

DOI: 10.11779/CJGE201602016

基于“浆-土”界面应力耦合效应的劈裂注浆理论研究

张庆松¹, 张连震¹, 刘人太¹, 俞文生², 郑 卓¹, 王洪波¹, 朱光轩¹

(1. 山东大学岩土与结构工程研究中心, 山东 济南 250061; 2. 江西省高速公路投资集团有限责任公司, 江西 南昌 330025)

摘要: 浆液与土体的界面应力耦合效应对土体劈裂注浆过程具有重要影响, 劈裂通道宽度由注浆孔向浆液扩散锋面处衰减。基于此, 将劈裂注浆扩散过程简化为平面辐射圆, 推导了劈裂通道内牛顿流体浆液的扩散运动方程, 引入了半无限空间体均匀受力模型并获得劈裂通道宽度控制方程, 最终得到劈裂通道宽度及浆液压力的空间分布方程。分析了劈裂通道宽度与注浆压力的空间衰减规律及浆液黏度、土体弹性模量对注浆扩散过程的影响。研究结果表明: 注浆压力与劈裂通道宽度的空间衰减趋势具有一致性且均呈现出明显的非线性特征, 在注浆孔附近及靠近浆液扩散锋面区域衰减较快; 浆液扩散半径与浆液黏度、土体弹性模量负相关。最后通过工程实例对浆脉厚度理论计算值进行了验证, 浆脉厚度计算值比现场揭露浆脉厚度实测值大30%左右, 计算误差处于可接受范围内, 验证了理论的合理性。

关键词: 劈裂注浆; 应力耦合; 劈裂通道宽度; 浆脉厚度; 压力衰减

中图分类号: TU45 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2016)02-0323-08

作者简介: 张庆松(1970-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事地下工程灾害防治方面的教学与研究工作。E-mail: zhangqingsong@sdu.edu.cn。

Split grouting theory based on slurry-soil coupling effects

ZHANG Qing-song¹, ZHANG Lian-zhen¹, LIU Ren-tai¹, YU Wen-sheng², ZHENG Zhuo¹,
WANG Hong-bo¹, ZHU Guang-xuan¹

(1. Geotechnical and Structural Engineering Research Center, Shandong University, Jinan 250061, China; 2. Jiangxi Provincial Highway
Investment Group Co., Ltd., Nanchang 330025, China)

Abstract: The slurry-soil coupling effects have a great influence on the process of split grouting. The thickness of grouting vein has an attenuation from the region near grouting hole to the diffusion front. The process of split grouting is simplified into horizontal radiation circle. An equation for slurry motion in split channel is derived using the Newtonian fluid constitutive model. By introducing the force model of semi-infinite space, the governing equation for the thickness of grouting vein is derived. Finally, the spatial distribution equation for the grouting pressure and thickness of grouting vein is obtained. The spatial distribution response of the thickness of grouting vein and the grouting pressure is analyzed. The influence of slurry viscosity and elastic modulus of soil on process of split grouting is analyzed. The results show that the pressure attenuation trend in the radial direction is nonlinear, and that the change rate near the grouting hole and diffusion front is higher than that in other regions. The attenuation trend of thickness of grouting vein is similar to that of pressure. When the slurry viscosity and elastic modulus of soil are smaller, the grouting diffusion radius is larger. By comparing the theoretical model with the engineering example, the theoretical thickness of grouting vein is 1.3 times larger than that of the measured one.

Key words: split grouting; stress coupling; width of split channel; thickness of grouting vein; pressure attenuation

0 引言

劈裂注浆法^[1-3]作为加固地层的有效方法在隧道断层破碎带治理、软弱地基加固等工程中有着广泛应用。合理确定劈裂注浆参数是保证注浆效果的前提, 而注浆参数的确定依赖于注浆理论的正确指导。

劈裂注浆过程^[4-5]是浆液在注浆压力作用下劈开土体并使劈裂通道不断扩展的过程, 在劈裂通道形成后浆液在劈裂通道内由注浆孔不断向起劈位置运移。

浆液运移过程中受到来自劈裂通道两侧壁及自身黏滞性所引起的阻力, 导致注浆压力在劈裂通道内部沿扩散半径发生衰减。劈裂通道的形成是浆液压力作用于通道两侧的土体并使之压缩的结果, 某一点的劈裂通道宽度与该处的浆液压力呈正相关关系, 浆液流场决

