

DOI: 10.11779/CJGE20230265

高心墙堆石坝接触黏土与岸坡接触特性的离心模型研究

朱雨萌^{1,3}, 李国英^{1,2}, 米占宽^{1,2}, 魏匡民^{1,2}, 陈子玉¹

(1. 南京水利科学研究院, 江苏南京 210024; 2. 水利部水库大坝安全重点实验室, 江苏南京 210029; 3. 河海大学, 江苏南京 210024)

摘要: 为了提高砾石土心墙与岸坡之间的变形协调性, 高心墙堆石坝通常在心墙与岸坡之间设置高塑性黏土, 统称为接触黏土, 接触黏土的变形特性对高心墙的应力变形性状和心墙的安全性有重大影响。开展了4组接触黏土与岸坡接触面的局部离心模型试验, 通过调整施加的上覆荷载大小来探讨原型坝体不同高程处的接触面剪切位移发展规律。基于理论分析, 提出了一个计算接触黏土与岸坡接触面离心模型试验中边界效应影响范围的解析表达式, 以确定接触面离心试验中试验模型的相似比尺。试验结果表明: 在原型坝体的不同高程处, 接触黏土与岸坡之间均会产生一定的剪切位移, 但不会出现分离现象; 接触黏土和砾质心墙土变形主要以竖向下沉为主, 并且接触黏土与砾质心墙土之间的沉降等值线变化较为连续, 未出现陡变情况, 这说明接触黏土起到了很好地协调变形的作用, 因此在进行高心墙堆石坝的结构安全性分析过程中应考虑接触黏土与岸坡的接触效应。

关键词: 高心墙堆石坝; 接触黏土-岸坡接触面; 离心模型; 边界效应

中图分类号: TU43 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2024)06-1300-09

作者简介: 朱雨萌(1993—), 男, 江苏启东人, 博士研究生, 主要从事土石材料本构关系与数值计算等方面的研究工作。E-mail: zhuym0210@163.com。

Centrifugal model tests on contact characteristics of interface between contact clay and bank slope in high core rockfill dams

ZHU Yumeng^{1,3}, LI Guoying^{1,2}, MI Zhankuan^{1,2}, WEI Kuangmin^{1,2}, CHEN Ziyu¹

(1. Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing 210024, China; 2. Key Laboratory of Reservoir Dam Safety, Ministry of Water Resources, Nanjing 210029, China; 3. Hohai University, Nanjing 210024, China)

Abstract: In order to improve the deformation coordination between core wall and bank slope, the high core rockfill dam is usually equipped with high plastic clay between the core wall and the bank slope, which is collectively referred to as the contact clay. The deformation characteristics of the contact clay have a great influence on the stress deformation characteristics of high core wall. Four groups of centrifugal model tests are carried out on the interface between the clay and the bank slope, and the shear displacement of interface at different elevations of prototype dam is discussed. Based on theoretical analysis, an analytical expression is proposed to calculate the boundary effects in the centrifugal model tests on the interface between the clay and the bank slope so as to determine the similar scale of test model. The results show that at different elevations of the prototype dam, the interface between the contact clay and the bank slope will generate shear displacement. The deformation of the contact clay and gravel core-wall soil is mainly vertical settlement, and the settlement contour between the contact clay and the gravel core-wall soil changes continuously without steep change, which indicates that the contact clay plays a good role in coordinating deformation. Therefore, the contact effects between the contact clay and the bank slope should be considered in the structural safety analysis of high core rockfill dams.

Key words: high core rockfill dam; interface between contact clay and bank slope; centrifugal model; boundary effect

0 引言

离心模型试验借助离心场与引力场的近似性, 使模型获得与原型相似的重力应力状态, 以此保证模型具有与原型高度一致的应力路径、变形与破坏机理, 从而满足工程整体性能评价与行为准确预测的要求^[1], 因此离心模型试验是研究土石坝在施工填筑和运行期

间应力变形形状的重要手段^[2-3]。

许多学者针对土石坝开展了离心模型试验研究。牛起飞等^[4]利用离心模型试验探究了坝肩变坡对心墙横向裂缝和水力劈裂的影响。蔡新等^[5]研究了不同胶凝含量下面板堆石坝的工作性态, 发现胶凝含量的增

加能够有效提高坝体的抗剪强度和承载力, 从而节省筑坝堆石料的用量。王年香等^[6]依托汤浦水库混凝土面板堆石坝, 通过离心模型试验探究了不同坝体加高方案对坝体、坝基和面板的应力和变形影响。徐泽平等^[7]依托新疆察汗乌苏砂砾石面板坝, 着重研究了深覆盖层上面板坝坝体和防渗墙的变形特性。

高心墙堆石坝大多建设于狭窄陡峭河谷中, 在自重应力及水荷载作用下心墙会沿着岸坡产生相对滑动位移, 影响着坝体安全稳定运行, 因而通常在心墙与岸坡的接触部位设置高塑性接触黏土层, 以协调心墙与岸坡的变形^[8]。目前, 接触黏土与岸坡接触面试验研究主要还是以探讨不同影响因素对接触面力学特性的影响为主^[9-10], 对于探索原型坝体接触黏土与岸坡接触特性的试验研究依旧相对较少。由于土石坝体型庞大, 普通物理模型很难客观反映其真实的应力变形特性。离心模型能实现模型与原型重力场相似, 是研究土石坝应力变形性状的可用途径。然而, 由于模型箱尺寸的限制, 难以对高土石坝开展全模型试验。通常针对重点关注的研究对象, 进行部分模型研究, 在保证模型应力场与原型相似的同时, 还需要保证切断边界对关注部分应力变形影响不大。

在经受离心机高速运转试验中, 模型箱箱壁的摩擦约束作用会影响到模型边界附近处的变形性状^[11], 因此要避免模型重点研究部分受到离心箱壁的约束作用, 而该约束作用被称为边界效应^[12]。目前, 虽然已有学者开展了离心模型边界效应的研究^[13-15], 但是对于边界效应的理论研究相对较少, 对于接触面离心模型边界效应的研究也未见报道。本文重点研究心墙与岸坡的接触特性, 即接触黏土的变形特性。为了尽可能提升模型尺度, 采用局部模型进行研究, 但在保证重力场相似的同时需要避免模型箱侧壁摩阻对接触面附近位移场的影响, 因此有必要对接触面离心模型边界效应的影响范围进行深入探讨。

