

# 基于 D-Rb-C 耦合模型的破碎岩体注浆加固作用机制与规律

张洪伟<sup>1,2,3,4,5</sup>, 姜 汉<sup>1</sup>, 刘世奇<sup>1</sup>, 赵毅鑫<sup>1,2</sup>, 孙晓冬<sup>6</sup>, 平 琦<sup>4</sup>, 刘 斌<sup>3,5</sup>, 张 通<sup>3,5</sup>

(1. 中国矿业大学(北京) 共伴生能源精准开采北京市重点实验室, 北京 100083; 2. 矿业大学(北京) 内蒙古研究院, 内蒙古 鄂尔多斯 017010; 3. 安徽理工大学 煤矿安全高效开采省部共建教育部重点实验室, 安徽 淮南 232001; 4. 安徽理工大学 矿山地下工程教育部工程研究中心, 安徽 淮南 232001; 5. 安徽理工大学 深部煤矿采动响应与灾害防控国家重点实验室, 安徽 淮南 232001; 6. 中煤科工开采研究院有限公司, 北京 100013)

**摘 要:** 注浆加固是工程岩体稳定性主动控制的有效方法, 其作用机制主要是将浆液注入或渗入破碎岩体结构面中, 形成注浆结实体, 强化岩体稳定性和抵抗外力破坏的能力。为实现破碎岩体注浆扩散和固结全过程计算, 提出了基于离散单元法的岩体注浆扩散-固结作用机制, 考虑了注浆过程中离散单元体中的完整接触、水力破坏接触和力学破坏接触 3 种情况, 建立了 Bingham 流体扩散-黏结-固结 (D-Rb-C) 耦合模型, 给出了基于 D-Rb-C 耦合模型的解算原理, 开展了模型校核和算例分析, 实现了浆液扩散-黏结-固结全过程解算, 结果表明: ① 单裂隙岩体全长注浆后, 岩体剪切峰值强度较未注浆裂隙有一定提升, 主要依赖于浆液凝固后所产生的剪切摩擦阻力; ② 在单裂隙岩体点注浆模拟实验中, 随着注浆压力增加浆液不断扩散, 岩体峰前剪切屈服阶段和峰后阶段不断强化。③ 对于工程尺度破碎岩体, 随着注浆压力增加, 扩散半径呈两阶段增大趋势; 浆液向深处高应力区闭合裂隙扩展需克服更大压应力, 才能继续流动; 注浆压力升高以后, 相邻钻孔扩散范围叠加, 形成封闭巷道的注浆结石体; 当浆液凝固黏结强度较低时, 结构面仍是控制围岩破坏失稳的主控因素。

**关键词:** 离散单元法; 裂隙岩体; 注浆加固; 浆液扩散; 耦合模型

中图分类号: TD315 文献标志码: A 文章编号: 0253-9993(2023)04-1464-12

## Mechanism of grouting diffusion and consolidation of rock mass based on D-Rb-C coupled model

ZHANG Hongwei<sup>1,2,3,4,5</sup>, JIANG Han<sup>1</sup>, LIU Shiqi<sup>1</sup>, ZHAO Yixin<sup>1,2</sup>, SUN Xiaodong<sup>6</sup>,  
PING Qi<sup>4</sup>, LIU Bin<sup>3,5</sup>, ZHANG Tong<sup>3,5</sup>

(1. Beijing Key Laboratory for Precise Mining of Intergrown Energy and Resources, China University of Mining and Technology-Beijing, Beijing 100083, China; 2. Inner Mongolia Research Institute, China University of Mining and Technology-Beijing, Ordos 017010, China; 3. Key Laboratory of Safe and Effective Coal Mining, Ministry of Education, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China; 4. Engineering Research Center of Underground Mine Construction, Ministry of Education, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China; 5. State Key Laboratory of Mining Response and Disaster Prevention and Control in Deep Coal Mines, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China; 6. CCTEG Coal Mining Research Institute, Beijing 100013, China)

**Abstract:** Grouting reinforcement is an effective method for controlling the stability of engineering rock mass. The mechanism is mainly to inject or infiltrate the grout into the fracture of rock mass to form a grouting entity, and strengthen the

收稿日期: 2022-09-26 修回日期: 2023-03-09 责任编辑: 郭晓炜 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2022.1386

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52204162, 52204121); 北京市自然科学基金资助项目 (3232026)

作者简介: 张洪伟 (1990—), 男, 山东邹城人, 讲师, 硕士生导师, 博士。E-mail: hongwei@cumtb.edu.cn

引用格式: 张洪伟, 姜汉, 刘世奇, 等. 基于 D-Rb-C 耦合模型的破碎岩体注浆加固作用机制与规律[J]. 煤炭学报, 2023, 48(4): 1464-1475.

ZHANG Hongwei, JIANG Han, LIU Shiqi, et al. Mechanism of grouting diffusion and consolidation of rock mass based on D-Rb-C coupled model[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(4): 1464-1475.



移动阅读

stability of rock mass and the ability to resist failures. In order to realize the calculation of the whole process of grouting diffusion and consolidation in broken surrounding rock, a diffusion-consolidation mechanism of grouting based on discrete element method was proposed. Also, the model checking and example analysis were carried out, and the results show that: ① In the full-length grouting of single fracture scenario, the shear peak strength of the post-fractured rock mass is higher than that of the non-grouting fracture, which depends on the frictional resistance generated by the solidification and cohesion of the slurry. ② In the point grouting simulation experiment, as the grouting pressure increases, the grout continues to diffuse. Therefore, the pre-peak shear yielding and post-peak phases of the rock mass are strengthened. ③ For the engineering-scale simulation test, as the grouting pressure increases, the diffusion radius increases in two stages. When the grout expands to the high-stress area, it needs to overcome a greater compressive stress to achieve flow. After reaching a relative higher grouting pressure, the diffusion area of adjacent boreholes is superimposed to form a grouting whole body that surrounds the roadway. When the solidification bond strength of the grout is low, the failure of contact is still the main controlling factor to determine the failure and instability of the roadway.

**Key words:** discrete element method; fractured rock mass; grouting reinforcement; grout diffusion; coupled model

注浆加固技术已在矿山、隧道、水利等工程领域广泛应用<sup>[1-2]</sup>,尤其是解决了煤矿采掘扰动巷道、软岩巷道等围岩稳定性控制难题<sup>[3]</sup>。工程岩体含有大量岩块和结构面,围岩或岩层的物理力学性质主要受结构面控制<sup>[4]</sup>。注浆加固作为工程岩体稳定性控制的有效方法,其作用机制主要是将浆液注入或渗入此类结构面中,提高其黏聚力和内摩擦角<sup>[5]</sup>,形成注浆结实体,强化岩体稳定性和抵抗外力破坏的能力。

注浆扩散加固理论涉及固体力学、流体力学、岩石力学等多门学科,在注浆扩散机理方面,浆液扩散主要以宾汉流体(Bingham fluid)渗流理论为主<sup>[6]</sup>,相关研究者已提出了很多浆液扩散半径的公式,如经典的球形和柱形扩散理论、基于黏度时变的宾汉流体渗流扩散方程、基于颗粒型注浆材料渗滤效应的流动方程等。在注浆加固机理方面,康红普等<sup>[7]</sup>指出了围岩注浆加固的3方面作用:提高结构面强度和刚度、充填并压密裂隙和封闭水气。随着注浆加固技术的广泛应用,其理论得到了不断发展,形成了多孔介质注浆理论、拟连续介质注浆理论、裂隙介质注浆理论等,很好的指导了注浆工程实践。在岩体的注浆加固实验研究方面,已有研究同样取得了比较完善的成果,如高延法等<sup>[8]</sup>对煤层顶板完整砂岩试样进行了注浆强度强化实验,指出采用水灰比为1:1的浆液,在注浆压力为10 MPa、注浆3~5 min后,岩石抗压强度提高了1.3~2.0倍;陆银龙等<sup>[9]</sup>指出了浆-岩黏结界面微观结构及其力学性质控制着结构面的宏观力学行为。刘泉声等<sup>[10]</sup>开展了注浆加固岩体直剪实验,指出注浆加固增加了岩体裂隙抗剪强度及残余强度;与注浆前相比,注浆后裂隙试件抗剪强度增加了1.1~1.7倍,残余强度增加了0.5~0.7倍。

