

DOI: 10.11779/CJGE201912011

# 土工离心机模拟泥石流问题的相似性考虑

宋东日<sup>1, 2, 3</sup>, 周公旦<sup>\*1, 2</sup>, CHOI Clarence Edward<sup>3</sup>, 白艺彤<sup>1, 2</sup>, 胡洪森<sup>1, 2</sup>

(1. 中国科学院、水利部成都山地灾害与环境研究所, 四川 成都 610041; 2. 中国科学院大学, 北京 100049;

3. 香港科技大学岩土工程离心机实验所, 香港 999077)

**摘要:** 尺度效应是阻碍对泥石流复杂动力学过程理解的最主要因素。土工离心机通过提供一个等效的高倍重力加速度场, 能够在模型中还原岩土工程原型的应力状态, 为泥石流物理模拟的尺度效应难题提供了一个经济可行的解决方案。在总结前人提出的两相流(泥石流)无量纲参数的基础上, 建立了应用于土工离心机模拟泥石流的分层次相似性试验设计体系, 可以确保模型和原型中泥石流运动学与动力学参数绝对值和相对值的一致, 从而可以系统性地还原泥石流原型问题的物理过程。同时, 针对对模拟结果产生较大影响的科里奥利效应和1g自然重力加速度, 建议试验设计阶段选择有效旋转半径更大的离心机并适当降低旋转角速度。研究结果对泥石流和碎屑流的小尺度、大尺度物理模拟以及离心机模拟具有理论和技术层面的参考意义。

**关键词:** 泥石流; 碎屑流; 相似性准则; 土工离心机; 无量纲数; 固-液耦合

**中图分类号:** TU43      **文献标识码:** A      **文章编号:** 1000-4548(2019)12-2262-10

**作者简介:** 宋东日(1987—), 男, 副研究员, 博士, 主要从事泥石流(碎屑流)中固-液耦合作用对宏观运动行为的影响、泥石流(碎屑流)与防护结构相互作用机理及地质灾害的土工离心机模拟等方面的研究。E-mail: drsong@imde.ac.cn。

## Scaling principles of debris flow modeling using geotechnical centrifuge

SONG Dong-ri<sup>1, 2, 3</sup>, ZHOU Gong-dan<sup>1, 2</sup>, CHOI Clarence Edward<sup>3</sup>, BAI Yi-tong<sup>1, 2</sup>, HU Hong-sen<sup>1, 2</sup>

(1. Institute of Mountain Hazards and Environment, Chinese Academy of Sciences, Chengdu 610041, China; 2. University of Chinese

Academy of Sciences, Beijing 100049, China; 3. Geotechnical Centrifuge Facility, Hong Kong University of Science and Technology,

Hong Kong 999077, China)

**Abstract:** The scale effect of debris flow hinders the in-depth understanding of debris flow dynamics. The geotechnical centrifuge can replicate the appropriate stress states of the prototype through an equivalent elevated centrifugal acceleration field. The geotechnical centrifuge provides a cost-effective solution for the scale effect of physical modelling of debris flows. Based on the existing dimensionless group of two-phase flows, a hierarchical scaling solution is proposed for the design of debris flow experiments in the centrifuge. It ensures that both the absolute values (*i.e.*, absolute stresses) and the relative values (characterized by the dimensionless group) in the model match those in the prototype, so that the fundamental physical processes in debris flows can be captured. Furthermore, the technical issues, the Coriolis effect and the influence of the real 1g gravitational acceleration, are quantitatively evaluated. To minimize these effects, a larger effective centrifuge radius and a lower angular velocity are recommended in the design of debris flow experiment using centrifuge. This study provides a significant theoretical and technical reference to the small-scale and large-scale physical modelling, and centrifuge modelling of debris flow problems.

**Key words:** debris flow; debris avalanche; scaling principle; geotechnical centrifuge; dimensionless number; solid-fluid coupling

## 0 引言

泥石流是宽级配的固相颗粒与水充分掺混后受重力牵引作用而引发的地质过程<sup>[1]</sup>。泥石流灾害对建筑物和防护结构的危害形式主要以高速动态冲击破坏和静态淤埋为主。相比于岩崩碎屑流和山洪灾害, 泥石流中固-液两相体积占比相当, 其复杂的固-液耦合作

用使得流体动力学特性难以准确预测, 给泥石流灾害危险性区划和防护工程设计带来了很大的挑战。

基金项目: 国家自然科学基金项目(51809261, 11672318, 51709052); 香港特别行政区政府研究资助局项目(T22-603/15-N); 香港科技大学赛马会高等研究院项目

收稿日期: 2019-01-13

\*通讯作者(E-mail: gordon@imde.ac.cn)

由于受复杂的初始条件和边界条件、不确定的物质组成等因素的影响, 泥石流的现场监测<sup>[2-3]</sup>并不能确定观测到的运动学和动力学参数与背后的物理机制的直接关联, 往往需要借助统计学的手段才能揭示其可能的因果关系。因而, 具有良好控制条件和对照关系的物理模拟则成为揭示泥石流流体力学机理最为可靠的手段。目前已有大量的小尺度水槽试验(以流动深度为特征尺度, 0.1 m 左右)来揭示泥石流的流体力学特征<sup>[4-6]</sup>。但是, 目前所能开展的大尺度<sup>[7-9]</sup>或者野外现场试验等<sup>[10]</sup>规模十分有限(方量 10 m<sup>3</sup>)。更重要的是, 泥石流作为一种典型的固-液两相流, 其动力学特征具有明显的尺度效应, 具体来说, 小尺度模拟试验无法完全还原原型(或大尺度)泥石流的所有动力学过程。根据 Iverson 等<sup>[11-13]</sup>的理论分析, 小尺度模拟试验一方面夸大了泥石流液相黏性的作用; 另一方面, 由于模拟的泥石流流动深度减小(同原型相比), 孔隙水压的消散速度远远快于原型泥石流, 导致其基底阻力增加。同时, 根据临界状态土力学的理论, 小尺度模拟试验的应力状态(基底正应力约 1 kPa)无法还原原型(或大尺度)的应力状态(基底正应力在 10~100 kPa 范围), 应力状态降低使得土体倾向于剪胀(详见 2.1 小节), 因此不能正确模拟真实泥石流流动过程中的剪胀或剪缩效应及其导致的孔隙水压响应<sup>[14]</sup>。

土工离心机通过提供一个等效的高倍重力加速度场, 能够在模型中还原岩土工程原型的应力状态, 为泥石流模拟的尺度效应问题提供了一个可行的解决方案。近年来, 离心机已经被越来越多地应用于模拟泥石流的起动<sup>[15-16]</sup>、流动和侵蚀<sup>[17-18]</sup>、冲击<sup>[19-20]</sup>、碎屑流的沿程颗粒破碎<sup>[21]</sup>和堰塞坝溃决<sup>[22]</sup>等灾害动力学问题。Bowman 等<sup>[17]</sup>通过一系列不同流量的泥石流试验, 验证了离心机模拟泥石流符合“modelling of models”原则<sup>[23]</sup>, 即确认了离心机模拟泥石流问题的可行性。

土工离心机模拟泥石流的动力过程涉及固-液两相流、土力学和结构动力学等诸多理论和技术细节, 笔者多次参与到不同团队的滑坡泥石流试验设计讨论中去, 深感不同学科背景在这一问题理解上的巨大差异, 同时自身的认知也随着实践的积累得到修正和提高。本文将离心机模拟泥石流试验设计和实施相关的理论和技术问题在这里简单总结, 同时罗列了与泥石流(碎屑流)物理模拟(包含 1g 模拟和离心机模拟)相关的文献供从事相关研究的读者参考。

