

考虑浆 - 岩耦合效应的微裂隙注浆扩散机制分析

李术才, 郑卓, 刘人太, 王晓晨, 张连震, 王洪波

(山东大学 岩土与结构工程研究中心, 山东 济南 250061)

摘要: 通过分数布朗函数建立了节理面几何模型, 基于 N-S 方程对裂隙注浆扩散开展有限元分析。考察节理面粗糙度、连通性对浆液扩散的影响, 并对修正立方定律的合理性进行分析。当界面层位势较低时, 由修正立方定律得到的计算结果偏低, 反之计算结果偏高。当界面层接触区域分布较为平均时, 其各向异性程度较低, 所引起的计算偏差较小, 反之计算偏差较大。基于修正的立方定律、界面层本构方程以及浆液流动方程, 建立了考虑浆岩耦合效应的注浆扩散公式。考虑浆岩耦合效应后, 计算所得到的浆液扩散距离明显提高。并且随着浆液黏度的增加, 由浆岩耦合效应所引起的相对计算误差也不断增大。

关键词: 岩石力学; 裂隙岩体; 浆液扩散; 修正立方定律; 耦合作用; 数值模拟

中图分类号: TU 45

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2017)04 - 0812 - 09

Analysis on fracture grouting mechanism considering grout-rock coupling effect

LI Shucui, ZHENG Zhuo, LIU Rentai, WANG Xiaochen, ZHANG Lianzhen, WANG Hongbo

(Geotechnical and Structural Engineering Research Center, Shandong University, Jinan, Shandong 250061, China)

Abstract: A geometric model of joint surfaces was constructed through the fractional Brown function. The finite element analysis on the basis of N-S equations was conducted to the fracture grouting process. The influence of roughness and connectivity of joint surfaces on the fracture grouting was investigated and the rationality of the modified cubic law was analyzed. When the potential of the interface layer is relatively low, the calculation results of the modified cubic law are lower than the actual values. When the contacting area is uniformly distributed, the degree of anisotropy is low and the calculated deviation is small, and vice versa. A grout spreading formula based on the modified cubic law, constitutive equation of interface layer and grout flow equation was proposed considering the grout-rock coupling effect. The calculated distance of grout spreading is greater than that without the coupling effect. The calculation deviation is also larger with the increase of grout viscosity.

Key words: rock mechanics; fractured rock mass; grout spreading; modified cubic law; coupling effect; numerical simulation

1 引言

注浆法^[1-2]是地下工程建设中处理微裂隙渗漏水问题的有效技术手段。近年来, 随着许多新材料与新设备相继投入使用, 注浆封堵的有效性得到大幅提高。然而, 由于注浆过程的隐蔽性, 难以通过

定量化分析获得准确信息, 导致注浆工程存在很大程度的经验性和盲目性。事实上, 浆液运移受浆液自身理化性质、注浆压力、裂隙展布规律以及裂隙粗糙度等众多因素影响, 并且各因素之间在一定程度上存在耦合效应, 从而导致浆液在裂隙中扩散机制十分复杂。因此亟需开展研究填补理论空白, 指导注浆实践。

收稿日期: 2016 - 07 - 07; **修回日期:** 2016 - 11 - 17

作者简介: 李术才(1965 -), 男, 1987年毕业于山东矿业学院土木工程系矿井建设专业, 现任教授、博士生导师, 主要从事地下工程水害预报及治理方面的教学与研究工作。E-mail: lishucui@sdu.edu.cn。通讯作者: 刘人太(1984 -), 男, 博士, 现任讲师。E-mail: rentailiu@163.com

DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2016.0765

近年来，许多学者根据不同假设提出裂隙岩体注浆公式，研究浆液的流动规律。基于不同的浆液本构关系，从而推导出浆液扩散模型。如 C. Baker 等^[3-4]把浆液视为牛顿流体，建立了裂隙浆液扩散方程；阮文军^[5]建立了基于浆液黏度时变性的岩体裂隙注浆扩散模型；刘人太等^[6]基于黏度时变性宾汉体本构模型，推导了 C-S 浆液在单一平板裂隙中的压力分布方程。然而，在以往的大多研究中，都将裂隙假设为平行板模型，简化裂隙表面的粗糙性，研究不同注浆参数条件下浆液在岩体中的扩散过程。然而，实际裂隙与光滑的平行板具有很大的差别，对于较为宽大的裂隙，平行板假定可认为是近似适用的，但是对于隙宽较小的微裂隙而言，裂隙表面的粗糙性成为浆液扩散的主控因素。同时，裂隙岩体注浆过程中存在一定程度的浆岩耦合效应。在浆液流动过程中，浆液压力会导致岩体产生变形以及裂隙开度的变化，而岩体的变形又会影响浆液扩散距离以及最终的注浆封堵效果。

本文通过分数布朗函数建立了节理面几何模型，基于 N-S 方程对裂隙注浆扩散开展有限元分析。考察了节理面粗糙度、连通性对浆液扩散的影响，并对修正立方定律的合理性进行了研究。基于界面层理论，对裂隙注浆过程中的浆岩耦合效应进行了分析。基于修正的立方定律、界面层本构方程以及浆液流动方程，最终建立了考虑浆岩耦合效应的注浆扩散公式。希望对裂隙岩体注浆理论具有一定借鉴意义。

2 节理面渗流基本理论

2.1 基于分形理论的节理面生成方法

分形维数方法常用来描述自然界中极度复杂与不规则的几何性质。基于分形理论，借助计算机程序模拟生成的方法可对岩石节理表面的粗糙性进行模拟，生成一系列具有相同几何统计参数(如分形维数)的节理面样本，利用随机分形产生的曲线或曲面替代自然界中真实岩体的节理面来进行分析。值得指出的是，对于自然界中真实的节理面，其分形特性并不具有严格意义上的自相似性，而是呈现出自仿射的特征^[7]，即分形曲面的每层的几何嵌套结构并非完全相同，而是具有一定的统计相似性。因此，对于一条具有分形特性的曲线而言，可采用中点随机位移法并借助分数布朗函数实现^[8]。其基本原理为：首先选定一条基准线，并按照相同的生成法则，