由于地下工程岩体的隐蔽性,岩体内浆液的扩散和加固过程很难在现场直观反映,数值计算为描述此类问题提供了重要手段。已有多数关于注浆加固数值解算的研究,集中在流固耦合作用下浆液的扩散范围上,采用有限单元法(如FEM、XFEM、BEM)、离散单元法(DEM)等均可实现。在浆液扩散后的加固方面,秦建春等<sup>[11]</sup>采用有限元分析软件和材料参数替换法,模拟了岩体锚固注浆黏结效果;王连国等<sup>[12]</sup>采用ANSYS软件,通过给定范围锚注体材料参数的方法,开展了巷道锚注支护稳定性分析;袁海清等<sup>[13]</sup>首先通过经验公式划定了注浆范围,然后采用FLAC计算软件圈定了注浆加固区,分析了超前预注浆对隧道围岩变形的控制效果;伍振志等<sup>[14]</sup>、王晓伟等<sup>[15]</sup>均采用注浆加固体等效计算方法,依据理论和经验公式,将注浆体黏聚力和内摩擦角提高一定比例,分析了注浆对地铁隧道沉降的影响;颜峰和姜福兴<sup>[16]</sup>通过给定单斜及交叉裂隙的注浆黏聚力,解算了注浆岩体单轴抗压性能,并进行了实验对比;张连震等<sup>[17]</sup>在分析劈裂-压密注浆加固机制的基础上,建立注浆效果简化物理模型,提出了注浆加固体性能的定量计算方法;王强等<sup>[18]</sup>通过建立二维正交裂隙网络宾汉浆液渗流模型,采用中心型有限体积法,研究了浆液在裂隙中的扩散范围,指出注浆压力、浆液黏度、剪切强度、裂隙开度和粗糙度对浆液扩散半径的作用,注浆压力、钻孔长度和裂隙开度对注浆量起到主要作用。

尽管已有研究取得了很好的成果,但在注浆扩散加固的数值计算模型或方法中,还存在以下问题需要深入解决:①对工程岩体施工后,破碎岩体或塑性区的注浆扩散与加固如何实现?如隧道、巷道、基坑等

开挖后,势必产生一定塑性区范围,在数值计算中,这些范围表现为离散单元块体之间的破坏,而采用一些内置的本构模型(如常用的 Mohr-Coulomb 等)检验注浆加固效果,往往是预先圈定注浆扩散范围或围岩塑性区范围,然后进行参数修改。② 众多模型解算过程中,固体力学和流体力学的耦合主要表现在渗流过程和接触力学行为上(如拉/剪破坏、裂隙扩展等),其中,流体黏聚力、黏度等参数仅作用于流体流动过程,本质上不会改变浆液凝固后裂隙面的黏结特性,这种情况加大了岩体注浆黏结的实现难度。③ 在注浆扩散加固区域的耦合求解上,经常采用 2 种方法:一种是先通过理论或经验公式,直接划分注浆范围,然后在数值计算中根据圈定的范围强化接触参数;另一种是先数值解算注浆扩散区域,然后进行扩散区域参数的强化。显然,第 1 种方法并不能达到流固耦合效果,第 2 种方法更符合未破坏裂隙预注浆扩散和加固的实际情况,也是超前预注浆的一种实现手段,但对于开挖损伤裂隙而言,不可避免的又面临问题接触的重新黏结难题。总体来说,以上问题的核心是如何在单元体力学作用或流固耦合作用导致的接触破坏或未破坏情况下,实现浆液扩散与黏结全过程耦合计算。

因此,为深入认识岩石结构面注浆加固作用机制,还需要从微细观力学角度出发,考虑离散单元体浆-岩黏结耦合作用,扩展到宏观流固耦合作用和规律上来。本文采用离散单元法,提出微观离散单元体之间的浆液“扩散-黏结-固结”力学机制,并采用 UDEC 数值计算软件开展注浆岩体单结构面的直剪力学试验及校核,并通过算例对巷道破碎围岩进行注浆加固参数影响规律分析。本文旨在通过笔者对注浆加固模拟的思考,提出一种浆液流固耦合力学模型和解算原理,期望能为相关研究者开展注浆扩散-加固数值计算和工程分析提供一定的借鉴。

## 1 离散介质 Bingham 流体流动模型

离散单元法 (DEM) 是基于非连续介质理论发展出来的岩体力学计算方法<sup>[19]</sup>,所包含的节理或弱面控制着岩体运动行为<sup>[20]</sup>。在 UDEC、PFC 等离散介质求解软件中,流体贮存在单元体(表现为块体、颗粒)等构成的虚拟孔隙/裂隙中,可通过给定接触开度/岩石孔隙度等信息进行流体力学解算。在 DEM 渗流模型中,主要采用立方定律求解压差和流量之间的关系。对于 Bingham 流体而言,其切应力不符合牛顿内摩擦定律,只有当单元流体剪应力超过某值时,才开始发生剪切变形,流体触发流动,随后表现出与牛顿流体一样的线性流动关系,该流体流动模型已普遍应用于泥浆流动计算。对于半径为  $a$  的水平圆管 Bingham 流体流动,其液柱最小流体压差  $J_0$  必须满足:

$$J_0 = \tau_y/a \quad (1)$$

式中,  $\tau_y$  为 Bingham 流体屈服剪应力,与流体黏度等参数有关。

## 2 单元体浆液扩散与加固力学模型

### 2.1 注浆过程中接触的基本形式

在离散介质中,接触内流体的流动存在 2 种情况:未破坏接触内的流动(图 1(a))和破坏接触内的流动(图 1(b)、(c))。对于接触的破坏,又存在 2 种力学原因:① 由于注浆压力  $p$  过大,导致接触在水力耦合作用下,产生张拉或剪切破坏(图 1(b)),改变了裂隙张开度,类似于水力压裂或劈裂注浆作用;② 由于注浆前的开挖或开采扰动影响,导致接触在力学作用下( $F$ ),产生的张拉或剪切破坏(图 1(c)),改变了裂隙张开度,类似于巷道围岩裂隙发育过程。

归纳起来,流体在接触内的流动可分为 I 完整接触、II 水力破坏接触和 III 力学破坏接触 3 种基本形式。可以说,只有控制住以上 3 种接触形式中浆液的水力相互作用,才能更加精准地描述浆液的扩散范围和扩散能力。

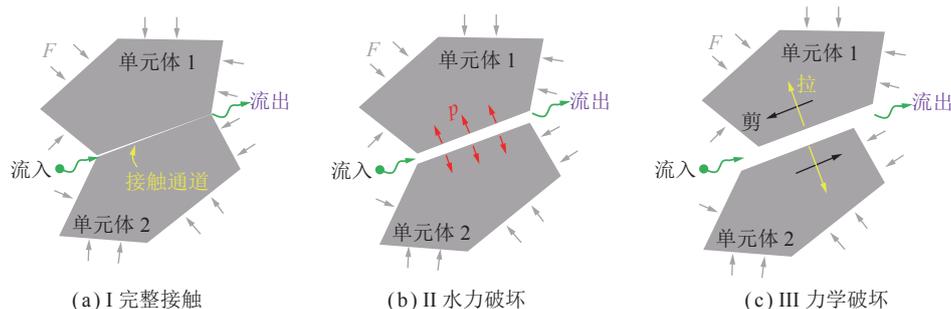


图 1 注浆过程中接触的破坏形式示意

Fig.1 Schematic diagrams of contact failures during grouting

## 2.2 扩散-黏结-固结 (D-Rb-C) 耦合模型

为实现离散介质中浆液“扩散-凝固-黏结”的全过程,并对注浆过程中 3 种接触形式的全部控制,提出扩散-黏结-固结模型 (D-Rb-C) 模型。

在接触上的流体压力表示为

$$F_i = pn_i L \quad (2)$$

式中,  $F_i$  为单元体接触力;  $p$  为流体压力;  $n_i$  为法向方向;  $L$  为接触长度。

接触内的渗流过程,用达西定律表示为

$$q = -k_j a_{Fi}^3 \Delta p / L \quad (3)$$

式中,  $q$  为流量;  $k_j$  为接触渗透系数;  $a_{Fi}$  为接触开度;  $\Delta p$  为压差,对于 Bingham 流体,存在最小流动压力梯度 (或启动压差),需满足  $J_0 > 2\tau_y / a_{Fi}$ 。