依托某300 m级心墙堆石坝, 展开了4组局部离心模型试验来探究不同高程处接触黏土与岸坡接触面的力学特性, 并基于理论分析, 提出了1个计算接触黏土与岸坡接触面离心模型试验中边界效应影响范围的解析表达式, 以确定接触面离心试验中试验模型的相似比尺, 在试验过程中通过调整施加的上覆荷载大小来探讨不同高程处的接触面剪切位移发展规律, 进而深化对心墙堆石坝内接触黏土与岸坡接触特性的认识。

1 离心模型试验研究

1.1 试验设备

土工离心模型试验在南京水利科学研究院400 g·t大型土工离心机上进行, 该离心机的有效半径5 m,

最大加速度200g, 最大负荷2000 kg, 配有80路应变信号和20路电压信号高精度数据采集系统, 以及图像实时监控采集系统, 大型平面应变模型箱的内部有效尺寸为900 mm×800 mm×850 mm(长×宽×高)。

1.2 原型坝体研究部位选取

选取该300 m级心墙坝左侧岸坡作为接触黏土与岸坡接触效应的研究对象。由于离心模型箱尺寸的限制, 难以将整个坝体模型置于模型箱内, 因此根据左岸岸坡比情况选择了4组不同高程区间, 开展接触黏土与岸坡接触面的局部离心模型试验研究。试验选取分别岸坡比为1:1.2, 1:0.85以及岸坡比陡变处的岸坡区间进行研究, 每组岸坡区间高度均为6 m, 岸坡区间在原型坝体的位置如图1中虚线框所示, 具体离心模型试验工况如表1所示。

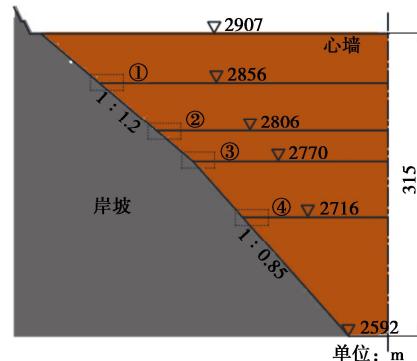


图1 接触黏土与岸坡接触特性离心模型试验选取的高程区间

Fig. 1 Selected elevation intervals of interface between contact clay and bank slope

表1 离心模型试验工况

Table 1 Conditions of centrifugal model tests

编号	高程/m	上覆应力/MPa	岸坡情况
L1	2853~2859	0.59	1:1.2
L2	2803~2809	1.23	1:1.2
L3	2767~2773	1.56	1:1.2和1:0.85交界处
L4	2713~2719	2.33	1:0.85

1.3 离心模型相似比尺设计

离心模型试验相似比尺的选择关系着试验结果能否合理反映原型受力变形性态。已有研究表明^[13-15], 边界效应会影响到模型位移变形性状, 但可以通过在模型重点研究部分与模型箱壁之间留有足够的距离来消除边界效应对离心模型变形性状的影响^[11], 那么便能通过调整相似比尺大小来改变模型重点研究部分与模型箱壁间的距离, 进而消除边界效应对试验的影响, 同时将能够消除边界效应影响的最小距离定义为边界效应的影响范围。

本文的离心模型试验重点是研究接触黏土与岸坡之间的变形特性, 所以模型力求全面反映接触面变形性态(图1), 但又要避免模型箱壁摩阻力对接触变形的影响, 因而需要先确定边界效应的影响范围, 这样

才能确定既能够满足尽可能放大模型尺寸的要求，又使模型重点研究部分不受边界效应的影响。

目前，对于离心模型试验边界效应的研究大多基于试验成果^[16-18]，但从理论出发得到边界效应影响范围的研究较少，为确定本次离心模型试验的相似比尺，首从理论分析出发，结合圣维南原理，推导得到了接触黏土与岸坡接触面离心模型试验的边界效应影响距离。

为了简化推导分析过程，将坝料看作非线性弹性体，着重分析坝料在特定上覆应力状态下的应力分布情况。

(1) 单元体受力分析

已有研究表明^[14]，在距离边界一定范围内，可以忽略边界效应对试验结果的影响，故着重研究受到边界效应影响土体的应力分布。离心模型的布置如图 2 所示，因此本章离心模型试验的边界效应最大影响范围不得超过模型箱右侧边界到接触黏土与岸坡接触面的距离。



图 2 离心模型布置示意图

Fig. 2 Schematic diagram of layout of centrifugal model

自模型箱右侧边界取长度为 L_p 、高度为 H_p 的矩形截面进行分析，该截面在厚度方向 (z 轴方向) 取一个单位长度。矩形截面的坐标原点位于截面右下角，应力正负号采用弹性力学规定^[19]。

图 3 为单元体截面受力图，截面受重力 W 作用，顶部施加均布荷载 q ，底部受箱底的反力 F_N 和摩擦力 F_{fn} ，左侧边界受土体的水平力 F_s 和内摩擦力 F_{fs} 作用，右侧边界受模型箱壁的水平力 F_b 和外摩擦力 F_{fb} 作用。为了简化问题，假设认为 F_N ， F_{fn} ， F_s ， F_{fs} ， F_b ， F_{fb} 均平行于矩形截面施加且不沿模型箱宽度方向 (z 轴方向) 变化，同时顶部施加的均布荷载 q 和截面自身重力 W 均竖直向下且不沿模型箱 z 轴方向变化，那么便可把该矩形截面简化为位于观测面处的近似平面应变问题^[11]。

(2) 边界效应影响下应力分布

假定截面符合弹性力学中的连续性和小变形假定，则截面内任一微分体的应力分量可以表示为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\partial^2 \psi}{\partial y^2}, \\ \sigma_y &= \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + f_y y, \\ \tau_{xy} &= -\frac{\partial^2 \psi}{\partial x \partial y}. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中： ψ 为艾里应力函数； f_y 为重力在 y 轴向上的分量。

艾里应力函数 ψ 表达形式为

$$\nabla^4 \psi = \frac{\partial^4 \psi}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \psi}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \psi}{\partial y^4} = 0. \quad (2)$$

