

DOI: 10.16285/j.rsm.2021.0123

间断级配砂土渗流侵蚀现象的计算 流体力学-离散元耦合模拟

李伟一^{1,2}, 钱建固^{1,2}, 尹振宇³, 周 闯²

(1. 新疆大学建筑工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830047; 2. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;
3. 香港理工大学 土木与环境工程系, 香港)

摘 要: 渗流侵蚀会导致土体中土颗粒的随水流流失, 改变土体力学和水力特性, 工程中常引起土石坝的变形甚至破坏。利用流体力学-离散元耦合方法 (CFD-DEM), 针对广泛存在于坝基、土石坝滤层以及油气井反滤层中的间断级配砂土, 对其级配进行合理简化后研究其在水力作用下的渗流侵蚀特性。通过 8 组模拟向上渗流试验研究了水力梯度、试样所受围压以及细粒含量对间断级配砂土渗流侵蚀过程的影响。试验中监测了细粒流失质量、细粒流失率、土表位移、微观组构变化等宏观现象, 并与既往室内试验进行了对照验证。同时, 对渗流前后土体进行了排水剪切试验, 研究渗流侵蚀对土体抗剪强度的影响。试验结果表明, 在数值模拟试验条件下初始细粒含量变化对于细粒流失质量、峰值细粒流失率、土表位移及渗流前后的力学特性影响较试验中围压与水力梯度的影响更为显著。通过对微观组构的分析, 发现不同细粒含量的试样在渗流过程中接触网络的构成与变动差异较大, 细粒含量在 35% 的阈值附近, 会发生土体力链传递结构的转换。三轴结果表明, 细粒流失还会导致土体峰值强度降低、50% 强度处的割线模量 E_{50} 减小。

关 键 词: 流体力学-离散元耦合; 渗流侵蚀; 细粒含量; 水力梯度; 围压; 微观结构

中图分类号: TU 470

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2021) 11-3191-11

Simulation of seepage erosion in gap graded sand soil using CFD-DEM

LI Wei-yi^{1,2}, QIAN Jian-gu^{1,2}, YIN Zhen-yu³, ZHOU Chuang²

(1. College of Architecture and Civil Engineering, Xinjiang University, Urumqi, Xinjiang 830047, China;

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

3. Department of Civil and Environmental Engineering, The Hong Kong Polytechnic University, Hung Hom, Kowloon, Hong Kong, China)

Abstract: Seepage erosion can lead to the loss of particles in the soil with water flow, thereby changing the mechanical and hydraulic properties of the soil, and then causing the deformation and even damage of earth-rock dams in engineering. In this paper, the coupled CFD-DEM method is used to study the seepage erosion characteristics of gap-graded sandy soil, which is widely found in dam foundation, filter-base soil systems in earth-rock dams and gravel packing for sand control in oil and gas production, after reasonable simplification of its gradation. The effects of hydraulic gradient, confining pressure and fines content on seepage erosion in gap-graded sand soils were investigated through 8 groups of upward seepage simulation. Macroscopic phenomena such as the mass of fines loss, fines loss rate, soil surface settlement and microstructural changes were monitored in the tests and verified against previous indoor tests. The results showed that the effect of fines content on the mass of fines loss, peak fines loss rate and soil surface displacement from the numerical simulation was more significant than the effect of the confining pressure and hydraulic gradient in the tests. In addition, the analysis of microstructure demonstrated that the conversion of the soil force chain transfer structure occurred near the threshold of 25% fines content. The triaxial results indicated that the loss of fines also led to a decrease in peak strength and E_{50} moduli of soil.

Keywords: coupled CFD-DEM; seepage erosion; fines content; hydraulic gradient; confining pressure; microstructure

收稿日期: 2021-05-13

修回日期: 2021-08-23

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (No. 52178345); 中央高校基本科研业务费专项资金资助 (No. 22120190220); 苏州河段深层排水调蓄管道系统工程试验段监测技术验证与分析模型研究项目。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (52178345), the Fundamental Research Funds for the Central Universities Project (22120190220) and Fund for Research on the Monitoring Technology and the Analytical Model of the Shanghai Deep Drainage System.

第一作者简介: 李伟一, 男, 1994 年生, 博士研究生, 主要从事砂土渗流侵蚀、隧道开挖面稳定方面的研究工作。E-mail: l1ive@tongji.edu.cn

通讯作者: 钱建固, 男, 1972 年生, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事土力学的研究工作。E-mail: qianjiangu@tongji.edu.cn

1 引言

渗流侵蚀是引起土石坝破坏和失效的主要原因之一,有研究表明,在 Foster 等^[1]调查的 11 192 座水坝中,有 136 座水坝出现功能障碍,其中 46%与渗流侵蚀有关。渗流侵蚀主要由土体中土颗粒在水流作用下运移引起,导致土颗粒流失,进而导致土体变形甚至破坏。渗流侵蚀的发生和演变由复杂的颗粒-流体相互作用所构成并与众多因素相关,其中包括土体级配、相对密实度、孔隙分布、应力状态和应力历史、水力条件等。透彻地了解渗流侵蚀的微观机制及各种因素对其的具体影响对各种土工构筑物的防灾与改进具有重要意义。

过往相关研究者们进行了大量的室内试验来研究渗流侵蚀现象。Lafleur 等^[2]通过室内渗流试验对颗粒的潜在迁移量、颗粒渗流量进行量化分析,证实了细粒渗流量与级配曲线的相关性。Skempton 等^[3]通过试验发现不稳定级配砂土在远低于经典理论给出的临界水力梯度的水力作用下,仍有渗流侵蚀现象发生,证实了 Kenney 等^[4]的理论。Bendahmane 等^[5]通过试验研究了细粒含量、水力梯度、围压对渗流侵蚀机制的影响。Li 等^[6]通过已有试验数据比较了两种判断砂土在渗流条件是否不稳定的准则,给出了在实际工程中应用这两种准则的指导。Mehdizadeh 等^[7]研究了渗流后的土体力学特性,其研究表明颗粒间孔隙比是评估土体渗流后岩土力学特性的重要指标。

在室内试验中,渗流侵蚀过程中单个颗粒级别的运动规律、颗粒接触网络等微观信息难以取得。借助于数值计算方法,以微观视角研究渗流侵蚀现象能提升我们对其的理解。近年来,计算流体力学-离散元耦合方法(CFD-DEM)被应用于渗流侵蚀的模拟研究中^[8]。相较于传统的连续介质模拟方法(如有限元方法、有限差分法),CFD-DEM 模拟每一个单独颗粒的运动与颗粒与其周围颗粒的互相作用,能够表现渗流过程中的土体中的土颗粒不连续空间分布随时间的变化,因而能更精确地模拟颗粒渗流现象。Zou 等^[9]通过 CFD-DEM 方法研究了级配以及水力梯度对渗流侵蚀的影响,借助于离散元的特性呈现了渗流过程中土体内部孔隙比及颗粒的分布随时间的变化。Hu 等^[10]通过 CFD-DEM 方法研究了渗流侵蚀引起的颗粒性土力学和微观特性的变化,其发现渗流侵蚀会显著降低试验中土体的峰值强度。然而其试验中仅采用细粒含量为 35%的试样,由过往室内试验结果可知,细粒含量的变化会