接触的开度  $a_{Fi}$  表示为

$$a_{Fi} = a_0 + \Delta a_{Fi} \quad (4)$$

式中,  $a_0$  为接触力为 0 时的初始水力开度;  $\Delta a_{Fi}$  为接触开度变化量,受压降低,受拉增高。

局部流体注入模型:

$$\Delta p = K_w \left( \sum Q \Delta t - \Delta V \right) / V \quad (5)$$

式中,  $K_w$  为流体刚度;  $\sum Q$  为注水点或流体阈的累计流量;  $\Delta t$  为时间差;  $\Delta V$  为力学开度引起流体阈体积的变化量;  $V$  为流体阈的平均体积。

特别的,对于注浆中接触的 3 种基本形式,引入浆液黏结过程,需根据流体压力确定,即

$$c_{\Delta p} = f(c_i, c_b, c_s) \quad (6)$$

式中,  $c_{\Delta p}$  为与流体压力有关的浆液凝固黏聚力;  $c_i$ 、 $c_b$  和  $c_s$  分别为浆液流态黏聚力、节理初始黏聚力和浆液固态黏聚力。

一般情况下,待稳态流动  $F_s$  或规定时间的瞬态流动  $F_{\Delta t}$  条件满足后,并认为 Bingham 流体孔隙压力梯度超过  $2\tau_y/a$ ,满足凝固黏结条件,针对 I 完整接触、II 水力破坏接触和 III 力学破坏接触 3 种基本形式,扩散黏结控制方程为

$$\begin{cases} c_i^I(x, y) = c_i, \text{if}\{F_s, F_{\Delta t}\} \\ c_s^I(x, y)|_{\Delta p > 2\tau_y/a} = mc_s, F_{s_n}(x_0 \rightarrow n, y_0 \rightarrow n) \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} c_i^{\text{II\&III}}(x, y) = c_i, \text{if}\{F_s, F_{\Delta t}\} \\ c_b^{\text{II\&III}}(x, y) = c_b, \text{if}\{\sigma_i^t \geq |\tau_i|, \sigma_i^s \geq |\tau_i|\} \\ c_s^{\text{II\&III}}(x, y)|_{\Delta p > 2\tau_y/a} = mc_s, F_{s_n}(x_0 \rightarrow n, y_0 \rightarrow n) \end{cases} \quad (8)$$

式中,  $F_s$  为稳态流动条件;  $F_{\Delta t}$  为规定时间的瞬态流动条件;  $x$  和  $y$  为含流体的接触坐标;  $m$  为黏结能力随注浆压力或注浆半径的弱化系数,一般取 1.0;  $n$  为流经路径的末端接触;  $\sigma_i^t$  为抗拉应力;  $\sigma_i^s$  为抗剪应力。

式 (7) 为针对 I 完整接触的控制方程,主要作用

是实现 Bingham 流体在完整接触中的流动和黏结过程,式 (8) 为针对 II 水力破坏接触和 III 力学破坏接触的控制方程,主要作用是实现 Bingham 流体在破坏接触内的扩散和黏结过程。

## 2.3 D-Rb-C 模型使用方法

具体使用方法和原理表述如下:对于完整接触 (I),块体接触条件满足:  $\sigma_i^t < |\tau_i|$  和  $\sigma_i^s < |\tau_i|$ , 其中,  $|\tau_i|$  和  $|\tau_i|$  为第  $i$  个接触的极限抗拉强度和极限抗剪强度。此时,只需实现浆液“扩散-黏结”过程 (式 (7))。对于水力破坏接触 (II),块体接触条件满足:  $\sigma_i^t \geq |\tau_i|$  或  $\sigma_i^s \geq |\tau_i|$ 。根据有效应力原理,具有优势倾角或临界应力状态的节理,会出现水力诱导剪切滑移现象,即  $\sigma_i^t \geq |\tau_i|$ ; 在接触域流体压力较大时 (如水力压裂、劈裂注浆等),满足  $\sigma_i^s \geq |\tau_i|$ 。因此,在力学模型上,需在迭代过程中重新接触,控制峰后黏结强度,并采用 D-Rb-C 模型控制 (式 (8)),实现接触破坏后的再次黏结。对于力学破坏接触 (III),块体接触条件满足:  $\sigma_i^t \geq |\tau_i|$  或  $\sigma_i^s \geq |\tau_i|$ ,在解算中又有 2 种基本条件:一种是接触的初始破坏,往往发生在初始地应力过大时,这种情况下,可给定破坏后的接触重新接触模型;另一种情况在工程应用领域十分常见,即开挖扰动导致的裂隙发育,这些破坏后的裂隙是浆液扩散的主要通道,也是注浆加固作用的着力点,但是,在数值计算中,由于滑移节理等模型的本质特征,接触破坏后即失去黏聚力,因此,需要在注浆凝固后,根据浆液黏结的特性,采用 D-Rb-C 模型重新黏结 (式 (8)),实现浆液扩散后的凝固和加固。

综上,完成离散单元体 (I)~(III) 三类情况下的全部控制条件,满足 Bingham 流体在工程岩体中的注入、扩散、凝固和加固过程,实现工程破碎岩体的注浆加固耦合计算。

## 2.4 浆液固化黏结性能的影响过程

注浆加固可增强岩体抗剪强度  $\tau_p$ ,且与注浆材料凝固后的黏结能力相关。如图 2 所示,根据 Mohr-Coulomb 准则,单节理岩体剪切残余强度主要为节理面摩擦力 (曲线①);但是在实际数值计算中,如果不规定峰后参数,如剪切残余强度等,节理峰后剪切强度将一直表现为抗剪强度  $\tau_p$  (曲线②),因此,在数值计算中,需要改变模型峰后形态,达到 Mohr-Coulomb 准则规定的理论曲线①。峰后或接触破坏后,注浆黏结作用的本质是改变了残余黏聚力、残余内摩擦角等参数,使得岩体峰后抗剪性能得到提升 (曲线③和④)。当浆液凝固后的黏聚力与岩石黏聚力相当时,可表现为完整岩体抗剪力学性能<sup>[21]</sup>;当注浆材料强度略高于岩石强度时 (如曲线④),加固效果提升将更为显著。

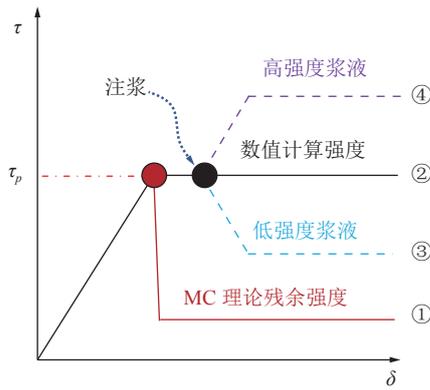


图2 不同黏结能力浆液在 MC 准则下的修正曲线示意  
Fig.2 Modified curves of slurry with different bonding abilities in the MC criterion

### 3 单裂隙注浆岩体剪切特性

在离散裂隙岩体中,考虑到渗流的主要通道为结构面,注浆加固的主要作用效果是改变裂隙面的力学特性,进而影响裂隙岩体的整体力学特性。因此,接触作为注浆作用的基本单元,在后续开展裂隙岩体注浆加固工程模拟时,需以注浆加固对单裂隙力学特性的影响规律作为校核基础。

#### 3.1 模型与参数

采用所提出的 Bingham 流体注浆 D-Rb-C 流固耦合模型及原理,进行单裂隙注浆岩体直剪力学特性分析。如图 3 所示,模型尺寸为 50 mm×50 mm,中部设置一条贯通裂隙,下部和左下部为固定边界,上部为应力边界 ( $\sigma_n$  分别为 1、3、5 和 7 MPa),右上部施加剪切力;采用 Mohr-Coulomb 屈服准则描述块体和裂隙的破坏特性。数值计算中的物理力学参数见表 1。

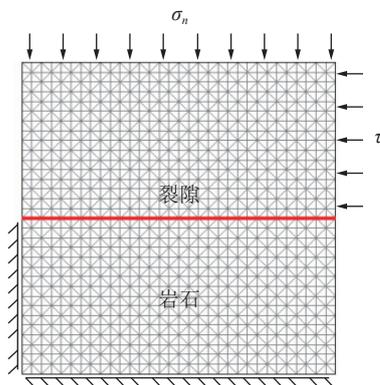


图3 直接剪切校核计算模型  
Fig.3 Direct shear test calibration model

#### 3.2 未注浆及全长注浆单裂隙剪切力学特性

对未注浆加固裂隙岩体进行剪切实验,如图 4 所示,为剪切强度-法向应力校核曲线,所解算出的峰值剪切强度与理论解一致,其主要原因是本计算中采用

表 1 岩石与裂隙基础物理力学参数  
Table 1 Physical and mechanical parameters of rock and fractures