基金项目: 国家自然科学基金项目(41272385); 博导基金项目(20130131110032); 国家自然科学青年基金项目(51309146)

收稿日期: 2015-01-29

定着劈裂通道宽度在扩散半径上的衰减过程。与此同时, 斧裂通道宽度在扩散半径方向上的衰减导致不同位置处通道侧壁对浆液扩散所产生的阻力不同, 从而影响浆液流动, 即被注土体的变形也会影响斧裂通道内的浆液流场。浆液在斧裂通道内的流动与被注土体的变形是相互影响的, 土体斧裂注浆过程是浆液流场与土体应力场的耦合作用结果。

目前, 有关斧裂注浆扩散过程的理论研究相对较少, Chen 等^[6]联合应用 FEM 与 VOF 方法模拟了斧裂注浆扩散过程, Wang 等^[7]通过室内试验手段研究了土体注浆过程中注浆压力随时间增长规律与地层空隙率、超孔隙水压力的关系。国内相关学者基于平板窄缝模型分别研究了牛顿流体^[8]、宾汉流体^[9]及幂律流体^[10]的斧裂注浆扩散过程, 得到了相应的注浆压力与浆液扩散半径之间的关系方程, 之后李术才等^[11]、孙峰等^[11]在此基础上推导了考虑浆液黏度时变性的斧裂注浆扩散半径计算公式。以上研究多假设注浆过程中一次斧裂形成足够长的斧裂缝且斧裂缝宽度不变, 忽略了斧裂通道扩展的动态过程, 更没有考虑浆液流动与土体应力的耦合效应在斧裂通道扩展中的作用。

为解决上述问题, 本文将斧裂注浆扩散过程简化为平面辐射圆, 基于牛顿流体本构模型推导了斧裂通道内浆液扩散运动方程, 引入了半平面空间体均匀受力模型并获得斧裂通道宽度控制方程, 最终得到斧裂通道宽度及注浆压力的空间衰减方程。基于所建立的理论模型分析了斧裂通道宽度与注浆压力的空间衰减规律及浆液黏度、土体弹性模量对注浆扩散过程的影响, 最后结合江西省永莲隧道断层破碎带注浆工程实例验证了理论模型的合理性。

1 斧裂注浆理论研究

1.1 模型假设条件

将斧裂注浆扩散过程进行简化, 得到斧裂通道扩展过程如图 1 所示, 假设地层中大主应力方向水平, 小主应力方向竖直, 注浆斧裂方向为水平方向。在注浆过程中起斧位置不断移动导致浆液扩散半径不断增大, 斧裂通道宽度由注浆孔处向浆液扩散锋面处不断衰减, 注浆孔处斧裂通道宽度最大, 任意位置处的浆脉厚度 b 随着注浆过程的进行不断增大。

根据以上分析对理论模型做以下近似假设, 以下假设适用于可发生明显变形的软弱地层。

(1) 浆液为不可压缩、均质、各向同性的牛顿流体, 且在注浆过程中流型保持不变; 被注土体为各向同性的弹性体。

(2) 斧裂通道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) 忽略浆液渗透到斧裂通道两侧土体所引起的浆液流失, 认为浆液只存在于斧裂通道内部。

