

DOI: 10.16285/j.rsm.2020.0131

隧道突涌水机制与渗透破坏灾变过程模拟研究

周宗青^{1,2,3,4}, 李利平^{1,2}, 石少帅^{1,2}, 刘 聪¹, 高成路¹, 屠文锋¹, 王美霞¹

(1. 山东大学 齐鲁交通学院, 山东 济南 250002; 2. 山东大学 岩土与结构工程研究中心, 山东 济南 250061;
3. 长江水利委员会长江科学院 水利部岩土力学与工程重点实验室, 湖北 武汉 430010;
4. 山东科技大学 山东省矿山灾害预防控制省部共建国家重点实验室培育基地, 山东 青岛 266590)

摘 要: 针对岩体渐进破坏和充填体渗透失稳两种典型突涌水灾害, 阐述了动力扰动、开挖卸荷与高水压三者联合作用下岩体渐进破裂机制, 以及高渗透压作用下充填体“变强度-变渗透性-变黏度”的渗透破坏机制。针对渗透破坏突涌水的变黏度机制, 采用 DEM-CFD 耦合计算方法, 开展了流体黏度对渗透破坏机制影响的定性模拟研究, 分析了流体黏度对平均接触力、流量(流速)、孔隙率、颗粒运移过程、运移轨迹以及临界水力梯度的影响规律。结果表明, 低黏度条件下的临界水力梯度比高黏度条件下的要小, 换言之, 低黏度条件下充填体更容易发生渗透破坏; 平均接触力对水力梯度临界值的响应最为敏感, 而流量难以准确反映该信息。从渗透破坏突涌水的变黏度机制这单一角度出发(不考虑渗透性增大的影响), 随着黏性介质流入水体, 流体黏度会增大, 但流动速度会降低, 两者共同作用下反而阻碍了渗透破坏过程的发展。最后, 采用 DEM-CFD 计算方法, 对工程尺度突涌水过程进行了模拟, 再现了突涌水优势通道的形成与扩展过程, 并指出了实现突涌水灾变机制模拟所需解决的参数选取与定量分析难题。

关 键 词: 突涌水灾害; 灾变机制; 流体黏度; 渗透破坏; DEM-CFD; 数值模拟

中图分类号: TU 411

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2020)11-3621-11

Study on tunnel water inrush mechanism and simulation of seepage failure process

ZHOU Zong-qing^{1,2,3,4}, LI Li-ping^{1,2}, SHI Shao-shuai^{1,2}, LIU Cong¹, GAO Cheng-lu¹,
TU Wen-feng¹, WANG Mei-xia¹

(1. School of Qilu Transportation, Shandong University, Jinan, Shandong 250002, China; 2. Geotechnical and Structural Engineering Research Center, Shandong University, Jinan, Shandong 250061, China; 3. Key Laboratory of Geotechnical Mechanics and Engineering of Ministry of Water Resources, Yangtze River Scientific Research Institute, Wuhan, Hubei 430010 China; 4. State Key Laboratory of Mining Disaster Prevention and Control Co-founded by Shandong Province and the Ministry of Science and Technology, Shandong University of Science and Technology, Qingdao, Shandong 266590 China)

Abstract: In view of the two typical modes of water inrush disasters, progressive fracturing of rock mass and seepage failure of filling structure, the mechanism of progressive fracturing of rock mass under the combined effects of dynamic disturbance, excavation unloading and high water pressure is described. The seepage failure mechanism of the variable strength-variable permeability-variable viscosity of the filling structure under osmotic pressure is also expounded. For the variable viscosity mechanism of water inrush caused by seepage failure of filling structure, a qualitative simulation study on the effect of fluid viscosity on seepage failure mechanism is carried out using the DEM-CFD coupled simulation method. The effects of fluid viscosity on the average contact force, flow rate (flow velocity), porosity, particle migration process, migration trajectory and critical hydraulic gradient of the simulation model are analyzed. The results show that the critical hydraulic gradient of fluid with low viscosity is smaller than that with high viscosity. In other words, seepage failure of filling structure is more likely to occur under the action of fluid flow with low viscosity; the average contact force is especially sensitive to the response of critical value of the hydraulic gradient, however it is difficult to be accurately reflected by the flow rate. Considering only the variable viscosity mechanism of

收稿日期: 2020-01-09

修回日期: 2020-04-13

基金项目: 国家自然科学基金 (No. 51709159, No. 51911530214); 山东省重点研发计划 (No. 2019GSF111030); 长江科学院开放研究基金资助项目 (No. CKWV2018468/KY); 山东省矿山灾害预防控制省部共建国家重点实验室培育基地开放基金资助项目 (No. MDPC201802)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (51709159, 51911530214), Shandong Provincial Key R&D Program of China (2019GSF111030), the CRSRI Open Research Program (CKWV2018468/KY) and the State Key Laboratory of Mining Disaster Prevention and Control Co-founded by Shandong Province and the Ministry of Science and Technology (MDPC201802).

第一作者简介: 周宗青, 男, 1988 年生, 博士, 副教授, 博士生导师, 主要从事隧道突水灾变机制与演化过程模拟分析方法等方面的研究工作。

E-mail: Zongqing.Zhou@sdu.edu.cn

water inrush due to seepage failure (regardless of the effect of increasing permeability), as the viscous medium flows into water, the fluid viscosity would increase, but the flow velocity would decrease, and the combined action of these two changes would actually hinder the development of seepage failure process. Finally, the phenomenon of water inrush process in engineering scale is simulated using DEM-CFD method, and the formation and expansion process of the dominant channel of water inrush is reproduced. The problems of parameter selection and quantitative analysis are identified to realize the simulation of water inrush mechanism.

Keywords: water inrush disasters; mechanism; fluid viscosity; seepage failure; DEM-CFD; numerical simulation

1 引言

随着我国基础设施建设的快速发展和“一带一路”的实施,交通、水利水电等重大工程建设迎来了全新的发展机遇,极大地促进了深长隧道(洞)工程的建设。尤其是随着交通路网向遍布崇山峻岭的西部纵深拓展,以及引汉济渭、滇中引水等水利工程的逐步开工建设,出现了数百条“埋深千米,长度超 10 km”的隧道工程,并具有“大埋深、长洞线、高应力、强岩溶、高水压、构造复杂、灾害频发”等显著特点。

以水利水电工程为例,国家规划中将重要江河流域的水电梯级开发和水利基础设施建设作为重点。随着雅鲁藏布江、金沙江、澜沧江、雅砻江、怒江等多条重要江河流域的开发以及南水北调等跨流域调水工程的规划,20 多个世界级的大型水利水电工程正在建设。如滇中引水工程输水线路总长超过 600 km,由超过 60 座隧洞构成,关键性控制工程香炉山隧洞全长约 60 km,最大埋深超过 1 000 m;已经开工的引汉济渭工程秦岭引水隧洞全长约 98.30 km,最大埋深超过 2 000 m。

以交通运输工程为例,正在修建的成兰铁路,隧道占线路总长度的 67%,多次穿越活动断裂带和可溶岩区域,隧道最大埋深达到 1 900 m,最长达 15 km;大瑞铁路重点控制性工程高黎贡山隧道,是目前亚洲最长的山岭铁路隧道,全长 34.5 km,隧道最大埋深为 1 155 m。即将开工建设的川藏铁路雅安至林芝段新建桥隧总长 966 km,桥隧比为 96%,隧道 72 座长度约 852 km,占线路全长约 85%,最长隧道为 42.2 km。