## 1 泥石流的流态

### 1.1 固-液两相流(泥石流)中的基本物理过程

固-液两相混合物广泛地存在于能源、化工、冶

金等工业领域, 同时涉及到自然界的泥沙运输等问题。固-液两相流的力学机理在近几十年得到了初步的认识。对于受重力影响的泥石流而言, 相关物理过程可以分为宏观和微观两个不同层面(图 1), 如宏观的惯性流动、颗粒沉降与固结排水等, 微观的颗粒-颗粒相互作用(碰撞、摩擦、颗粒分选)和颗粒-流体相互作用(黏性拖曳)等。为了量化不同尺度两相流的流态, 学者们先后提出了一系列无量纲数来衡量流体中作用力的相对重要程度, 具体见 1.2 和 1.3 小节。

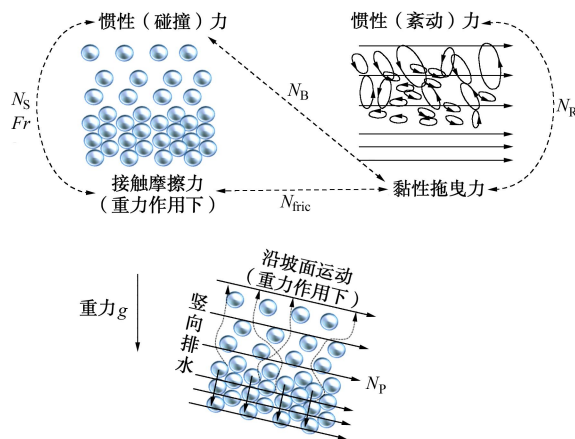


图 1 两相流中的基本物理过程示意图

Fig. 1 Fundamental physical processes in two-phase flows

### 1.2 泥石流宏观尺度流态

Froude 数  $Fr$  被广泛地用于评价各种具有自由表面流体(水流、颗粒流等)的宏观流态, 具体可以看作两种速度的比值:

$$Fr_h = \frac{v}{\sqrt{gh}} = \frac{\text{惯性流速}}{\text{浅水波波速}} \quad (1)$$

式中,  $v$  为流体速度 (m/s),  $h$  为流体深度 (m), 这里的 Froude 数  $Fr_h$  以  $h$  为流体的宏观特征尺度,  $g$  为重力加速度 (9.81 m/s<sup>2</sup>)。而 Froude 数的平方形式有着更为明确的物理意义, 即流体的惯性力与重力的比值:

$$Fr_h^2 = \frac{v^2}{gh} = \frac{\rho v^2}{\rho gh} = \frac{\text{惯性力}}{\text{重力}} \quad (2)$$

式中,  $\rho$  为泥石流总体密度 (kg/m<sup>3</sup>)。除了用  $\sqrt{gh}$  表示浅水波波速外, Iverson<sup>[13]</sup>也采用  $\sqrt{gl}$  表示长度为  $l$  的流体沿坡面向下运动的速度(这里忽略了坡度和摩擦系数等常数)。采用流动长度  $l$  作为宏观特征尺度的 Froude 数  $Fr_l$  可以看作流速  $v$  与流体沿坡面向下运动的速度  $\sqrt{gl}$ <sup>[12-13]</sup>的对比, 或者长度为  $l$  的流体在重力作用下沿坡面向下运动时间  $\sqrt{l/g}$  与长度为  $l$  的流体以特定速度  $v$  流经某点的时间  $l/v$  的比值:

$$Fr_l = \frac{v}{\sqrt{gl}} = \frac{\sqrt{l/g}}{l/v} \quad (3)$$

具有较高  $Fr_l$  的流体的各项参数随时间变化更为迅速, 即更具瞬时性, 更偏离稳态。

以上两个 Froude 数平方的比值即泥石流流长度(纵向)剖面上的纵横比  $\varepsilon$  (图 2):

$$\frac{Fr_l^2}{Fr_h^2} = \frac{h}{l} = \varepsilon \quad (4)$$

真实泥石流的纵横比  $\varepsilon$  一般小于 0.01<sup>[7]</sup>。换句话说纵横比  $\varepsilon$  反映了流体的几何特征: 就有较高纵横比  $\varepsilon$  的泥石流相对较短、流深较厚(更具瞬时性, 更偏离稳态), 因而更大比例的动量分布于泥石流龙头部位。

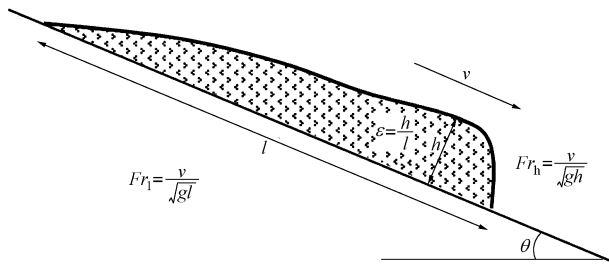


图 2 泥石流纵剖面示意: Froude 数  $Fr_h$ ,  $Fr_l$  与纵横比  $\varepsilon$  的关系  
Fig. 2 Schematic vertical cross section of a debris flow surge: relationship between height Froude number  $Fr_h$ , length Froude number  $Fr_l$ , and aspect ratio  $\varepsilon$

雷诺数  $N_R$  被广泛地用于描述流体的紊动程度, 是流体宏观惯性力与黏性力的比值(图 1):

$$N_R = \frac{\rho h \sqrt{gl}}{\mu} = \frac{\text{惯性(紊动)力}}{\text{黏性拖曳力}} \quad (5)$$

式中,  $\mu$  为液相的动力黏度(Pas)。

惯性-孔压消散时间比  $N_p$  量化了泥石流在重力牵引下沿坡面流动时间与孔隙水压竖向消散所需时间的相对长短<sup>[13]</sup>(图 1):

$$N_p = \frac{\sqrt{l/g}}{\mu h^2 / kE} = \frac{\text{沿坡面运动时间}}{\text{竖向排水时间}} \quad (6)$$

式中,  $k$  为泥石流固相的固有渗透率( $m^2$ ), 仅为固相孔隙的函数, 与液相的性质无关,  $E$  为固相的压缩模量(Pa)。

### 1.3 泥石流微观尺度流态

Savage 数  $N_s$  表征颗粒瞬时碰撞力与颗粒接触摩擦力的相对重要程度<sup>[24]</sup>(图 1):

$$N_s = \frac{\rho_s \dot{\gamma}^2 \delta^2}{(\rho_s - \rho_f)gh} = \frac{\text{颗粒碰撞力}}{\text{接触摩擦力}} \quad (7)$$

式中,  $\rho_s$  为固相的颗粒密度( $kg/m^3$ ),  $\rho_f$  为液相的密度( $kg/m^3$ ),  $\dot{\gamma}$  为剪切速率(1/s),  $\delta$  为颗粒特征粒径(m), 是流体的微观特征尺度。一般认为流态  $N_s > 0.1$  的流体中颗粒碰撞力占据主导作用, 否则颗粒的接触摩擦力占据主导<sup>[24]</sup>。试验设计阶段无法直接测量基底的有效接触摩擦应力, 式(7)中分母项  $(\rho_s - \rho_f)gh$  可

以作为基底有效应力  $\sigma'$  的一种表征; 存在直接测量基底正应力  $\sigma$  和孔隙水压  $p$  时, 可用如下表达式代替:

$$N_s = \frac{\rho_s \dot{\gamma}^2 \delta^2}{\sigma'} = \frac{\rho_s \dot{\gamma}^2 \delta^2}{\sigma - p} \quad (8)$$