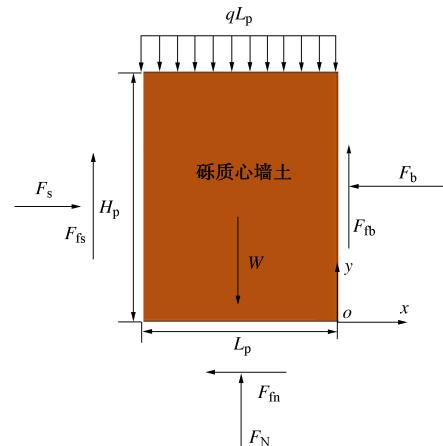


图 3 离心模型单元体受力分析

Fig. 3 Force analysis of soil section in centrifugal model tests

由于式 (1) 中 σ_y 的平衡方程为非齐次方程，不便求解，故可用作用在截面顶部的面力 ρNgH_p (N 为离心模型相似比尺) 来代替截面所受重力^[20]，则式 (1) 中的应力分量 σ_x ， σ_y ， τ_{xy} 可以改写为

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_x &= \sigma'_x = \frac{\partial^2 \psi}{\partial y^2}, \\ \sigma'_y &= \sigma'_y + \rho Ng y = \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \rho Ng y, \\ \tau_{xy} &= \tau'_{xy} = -\frac{\partial^2 \psi}{\partial x \partial y}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

艾里应力函数 ψ 必须满足截面内的平衡微分方程和变形协调方程，以及边界上的应力边界条件^[19]。在相应的边界面上，应力分量的边界值应当等于对应的面力分量。采用半逆解法对艾里应力函数 ψ 进行求解，由材料力学可知，竖向应力 σ'_y 主要由均布荷载 q 和 ρNgH_p 引起，且荷载不随水平距离 x 而变，因而可以假设 σ'_y 不随 x 而变，即 σ'_y 只是与高度位置 y 有关的函数：

$$\sigma'_y = f(y). \quad (4)$$

将式 (3) 代入式 (2) 并积分得

$$\psi = \frac{x^2}{2} f(y) + x f_1(y) + f_2(y). \quad (5)$$

式中： $f(y)$ ， $f_1(y)$ ， $f_2(y)$ 为关于 z 的待定函数。

将式 (5) 代入式 (2) 可得待定函数 $f(y)$ ， $f_1(y)$ ， $f_2(y)$ 的一般表达形式。

$$\left. \begin{array}{l} f(y) = A_c y^3 + B_c y^2 + C_c y + D_c, \\ f_1(y) = E_c y^3 + F_c y^2 + G_c y, \\ f_2(y) = -\frac{A_c}{10} y^5 - \frac{B_c}{6} y^4 + H_c y^3 + I_c y^2. \end{array} \right\} \quad (6)$$

式中: $A_c, B_c, C_c, D_c, E_c, F_c, G_c, H_c, I_c$ 为函数参数。在一般表达形式中, $f_1(y)$ 的常数项和 $f_2(y)$ 的一次项与常数项并不会影响应力分量的大小, 因此可以被省略^[21]。将式(6)代入式(5)便可得到艾里应力函数 ψ 的表达式, 再将该表达式代入式(3)就可以得出重力等效后的各应力分量表达式:

$$\left. \begin{array}{l} \sigma'_x = \frac{x^2}{2} (6A_c y + 2B_c) + x(6E_c y + 2F_c) - 2A_c y^3 \\ \quad - 2B_c y^2 + 6H_c y + 2I_c, \\ \sigma'_y = A_c y^3 + B_c y^2 + C_c y + D_c, \\ \tau'_{xy} = -x(3A_c y^2 + 2B_c y + C_c) - (3E_c y^2 + 2F_c y + G_c). \end{array} \right\} \quad (7)$$

接下来便可根据模型的应力边界条件来确定各函数参数取值。首先考虑模型截面顶部与底部处的应力边界条件:

$$\left. \begin{array}{l} (\sigma'_y)_{y=H_p} = -q - \rho N g H_p, \\ (\sigma'_y)_{y=0} = -q - \rho N g H_p - \frac{\int_0^{H_p} f'_b dy}{L_p} + \frac{\int_0^{H_p} f'_s dy}{L_p}, \\ (\tau'_{yx})_{y=H_p} = 0, \\ (\tau'_{yx})_{y=0} = \frac{\int_0^H f'_b dy - \int_0^H f'_s dy}{L_p}. \end{array} \right\} \quad (8)$$

式中: f'_b, f'_s 分别为重力等效后右边界处的水平应力和竖直向上摩擦应力; f'_s, f'_b 分别为左边界处的土体侧向应力和土颗粒相互摩擦应力。

将式(8)代入式(7)并联立求解得

$$\left. \begin{array}{l} B_c = \frac{3 \left(\int_0^{H_p} f'_b dy - \int_0^{H_p} f'_s dy \right)}{H_p^2 L_p}, \\ C_c = 0, \\ D_c = -q - \rho N g H_p - \frac{\int_0^{H_p} f'_b dy}{L_p} + \frac{\int_0^{H_p} f'_s dy}{L_p}, \\ F_c = \frac{\int_0^{H_p} f'_b dy - \int_0^{H_p} f'_s dy}{2 L_p H_p} - \frac{3 E_c H_p}{2}, \\ G_c = \frac{\int_0^{H_p} f'_s dy - \int_0^{H_p} f'_b dy}{L_p}. \end{array} \right\} \quad (9)$$

假定 f'_b, f'_s, f'_s, f'_b 均可表示为与坐标相关的连续函数形式, 因此在求解函数参数 A_c, B_c, D_c, F_c, G_c 前需探讨 f'_b, f'_s, f'_s, f'_b 的函数表达式。对于右

边界来说, 模型箱壁对土体的水平面力 f'_b 与土体作用在模型壁上的土压力 σ'_{xb} 是一对大小相等方向相反的作用力与反作用力, 因此 f'_b 可根据位移边界条件得出。由平面应变问题的弹性解答可知^[22]:

$$\varepsilon'_z = 0. \quad (10)$$

模型箱壁为刚性钢板且试验过程中不发生任何位移, 因此可以认为边界处的土体不发生侧向位移, 则

$$\varepsilon'_x = 0. \quad (11)$$

根据广义胡克定律和式(10), (11) 位移边界条件可得

$$f'_b = \sigma'_x = \frac{\nu_t}{1-\nu_t} \sigma'_y. \quad (12)$$

模型壁对土体的摩擦应力 f'_s 应满足如下条件^[15]:

$$f'_s = \mu_b f'_b + C_b = \frac{\tan \varphi_b \nu_t}{1-\nu_t} \sigma'_y + C_b. \quad (13)$$