上述隧道(洞)大多位于高山峡谷区,强富水、高承压或高地应力的深部环境造成的突涌水灾害形势日趋严峻,极易诱发突涌水等重大地质灾害以及水资源枯竭、地表塌陷等次生环境地质灾害,对隧道工程建设安全、人民生命财产安全、生态环境保护等构成严重威胁,对突涌水灾害防控水平提出了更高的要求^[1]。

隧道突水灾害防控主要包括不良地质超前预报、灾变机制与演化模拟、预测预警与科学决策、

动态调控与灾害防治等方面。其中,突涌水灾变机制科学认知与演化过程真实模拟是监测预警与调控决策的理论基础。针对突涌水致灾构造的水文地质特征及条件^[2]、不良地质地球物理探测理论及方法^[3-6]、突涌水预测预警机制与控制对策^[7-10]等方面,国内外学者已开展了大量的研究工作,在此不再赘述。本文主要是基于对突涌水灾害的前期研究,阐述了对突涌水灾变机制的新认识,并针对渗透破坏突涌水,采用离散元(DEM)-计算流体动力学(CFD)耦合方法,开展试样尺度下渗透破坏机制的模拟分析以及工程尺度突涌水灾变过程的现象模拟研究。

2 隧道突涌水灾变演化机制

突涌水灾害是指隧道与地下工程施工过程中大量的水体或泥水混合物沿岩体节理、断层等结构面以及岩溶管道、地下暗河等不良地质构造瞬时涌入隧道内的一种地质灾害现象。

隧道突涌水灾害由灾害源、突涌水通道与防突结构 3 部分组成。灾害源是突涌水灾害发生的首要因素和源动力,是隧道超前地质预报的主要研究对象。突涌水通道是灾害源的优势运移通道,通常由防突结构破坏形成。防突结构是指灾害源与隧道临空面之间具有防突水能力的岩土体。防突结构破坏模式以及突涌水通道形成过程是突涌水灾害机制与监测预警的主要研究对象。按防突结构性质及其破坏模式,可将其划分为岩体渐进破裂型突水和充填体渗透失稳型突水。

2.1 防突岩体渐进破坏型突涌水机制

当隧道前方及周边存在高压富水溶洞等大型含导水构造时,裂隙岩体是突涌水灾害的防突结构。该类灾害实质上是防突岩体中的原生节理、裂隙或地质结构弱面在动力扰动、开挖卸荷和高渗透压三者联合作用下产生新裂纹或裂纹起裂,并逐步扩展、贯通,直至岩体破裂形成突水通道的渐进过程^[11-14];其中,动力扰动、高渗透压是主要的外部扰动荷载。三者的相互作用关系如图 1 所示。

首先,爆破开挖瞬间会产生巨大的能量,其产生的爆生气体使得周边岩体发生破坏、损伤;同时,隧道开挖会引起地应力释放和应力场重分布,使得

岩体内部裂纹尖端处应力状态发生改变，导致裂纹发生起裂、扩展、贯通。两者共同作用下将产生一个扰动裂隙区，主要由岩体沿着结构面发生压剪破坏或沿炮孔径向发生拉伸破坏形成，对深埋隧洞而言，岩体更容易沿结构弱面发生压剪破坏。

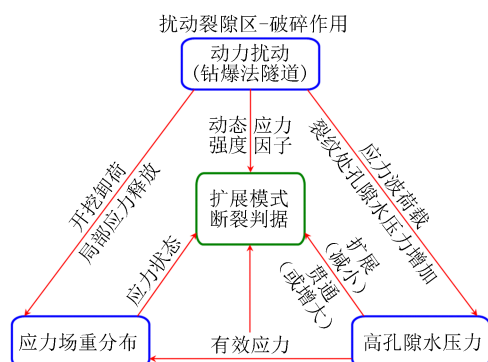


图 1 动力扰动、卸荷作用与高渗透压三者联合作用下岩体破裂机制示意图

Fig.1 Failure mechanism of rock mass under combined effects of dynamic disturbance, unloading and high seepage pressure

此外，爆破产生的应力波荷载传递到前方含水裂纹处，相当于增大了裂纹处的孔隙水压力，使得裂纹处有效应力和应力状态（应力场重分布同样起作用）发生改变，导致含水裂纹的起裂、扩展和贯通，并影响着含水裂纹的扩展模式。裂纹扩展、贯通形成过水通道后，贯通裂纹内的孔隙水压力将发生改变。一般情况下，水压力将在一定程度上减小，但当含低压孔隙水的裂纹与含高压孔隙水的裂纹贯通时，低压孔隙水裂纹中的水压力可能会出现瞬时增大的现象^[15]，从而进一步影响后续裂纹面上的应力状态及其扩展模式。

2.2 充填体渗透失稳型突涌水机制

由于宽大裂隙、断层破碎带以及岩溶管道等地质构造形成过程中的多期次构造运动导致内部结构与空间分布具有强烈的各向异性，其工程水文地质条件、构造发育特征及胶结充填状态十分复杂，使得充填介质的失稳突水机制和演化过程极为复杂。以断层破碎带为例，首先，由于断裂属性可能为张性或压性断裂，也可能为扭性断裂，导致断裂区域内的地应力分布特征各不相同；其次，断层破碎带内部往往被大量介质所充填，其充填介质可能为黏土、细砂或砾石，也可能为断层泥等混合物，且具有不同的胶结特性和渗透特性。根据充填体的胶结特性、渗透特性等，可将突涌水灾害划分为滑移失稳型、渗透破坏型和溃砂涌水型 3 类^[16-19]。

2.2.1 滑移失稳突涌水

当充填介质胶结强度大、渗透系数低，具有强阻水能力时，高压水将沿着充填介质和岩体的边壁发生渗流，使得边壁发生弱化，最终导致充填物整体沿着边壁滑移，导致滑移失稳突水灾害的发生。

2.2.2 渗透破坏突涌水

当充填介质胶结强度较小、渗透性高时，高压水不仅会沿着边壁发生渗流，也会在充填介质内部发生渗流，导致充填介质内部的黏土或细小颗粒流失，整个充填介质体的稳定性降低，发生渗透破坏型突涌水灾害。

充填体渗透破坏突水的实质是高渗透压力作用下，断层、岩溶管道、强风化槽等不良地质构造内部充填的黏土、泥砂、断层泥等充填体发生渗透破坏的过程。充填体的渗透破坏过程是一个变强度、变渗透性、变黏度的耦合过程，如图 2 所示。

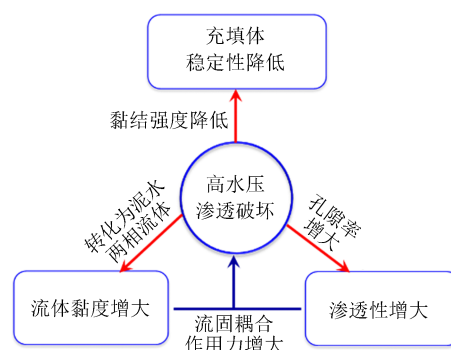


图 2 变强度-变渗透性-变黏度渗透破坏机制示意图
Fig.2 Schematic diagram of seepage failure mechanism with variational strength, permeability and viscosity

