

DOI: 10.11779/CJGE201811006

基于浆液-岩体耦合效应的微裂隙岩体注浆理论研究

张连震¹, 张庆松², 刘人太², 李术才²

(1. 中国石油大学(华东) 储运与建筑工程学院, 山东 青岛 266580; 2. 山东大学岩土与结构工程研究中心, 山东 济南 250061)

摘要: 在微裂隙岩体注浆工程中, 浆液-岩体耦合效应对注浆扩散过程影响显著。基于宾汉流体浆液本构模型并引入两阶段裂隙变形控制方程, 建立考虑浆-岩耦合效应的裂隙注浆扩散理论模型。利用质量守恒条件实现浆液扩散锋面追踪与注浆流量分配, 通过试错法实现压力场与速度场的迭代求解, 建立可完整描述注浆扩散过程的步进式算法。利用所创建的理论模型及步进式算法, 分析浆液压力场及裂隙开度的分布规律, 并从浆液扩散半径、裂隙变形所吸收的浆液量两个方面分析不同裂隙开度条件下浆-岩耦合效应对裂隙注浆扩散过程的影响程度。研究结果表明: 在微裂隙岩体注浆工程中, 裂隙宽度越小, 浆-岩耦合效应对注浆扩散过程的影响越显著, 注浆压力取代裂隙初始隙宽成为影响浆液扩散半径的主控因素。最后结合青岛地铁花岗岩微裂隙注浆工程实例验证了理论模型及步进式算法的正确性。

关键词: 裂隙岩体; 注浆工程; 应力耦合; 步进式算法; 裂隙开度

中图分类号: TU45 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2018)11-2003-09

作者简介: 张连震(1990-), 男, 讲师, 主要从事地下工程水灾害治理理论及工程应用方面的研究。E-mail: zhanglianzen@upc.edu.cn。

Grouting mechanism in fractured rock considering slurry-rock stress coupling effects

ZHANG Lian-zhen¹, ZHANG Qing-song², LIU Ren-tai², LI Shu-cai²

(1. College of Pipeline and Civil Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China; 2. Research Center of Geotechnical and Structural Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China)

Abstract: The slurry-rock stress coupling effects have a great influence on the grouting process in fractured rock. In order to describe the dynamic grouting process, a piecewise equation is used to govern the deformation process of rock fissure, and a theoretical model for fissure grouting considering slurry-rock stress coupling effects is established with the slurry being assumed as Bingham liquid. A step-wise calculation method is established, in which the tracing of grouted zone front and distribution of grouting flow rate are realized by using the mass conservation condition. The try out method is adopted to compute the pressure and velocity fields in the grouted zone. The distribution of the pressure field and fracture aperture in the grouted zone and the effect degree of slurry-rock stress coupling on the grouting process with different fracture apertures are analyzed. The results show that in the micro-fracture grouting process, the slurry-rock stress coupling has greater effect on the grouting process when the fracture aperture becomes smaller. At the same time, the grouting pressure, replacing the fracture aperture, becomes the main controlling factor for the grouting radius. By comparing the theoretical results with the measured ones in a grouting project, the validity of the theoretical model and calculation method is verified.

Key words: fractured rock; grouting engineering; stress coupling; step-wise calculation method; fracture aperture

0 引言

在裂隙岩体注浆工程^[1]中, 根据围岩裂隙条件及浆液特性合理确定注浆参数是保证注浆效果的前提。浆液在岩体裂隙中的扩散过程是浆液流场与岩体应力场的耦合作用结果。在裂隙岩体注浆过程中, 浆液运移受到来自裂隙侧壁及自身黏滞性所引起的阻力, 导致浆液压力在裂隙内部沿浆液扩散方向衰减。随着浆液扩散范围的增加, 注浆压力随时间不断增长, 当浆

液压力超过裂隙变形临界压力时, 裂隙会发生垂直于裂隙方向的位移, 导致裂隙开度变大, 在整个浆液扩散区域内, 某一点的裂隙开度与该处的浆液压力呈正相关关系, 裂隙开度在裂隙内部同样沿浆液扩散方向衰减(图1), 浆液压力场的分布决定了裂隙变形状态。

基金项目: 国家重点研发计划(2016YFC0801604); 山东省自然科学基金项目(ZR2018BEE035); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(18CX02003A)

收稿日期: 2017-07-15

与此同时, 由于裂隙开度决定了裂隙渗透性能, 其在扩散半径上的衰减导致不同位置处裂隙侧壁对浆液扩散所产生的阻力不同, 进而影响浆液流动, 即裂隙变形状态也会影响岩体裂隙内部的浆液流场。

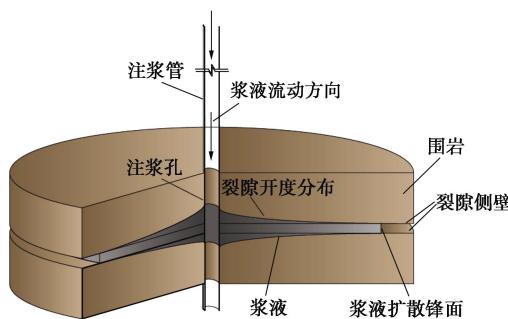


图 1 裂隙岩体注浆过程示意图

Fig. 1 Schematic diagram of rock fissure grouting

关于裂隙注浆理论, 国内外学者进行了广泛研究。阮文军^[2]建立了基于浆液时变性的岩体裂隙注浆扩散模型; 李术才等^[3]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; Gustafson 等^[4]针对裂隙注浆提出了相对扩散距离与相对扩散时间的概念并用于描述裂隙注浆过程, 以上研究均侧重于裂隙内部的浆液流动过程, 并假定裂隙开度在注浆过程中保持不变, 与实际情况不符。

Gothäll 等^[1]引入了裂隙张开临界压力的概念, 并研究了浆液压力与裂隙变形之间的关系。Rafi 等^[5]研究了裂隙岩体注浆过程中裂隙张开变形机理并讨论了裂隙张开变形对注浆效果的影响, 文中直接假定浆液压力在浆液扩散区域内沿扩散方向呈线性衰减, 与实际情况有明显差别。郑卓等^[6]考虑浆液流场对裂隙两侧岩体变形的单向影响, 通过有限元方法获得了裂隙开度变化规律。以上研究虽然考虑了浆液压力作用下裂隙岩体的变形, 但是浆液压力的分布大多是预先假定的, 并没有考虑裂隙变形对浆液扩散过程的影响。