由于内部流场分布难以直接测量, 一般假设速度  $v$  沿深度  $h$  呈倒三角分布, 因而剪切速率  $\dot{\gamma}$  表示为

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{h} \quad (9)$$

对于干碎屑流而言, Savage 数与 Froude 数存在如下联系:

$$N_s = \frac{\rho_s v^2 \delta^2}{\rho_s g h h^2} = \frac{v^2 \delta^2}{g h h^2} = Fr_h^2 \left( \frac{\delta}{h} \right)^2 \quad (10)$$

可见对于具有同样宏观流态( $Fr$ )的流体, 其微观特征尺度  $\delta$  控制了微观流态( $N_s$ )。虽然存在正相关, 但是不能将 Savage 数简单地等同于 Froude 数。对于沿斜坡高速下滑的块体(高 Froude 数), 由于不存在内部剪切速率, 因而也不存在 Savage 数。

Bagnold 数  $N_B$  表征颗粒瞬时碰撞力与液相黏性拖曳力的相对重要程度<sup>[25]</sup>(图 1):

$$N_B = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{\rho_s \dot{\gamma} \delta^2}{\mu} = \frac{\text{颗粒碰撞力}}{\text{黏性拖曳力}} \quad (11)$$

式中,  $v_s$  为体积固相含量(固相体积分数)。  $N_B$  的阈值为 40~450<sup>[25]</sup>, 高于这一范围, 流体的颗粒碰撞作用高于液相的黏性拖曳作用, 否则液相的黏性拖曳作用占据主导。

Friction 数  $N_{fic}$  表征颗粒接触摩擦力与液相黏性拖曳力的相对重要程度, 为 Bagnold 数  $N_B$  与 Savage 数  $N_s$  的比值:

$$N_{fic} = \frac{N_B}{N_s} = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{(\rho_s - \rho_f)gh}{\dot{\gamma} \mu} = \frac{\text{接触摩擦力}}{\text{黏性拖曳力}} \quad (12)$$

$N_{fic}$  的阈值为 2000<sup>[26]</sup>, 高于这一阈值, 流体的颗粒接触摩擦作用高于液相的黏性拖曳作用, 否则液相的黏性拖曳作用占据主导。通过将 Iverson 和 George<sup>[27]</sup>提出的基于深度平均的控制方程无量纲化可以得到与式(12)类似的表达式:

$$N_{fic} = \frac{\rho gh}{\mu(\sqrt{gl}/h)} = \frac{1}{I_v} \quad (13)$$

式中,  $\sqrt{gl}/h$  可以作为剪切速率  $\dot{\gamma}$  的度量。Friction 数  $N_{fic}$  的倒数即 Boyer 等<sup>[28]</sup>提出的 Viscous 数  $I_v$ 。根据 Iverson 和 George<sup>[14]</sup>提出的控制方程, 具有剪切速率度量的项无量纲化为 Friction 数  $N_{fic}$ , 惯性(速度)项无量纲化为雷诺数  $N_R$ , 这就保证了 Friction 数  $N_{fic}$  与雷诺数  $N_R$  可以通过同一组控制方程的无量纲化得到。而 Iverson 和 George<sup>[14]</sup>倾向于将式(13)简化为雷诺数  $N_R$  和纵横比  $\varepsilon$ 。笔者认为式(13)更能够体现

泥石流运动过程中的物理效应, 即摩擦阻力与黏性阻力对泥石流动力过程贡献的相对大小。

除了以上无量纲数, 固相含量  $v_s$  也是泥石流的重要参数<sup>[19]</sup>, 以临界状态固相含量  $v_{s,crit}$  作为参照值, 泥石流固相含量  $v_s$  与临界状态固相含量  $v_{s,crit}$  的差值

$$\Delta v_s = v_s - v_{s,crit} \quad (14)$$

决定了土体是趋向于剪胀还是剪缩, 进而影响到孔隙水压的幅值<sup>[14]</sup>。这一点与 Been 等<sup>[29]</sup>提出的 state parameter(当前孔隙比与临界状态孔隙比的差值  $e-e_0$ ) 概念一致, 但是不同于准静态的土力学, 泥石流动态过程中的  $v_{s,crit}$  是剪切速率的函数(详见文献[14])。

## 2 土工离心机工作原理和相似准则

### 2.1 土工离心机工作原理

在模型试验中正确还原原型中的土体应力状态是确保泥石流中固相土体正确响应(剪胀或剪缩, 图3)的关键, 也是确保合理固-液耦合作用程度的关键。具体来说, 具有相同孔隙比  $e$  的两个土样A和B, 在  $1g$  重力加速度条件下, A所处的应力水平较低, 如果A处于临界状态线 CSL 的下方, 那么土样A受剪切时将发生剪胀, 即向临界状态线 CSL 靠近。

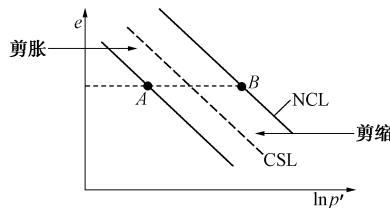


图 3 具有相同孔隙比的土样在不同应力水平下的响应<sup>[30]</sup>

Fig. 3 Dilative and contractive behavior of two soil samples with same void ratio but different stress state

土工离心机通过旋转提供一个等效的高倍重力加速度场  $Ng = \omega^2 r_c$  (图4), 其中  $\omega$  为旋转角速度 (rad/s),  $r_c$  为有效旋转半径 (m)。处于高倍重力场的土样B由于应力水平提高, 可能处于临界状态线 CSL 与正常固结线 NCL 之间或 NCL 线之上, 这时候的土样B遭受剪切时将发生剪缩<sup>[30-31]</sup>。

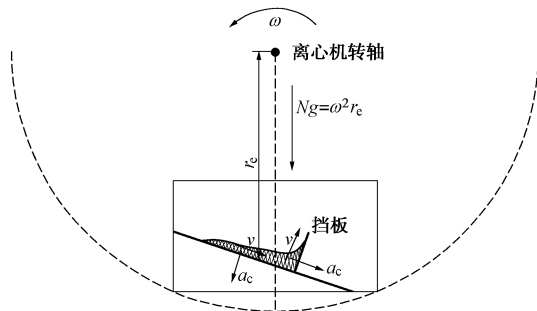


图 4 离心机转动导致的离心加速度和科里奥利加速度

Fig. 4 Centrifugal and Coriolis accelerations in centrifuge

### 2.2 土工离心机模拟泥石流的相似准则

离心机模拟相关的准静力学和动力学(一般指地震问题)相似准则已经比较完善<sup>[23, 32]</sup>。相似准则的推导一般是通过量纲分析或者对控制方程的无量纲化得到<sup>[13]</sup>。土工离心机的作用就是确保模型泥石流的主要参数(应力状态、速度、压力、冲击力等)的绝对值与原型过程一致。主要参数的相似准则推导如下:

对于运动学参数, 长度为  $l$  的泥石流在重力的牵引下沿坡面向下运动, 其速度度量  $v \propto \sqrt{gl}$ 。在离心机模型试验中, 由于重力加速度提升到原来的  $N$  倍, 而线性尺度(如长度  $l$ ) 缩减到原型的  $1/N$  (表1), 因而最终的速度相似系数为 1。注意 Brucks 等<sup>[33]</sup>、Cabrera 等<sup>[18]</sup> 得出速度的相似系数为  $N^{0.5}$ , 这里的速度相似系数是以模型和原型的 Froude 数一致为前提并结合试验测量反推得到的, 与常规土力学的相似系数推导并不一致。