极大程度的影响其试验结果,这限制了其结论的适用范围。

在过往以 CFD-DEM 方法模拟砂土渗流侵蚀的研究中,存在着模拟渗流试验个数较少,试验进行时间较短,围压、水力梯度、细粒含量等因素并未被综合考虑分析等问题。由已有室内试验可知,这些因素的变化会不同程度地影响土体渗流侵蚀过程中的各种现象,如细粒流失量及流失速率、土样体变、渗透系数等。因此,借助于 CFD-DEM 耦合方法更为系统综合地对这些影响因素进行模拟研究分析具有重要的意义。

本章利用 CFD-DEM 耦合方法模拟了 8 个立方体间断级配砂土试样渗流试验。对比分析了水力梯度、围压、细粒含量对于渗流侵蚀各方面的影响,如渗流侵蚀质量、速率、土表位移、渗流前后的力学特性等。同时通过对颗粒接触网络构成在渗流侵蚀过程中的记录,分析揭示了土体在不同状态下渗流侵蚀的微观机制机制。同时也讨论了导致宏观现象差异产生的微观成因。

2 CFD-DEM 耦合原理

耦合计算中液相部分由经典的 Navier-Stokes 方程平均体积来描述^[11]。平均质量守恒方程为

$$(\partial \alpha_f) / \partial t + \nabla(\alpha_f \mathbf{u}_f) = 0 \quad (1)$$

式中: α_f 为流体体积分数; $\mathbf{u}_f$ 为液相部分的速度矢量; t 为时间。而平均动量守恒方程可写为

$$\frac{\partial \alpha_f \rho_f \mathbf{u}_f}{\partial t} + \nabla \alpha_f \rho_f \mathbf{u}_f \mathbf{u}_f = -\alpha_f \nabla p - \mathbf{R}_{pf} + \nabla(\alpha_f \boldsymbol{\tau}) \quad (2)$$

式中: p 为共用的压力; ρ_f 为流体密度; $\boldsymbol{\tau}$ 为应力张量; $\mathbf{R}_{pf}$ 为与颗粒相相互作用产生的动量源项。液相部分求解采用 PC-SIMPLE 算法^[12],即 Simple 算法拓展到多相的形式,用于压力-速度耦合。

本文中所采用的 CFD-DEM 方法耦合计算流程如图 1 所示。其中 CFD 计算时步长为整数倍的 DEM 计算时步长,即进行 n 步 DEM 计算后,进行一步 CFD 计算,更新相关信息而后再进行 DEM 计算。综合考虑计算效率与准确性,过往文献^[13]中建议 CFD 时步是 DEM 时步的 50~100 倍,本文中确定 CFD 时步为 DEM 时步的 100 倍。本文通过开源软件 CFDEM (<http://www.cfdem.com>)^[14]实现了 DEM 与 CFD 计算的结合。它基于 OpenFOAM CFD 建模环境 (<http://www.openfoam.org>) 和开源离散元计算软件 LIGGGHTS (<http://www.liggghts.com>)。

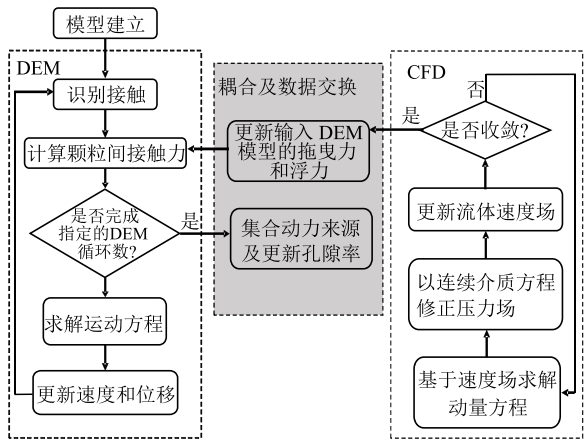


图 1 CFD-DEM 耦合机制
Fig.1 CFD-DEM coupling scheme

3 渗流侵蚀离散元建模

3.1 离散元试样制备

间断级配砂土广泛存在于坝基、土石坝滤芯以及油气井反滤层中，由于颗粒尺寸分布差异较大，当受到渗透力作用时，极易发生颗粒迁移和渗流侵蚀，对坝体、坝基等土工建筑物造成危害。本文所研究的间断级配砂土是一种对实际分布的土样进行一定的简化，即仅考虑细颗粒（粒径范围为 0.233~0.333 mm）和粗颗粒（粒径范围为 1.4~2.0 mm），且粗细颗粒平均粒径比为 6 的理想间断级配砂土。模拟中所用的颗粒形状为球形颗粒，共选用 3 种间断级配砂土，级配如图 2 所示。这 3 种砂土级配主要区别在于细粒含量 f_c ，3 种级配中细粒所占质量分数分别为 15%、25%、35%。制样及试验过程中设置重力加速度为 9.81 m/s^2 ，方向竖直向下。采用分层欠压法制备试样^[15]。试样生成后施加试验工况所需竖向压力，四面侧向墙体保持固定，使试样处于 K_0 应力状态。制备完成后的试样如图 3(a)所示，其尺寸为 $16 \text{ mm} \times 16 \text{ mm} \times 16 \text{ mm}$ 。

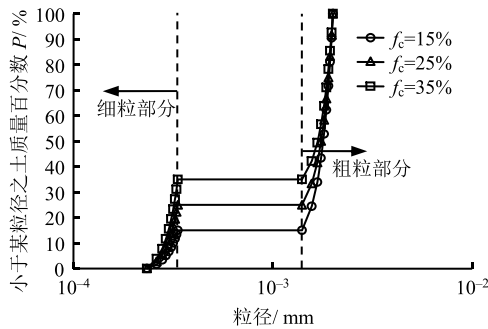


图 2 模拟中采用的粒径级配
Fig.2 Grain-size distribution curves in simulation

DEM 中接触模型采用 Mindlin-Hertz 模型，同

时引入抗转动模型^[16]，表 1 为 DEM 颗粒与接触参数。本文参数主要参照过往研究选取。比如：

(1) 程旷等^[17]结果表明，泊松比 ν 对宏观特性的影响较小，本文取一个常用的值为 0.3。

(2) Chand 等^[18]研究表明，较小的弹性模量 E 对颗粒系统的小应变刚度之外的物理力学响应无明显影响，故本文模拟在保证颗粒重叠率不超过 2% 的前提下选取模量为 100 MPa。

(3) Itasca 用户手册建议模拟砂土材料局部阻尼系数取为 0.7，根据相应换算关系，对应恢复系数大致为 0.3，故恢复系数取为 0.3。

(4) Mitchell 等^[19]根据已有的试验结果建议石英砂的摩擦系数取值为 0.5，因此本文采用此值。

(5) 颗粒间抗转动系数参照文献[20]，取较为常见的值为 0.1。

表 1 颗粒与接触细观参数
Table 1 Microscopic parameters of particles and contact

弹性模量 E / MPa	泊松比 ν	摩擦 系数 μ	恢复 系数 e	颗粒密度 ρ /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	抗转动系数 μ_r
100	0.3	0.5	0.3	2650	0.1