变强度是指高渗透水压作用下充填体内部的黏性介质会发生流失，导致充填体抗剪强度的降低，进而使得充填体稳定性发生改变，更容易发生破坏。

变黏度是指黏性介质流入水体后，会使得流体的黏度增大，流体由单纯的地下水（牛顿流体）转变为泥水混合流体（非牛顿流体），使得流体对充填体内部的黏滞拖曳力增大。

变渗透性是指黏性介质流失后，会导致充填体内部孔隙率的增大，使得整个致灾构造内部的渗透性增大；渗透性的增大会导致充填体内部水流速度增大，加之流体黏度的增大，使得流固耦合作用力（流体流动产生的黏滞拖曳力与流体压力差引起的渗透压力）增大，进而增大了流体对充填体内部与突水通道的冲刷作用。

2.2.3 溃砂型突涌水灾害

该类突涌水灾害主要发生在隧道周边岩土体为

松散细砂、砂砾层的情况,如青岛地铁砂层突涌水。粉细砂地层在地下水渗流作用下将发生类似于管涌、流土破坏,具体发生何种破坏模式主要取决于砂层的自稳性(细颗粒在骨架颗粒间移动、流失的能力,与其颗粒级配曲线特征密切相关)。

当砂土具备自稳性时,将发生流土型破坏;当砂土不具备自稳性时,将发生管涌型破坏,此时包含两个阶段: Suffusion 和 Suffosion 阶段。第 1 阶段 Suffusion 是细颗粒在骨架颗粒空隙间移动、流失,导致局部孔隙率增大、渗透性增大(增幅较小),但充填介质的结构未发生变形。第 2 个阶段称之为 Suffosion,即随着细颗粒的不断流失,会引起骨架颗粒的移动,从而导致整个结构发生变形破坏,此时渗透性会发生较大的、迅速的变化^[20-22]。

3 流体黏度对渗透破坏突涌水机制的影响研究

本节主要采用颗粒离散元软件(PFC)与计算流体动力学方法(CFD)耦合方法,对流体黏度对渗透破坏机制的影响规律开展数值模拟研究。由于黏性介质流失量与充填体抗剪强度、流体黏度以及渗透性之间的量化关系尚未建立,目前的计算方法还难以实现对流体黏度随着黏土不断流入而逐渐增大,进而引起渗透性、流体性质及流态转变过程的模拟。因此,为了简化计算,本文数值计算过程中并不考虑黏性介质的逐步流失,而是假设黏性介质已全部溶入水流中,随水流一起流动(泥水混合流),进而定性分析流体黏度对渗透破坏突涌水机制的影响研究。计算时 PFC 颗粒集由无黏性颗粒组成,只是改变流体的黏度,分析流体黏度对内部颗粒运移流失过程的影响规律。

3.1 DEM-CFD 耦合计算流程

DEM-CFD 流固耦合计算流程如图 3 所示。关于 DEM 计算原理与 CFD 计算原理,相关文献描述已有很多,本文不再进行详述;图中所示流固耦合作用力,主要是指流体对颗粒的拖曳力,一般采用半经验公式计算求得。

当孔隙率小于 0.8 时,采用 Ergun 公式^[23]:

$$f_f = - \left(150 \frac{1-n}{n_2 d^2} \nu \rho_f + 1.75 \frac{1}{n d} \rho_f |v_{ij}| \right) v_{ij} \frac{\pi}{6} d^3 \quad (1)$$

式中: f_f 为流体对单个颗粒的拖曳力; n 为孔隙率; $\bar{d}$ 为颗粒集的平均颗粒粒径; ρ_f 为流体密度; ν 为流体的动力黏度; v_{ij} 为流体与固体颗粒的相对速度; d 为颗粒粒径。

当孔隙率大于 0.8 时,采用 Wen 和 Yu 公式^[24]:

$$f_f = - \frac{3}{4} \rho_f C_D \frac{n^{-2.7}}{\bar{d}} |v_{ij}| v_{ij} \frac{\pi}{6} d^3 \quad (2)$$

式中: C_D 为拖曳力系数,是一个与雷诺数 Re 相关的函数^[25]。

$$C_D = \frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}), Re \leq 1\,000$$

$$C_D = 0.44, Re \geq 1\,000$$

雷诺数可由下式计算得到:

$$Re = \frac{n |v_{ij}| \bar{d}}{\nu} \quad (4)$$

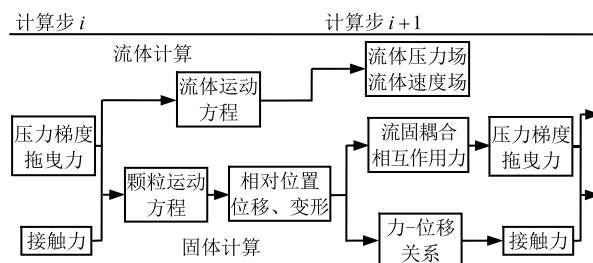


图 3 DEM-CFD 流固耦合计算流程

Fig.3 DEM-CFD coupled simulation framework

3.2 DEM-CFD 耦合计算模型

离散化计算模型如图 4 所示,模型大小为 $10\text{ cm} \times 5\text{ cm} \times 10\text{ cm}$,颗粒集由 25 000 多个颗粒组成;采用半径扩大法,按图 4 所示的颗粒级配曲线生成所需的颗粒,模拟过程中采用线性接触刚度模型、滑动模型。图 4 所示颗粒级配试样不具备自稳性,也就是说,细颗粒可以在粗颗粒的孔隙间移动。

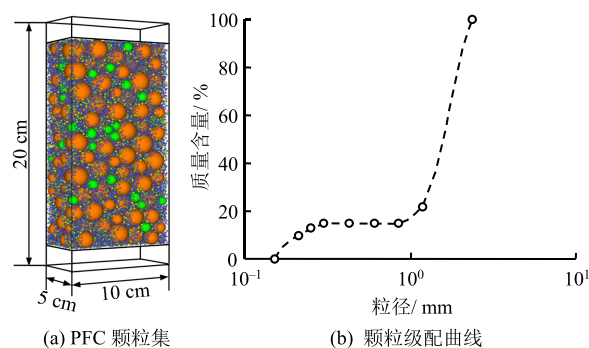


图 4 PFC 颗粒集与颗粒级配曲线

Fig.4 Particle assembly and particle size distribution

流动模拟主要采用 PFC 软件中内嵌的粗网格流体计算方案进行模拟,该方法主要通过求解不可压缩流体的连续性方程和纳维-斯托克斯(N-S)方

程，计算得到每一个流体网格上的流体压力和流体速度。采用黏滞阻尼的方法来进行接触能量耗散，使计算模型能够在合理的循环次数内达到稳态解。计算模型中共划分了 80 个流体网格，每个流体网格的大小为 $2.5\text{ cm} \times 2.5\text{ cm} \times 2.5\text{ cm}$ 。计算模型的上边界采用 Line 墙来模拟滤网（间距为 0.8 mm ），进行流量监测的同时，允许细颗粒从上方溢出。