依次生成一系列新的节点，即：对于所有已经生成的节点，在任意 2 个相邻节点之间插入一个新的节点。其横坐标为 2 个节点横坐标的平均值，而纵坐标为平均值与一扰动值 R 的叠加，其示意图如图 1 所示。

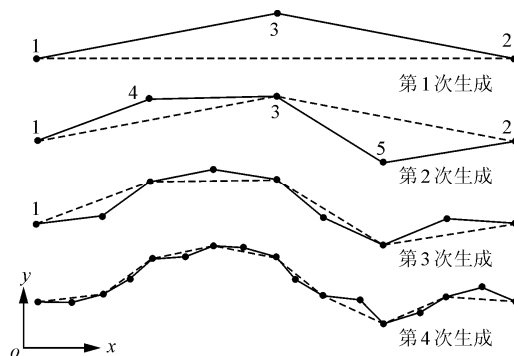


图 1 节理面轮廓线生成流程图
Fig.1 Diagram of joint surface generation

图 1 中，存在以下关系：

$$x_3 = \frac{1}{2}(x_1 + x_2), \quad y_3 = \frac{1}{2}(y_1 + y_2) + R_1 \quad (1)$$

$$x_4 = \frac{1}{2}(x_1 + x_3), \quad y_4 = \frac{1}{2}(y_1 + y_3) + R_2 \quad (2)$$

$$x_5 = \frac{1}{2}(x_2 + x_3), \quad y_5 = \frac{1}{2}(y_2 + y_3) + R_2 \quad (3)$$

以此类推。

而扰动值 ($n=1, 2, 3, \dots$) 由随机函数自动生成，并且服从正态分布。该正态分布的均值为 0，方差为 Δ_n^2 ，且 Δ_n^2 可以表示为

$$\Delta_n^2 = \frac{\sigma^2(1 - 2^{2H-2})}{(2^n)^{2H}} \quad (4)$$

式中： σ 为初始标准差，本文中取 1； H 为 Hurst 指数，它与分维数 D 以及欧几里得维数 E 之间具有以下定量关系：

$$H + D = E \quad (5)$$

对分维曲面进行模拟生成时，可仿照分维曲线生成的方法，对中心随机位移的方法进行改进，即中心随机位移方法。对于一条曲线而言，其中点位移的确定需要靠左右 2 个端点的位移来进行确定，而对于一个曲面而言，其中心点位移的参照点应由 2 个端点变为 4 个角点。同时需要指出，在数学定义中的分形维数往往是在测量尺寸趋于 0 时得出的，即在数学分形中具有无穷多的嵌套层次。而自然界中的分形情况并非如此，因此需要根据实际情

况选择合理的分形尺度。以往的研究表明,当测量尺寸为 0.1 mm 能够较好地反映出节理面的分形特征^[9]。基于以上考虑,本文在生成轮廓线时迭代次数取为 10 次,共产生 10^6 个节点,其间距为约为 0.1 mm。

2.2 界面层理论与界面层的位势

实际节理面并不等同于几何学中单纯的面,而是一个由不同岩性的壁面形成的空间,内部有不同填充物质,在其缝隙与孔隙中赋存有水和空气。基于这种复杂的物质组成以及结构构造特征,从地质特征的角度考虑,可采用界面层的概念对其进行描述^[10]。将节理面视为裂隙岩体中的一系列的层状结构,包括由内部空间组成的内层以及外侧岩块中受壁面粗糙起伏影响区域所组成的外层。对于硬性结构面而言,其内部不含充填物,或仅有少部分充填物在其内部断续分布,对其受力变形以及渗流特性的影响较小,界面层的结构特征主要由表面起伏与粗糙度控制。因此,节理面开度更易受剪切作用的影响。

界面层的位势可简单的分为贴合状态、过渡状态以及离合状态。当上下壁面的咬合程度达到最高时,界面层的位势最低。在这种情况下,无论向哪一个方向发生剪切变形,均会引起界面层的剪胀。反之,当咬合程度最差时,无论剪切方向如何界面层都将产生剪缩。而对于过渡状态而言,界面层的位势介于两者之间,发生剪胀或剪缩将取决于剪切变形的方向。

2.3 考虑粗糙度与连通性的修正立方定律

如果把节理面简化为光滑的平行板,则流体在节理裂隙中的流动可按照立方定律进行计算,其表达式为

$$Q = \frac{\rho g b^3}{12\mu} \omega \frac{\partial h}{\partial x} \quad (6)$$

式中: Q 为流量(m^3/s), g 为重力加速度(m/s^2), μ 为流体黏度($\text{Pa} \cdot \text{s}$), ρ 为流体密度(kg/m^3), b 为裂隙宽度(m), ω 为裂隙垂向宽度(m), h 为水头高度(m)。

对于实际岩体而言,其内部节理与光滑平行板存在很大的差别。实际节理表面呈现出较大的粗糙起伏,从而使流体流动路径变得迂回曲折,即所谓的曲折效应。同时,岩体裂隙可能因地应力的作用下产生搓动变形或趋于闭合,导致裂隙宽度的空间分布不均匀,并且在局部区域使节理面产生接触,使得立方定律在空间上不连续。鉴于裂隙闭合区域阻碍了流体流动, J. B. Walsh 等^[11-13]将节理面划分

为接触区域与贯通区域。其中, J. B. Walsh^[11]基于有效介质理论对接触面积与裂隙水力开度的关系进行了研究,对于接触区域为圆形的情况,裂隙等效水力开度可表示为

$$b_h^3 = b_n^3 \frac{1-\xi}{1+\xi} \quad (7)$$

式中: b_h 为裂隙等效水力开度,为名义开度; ξ 为接触面积占节理面总面积的比值,当 ξ 越大时,计算得到的等效水力开度越小,因此系数项体现了接触区域对水力开度的影响。