3.2 渗流侵蚀试验模拟

制样完成后，引入 CFD 计算部分进行耦合模拟。CFD 计算网格形状大小与 DEM 试样一致，网格分布为 $8 \times 8 \times 8$ 。根据过往 CFD-DEM 模拟渗流侵蚀试验^[9-10]，采用向上渗流方式，即与重力方向相反。CFD 下部边界条件设置为压力入口（pressure-inlet），上边界设置为压力出口（pressure-outlet），四周边界条件设置为不透水墙体边界，以模拟单向渗流。通过调整上下边界的压力差即可实现不同的水力梯度，渗流过程中采用的水力梯度视具体工况确定。计算过程中离散元部分时步为 $2 \times 10^{-7} \text{ s}$ ，CFD 部分时步为 $2 \times 10^{-5} \text{ s}$ 。

上部墙体在渗流试验中替换为带均匀方形网格墙体（见图 3(b)），参照《土工试验方法标准》（GB/T 50123—1999）^[21]网格大小设定为 2.5 倍的最大细粒粒径，在本模拟中仅会有细粒流失。渗流试验过程中底部墙体保持与制样过程中相同的竖向压力，顶部网格墙体保持固定，故顶部墙体所受力为底部墙体总压力与试样重量之和。由于顶部、底部施加的水力压力边界不同，土体内部有效应力分布在渗流试验中发生变化（见图 4(a)）。试样底部总应力 $\sigma_{\text{bottom}}^{\text{total}}$ 为渗流前施加的有效应力 σ_{bottom}' 和水力压力 $u_{\text{bottom}}^{\text{p}}$ ，试样顶部总应力 $\sigma_{\text{top}}^{\text{total}}$ 为渗流前施加的有效应力 σ_{top}' 和水力压力 $u_{\text{top}}^{\text{p}}$ ，试样水土总重量 W 为

$$W = \gamma_{\text{sat}} L = (\gamma' + \gamma_w)h \quad (3)$$

式中： h 为试样高度； γ_{sat} 、 γ' 、 γ_w 分别为土饱和重度、土深重度、水重度，由土样总体在竖向的平衡可得

$$\sigma'_{\text{top}} + u_{\text{top}}^p + W = \sigma'_{\text{bottom}} + u_{\text{bottom}}^p \quad (4)$$

顶部施加的水力压力为 0，即 $u_{\text{top}}^p = 0$ ，底部施加的水力压力为 $u_{\text{bottom}}^p = \gamma_w i h$ ，其中 i 为施加的水力梯度，由此可得

$$\sigma'_{\text{top}} = \sigma'_{\text{bottom}} + \gamma_w (i-1)h - \gamma' h \quad (5)$$

因此，在施加水力边界后，土样内部原本均匀分布的有效应力场发生变化（见图 4(b)）。但是，由于试样高度较小，上下面的有效应力偏差与渗流前的有效应力相比较小，表 2 列出了模拟的 8 组工况对应的有效应力、水力梯度及渗流阶段顶部、端部有效应力偏差。可以发现，有效应力的最大偏差仅为 6.04%，因此可近似认为有效应力在渗流阶段仍为均匀分布，即忽略土样内部有效应力变化对渗流侵蚀的影响。渗流过程中细粒通过网格流出土样情况可见图 5 示例。本文共进行 8 组试分别研究围压、水力梯度、细粒含量对渗流侵蚀的影响。

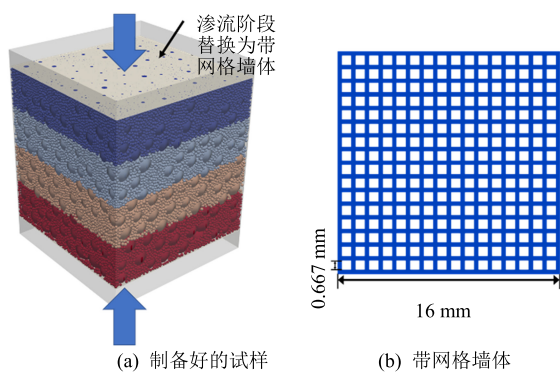


图 3 离散元试样及带网格墙体
Fig.3 DEM sample and DEM wall with grid

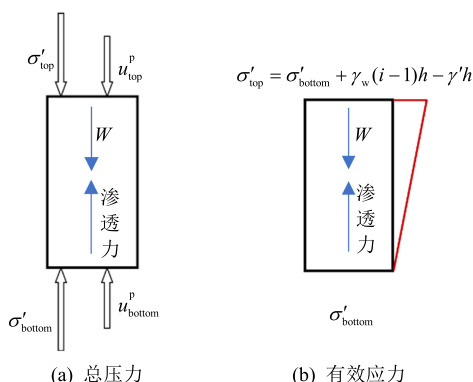


图 4 土体有效应力的变化
Fig.4 Variation of effective stress

表 2 模拟工况
Table 2 Programs of CFD-DEM simulations

编号	有效应力 / kPa	水力梯度 i	细粒含量 / %	顶底有效应力差 $\gamma_w(i-1)h - \gamma'h$ / kPa	有效应力偏差 / %
S1	200	8	25	0.78	0.63
S2	200	20	25	2.67	1.57
S3	200	40	25	5.81	3.14
S4	200	80	25	12.08	6.04
S5	100	40	25	5.81	5.81
S6	400	40	25	5.81	1.45
S7	200	40	15	5.81	2.91
S8	200	40	35	5.81	2.91

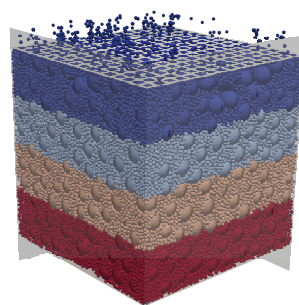


图 5 S1 试样在渗流时间为 1 s 时
Fig.5 Sample S1 when the seepage time is 1 s

4 渗流侵蚀宏观响应特性

模拟渗流试验宏观结果主要由细粒流失量、细粒流失率、土表位移、渗流前后力学特性变化组成。

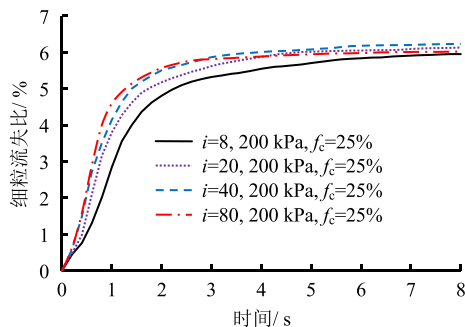
4.1 细粒流失比

为描述渗流侵蚀的发展，定义细颗粒流失比这一参数描述细粒流失量，其值为通过顶部网格流出计算域的颗粒质量（即受侵蚀细粒质量）占渗流开始前所有颗粒总质量的百分比。图 6 为所有试样细粒流失比随时间的变化，可以观察到对于所有试样，在渗流初期细粒流失比增长速度较快，而后趋于平缓。图 6(a)为细粒流失比在不同水力梯度下随渗流时间的变化。渗流前期细粒流失比随水力梯度的增大而增大。随着渗流侵蚀的发展，水力梯度为 $i = 80$ 试样的流失比会开始先后小于 $i = 40$ 与 $i = 20$ 的试样。除 $i = 80$ 试样以外，另 3 试样在渗流时间全程内细粒流失比随水力梯度的增大而增大。