计算过程中上边界为自由边界，水压力一直为 0；通过调整下边界水压力的值，来控制试样上下两端的水力梯度；其他边界为不透水边界。最开始上下边界水压力均为 0，然后进行计算，模拟真实物理时间的 0.2 s ，以消除颗粒间的不平衡接触力，达到稳定状态。之后，逐级（共 9 级）增大下边界

处的水压力，使得模型上下两端的水力梯度逐级增大（每次增大 0.2），直至计算结束。每个水力梯度条件下模拟真实物理时间的 0.2 s ，流体计算时间步长为 $5.0 \times 10^{-6}\text{ s}$ 。

细观参数取值见表 1，其中，颗粒密度为砂石密度，流体密度为地下水密度；以地下水黏度为基本黏度 η ，计算过程中分别将流体黏度设置为 0.2η 、 1η 、 $\sqrt{5}\eta$ 、 5η 进行对比计算分析。颗粒与墙体的摩擦系数、颗粒法向刚度、切向刚度等参量取值，根据 PFC 手册与文献中常采用的数值来确定。力学时间步长是在每一个循环开始时，根据颗粒的半径、质量、刚度等参量，自动计算确定，流体时间步长设置为力学时间步长的 100 倍左右。

表 1 计算模型细观参数

Table 1 Micro parameters of the simulation model

颗粒参数				时间步长/s		墙体参数			流场参数		
摩擦系数	密度 /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	法向刚度 /($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	切向刚度 /($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	力学	流体	摩擦系数	法向刚度 /($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	切向刚度 /($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	密度 /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	基本黏度 η /($\text{Pa} \cdot \text{s}^{-1}$)	网格尺寸 /mm
0.5	2 650	1×10^6	1×10^6	—	5×10^{-6}	0.5	1×10^8	1×10^8	1 000	0.001	2.5

3.3 流体黏度对平均接触力的影响规律

不同流体黏度条件下计算模型的平均接触力随水力梯度的变化趋势如图 5 所示，整个过程可分为 4 个阶段：

（1）平均接触力迅速减小，主要是由于重力作用下细颗粒下降沉积，与其他颗粒间发生接触，总接触数量增大；其次是因为施加静水压力后，计算模型内的有效应力降低，也就是总接触力降低。

与低黏度条件相比，高黏度条件下的平均接触力较大，但其减小速率较小。这主要是因为流体黏度越高，流体对颗粒的黏滞力越大，细颗粒沉积速度较慢；而低黏度条件下，更多的细颗粒汇集到底部，使得颗粒总接触数相对较大，所以平均接触力较小。

（2）当模型底部水压力逐步增加时，平均接触力先小幅增大，然后继续减小。小幅增大的原因是因为第 1 阶段基本达到稳定状态，水压增大的瞬间，总接触力会小幅增大；继续减小主要是因为该阶段内流体作用力不足以克服颗粒重力，使得细颗粒仍继续下沉，总接触数仍在增加。

（3）当水力梯度达到一定值时，平均接触力迅速增大且频繁变化。此阶段内流体对颗粒的拖曳力大于颗粒的重力，使得颗粒开始向上移动，总接触数减小；变化频繁主要是因为颗粒在上升过程中，不断与其他颗粒之间发生接触，使得总接触数一直

在变化。

低黏度条件下的临界水力梯度比高黏度条件下的要小，其水力梯度临界值分别为 0.6、0.8、1.0、1.0。这主要是因为高黏度流体流动所受阻力较大，同等压力条件下流速较慢；同样说明低黏度条件下颗粒更容易移动。

（4）此阶段平均接触力又开始减小，主要是由于颗粒上升过程中受到其他颗粒的阻碍作用，细颗粒又在某处重新聚集在一起，导致总接触数增大。

如果水压力继续增大，细颗粒将继续向上移动，并最后从上端溢出该模型。当所有细颗粒流失后，平均接触力将保持在一个恒定状态，且水压力增大时会有小幅增大。由于计算时间的原因，该阶段在图中没有显示出来。

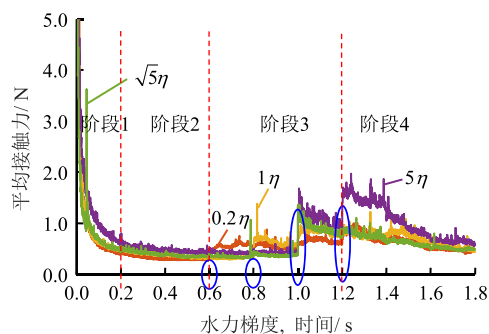


图 5 不同流体黏度下平均接触力变化规律

Fig.5 Variation of mean contact force under different viscosities

3.4 流体黏度对流量（流速）的影响规律

流量随水力梯度的变化趋势如图 6 所示。0~0.2 s 阶段处于计算平衡状态，之后随着水力梯度的增大，流量逐渐增大。当水压力增加时，低黏度条件下的流量增幅要大于高黏度条件下的增长幅度。原因同上，高黏度流体流动受到的阻力较大，所以同等水力梯度条件下，低黏度条件下的流速要比高黏度条件下的流速大。

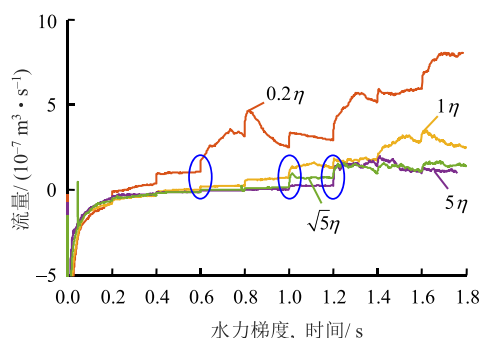


图 6 不同流体黏度下流量变化规律

Fig.6 Variation of flow rate under different viscosities

随着水力梯度的增大，流量出现大幅增加并开始起伏波动，不再保持一个较为稳定的值，说明此时细颗粒已经开始在流体作用下移动，意味着当前水力条件已经达到或超过临界水力梯度。

3.5 流体黏度对孔隙率的影响规律

数值模拟过程中，将模型自上而下均分为 4 层，分别各层的孔隙率变化情况进行监测。模型上 3 层的平均孔隙率随水力梯度的变化趋势如图 7 所示。

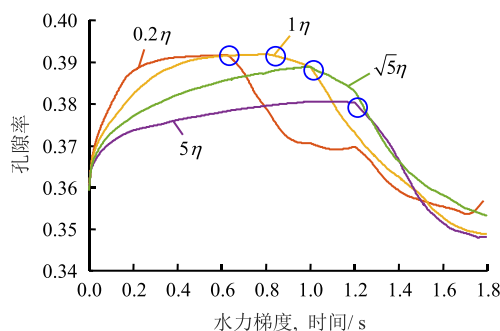


图 7 不同流体黏度下上 3 层孔隙率变化规律

Fig.7 Variation of porosity (upper three layers) under different viscosities

孔隙率先增加，主要是因为细颗粒在重力作用下移动到模型底部；此时，低黏度条件下的孔隙率要大于高黏度条件下的孔隙率，主要是因为低黏度条件下颗粒更容易汇集到模型底部。

当达到一定水力梯度后，孔隙率开始减小，是因为细颗粒在流体力作用下开始向上移动。低黏度条件下的临界水力梯度要小于高黏度条件下的临界水力梯度。

3.6 颗粒运移过程

以流体黏度为 1η 的工况为例，基于孔隙率变化规律分析颗粒运移过程。计算模型各层的孔隙率变化情况如图 8 所示。其中，0 代表整个模型的孔隙率，1 代表最上边一层的孔隙率，2 代表上边第 2 层的孔隙率，3 代表第 3 层的孔隙率，4 代表最底层的孔隙率。