A. N. M. Obdam 与 E. J. M. Veling^[14]通过理论分析获得当接触区域为椭圆形时流体流动的解析解答。基于此, R. W. Zimmerman 等^[12]对 J. B. Walsh^[11]公式进行了修正,并将式(7)改写为

$$b_h^3 = b_n^3 \frac{1-\beta\xi}{1+\beta\xi} \quad (8)$$

其中,

$$\beta = (1+\alpha)^2 / (4\alpha) \quad (9)$$

式中: α 为椭圆长轴与短轴的比值。

实际情况下裂隙接触区域的形状具有较大的离散性和随机性,需按照统计规律来研究其对流体流动的影响。对于不规则接触区域的影响,可假定其函数形式,并采用拟合的方法对其中的参数进行确定。其中最常用的为线性拟合的方式:

$$b_h^3 = b_n^3 (1-\eta_1\xi) \quad (10)$$

式中: η_1 为拟合系数,其取值通常为 2.4。

由于节理裂隙的表面粗糙不平,导致流体流动时的实际渗流路径变长,流量减小,即所谓的曲折效应。对此, R. W. Zimmerman 和 G. S. Bodvarsson^[15]建立了考虑节理面粗糙程度影响的等效隙宽计算公式:

$$b_h^3 = b_n^3 [1-\eta_2(s/b_n)^2] \quad (11)$$

式中: s 为裂隙开度沿空间变化的标准差, η_2 为拟合参数,根据 R. W. Zimmerman 和 G. S. Bodvarsson^[15]的研究,其取值应为 1.5。

结合式(10)与(11),可同时考虑裂隙有效渗流区域以及曲折效应的影响,水力开度可表示为

$$b_h^3 = b_n^3 (1-2.4\xi)[1-1.5(s/b_n)^2] \quad (12)$$

3 节理面浆液扩散有限元分析

3.1 有限元模型建立

采用 COMSOL 软件建立节理面浆液扩散有限

元模型，并对节 2 中的公式准确性进行计算分析。首先依照节 2.1 的方法生成节理面的几何模型，其垂直投影为边长 100 mm 的正方形，如图 2 所示。采用 N-S 方程作为流动控制方程。计算过程中首先将 A, C 分别设为入口和出口边界，同时将 B, D 设为不透水边界；然后改变流动方向，将 B, D 设为出入口边界，A, C 设为不透水边界。计算中 b_0 为初始裂隙开度， Δ 为节理面最大起伏度， w 为剪切位移。当剪切位移较小时，可认为其与界面层位势呈简单的正相关关系。分别计算 $w = 1, 5, 9$ mm 及 $b_0 = 0.1\Delta, 0.5\Delta$ 时所对应的流场获得其流线分布，并计算流量及等效开度的变化情况。

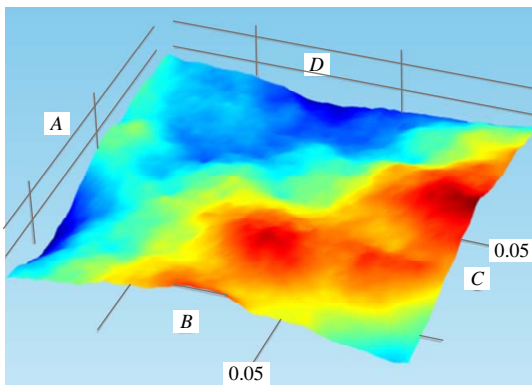


图 2 节理面几何形貌图
Fig.2 Geometry of joint surface

3.2 浆液流动控制方程

由于本文计算意图为考察水力开度公式的准确性，即分析节理面粗糙度以及接触率对裂隙注浆扩散的影响规律，因此需要全面获取流场中的所有的流动细节，故采用 N-S 方程作为裂隙中浆液流动的控制方程，对浆液的速度场与压力场进行求解。其表达式为

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho(u \cdot \nabla)u = \nabla \cdot \left\{ -p\mathbf{I} + \mu[\nabla u + (\nabla u)^T] - \frac{2}{3}\mu(\nabla \cdot u)\mathbf{I} \right\} + F \quad (13)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0 \quad (14)$$

式中： p 为浆液压力(Pa)， u 为浆液流速(m/s)， F 为体积力(N)， \mathbf{I} 表示单位张量。

考虑到实际注浆过程中，浆液的压缩性可以忽略不计，因此式(13)，(14)可以改写为

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho(u \cdot \nabla)u = \nabla \cdot \{-p\mathbf{I} + \mu[\nabla u + (\nabla u)^T]\} + F \quad (15)$$

$$\rho \nabla \cdot u = 0 \quad (16)$$

又由于浆液具有较高的黏度，因而方程中的惯性项可以忽略，而仅考虑黏滞性项对流体流的贡献，因此可进一步简化为

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} = \nabla \cdot \{-p\mathbf{I} + \mu[\nabla u + (\nabla u)^T]\} + F \quad (17)$$

$$\rho \nabla \cdot u = 0 \quad (18)$$

流体的黏度用以表征流体流动的本构关系，其一般表达式为

$$\tau = \mu \dot{\gamma} - \frac{2}{3}\mu(\nabla \cdot u)\mathbf{I} \quad (19)$$