岩石	$E/\text{GPa}$	$\mu$	$c/\text{MPa}$	$\phi/(\text{°})$	$\tau/\text{MPa}$
	30	0.25	2.5	40	0.4
裂隙	$K_n/\text{GPa}$	$K_s/\text{GPa}$	$c/\text{MPa}$	$\phi/(\text{°})$	$\tau/\text{MPa}$
	15	15	0.1	30	0.1

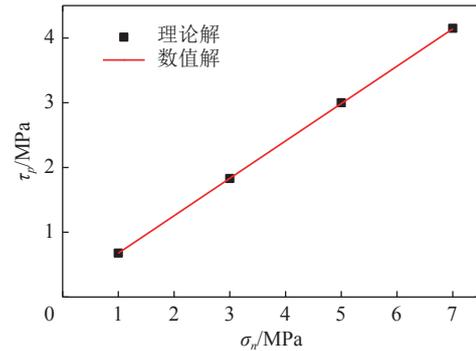


图4 剪切强度-法向应力曲线的理论解与数值解  
Fig.4 Theoretical and numerical solutions of shear strength-normal stress curves

了内置的 Mohr-Coulomb 准则,单元体和接触的应力-应变行为符合该准则,因此,对于单裂隙岩体这种简单的介质而言,其计算误差并不大。值得提出的是,结构决定力学性能,虽然单个裂隙解算结果也是符合 Mohr-Coulomb 准则的,但是离散裂隙介质岩体计算结果与裂隙离散程度相关,应当采取实验结果进行校核分析。

对裂隙进行全长注浆,注浆压力  $p_0=0.5 \text{ MPa}$ ,使裂隙充满浆液并凝固,浆液流动黏聚力  $c_i$  和凝固黏聚力  $c_s$  分别为 1.0 Pa 和 0.5 MPa。由于浆液黏结作用,岩体剪切强度整体性得到提升,相较于未注浆加固裂隙岩体,其峰前软化阶段和峰后阶段均得到强化。从图 5 可知,在法向应力  $\sigma_n$  为 1、3、5 和 7 MPa 时,全长注浆后裂隙岩体剪切峰值强度  $\tau_p$  较未注浆裂隙有所提升,主要原因是裂隙全长产生了摩擦阻力。

#### 3.3 点注浆裂隙剪切力学特性

浆液在注入过程中会产生扩散现象,扩散凝固后岩体强度得到强化。在单裂隙岩体点注浆模拟中,采用中心点向两侧扩散的方式(图 6(a)),设置岩体法向应力  $\sigma_n$  为 5 MPa,中心点注浆压力  $p_0$  分别设置为 50、150、300 和 500 kPa,解算其孔隙压力分布和浆液扩散范围。从图 6(b)可以看出,随着注浆压力的增大,浆液不断向两侧呈现线性扩展,分别在 50、150、300 和 500 kPa 下扩展了 4.5、14、30 和 50 mm,扩展速度约为 0.1 mm/kPa。

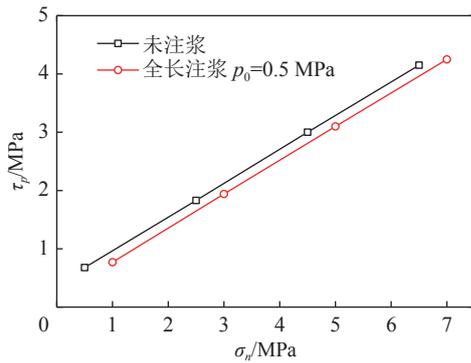


图 5 未注浆与全长注浆裂隙岩体峰值剪切强度-法向应力曲线对比

Fig.5 Comparison of peak shear strength versus normal stress curves of ungrouted and full-length grouted rock fractures

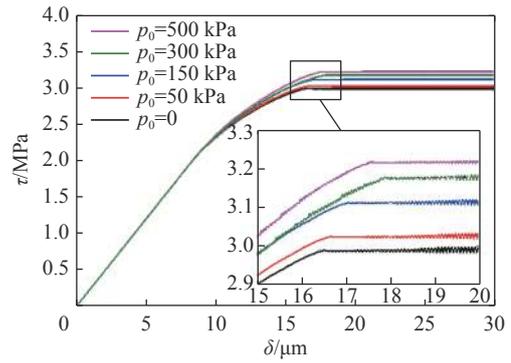
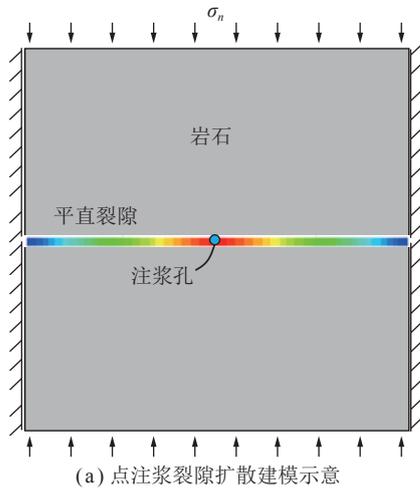
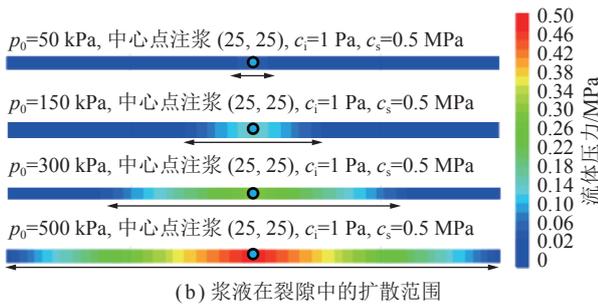


图 7 不同注浆压力下岩体剪应力-剪位移曲线  
Fig.7 Shear stress versus shear displacement curves under different grouting pressures



(a) 点注浆裂隙扩散建模示意



(b) 浆液在裂隙中的扩散范围

图 6 不同注浆压力下单裂隙岩体浆液扩散过程

Fig.6 Slurry diffusion process in rock fracture under different grouting pressures

对于不同注浆压力下的裂隙岩体, 随着注浆压力增加及扩散范围增大, 注浆固结作用强化了峰前屈服阶段和峰后阶段, 表现为峰后强化现象 (图 7)。

## 4 算例与结果分析

### 4.1 模型的建立

采用 Bingham 流体扩散-黏结-固结 (D-Rb-C) 耦合模型和解算原理, 开展破碎岩体巷道注浆加固工程

模拟。如图 8 所示, 模型长宽高均为 50 m, 中部开挖宽高均为 5 m 的矩形巷道, 采用无支护形式。在块体划分时, 采用多重泰森多边形法, 整体划分为不规则块体, 在中间半径为 18 m 的区域加密, 加大巷道围岩破碎程度, 巷道四周为应力边界条件。围岩内部采用钻孔注浆形式, 钻孔全长 10 m, 封孔段靠近巷道壁 2 m, 为不透水边界, 所设置的 3 个注浆钻孔分别位于顶板和两帮。

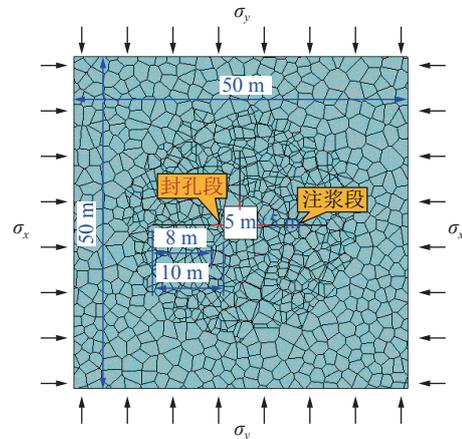


图 8 巷道破碎围岩力学与注浆加固模型

Fig.8 Broken roadway and grouting reinforcement model

为获取注浆参数对巷道围岩稳定性的影响效果, 如图 9 所示, 首先给模型施加边界应力  $\sigma_x = \sigma_y = 10$  MPa, 开挖并解算平衡, 然后进行注浆加固。分析不同注浆压力和浆液黏结强度下巷道围岩变形特征。其中, 注浆压力分别设置为 50、100、200、300、600 和 2 000 kPa。在浆液扩散凝固后, 为验证注浆加固效果, 增大模型上下边界应力至  $\sigma_y = 30$  MPa。