为解决上述问题, 充分考虑裂隙岩体注浆过程中浆液流场与岩体变形的耦合效应, 本文基于宾汉流体浆液本构模型并引入两阶段裂隙变形控制方程, 建立了考虑浆-岩耦合效应的裂隙注浆扩散理论模型, 最终提出了可完整描述注浆扩散过程的步进式算法。分析了浆液压力场及裂隙开度的分布规律, 并从浆液扩散半径、裂隙变形所吸收的浆液量两个方面分析了不同裂隙开度条件下浆-岩耦合效应对注浆过程的影响程度。最后结合工程实例验证了理论模型及步进式算法的合理性。

1 裂隙注浆扩散理论模型

1.1 基本假设

(1) 浆液为不可压缩、均质、各向同性的宾汉流

体。

(2) 裂隙上下侧壁无滑移边界条件成立, 即上下侧壁处浆液流动速度为 0。

(3) 忽略浆液渗透到裂隙两侧岩体所引起的浆液流失, 认为浆液只在裂隙中扩散。

(4) 裂隙水平分布, 且初始裂隙开度均匀分布, 不考虑重力作用对注浆扩散过程的影响。

(5) 裂隙两侧岩体只发生弹性变形。

1.2 裂隙变形控制方程

在初始地应力作用下, 裂隙两侧岩体处于受压状态并被压紧在一起, 如图 2 (a) 所示, 由于岩体裂隙表面具有一定粗糙度, 裂隙两侧岩体只能通过有限的接触面相连接, 裂隙接触面承受了裂隙两侧岩体之间的压紧力, 裂隙两侧岩体未接触的空间为流体流动提供了空间, 可通过等效裂隙宽度的概念来描述流体在岩体裂隙中的流动^[7]。

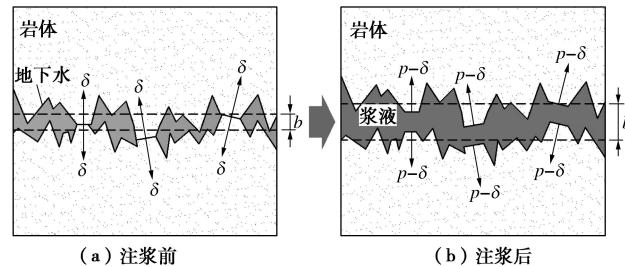


图 2 注浆前后裂隙受力变形状态

Fig. 2 Force and deformation states of rock fracture

在注浆过程中, 浆液在裂隙空间内流动, 浆液压力作用于裂隙两侧岩体, 浆液压力与岩体压紧力方向相反, 浆液承担了部分裂隙两侧岩体的压紧力, 裂隙两侧接触部分的压紧力减小。存在临界浆液压力, 当浆液压力超过临界压力时, 裂隙两侧岩体压紧力为 0, 当浆液压力再增加时, 裂隙两侧岩体分离, 裂隙开度变大 (图 2 (b))。

裂隙开度随浆液压力变化曲线如图 3 所示, 以裂隙变形临界压力为分界可将裂隙开度随浆液压力变化过程分为两个阶段, 当浆液压力小于裂隙变形临界压力时, 可认为裂隙两侧粗糙表面未发生分离, 裂隙开度变化可以忽略^[1], 裂隙开度等于初始隙宽。当浆液压力大于裂隙变形临界压力时, 采用描述固体接触面变形过程的 Goodman 模型^[8], 认为裂隙开度与浆液压力呈线性正相关关系, 通过法向弹性系数来描述裂隙开度与浆液压力的定量关系, 法向弹性系数的取值由注浆影响范围及裂隙两侧岩体弹性模量确定。

裂隙变形控制方程可表示为

$$b = \begin{cases} b_0 & (p < p_1) \\ b_0 + k_n(p - p_1) & (p > p_1) \end{cases} \quad (1)$$

式中 b 为裂隙开度; b_0 为初始裂隙开度; p 为浆液压

力; p_1 为裂隙变形临界压力; k_n 为法向弹性系数, $k_n=D/E$, D 为注浆影响范围, E 为岩体弹性模量。

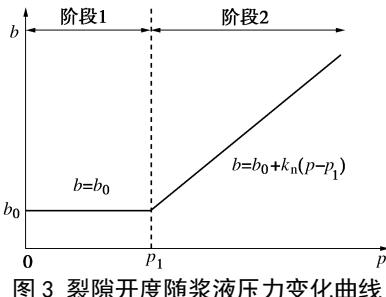


Fig. 3 Variation of rock aperture with pressure

注浆扩散过程中裂隙变形与浆液压力分布如图 4 所示, 浆液扩散范围内浆液压力由注浆孔沿浆液扩散方向衰减, 当孔口注浆压力小于裂隙变形临界压力时, 整个注浆区域内裂隙不会发生变形。随着注浆过程进行, 孔口注浆压力逐渐增加并超过裂隙变形临界压力, 此时浆液扩散区域以 $p=p_1$ 为分界被分为两个区域, 在浆液扩散锋面附近 $p < p_1$ 区域, 裂隙开度保持不变。在注浆孔附近 $p > p_1$ 区域, 浆液压力超过裂隙变形临界压力, 导致裂隙开度变大, 浆液不仅要填充原有裂隙区域, 而且要填充裂隙张开所形成的空间, 在裂隙变形区域内, 浆-岩耦合效应对注浆扩散过程发生影响。

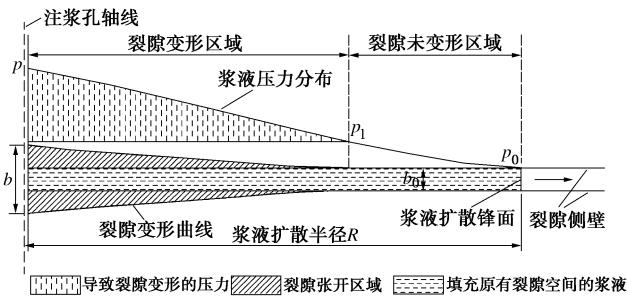


Fig. 4 Deformations of rock fracture and distribution of pressures

1.3 浆液流动控制方程

考虑到大部分浆液具有塑性屈服强度, 本文假设浆液流型符合宾汉流体^[9]本构模型, 即

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma} \quad (2)$$

式中 τ 为浆液剪切应力; τ_0 为浆液初始屈服应力; μ 为浆液黏度; $\dot{\gamma}$ 为剪切速率, $\dot{\gamma} = -dv/dr$, v 为流速, h 为垂直于流速方向的距离。宾汉流体本构模型所适用的水泥浆液水灰比范围为 $W:C=0.8 \sim 1.0$ ^[10]。