模型总孔隙率基本保持不变，说明从模型顶部流失的细颗粒数量很少，对整个模型的孔隙率的影响很小。出现此种现象，主要是由于计算时间较短，颗粒移动距离有限，尚未从顶部流出该模型；若计算时间足够长，细颗粒最终都会从顶部溢出，模型的总孔隙率随之会增大。

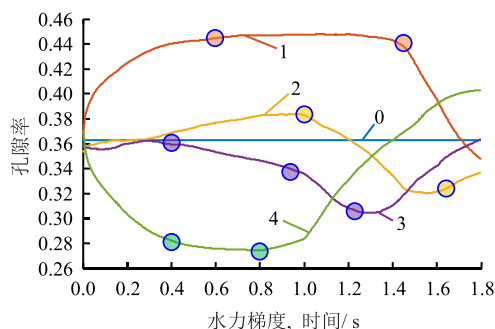


图 8 不同流体黏度下各层孔隙率变化规律

Fig.8 Variation of porosity (each layer) under different viscosities

模型总孔隙率保持不变，但各层的孔隙率却一直在变化，说明细颗粒在流体力和重力共同作用下不断在骨架颗粒的空隙间移动。

最底层孔隙率呈现先迅速减小、然后趋于稳定、再迅速增大、最后趋于稳定的变化趋势。迅速减小主要是由于模型上部细颗粒不断进入该层，并停留在此层中（底部墙体限制了细颗粒继续往下移动）（时间 $t=0\sim0.4$ s）；当此层的空隙被细颗粒填满或堵塞后，上部细颗粒无法继续流入到该层中，孔隙率处于一个较为稳定的值（ $t=0.4\sim0.8$ s）；当水力梯度足够大，流体作用力克服重力，使得颗粒向上移动时，孔隙率逐开始渐增大（ $t=0.8\sim1.6$ s）。最后，当该层细颗粒全部进入上层后，孔隙率开始趋于稳定（ $t=1.6\sim1.8$ s）。

第 3 层孔隙率呈现先缓慢变化、然后逐渐减小、

再迅速增大的变化趋势。缓慢变化是由于该层细颗粒不断移动进入下一层，但同时不断有细颗粒从上一层进入该层 ($t=0\sim0.4\text{ s}$)；当最底层孔隙率趋于稳定时，细颗粒无法继续往下移动，但仍不断有颗粒从上一层进入该层 ($t=0.4\sim0.8\text{ s}$)，同时最底层颗粒在流体作用下开始进入该层 ($t=0.8\sim1.2\text{ s}$)，所以孔隙率开始逐渐减小；当最底层细颗粒全部流入该层后，该层细颗粒仍不断移动进入上一层，孔隙率开始增大 ($t=1.2\sim1.8\text{ s}$)。

第 2 层孔隙率呈现先缓慢增大、然后逐渐减小、再逐渐增大的变化趋势。缓慢增大主要是由于该层细颗粒不断移动进入下一层 ($t=0\sim1.0\text{ s}$)，但同时不断有细颗粒从最上层进入该层 ($t=0\sim0.6\text{ s}$)，所以其孔隙率增大速率比最上层的小；当下一层颗粒在流体作用力下进入该层时，孔隙率开始迅速减小 ($t=1.0\sim1.6\text{ s}$)；当下一层细颗粒全部流入该层后，该层细颗粒仍不断移动进入上一层，孔隙率开始增大 ($t=1.6\sim1.8\text{ s}$)。

最上层孔隙率呈现先迅速增大、然后趋于稳定、再迅速减小的变化趋势。迅速增大主要是由于细颗粒在重力作用下向下移动 ($t=0\sim0.6\text{ s}$)；当所有细颗粒全部移动到下层时，孔隙率处于一个较为稳定的值 ($t=0.6\sim1.4\text{ s}$)；当细颗粒在流体作用力下进入该层时，孔隙率开始迅速减小 ($t=1.4\sim1.8\text{ s}$)。

细颗粒运移过程如图 9 所示。整个颗粒运移过程总结如下：当施加静水压力后或流体作用力小于颗粒浮重时，计算模型中的细颗粒下降沉积到模型底部 ($t=0\sim1.8\text{ s}$)。当流体作用力大于颗粒浮重时，细颗粒从最底层开始 ($t=0.8\text{ s}$) 向上移动，并不断进入第 2 层 ($t=1.0\text{ s}$)、第 3 层 ($t=1.2\text{ s}$)、最顶层 ($t=1.4\text{ s}$)，最终从顶部溢出该计算模型。

3.7 颗粒运移轨迹

通过程序的二次开发实现对细颗粒运移路径的追踪，计算过程中对模型中心处的两个细颗粒（颗粒编号 id 分别为 12 516、18 818）的运移路径进行了监测，如图 10 所示。两个细颗粒的运移路径如图 11 和图 12 所示。

施加静水压力后，颗粒迅速向下移动，并沉积到模型底部；当水力梯度较小，流体对颗粒的作用小于重力时，颗粒停留在底部未发生移动。当水力梯度达到一定值时，颗粒开始向上移动，并最终移动到某处，再次停止运动。细颗粒的运移路径是随机的、且运移方向不断发生改变，这主要是由于细颗粒移动过程中不断与骨架颗粒接触，受到骨架颗粒的阻力引起的。