表 1 土工离心机模拟泥石流问题的相似系数

参数	量纲	相似系数 (模型/原型)
重力( $g$ )	$L/T^2$	$N$
线性尺寸( $h, l$ )	$L$	$1/N$
速度( $v$ )	$L/T$	1
剪切速率( $\dot{\gamma}$ )	$1/T$	$N$
应力和压力( $\sigma, P$ )	$M/(T^2L)$	1
力( $F$ )	$ML/T^2$	$1/N^2$
密度( $\rho$ )	$M/L^3$	1
质量( $m$ )	$M$	$1/N^3$
动能	$ML^2/T^2$	$1/N^3$
颗粒粒径( $\delta$ )*	$L$	$1/N$
固有渗透率( $k$ )	$L^2$	$1/N^2$
压缩模量( $E$ )	$M/(T^2L)$	1
液相黏度( $\mu$ )*	$M/(TL^3)$	$1/N$
结构刚度	$M/T^2$	$1/N$
弯矩( $M$ )	$ML^2/T^2$	$1/N^3$

注: \*颗粒粒径与液相黏度相似系数的推导见第 3 节。

对于动力学参数, 作用于结构物上压力的相似系数取决于相应的物理过程。对于动荷载冲击压力, 根据动量守恒原理, 冲击压力  $P \propto \rho v^2$ , 其中密度  $\rho$  与速度  $v$  的相似系数均为 1, 所以冲击压力相似系数为 1。静荷载压力直接与  $\rho gh$  成正比, 因而相似系数也为 1。作用于防护结构上的冲击力  $F$  是冲击压力  $P$  与面积  $A$  的乘积  $F \propto PA$ , 相应的面积  $A$  缩减到原型的  $1/N^2$ , 最终冲击力的相似系数为  $1/N^2$ <sup>[34-36]</sup>。同样地, 结构弯矩的相似系数为  $1/N^3$ 。相应参数的相似系数见表 1。

## 3 基于无量纲数的相似性考虑

土工离心机的作用是确保模型主要参数的绝对值与原型完全一致, 而第 1 节中的无量纲数就是要确

保固相与液相的各种作用力的相对比值与原型一致。

根据式(9)对于剪切速率的定义和表1中速度和线性尺度的相似系数,离心机模拟泥石流流导致剪切速率增大到原型的 $N$ 倍。为了确保固相土体的状态(颗粒碰撞或颗粒接触摩擦)与原型相似,用于定义Savage数 $N_s$ 的颗粒粒径 $\delta$ 需要缩减到原型的 $1/N$ (表1),

$$N_{s,m} = \frac{\rho_s \dot{\gamma}_m^2 \delta_m^2}{(\rho_s - \rho_f) N g h_m} = \frac{\rho_s (N \dot{\gamma}_p)^2 (\delta_p / N)^2}{(\rho_s - \rho_f) N g (h_p / N)} = N_{s,p}, \quad (15)$$

式中,下标m和p分别表示模型(model)和原型(prototype)。

离心机模拟中,由于土体的流动深度 $h$ 缩减至原型的 $1/N$ ,直接导致孔压消散的时间尺度缩减至原型的 $1/N^2$ ,而惯性(泥石流沿坡面运动)时间尺度仅缩减至原型的 $1/N$ ,即存在惯性时间与孔压消散时间尺度不匹配的问题<sup>[37]</sup>。常规土力学问题的离心机模拟一般采用两种方式确保惯性时间尺度和孔压消散时间尺度一致。第一种方法,保持颗粒粒径和级配不变(即固有渗透率 $k_m = k_p$ ),将液相黏度提高到原型的 $N$ 倍,由于流动深度 $h$ 减至原型 $1/N$ ,孔压消散时间尺度 $t_{diff}$ 有

$$t_{diff,m} = \frac{\mu_m h_m^2}{k_m E_m} = \frac{(N \mu_p)(h_p / N)^2}{k_p E_p} = \frac{1}{N} t_{diff,p}, \quad (16)$$

惯性时间尺度 $t_{inert}$ 并不直接受液相黏度的影响,

$$t_{inert,m} = \sqrt{\frac{l_m}{Ng}} = \sqrt{\frac{l_p / N}{Ng}} = \frac{1}{N} t_{inert,p}. \quad (17)$$

最终的两个时间尺度绝对值为原型时间尺度的 $1/N$ (Bowman等<sup>[17]</sup>相关表述有误)。第二种方法则是将颗粒粒径调整至原型的 $1/N^{0.5}$ ,同时保持液相黏度不变。根据Hagen-Poiseuille方程<sup>[38]</sup>可推导出固有渗透率 $k$ 与颗粒体系有效孔隙直径 $d$ 的关系:

$$k = C d^2, \quad (18)$$

式中, $C$ 为考虑渗透路径的无量纲常数,有效孔隙直径 $d$ 正比于颗粒粒径 $\delta$ 。式(18)与Hazen公式<sup>[17]</sup>

$$k \propto \delta_{10}^2 \quad (19)$$

物理本质上并没有区别,但是Hazen公式仅适用于粒径小于3 mm有级配的土且采用的是有效粒径 $\delta_{10}$ 。基于式(18),颗粒粒径调整至原型的 $1/N^{0.5}$ ,固有渗透率 $k$ 相应地缩小至原型的 $1/N$ ,

$$k_m = C d_m^2 = C \left( \frac{d_p}{N^{0.5}} \right)^2 = C \frac{d_p^2}{N} = \frac{k_p}{N}. \quad (20)$$

导致孔压消散的时间尺度 $t_{diff}$ 有

$$t_{diff,m} = \frac{\mu_m h_m^2}{k_m E_m} = \frac{\mu_p (h_p / N)^2}{(k_p / N) E_p} = \frac{1}{N} t_{diff,p}. \quad (21)$$

最终的两个时间尺度绝对值也是原型时间尺度的 $1/N$ <sup>[17]</sup>。

按前面所述,为了满足Savage数相似,颗粒粒径需缩小 $N$ 倍,根据Hagen-Poiseuille方程(式(18)),固有渗透率 $k$ 相应地缩小到原型的 $1/N^2$ 。本文推荐采用第三种方法确保惯性时间尺度和孔压消散时间尺度的一致<sup>[19]</sup>,即在颗粒粒径需缩小 $N$ 倍的基础上,将液相黏度缩减至原型的 $1/N$ (表1),孔压消散的时间尺度 $t_{diff}$ 有

$$t_{diff,m} = \frac{\mu_m h_m^2}{k_m E_m} = \frac{(\mu_p / N)(h_p / N)^2}{(k_p / N^2) E_p} = \frac{1}{N} t_{diff,p}. \quad (22)$$

最终的两个时间尺度绝对值也是原型时间尺度的 $1/N$ 。

这种方法也可以确保模型与原型中其他无量纲数的完全匹配,相似性验证推导过程如下:

雷诺数 $N_R$

$$N_{R,m} = \frac{\rho h_m \sqrt{N g l_m}}{\mu_m} = \frac{\rho (h_p / N) \sqrt{N g (l_p / N)}}{\mu_p / N} = \frac{\rho h_p \sqrt{g l_p}}{\mu_p} = N_{R,p}, \quad (23)$$

Bagnold数 $N_B$

$$N_{B,m} = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{\rho_s \dot{\gamma}_m \delta_m^2}{\mu_m} = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{\rho_s (N \dot{\gamma}_p) (\delta_p / N)^2}{\mu_p / N} \\ = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{\rho_s \dot{\gamma}_p \delta_p^2}{\mu_p} = N_{B,p}, \quad (24)$$

Friction数 $N_{fric}$

$$N_{fric,m} = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{(\rho_s - \rho_f) N g h_m}{\dot{\gamma}_m \mu_m} = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{(\rho_s - \rho_f) N g (h_p / N)}{N \dot{\gamma}_p (\mu_p / N)} = \left[ \frac{v_s}{1 - v_s} \right] \frac{(\rho_s - \rho_f) g h_p}{\dot{\gamma}_p \mu_p} = N_{fric,p}. \quad (25)$$