式中: μ_b 为土体与模型箱壁(钢板)间的摩擦系数; φ_b 为土体与模型箱壁(钢板)间的内摩擦角; C_b 为土体与模型箱壁(钢板)间的黏聚力; ν_t 为泊松比。

对于左边界有如下边界条件^[21]:

$$f'_s = K_0 \sigma'_y = (1 - \sin \varphi) \sigma'_y, \quad (14)$$

$$f'_s = \mu_s f'_s = \tan \varphi_s (1 - \sin \varphi) \sigma'_y. \quad (15)$$

式中: K_0 为静止土压力系数; μ_s 为土颗粒间摩擦系数; φ_s 为土颗粒间摩擦角。

式(9), (13), (15)代入式(7)并考虑应力正负号得

$$\sigma'_y = \left\{ \int_0^{H_p} \left[-\tan \varphi_b \nu_t \sigma'_y / (1 - \nu_t) + C_b \right] dy + \int_0^{H_p} \tan \varphi_s (1 - \sin \varphi) \sigma'_y dy \right\} / H_p^3 L_p \cdot (3H_p y^2 - 2y^3 - H_p^3) - q - \rho N g H_p. \quad (16)$$

对式(16)进行定积分计算便可求得 σ'_y 的表达式。为了方便积分运算, 假定 $\varphi_b, C_b, \varphi_s, \nu_t, \varphi$ 均为不随竖向应力 σ'_y 变化的常数, 那么式(16)可以改写为

$$\sigma'_y = \left\{ \left[-\tan \varphi_b \nu_t / (1 - \nu_t) \right] \int_0^{H_p} \sigma'_y dy + \int_0^{H_p} C_b dy + \tan \varphi_s (1 - \sin \varphi) \int_0^{H_p} \sigma'_y dy \right\} / H_p^3 L_p \cdot (3H_p y^2 - 2y^3 - H_p^3) - q - \rho N g H_p. \quad (17)$$

对式(17)积分并化简得

$$\int_0^{H_p} \sigma'_y dy = -\frac{C_b H_p^2 + 2H_p L_p (q + \rho N g H_p)}{w_1 H_p + 2L_p}. \quad (18)$$

式中: $w_1 = (1 - \sin \varphi) \tan \varphi_s - \tan \varphi_b \nu_t / (1 - \nu_t)$ 。

将式(18)代入式(17)得

$$\sigma'_y = \frac{w_2 (3H_p y^2 - 2y^3 - H_p^3)}{H_p^3 L_p} - q - \rho N g H_p. \quad (19)$$

式中: $w_2 = C_b H_p + w_1 \int_0^{H_p} \sigma'_y dy$ 。

将式(19)代入式(3)得

$$\sigma_y = \frac{w_2(3H_p y^2 - 2y^3 - H_p^3)}{H_p^3 L_p} - q - \rho Ng(H_p - y)。 \quad (20)$$

(3) 边界效应的影响范围

根据单元体受力分析, 单元体在水平方向受力平衡, 即水平力 F_s , F_b 的合力与底部摩擦力 F_{fb} 应大小相等且方向相反:

$$\int_0^{H_p} f_b dy - \int_0^{H_p} f_s dy = -\mu_n L_t \left(\frac{w_2}{L_t} + q + \rho Ng H_p \right)。 \quad (21)$$

式中: μ_n 为模型箱底部摩擦系数。

将式(21)化简可得

$$2\mu_n(q + \rho Ng H_p)L_t^2 + L_t H_p(\mu_n w_1 - 2A_2) \cdot (q + \rho Ng H_p) + A_1 w_1 H_p - A_2 C_b H_p^2 = 0。 \quad (22)$$

式中: $A_1 = \mu_n C_b + [v_t/(1-v_t) - (1-\sin\varphi)]/(2\rho Ng H_p^2)$,

$$A_2 = \mu_n + v_t/(1-v_t) - 1 + \sin\varphi。$$

式(22)是关于边界效应影响距离 L_t 的二次函数方程, 根据二次函数求根公式可求得 L_t 的值, 由于 L_t 为非负值, 则

$$L_t = \frac{-(\mu_n w_1 - 2A_2)(q + \rho Ng H_p)H_p}{4\mu_n(q + \rho Ng H_p)} + \left\{ \frac{[(\mu_n w_1 - 2A_2)(q + \rho Ng H_p)H_p]^2 - 8\mu_n(q + \rho Ng H_p)(A_1 w_1 H_p - A_2 C_b H_p^2)}{4\mu_n(q + \rho Ng H_p)} \right\}^{\frac{1}{2}} / (q + \rho Ng H_p)。 \quad (23)$$

由式(23)可知, 边界效应的影响距离 L_t 与 q , N , ρ , H_p , φ , φ_s , c_b , φ_b , v_t , μ_n 有关。其中, 上覆荷载 q 、相似比尺 N 和单元体高度 H_p 根据试验工况确定; 根据密度试验和三轴试验, 砾质心墙土密度 ρ 为 2.22 g/cm^3 、内摩擦角 φ 为 24.7° 、黏聚力 c 为 78.2 kPa , 泊松比 v_t 根据上覆荷载 q 取值为 $0.303 \sim 0.312$; 砾质心墙土与离心箱壁的内摩擦角 φ_b 为 $0.45\varphi \sim 0.84\varphi$, 黏聚力 c_b 为 $0.03c \sim 0.46$ ^[23], 本文取 $\varphi_b=0.65\varphi=24.7^\circ$, $c_b=0.25c=19.55$; 砾质心墙土颗粒间摩擦角 φ_s 为 $13.9^\circ \sim 14.2^\circ$ ^[24], 本文摩擦角 φ_s 取 14.0° ; 试验中, 模型箱底板需要使模型不会沿箱底发生相对滑动, 因此模型箱底部摩擦系数 μ_n 取 0.7。