(4) 不考虑地层应力分布的不均匀性, 浆脉斧裂通道以注浆孔为中心呈轴对称圆形水平扩展, 忽略重力对斧裂注浆扩散过程的影响。

(5) 斧裂通道上下侧壁与斧裂通道对称轴线的夹角很小, 在受力及变形分析中可认为侧壁所受到的力垂直于斧裂通道对称轴。

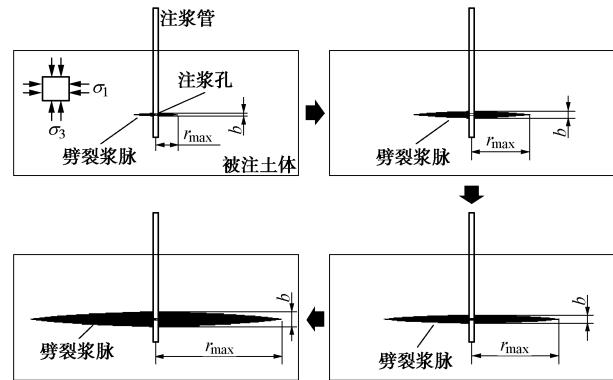


图 1 斧裂注浆过程中斧裂通道扩展示意图

Fig. 1 Propagation process of split channel

1.2 浆液本构方程

不同类型的浆液在流动时表现出截然不同的流变性质, 根据本构方程的不同可以将浆液分为牛顿流体、宾汉流体、幂律流体等多种类型, 在实际工程应用中一般通过浆液的表观黏度来近似定量得描述流体的流变性能, 即通过类似牛顿剪切定律的本构方程形式对流体的流变性能进行描述:

$$\tau = \mu_B \dot{\gamma} \quad , \quad (1)$$

式中, τ 为流体剪切应力, μ_B 为表观黏度, $\dot{\gamma}$ 为浆液剪切速率 ($\dot{\gamma} = -dv/dh$)。

1.3 注浆起斧压力及斧裂通道扩展压力确定

(1) 注浆起斧压力确定

注浆孔平面受力如图 2 所示, 注浆孔半径为 r_0 , 注浆压力为 p , 大主应力为 σ_1 , 小主应力为 σ_3 , 规定压应力方向为负, 拉应力方向为正。根据弹性力学理论^[12], 注浆孔附近的应力状态可看做 (a)、(b)、(c) 3 个应力状态的叠加。

将 3 个应力状态所对应的拉应力相加可得注浆孔附近的拉应力:

$$\sigma_\theta = \frac{r_0^2}{r^2} p - \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \left(1 + \frac{r_0^2}{r^2} \right) + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\theta \left(1 + 3 \frac{r_0^2}{r^2} \right), \quad (2)$$

式中, θ 为任意点与注浆孔圆心连线的水平夹角, r 为任意点距离注浆孔圆心的距离。

由式 (2) 可知, 在 $\theta = k\pi$, $r = r_0$ 处, 即注浆孔圆周上与圆心处于同一水平的两点处, 拉应力最大, 其

最大值为

$$T = \sigma_\theta = p + \sigma_1 - 3\sigma_3 \quad . \quad (3)$$

当钻孔周围的最大拉应力 T 大于岩土体抗拉强度 R_m 时, 注浆孔开始从拉应力最大点沿大主应力方向劈裂, 此时的注浆压力称为起劈压力

$$p_m = 3\sigma_3 - \sigma_1 + R_m \quad . \quad (4)$$

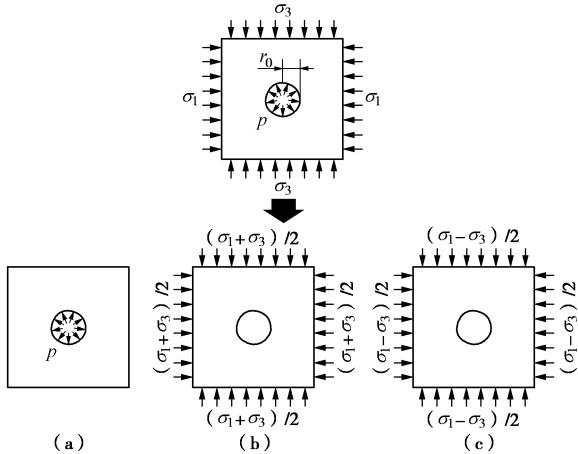


图 2 注浆孔受力示意图

Fig. 2 Forces acting on grouting hole

(2) 劈裂通道扩展压力确定

注浆孔周围沿大主应力面的劈裂缝形成之后, 在注浆压力作用下劈裂通道继续扩展, 但是在劈裂缝起劈位置处的劈裂通道扩展压力要小于注浆起劈压力。引入断裂力学理论中的裂缝扩展理论^[13], 劈裂缝扩展压力大小为

$$p_k = \frac{G(L/r_0)}{F(L/r_0)}\sigma_3 + \left(1 - \frac{G(L/r_0)}{F(L/r_0)}\right)\sigma_1 + \frac{K_1}{F(L/r_0)\pi L} \quad , \quad (5)$$