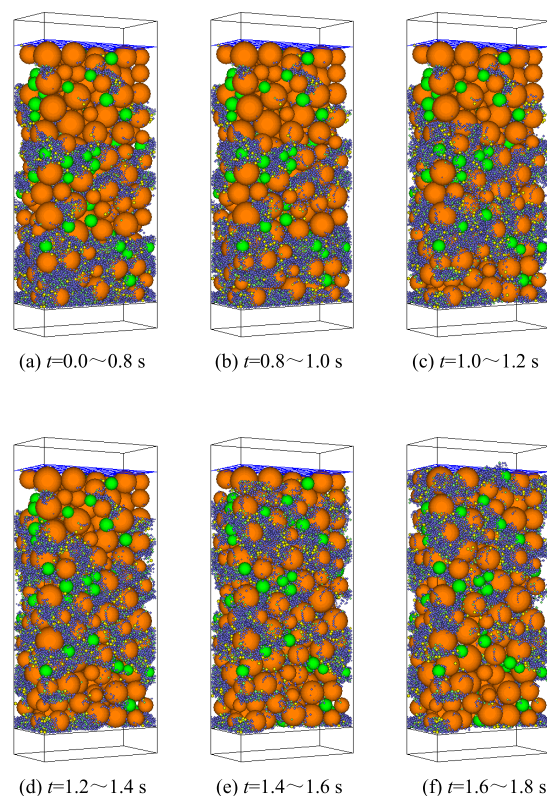


图 9 细颗粒运移过程

Fig.9 Migration process of fine particles

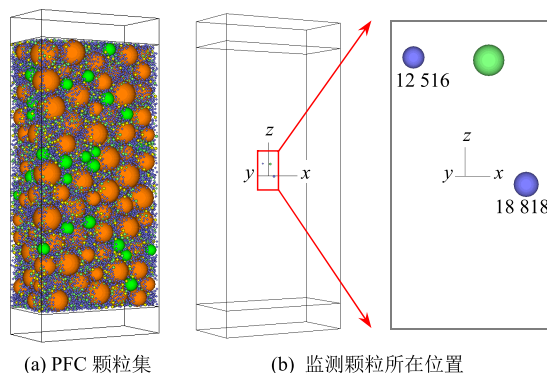


图 10 监测细颗粒初始位置

Fig.10 Initial monitoring locations of fine particles

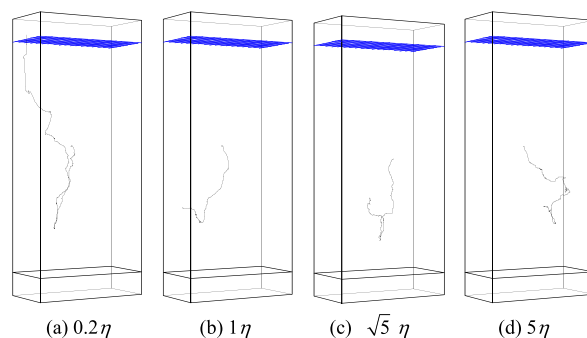


图 11 不同流体黏度 η 下 id=12 516 颗粒运移路径

Fig.11 Migration pathway of particle id=12 516

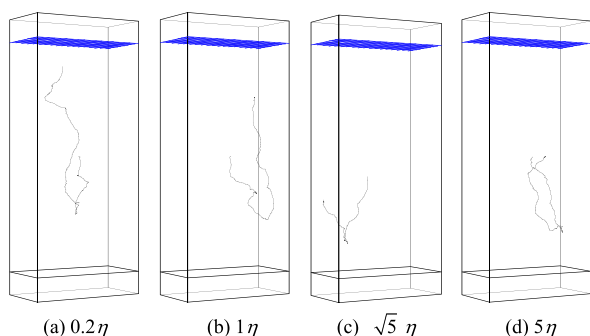


图 12 不同流体黏度 η 下 id=18 818 颗粒运移路径
Fig.12 Migration pathway of particle id=18 818

3.8 临界水力梯度

数值计算时可根据平均接触力、流量、孔隙率等信息的变化规律以及视频文件, 分析、判定颗粒开始向上移动的水力梯度临界值 (见表 2)。

表 2 不同变量对临界水力梯度的响应
Table 2 Responses of variables to critical hydraulic gradient

黏度	平均接触力	流量	孔隙率
0.2η	0.6	0.6	0.6
1η	0.8	1.0	0.8
$\sqrt{5}\eta$	1.0	1.0	1.0
5η	1.0	1.2	1.2

对于 0.2η 、 1η 、 $\sqrt{5}\eta$ 、 5η 4 种计算工况, 流体黏度对平均接触力的影响规律表明, 水力梯度临界值分别为 0.6、0.8、1.0、1.0; 流体黏度对流量的影响规律表明, 水力梯度临界值分别为 0.6、1.0、1.0、1.2; 流体黏度对孔隙率的影响规律表明, 水力梯度临界值分别为 0.6、0.8、1.0、1.2。由此可知, 低黏度条件下的临界水力梯度比高黏度条件下的要小, 但不同监测信息所体现的临界水力梯度值各不相同。

结合数值计算中生成的视频文件, 判定最底层颗粒开始向上移动的临界水力梯度为 0.6、0.8、1.0、1.0。与上述结果对比可知, 平均接触力的变化规律对临界水力梯度的响应最为敏感; 而流量变化难以准确反映出临界值, 究其原因当即将形成贯通的渗流通道时, 流量才开始出现起伏波动和大幅增加, 而在此之前, 细颗粒可能已经开始移动, 只是尚没有形成较为明显的通道。

需要注意的是, 此处的临界水力梯度 0.6、0.8、1.0、1.0 是一个大概值, 而非准确值, 因为水力梯度每次增加 0.2。若要获取较为准确的水力梯度, 水压力应小幅增加, 如水力梯度每增加 0.05 便执行计算一次。

4 渗透破坏突涌水灾变过程模拟

4.1 突涌水灾变过程现象模拟

以江西永莲隧道 F2 断裂带突水突泥灾害为例, 开展渗透破坏突涌水灾变过程模拟探索性研究。2012 年 7 月至 10 月, 永莲隧道穿越 F2 断裂带时, 共发生过 15 次大规模突水突泥, 突泥为 $4.5 \times 10^4 \text{ m}^3$, 200 m 高的山顶地表塌陷面积达 $2\,000 \text{ m}^2$ 。该段地质模型如图 13 所示。

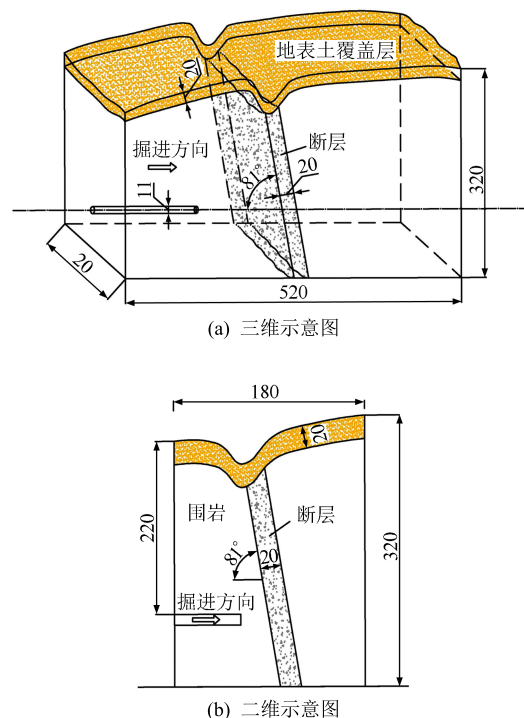


图 13 地质模型概化图 (单位: m)

Fig.13 Conceptual diagram of geological model (unit: m)

基于现有 DEM-CFD 计算方法, 分别采用 PFC 软件与 EDEM 软件, 建立了永莲隧道突涌水的 PFC-CFD 与 EDEM-Fluent 耦合计算模型, 较为真实地还原了充填体渗透破坏直至突涌水灾害过程的现象模拟, 如图 14、15 所示。

由图 14、15 可知, 充填体渗透破坏的发展过程和优势通道形成过程分为 3 个主要阶段 (见图 16): 由于隧道临空面部位的水力坡降最大, 首先在临空面充填最为薄弱的部位形成渗透出口; 渗透出口形成后, 水流向渗透出口汇集并带走附近的黏性介质, 渗透通道形成向上游发展的趋势 (向平衡条件最薄弱的方向偏转); 渗透通道进一步向上游发展, 逐渐并与上部含水水体贯通, 导致突涌水灾害的发生, 同时水流流速明显提高, 对通道两侧的介质有明显的冲刷作用, 从而发生冲刷扩径效应。简言之, 渗透破坏的是高水压作用下充填体整体强度降低, 导致