综上所述,通过上节的相似系数(表1)可以做到应力状态的绝对值与相对比值(无量纲数)与原型的完全一致。

## 4 其他影响因素的考虑

### 4.1 科里奥利效应

除了离心加速度,在离心机旋转的参照系中运动的物体会受到另外的科里奥利加速度(Coriolis acceleration)<sup>[37, 39]</sup>。具体的运动学推导可以参见文献[40],文献[40]同时也修正了经典文献里的推导错误。科里奥利加速度矢量 $a_c$ 与物体运动速度矢量 $v$ 和角速度矢量 $\omega$ 三者符合右手法则(图4):

$$\vec{a}_c = 2\vec{v} \times \vec{\omega}. \quad (26)$$

因为其与物体运动速度矢量垂直,因而并不直接改变物体运动速度,但是却直接改变了泥石流与坡面的接

触力和摩擦阻力, 进而影响到了运动速度。为了降低科里奥利效应的影响, 常规离心机试验模型一般将物体运动平面与离心机旋转平面设计为垂直, 这样也能尽量减小模型中离心加速度场不均匀带来的问题<sup>[37]</sup>。但是对于泥石流模拟二维动力学问题来说, 这样的模型布置下, 科里奥利效应会导致沿坡面向下运动的流体偏向水槽一边, 即破坏了二维问题的前提, 因而需要确保流体的运动平面与离心机旋转平面重合。当流动方向与旋转方向一致时(即图 4 中的配置方式), 科里奥利加速度垂直于坡面并指向坡体内部, 这使得流体与坡面垂直接触力增加, 进而增大了流动的运动阻力<sup>[39]</sup>, 对于研究泥石流与结构相互作用的问题, 泥石流沿挡板向上爬升时, 科里奥利加速度垂直于挡板并指向挡板内部(图 4), 这样的配置下的测量结果对于冲击压力的工程设计来说是偏于保守的(偏大); 当流动方向与旋转方向相反时, 科里奥利加速度垂直于坡面并指向坡体外部, 运动阻力相应地减小。

由式(26)可知, 采用较低的转动角速度  $\omega$  (即较低的离心加速度) 可以有效地降低科里奥利效应的影响。而对于试验设计而言, 选择尺寸相对较大的离心机, 通过尽可能地增大有效旋转半径  $r_e$  和采用较低的转动角速度  $\omega$  来增加离心加速度不会增加科里奥利效应的影响。目前国内新建离心机尺寸越来越大, 对于控制科里奥利效应的影响是非常有利的。

#### 4.2 自然 1g 重力加速度的影响

另一个影响泥石流二维平面假定的因素是垂直于离心机旋转平面的 1g 自然重力加速度。试验表明, 在 25g 的标称重力加速度下, 1g 重力加速度(占比仅 4%) 依旧会对流体液面的平整性产生肉眼可见的影响(偏向 1g 重力加速度方向)。采用较大有效旋转半径的离心机并提高离心加速度, 在缓解 1g 重力加速度影响的同时, 也可以有效地均衡科里奥利加速度的影响。所以采用具有较大有效旋转半径的离心机就成为克服科里奥利效应和 1g 重力加速度影响最为有效的途径。

### 5 离心机试验验证与对比

为了验证以上相似性试验设计体系的可行性, 这里采用 Song 等<sup>[19]</sup>的不同固相含量泥石流的离心机模拟结果进行验证并与真实泥石流流态对比。

#### 5.1 试验材料与试验设计

为了更直观地揭示泥石流(两相流)运动学机理, 这里的物理模拟对真实泥石流进行了很大程度的简化。首先, 采用均匀粒径的 Leighton Buzzard fraction C 砂来模拟泥石流固相, 这样做的好处是不需要刻意地去确定一个特征粒径。目前并没有一个公认的准则来

确定宽级配泥石流的特征粒径, 对于颗粒碰撞应力的确定(式(7)和(11)),  $\delta_{50}$  可能是一个比较好的选择, 而对于孔压消散-土体固结问题(式(6))中的渗透参数  $k$  的确定,  $\delta_{10}$  则是一个公认的选择(式(19))。Leighton Buzzard fraction C 砂的粒径为 0.6 mm, 根据表 1 中的相似系数, 对应原型粒径为 13 mm, 这只是针对从微米级的黏土到米级的块石的宽级配一个简化的代表值。

另一方面, 真实泥石流中黏土和水混合成的浆体被简化为牛顿流体。黏土和水混合成的浆体的流变性质与剪切速率相关, 泥石流中剪切速率随空间位置(垂向深度和纵剖面位置)而变化, 因而确定一个代表性的黏度也是很有挑战性的。这里采用黏度相对固定的 CMC 与水的透明稀溶液(甘油与水的混合液效果更好), 所采用的 0.022 Pas 黏度对应原型黏度值为 0.5 Pas。采用透明流体的另一个好处是可以通过高速相机捕捉到流体在侧壁上的运动轨迹, 通过相关的 PIV 计算软件(如 GEOPIV\_RG<sup>[41]</sup>) 可以获取速度场。

一般认为泥石流的体积固相含量高于 0.4<sup>[14]</sup>, 而试验中设计两相流固相含量为 0.2(SL20), 0.4(SL40) 和 0.5(SL50), 同时包含一个干碎屑流(S), 这样可以涵盖从高含沙水流、泥石流和干碎屑流的一系列重力流(表 2)。试验中流体的方量固定在 15 L, 对应的原型方量为 170 m<sup>3</sup>。

#### 5.2 离心机模型装置

验证试验在香港科技大学岩土工程离心机实验所(GCF, HKUST)进行。该离心机标称旋转半径 4.2 m, 最大有效荷载 400 gt<sup>[30]</sup>。模拟泥石流所采用的二维模型箱长 1245 mm, 宽 350 mm, 高 851 mm(图 5)。模型箱内采用支架和铝板形成一个 25° 的坡面, 并与有机玻璃板和隔板拼接成一个 233 mm(原型 5.2m) 宽、1000 mm(原型 22.4 m) 长的水槽。坡面上方是一个容量为 30 L 的料箱, 料箱底部可以通过液压装置开启以达到在离心机旋转状态时释放泥石流的目的。干燥的 Leighton Buzzard fraction C 砂的固相体积占比在 0.58 左右, 而本系列试验设计的两相流固相含量最大为 0.5。根据式(14), 这一系列试验中的固相都将发生剪缩并产生超孔压。另一方面, 位于料箱中的固相在高倍重力加速度下必然发生沉降(水砂分离), 因而本试验专门设计一个大功率电机驱动搅拌装置(图 5)来确保两相流混合物在释放之前是搅拌均匀的。

试验主要通过高速相机与 PIV 标记点(图 5)来测量流场信息(包括流动速度)和流动深度。激光传感器测也用于直接测量干碎屑流(S)的流动深度, 但是无法应用于含水率较高的两相流, 因为水面的反射造成较大测量数据噪声和误差。对于两相流流动深

度的测量,超声波测距传感器是一个比较理想的选择,但是由于声波波速远低于光速,在特定的测量距离情况下,采样频率远低于激光传感器(一般小于100 Hz)。另外试验中并没有直接测量基底孔隙压力,因为高倍重力场下很难保证孔压传感器探头处于饱和状态,探头中可压缩气泡的存在无法保证孔压测量的准确性。