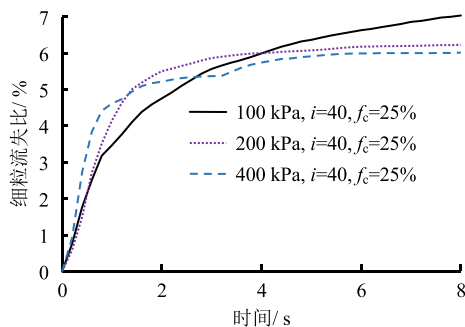
图 6(b)为不同围压对细粒流失比发展的影响，渗流初期细粒流失比随着围压的增大而增大。而后进入颗粒流失比平缓发展阶段后，可观察到围压越小颗粒流失比越大，这一规律与 Ke 等^[22]通过试验得的规律相同。同时还观察到 100 kPa 对应曲线在试验结束时尚未平稳，依然有较为可观质量的细粒流失。试验结果说明了围压对渗流侵蚀发展在不同

阶段具有不同的影响。围压的增大在初期能加速细粒的流失, 表现为挤出效应。在后期渗流趋向稳定时较大的围压反而会起到限制细粒流失的作用。

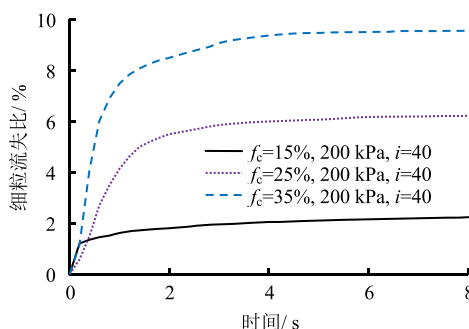
图 6(c)为不同细粒含量对细粒流失比的影响, 除试验最初阶段细粒含量 $f_c = 15\%$ 与 $f_c = 35\%$ 试样的流失比接近略高于 $f_c = 25\%$ 试样外, 整个渗流过程中细粒流失比随着细粒含量的增加而增加且细粒流失比差异相较水力梯度、围压的影响更为明显。



(a) 水力梯度的影响



(b) 围压的影响



(c) 细粒含量的影响

图 6 细粒流失比随时间的变化

Fig.6 Variation of total fine grain loss ratio with seepage time

Ke 等^[22]研究了细粒含量对渗流侵蚀特性的影响, 将其得到的细粒流失量百分比随时间发展与本模拟结果对比, 见图 7。图中模拟与试验结果相对应的 y 轴分别为左右侧 y 轴, x 轴为总试验时间占比。由图可知, 虽然试验结果数值上与本模拟存在一定差异, 但在细粒渗流比随时间发展趋势及初始

细粒含量的影响等两个方面上, 模拟与试验结果符合较好, 说明了模拟结果的合理性。而数值上的差异可能由粗细粒径比、围压、加压方式等之间的差异产生。

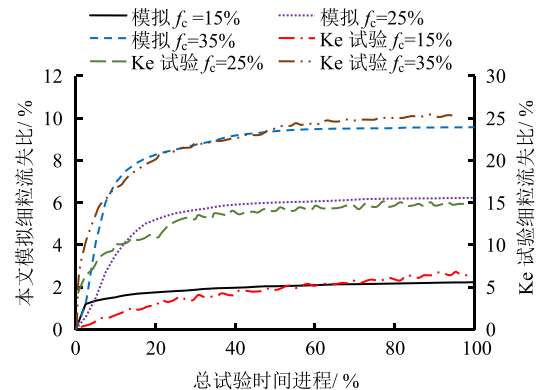


图 7 与试验结果对比: 细粒含量对细粒流失比影响

Fig.7 Comparison with experimental results: effect of fines content on fines loss ratio

4.2 细粒流失率

过往试验研究中受限于试验条件, 无法精确量测细粒流失率。通常采用通过较长时间尺度流失量平均计算^[23]或通过光学手段量测流出液体透明度^[5]来间接测量细粒流失率。数值模拟中我们可以直接计算得到细粒流失率, 使得结果更为准确。参照 Bendahmane 等的研究^[5], 定义每秒每平方米面积上的细粒流失量为细粒流失率。

图 8 为细粒流失率随时间的变化。在所有试验中细粒流失率均先上升到峰值而后逐渐趋近于 0。由图 8(a)可知, 峰值细粒流失率随着水力梯度的上升而增大, 这与过往室内试验^[5]结果所得到的规律一致, 一定程度上说明了本文数值模拟的准确性。由图 8(b)可知, 峰值细粒流失率随着围压的增大而增大, 符合过往室内试验得出的规律^[5, 23]。在图 8(c)中可发现, 细粒含量为 25% 的试样与细粒含量为 15% 的试样其峰值细粒流失率十分相近, 而细粒含量为 35% 的试样的峰值细粒流失率是这两者的将近 2.5 倍。这反映细粒含量的上升对峰值流失率的影响在一定范围内并不为简单的增加, 具体的变化情况还需要未来进一步的补充试验阐明。

4.3 土体轴向变形

渗流侵蚀过程中, 细粒的流失改变了土体骨架结构, 使土体产生一定程度的形变。对于在一定一维压力下进行的土体渗流侵蚀试验, 过往的室内试验往往会监测土表位移以反映渗流侵蚀过程中不同阶段的土体形变特性随渗流侵蚀的变化^[24]。在本章

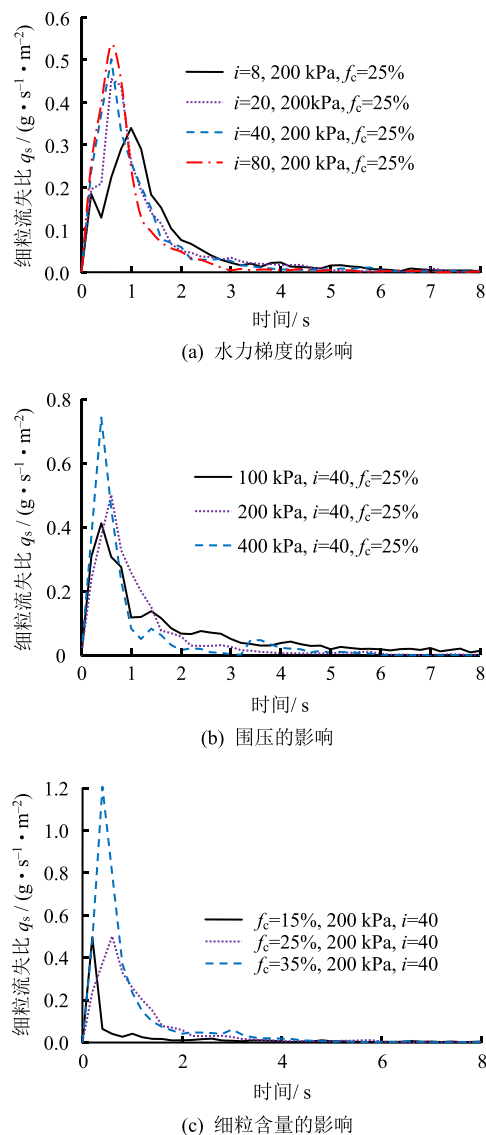


图 8 细粒流失率随时间的变化

Fig.8 Variation of total fine grain loss ratio with seepage time

试验中, 试样顶部为网格墙体, 细颗粒由试样顶部流出土样, 故底部墙体位移等同于土体轴向变形。试样轴向变形随渗流时间的变化见图 9。

图 9 中轴向变形随时间的变化在初始阶段增大速率较大, 且呈近似直线关系, 各条曲线初始直线段结束点纵轴坐标较为接近。而后曲线呈现出趋近平缓状态, 大部分曲线在后段呈现出水平线, 即轴向变形不再发生变化。由图 9(a)可知, 初始阶段地表位移随着水力梯度的增大而增大, 试验结束时的地表位移随着水力梯度的增大而减小, 除 $i=20$ 对应试验外。初始阶段地表位移随压力增加而增加, 而在最后 200 kPa 对应试样的位移略大于 400 kPa 所对应的位移。同时, 可观察到高围压 (400 kPa) 下地表位移曲线较快趋向于稳定不再发生明显变动, 而低围压 (100 kPa) 条件下直至试验结束, 地表位移曲