### 4.2 不同注浆压力下浆液扩散形态和参数

注浆过程中, 浆液沿着注浆点向四周扩散, 如图 10 所示, 显示了浆液孔隙压力分布云图。由于采用钻孔

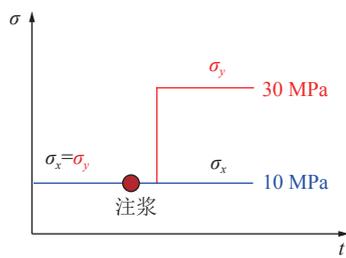


图 9 模型应力边界条件和注浆时机

Fig.9 Boundary stress and grouting time in the model

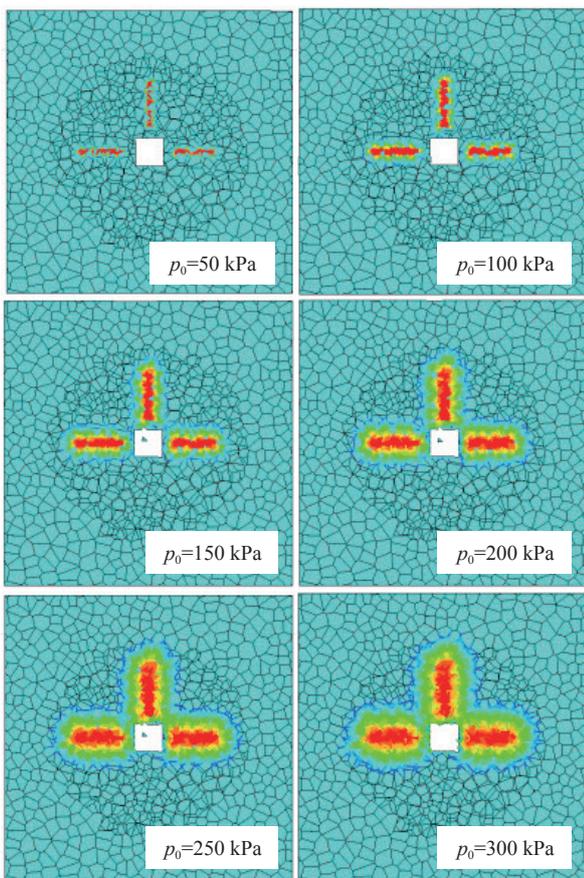


图 10 不同初始注浆压力下浆液压力分布云图

Fig.10 Cloud map of grout pressure distribution under different initial grouting pressures

注浆形式, 注浆形态呈现长条形, 且随着注浆压力的增加, 浆液逐渐向钻孔两侧和端头扩散, 注浆压力逐渐衰减, 直至接触中浆液的切应力小于 Bingham 流体流动的最小压差  $J_0$ , 扩散停止。浆液注入到岩石结构面中, 从宏观上注浆形成“树根桩”形态和效应, 且不断发展。随着注浆压力的不断增加, 相邻钻孔扩散范围相互叠加, 如在注浆压力超过 200 kPa 以后, 形成封闭巷道的注浆结石体, 实现注浆结石体整体承载。

从注浆半径扩展曲线可以看出 (图 11), 随着注浆压力的增加, 扩散半径整体呈现上升态势, 其扩散范围大致呈现 2 个阶段变化趋势。在 50~400 kPa, 扩

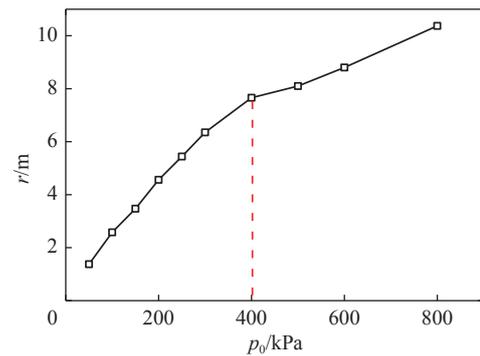


图 11 注浆压力-扩散半径曲线

Fig.11 Grouting pressure versus diffusion radius curve

散半径急剧增加, 由 1.38 m 增加至 7.65 m, 扩散速度为 17.9 mm/kPa; 在超过 400 kPa, 扩散半径增加速度降低, 由 7.65 m 增加至 10.38 m, 扩散速度为 6.825 mm/kPa。

分析认为, 巷道开挖后, 局部围岩得到卸荷, 节理开度增加, 流体可顺利注入; 随着注浆压力的增加, 浆液向深处扩展需要克服更大的压应力才能促使裂隙张开, 使浆液不断流入。因此, 巷道围岩深部注浆需要更大的注浆压力才能实现浆液的扩散, 实际工程中深部围岩注浆与浅部塑性区注浆, 也需要根据岩体应力条件或裂隙张开特性确定合适的注浆压力。

#### 4.3 不同注浆压力下巷道围岩变形特征

图 12 为不同注浆压力下围岩内部监测点位移曲线, 其中, 监测线 1 为水平布设, 水平位置坐标范围在 30~50 m, 垂直位置坐标为 25 m, 位于巷道右帮围岩内, 主要监测 x 方向位移; 监测线 2 为垂直布设, 垂直位置坐标范围在 30~50 m, 水平位置坐标为 25 m, 位于巷道顶部围岩内, 主要监测 y 方向位移。

如前所述, 注浆时机选择巷道施加 10 MPa 水平应力和 10 MPa 垂直应力并解算平衡后。注浆扩散凝固后, 增加垂直应力至 30 MPa, 用于分析扰动应力下的注浆加固效果和参数特征。结合图 12 和图 10 可知, 随着注浆压力的增加, 沿监测线 1 的 x 方向位移和监测线 2 的 y 方向位移整体呈现降低趋势。

以  $(x=40 \text{ m}, y=25 \text{ m})$  监测点为例, 随着注浆压力的增加, 巷道围岩 x 方向变形整体呈现缓慢降低、急剧降低、趋于稳定的趋势 (图 13); 同理, 对于  $(x=25 \text{ m}, y=40 \text{ m})$  巷道围岩 y 方向位移, 也呈现出类似趋势。根据曲线形态可知, 注浆压力在 150~200 kPa 较为适宜。

#### 4.4 不同浆液黏结性能下巷道围岩变形特征

结构面注浆加固后, 黏聚力的增大, 结构面抗剪强度相应增大, 被加固岩体稳定性和承载能力增强。取浆液凝固后黏聚力  $c_s$  为 1~5 MPa、注浆压力 250 kPa 分析巷道变形控制效果。为更加直观, 将变形放大

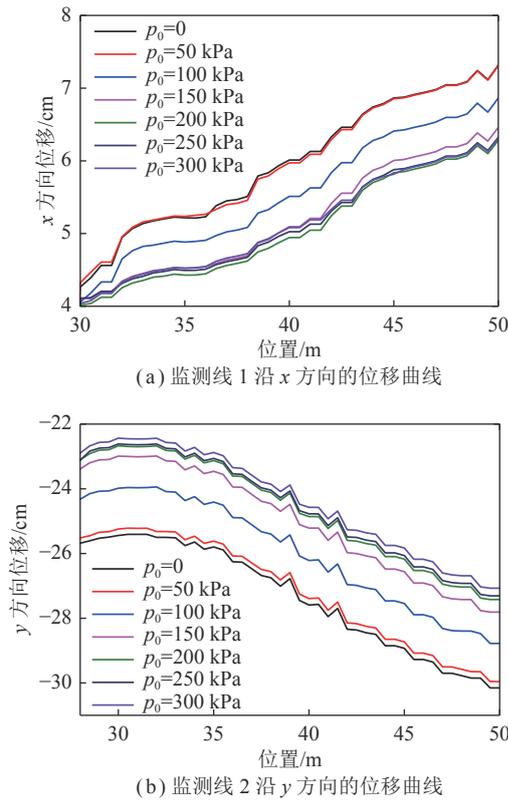


图 12 不同注浆压力下巷道围岩内部监测点位移  
Fig.12 Displacement of monitoring points inside surrounding rock of roadway under different grouting pressures