在水平裂隙中, 浆液扩散形式为轴对称扩散, 通过注浆孔取一垂直于裂隙的平面进行研究, 以裂隙对称轴线和与裂隙垂直方向为坐标轴建立如图 5 所示直角坐标系, 以裂隙中心为对称轴取浆液微元体进行受力分析。在任意位置, 对微元体受力分析可得裂隙空间内剪应力沿裂隙宽度方向的分布:

$$\tau = -h \frac{dp}{dr} \quad (3)$$

式中, dr 为微元体长度, p 为浆液压力, dp 为浆液压力增量, $2h$ 为微元体高度。

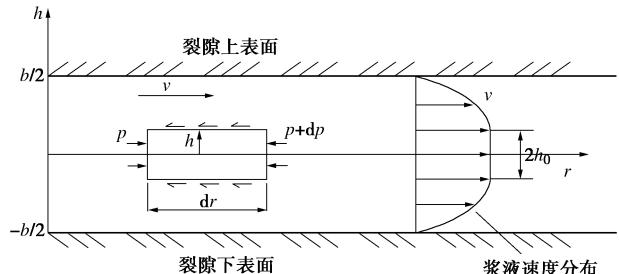


Fig. 5 Force analysis of slurry motion

对于宾汉体浆液, 在裂隙中心附近区域存在中心留核区^[3], 中心留核区范围 h_0 为

$$|h| \leq h_0 = -\tau_0 \left(\frac{dp}{dr} \right)^{-1} \quad (4)$$

留核区范围需满足 $h_0 \leq b/2$, 将其代入式 (4) 得

$$-\frac{dp}{dr} \geq \frac{2\tau_0}{b} \quad (5)$$

式 (5) 表明宾汉体浆液运动存在启动压力梯度, 启动压力梯度 $\lambda = 2\tau_0/b$ 。联立式 (2)、(3) 可得浆液流速在裂隙宽度方向的微分方程:

$$\frac{dv}{dh} = \frac{h}{\mu} \frac{dp}{dr} + \frac{\tau_0}{\mu} \quad (6)$$

代入边界条件 $h=\pm b$ 时, $v=0$, 并考虑到当 $|h| \leq h_0$ 时, $v=v(h=h_0)$, 得裂隙宽度方向浆液速度分布:

$$v = \begin{cases} -\frac{b^2 - 4h^2}{8\mu} \frac{dp}{dr} - \frac{\tau_0}{\mu} \left(\frac{b}{2} - |h| \right) & \left(h_0 \leq |h| \leq \frac{b}{2} \right) \\ -\frac{b^2 - 4h_0^2}{8\mu} \frac{dp}{dr} - \frac{\tau_0}{\mu} \left(\frac{b}{2} - h_0 \right) & \left(|h| \leq h_0 \right) \end{cases} \quad (7)$$

对浆液流速在裂隙宽度方向上进行积分, 并在宽度方向上取平均值可得裂隙内浆液平均流速为

$$\bar{v} = \frac{b^2}{12\mu} \left[-\frac{dp}{dr} - \frac{3}{2} \lambda - \frac{\lambda^3}{2 \left(\frac{dp}{dr} \right)^2} \right] \quad (8)$$

在注浆过程中, $-dp/dr$ 一般远大于启动压力梯度 λ ^[11], 忽略式 (8) 中的高阶小项并代入 $\lambda=2\tau_0/b$, 得浆液流动控制方程:

$$\frac{dp}{dr} = -\frac{12\mu\bar{v}}{b^2} - \frac{3\tau_0}{b} \quad (9)$$

2 裂隙注浆过程步进式算法

2.1 裂隙注浆区域离散

将裂隙区域离散为有限个等间隔环形单元, 由于浆液扩散形式为轴对称扩散, 以注浆孔为中心将裂隙区域取一个象限进行研究 (图 6), 以相等间隔 Δr 对

裂隙区域进行离散, 将浆液扩散区域划分为有限个环形单元, 每个环形单元被内、外两个圆形边界包围。以 (i, j) 表征浆液环形单元, j 表示注浆时间 $T(T=j\Delta t, j=1, 2, 3, \dots)$, i 表示环形单元内边界的节点编号($i=1, 2, 3, \dots$)。

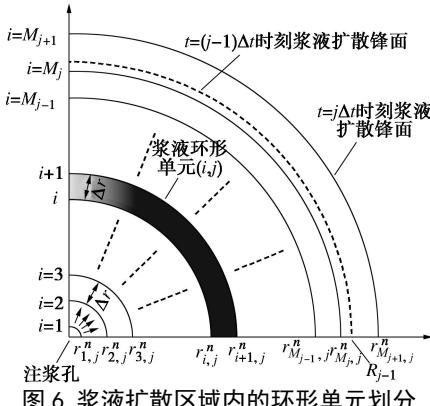


Fig. 6 Annular elements of grouted zone

由于在迭代计算过程中浆液扩散锋面位置不断变化, 在浆液扩散区域最外侧的浆液环形单元比较特殊, 其宽度不断变化, 该单元的描述涉及浆液扩散锋面追踪问题, 具体将在 2.2 节中讨论。

在计算过程中涉及的物理量一般用 $\varphi_{i,j}^n$ 表示, φ 为通用变量, 可代表裂隙开度 b 、浆液压力 p 、浆液流速 v 等物理量; i 代表节点编号; j 代表注浆时间, n 代表迭代次数。

在浆液扩散区域内, 裂隙开度、浆液压力、浆液流速等物理量均在扩散方向上变化, 认为上述物理量在浆液环形单元内线性变化, 取环形单元内外边界的平均值代表整个环形单元的物理量数值, 即

$$\bar{\varphi}_{i,j}^n = \frac{\varphi_{i,j}^n + \varphi_{i+1,j}^n}{2} \quad , \quad (10)$$

式中, φ 为通用变量。

算法整体思路为采用时间推进方式^[12-13]计算浆液扩散过程。

2.2 浆液扩散锋面追踪

浆液扩散锋面的位置采用浆液扩散半径表示。如图 6 所示, $T=(j-1)\Delta t$ 时刻的浆液扩散半径收敛值用 R_{j-1} 表示, 浆液扩散区域内最接近浆液扩散锋面的圆形边界的节点编号为

$$M_{j-1} = \left\lceil \frac{R_{j-1} - r_0}{\Delta r} \right\rceil + 1 \quad , \quad (11)$$

式中, M_{j-1} 为浆液扩散区域内最接近浆液扩散锋面的圆形边界的节点编号, M_{j-1} 在本文中被称为特征节点数, $\lceil \cdot \rceil$ 为向左取整符号。