线也未完全平稳。由图 9(c)可知, 不同细粒含量下地表位移差值明显较大。图中可发现地表位移随着细粒含量的增大而增大, 同时趋向平稳的时间也会随着细粒含量的增大而推迟。

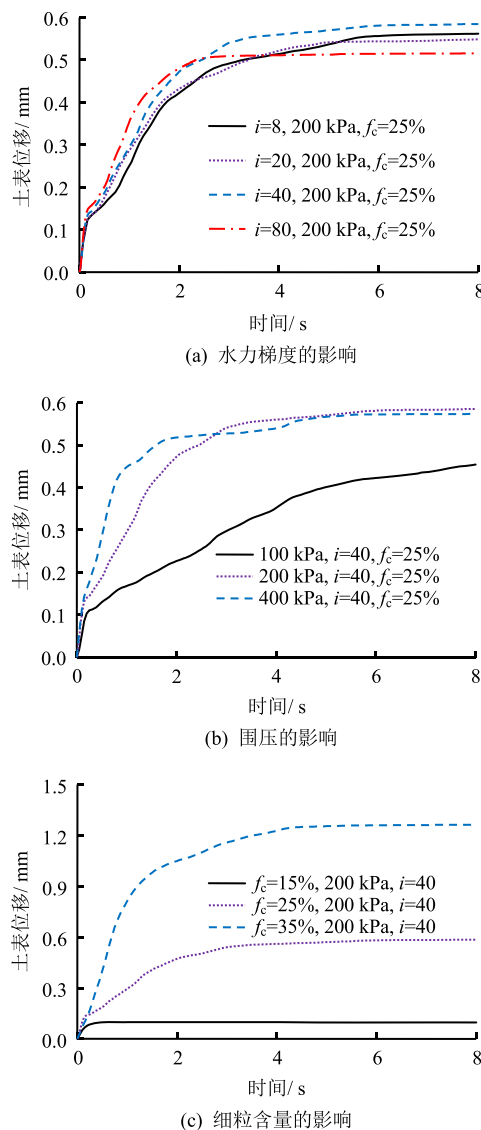


图 9 土体轴向变形随时间的变化

Fig.9 Variation of axial deformation with seepage time

由上述现象可推论得出, 高围压 400 kPa 下试样在较短时间内即可达到地表位移稳定值, 而低围压 100 kPa 下在当前试验时间 (8 s) 内无法达到稳定值。结合细粒流失随时间的变化, 可以判断低围压下的试样在当前试验时间内渗流侵蚀过程并未完成。说明渗流侵蚀试验稳定所需的时间与围压相关。同时也可发现, 细粒含量的增加会导致渗流完成所需的时间变长, 且细粒含量对轴向变形的影响较大。

轴向压缩变形前后土样孔隙比的变化如表 3 所示。结果表明, 由于细粒流失, 不同围压、不同水力梯度下的试样渗流侵蚀后的孔隙比均有所增大,

但是相较于围压，水力梯度对渗流后孔隙比的影响并不显著（S1~S4）。在相同的细粒含量和水力梯度下，当围压由 100 kPa 增加到 400 kPa（S5、S2、S6），细粒流失比降低（见图 6），渗流前后孔隙比的变化量明显减小，表明增大围压能有效抵抗渗流侵蚀。

表 3 渗流前后孔隙比变化

Table 3 Variation of void ratio before and after erosion

编号	围压 / kPa	水力梯度 i	细粒含量 / %	渗流前孔隙比	渗流后孔隙比
S1	200	8	25	0.340	0.376
S2	200	20	25	0.340	0.380
S3	200	40	25	0.340	0.378
S4	200	80	25	0.340	0.381
S5	100	40	25	0.345	0.406
S6	400	40	25	0.337	0.372
S7	200	40	15	0.352	0.375
S8	200	40	35	0.344	0.371

4.4 渗流前后力学特性

渗流侵蚀导致的细粒流失除了使土体产生一定程度的形变外，土体的力学特性可能也会因之改变。过往类似的试验、模拟研究并未考虑到围压、细粒含量、水力梯度等各影响因素对渗流前后强度变化的影响。因此，本文对已有研究是个很有益的补充。本次模拟中渗流前后试样在 200 kPa 围压下进行了三轴试验，图 10 为相关结果。应力比为偏应力与平均应力之比。由试验结果可知：试样普遍呈现出应变软化状态，体变呈现出先体缩后体胀的特点；相

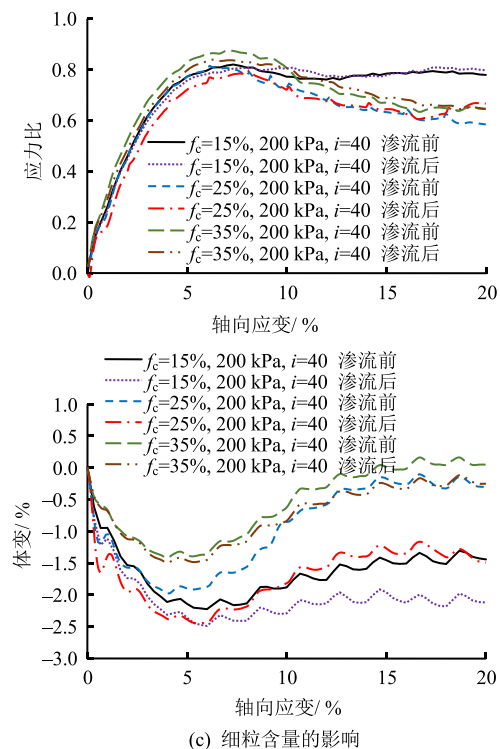
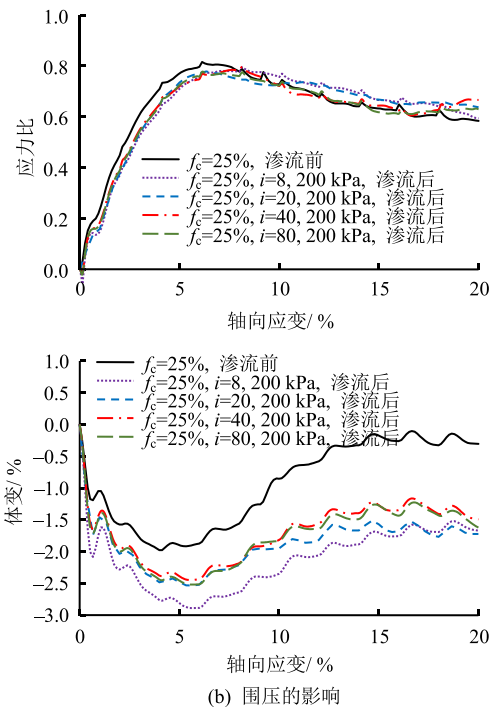
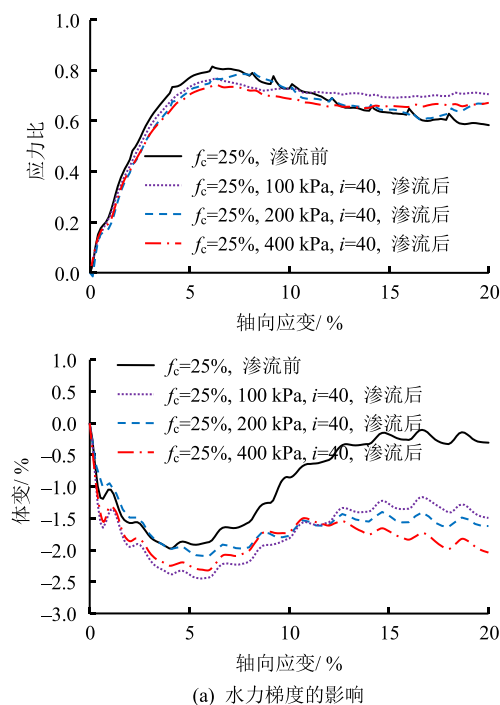


