis of landslide dams[J].Landslides,2020,17(8):1797-1821.
- [15] Shan Yibo,Chen Shengshui,Zhong Qiming.Rapid prediction of landslide dam stability using the logistic regression method[J].Landslides,2020,17(12):2931-2956.

- [16] Chen H X,Zhang L M.EDDA 1.0:Integrated simulation of debris flow erosion, deposition and property changes[J]. Geoscientific Model Development,2015,8(3):829–844.
- [17] Zhong Qiming,Wang Lin,Chen Shengshui,et al.Breaches of embankment and landslide dams—State of the art review[J].Earth-Science Reviews,2021,216:103597.
- [18] Shi Zhenming,Zhang Gongding,Peng Ming,et al.Experimental investigation on the breaching process of landslide dams with differing materials under different inflow conditions[J].Materials,2022,15(6):2029.
- [19] Shen Danyi,Shi Zhenming,Zheng Hongchao,et al.Effects of grain composition on the stability, breach process, and breach parameters of landslide dams[J]. Geomorphology, 2022,413:108362.
- [20] Zhao Tianlong,Chen Shengshui,Fu Changjing,et al.Centrifugal model tests on section form of drainage channel of barrier dams[J].Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2017,39(10):1943–1948.[赵天龙,陈生水,付长静,等.堰塞坝泄流槽断面型式离心模型试验研究[J].岩土工程学报,2017,39(10):1943–1948.]
- [21] Jiang Xiangang,Wei Yunwei.Erosion characteristics of outburst floods on channel beds under the conditions of different natural dam downstream slope angles[J]. Landslides, 2020,17(8):1823–1834.
- [22] Li Ji,Cao Zhixian,Qian Honglu,et al.A depth-averaged two-phase model for fluvial sediment-laden flows over erodible beds[J].Advances in Water Resources,2019,129:338–353.
- [23] Zhao Jingyu,Chang Jiaming,Song Jiajia,et al.Influence of different particle sizes of sediment laden flow on erosion rate of tailings dam[C]//Proceedings of 2022 4th International Conference on Environment Sciences and Renewable Energy.Singapore:Springer,2023:61–72.
- [24] Shi Zhenming,Zhang Gongding,Peng Ming,et al.Experimental investigation on the breaching mechanisms of landslide dams with heterogeneous structures[J]. Advanced Engineering Sciences,2023,55(1):129–140.[石振明,张公鼎,彭铭,等.非均质结构堰塞坝溃决机理模型试验[J].工程科学与技术,2023,55(1):129–140.]
- [25] Zhong Qiming,Chen Shengshui,Shan Yibo.Prediction of the overtopping-induced breach process of the landslide dam[J].Engineering Geology,2020,274:105709.
- [26] Wu Liqiang,Zhu Sheng,Wang Yongming,et al.A modified scale method based on fractal theory for rockfill materials [J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering,2014,18(1):106–127.
- [27] Luk S, Merz W. Use of the salt tracing technique to determine the velocity of overland flow[J]. Soil Technology, 1992,5:289–301.
- [28] Chen Chen,Wang Yanlong,Zhang Jianmin,et al.A preliminary study of landslide dam failures induced by the combined influence of piping and overtopping[J]. Journal of Hydrology,2023,625:129984.
- [29] Shankar M S,Pandey M,Shukla A K. Analysis of existing equations for calculating the settling velocity[J]. Water, 2021,13(14):1987.
- [30] Yao Lei.Research on infiltration and retention tests of turbid water[D].Beijing:Tsinghua University,2004.[姚雷.浑水入渗滞留试验研究[D].北京:清华大学,2004.]

Experimental Study on the Influence Mechanism of Sand-laden Flow on Landslide Dam Breaching

MA Chenyi^{1,2}, PENG Ming^{1,2*}, SHI Zhenming^{1,2}, ZHU Yan³, LIN Weiqiang^{1,2}

(1.Department of Geotechnical Engineering, College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2.Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China;

3.China Shipbuilding NDRI Engineering Company, Limited, Shanghai 200092, China)

Abstract:

Objective In situations involving mountain floods, intense rainfall-induced erosion, and the breaching of clusters of landslide dams that lead to upstream soil and water loss, the inflow to landslide dams often becomes a sand-laden flow. Compared to clear water inflow, sand-laden flows produce more complex infiltration, erosion, and deposition processes, substantially influencing both the dam breaching process and the peak flow rates. This study investigates the mechanisms through which the sediment concentration and particle size of sand-laden flows influence dam breaching processes and examines the erosion-deposition dynamics and seepage-clogging phenomena induced by sand-laden flows during landslide dam breaching.