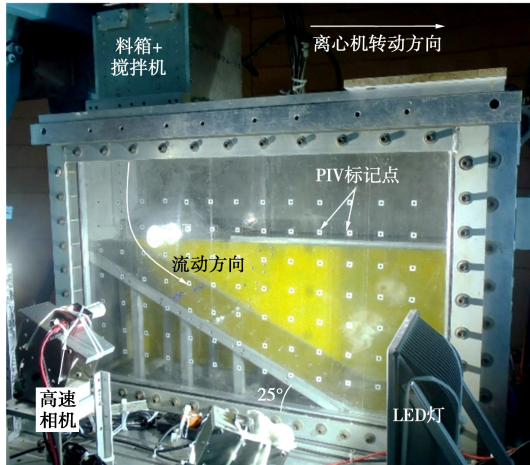


图5 离心机试验平台上的试验模型

Fig. 5 Model setup on centrifuge platform

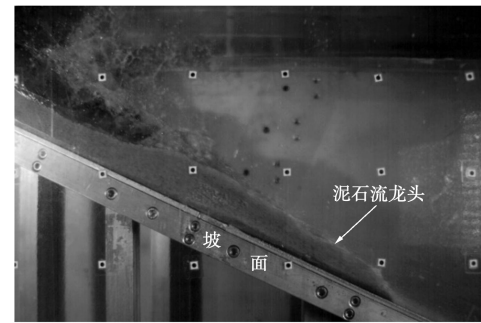
试验标称加速度值  $25g$ , 通过有效旋转半径修正(图4)后的加速度值为  $22.4g$ 。为防止固液分离,料箱中的搅拌机需要一直处于工作状态。待离心机达到标称加速度值后,便可通过液压系统释放料箱中的材料。试验分析表明图5中这种不圆滑的坡面过渡造成很大的能量耗散,在后续的试验设计中已经由圆滑过渡的弧面替代。

### 5.3 数据分析

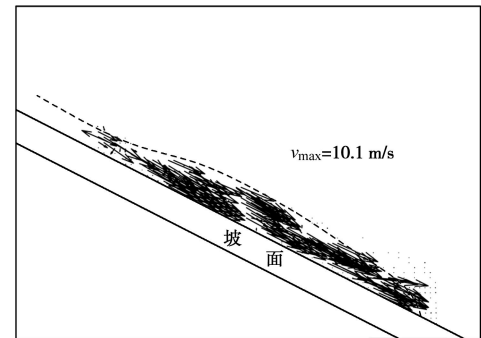
计算泥石流(两相流)流态所用参数主要包括泥石流密度(颗粒和液相密度)、固有渗透率、固相含量、颗粒直径、液相黏度、剪切速率、流动速度和流动深度等信息(表1),这其中固有渗透率可以通过颗粒直径和固相含量估算<sup>[14]</sup>,平均剪切速率可以通过式(9)计算,而流动速度和深度则需要试验直接测量得到。

图6(a)和(b)分别展示的是固相含量为50%的泥石流(SL50)龙头的高速相机照片及其相应的PIV流场分析结果。泥石流最大流速一般在龙头部位,本试验中龙头速度达到  $10.1\text{ m/s}$ 。通过对流经某一断面上的泥石流速度和深度进行连续测量,即可得到泥石流流体深度和速度的时程曲线,如图7所示。试验结果表明,泥石流龙头位置达到最大值后逐渐衰减;而流动深度则维持在  $0.9\text{ m}$  约  $2\text{ s}$  时长,流动深度的时程曲线与试验中物料的释放方式有较大关系。这里选取  $10.1\text{ m/s}$  和  $0.9\text{ m}$  作为流速和流深的典型值进行下一

步的流态分析。



(a) 高速相机照片



(b) PIV分析结果

图6 固相含量50%的泥石流(SL50)龙头试验状况

Fig. 6 Test of flow front of 50% solid fraction (SL50) debris flow

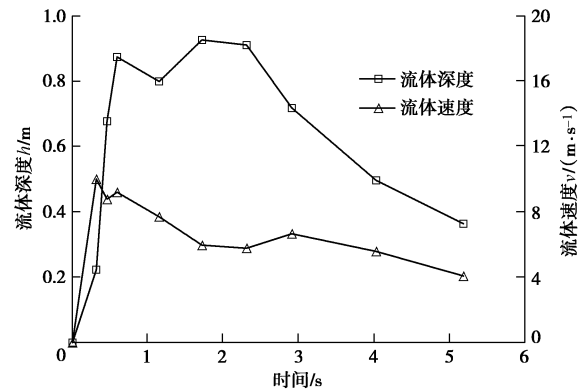


图7 固相含量50%的泥石流(SL50)流体深度和速度时程曲线(原型尺度)

Fig. 7 Flow depth hydrograph and velocity time history of 50% solid fraction debris flow (SL50, prototype scale)

### 5.4 流态对比

通过对流态的计算发现,模拟的高含沙水流(SL20)对应的Froude数较高;而对于固相含量大于0.2的流体,Froude数对固相含量的敏感性降低,落在  $3 \sim 7$  的区间内(表2)。试验中固-液两相流SL20、SL40和SL50具有相近的雷诺数  $N_R$ ,而干碎屑流(S)由于颗粒孔隙为空气充填,气相的黏性作用要弱得多,相应地干碎屑流雷诺数  $N_R$  比固-液两相流高3个量级。惯性-孔压消散时间比  $N_p$  在这4个试验中有着完全不同的量级,这就说明孔隙压力对于不同类型重力流的重要性。Savage数  $N_S$  远小于0.1说明,相比于颗





表 2 模型泥石流与真实泥石流流态参数对比

Table 2 Flow regimes of modelled debris flows and real debris flows

试验编号	固相含量 $v_s$	Froude 数 ( $Fr_h/Fr_h^2$ )	Reynolds 数 ( $N_R$ )	惯性-孔压消散 时间比( $N_p$ )	Savage 数 ( $N_S$ )	Bagnold 数 ( $N_B$ )	Friction 数 ( $N_{fric}$ )
SL20 (高含沙水流)	0.20	6.6/44	$5.1 \times 10^4$	$6.5 \times 10^1$	$1.5 \times 10^{-2}$	5	$3.4 \times 10^2$
SL40 (泥石流)	0.40	5.0/25	$6.5 \times 10^4$	$5.6 \times 10^{-1}$	$9.9 \times 10^{-3}$	11	$1.1 \times 10^3$
SL50 (泥石流)	0.50	3.6/13	$6.6 \times 10^4$	$3.4 \times 10^{-2}$	$4.5 \times 10^{-3}$	11	$2.5 \times 10^3$
S (干碎屑流)	0.58	4.4/19	$8.6 \times 10^7$	$5.5 \times 10^0$	$4.9 \times 10^{-3}$	$2.4 \times 10^4$	$4.9 \times 10^6$
ETH 离心机模拟 <sup>[17]</sup>	0.44, 0.51		$5 \times 10^4$	$7 \times 10^{-4}$	$4 \times 10^{-7}$	$7 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^4$
USGS 大尺度水槽模拟 <sup>[11]</sup>	0.6		$3 \times 10^5$	$8 \times 10^{-3}$	0.2	$6 \times 10^2$	$3 \times 10^3$
South Toutle River 泥石流 <sup>[26]</sup>	0.6				$6 \times 10^{-6}$	0.2	$3 \times 10^4$
Yake Lake 泥石流 <sup>[11]</sup>	0.6		$1 \times 10^7$	$2 \times 10^{-3}$	$3 \times 10^{-2}$	$1 \times 10^4$	$3 \times 10^5$
Mount St. Helens 火山碎屑流 <sup>[11]</sup>	0.4		$1 \times 10^{10}$	0.1	$3 \times 10^{-3}$	$3 \times 10^5$	$1 \times 10^8$

粒碰撞应力, 流体中颗粒接触摩擦效应占据主导作用。而 Bagnold 数  $N_B$  则说明, 除了干碎屑流 (S), 其余两相流中液相的黏性效应要大于颗粒的碰撞效应。