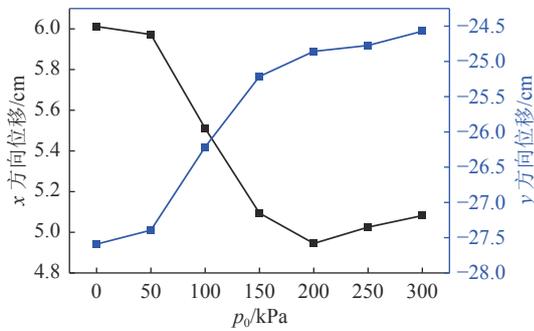


图 13 监测点 x 和 y 方向位移随浆液压力的变化曲线  
Fig.13 Displacement in x and y direction of monitoring points with different injection pressures of slurry

5 倍, 得到图 14 所示的巷道变形形态。整体看来, 相较于未注浆和较低黏结强度浆液注浆效果, 高黏结强度注浆使巷道变形得到了有效控制。

从图 15 可以看出, 随着注浆压力的增加, 沿监测线 2 的 x 方向和 y 方向的位移整体均呈现降低趋势。同样以 (x=40 m, y=25 m) 和 (x=25 m, y=40 m) 监测点为例 (图 16), 随着浆液凝固黏结能力的提升, 巷道围岩 x 方向和 y 方向的变形整体均呈现先降低、后趋于稳定的整体趋势。因此, 并不是浆液黏结能力越强越好, 当浆液黏结性能与岩石强度相差不大时, 注浆加

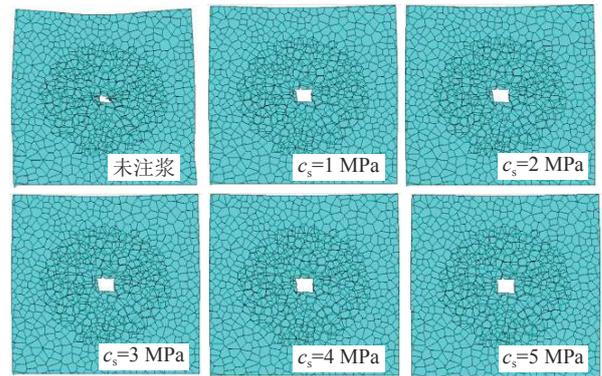


图 14 不同黏结性能浆液对围岩的控制效果  
Fig.14 Control effect of surrounding rocks under different bonding properties of slurry

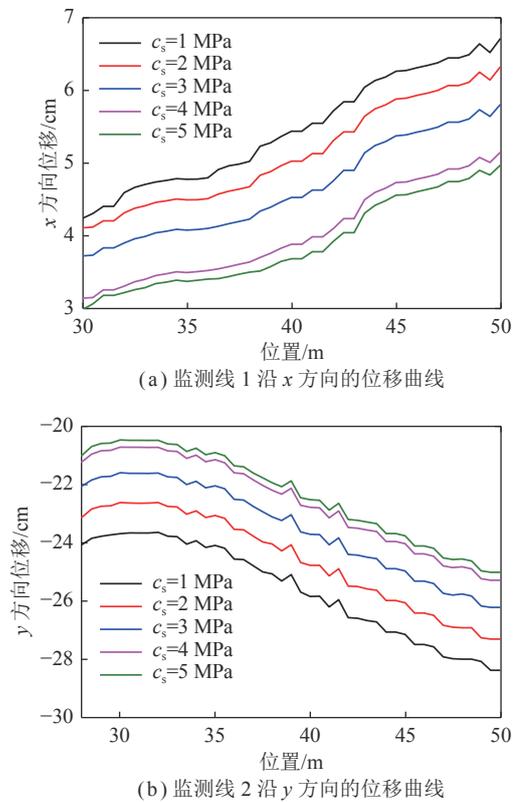


图 15 不同黏结性能注浆作用下巷道围岩内部监测点位移  
Fig.15 Displacement of monitoring points inside surrounding rock of roadway under grouting with different bonding properties

固体的力学性能与完整岩石强度相当; 当黏结性能低于岩石强度时, 裂隙的破坏仍是控制围岩整体破坏失稳的主控因素。

#### 4.5 基于本模型的注浆黏结与围岩承载力修复机制

在工程岩体注浆加固时, 水泥浆液颗粒可以充填煤岩体内部裂隙, 产生具有黏结作用的化合物, 破碎介质会重新黏结为一个整体 (图 17), 获得了较原来更大的刚度, 从整体上改变了介质的存在形式。但是, 在注浆加固的数值模拟研究中, 扩散过程一般都能很

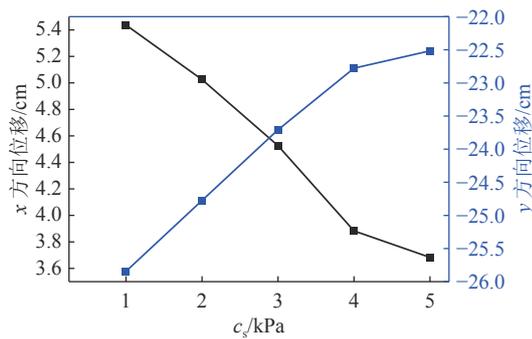


图 16 监测点  $x$  和  $y$  方向位移随浆液黏结性能的变化曲线  
Fig.16 Displacement in  $x$  and  $y$  direction of monitoring points with different cohesions of slurry

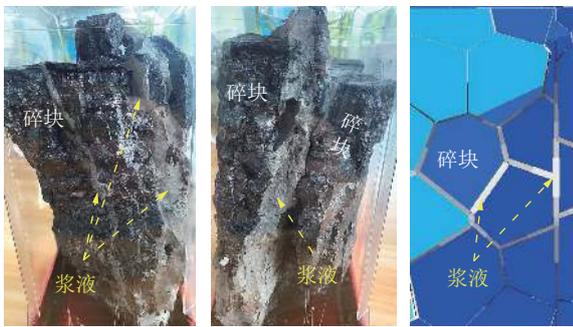


图 17 注浆加固体与数值试样对比

Fig.17 Comparison of grouted rock with numerical samples

好的解算,其难点在于扩散后的加固控制和采动破坏裂隙的注浆再黏结等问题,也就是如何实现针对多种接触破坏形式的注浆加固控制。

根据 Mohr-Coulomb 准则,结构面注浆形成了浆-岩黏结界面,提高了岩体黏聚力和内摩擦角。但是,在离散元数值计算中,接触破坏后不可避免的会出现无法再次粘合的现象,本模型中正是考虑了多种接触破坏的形式,给出了基于扩散路径的重新粘合控制原理和方程,可有效实现浆液在破坏和非破坏工况下的扩散与黏结,这是采用本模型开展注浆加固作用过程与破碎围岩注浆承载力修复机制的关键。

值得提出的是,本算例是围岩裂隙场注浆的一种简单工况,还存在的其他工况:①注浆时,浆液为具有一定压力的流体,高压注入可能出现岩体劈裂现象,闭合裂隙重新张开或新产生裂隙,这种破坏形式可通过裂隙张开度  $a_{fi}$  的演化来解算(对应式(4)),浆液扩散后的黏结解算形式不变。②有些工况是开挖扰动导致的围岩裂隙发育,裂隙预先表现出力学作用下的剪切或拉伸破坏,此时浆液黏结是一个接触的修复过程,需要采用本模型提出的方法,根据渗流路径进行破坏裂隙的重新黏结。因此,以上工况均可采用本模型进行过程控制。

## 5 讨 论

### 5.1 D-Rb-C 耦合模型的特点

数值计算是验证试验数据规律,并扩展到工程领域来获取一般规律的主要手段。理想上来说,完全掌握岩体的基本信息,可以较为准确的解算工程岩体力学特性与规律。针对所提出的离散单元体浆液扩散-黏结-固结耦合作用机制和实现原理,做如下讨论:

从理论支撑角度来讲,注浆扩散理论和加固理论比较清晰,可以指导数值模型的解算。近期,已有研究成果提出了浆-岩界面过渡区的概念和力学模型<sup>[9]</sup>,剪切后产生浆-岩分离,并从根本上控制着结构面宏观力学行为。事实上,这在数值计算中可以实现,需考虑注浆体厚度,并给定厚度方向上的变化黏聚力。从数值计算角度来讲,实现注浆扩散过程和加固方法较多,本文提出的 Bingham 流体扩散-黏结-固结(D-Rb-C)耦合模型的主要作用在于,实现了离散单元介质中浆液扩散-黏结-固结的全过程耦合。在模型求解过程中,不仅统一考虑了各种水力耦合作用下接触破坏的情况,还根据注浆工况实现了加固和强度提升。在本模型基础上,可根据室内实验和工程地质调查参数进行扩展,比如评估围岩中节理、层理、裂隙等结构面分布,研究浆液在粗糙节理和弯曲节理中的流动规律,分析加固体微观黏结作用下的宏观力学特性等。从工程应用角度来讲,本模型与实例验算的意义在于,为实现实验尺度和工程尺度的注浆加固模拟提供了一个更为全面的方法,考虑了离散单元体与接触的不同破坏形式或路径,提供了解决思路。