当忽略流体压缩性时，式(19)可以简化为

$$\tau = \mu \dot{\gamma} \quad (20)$$

式中： $\dot{\gamma}$ 为工程应变速率张量，其表达式为

$$\dot{\gamma} = [\nabla u + (\nabla u)^T] \quad (21)$$

对于理想牛顿流体而言，其黏度为一常量，且不随时间与空间坐标变化。对于非牛顿流体而言，流体的黏度并非常量，而是剪切速率的常数，其表达式为

$$\mu = \mu(\dot{\gamma}) \quad (22)$$

注浆过程中，所用到的水泥浆液或其他某些化学浆液，可将其视为假塑性流体或宾汉姆流体。对于假塑性流体，随剪切速率的增大其黏度逐渐下降，在流动过程中表现出剪切稀释的特性。若按照某一固定的初始黏度值进行计算，那么所得到的扩散半径将远大于实际值，且流体黏度与节理面粗糙性之间的耦合效应也会产生很大差别。根据前人的研究成果，水泥浆液可视为幂率型流体，其本构方程表达式为

$$\mu = m\dot{\gamma}^{n-1} \quad (23)$$

对于宾汉姆流体，其本构方程表达式为

$$\tau = \tau_0 + \mu\dot{\gamma} \quad (24)$$

其表观黏度为

$$\mu_n = \mu + \tau_n \dot{\gamma}^{-1} \quad (25)$$

本文将浆液视为宾汉姆流体，利用式(17)，(18)，(20)，(21)，(24)，可建立裂隙注浆扩散的有限元计算模型，对节理面粗糙性以及联通性对浆液运移的影响规律展开计算分析。

3.3 计算结果分析

图 3 为不同初始裂隙开度以及界面层位势状态时，裂隙中流场的流线图以及所对应的裂隙开度变化情况。其中，初始状态所对应的剪切位移为 0，裂隙上下面完全吻合。裂隙开度 b_0 可表示为节理面最大起伏度 Δ 的倍数。通过分析流线与裂隙开度分布

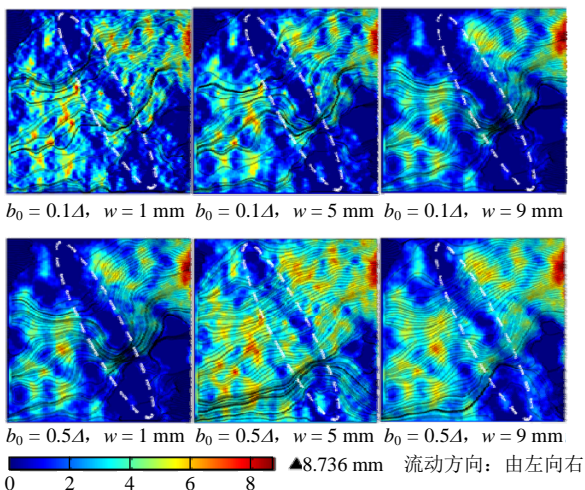


图3 不同位势与裂隙开度时节理面渗透率及流线分布
Fig.3 Permeability and streamline distribution with different joint surface potentials and widths

的对应关系，可以明显看出，在图中所显示的红色以及黄色区域，所通过的流线较多。而在深蓝色区域，几乎没有流线经过。通过观察接触区域附近的流线，可以得知在接触区域附近浆液流动产生了明显的绕流现象，接触区域对流场分布具有显著影响。

通过对比分析可以看出，当界面层位势状态一定时，随着初始裂隙开度的增加，颜色梯度的变化逐渐变得缓和，红黄色区域面积逐渐向外扩展，深蓝色区域面积逐渐变小甚至消失。同时，流场中的流线分布逐渐趋于均匀，原较为密集的流线逐渐舒展平和，流线的绕动程度逐渐降低，有效渗流长度逐渐减小。

观察裂隙开度的空间分布，可以发现与渗流方向近似呈垂向的方向上分布有裂隙开度很小的条形区域，如图3中白色线框所示。流线经过该区域时，发生明显的绕流，并且仅向某几处开度相对较大的区域汇集，而其他区域几乎没有流线通过。因此该区域的开度变化对流场分布起到主控作用。随着界面层位势的不断变化，主控区域的范围以及分布情况有所改变。当界面层位势增大时，主控区域的范围逐渐减小，但其相对于其他区域的区别程度不断增大，因此对流场的影响也更加显著。由此可以得知，随着界面层位势的增加，接触区域对浆液流动的影响更加明显。

随着界面层位势的增加，其接触率不断减小。将接触率的折减系数(即修正项)用 λ 表示，计算分析不同剪切位移及不同隙宽所对应的 λ 值，如图4所示，由图可以得知，随着初始隙宽的增加，接触率修正项不断增大并无限趋近于1，表明接触率对渗

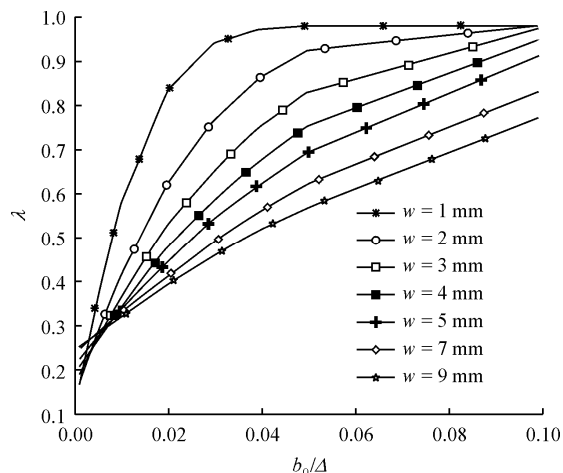


图4 接触率修正项随裂隙开度变化曲线
Fig.4 Relationship between joint surface width and contact ratio

流的影响逐渐减小。分析其原因可知，当界面层的位势状态一定时，接触面积随隙宽的增大而不断减小，因此对渗流的阻碍作用不断降低。并且，随着隙宽不断增大，由界面层位势变化所引起的接触面积的变化也逐渐减小，当隙宽超过节理面最大起伏度时，无论界面层处于何种位势状态，此时均不会存在接触区域。此时界面层的渗流特性将只受节理面粗糙程度控制。