图 10 土样渗流前后的三轴试验结果对比
Fig.10 Comparison of triaxial tests before and after erosion

比于渗流前，渗流后的强度略微降低；围压与水力梯度对试样渗流前后强度与体变的影响不显著。对于具有不同细粒含量的试样，渗流前后的体变均随细粒含量的减少而减少，且细粒含量影响应力应变曲线形态，如细粒含量为 15% 试样接近呈现出应变强化特征。

表 4 为渗流侵蚀前后土体 E_{50} (E_{50} 为 50% 强度

处的割线模量)的变化。由结果可知,在渗流前,土体 E_{50} 主要受细粒含量的影响,在细粒含量为 15%和 25%的试样中,其 E_{50} 大小十分接近,而细粒含量达到 35%时, E_{50} 显著提高,这与 Liu 等^[20]的研究结论相一致,即土中力的传递在细粒含量为 35%左右时发生转变,且本文微观力链的分析结果(见第 5 节)也证实了这一宏观现象。由于渗流中的轴向变形会导致颗粒之间发生错动,特别是粗颗粒之间发生重分布,使得土体抗剪强度降低,同时 E_{50} 模量减小。

表 4 渗流前后 E_{50} 的变化
Table 4 Variation of E_{50} before and after erosion

编号	水力梯度 i	细粒含量 / %	渗流前模量 E_{50}	渗流后模量 E_{50}
S1	8	25	2.75	2.14
S2	20	25	2.75	2.19
S3	40	25	2.75	2.29
S4	80	25	2.75	2.26
S5	40	25	2.75	2.54
S6	40	25	2.75	2.42
S7	40	15	2.78	2.71
S8	40	35	3.25	2.96

5 渗流侵蚀微观机制

散体材料特别是由不同尺寸颗粒组成的散体材料受力时,致使其内部颗粒间接触力的传递也呈现高度的非均匀性,这是控制渗透侵蚀强度的关键因素,也是侵蚀弱化的主要诱因。借助于离散元的特性,我们可以定量观测试样受侵蚀时其内部非均匀性的变化,从而从微观层面揭示侵蚀弱化的特性。

散体材料系统中的少数接触传递的力的大小远大于其他接触点时,我们通常将力的传递两种不同的类别表示,分别称为强力和弱力接触网^[25-26]。其中强力接触网主要贡献于宏观偏应力从而决定试样的抗剪切强度,而弱力接触网主方向与加载方向垂直主要贡献于维持强力链稳定。根据过往文献^[25, 27-28],在本文中定义特征力 $f^* = 1.2 \langle f_n \rangle$, 其中, $\langle f_n \rangle$ 为系统中所有法向接触力的平均值。特征力代表强弱力网的分界线,大于 f^* 则认定此接触为强接触,反之认定为弱接触。由本文模拟中颗粒粒径特性,定义 3 种接触 c-f、c-c、f-f, 分别代表粗颗粒-细颗粒间接触、粗颗粒-粗颗粒接触、细颗粒-细颗粒接触。Hu 等^[10]记录分析了渗流侵蚀过程中粗粗、粗细、细细 3 种接触类型对应配位数的变化, Liu 等^[20]分析了渗流侵蚀过程中粗细颗粒两类接触网络对围压贡献占比变化。然而粗粗、粗细、细细 3 种接触

类型强接触占比在渗流侵蚀过程中的发展变化及细粒含量对其影响尚缺乏研究。

由上文宏观结果,细粒含量的差异对宏观结果影响较大,故在下文中分析细粒含量对微观结果的影响。图 11 为试样 S7、S3、S8(细粒含量分别为 15%、25%、35%) 渗流开始前每种接触类型的强接触数量百分比。由此可观察到随着细粒含量的上升,粗细颗粒接触、细细颗粒接触所占强接触百分比下降,细细颗粒接触所占强接触百分比上升。对于细粒含量为 15%的试样,其细细颗粒接触所占强接触百分比接近为 0。对于细粒含量为 35%的试样,其粗粗颗粒接触所占强接触百分比接近为 0。过往研究^[29-31]指出,细粒含量与土体力学特性密切相关,存在一个细粒含量的阈值,代表“粗粒中细粒”与“细粒中粗粒”两种结构之间的转换。Chang 等^[32]的试验研究表明细粒含量大于 35%时,粗粒在细粒网络中完全隔离和漂浮。本模拟中细粒含量为 35%的试样粗粗接触占强接触百分比接近为 0 从微观角度证实了这一结论。

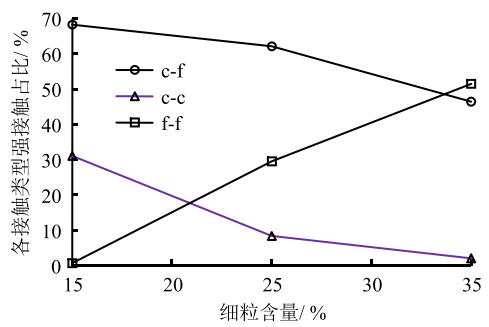


图 11 各接触类型强接触百分比随细粒含量的变化
Fig.11 Relationship between percentage of strong contacts for each contact type and fines content