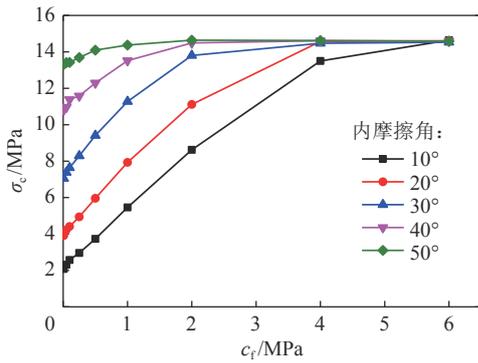
目前,本文仅探讨了离散单元体浆液扩散-黏结-固结耦合作用机制和实现原理,进行了理论分析和算例分析,应用到其他离散元软件中方法类似、原理相同,还有待考虑裂隙粗糙度、注浆体厚度等因素,扩展到后续大型采动影响区(如垮落带、较大裂隙带)等开展更为深入的探索研究和应用研究。

### 5.2 浆液参数影响的一般规律

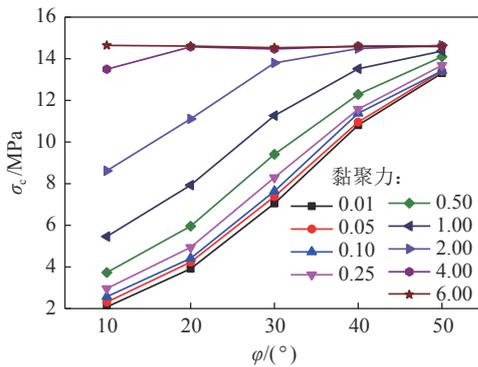
#### 5.2.1 浆液凝固黏聚力对岩体强度的影响

在 MC 准则的基础上,考虑不同黏聚力和内摩擦角的变化对岩石强度规律,分析破碎煤岩体注浆强度强化效应具有重要的指导作用。

图 18(a) 为不同节理内摩擦角下,岩体抗压强度随着黏聚力的变化规律。可以看出,随着黏聚力的增加,岩体抗压强度整体表现为增加趋势。总体可分为 2 个阶段的变化趋势,在裂隙低黏聚力时,抗压强度随着裂隙黏聚力的增加很明显;在裂隙高黏聚力时,抗压强度随着裂隙黏聚力的增加趋势放缓。但是不论



(a) 浆液黏聚力对岩体强度的影响规律



(b) 浆液内摩擦角的影响规律

图 18 注浆参数对岩体强度的影响规律

Fig.18 Influence of grouting parameters on rock strength

黏聚力增加到何值, 岩体抗压强度仍不会超过完整岩体抗压强度 (14.7 MPa)。不同裂隙黏聚力下, 岩体变形破坏发生重大改变, 当裂隙黏聚力较低时, 岩体破坏主要是裂隙之间的剪切和拉伸破坏, 表现为岩体沿着裂隙面的张开或错动。随着岩体裂隙黏聚力的增加, 试样变形表现为完整试样的变形破坏规律, 此时控制岩体失稳的主导因素是块体的力学特性, 例如裂隙黏聚力为 4 MPa 以后, 基本与完整岩石的破坏和变形情况一致。

5.2.2 浆液内摩擦角对岩体强度的影响规律

图 18(b) 为不同节理黏聚力下, 岩体抗压强度随着内摩擦角的变化规律。可以看出, 内摩擦角对裂隙岩体抗压强度的影响很大。随着内摩擦角的增加, 岩体抗压强度整体表现为增加趋势。总体可分为 3 个阶段的变化趋势, 在裂隙内摩擦角较小时 (<40°), 抗压强度随着裂隙黏聚力的增加很明显, 在裂隙内摩擦角较大时, 抗压强度随着裂隙内摩擦角的增加趋势放缓。但是不论内摩擦角增加到何值, 岩体抗压强度仍不会超过完整岩体抗压强度 (14.7 MPa)。

5.2.3 不同注浆参数下破碎岩体抗压强度演化曲线

图 19 为不同钻孔注浆压力下浆液扩散范围, 可以看出, 随着注浆压力的增加, 浆液由钻孔向四周扩散开来, 在试样中的扩散半径不断增加。100、

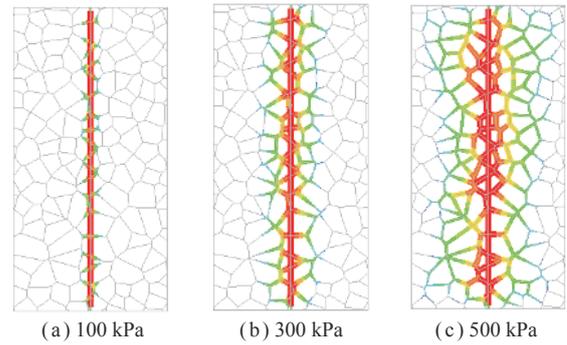


图 19 钻孔注浆压力下的浆液扩散范围

Fig.19 Slurry diffusion range in boreholes under different injection pressures

300、500 kPa 下, 浆液扩散半径分别为 5.66、23.10 和 42.54 mm, 近似线性增长。

图 20 为不同注浆参数下破碎岩体抗压强度演化曲线, 可知, 注浆压力、浆液凝固黏聚力和内摩擦角的变化均对岩体抗压强度具有重要影响, 具体表现为:

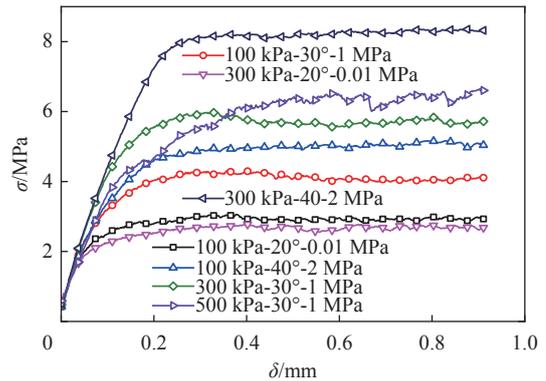


图 20 不同注浆参数下破碎岩体抗压强度演化曲线

Fig.20 Evolution curves of compressive strength of rock mass under different grouting parameters

(1) 100 kPa 注浆压力下, 浆液扩散半径为 5.66 mm, 为岩体总宽度的 11.3%。其中, 浆液黏聚力为 0.01 MPa、内摩擦角为 20°时, 岩体强度为 3.02 MPa; 浆液黏聚力为 1 MPa、内摩擦角为 30°时, 岩体强度为 4.23 MPa; 浆液黏聚力为 2 MPa、内摩擦角为 40°时, 岩体强度为 5.04 MPa。

(2) 300 kPa 注浆压力下, 浆液扩散半径为 23.10 mm, 为岩体总宽度的 46.2%。其中, 浆液黏聚力为 0.01 MPa 时、内摩擦角为 20°时, 岩体强度为 3.00 MPa; 浆液黏聚力为 1 MPa 时、内摩擦角为 30°时, 岩体强度为 5.90 MPa; 浆液黏聚力为 2 MPa 时、内摩擦角为 40°时, 岩体强度为 8.24 MPa。

随着注浆压力的增加, 注浆扩散半径增大, 使得岩体钻孔周围结实体范围扩大。注浆范围较小时, 岩

体破坏由节理的破坏控制,当注浆范围较大时,岩体破坏后相对比较完整,尤其是当注浆体强度大于岩石强度时,控制岩体的破坏不再是节理的行为,而是向岩体本身转移。因此,从岩体力学角度分析,岩体破坏的本质是由于内部裂隙在外部荷载作用下,产生应力集中进而形成扩展—贯穿—关联的过程。注浆能够有效改变裂隙面的黏结强度,实现“再胶结”过程,改变岩体破坏演化路径,在数值计算中的本质是节理黏聚力和内摩擦角的同步提升过程。