表 2 同时也对比了一些比较典型的泥石流试验模拟和真实泥石流的流态, 如 ETH 的鼓式离心机模拟<sup>[17]</sup>、美国地质调查局 (USGS) 的大尺度水槽模拟<sup>[11]</sup> (方量  $6 \sim 10 \text{ m}^3$ )、South Toutle River 泥石流<sup>[11]</sup>和 Yake Lake 泥石流<sup>[11]</sup>、Mount St. Helens 火山碎屑流<sup>[11]</sup>等几十万  $\text{m}^3$  以上的真实事件。通过对比发现, 离心机模拟 (含 ETH 离心机模拟结果) 的泥石流流态大致落在真实泥石流事件的合理区间, 说明通过土工离心机结合以上的分层次相似性设计体系来模拟泥石流是可行的。

虽然本文力图通过等效重力场模拟规模较大的泥石流原型, 不同规模泥石流的尺度效应依旧十分明显 (表 2)。相比于本试验模拟的  $170 \text{ m}^3$  方量泥石流, 真实的大规模泥石流有着更高的颗粒接触效应 (更高的  $N_S$  和  $N_{fric}$ ) 和更长的孔压消散时间 (更高的  $N_p$ )。

### 5.5 固相含量对黏性-摩擦流态转变的影响

泥石流中液相黏性和固相摩擦是两种最基本的作用力<sup>[28]</sup>, 能否实现对这两种效应的正确模拟决定着物理模拟的成败与否。小尺度物理模拟中由于无法还原固相的应力状态, 往往导致液相的黏性作用占据主导。注意, 这里的黏性效应指的是液相的黏性作用, 与国内一般划分泥石流的“稀性” (低固相含量) 和“黏性” (高固相含量) 概念不同。

试验结果表明固相含量对泥石流黏性-摩擦流态的转变具有重要影响 (表 2)。图 8 中, 随着固相含量的增加, 所对应的 Friction 数也在不断增长, 这一点意味着模拟的两相流的流态逐渐由黏性效应过渡为摩擦效应为主。以 Iverson<sup>[26]</sup>提出的  $N_{fric} > 2000$  作为判断泥石流中液相黏性和固相摩擦作用相对强弱的阈值, 固相含量较高的泥石流 (SL50) 和干碎屑流 (S) 中固相摩擦作用要强于液相的黏性效应。同时, 表 2

所列举的泥石流物理模拟试验和真实泥石流事件中  $N_{fric}$  均高于 2000, 即固相摩擦作用占据主导。

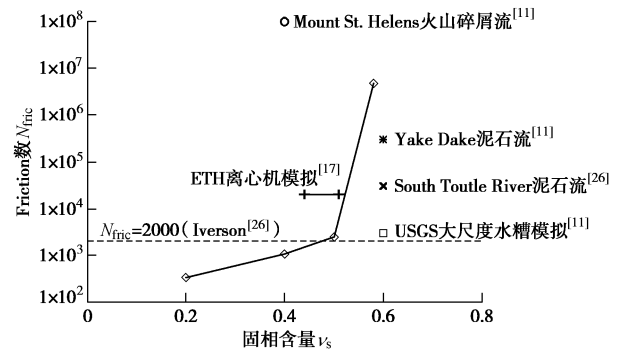


图 8 固相含量与 Friction 数  $N_{fric}$  的关系

Fig. 8 Relationship between solid fraction and Friction number

## 6 讨 论

任何工具的正确使用都必须基于对其原理的充分理解, 土工离心机的意义在于有效地还原了岩土工程原型问题的应力状态, 因而我们基于离心机试验去发现新的机理必须是基于“离心机还原了正确的应力状态”这一前提, 这也导致我们开展离心机试验研究大多是着眼于工程应用问题, 如土体-结构相互作用中的应力分布和变形等。莫把虚构当真实, 将离心机提供的离心加速度简单地认作高倍加速度场, 进而将模型理想地看作大尺度原型, 难免会导致系统性的错误。

与以往的小尺度水槽模拟泥石流问题相比, 离心机模拟泥石流能够正确地还原原型泥石流的固相颗粒应力状态, 即应力的“绝对值”, 这已经是巨大的进步。传统的准静力土力学问题中, 固相颗粒是“骨架”, 液相仅仅通过浮力和超孔隙水压力来调整固相颗粒的有效应力, 从而改变土体的应力-应变行为。但是, 不同于准静力土力学问题, 泥石流中流动状态的固相颗粒和液相流体占据同等重要的地位<sup>[26]</sup>, 液相的作用除了对颗粒的浮力和超孔压, 还包括黏性拖曳力等。在

这种复杂的物理机制下,除了要保证固相颗粒的绝对应力状态,同时也要确保能够合理地还原液相的作用力水平。基于这种考虑,我们提出了分层次的相似性试验设计体系,即层次(1)通过土工离心机控制固相的应力状态,层次(2)通过一系列无量纲数控制液相的应力状态与固相相匹配,这是以往的离心机模拟泥石流问题所没有考虑到的。

本文所提及的无量纲数不乏最近十年两相流物理研究中的新成果,如 Boyer 等提出的 Viscous 数<sup>[28]</sup>,代表了两相流物理的最高水平。另一方面,随着对两相流物理机制认识的加深,新的物理规律不断地被揭示。这就注定我们所提出的分层次相似性试验设计体系在现阶段不可能是一个完备的体系,需要吸收两相流物理的最新成果来逐渐完善和修正。

## 7 结 论

从理论角度探讨了利用土工离心机模拟泥石流的相似性问题,同时讨论了试验设计中一些决定试验效果的重要技术细节,主要结论如下:

(1) 总结了两相流(泥石流)动力学的基本物理过程及量化描述这些过程的无量纲数,包含以流动深度或流动长度作为特征尺度的宏观无量纲数: Froude 数  $Fr$ 、纵横比  $\varepsilon$ 、雷诺数  $N_R$  和惯性-孔压消散时间比  $N_P$ ; 以颗粒粒径为特征尺度的微观无量纲数: Savage 数  $N_S$ 、Bagnold 数  $N_B$  和 Friction 数  $N_{fric}$ , 以及决定孔隙水压的固相含量与临界状态固相含量的差值  $v_s - v_{s,crit}$ 。这些无量纲数是确保模型试验(包含 1g 试验)能够与原型相似、还原原型物理过程的关键指标。

(2) 提出了离心机模拟泥石流问题的分层次相似性试验设计体系。第一层次,确保模型泥石流运动学和动力学参数的绝对值与原型一致;第二层次,确保各种作用力的相对值(即无量纲数)与原型一致,基于此推导出了颗粒粒径和液相黏度的相似系数。第二层次推导是确保模型与原型物理过程相似的关键。

(3) 评价了科里奥利效应和 1g 自然重力加速度对试验结果的影响。建议在试验设计阶段选择尺寸(有效旋转半径)较大的离心机,同时尽量降低旋转角速度值,以达到维持较高离心加速度并降低科里奥利效应和 1g 自然重力加速度影响的目的。

(4) 通过土工离心机模拟了不同固相含量的泥石流,并将结果与其它离心机模拟、大尺度水槽模拟和真实泥石流事件对比,验证了本文的相似性试验设计体系的可行性。同时,不同规模的泥石流流态也进一步说明了尺度效应对泥石流物理模拟的重要性。

## 参考文献:

[1] HUNGR O, LEROUEIL S, PICARELLI L. The Varnes

classification of landslide types, an update[J]. Landslides, 2014, 11(2): 167 - 194.

[2] MCARDELL B W, BARTELT P, KOWALSKI J. Field observations of basal forces and fluid pore pressure in a debris flow[J]. Geophysical Research Letters, 2007, 34(7): 406 - 409.

[3] WENDELER C, MCARDELL B W, RICKENMANN D, et al. Field testing and numerical modeling of flexible debris flow barriers[C]// Proceedings of the Sixth International Conference of Physical Modelling in Geotechnics, 2006: 4 - 6.