在 $T=j\Delta t$ 时间步, 浆液扩散锋面位置相比 $T=(j-1)\Delta t$ 时刻向前推进了一定距离, 但是推进距离在最初计算过程中是未知的, 这导致了圆形边界 M_{j-1} 与浆

液扩散锋面之间的宽度有可能大于 Δr 也有可能小于 Δr 。所以在计算过程中, 以圆形边界 M_j ($M_j = M_{j-1}$) 作为分界, 圆形边界 M_j 以内的浆液环形单元宽度始终为确定值 Δr , 圆形边界 M_j 以外存在一个特殊的环形单元, 由于扩散半径随迭代次数不断变化, 导致该环形单元的宽度也随时变化, 相应地, 浆液扩散半径的节点编号以 M_{j+1} 表示。不同圆形边界的位置可表示为

$$r_{i,j}^n = \begin{cases} (i-1)\Delta r + r_0 & (i \leq M_j) \\ r_{M_{j+1},j}^n & (i = M_{j+1}) \end{cases} \quad , \quad (12)$$

式中, r_0 为注浆孔半径, $r_{M_{j+1},j}^n$ 为浆液扩散半径。

浆液扩散锋面随着注浆时间的增加不断向前移动, 在每一特定时间步 $T=j\Delta t$ 的迭代计算过程中不同迭代次数 n 所对应的浆液扩散锋面位置也不相同, 利用质量守恒条件可实现浆液扩散锋面位置的实时追踪。在 $(j-1)\Delta t \rightarrow j\Delta t$ 时间段内由注浆孔注入裂隙的总注浆量 Q_j 可表示为

$$Q_j = \int_{(j-1)\Delta t}^{j\Delta t} q(t)dt \quad , \quad (13)$$

式中, $q(t)$ 为注浆流量关于注浆时间的函数。

由注浆孔进入裂隙的浆液在裂隙内部被分成两部分, 一部分用于扩大浆液扩散半径, 一部分用于充填裂隙张开所产生的空间。 $T=j\Delta t$ 时间步, 在初始迭代状态($n=1$), 设定裂隙变形状态与 $T=(j-1)\Delta t$ 时间步所对应的最终裂隙变形状态相同, 即任意环形单元(i, j)在 $T=j\Delta t$ 时刻的裂隙开度相对于 $T=(j-1)\Delta t$ 时刻的变化量 $\Delta b_{i,j}^1 = 0$ 。 $n=1$ 时, 在 $(j-1)\Delta t \rightarrow j\Delta t$ 时间步长内由注浆孔注入裂隙的注浆量 Q_j 均用于扩大浆液扩散半径, 由质量守恒条件可得到 $t=j\Delta t$ 时刻迭代初始状态($n=1$)的浆液扩散半径:

$$r_{M_{j+1},j}^1 = \sqrt{\frac{Q_j}{\pi b_0} + R_{j-1}^2} \quad . \quad (14)$$

如图 7 所示, 在 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内, 迭代次数为 n 时, 任意环形单元(i, j)由于裂隙张开而产生的浆液充填体积 $Q_{i,j}^n$ 可表示为

$$Q_{i,j}^n = \pi(r_{i+1,j}^n)^2 - r_{i,j}^n)^2 \Delta b_{i,j}^n \quad . \quad (15)$$

式中 $r_{i,j}^n$, $r_{i+1,j}^n$ 分别为浆液环形单元(i, j)的内、外半径; $\Delta b_{i,j}^n$ 为 $T=j\Delta t$ 时刻环形单元(i, j)的裂隙开度相对于 $T=(j-1)\Delta t$ 时刻的平均变化量。

$T=j\Delta t$ 时间步, 迭代次数为 n 时, 注浆量 Q_j 的一部分(即 $\sum_{i=1}^{M_j} Q_{i,j}^n$)用于填充裂隙张开所产生的空间, 根据质量守恒条件, $n+1$ 迭代步的浆液扩散半径可表达为

$$r_{M_{j+1},j}^{n+1} = \sqrt{(r_{M_{j+1},j}^1)^2 - \frac{\sum_{i=1}^{M_j} Q_{i,j}^n}{\pi b}} \quad , \quad (16)$$

式中, $r_{M_{j+1,j}}^{n+1}$ 为 $n+1$ 迭代步对应的浆液扩散半径。

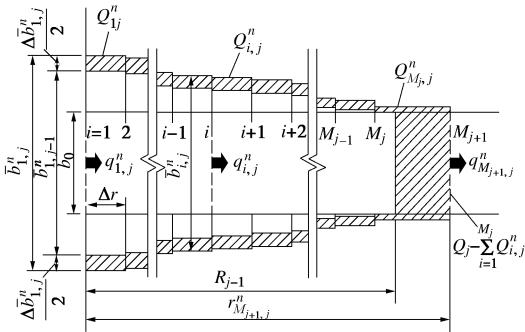


图 7 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内注浆量的分配示意图

Fig. 7 Distribution of grouting amount between $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$

2.3 注浆流量分配

在任意时刻, 注浆孔处($r_{i,j}^n = r_0$)的浆液流量始终等于总注浆流量, 即

$$q_{i,j}^n = q(j\Delta t) \quad \circ \quad (17)$$

由前述分析可知, $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内不同位置断面的浆液通量 $Q_j - \sum_{m=1}^i Q_{m,j}^n$ 由注浆孔沿扩散方向衰减, 与此同时, 不同位置断面的浆液流量 $q_{i+1,j}^n$ 也由注浆孔沿扩散方向衰减, 为了使算法计算简便, 认为 $T=j\Delta t$ 时刻的总注浆流量 $q_{i,j}^n$ 与 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内总注浆量 Q_j 在不同断面位置具有相同的分配关系, 即在 $t=j\Delta t$ 时刻, 浆液在圆形边界 $r_{i+1,j}^n$ 处的浆液流量 $q_{i+1,j}^n$ 占总注浆流量 $q_{i,j}^n$ 的比例近似等于 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内 $r_{i+1,j}^n$ 位置的浆液通量 $Q_j - \sum_{m=1}^i Q_{m,j}^n$ 占该时间段内注浆量 Q_j 的比例。 $r_{i+1,j}^n$ 处的浆液流量可表示为

$$q_{i+1,j}^n = q_{i,j}^n \frac{Q_j - \sum_{m=1}^i Q_{m,j}^n}{Q_j} \quad \circ \quad (18)$$

任意圆形边界 $r_{i,j}^n$ 处的浆液流速 $v_{i,j}^n$ 可表示为

$$v_{i,j}^n = \frac{q_{i,j}^n}{2\pi r_{i,j}^n b_{i,j}^n} \quad \circ \quad (19)$$