(4) 相似比尺的确定

相似比尺的选择既需要根据前文提出的确定原则, 同时也需使缩尺后的离心模型长度与高度为有理数以方便模型的制作, 因此首先选取 1:16 的相似比尺进行试算。经过试算, 模型 L2 的边界效应影响范围为 25.862 cm 超过模型箱右侧边界到接触黏土与岸坡接触面的距离 25 cm (图 2), 因此相似比尺 1:16 不满足确定原则。再对相似比尺 1:20 进行试算, 4 组模型的边界效应影响范围分别为 19.94, 20.68,

20.75, 20.61 cm, 而各组模型(模型 L1 和 L2 岸坡比相同, 可视为同一模型)接触面到模型箱右侧边界的距离分别为 34, 39.25, 44.5 cm, 可见各组模型的边界效应影响范围小于接触面到模型箱右侧边界的距离, 满足相似比尺确定原则, 因此选定 1:20 作为本次离心模型试验的相似比尺, 离心模型具体布置如图 4 所示。

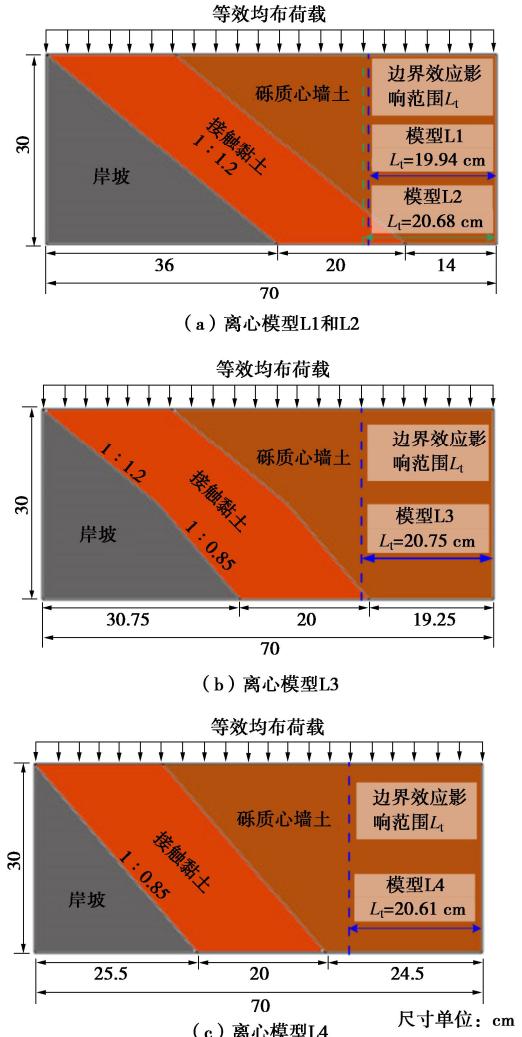


图 4 各组离心模型布置示意图

Fig.4 Schematic diagram of layout of centrifugal models

离心模型试验采用大型平面应变模型箱进行, 针对每组模型试验, 通过调整施加的上覆荷载大小(采用铅丸作为等效荷载)来探讨不同高程处的接触黏土与岸坡接触面剪切位移发展规律和部分心墙土变形情况。利用高清摄像机记录试验过程中的模型照片, 利用 PIV 技术分析得到局部模型的变形情况。

1.4 离心模型试验材料

离心模型所用的砾质心墙料和接触黏土均取自于心墙坝的坝料场, 触黏土料制样干密度为 1.93 g/cm^3 , 按照施工含水率 14% 进行配置; 砾质心墙土制样干密度约 2.15 g/cm^3 , 按照最优含水率 6.3% 配置。离心模型制备时采用分层击实法, 按 0.98 压实度控制。

2 试验结果与分析

2.1 接触黏土与岸坡接触面离心模型试验结果

图 5 为离心模型试验变形矢量图。如图 5 所示, 接触黏土和砾质心墙土在上覆应力作用下的变形主要以竖向下沉为主, 接触黏土与岸坡之间表现为沿着岸坡的滑动, 但没有出现分离现象。

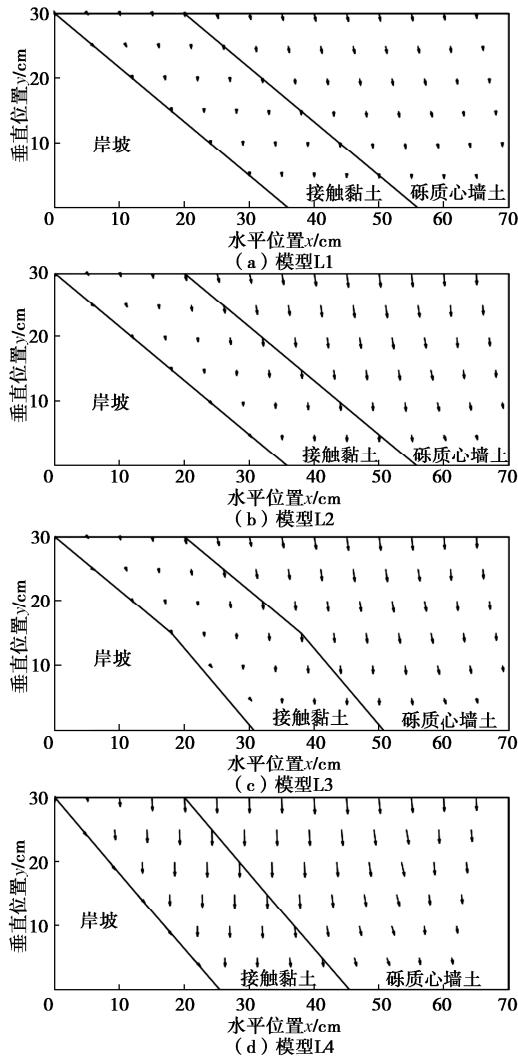


图 5 离心模型试验变形矢量图

Fig. 5 Deformation vectors of centrifugal model tests

图 6 为离心模型试验沉降等值线图。如图 6 所示, 离心模型沉降变形量在模型底面最小, 并沿着模型高度方向逐渐增大。不同工况下模型的最大沉降变形均发生在砾质心墙土顶部表面, 最大沉降变形随着上覆荷载的增大而增大, 最大沉降量分别为 4.78, 8.26, 8.72, 10.20 mm。接触黏土与砾质心墙土之间的沉降等值线变化较为连续, 未出现陡变情况, 这说明接触黏土起到了很好地协调变形的作用。