渗流侵蚀开始后,试样中的细颗粒随渗流的进行逐渐流失,流失细粒参与形成的接触网络消失,新的接触网络形成,因此颗粒间的接触网络会随着细粒的流失而重构变化。

图 12 为各接触类型强接触百分比随渗流时间的变化,可在一定程度上反映试样中接触网络的变化情况。在细粒含量为 15%的试样中,各接触类型强接触基本不发生变化,可认为流失的细粒绝大多数只参与弱接触的形成,土骨架基本不发生变化,这也与土表位移结果一致。在细粒含量为 25%和 35%的土样中,可观察到粗粗接触与粗细接触占比的上升以及细细接触数量的下降。这表明在这两个试样中,细粒的流失导致部分细细强接触消失,形成了新的粗细、粗粗强接触,土骨架发生一定程度

的变动,在宏观上体现为土表位移较大。

图 13 为试样 S7、S3、S8 在渗流前后强接触形成的“强力链”对比,图中的圆柱链接接触两端颗

粒球心,颜色和粗细表征接触力的大小。更为直观地展示了各接触类型强接触占比在渗流前后发生的变化。

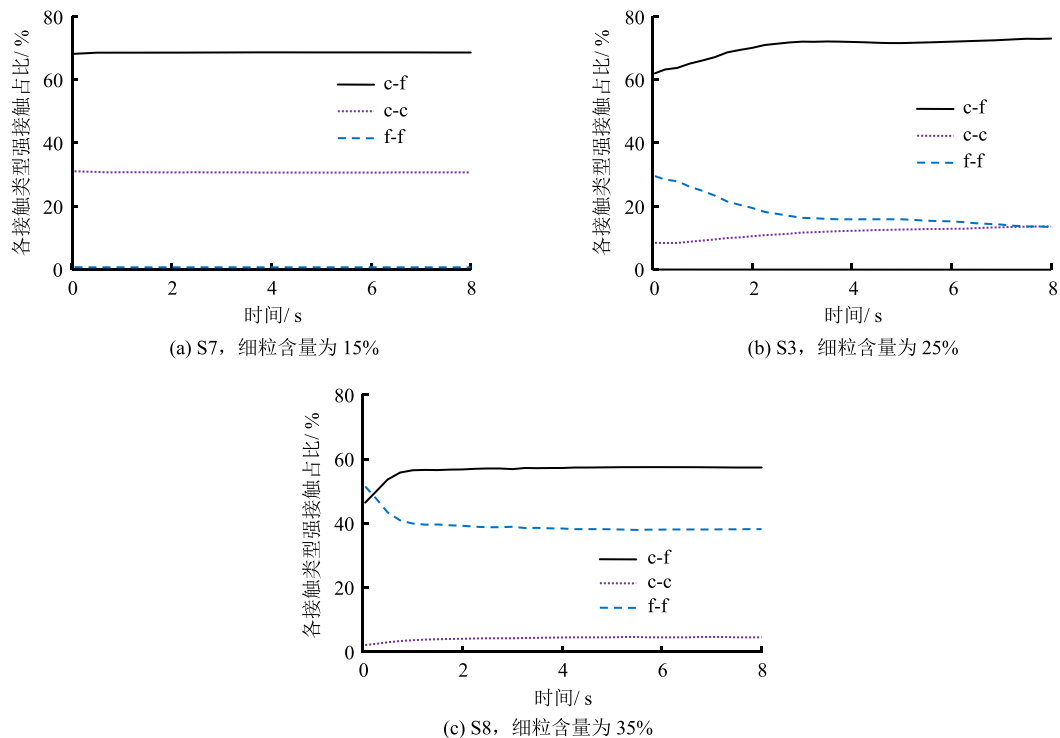


图 12 各接触类型强接触百分比随渗流时间的变化

Fig.12 Relationship between percentage of strong contacts for each contact type and seepage time

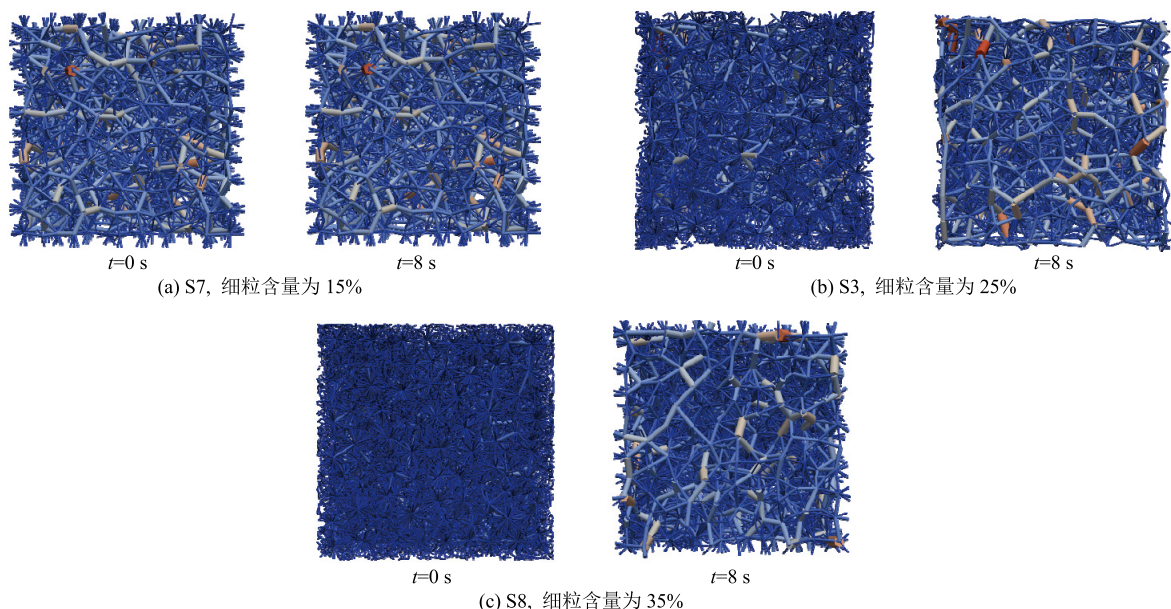


图 13 渗流前后试样中强力链

Fig.13 Strong force chain in soil sample before and after seepage

6 结 论

(1) 除 $i = 80\text{m/m}$ 试样外,细粒流失比随水力梯度的增大而增大。在轴向围压作用下,围压对细

粒流失比的作用在渗流初始阶段与稳定阶段相反,渗流初期细粒流失比随着围压的增大而增大,渗流稳定阶段细粒流失比随着围压的增大而减小。细粒流失比随着细粒含量的增加而增加,且细粒含量变

化对细粒流失比的影响较另外两影响因素更为显著。

(2) 渗流过程中的峰值细粒流失率随着水力梯度的上升而上升, 随着围压的增大而增大。细粒含量为 35% 的试样峰值细粒流失率要大于细粒含量为 15% 和 25% 的试样, 细粒含量对峰值流失率的具体影响有待于未来进一步的试验或模拟确认。

(3) 试验初始阶段土表位移随水力梯度的增大而增大, 同时水力梯度越大土表位移越早趋向于稳定。渗流初期土表位移随着围压的增大而增大, 低围压条件下渗流导致的土表位移稳定所需时间较长。细粒含量的增大较大的提升了土表位移, 且细粒含量的增大使得渗流稳定所需的时间变长。

(4) 相较于渗流前, 渗流后的试样强度和 E_{50} 模量均有一定程度的下降, 同时剪切过程中体积收缩量更大。水力梯度与围压对渗流后的强度、体变等特性影响不显著。增大围压, 能显著提高土体抵抗渗流侵蚀的能力。