2.4 基于试错法的浆液流场与裂隙变形修正

基于试错法的基本思想^[14], 通过对浆液流场与裂隙变形的“猜测一修正”过程实现考虑浆-岩耦合效应的流场迭代求解。具体迭代计算过程如下:

在 $T=j\Delta t$ 时间步, 初始迭代状态($n=1$)设定 $\Delta b_{i,j}^1 = 0$ 即 $b_{i,j}^1 = b_{i,j-1}$, 此时浆液扩散半径为 $r_{M_{j+1,j}}^1$, 相应的浆液流场为 $v_{i,j}^1$ 。在迭代次数为 n 时, 浆液环形单元(i, j)内、外边界及平均裂隙开度可表示为

$$\left. \begin{aligned} b_{i,j}^n &= b_{i,j-1} + \Delta b_{i,j}^n, \\ b_{i+1,j}^n &= b_{i+1,j-1} + \Delta b_{i+1,j}^n, \\ b_{i,j}^n &= (b_{i,j}^n + b_{i+1,j}^n) / 2. \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

根据式(19), 浆液环形单元(i, j)内、外边界及平均浆液流速可表示为

$$\left. \begin{aligned} v_{i,j}^n &= \frac{q_{i,j}^n}{2\pi r_{i,j}^n b_{i,j}^n}, \\ v_{i+1,j}^n &= \frac{q_{i+1,j}^n}{2\pi r_{i+1,j}^n b_{i+1,j}^n}, \\ \bar{v}_{i,j}^n &= (v_{i,j}^n + v_{i+1,j}^n) / 2. \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

根据浆液流动控制方程(9)可获得浆液环形单元(i, j)内外边界的压力差:

$$\Delta p_{i,j}^n = -\left[\frac{12\mu\bar{v}_{i,j}^n}{b_{i,j}^n} + \frac{3\tau_0}{b_{i,j}^n} \right] (r_{i+1,j}^n - r_{i,j}^n) \quad \circ \quad (22)$$

任意圆形边界 $r_{i,j}^n$ 处的浆液压力可表示为

$$p_{i,j}^n = p_0 - \sum_i^{i=M_j} \Delta p_{i,j}^n \quad \circ \quad (23)$$

式中, p_0 为静水压力。

相应地, 根据裂隙变形控制方程(1), 任意圆形边界 $r_{i,j}^n$ 处的裂隙开度及裂隙变形量可修正为

$$\left. \begin{aligned} b_{i,j}^{n+1} &= f(p_{i,j}^n), \\ \Delta b_{i,j}^{n+1} &= b_{i,j}^{n+1} - b_{i,j-1} \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

根据修正后的裂隙开度进行下一迭代步 $n+1$ 的浆液流场与压力场计算, 得到浆液流速与压力的修正值, 直至裂隙变形与浆液流场均达到收敛状态。

裂隙变形方面, 采用裂隙变形所产生的浆液充填体积作为控制指标, 定义两次迭代结果之间的相对误差为

$$\varepsilon_Q = \left| \frac{\sum_{i=1}^{M_j} Q_{i,j}^n - \sum_{i=1}^{M_j} Q_{i,j}^{n-1}}{\sum_{i=1}^{M_j} Q_{i,j}^n} \right| \quad \circ \quad (25)$$

式中 ε_Q 为裂隙变形相对误差; $\sum_{i=1}^{M_j} Q_{i,j}^n$ 为第 n 次迭代计算得到的 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内因裂隙变形所产生的浆液充填体积。

浆液流场方面, 采用与上一时刻之间的孔口注浆压力变化量 $\Delta p_{i,j}^n = p_{i,j}^n - p_{i,j-1}$ 作为控制指标, 定义两次迭代结果之间的相对误差为

$$\varepsilon_p = \left| \frac{\Delta p_{i,j}^n - \Delta p_{i,j}^{n-1}}{\Delta p_{i,j}^n} \right| \quad \circ \quad (26)$$

式中 ε_p 为浆液流场相对误差; $\Delta p_{i,j}^n$ 为第 n 次迭代计算得到的孔口注浆压力与上一时刻孔口注浆压力的差值。

当 $\varepsilon_Q < 0.1\%$ 且 $\varepsilon_p < 0.1\%$ 时, 认为满足裂隙变形与浆液流场收敛条件。当计算结果满足收敛条件后, 可获得 $T=j\Delta t$ 时刻相应计算结果:

$$\left. \begin{array}{l} R_j = r_{M_{j+1,j}}^n, \\ p_{i,j} = p_{i,j}^n, \\ b_{i,j} = b_{i,j-1} + \Delta b_{i,j}^n, \\ MQ_j = \sum_{i=1}^{M_j} Q_{i,j}^n. \end{array} \right\} \quad (27)$$

式中 R_j 为 $j\Delta t$ 时刻浆液扩散半径; $p_{i,j}$ 为 $j\Delta t$ 时刻不同位置处的浆液压力; $b_{i,j}$ 为 $j\Delta t$ 时刻不同位置处的裂隙开度; MQ_j 为 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段裂隙张开体积。

2.5 步进式算法计算流程

裂隙注浆过程算法流程如图 8 所示, 计算程序采用 MATLAB 编写, 具体计算步骤如下:

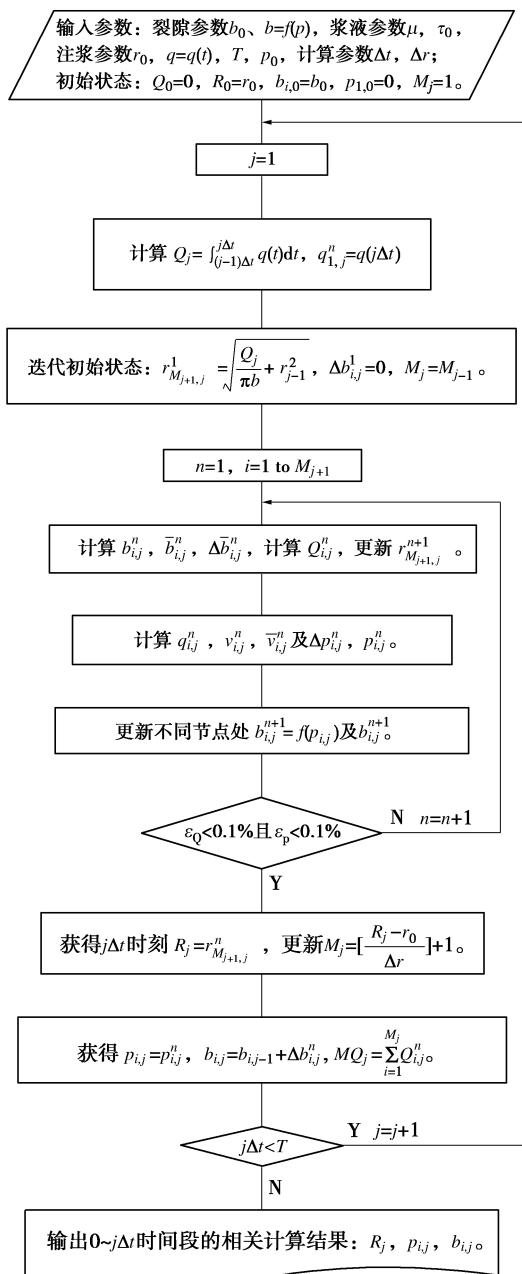


图 8 注浆扩散过程算法流程图

Fig. 8 Flow chart of step-wise calculation program

- (1) 输入计算参数并设定初始状态。
- (2) 计算 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内注浆量及 $j\Delta t$ 时刻注浆流量, 并进行迭代初始状态赋值。
- (3) 计算不同节点裂隙开度, 环形单元平均裂隙开度及变化量; 计算 $(j-1)\Delta t \sim j\Delta t$ 时间段内环形单元裂隙张开体积并更新浆液扩散半径。
- (4) 计算不同节点浆液流量及浆液流速, 环形单元平均流速, 计算浆液扩散区域内浆液压力分布。
- (5) 更新不同节点裂隙开度及裂隙开度变化量。
- (6) 重复步骤 (3) ~ (5) 直至满足收敛条件。
- (7) 计算第 $j\Delta t$ 时刻浆液扩散半径、特征节点数、浆液压力分布、裂隙开度分布等相关物理量。
- (8) 更新时间步, 返回步骤 (2) 进行新一轮求解。

3 注浆扩散规律分析

本节以青岛地铁 2 号线花岗岩微裂隙注浆堵水工程为背景进行裂隙注浆扩散规律分析, 注浆计算模型参数取值均参照该工程实例, 注浆用超细水泥浆液水灰比 $W:C=1:1$, 实测浆液黏度 $\mu=0.08 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, 浆液屈服应力 $\tau_0=2.1 \text{ Pa}$, 注浆段岩体初始应力大约为 $p_1=0.8 \text{ MPa}$, 选取 3 种裂隙开度, 具体计算参数如表 1 所示, 工程实例将在第 4 节中详细论述。

表 1 注浆计算模型参数

Table 1 Computational parameters

| 工况 | r_0/cm | $q/(\text{L}\cdot\text{min}^{-1})$ | T/min | E/GPa | D/m |
|-----------------------------|-----------------|------------------------------------|----------------|----------------|--------------|
| 工况 1($b=0.4 \text{ mm}$) | | | | | |
| 工况 2($b=20.3 \text{ mm}$) | 2.5 | 50 | 10 | 80 | 5 |
| 工况 3($b=30.2 \text{ mm}$) | | | | | |

3.1 扩散规律分析

将相关参数代入裂隙注浆过程计算程序, 分别得到考虑与不考虑浆液-岩体耦合效应条件下浆液压力、裂隙开度空间分布曲线(图 9), 及不同位置处裂隙开度随时间变化曲线(图 10)。由于工况 1, 2, 3 所得计算结果呈现类似规律, 在本节中以工况 2 为例进行分析。

分析图 9 可知:

(1) 不考虑浆-岩耦合效应时, 裂隙开度维持在 0.3 mm 不变, 浆液压力由注浆孔沿浆液扩散方向迅速衰减, 此时注浆孔处压力可达到 30 MPa 以上, 是考虑浆-岩耦合效应所得注浆压力的 5 倍以上, 在相同注浆时间条件下不考虑浆-岩耦合效应显著高估了注浆压力。

(2) 考虑浆-岩耦合效应时裂隙开度由注浆孔沿浆液扩散方向衰减, 裂隙开度最大值达到 0.64 mm , 是初始裂隙开度的 2.1 倍。在整个浆液扩散区域内存在裂隙变形与裂隙未变形两个区域, 裂隙未变形区域位于浆液扩散锋面附近, 该区域浆液压力小于裂隙临

界变形压力, 裂隙开度与初始裂隙开度相等。

(3) 在 $t=600$ s 时, 不考虑浆-岩耦合效应时浆液扩散半径为 22.8 m, 考虑浆-岩耦合效应时为 21.0 m。由于裂隙变形所产生的额外空间吸收了部分浆液, 导致在相同注浆时间下不考虑浆-岩耦合效应时浆液扩散半径偏大, 但此时其注浆压力显著偏高。

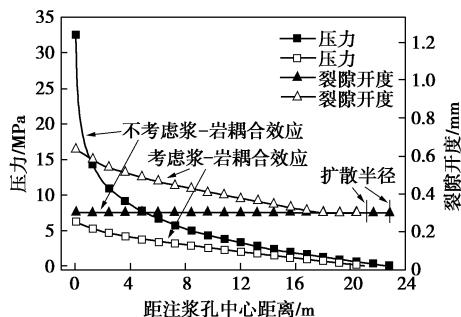


图 9 压力与裂隙开度空间分布曲线 (工况 2, $t=600$ s)

Fig. 9 Distribution of pressure and fracture aperture (condition II, $t=600$ s)

分析图 10 可知:

(1) 随着注浆过程的进行, 不同位置的裂隙开度由初始裂隙开度开始增加, 由于浆液到达不同位置的时间不同, 距离注浆孔越远, 其裂隙开度开始增长的时刻越延后。

(2) 注浆孔处裂隙开度在注浆初期增长迅速, 分析原因为注浆孔附近浆液流速很快且注浆初期浆液扩散半径增长迅速, 导致注浆孔处的裂隙开度在注浆初期增长迅速。在注浆后期, 浆液扩散半径增长相对缓慢, 不同位置处裂隙开度增长也相对缓和。

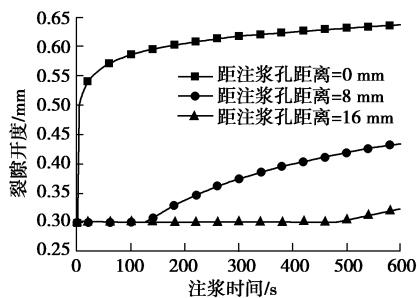


图 10 不同位置裂隙开度随注浆时间变化曲线 (工况 2)

Fig. 10 Curves of fracture aperture changing with grouting time at different positions (condition II)