将不同位势状态时的曲线进行对比分析，可以发现当不同位势状态时其增长速率有所不同。当位势状态越低，即界面层吻合程度较高时，接触率修正项随初始隙宽的初始增长速率越快，并且增长速率的衰减越快，曲线迅速趋近于其水平渐近线。随着位势状态的增大，曲线的初始增长速率不断减小，其非线性程度逐渐降低，向渐近线逼近的速率不断降低。曲线达到其恒定值所对应的横坐标不断向后推移。当界面层位势很高时，其增长速率基本维持不变，接触率与初始隙宽近似呈线性变化。由此可以得知，随着界面层位势的增大，接触率受初始隙宽的影响逐渐降低。

分别将采用式(12)以及通过数值计算得到的等效水力开度用 $b_{理论}$ 和 $b_{数值}$ 表示，并绘制界面层处于不同位势情况下该比值的变化情况，如图5所示。由图5可知，当裂隙初始开度较小时，采用式(12)对等效开度进行计算的结果与数值模拟结果相比较较大偏差。且对于不同的界面层位势状态，偏差程度存在显著差异。当界面层位势较低时，理论公式的计算结果偏低，当界面层位势较高时，所得到的计算结果偏高。随着初始开度的增大，计算偏差逐渐

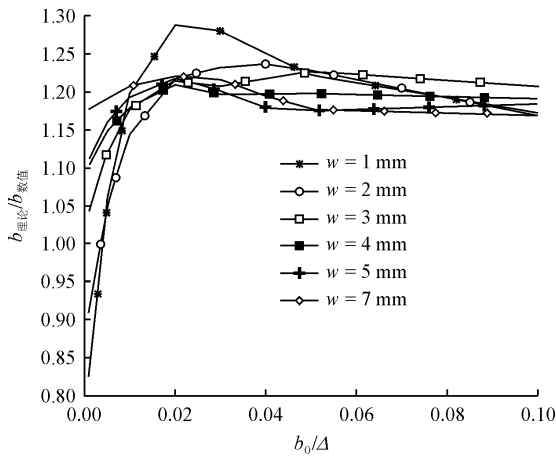


图 5 等效开度比值随裂隙开度变化曲线

Fig.5 Relationship between joint surface width and ratio of equivalent width

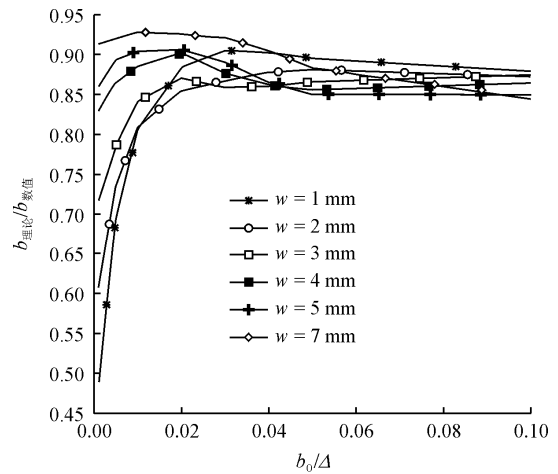


图 7 改变流动方向时等效开度比值随裂隙开度变化曲线

Fig.7 Relationship between joint surface width and ratio of equivalent width at different flow directions

减小并逐渐趋于恒定。当初始开度增至节理面最大起伏度 Δ 的 0.1 倍时，理论公式与数值模拟结果的比值基本趋于稳定，采用式(12)计算得到的结果比数值模拟的结果略高，误差大约为 10%。

图 6 为相同裂隙初始开度时，不同流动方向时流场中的流线对比情况，由图可以得知，当浆液流动方向发生改变(压力边界条件改变)时，流线分布以及渗流路径均产生一定变化，然而在接触率最高的区域，浆液流动方向几乎没有改变。通过对比可以发现，当流动方向为由下向上时，渗流路径明显增长，在接触率最高的区域，浆液产生一定程度的回流，并且随着界面层位势的增加，回流现象更加明显。

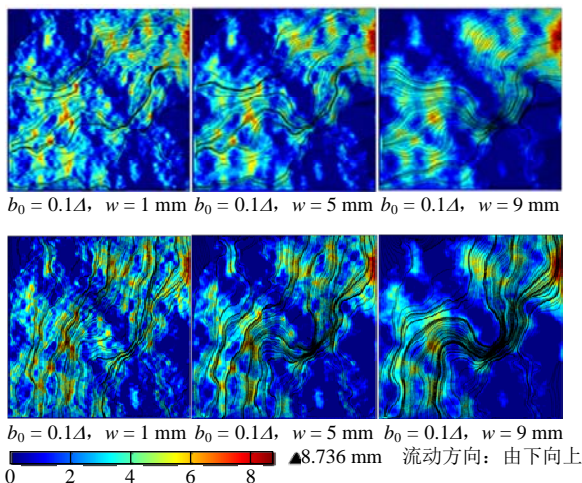


图 6 改变流动方向时流线分布对比

Fig.6 Comparison of streamline distribution at different flow directions

图 7 为浆液自下向上流动时所对应的等效开度理论公式与数值模拟结果的比值，可以发现，不同

界面层位势状态以及初始隙宽时，所对应的曲线变化规律基本相同，但是计算偏差有所不同。当曲线达到稳定时，由式(12)计算得到的等效开度与数值计算结果相比较小，计算偏差为负值，其大小在 10%~15% 范围内。结合图 5 分析可知，由理论公式(12)的计算结果实际为沿不同流动方向时等效隙宽的平均值，而实际界面层浆液扩散存在一定程度的各向异性，从而导致了这种计算差异。当界面层接触区域分布较为平均时，其各向异性程度较低，所引起的计算偏差较小，反之计算偏差较大。随着界面层接触主控区域与浆液流动方向的相对关系的改变，计算差异的大小与正负性均发生变化。