式中, p_k 为劈裂通道扩展压力, L 为劈裂通道长度, r_0 为注浆孔半径, $G(L/r_0)$, $F(L/r_0)$ 为 L/r_0 的函数, K_1 为劈裂缝扩展临界强度因子。

当 $L \geq 10r_0$ 时, $G(L/r_0) = F(L/r_0) = 1$, 式 (5) 可改写为

$$p_k = \sigma_3 + \frac{K_1}{\pi L} \quad . \quad (6)$$

在实际劈裂注浆过程中, 劈裂通道的扩展距离可达到几十米, 在工程应用中, 可忽略式 (6) 等号右边的第二项, 认为劈裂通道扩展压力与土体中的第三主应力相等, 即

$$p_k = \sigma_3 \quad . \quad (7)$$

由于注浆起劈压力大于劈裂通道扩展压力, 导致在注浆过程中劈裂缝形成之后注浆压力会降低一定数值, 这解释了实际劈裂注浆工程中注浆压力到达峰值之后的突降现象。

1.4 劈裂通道内部浆液扩散运动控制方程

劈裂注浆过程中, 浆液以注浆孔为中心呈轴对称

圆形扩散, 通过注浆孔取一竖直剖面进行研究, 以通过注浆孔的竖直轴线和劈裂通道对称中心为坐标轴建立如图 3 所示直角坐标系, 以劈裂通道中心为对称轴取浆液微元体进行受力分析, 建立浆液扩散运动方程。

在任意 r 处, 微元体受力平衡方程为

$$2\tau dr + 2hdp = 0 \quad , \quad (8)$$

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。由式 (8) 可得剪应力分布:

$$\tau = -h \frac{dp}{dr} \quad . \quad (9)$$

联立式 (1)、(9) 并代入边界条件 $h = \pm b/2$ 时, $v=0$, 得劈裂通道宽度方向浆液速度分布:

$$v = \frac{b^2 - 4h^2}{8\mu_B} \left(-\frac{dp}{dr} \right) \quad . \quad (10)$$

由式 (10) 可知浆液速度沿劈裂通道宽度方向呈抛物面分布, 通过沿劈裂通道宽度对速度进行积分得到断面总流量, 之后通过取平均值可得到劈裂通道内部的平均流速:

$$\bar{v} = \frac{b^2}{12\mu_B} \left(-\frac{dp}{dr} \right) \quad , \quad (11)$$

式中, b 为劈裂通道宽度, b 为浆液扩散距离和时间的函数, 即 $b = b(r, t)$ 。

在注浆过程中, 依据质量守恒定律, 浆液在劈裂通道内部任意扩散断面上的单位时间流量与注浆孔处的注浆速率 q 相等, 其关系可表示为

$$q = 2\pi r b \bar{v} \quad , \quad (12)$$

式中, q 为注浆速率。将式 (12) 代入式 (11) 得劈裂通道内部浆液压力梯度:

$$\frac{dp}{dr} = -\frac{6\mu_B q}{\pi r b^3} \quad . \quad (13)$$

1.5 劈裂通道宽度控制方程

浆液对被劈裂土体产生垂直于劈裂通道表面的压力, 劈裂通道两侧土体向远离劈裂通道的方向位移, 从而为注浆提供劈裂空间。土体所能发生的位移量决定于劈裂通道表面所受到的浆液压力。

劈裂通道宽度在扩散半径方向上衰减, 导致浆液对劈裂通道两侧土体的作用力与竖直方向有一个微小夹角, 考虑到浆液扩散半径远大于劈裂通道宽度, 可忽略此夹角对应力计算结果的影响。浆液压力在扩散半径方向上也是衰减的, 浆液压力对土体变形的影响过程实际上是非均匀作用力作用于土体的变形过程, 但是浆液压力在扩散半径方向上的空间衰减很慢, 在小区域内可采用均布压力计算土体变形, 为此将土体变形过程简化为半无限空间弹性体受均布压力作用模型, 进而得到浆液压力与劈裂通道宽度的关系方程。