## 6 结 论

(1) 采用 Bingham 流体渗流理论,建立了离散单元体接触的流固耦合模型,分析了单元体接触破坏的 3 种形式,针对性的建立了离散介质注浆加固黏结方程,给出了基于浆液扩散-黏结-固结 (D-Rb-C) 耦合模型的解算原理,实现了浆液扩散-黏结-固结全过程解算。

(2) 采用 D-Rb-C 耦合模型,开展了单裂隙岩体注浆剪切力学模拟实验。单裂隙岩体全长注浆后,岩体剪切峰值强度的提升依赖浆液凝固后的黏聚力增大所产生摩擦阻力。在点注浆模拟实验中,随着注浆压力增加,浆液不断扩散,算例中的扩展速度约为 0.1 mm/kPa;注浆压力及扩散范围的增大,强化了岩体峰前剪切屈服强度。

(3) 破碎岩体巷道注浆加固工程模拟结果表明,随着注浆压力的不断增加,扩散半径呈现 2 个阶段的增大趋势,并与岩体应力相关,浆液向深处高应力区扩展需要克服更大的压应力才能促使裂隙张开,使浆液不断流入;注浆压力升高到一定值以后,形成封闭的巷道注浆结石体,实现注浆结石体的整体承载。随着注浆加固结构面黏聚力的增大,结构面抗剪强度相应增加,当黏结性能低于岩石强度时,裂隙破坏仍是控制围岩破坏失稳的主控因素。

## 参考文献(References):

- [1] 康红普. 我国煤矿巷道围岩控制技术发展70年及展望[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(1): 1-30.  
KANG Hongpu. Seventy years development and prospects of strata control technologies for coal mine roadways in China[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 40(1): 1-30.
- [2] 李术才,冯啸,刘人太,等. 砂土介质中颗粒浆液的渗滤系数及加固机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(S2): 4220-4228.  
LI Shucui, FENG Xiao, LIU Rentai, et al. Study on infiltration coefficient and reinforcing mechanism of grout suspension in sandy soil medium[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(S2): 4220-4228.
- [3] 袁亮,薛俊华,刘泉声,等. 煤矿深部岩巷围岩控制理论与支护技术[J]. 煤炭学报, 2011, 36(4): 535-543.  
YUAN Liang, XUE Junhua, LIU Quansheng, et al. Surrounding rock stability control theory and support technique in deep rock roadway for coal mine[J]. Journal of China Coal Society, 2011, 36(4): 535-543.
- [4] 何满潮,谢和平,彭苏萍,等. 深部开采岩体力学研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(16): 2803-2813.  
HE Manchao, XIE Heping, PENG Suping, et al. Study on rock mechanics in deep mining engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(16): 2803-2813.
- [5] 郑卓,李术才,刘人太,等. 注浆加固后岩体单一界面抗剪强度[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(S2): 3915-3922.  
ZHEN Zhuo, LI Shucui, LIU Rentai, et al. Shearing strength of single structural surface of grouted rock mass[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(S2): 3915-3922.
- [6] 杨秀竹,王星华,雷金山. 宾汉体浆液扩散半径的研究及应用[J]. 水利学报, 2004, 6: 75-79.  
YANG Xiuzhu, WANG Xinghua, LEI Jinshan. Study and application of diffusion radius of Bingham body[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2004, 6: 75-79.
- [7] 康红普,冯志强. 煤矿巷道围岩注浆加固技术的现状与发展趋势[J]. 煤矿开采, 2013, 18(3): 1-7.  
KANG Hongpu, FENG Zhiqiang. Status and development tendency of roadway grouting reinforcement technology in coal mine[J]. Coal Mining Technology, 2013, 18(3): 1-7.
- [8] 高延法,范庆忠,王汉鹏. 岩石峰值后注浆加固实验与巷道稳定性控制[J]. 岩土力学, 2004, 25(S1): 21-24.  
GAO Yanfa, FAN Qingzhong, WANG Hanpeng. Grouting reinforcement test of rock after peak value of strength and roadway stability control[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(S1): 21-24.
- [9] 陆银龙,贺梦奇,李文帅,等. 岩石结构面注浆加固微观力学机制与浆-岩黏结界面结构优化[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, 39(9): 1808-1818.  
LU Yinglong, HE Mengqi, LI Wenshuai, et al. Micromechanical mechanisms of grouting reinforcement in rock joints and microstructure optimization of grout-rock bonding interfaces[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, 39(9): 1808-1818.
- [10] 刘泉声,雷广峰,卢超波,等. 注浆加固对岩体裂隙力学性质影响的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(S1): 3140-3147.  
LIU Quansheng, LEI Guangfeng, LU Chaobo, et al. Experimental study of grouting reinforcement influence on mechanical properties of rock fracture[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(S1): 3140-3147.
- [11] 秦健春,方志杰,李子娟. 深部破碎矿柱锚固注浆加固效果的模拟分析[J]. 矿业研究与开发, 2019, 39(8): 82-86.  
QING Jianchun, FANG Zhijie, LI Zijuan. Simulation analysis of anchor grouting reinforcement effect of deep broken ore column[J]. Mining Research and Development, 2019, 39(8): 82-86.
- [12] 王连国,缪协兴,董建涛. 动压巷道锚注支护数值模拟研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2006, 23(1): 39-42.  
WANG Lianguo, LIAO Xiexing, DONG Jiantao. Numerical simulation of bolt-grouting support in soft roadway affected by mining[J].

- Journal of Mining and Safety Engineering*, 2006, 23(1): 39-42.
- [13] 袁海清, 傅鹤林, 马婷, 等. 隧道管棚预注浆超前支护数值模拟分析[J]. 铁道科学与工程学报, 2012, 9(6): 24-29.  
YUAN Haiqing, FU Heling, MA Ting, et al. Numerical simulation analysis for pipe-shed and pre-grouting reinforcement of tunnel[J]. *Journal of Railway Science and Engineering*, 2012, 9(6): 24-29.
- [14] 伍振志, 傅志锋, 王静, 等. 浅埋松软地层开挖中管棚注浆法的加固机理及效果分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(6): 1025-1029.  
WU Zhenzhi, FU Zhifeng, WANG Jing, et al. Study of support mechanism and effect of shed-pipe grouting technology for tunneling construction in shallow-buried soft stratum[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2005, 24(6): 1025-1029.
- [15] 王晓伟, 刘涛, 王尔觉. 注浆效果对地铁隧道施工沉降的影响分析[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(S2): 402-405.  
WANG Xiaowei, LIU Tao, WANG Erjue. Grouting effect on the settlement of subway tunnel construction[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2010, 32(S2): 402-405.
- [16] 颜峰, 姜福兴. 裂隙岩体注浆加固效果的影响因素分析[J]. 金属矿山, 2009, 396(6): 14-17.  
YAN Feng, JIANG Fuxing. Analysis of the factors influencing the grouting reinforcement effects of fractured rockmass[J]. *Metal Mine*, 2009, 396(6): 14-17.
- [17] 张连震, 刘人太, 张庆松, 等. 软弱地层劈裂-压密注浆加固效果定量计算方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(5): 1169-1184.  
ZHANG Lianzhen, LIU Rentai, ZHANG Qingsong, et al. Calculation of reinforcement effect of fracturing-compaction grouting in soft strata[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2018, 37(5): 1169-1184.
- [18] 王强, 冯志强, 王理想, 等. 裂隙岩体注浆扩散范围及注浆量数值模拟[J]. 煤炭学报, 2016, 41(10): 2588-2595.  
WANG Qiang, FENG Zhiqiang, WANG Lixiang, et al. Numerical analysis of grouting radius and grout quantity in fractured rock mass[J]. *Journal of China Coal Society*, 2016, 41(10): 2588-2595.
- [19] CUNDALL P A. A computer model for simulating progressive large scale movements in blocky rock systems[C]// In Proc Int Symposium Fracture. 1971; 1-8.
- [20] 王泳嘉, 邢纪波. 离散单元法同拉格朗日元法及其在岩土力学中的应用[J]. 岩土力学, 1995, 16(2): 1-14.  
WANG Yongjia, XING Jibo. Discrete unit method along with Lagrange Yen method and its application in geotechnical mechanics[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 1995, 16(2): 1-14.
- [21] 李雪峰. 裂隙岩体注浆加固结构面剪切特性试验研究[D]. 焦作: 河南理工大学, 2019.  
LI Xuefeng. Experimental study on shear behavior of grouted reinforcement structure in fractured rock mass[D]. Jiaozuo: Henan Polytechnic University, 2019.