3.2 裂隙开度对裂隙注浆过程的影响

为分析不同裂隙开度条件下浆-岩耦合效应对裂隙注浆过程的影响程度, 分别计算得到不同隙宽条件下浆液扩散半径与注浆终压的关系曲线 (图 11) 与裂隙变形吸收浆液量占总注浆量的比例随注浆终压变化情况 (图 12)。

图 11 中扩散半径采用对数坐标, 分析可知:

(1) 在较低注浆压力范围内 ($0\sim1$ MPa), 注浆扩散半径很小, 甚至不超过 0.1 m, 分析原因为在较

低注浆压力范围内, 裂隙还未张开或很少张开, 裂隙宽度小, 浆液扩散阻力大, 所以注浆扩散半径小, 此时浆-岩耦合效应可以忽略不计。

(2) 当注浆终压逐渐增大时, 注浆扩散半径获得显著提升, 浆-岩耦合效应在高注浆压力状态下开始显现, 裂隙宽度增加引起浆液扩散阻力变小, 高注浆压力与浆液扩散阻力小两个因素共同导致注浆扩散半径增长较快。在高注浆压力下, 3 种隙宽所对应的浆液扩散半径基本一致, 说明初始隙宽已不是影响浆液扩散范围的决定性因素, 注浆压力成为影响浆液扩散半径的主控因素。

(3) 高注浆压力下, 在相同注浆终压条件下考虑浆-岩耦合效应所得浆液扩散半径比不考虑浆-岩耦合效应所得扩散半径大, 0.4 mm 隙宽时高出近 1 个数量级, 0.3 mm 隙宽时高出近 2 个数量级, 0.2 mm 隙宽时高出近 3 个数量级。裂隙宽度越小, 浆液-岩体耦合效应对注浆扩散过程的影响越显著。

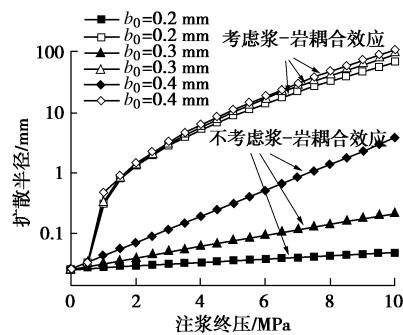


图 11 浆液扩散半径与注浆终压的关系

Fig. 11 Variation of grouting radius with grouting pressure

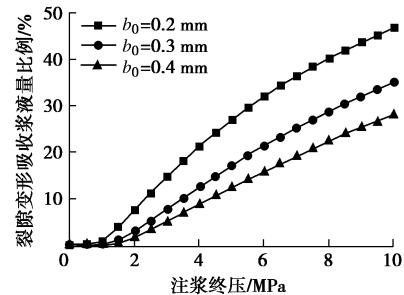


图 12 裂隙变形吸收浆液量占总注浆量的比例变化情况

Fig. 12 Ratios of fracture deformation to grouting amount

分析图 12 可知:

(1) 在较低注浆压力范围内, 浆-岩耦合效应可以忽略不计, 此时裂隙基本不会发生变形, 裂隙变形吸收浆液量占总注浆量的比例为 0。

(2) 随着注浆终压的提高, 裂隙变形所吸收浆液量占总注浆量的比例随之升高, 浆-岩耦合效应对注浆扩散过程的影响越来越显著。注浆终压为 10 MPa 时, 0.2, 0.3, 0.4 mm 隙宽所对应的比例分别达到 46.9%, 35.1%, 28.0%。裂隙宽度越小, 浆液-岩体耦合效应对注浆扩散过程的影响越显著。

4 工程实例验证

4.1 依托工程概况

青岛地铁 2 号线环东一环区间隧道为全包防水型隧道, 拟注浆试验段隧道埋深为 34.6 m (图 13)。



图 13 初支渗漏水现场照片

Fig. 13 Photos of seepage in tunnel

该段洞身位于强风化花岗岩上亚带及下亚带中, 穿经节理裂隙较发育, 地下水较丰富。初支完成后, 隧道拱部及边墙出现大面积淋雨状及股状渗漏水现象, 该段涌水类型属于微裂隙型涌水, 导水通道为花岗岩微裂隙。

4.2 注浆治理方案

为满足隧道防排水要求, 采用注浆方案对花岗岩微裂隙渗漏水进行封堵, 关键注浆参数如下:

(1) 钻孔设计: 钻孔间距 $3\text{ m} \times 3\text{ m}$, 钻孔深度 4.5 m, 钻孔直径 $\Phi=50\text{ mm}$ 。

(2) 注浆材料: 前期注浆实践发现普通水泥浆液可注性差, 不能有效注入围岩微裂隙中。正常施工时均采用超细水泥浆液, 水泥细度为 800 目, 浆液水灰比 $W:C=1:1$, 超细水泥浆液特征参数见表 2。

表 2 超细水泥浆液特征参数

Table 2 Characterization of superfine cement particles

| D_{50} / μm | D_{90} / μm | 平均粒径 / μm | 比表面积 / $(\text{m}^2 \cdot \text{kg}^{-1})$ | 屈服应力 /Pa | 黏度 /($\text{Pa} \cdot \text{s}^{-1}$) |
|-----------------------------|-----------------------------|-------------------------|---|-------------|--|
| ≤ 4.5 | ≤ 15 | 4.8 | 550~600 | 2.1 | 0.08 |

(3) 注浆参数: 注浆流量控制在 50 L/min 左右, 注浆结束标准采用注浆压力标准, 为控制高注浆压力对初支及围岩的荷载, 防止围岩失稳, 注浆终压不高于 7 MPa, 当压力达到 7 MPa 时立即停止注浆。

4.3 现场注浆数据与理论计算结果对比

选取两个涌水量较大的钻孔进行压水试验^[15], 两个钻孔分别编号 #1、#2, 通过压水试验获得的渗透系数可计算得到揭露裂隙开度, 如表 3 所示。

表 3 钻孔参数、压水试验结果及裂隙开度

Table 3 Parameters of boreholes and fractures

| 钻孔编号 | 钻孔长度 /m | 揭露裂隙 数量 | 渗透系数 /($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) | 裂隙开度 /mm |
|------|------------|------------|---|-------------|
| #1 | 4.5 | 1 | 0.080 | 0.31 |
| #2 | 4.5 | 1 | 0.056 | 0.26 |

由隧道埋深 34.6 m 及相关地层参数可计算得到实施注浆处岩体初始应力大约为 0.8 MPa, 花岗岩弹

性模量参照地质勘查报告取 80 GPa。将相关参数代入裂隙注浆过程 MATLAB 计算程序, 将得到的计算结果与现场实测 $p-q-t$ 数据进行对比, 两个钻孔的注浆数据对比如图 14 所示。