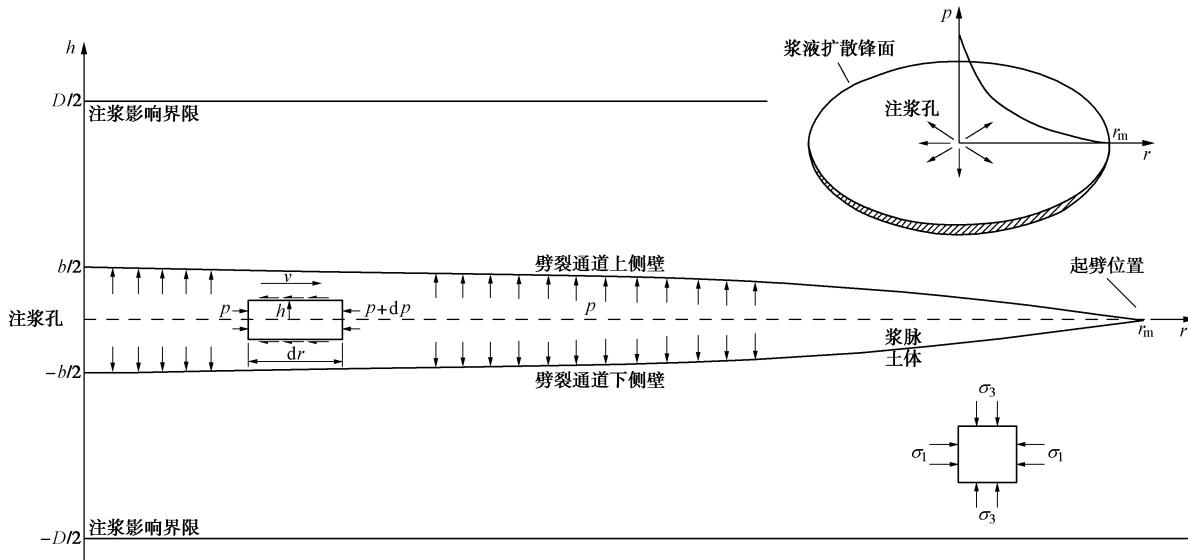


图 3 浆液流动及劈裂通道变形受力分析

Fig.3 Analysis of slurry flow and deformation of split channel

以浆-土界面为 oxy 平面建立如图 4 所示的直角坐标系, 浆液压力 p 所引起的附加应力 σ' 作为均匀荷载直接作用在土体上, 其中 $\sigma' = p - \sigma_3$, 下面计算由附加应力 σ' 引起的土体最大位移。

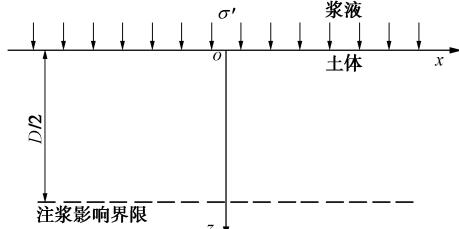


图 4 半无限空间体受力分析

Fig. 4 Forces acting on semi-infinite space

在该弹性体中任一垂直于 oxy 面的平面均为对称面, 对应于 x , y 方向的位移 u , v 为零, 而竖直位移 w 仅仅是 z 的函数, 此时位移分量如下:

$$u = v = 0, w = w(z) \quad , \quad (14)$$

并且有

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = 0, \sigma_x = \sigma_y \quad , \quad (15)$$

弹性力学物理方程为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)], \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)], \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)], \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中, E 为土体弹性模量, ν 为泊松比。