图 7 为接触黏土沿岸坡的剪切位移分布图。由图 7 可知, 不同工况下接触黏土沿岸坡表面滑动的剪切位移最大值处均位于模型顶部, 最大值分别为 0.34,

0.58, 0.68, 1.16 mm, 剪切位移随着上覆荷载的增大而增大。由此可见, 不同处高程的接触黏土均会产生沿岸坡的剪切位移, 因此在进行高心墙堆石坝的结构安全性分析过程中需要考虑接触黏土与岸坡的接触效应。

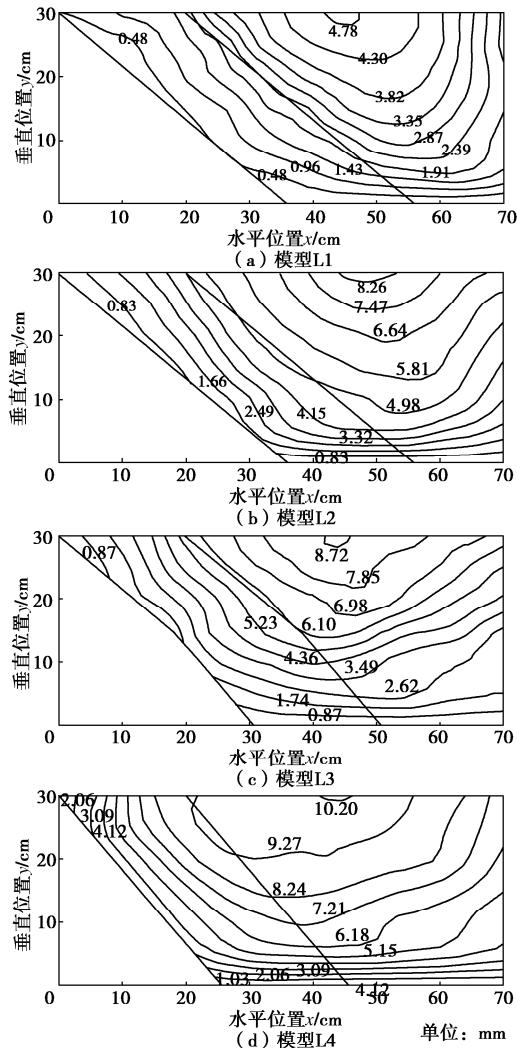
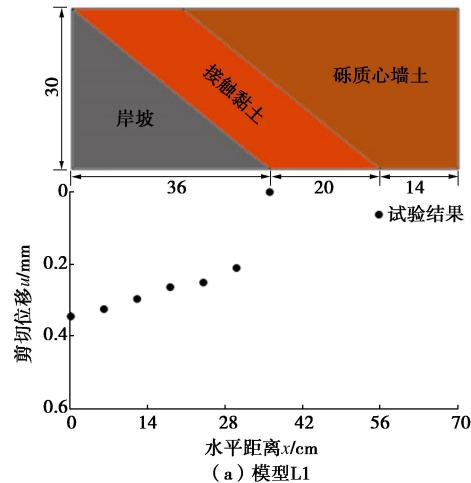


图 6 离心模型试验沉降等值线图

Fig. 6 Settlement contours of centrifugal model tests



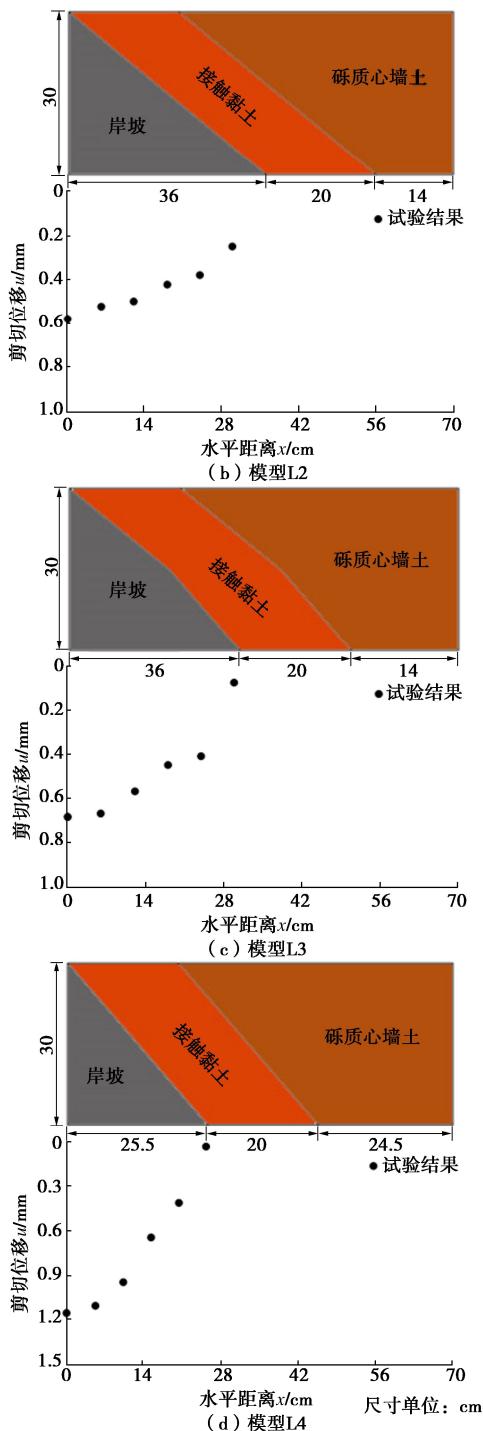


图 7 接触黏土沿岸坡剪切位移分布图

Fig. 7 Shear displacements of contact clay along bank slope

2.2 边界效应影响范围解析表达式的验证

本节将基于离心模型试验结果来探讨边界效应影响范围解析表达式(式(23))的合理性。

由图 8 离心模型表面沉降结果可以看出,受模型箱右侧边界的影响,箱壁附近的沉降值明显偏小,这与姜彦彬等^[25]试验结果具有相似规律。Lei 等^[26]将土体表面沉降作为评判边界效应的指标,因此本节将表