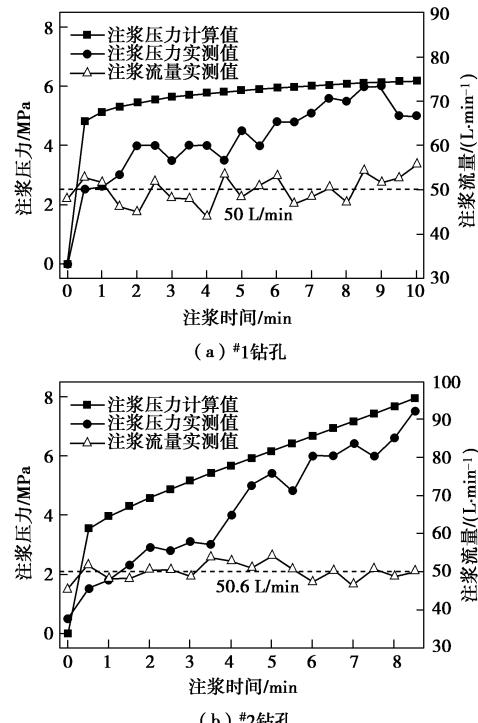


图 14 注浆压力计算值与实测值对比

Fig. 14 Comparison of grouting pressures

#1 与 #2 钻孔注浆过程中, $p-q-t$ 数据表明注浆流量虽然均存在一定波动, 但波动范围都不超过平均值的 $\pm 15\%$, 可认为注浆流量基本维持恒定。

在整个注浆过程中, 两个钻孔对应的注浆压力计算值均高于实测值, 在注浆前期, 注浆压力计算值与实测值相差 27%~51%, 注浆后期, 注浆压力计算值与实测值相差 2%~25%。总体来看, 注浆压力计算误差处于可接受范围内, 一定程度上验证了理论模型及步进式算法的合理性。

#1 钻孔注浆结束压力达到 5 MPa, #2 钻孔注浆结束压力达到 7.5 MPa, 两个钻孔的注浆过程均为高压注浆。通过较高的注浆压力可使钻孔所揭露的微小裂隙张开, 为浆液扩散提供充分的空间, 提高浆液注入量, 最终达到预期的注浆效果, 初支渗漏水注浆治理后效果如图 15 所示。



图 15 初支渗漏水注浆治理后现场照片

Fig. 15 Photos of tunnel after grouting

5 结 论

(1) 基于宾汉流体浆液本构模型并引入两阶段裂隙变形控制方程, 最终建立了可完整描述注浆扩散过程的步进式算法。

(2) 在微裂隙岩体注浆过程中, 不考虑浆-岩耦合效应所引起的误差很大, 在相同注浆时间条件下其所得注浆压力是正常值的5倍以上, 在相同注浆终压条件下所得浆液扩散半径计算结果偏小, 因此考虑浆-岩耦合效应是非常必要的。

(3) 在微裂隙岩体注浆工程中, 裂隙宽度越小, 浆液-岩体耦合效应对注浆扩散过程的影响越显著, 注浆压力取代裂隙初始隙宽成为影响浆液扩散半径的主控因素。

参考文献:

- [1] GOTTHÄLL R, STILLE H. Fracture dilation during grouting[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2009, **24**(3): 126 - 135.
- [2] 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 Wen-jun. 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))
- [3] 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 Shu-cai, LIU Ren-tai, ZHANG Qing-song, 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))
- [4] GUSTAFSON G, CLAESSEN J, FRANSSON Å. Steering parameters for rock grouting[J]. Journal of Applied Mathematics, 2013, **22**(5): 1 - 9.
- [5] RAFI J Y, STILLE H. Basic mechanism of elastic jacking and impact of fracture aperture change on grout spread, transmissivity and penetrability[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, **49**: 174 - 187.
- [6] 郑卓, 李术才, 刘人太, 等. 裂隙岩体注浆中的浆液-岩体耦合效应分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, **34**(增刊2): 4054 - 4062. (ZHENG Zhuo, LI Shu-cai, LIU Ren-tai, et al. Analysis of coupling effect between grout and rock mass during jointed rock grouting[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, **34**(S2): 4054 - 4062. (in Chinese))
- [7] 王媛, 速宝玉. 单裂隙面渗流特性及等效水力隙宽[J]. 水科学进展, 2002, **13**(1): 61 - 68. (WANG Yuan, SU Bao-yu. Research on the behavior of fluid flow in a single fracture and its equivalent hydraulic aperture[J]. Advances in Water Science, 2002, **13**(1): 61 - 68. (in Chinese))
- [8] GOODMAN R E, TAYLOR R L, BREKKE T L. A model for the mechanics of jointed rock[J]. J Soil Mech and Found, Engrg Div, ASCE, 1968, **99**(5): 637 - 660.
- [9] 沈崇棠, 刘鹤年. 非牛顿流体力学及其应用[M]. 北京: 高等教育出版社, 1989: 23 - 29. (SHEN Chong-shang, LIU He-nian. Non-Newtonian fluid mechanics and its applications[M]. Beijing: Higher Education Press, 1989: 23 - 29. (in Chinese))
- [10] 阮文军. 注浆扩散与浆液若干基本性能研究[J]. 岩土工程学报, 2005, **27**(1): 69 - 73. (RUAN Wen-jun. Research on diffusion of grouting and basic properties of grouts[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, **27**(1): 69 - 73. (in Chinese))
- [11] 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]. 水力学报, 2004(6): 75 - 79. (YANG Xiu-zhu, WANG Xing-hua, LEI Jin-shan. Study on grouting diffusion radius of Bingham fluids[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2004(6): 75 - 79. (in Chinese))
- [12] JOHN D Anderson. Computational fluid dynamics[M]. New York: McGraw-Hill Education, 1995.
- [13] KIM J S, LEE I M, JANG J H, et al. Groutability of cement-based grout with consideration of viscosity and filtration phenomenon[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 2009, **33**: 1771 - 1797.
- [14] 邹德宁, 雷永平, 梁工英, 等. 用数值计算技术和试错法确定金属材料表面对激光的吸收率[J]. 金属学报, 2001, **37**(7): 737 - 740. (ZOU De-ning, LEI Yong-ping, LIANG Gong-ying, et al. Determination of laser absorptivity of metal by numerical calculation technique and trial-and-error method[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2001, **37**(7): 737 - 740. (in Chinese))
- [15] DL/T5331—2005 水电水利工程钻孔压水试验规程[S]. 2005. (DL/T5331—2005 Code of water pressure test in borehole for hydropower and water resources engineering[S]. 2005. (in Chinese))