将式 (15) 代入式 (16) 可得 z 方向的土体应变:

$$\varepsilon_z = \frac{(1-2\nu)(1+\nu)\sigma_z}{(1-\nu)E} \quad . \quad (17)$$

由受力分析可得土体内部 z 方向的应力 $\sigma_z = -\sigma'$, 根据式 (17) 及几何方程 $\varepsilon_z = \partial w / \partial z$ 可得土体在 z 方向上的位移:

$$w = -\frac{(1-2\nu)(1+\nu)\sigma'}{(1-\nu)E} z + C \quad , \quad (18)$$

式中, C 为待求常数。

为求常数 C 必须利用位移边界条件, 设劈裂注浆的影响距离为 D , 即 $|z| \leq D/2$ 范围内, 在 $z=D/2$ 处沿 z 方向的位移为 0, 将边界条件 $z=D/2, w=0$ 代入式 (18) 得位移方程:

$$w = \frac{(1-2\nu)(1+\nu)\sigma'}{(1-\nu)E} \left(\frac{D}{2} - z \right) \quad . \quad (19)$$

由式 (19) 可知最大竖向位移发生在浆-土界面上:

$$w_{\max} = w|_{z=0} = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)\sigma'D}{2E(1-\nu)} \quad . \quad (20)$$

将劈裂通道宽度关系式 $b = 2w_{\max}$ 及 $\sigma' = p - \sigma_3$ 代入式 (20) 可得劈裂通道宽度控制方程:

$$b = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E(1-\nu)} (p - \sigma_3) D \quad . \quad (21)$$

为便于推导, 定义描述土体自身性能的参数 G :

$$G = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E(1-\nu)} D \quad , \quad (22)$$

则劈裂通道宽度可表示为

$$b = G(p - \sigma_3) \quad . \quad (23)$$

1.6 劈裂通道宽度及浆液压力空间分布方程

联立式 (13) 与式 (23) 得劈裂通道宽度与注浆扩散半径 r 的微分方程:

$$\frac{db}{dr} = -\frac{6\mu_B q G}{\pi r b^3} \quad . \quad (24)$$

对式 (24) 进行分离变量, 得劈裂通道宽度 b 与

浆液扩散半径 r 的关系方程:

$$b = \sqrt[4]{\frac{24\mu_B q G}{\pi} \ln r + C} \quad (25)$$

在浆液扩散锋面上劈裂通道宽度为 0, 将边界条件 $r=r_{\max}$ 时 $b=0$ 代入式 (25) 可得

$$C = \frac{24\mu_B q G}{\pi} \ln r_{\max} \quad (26)$$

式中, r_{\max} 为最大浆液扩散半径。

将式 (26) 代入式 (25) 得劈裂通道宽度与扩散半径的关系方程:

$$b = \sqrt[4]{\frac{24\mu_B q G}{\pi} \ln \left(\frac{r_{\max}}{r} \right)} \quad (27)$$

将式 (27) 代入式 (23) 得劈裂通道内部浆液压力的空间分布方程:

$$p = \sqrt[4]{\frac{24\mu_B q}{\pi G^3} \ln \left(\frac{r_{\max}}{r} \right)} + \sigma_3 \quad (28)$$

由质量守恒定律可知, 劈裂通道内的浆液总体积与总注浆量相等, 即

$$qt = \int_{r_0}^{r_{\max}} 2\pi r b dr \quad (29)$$

将式 (27) 代入式 (29) 得

$$qt = 2\pi \int_{r_0}^{r_{\max}} r \cdot \sqrt[4]{\frac{24\mu_B q G}{\pi} \ln \left(\frac{r_{\max}}{r} \right)} dr \quad (30)$$

式 (30) 为 r_{\max} 与注浆时间的关系方程。 r_{\max} 由注浆速率 q 、土体力学参数 G 、浆液黏度 μ 及注浆时间 t 共同决定。由于式 (30) 不存在解析解, 若要得到具体的 $r_{\max} - t$ 关系曲线只能通过数值方法进行近似求解。

将注浆孔半径 $r=r_0$ 代入式 (28) 可得注浆压力与浆液最大扩散半径的关系方程:

$$p_c = \sqrt[4]{\frac{24\mu_B q}{\pi G^3} \ln \left(\frac{r_{\max}}{r_0} \right)} + \sigma_3 \quad (31)$$