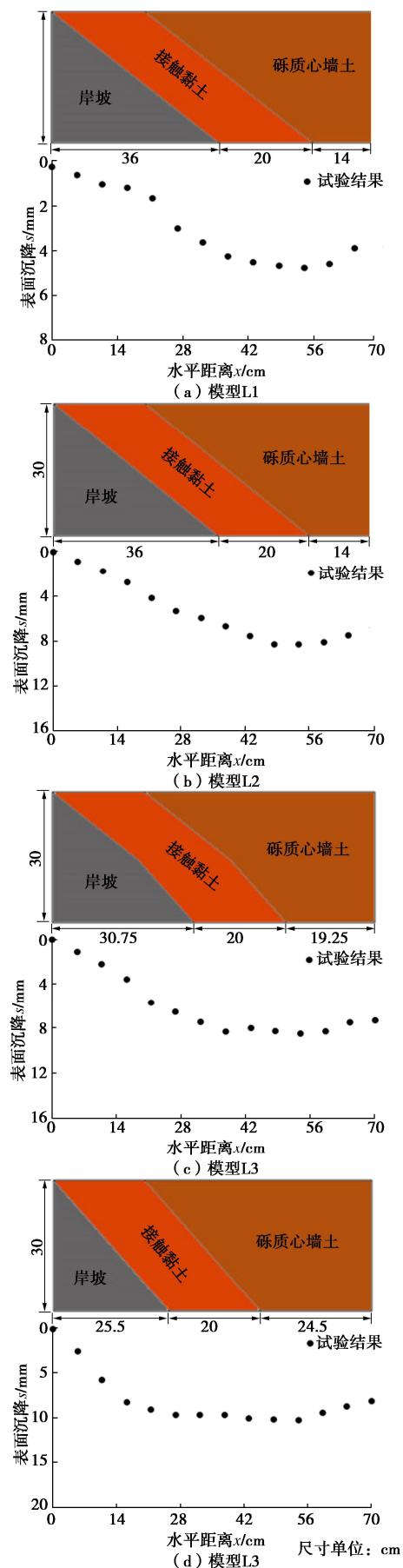


图 8 接触面离心模型表面沉降

Fig. 8 Surface settlements of centrifugal model for interface

4组模型的试验边界效应影响范围分别为16.05, 16.21, 21.67, 21.52 cm, 整体上来看, 边界效应影响范围随上覆荷载的增大而增大, 而由于观测标记点密度的限制, 模型L2与模型L3的影响范围增量出现较大跳跃。而通过式(23)计算得到的理论影响范围分别为19.94, 20.68, 20.75, 20.61 cm, 可见理论计算值 L_t 与试验结果值虽有一定误差, 但两者间具有相似的增长趋势。对于模型3, 4, 理论计算值 L_t 与试验结果值 L_e 接近; 而对于模型1, 2来说, 由于上覆荷载较小, 理论计算值 L_t 与试验结果值 L_e 有加大误差, 但是理论计算值 L_t 要大于试验结果值 L_e , 所以误差值能够确保边界效应不会影响到接触面接触特性, 因此选取相似比尺1:20进行接触黏土与岸坡接触面离心模型试验能够消除边界效应对接触面变形特性的影响, 由式(23)得到的边界效应影响范围理论计算值 L_t 可以对离心模型设计进行合理指导。

3 结 论

提出了离心模型试验中一个能够确定接触黏土与岸坡接触面边界效应影响范围的解析公式, 并通过试验进行了验证, 得到3点结论。

(1)在理论推导过程中将砾质心墙土视为非线性弹性体, 并将研究截面的左侧边界复杂应力边界条件简化为 K_0 状态, 通过对比试验结果值与理论计算值可以发现两者具有相似的增长规律, 推导的边界效应解析表达式可较好反映离心箱壁的影响, 能够用于指导离心模型试验边界效应的影响范围取定。

(2)在原型坝体的不同高程处, 接触黏土与岸坡之间均会产生一定的剪切位移, 但不会出现分离现象, 最大剪切位移随坝体深度的增加而增大, 因而在进行高心墙堆石坝的结构安全性分析过程中应考虑接触黏土与岸坡的接触效应。

(3)接触黏土和砾质心墙土变形主要以竖向下沉为主, 并且接触黏土与砾质心墙土之间的沉降等值线变化较为连续, 未出现陡变情况, 这说明接触黏土起到了很好地协调变形的作用。

本研究主要关注于模型箱右侧边界效应对模型土体的法向位移约束作用, 通过离心试验对高心墙堆石坝接触黏土与岸坡接触特性进行定性分析, 揭示接触黏土在实际工作状态下与岸坡接触紧密, 不会产生分离、脱空的情况。对于模型箱底部边界的对土体变形约束作用, 还有待于更多试验结果进行数据支撑。

参考文献:

[1] 张雪东, 李纲, 魏迎奇, 等. 心墙堆石坝坝顶加筋措施的

- 动力离心模型试验研究[J]. 中国水利水电科学研究院学报, 2018, 6(6): 591-597. (ZHANG Xuedong, LI Gang, WEI Yingqi, et al. Examining the performance of geo-grid reinforcement using dynamic centrifuge tests[J]. Journal of China Institute of Water Resources and Hydropower Research, 2018, 6(6): 591-597. (in Chinese))
- [2] PLIZZARI G, WAGGONER F, SAOUFA V E. Centrifuge modeling and analysis of concrete gravity dams[J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(10): 1471-1479.
- [3] 张延亿, 徐泽平, 温彦锋, 等. 糯扎渡高心墙堆石坝离心模拟试验研究[J]. 中国水利水电科学研究院学报, 2008, 6(2): 86-92. (ZHANG Yanyi, XU Zeping, WEN Yanfeng, et al. Centrifugal modeling test on the Nuozhadu high central core earth-rockfill dam[J]. Journal of China Institute of Water Resources and Hydropower Research, 2008, 6(2): 86-92. (in Chinese))
- [4] 牛起飞, 侯瑜京, 梁建辉, 等. 坝肩变坡引起心墙裂缝和水力劈裂的离心模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(12): 1935-1941. (NIU Qifei, HOU Yujing, LIANG Jianhui, et al. Centrifuge modeling of cracking and hydraulic fracturing in core dams induced by abrupt change of bank slope[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(12): 1935-1941. (in Chinese))
- [5] 蔡新, 武颖利, 李国英. 胶凝面板堆石坝离心模型试验研究[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2008, 36(5): 585-589. (CAI Xin, WU Yingli, LI Guoying. Research on centrifugal model experiment for concrete-faced cemented-rockfill dam[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2008, 36(5): 585-589. (in Chinese))
- [6] 王年香, 施练东, 应立峰, 等. 面板堆石坝加高离心模型试验研究[J]. 水利与建筑工程学报, 2016, 14(5): 13-19. (WANG Nianxiang, SHI Liandong, YING Lifeng, et al. Centrifuge modeling test on concrete face rockfill dam heightening[J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering, 2016, 14(5): 13-19. (in Chinese))
- [7] 徐泽平, 侯瑜京, 梁建辉. 深覆盖层上混凝土面板堆石坝的离心模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(9): 1323-1328. (XU Zeping, HOU Yujing, LIANG Jianhui. Centrifugal model tests on CFRD on deep alluvium foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(9): 1323-1328. (in Chinese))
- [8] 车维斌, 谭小军, 江万红. 不同压实度对接触黏土料工程力学性能的影响研究[J]. 四川水利, 2020, 41(6): 19-20, 48. (CHE Weibin, TAN Xiaojun, JIANG WanHong. Research on the influence of different compactness on engineering mechanical properties of contacting clay material[J]. Sichuan