[4] ZHOU G G D, HU H S, SONG D, et al. Experimental study on the regulation function of slit dam against debris flows[J]. Landslides, 2019, 16(1): 75 - 90.

[5] KOO R C H, KWAN J S H, NG C W W, et al. Velocity attenuation of debris flows and a new momentum-based load model for rigid barriers[J]. Landslides, 2017, 14(2): 617 - 629.

[6] HSU L, DIETRICH W E, SKLAR L S. Mean and fluctuating basal forces generated by granular flows: laboratory observations in a large vertically rotating drum[J]. Journal of Geophysical Research: Earth Surface, 2014, 119(6): 1283 - 1309.

[7] IVERSON R M, LOGAN M, LAHUSEN R G, et al. The perfect debris flow? Aggregated results from 28 large-scale experiments[J]. Journal of Geophysical Research: Earth Surface, 2010, 115: F03005.

[8] MORIWAKI H, INOKUCHI T, HATTANJI T, et al. Failure processes in a full-scale landslide experiment using a rainfall simulator[J]. Landslides, 2004, 1(4): 277 - 288.

[9] BUGNION L, MCARDELL B, BARTLET P, et al. Measurements of debris flow impact pressure on obstacles[J]. Landslides, 2012, 9(2): 179 - 187.

[10] 陈晓清, 崔鹏, 冯自立, 等. 滑坡转化泥石流起动的人工降雨试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(1): 106 - 116. (CHEN Xiao-qing, CUI Peng, FENG Zi-li, et al. Artificial rainfall experimental study on landslide translation to debris flow[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(1): 106 - 116. (in Chinese))

[11] IVERSON R M, DENLINGER R P. Flow of variably fluidized granular masses across three-dimensional terrain: 1 Coulomb mixture theory[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2001, 106(B1): 537 - 552.

[12] IVERSON R M, LOGAN M, DENLINGER R P. Granular avalanches across irregular three-dimensional terrain: 2 experimental tests[J]. Journal of Geophysical Research, 2004, 109(F0105).

[13] IVERSON R M. Scaling and design of landslide and debris-flow experiments[J]. Geomorphology, 2015, 244: 9 - 20.

[14] IVERSON R M, GEORGE D L. A depth-averaged

- debris-flow model that includes the effects of evolving dilatancy: I physical basis[J]. *Proceedings of the Royal Society of London: A Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2014, **470**(2170): 20130819.
- [15] 周 健, 杨 浪, 王连欣, 等. 不同颗粒组分下泥石流离心机模型试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2015, **37**(12): 2167 - 2174. (ZHOU Jian, YANG Lang, WANG Lian-xin, et al. Centrifugal model tests on debris flow with different particle compositions[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2015, **37**(12): 2167 - 2174. (in Chinese))
- [16] MILNE F D, BROWN M J, KNAPPETT J A, et al. Centrifuge modelling of hillslope debris flow initiation[J]. *Catena*, 2012, **92**: 162 - 171.
- [17] BOWMAN E T, LAUE J, IMRE B, et al. Experimental modelling of debris flow behaviour using a geotechnical centrifuge[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2010, **47**(7): 742 - 762.
- [18] CABRERA M A, WU W. Experimental modelling of free-surface dry granular flows under a centrifugal acceleration field[J]. *Granular Matter*, 2017, **19**(4): 78.
- [19] SONG D, NG C W W, CHOI C E, et al. Influence of debris flow solid fraction on rigid barrier impact[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2017, **54**(10): 1421 - 1434.
- [20] SONG D, CHOI C E, NG C W W, et al. Geophysical flows impacting a flexible barrier: effects of solid-fluid interaction[J]. *Landslides*, 2018, **15**(1): 99 - 110.
- [21] BOWMAN E T, TAKE W A, RAIT K L, et al. Physical models of rock avalanche spreading behaviour with dynamic fragmentation[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2012, **49**(4): 460 - 476.
- [22] 赵天龙, 陈生水, 王俊杰, 等. 堰塞坝漫顶溃坝离心模型试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2016, **38**(11): 1965 - 1972. (ZHAO Tian-long, CHEN Sheng-shui, WANG Jun-jie, et al. Centrifugal model tests overtopping failure of barrier dams[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, **38**(11): 1965 - 1972. (in Chinese))
- [23] SCHOFIELD A N. Cambridge geotechnical centrifuge operations[J]. *Géotechnique*, 1980, **30**(3): 227 - 268.
- [24] SAVAGE S B, HUTTER K. The motion of a finite mass of granular material down a rough incline[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1989, **199**: 177 - 215.
- [25] BAGNOLD R A. Experiments on a gravity-free dispersion of large solid spheres in a Newtonian fluid under shear[J]. *Proceedings of the Royal Society of London: A Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1954, **225**(1160): 49 - 63.
- [26] IVERSON R M. The physics of debris flows[J]. *Reviews of Geophysics*, 1997, **35**(3): 245 - 296.
- [27] IVERSON R M, GEORGE D L. Modelling landslide liquefaction, mobility bifurcation and the dynamics of the 2014 Oso disaster[J]. *Géotechnique*, 2016, **66**(3): 175 - 187.
- [28] BOYER F, GUAZZELLI E, POULIQUEN O. Unifying suspension and granular rheology[J]. *Physical Review Letters*, 2011, **107**: 188301.
- [29] BEEN K, JEFFERIES M G. A state parameter for sands[J]. *Géotechnique*, 1985, **35**(2): 99 - 112.
- [30] NG C W W. The state-of-the-art centrifuge modelling of geotechnical problems at HKUST[J]. *Journal of Zhejiang University SCIENCE A*, 2014, **15**(1): 1 - 21.
- [31] Wood D M. *Soil behaviour and critical state soil mechanics*[M]. Cambridge University Press, 1990.
- [32] GARNIER J, GAUDIN C, SPRINGMAN S M, et al. Catalogue of scaling laws and similitude questions in geotechnical centrifuge modelling[J]. *International Journal on Physical Modelling in Geotechnics*, 2007, **7**(3): 1 - 24.
- [33] BRUCKS A, ARNDT T, OTTINO J M, et al. Behavior of flowing granular materials under variable g[J]. *Physical Review E*, 2007, **75**(3): 032301.
- [34] CHIKATAMARLA R, LAUE J, SPRINGMAN S M. Centrifuge scaling laws for guided free fall events including rockfalls[J]. *International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*, 2006, **6**(2): 15 - 26.
- [35] CHI K, ZAKERI A, HAWLADER B. Centrifuge modeling of subaqueous and subaerial landslides impact on suspended pipelines[C]// Pan-Am CGS Conference, 2011, Toronto, Ontario, Canada.
- [36] NG C W W, SONG D, CHOI C E, et al. A novel flexible barrier for landslide impact in centrifuge[J]. *Géotechnique Letters*, 2016, **6**(3): 221 - 225.
- [37] TAYLOR R N. *Geotechnical centrifuge technology*[M]. Glasgow: Blackie Academic Professional, 1995.
- [38] SUTERA S P, SKALAK R. The history of Poiseuille's law[J]. *Annual review of fluid mechanics*, 1993, **25**(1): 1 - 20.
- [39] BRYANT S, TAKE W, BOWMAN E, et al. Physical and numerical modelling of dry granular flows under Coriolis conditions[J]. *Géotechnique*, 2015, **65**(3): 188 - 200.
- [40] LEI G H, SHI J Y. Physical meanings of kinematics in centrifuge modelling technique[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2003, **24**(2): 188 - 193.
- [41] STANIER S A, BLABER J, TAKE W A, et al. Improved image-based deformation measurement for geotechnical applications[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2015, **53**(5): 727 - 739.