Methods Five sets of model experiments were conducted using a flume measuring 5 m in length and 0.4 m in width. Clear water inflow served as the control group, while the effects of different volumetric concentrations of sand-laden flow (0.01 and 0.03) and various maximum sediment sizes (0.006 5, 0.125 0, and 0.500 0 mm) on the dam breaching process were investigated. The primary method involved pre-experimental testing to adjust the composition of the sand-laden water flow, supplemented by thorough mixing in the water supply tank and the flow stabilization tank to achieve a stable and target sand concentration in the dam body area. The design of the landslide dam model was based on the range of dimensionless parameters related to dam height, dam volume, and reservoir volume derived from a database of landslide dam cases, and the material selection referenced empirical data from the 2008 Tangjiashan landslide dam. The experiments primarily used water level gauges to record the breach

outflow process, while high-resolution cameras and grid systems monitored changes in the erosion rates of the landslide dams. Timed quantitative sampling methods tracked variations in sediment concentration. In addition, sampling, drying, and sieving techniques collected data on the moisture content and grain size distribution of the residual dam. The main steps of the experiment included material preparation, placement of the movable bed, layered construction of the dam body, execution of model tests, recording of experimental data, and subsequent sample analysis.

Results and Discussions The failure mode of the landslide dams in this series of experiments was consistently classified as overtopping failure, and the breaching process was primarily characterized by layered erosion accompanied by slope instability. The breach evolution process was divided into two stages: the initiation stage and the development stage. During the breach initiation stage, headward erosion predominated, and the dam height showed little noticeable reduction. The breach development stage was characterized by a rapid decrease in dam height, and peak flow rates were reached early in this stage. The water level in front of the dam reached its peak at the end of the breach initiation stage, whereas the peak flow rate occurred early in the breach development stage, and a secondary peak developed due to upstream slope instability that partially blocked the breach. The concentration of sand-laden flow in the dam area was inversely correlated with the breach flow rate, whereas the concentration measured at the end of the flume area showed a positive correlation. The mean particle size of the residual dam decreased longitudinally within the dam area and remained relatively stable in the downstream movable bed area. Comparative tests of sand-laden flows with different volumetric concentrations (Tests 1~3) showed that as the initial volumetric sand concentration increased from 0 to 0.03, the peak breach flow rate increased from 3.2 to 3.6 L/s, the time to peak increased from 76 to 90 s, the maximum water level in front of the dam increased from 24.6 to 26.9 cm, the residual dam height increased from 6.5 to 8.2 cm, and the final average breach width increased from 18.8 to 20.6 cm. The analysis indicated that higher sediment concentrations in the flow enhanced the erosion capacity during the breach development stage; however, the depositional layer formed during the process influenced the downward erosion rate during both the breach initiation stage and the late breach development stage. Comparative tests of sand-laden flows with different maximum particle sizes showed that as the maximum particle size increased from 0.006 5 to 0.500 0 mm, the peak breach flow rate slightly increased from 3.3 to 3.4 L/s, the time to peak increased from 79 to 90 s, and the maximum water level in front of the dam increased from 26.0 to 26.5 cm. The residual dam height remained relatively constant at approximately 7.5 cm, and the final average breach width also showed minimal variation at approximately 19.5 cm. The analysis indicated that the particle size of the sand-laden flow had minimal influence on the erosion rate of the landslide dam, mainly because the effect of particle size on the viscosity of the flow became negligible when particle sizes exceeded 0.1 mm. The comparative analysis of clear water inflow (Test 1) and sand-laden flows (Tests 2~5) showed that during the breach initiation stage and the late stage of breach development, low-velocity and high-concentration sand-laden flows generated strong depositional effects. These effects caused a slight reduction in erosion rates, an increase in the maximum water level in front of the dam, and a greater residual dam height. In contrast, during the early to middle stages of breach development, high-velocity sand-laden flows demonstrated greater erosive capacity and reduced deposition, which was reflected in increased erosion rates and higher peak outflow. In addition, sand-laden flows during the dam breaching process produced a pronounced clogging effect, which resulted in a multilayered structure within the dam body composed of depositional layers, retention layers, and original layers. The dense structure of the retention layer reduced the permeability of the sand-laden flow, lowered the position of the saturation zone on the breach slopes, and increased the scale of slope failures.

Conclusions The experimental results indicate that, compared to clear water, the viscosity coefficient of sand-laden flow is higher, which enhances its erosive capability and also intensifies deposition. As the concentration increases, the viscosity of the sand-laden flow increases markedly, resulting in higher erosion rates, larger breach sizes, and greater peak outflow rates. As the particle size increases, the viscosity coefficient of the sand-laden flow exhibits negligible variation, leading to only minor changes in erosion rates and peak outflow rates. The seepage-clogging effect refers to the accumulation of sand particles within the surface layer of the dam body during the infiltration of sand-laden water flow, accompanied by the retention of these particles inside the dam. This retention layer decreases the infiltration rate, which lowers the saturated zone along the side slope of the breach. This change results in an increased scale of collapses on the side slope.

Key words: landslide dam; sand-laden flow; flume test; overtopping; peak outflow discharge

(编辑 赵 婧)

引用格式: Ma Chenyi, Peng Ming, Shi Zhenming, et al. Experimental study on the influence mechanism of sand-laden flow on landslide dam breaching[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2026, 58(2): 123-137. [马晨议, 彭铭, 石振明, 等. 挟沙水流对堰塞坝溃决过程的影响机制试验研究[J]. *工程科学与技术*, 2026, 58(2): 123-137.]