- Water Resources, 2020, **41**(6): 19-20, 48. (in Chinese))
- [9] 常利营, 叶发明, 李小泉, 等. 接触黏土大剪切变形条件下渗透特性试验研究[J]. 地下空间与工程学报, 2018, **14**(增刊 2): 542-547, 564. (CHANG Liying, YE Faming, LI Xiaoquan, et al. Experimental study of permeability of contact clay under large shear deformation[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2018, **14**(S2): 542-547, 564. (in Chinese))
- [10] CHEN X B, ZHANG J S, XIAO Y J, et al. Effect of roughness on shear behavior of red clay-concrete interface in large-scale direct shear tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2015, **52**(8): 1122-1135.
- [11] 徐光明, 王年香, 顾行文, 等. 模型箱约束对大变形破坏离心模型试验影响初探[J]. 岩土工程学报, 2023, **45**(2): 232-242. (XU Guangming, WANG Nianxiang, GU Xingwen, et al. Preliminary study on influences of model container constraint on large-deformation failure behaviors by centrifuge modeling[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, **45**(2): 232-242. (in Chinese))
- [12] 刘守华, 蔡正银, 徐光明, 等. 超深厚填粉细砂地基大型离心模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2004, **26**(6): 846-850. (LIU Shouhua, CAI Zhengyin, XU Guangming, et al. Centrifuge modeling of the silty sand foundation of super-high fill[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, **26**(6): 846-850. (in Chinese))
- [13] 姚燕明, 周顺华, 李尧臣. 离心模型试验边界效应分析[J]. 力学季刊, 2004, **25**(2): 291-296. (YAO Yanming, ZHOU Shunhua, LI Yaochen. Boundary effect analysis of centrifuge test[J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2004, **25**(2): 291-296. (in Chinese))
- [14] 徐光明, 章为民. 离心模型中的粒径效应和边界效应研究[J]. 岩土工程学报, 1996, **18**(3): 80-86. (XU Guangming, ZHANG Weimin. Study on particle size effect and boundary effect in centrifugal model[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **18**(3): 80-86. (in Chinese))
- [15] LAMBE P, WHITMAN R. Effect of boundary conditions upon centrifuge experiments using ground motion simulation[J]. Geotechnical Testing Journal, 1986, **9**(2): 61.
- [16] MALUSHITSKY Y N. The Centrifugal Model Testing of Waste-Heap Embankments[M]. London: Cambridge University Press, 1975.
- [17] OVESEN N K. The use of physical models in design: the scaling law relationships[C]// Proceedings of the 7th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Brighton, 1979.
- [18] DRNEVICH V P, WHITMAN R V, LAMBE P C. Effect of boundary conditions upon centrifuge experiments using ground motion simulation[J]. Geotechnical Testing Journal, 1986, **9**(2): 61-71.
- [19] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2016. (XU ZhiLun. Elasticity[M]. Beijing: Higher Education Press, 2016. (in Chinese))
- [20] 张伟, 苏明乐, 于洪亮, 等. 集中荷载作用下两端固支梁的弹性力学解[J]. 华北水利水电学院学报, 2006, **27**(4): 40-42, 48. (ZHANG Wei, SU Mingle, YU Hongliang, et al. The elastic mechanics solution of statically indeterminate beams fixed at two sides under the action of concentrated load[J]. Journal of North China Institute of Water Conservancy and Hydroelectric Power, 2006, **27**(4): 40-42, 48. (in Chinese))
- [21] 朱俊高, 蒋明杰, 沈靠山, 等. 粗粒土静止侧压力系数试验[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2016, **44**(6): 491-497. (ZHU Jungao, JIANG Mingjie, SHEN Kaoshan, et al. Experimental study of at-rest lateral pressure coefficient of coarse-grained soil[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2016, **44**(6): 491-497. (in Chinese))
- [22] 张健, 胡瑞林, 刘海斌, 等. 基于统一强度理论朗肯土压力的计算研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(增刊 1): 3169-3176. (ZHANG Jian, HU Ruilin, LIU Haibin, et al. Calculation study of Rankine earth pressure based on unified strength theory[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(S1): 3169-3176. (in Chinese))
- [23] POTYONDY J G. Skin friction between various soils and construction materials[J]. Géotechnique, 1961, **11**(4): 339-353.
- [24] KASYAP S S, SENETAKIS K. A micromechanical experimental study of kaolinite-coated sand grains[J]. Tribology International, 2018, **126**: 206-217.
- [25] 姜彦彬, 何宁, 周彦章, 等. 复合地基离心模型试验变形测试[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2021, **42**(4): 514-520. (JIANG Yanbin, HE Ning, ZHOU Yanzhang, et al. Deformation testing of composite foundation geotechnical centrifugal modeling[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2021, **42**(4): 514-520. (in Chinese))
- [26] LEI M F, ZHOU B C, LIN Y X, et al. Model test to investigate reasonable reactive artificial boundary in shaking table test with a rigid container[J]. Journal of Central South University, 2020, **27**(1): 210-220.