4 浆岩耦合作用下浆液扩散机制

4.1 基于界面层理论的节理面本构模型

如本文引言中所述，对于裂隙岩体的注浆过程而言，浆液扩散受渗流应力耦合作用的影响十分显著。而在以往大多研究中，对于节理面力学特性采用各种经验公式进行描述，而对于渗流特性假定为平行板模型来描述。使得裂隙岩体注浆的浆岩耦合行为的研究产生较大困难。事实上，由于岩体主要由节理面的变形引起，因而当岩体受到外加荷载的影响时，界面层中的外层部分逐渐被压碎和剪断，并伴随着碎屑的产生以及进一步的碾压。同时，界面层内部的颗粒在变形过程中逐渐定向排列，内外层的结构特征以及相应的渗流特性也逐渐发生改变。对于填充物充满裂隙的情况而言，在界面层发生较大变形之前，其渗流优势路径应为界面层的外层，而随着内层充填物质的变形破坏，界面层的渗

透特性以及渗流路径将会发生巨大变化。因此,借助界面层的概念,可以将节理面的受力变形以及渗流特性归结于同一个物理模型当中,从而方便的对岩体的渗流耦合作用进行研究。

根据陈益峰等^[16-19]的研究,界面层的应力状态与裂隙开度变化的关系可表示为

$$b = (1 - \chi)b_0 \quad (26)$$

式中: b_0 为初始裂隙开度; b 为实际裂隙开度; χ 为量纲为 1 的系数,可进一步表示为

$$\chi = \frac{A_0 + B - 2A_0B}{1 - A_0B} \quad (27)$$

其中,

$$A_0 = 1 - e^{-\frac{\sigma_n}{\lambda + 2G}} \quad (28)$$

$$B = 1 - e^{-\frac{1}{2G} \left[\left(\arctan \frac{|\tau|}{s} - \varphi \right) r - \frac{s}{2} \ln \left(1 + \frac{\tau^2}{s^2} \right) \right]} \quad (29)$$

式中: σ_n 为正应力; τ 为切应力; λ , G 为弹性力学中所定义的 lame 常数; s , φ 分别为类似于法向应力和内摩擦角的参数。

考虑到实际注浆过程中,渗流应力耦合效应主要由浆液压力所引起的正应力变化导致,界面层的切应力变化以及所发生的剪切变形可以忽略不计。因此,式(26)可以重新表示为

$$b = b_0 e^{-\frac{\sigma_n}{\lambda + 2G}} \quad (30)$$

如节 2 所述,节理面的渗流特性受曲折效应以及接触率的影响。接触率的大小主要由裂隙开度变化控制。因此,将裂隙开度作为特征变量,结合界面层本构模型,就可以建立应力状态与渗流特性的对应关系,从而对注浆过程中的应力渗流耦合效应进行研究。

当界面层发生压缩变形时,节理面的力学开度减小,接触面积增大,反之,当界面层受浆液压力作用时,节理面的力学开度增大,接触面积减小。根据陈益峰等^[16-17]的研究,节理面的接触率 ξ 与裂隙开度的变化存在如下的指数型函数关系:

$$\xi = \xi_\infty e^{-a\bar{b}} \quad (31)$$

式中: ξ_∞ 为节理面所能达到的最大接触率, a 为拟合参数, \bar{b} 为实际裂隙开度与原裂隙开度的比值。采用本文中所建立的节理面模拟生成程序获得大量节理面样本,并对接触率与裂隙开度的对应关系进行计算分析,得出拟合参数 a 的取值为 3.3。

将式(31)代入式(12),并将参数进行合并,得到等效开度的表达式为

$$b_h^3 = b_n^3 (1 - \eta_1 e^{-a\bar{b}}) [1 - \eta_2 (s/b_n)^2] \quad (32)$$

4.2 注浆对岩体的卸荷与重新加载作用

根据 R. Gothall 与 H. Stille^[20]的研究,裂隙岩体注浆中的浆岩耦合作用可视为浆液对岩体的作用看做卸荷与重新加载的过程。实际地层中,裂隙往往在压力作用下紧密闭合,且压力仅通过两侧岩体间的少数接触部分进行传递。注浆时,浆液承担了岩体间的部分压力,接触区域所受到的压力逐渐降低。若裂隙内的浆液压力不超过接触点法向应力,则裂隙仍处于相同的压缩状态,其裂隙开度并无明显变化,仅由于浆液承担了部分压力传递,改变了浆液扩散区域内的应力分布。应力重新分布后,原接触点的承担的压力发生转移,使接触点的法向应力值减小,因此应力重分布过程可视为岩体裂隙的卸荷过程。随着注浆时间增加,浆液扩散范围不断增大且浆液压力不断升高,当浆液对岩体的作用力达到一定值,接触点法向应力减小为 0,浆液对裂隙完全卸荷。此后,若浆液对岩体作用力继续增加,将导致触点分离,接触点由相互挤压作用转为受到浆液的压力作用,进而岩体产生变形,裂隙开度增大。因此浆液对裂隙岩体的影响划分为卸荷阶段,临界阶段以及重新加载阶段 3 个阶段。注浆过程中,岩体所经历的 3 个阶段可同时存在于裂隙的不同区域内,大多数情况下注浆孔附近首先进入加载阶段,并沿浆液扩散方向不断向前推移。而在卸荷阶段中,由应力重分布导致的岩体应变以及局部变形相较于裂隙开度来说十分微小,对于注浆中浆液流动几乎没有影响,可将其忽略。

作为近似计算,当采用式(30)计算浆液压力引起的裂隙开度变化时,可近似将浆液压力 p 与卸荷前裂隙两侧岩体作用力 σ_0 的差值来替代 σ_n ,则式(30)可以改写为

$$b = b_0 e^{-\frac{\sigma_0 - p}{\lambda + 2G}} \quad (33)$$

4.3 考虑浆岩耦合作用的浆液扩散公式建立

为研究浆液扩散距离与注浆时间的关系,可将浆液在裂隙中的流动视为一维平行流动的活塞式驱替过程。由于浆液扩散会对原地下水流场造成一定扰动,故需要事先确定浆液扩散影响范围,在影响范围之外,认为地下水压力保持恒定。而在浆液与地下水的混相过渡区,可将其作为突变界面处理。浆液扩散过程中,浆液压力以及地下水压力均随时间和空间位置不断变化。随着浆水界面不断扩展,浆液扩散所受到的阻力不断变大,流速不断减小。