渗透出口处率先破坏, 且渗透通道由出口沿平衡条件最薄弱面向上游扩展, 以及渗透通道贯通后水流作用对突涌水通道边壁的冲刷扩径效应^[7]。

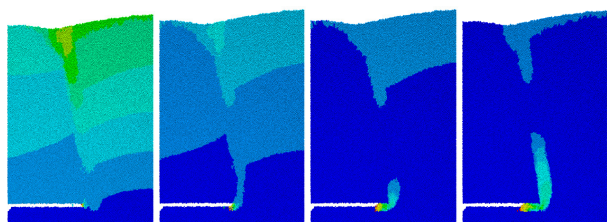


图 14 突涌水过程 PFC 模拟效果

Fig.14 PFC simulation result of water inrush process

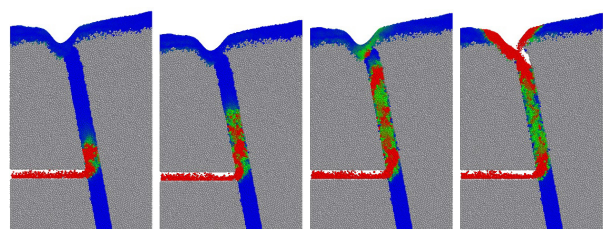


图 15 突涌水过程 EDEM 模拟效果

Fig.15 EDEM simulation result of water inrush process

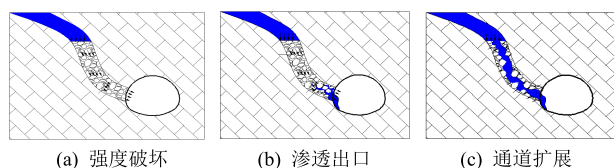


图 16 突水通道横向扩径、纵向发展过程示意图

Fig.16 Schematic diagram of horizontal expanding and longitudinal development process of water inrush channel

4.2 讨论

由本文第 3 节及第 4.1 节可知, 利用 DEM 和 CFD 耦合方法即可以实现试样尺度的充填体渗透破坏模拟, 也可以实现宏观尺度或工程尺度的隧道突涌水现象模拟。

试样尺度模拟中, DEM 的颗粒大小可根据岩土体的颗粒级配进行设置, 细观参数根据室内试验和标定试验进行确定, 从而可实现渗透破坏机制的定量模拟与分析。

如果宏观尺度模拟时, 仍采用与实际岩土体(试样尺度)颗粒级配为同一量级的颗粒粒径进行模拟, 会造成模型计算量远超当前计算机硬件所能接受的计算水平。也就是说, 实际的岩土体颗粒粒径以及通过室内试验标定得到的细观颗粒接触参数, 无法直接用于工程尺度计算。所以, 对于宏观尺度或工程尺度突涌水模拟, 当前只是用于现象描述, 尚难以进行灾变机制的定量分析。

如 4.1 节所述的宏观尺度突涌水模拟中, 所采

用的颗粒粒径均为断层内部所充填的岩土体实际颗粒粒径放大后的数值。而颗粒尺寸的放大以及模拟尺度的增加会导致宏观尺度模拟中细观参数的定量选取与试验尺度模拟产生较大的差异, 且模拟得到的位移、渗流等多物理场信息, 难以与工程实际进行量化比对与分析。因此, 如何考虑颗粒的尺寸效应以及模拟尺度效应, 合理确定宏观尺度模拟中的接触参数取值以及多物理场之间的定量换算关系(如同模型试验的相似理论与相似比)是下一步开展突涌水灾变机制定量模拟分析需重点突破的难题之一。

5 结论与展望

(1) 依据灾害源与隧道临空面之间具有防水能力的岩土体性质不同, 将突涌水灾害划分为防突岩体渐进破坏与充填体渗透失稳两种典型突水模式, 并详细阐述了强动力扰动、开挖卸荷与高水压三者联合作用下岩体破裂机制, 以及高渗透压作用下充填体“变强度-变渗透性-变黏度”的渗透破坏机制。

(2) 针对充填体渗透破坏的变黏度机制, 采用 DEM-CFD 耦合方法, 开展了流体黏度对渗透破坏机制影响的定性模拟研究, 分析了流体黏度对计算模型平均接触力、流量(流速)、孔隙率、颗粒运移过程、运移轨迹以及临界水力梯度的影响规律。计算表明, 低黏度条件下的临界水力梯度比高黏度条件下的要小; 平均接触力对水力梯度临界值的响应最为敏感, 而流量难以准确反映该信息。

(3) 低黏度条件下的临界水力梯度比高黏度条件下的要小, 换言之, 低黏度条件下充填体更容易发生渗透破坏。主要是因为流体黏度越高, 流体流动受到的阻力越大, 所以同等水力梯度条件下, 低黏度条件下的流速要比高黏度条件下的流速大。这表明渗透破坏过程中, 随着黏性介质流入水体, 虽然流体的黏度增大了, 但流体的流动速度会降低, 两者共同作用下反而使得流体流动对充填体的黏滞拖曳力减小了。所以, 从变黏度机制这单一角度出发(不考虑渗透性增大的影响), 黏度的增大阻碍了渗透破坏过程的发展。

(4) 采用 DEM-CFD 计算方法, 开展了工程尺度突涌水灾变过程的现象模拟, 再现了突涌水优势通道的形成与扩展过程, 但尚难以进行灾变机制的定量模拟分析, 模拟结果难以与工程实际进行量化比对与分析, 并指出了实现工程尺度定量模拟分析所需突破的难题。

(5) 本文数值计算仅采用简化的方法, 定性探讨了流体黏度对渗透破坏突涌水机制的影响, 并没有考虑渗透性的演化模拟; 而渗透破坏突涌水是一个“变强度-变渗透性-变黏度”的复杂耦合过程。若要实现整个过程中渗流场的真实模拟, 需要针对渗透性与黏度随黏性介质流失的变化规律及其模拟方法继续开展深入研究, 进而揭示变渗透性机制与变黏度机制共同作用对渗透破坏过程的影响规律。