(5) 不同细粒含量的试样在渗流前其内部接触构成具有较大差异。在渗流过程中, 细粒含量为 15% 的试样内部接触构成基本不发生变化。而对于细粒含量 (25%, 35%) 较大的试样, 由于细粒的流失粗颗粒更多的参与强接触的构成, 土骨架发生一定程度的变动, 且变动程度随细粒含量增大而增大, 这与土体轴向变形结果一致。

值得注意的是, 受限于数值计算方法以及计算机算力, 本文模拟中引入的一些假设和简化在一定程度上限制了结论的适用范围。如模拟中球形颗粒形状与真实砂土颗粒形状的差异, 虽然模拟中引入旋转抵抗模型以反映颗粒表面粗糙度, 但颗粒咬合、自锁等特性难以通过球形颗粒完全反映。另一方面, 本模拟将实际工程中的宽级配土简化为理想的仅考虑粗、细颗粒的间断级配土体, 一定程度上限制了本文结论在实际工程中的适用性。

参考文献

- [1] FOSTER M, FELL R, SPANNAGLE M. The statistics of embankment dam failures and accidents[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2000, 37(5): 1000-1024.
- [2] LAFLEUR J, MLYNAREK J, ROLLIN A L. Filtration of broadly graded cohesionless soils[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1989, 115(12): 1747-1768.
- [3] SKEMPTON A W, BROGAN J M. Experiments on piping in sandy gravels[J]. **Géotechnique**, 1994, 44(3): 449-460.
- [4] KENNEY T C, LAU D. Internal stability of granular filters[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1985, 22(2): 215-225.
- [5] BENDAHDANE F, MAROT D, ALEXIS A. Experimental parametric study of suffusion and backward erosion[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2008, 134(1): 57-67.
- [6] LI M, FANNIN R J. Comparison of two criteria for internal stability of granular soil[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2008, 45(9): 1303-1309.
- [7] MEHDIZADEH A, DISFANI M M, EVANS R, et al. Progressive internal erosion in a gap-graded internally unstable soil: mechanical and geometrical effects[J]. **International Journal of Geomechanics**, 2018, 18(3): 1-14.
- [8] 周宗青, 李利平, 石少帅, 等. 隧道突涌水机制与渗透破坏灾变过程模拟研究[J]. **岩土力学**, 2020, 41(11): 3621-3631.
ZHOU Zong-qing, LI Li-ping, SHI Shao-shuai, et al. Study on tunnel water inrush mechanism and simulation of seepage failure process[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(11): 3621-3631.
- [9] ZOU Y, CHEN C, ZHANG L. Simulating progression of internal erosion in gap-graded sandy gravels using coupled CFD-DEM[J]. **International Journal of Geomechanics**, 2020, 20(1): 1-9.
- [10] HU Z, ZHANG Y, YANG Z. Suffusion-induced evolution of mechanical and microstructural properties of gap-graded soils using CFD-DEM[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2020, 146(5): 1-18.
- [11] DREW D A. Mathematical modeling of two-phase flow[J]. **Annual Review of Fluid Mechanics**, 1983, 15: 261-291.
- [12] VASQUEZ S. A phase coupled method for solving multiphase problems on unstructured mesh[C]//ASME 2000 Fluids Engineering Division Summer Meeting. [S. l.]: [s. n.], 2000.
- [13] TAO H, TAO J. Quantitative analysis of piping erosion micro-mechanisms with coupled CFD and DEM method[J]. **Acta Geotechnica**, 2017, 12(3): 573-592.
- [14] GONIVA C, KLOSS C, DEEN N G, et al. Influence of rolling friction on single spout fluidized bed simulation[J]. **Particuology**, 2012, 10(5): 582-591.
- [15] JIANG M J, KONRAD J M, LEROUEIL S. An efficient

- technique for generating homogeneous specimens for DEM studies[J]. **Computers and Geotechnics**, 2003, 30(7): 579-597.
- [16] AI J, CHEN J F, ROTTER J M, et al. Assessment of rolling resistance models in discrete element simulations[J]. **Powder Technology**, 2011, 206(3): 269-282.
- [17] 程旷, 杨庆, 王胤. 基于离散元的渗流致断级配土颗粒运移数值分析方法研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2019. CHENG Kuang, YANG Qing, WANG Yin. Study on DEM-based numerical methods for seepage-induced fine particle migration in gap-graded soils[D]. Dalian: Dalian University of Technology.
- [18] CHAND R, KHASKHELI M A, QADIR A, et al. Discrete particle simulation of radial segregation in horizontally rotating drum: effects of drum-length and non-rotating end-plates[J]. **Physica A: Statistical Mechanics and its Applications**, 2012, 391(20): 4590-4596.
- [19] MITCHELL J K, SOGA K. Fundamentals of soil behavior[M]. New York: John Wiley & Sons, 2005.
- [20] LIU Y, WANG L, HONG Y, et al. A coupled CFD-DEM investigation of suffusion of gap graded soil: coupling effect of confining pressure and fines content[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2020, 44(18): 2375-2500.
- [21] 国家技术监督局, 中华人民共和国建设部. GB/T 50123—1999 土工试验方法标准[S]. 北京: 中国计划出版社, 1999. State Bureau of Technical Supervision, Ministry of Construction of the people's Republic of China. GB/T 50123—1999 Standard for soil test method [S]. Beijing: China Planning Press, 1999.
- [22] KE L, TAKAHASHI A. Experimental investigations on suffusion characteristics and its mechanical consequences on saturated cohesionless soil[J/OL]. **Soils and Foundations**, 2014, 54(4): 713-730.
- [23] PAPAMICHOS E, VARDOULAKIS I, TRONVOLL J, et al. Volumetric sand production model and experiment[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2001, 25(8): 789-808.
- [24] TOMLINSON S S, VAID Y P. Seepage forces and confining pressure effects on piping erosion[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2000, 37(1): 1-13.
- [25] THORNTON C, ANTONY S J. Quasi-static deformation of particulate media[J]. **Philosophical Transactions: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, 1998, 356(1747): 2763-2782.
- [26] RADJAI F, WOLF D E, JEAN M, et al. Bimodal character of stress transmission in granular packings[J]. **Physical Review Letters**, 1998, 80(1): 61-64.
- [27] THORNTON C, ZHANG L. On the evolution of stress and microstructure during general 3D deviatoric straining of granular media[J]. **Geotechnique**, 2010, 60(5): 333-341.
- [28] MINH N H, CHENG Y P, THORNTON C. Strong force networks in granular mixtures[J]. **Granular Matter**, 2014, 16(1): 69-78.
- [29] VALLEJO L E. Interpretation of the limits in shear strength in binary granular mixtures[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2001, 38(5): 1097-1104.
- [30] HUANG Y T, HUANG A B, KUO Y C, et al. A laboratory study on the undrained strength of a silty sand from Central Western Taiwan[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2004, 24(9-10): 733-743.
- [31] YANG S L, SANDVEN R, GRANDE L. Steady-state lines of sand-silt mixtures[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2006, 43(11): 1213-1219.
- [32] CHANG C S, MEIDANI M. Dominant grains network and behavior of sand-silt mixtures: stress-strain modeling[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2013, 37(15): 2563-2589.