同时，若考虑浆液岩体耦合作用，则裂隙开度会因受浆液压力的作用而增大。对于某一确定的过水断面，裂隙开度的增加会导致能量损耗的减小，从而使流速有所增加。因此，可将浆液流速视为界面位置的函数，按照欧拉观点以及拉格朗日观点分别求出浆水区的压力分布和裂隙开度变化，以及浆水界面的运动规律。

若忽略重力影响以及流体的压缩性，则浆水区的渗流控制方程以及边界条件可分别表示为

$$\frac{\partial p_1}{\partial x} = 0, \quad \frac{\partial p_2}{\partial x} = 0 \quad (34)$$

$$p_1 = p_g(x=0), \quad p_2 = p_w(x=L) \quad (35)$$

式中： p_g 为注浆压力， p_w 为地下水静水压力， L 为注浆影响距离。

假定浆水界面位置随时间变化方程为

$$x = \delta(t) \quad (36)$$

在界面处，服从压力和流量连续条件，即

$$p_1 = p_2, \quad \frac{K}{\mu_g} \frac{\partial p_1}{\partial x} = \frac{K}{\mu_w} \frac{\partial p_2}{\partial x} \quad (37)$$

式中： K 为渗透率，与等效水力开度的关系为

$$K = b_h^2 / 12 \quad (38)$$

由式(34)~(37)可分别求得浆水区的压力分布为

$$p_1(x) = p_g - \frac{P_g - P_w}{(1-M) + ML} x \quad (39)$$

$$p_2(x) = p_w + \frac{P_g - P_w}{(1-M) + ML} M(L-x) \quad (40)$$

其中，

$$M = \mu_w / \mu_g \quad (41)$$

同时考虑到：

$$\frac{K}{\mu_g} \frac{\partial p_1}{\partial x} = \frac{d\delta}{dt} \quad (42)$$

将式(39)代入式(42)得

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{K}{\mu_g} \frac{p_g - p_w}{ML + (1-M)\delta} \quad (43)$$

如果将 K 视为常量，则式(43)可以直接积分为

$$t = \left[M \left(\frac{\delta}{L} \right) + \frac{1}{2} (1-M) \left(\frac{\delta}{L} \right)^2 \right] \quad (44)$$

若考虑浆 - 岩耦合作用，则浆水界面位置方程需求解方程组：

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\delta}{dt} &= \frac{K}{\mu_g} \frac{p_g - p_w}{ML + (1-M)\delta} \\ b &= b_0 e^{\frac{\sigma_0 - p_1}{\lambda + 2G}} \\ b_h^3 &= b_n^3 (1 - \eta_1 e^{-ab}) [1 - \eta_2 (s/b_n)^2] \\ K &= b_h^2 / 12 \\ p_1(x) &= p_g - \frac{P_g - P_w}{(1-M) + ML} x \end{aligned} \right\} \quad (45)$$

由于式(45)的形式复杂，难以积分得到解析解，故可采用数值积分的方法进行求解。

引入量纲一的时间与距离：

$$t_D = \frac{K(p_g - p_w)t}{\mu_g L^2}, \quad \delta_D = \frac{\delta}{L} \quad (46)$$

对于不同的参数 M ，可以得到浆水界面运动方程曲线。其中各参数取值如表 1 所示。

表 1 计算参数取值
Table 1 Parameter values for calculation

G/MPa	λ/MPa	p_g/MPa	p_w/MPa	L/m	b_0/m	a	σ_0/MPa
0.2	0.1	0.2	0.1	5	0.001	3.3	0.2

图 8 为不同浆液黏度所对应的浆水界面运动方程曲线，其中虚线为不考虑浆岩耦合效应时的计算结果。由图 8 可以得知，随着注浆时间的增加，浆液扩散距离不断增大，但增长速率逐渐减缓。其原因为，随着浆液不断扩散，所受到的沿程阻力增大，导致流速不断降低。通过对比不同浆液黏度所对应的曲线可知，随着浆液黏度的增加，浆液流速逐渐降低，在相同注浆时间内所达到的扩散距离不断减小。考虑浆岩耦合效应后，计算所得到的浆液扩散距离明显提高。并且随着浆液黏度的增加，由浆岩耦合效应所引起的相对计算误差也不断增大。当 M 取值为 0.01 时，忽略浆岩耦合效应所引起的误差可达 15% 以上。

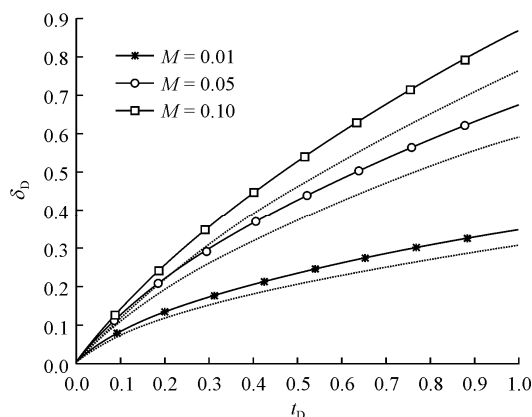


图 8 浆水界面运动方程曲线
Fig.8 Curves of grout-water interface movement

5 结 论

(1) 裂隙注浆扩散受节理面粗糙度、连通性的影响显著,随着界面层位势的增加,节理面对浆液流动的影响更加明显。当界面层位势较低时,按照修正立方定律的计算结果偏低,反之计算结果偏高。当裂隙开度增至节理面最大起伏度 Δ 的0.1倍时,误差逐渐减小并稳定在10%左右。

(2) 当裂隙开度超过节理面最大起伏度时,界面层的渗流特性将只受节理面粗糙程度控制。当界面层位势较低时,接触率修正项随初始隙宽的初始增长速率越快,并迅速趋近恒定。随着位势状态的增大,其非线性程度逐渐降低,接触率受初始隙宽的影响逐渐降低。