参考文献

- [1] 钱七虎. 地下工程建设安全面临的挑战与对策[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(10): 1945-1956.
QIAN Qi-hu. Challenges faced by underground projects construction safety and countermeasures[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2012, 31(10): 1945-1956.
- [2] 李术才, 许振浩, 黄鑫, 等. 隧道突水突泥致灾构造分类、地质判识、孕灾模式与典型案例分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(5): 1041-1069.
LI Shu-cai, XU Zhen-hao, HUANG Xin, et al. Classification, geological identification, hazard mode and typical case studies of hazard-causing structures for water and mud inrush in tunnels[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(5): 1041-1069.
- [3] LI S C, ZHOU Z Q, YE Z H, et al. Comprehensive geophysical prediction and treatment measures of karst caves in deep buried tunnel[J]. **Journal of Applied Geophysics**, 2015, 116(5): 247-257.
- [4] 李术才, 刘斌, 孙怀凤, 等. 隧道施工超前地质预报研究现状及发展趋势[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(6): 1090-1113.
LI Shu-cai, LIU Bin, SUN Huai-feng, et al. State of art and trend of advanced geological prediction in tunnel construction[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2014, 33(6): 1090-1113.
- [5] 李术才, 李树忱, 张庆松, 等. 岩溶裂隙水与不良地质情况超前预报研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(2): 217-225.
LI Shu-cai, LI Shu-chen, ZHANG Qing-song, et al. Forecast of karst-fractured groundwater and defective geological conditions[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2007, 26(2): 217-225.
- [6] 李术才, 薛翊国, 张庆松, 等. 高风险岩溶地区隧道施工地质灾害综合预报预警关键技术研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(7): 1297-1307.
LI Shu-cai, XUE Yi-guo, ZHANG Qing-song, et al. Key technology study on comprehensive prediction and early-warning of geological hazards during tunnel construction in high-risk karst areas[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2008, 27(7): 1297-1307.
- [7] LI S C, ZHOU Z Q, LI L P, et al. A new quantitative method for risk assessment of geological disasters in underground engineering: attribute interval evaluation theory (AIET)[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2016, 53(3): 128-139.
- [8] LI S C, ZHOU Z Q, LI L P, et al. Risk assessment of water inrush in karst tunnels based on attribute synthetic evaluation system[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2013, 38(9): 50-58.
- [9] 李术才, 周宗青, 李利平, 等. 岩溶隧道突水风险评价理论与方法及工程应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(9): 1858-1867.
LI Shu-cai, ZHOU Zong-qing, LI Li-ping, et al. Risk evaluation theory and method of water inrush in karst tunnels and its applications[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2013, 32(9): 1858-1867.
- [10] LI L P, LEI T, LI S C, et al. Dynamic risk assessment of water inrush in tunnelling and software development[J]. **Geomechanics and Engineering**, 2015, 9(1): 57-81.
- [11] 李术才, 王康, 李利平, 等. 岩溶隧道突水灾害形成机制及发展趋势[J]. 力学学报, 2017, 49(1): 22-30.
LI Shu-cai, WANG Kang, LI Li-ping, et al. Mechanical mechanism and development trend of water-inrush disaster in karst tunnels[J]. **Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics**, 2017, 49(1): 22-30.
- [12] 王媛, 陆宇光, 倪小东, 等. 深埋隧洞开挖过程中突水与突泥的机制研究[J]. 水利学报, 2011, 42(5): 595-601.
WANG Yuan, LU Yu-guang, NI Xiao-dong, et al. Study on the mechanism of water inrush and mud in the process of excavation of deep tunnel[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 2011, 42(5): 595-601.
- [13] 李利平, 李术才, 石少帅, 等. 岩体突水通道形成过程中应力-渗流-损伤多场耦合机制[J]. 采矿与安全工程学报, 2012, 29(2): 232-238.
LI Li-ping, LI Shu-cai, SHI Shao-shuai, et al. Multi-field coupling mechanism of seepage damage for the water inrush channel formation process of coal mine[J]. **Journal of Mining & Safety Engineering**, 2012, 29(2): 232-238.

- 232-238.
- [14] 李利平, 朱宇泽, 周宗青, 等. 隧道突涌水灾害防突厚度计算方法及适用性评价[J]. 岩土力学, 2020, 41(增刊 1): 41-50, 170.
- LI Li-ping, ZHU Yu-ze, ZHOU Zong-qing, et al. Calculation methods of rock thickness for preventing water inrush in tunnels and their applicability evaluation[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(Suppl.1): 41-50, 170.
- [15] 陈明, 卢文波, 严鹏, 等. 爆破开挖对岩体含水裂纹扩展的扰动机制[J]. 岩土力学, 2014, 35(6): 1555-1560.
- CHEN Ming, LU Wen-bo, YAN Peng et al. Disturbance mechanism of blasting excavation to aquiferous rock crack propagation[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(6): 1555-1560.
- [16] 李利平, 李术才, 石少帅, 等. 基于应力-渗流-损伤耦合效应的断层活化突水机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(增刊 1): 3295-3304.
- LI Li-ping, LI Shu-cai, SHI Shao-shuai, et al. Water inrush mechanism study of fault activation induced by coupling effect of stress-seepage-damage[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2011, 30(Suppl.1): 3295-3304.
- [17] 周毅, 李术才, 李利平, 等. 隧道充填型岩溶管道渗透失稳突水机制三维流-固耦合模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(9): 1739-1749.
- ZHOU Yi, LI Shu-cai, LI Li-ping, et al. 3D fluid-solid coupled model test on water-inrush in tunnel due to seepage from filled karst conduit[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2015, 34(9): 1739-1749.
- [18] 周宗青. 隧道充填型致灾构造突水突泥灾变演化机制及工程应用[D]. 济南: 山东大学, 2016.
- ZHOU Zong-qing. Evolutionary mechanism of water inrush through filling structures in tunnels and engineering applications[D]. Jinan: Shandong University, 2016.
- [19] 张庆艳, 陈卫忠, 袁敬强, 等. 断层破碎带突水突泥演化特征试验研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(6): 1911-1922, 1932.
- ZHANG Qing-yan, CHEN Wei-zhong, YUAN Jing-qiang, et al. Experimental study on evolution characteristics of water and mud inrush in fault fractured zone[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(6): 1911-1922, 1932.
- [20] ZHOU Z Q, RANJITH P G, LI S C. Optimal models for particle size distributions of granular soils[J]. **Proceedings of the Institution Civil Engineers-Geotechnical Engineering**, 2016, 169(1): 73-82.
- [21] ZHOU Z Q, RANJITH P G, LI S C. Criteria for assessment of internal stability of granular soil[J]. **Proceedings of the Institution Civil Engineers-Geotechnical Engineering**, 2017, 170(1): 73-83.
- [22] ZHOU Z Q, RANJITH P G, LI S C. An experimental testing apparatus for study of suffusion of granular soils in geological structures[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2018, 78: 222-230.
- [23] ERGUN S. Fluid flow through packed columns[J]. **Chemical Engineering Progress**, 1952, 48(2): 89-94.
- [24] WEN C Y, YU Y H. Mechanics of fluidization[J]. **Chemical Engineering Progress Symposium Series**, 1966, 62: 100-111.
- [25] ZHOU Zong-qing, RANJITH P G, YANG W M, et al. A new set of scaling relationships for DEM-CFD simulations of fluid-solid coupling problems in saturated and cohesiveless granular soils[J]. **Computational Particle Mechanics**, 2019, 6(4): 657-669.
- 2698.
- YAN Min-jia, XIA Yuan-you, LIU Ting-ting, et al. Limit analysis of bedding rock slopes reinforced by prestressed anchor cables under seismic loads[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2018, 39(7): 2691-2698.
- [18] 王礼立. 应力波基础[M]. 北京: 国防工业出版社, 2010: 12-15.
- WANG Li-li. Foundation of stress waves[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2010: 12-15.

上接第 3612 页

- [16] 杨风威, 李海波, 齐三红, 等. 平面应力波在岩质边坡中的传播规律研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(增刊 1): 2623-2631.
- YANG Feng-wei, LI Hai-bo, QI San-hong, et al. Study of regularity of plane stress wave transmitting in rock slope[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2015, 34(Suppl.1): 2623-2631.
- [17] 严敏嘉, 夏元友, 刘婷婷. 地震作用下预应力锚索加固顺层岩坡极限分析[J]. 岩土力学, 2018, 39(7): 2691-