(3) 裂隙开度的空间分布不均,使部分区域对浆液流动形成主控作用,当界面层位势增大时,主控区域的范围逐渐减小,但其相对于其他区域的差别程度不断增大,因此对浆液流动影响也更加显著。当界面层接触区域分布较为平均时,其各向异性程度较低,所引起的计算偏差较小,反之计算偏差较大。随着界面层接触主控区域与浆液流动方向的相对关系的改变,计算变差的大小与正负性均发生变化。

(4) 基于修正的立方定律、界面层本构方程以及浆液流动方程,建立了考虑浆岩耦合效应的注浆扩散公式。考虑浆岩耦合效应后,计算所得到的浆液扩散距离明显提高。并且随着浆液黏度的增加,由浆岩耦合效应所引起的相对计算误差也不断增大。当浆液黏度为 $0.1 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ 时,忽略浆岩耦合效应所引起的误差可达15%以上。

参考文献(References):

[1] 张庆松,韩伟伟,李术才,等.灰岩角砾岩破碎带涌水综合注浆治理[J].岩石力学与工程学报,2012,31(12):2412-2419.(ZHANG Qingsong, HAN Weiwei, Li Shucai, et al. Comprehensive grouting treatment for water gushing analysis in limestone breccias fracture zone[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(12): 2412-2419.(in Chinese))

[2] 李术才,刘人太,张庆松,等.基于黏度时变性的水泥-玻璃浆液扩散机制研究[J].岩石力学与工程学报,2013,32(12):2415-2421.(LI Shucai, LIU Rentai, ZHANG Qingsong, et al. Research on C-S slurry diffusion mechanism with time-dependent behavior of viscosity[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(12): 2415-2421.(in Chinese))

[3] BAKER C. Comments on paper rock stabilization in rock mechanics[M]. NY: Springer-Verlag NY, 1974: 22-57.

[4] 刘嘉材. 裂缝注浆扩散半径研究[C]//中国水利水电科学院科学研究论文集.北京:水利电力出版社,1982:133-149.(LIU Jiakai,

Study on diffusion radius of crack grouting. Beijing: Water Conservancy and Electric Power Press, 1982: 133-149.(in Chinese))

[5] 阮文军. 基于浆液黏度时变性的岩体裂隙注浆扩散模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(15): 2709-2714.(RUAN Wenjun. Spreading model of grouting in rock mass fissures based on time-dependent behavior of viscosity of cement-based grouts[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(15): 2709-2714.(in Chinese))

[6] 刘人太. 水泥基速凝浆液地下工程动水注浆扩散封堵机理及应用研究[博士学位论文][D]. 济南: 山东大学, 2012.(LIU Rentai. Study on diffusion and plugging mechanism of quick setting cement based slurry in underground dynamic water grouting and its application[Ph. D. Thesis][D]. Jinan: Shandong University, 2012.(in Chinese))

[7] 谢和平. 岩石节理粗糙系数的分形估计[J]. 中国科学, 1994, (5): 524-531.(XIE Heping. Fractal evaluation on roughness coefficient of rock mass[J]. Science in China, 1994, (5): 524-531.(in Chinese))

[8] 许宏发,李艳茹,刘新宇,等. 节理面分形模拟及JRC与分维的关系[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(11): 1663-1666.(XU Hongfa, LI Yanru, LIU Xinyu, et al. Joint surface simulation and relationship between JRC and fractal dimension[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, 21(11): 1663-1666.(in Chinese))

[9] TSE R, CRUDEN D M. Estimating joint roughness coefficients[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1979, 16(5): 303-307.

[10] 周创兵,陈益峰,姜清辉. 岩体结构面HM耦合分析的界面层模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(6): 1082-1093.(ZHOU Chuangbing, CHEN Yifeng, JIANG Qinghui. An interfacial layer model for coupled hydro-mechanical analysis in geological discontinuities[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(6): 1082-1093.(in Chinese))

[11] WALSH J B. Effect of pore pressure and confining pressure on fracture permeability[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1981, 18(5): 429-435.

[12] ZIMMERMAN R W, CHEN D W, COOK N G W. The effect of contact area on the permeability of fractures[J]. Journal of Hydrology, 1992, 139(1/4): 79-96.

[13] PIGGOTT A R, ELSWORTH D. Analytical model for flow through obstructed domains[J]. Journal of Geophysical Research, 1992, 97(6): 2085-2093.

[14] OBDAM A N M, VELING E J M. Elliptical inhomogeneities in groundwater flow: an analytical description[J]. Journal of Hydrology, 1987, 95(1/2): 87-96.

[15] ZIMMERMAN R W, BODVARSSON G S. Study of fractal aperture distribution and flow in fractures[J]. Pro-Posições, 2009, 20(1): 23-44.

[16] 陈益峰,周创兵,盛永清. 应变敏感的裂隙及裂隙岩体水力传导特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(12): 2441-2452.(CHEN Yifeng, ZHOU Chuangbing, SHENG Yongqing. Strain dependent hydraulic conductivity for single rock fracture and fractured rock mass[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(12): 2441-2452.(in Chinese))

[17] CHEN Y F, ZHOU C B, SHENG Y Q. Formulation of strain dependent hydraulic conductivity for fractured rock mass[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2007, 44(7): 981-996.

[18] 周创兵,熊文林. 岩石节理的渗流广义立方定律[J]. 岩土力学, 1996, 17(4): 1-7.(ZHOU Chuangbing, XIONG Wenlin. A generalized cubic law for percolation in rock joints[J]. Rock and Soil Mechanics, 1996, 17(4): 1-7.(in Chinese))

[19] RIKARD G, HÅN S. Fracture dilation during grouting[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2009, 24(2): 126-135.

[20] GOTHÅ L L R, STILLE H. Fracture-fracture interaction during grouting[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2010, 25(3): 199-204.