式中, p_c 为注浆压力。

进而得到浆液最大扩散半径公式:

$$r_{\max} = r_0 e^{\frac{\pi G^3 (p_c - \sigma_3)^4}{24\mu_B q}} \quad (32)$$

2 劈裂注浆扩散规律分析

本节以江西省永莲隧道 F₂ 断层破碎带注浆治理工程为背景, 进行劈裂注浆扩散规律及影响因素分析。F₂ 断层带内部主要充填物为断层泥, 经室内试验测定及相关地层力学参数对比得到断层泥基本参数: 天然密度 $\rho=2.04 \text{ g/cm}^3$, 干密度 $\rho_d=1.65 \text{ g/cm}^3$, 弹性模量 $E=6.74 \text{ MPa}$, 泊松比 $\nu=0.37$, 液限=35%, 塑限=17%。具体工程治理情况在下文将作详细介绍。

取浆液黏度 $\mu_B=10 \text{ mPa}\cdot\text{s}$, 注浆速率 $q=60 \text{ L/min}$, 注浆管半径 $r_0=0.05 \text{ m}$, 注浆影响范围 $D=10 \text{ m}$ 。浆液扩散锋面处的浆液压力为劈裂通道扩展压力 $p_k=\sigma_3$, 孔口注浆压力与浆液扩散锋面处的浆液压力差 $\Delta p=p_c-\sigma_3$ 控制着浆液扩散半径的大小, 将相关参数代入劈裂注浆控制方程中可得浆液扩散半径随注浆压力差 Δp 的变化曲线 (图 5), 及浆液压力、浆脉厚度随浆液扩散距离的空间衰减曲线 (图 6, 7)。

2.1 浆液扩散半径与注浆压力差的关系

分析图 5 可知:

(1) 相比于传统的渗透注浆理论, 劈裂注浆扩散半径理论计算值非常大。从力学机制上来分析, 注浆压力由浆液剪切流动所消耗, 但是只要浆液扩散面处的浆液压力大于劈裂通道扩展压力, 劈裂通道便会继续扩展。在实际工程中, 由于岩土介质的不均匀性、地应力场的复杂性等因素, 劈裂注浆一般不能达到理论计算所得到的浆液扩散范围。

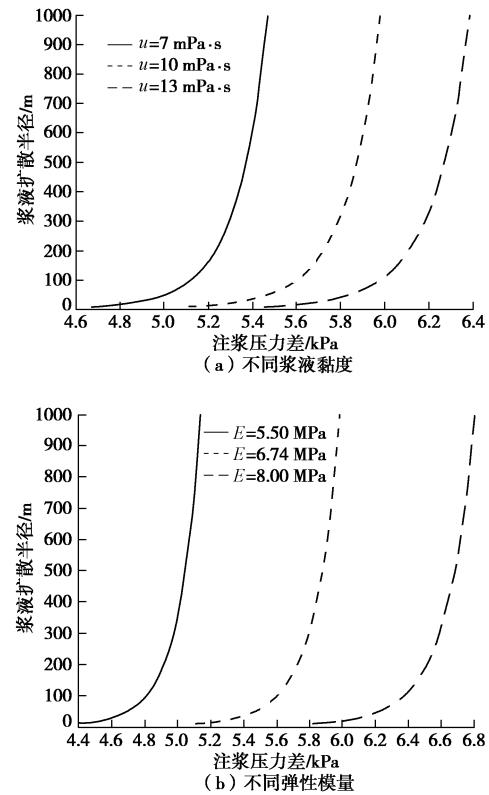


图 5 浆液扩散半径随注浆压力差的变化曲线

Fig. 5 Variation of grouting diffusion radius with pressure

(2) 随着注浆压力差的增大, 浆液扩散半径逐渐增大。在注浆压力较小时, 浆液扩散半径对注浆压力差变化不敏感; 在注浆压力较大时, 注浆压力对浆液扩散半径影响较大, 注浆压力增大会引起浆液扩散半径的显著变化。

(3) 在相同注浆压力条件下, 浆液黏度越小且土体弹性模量越小, 其对应的浆液扩散半径越大。浆

液黏度越大导致浆液在流动的过程中所受到的黏滞阻力越大,进而导致浆液扩散半径缩小。在土体弹性模量较小时,劈裂注浆所遇到的土体阻力较低,导致劈裂过程更容易。

2.2 注浆压力在扩散半径上的衰减曲线

分析图6可知:

(1) 浆液压力随浆液扩散半径的增大而减小,衰减趋势呈现出明显的非线性特征。在注浆孔附近与浆液扩散锋面处浆液压力衰减较快,在扩散区域中间浆液压力衰减较慢。分析原因为:注浆孔附近受流动空间的限制浆液流速较大,导致浆液压力梯度较大,注浆压力衰减较快;在浆液扩散锋面处浆脉劈裂通道宽度较小,劈裂通道侧壁对浆液流动的阻力较大,导致注浆压力衰减较快。

(2) 在浆液扩散半径相同的情况下,浆液压力与浆液黏度、土体弹性模量正相关。

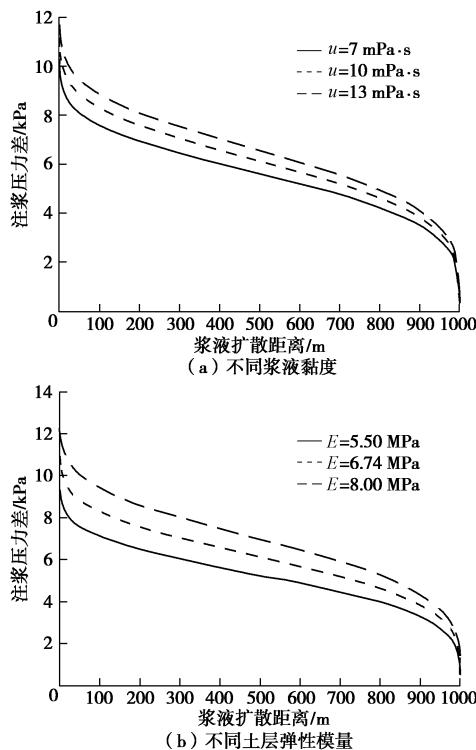


图6 注浆压力随浆液扩散距离的空间衰减曲线

Fig. 6 Spatial distribution of grouting pressure along diffusion radius

2.3 劈裂通道宽度在扩散半径上的衰减曲线

分析图7可知:

(1) 相比于浆液扩散半径,劈裂通道宽度要小若干个数量级,一定程度上验证了1.1节中假设(5)的合理性。劈裂通道宽度由注浆孔处向浆液扩散锋面处衰减,浆液扩散锋面处的劈裂通道宽度为0。劈裂通道宽度随浆液扩散距离的衰减与注浆压力空间衰减趋势一致,在注浆孔附近与浆液扩散锋面处劈裂通道

宽度衰减较快。分析原因为:劈裂通道宽度是由浆液压力作用在劈裂通道两侧的岩土体上引起的,由式(23)可知,劈裂通道宽度与浆液压力大小一一对应,所以劈裂通道宽度变化趋势与浆液压力变化趋势相同。

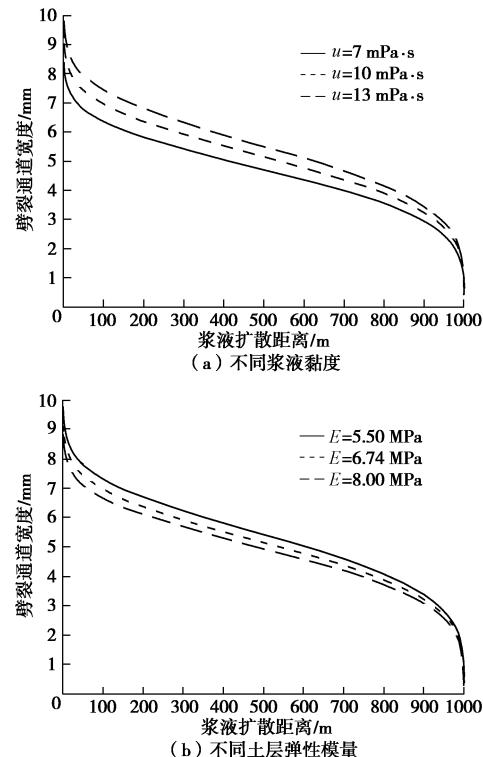


图7 劈裂通道宽度随浆液扩散半径的空间分布曲线

Fig. 7 Spatial distribution of width of split channel along diffusion radius

(2) 在浆液扩散半径相同的情况下,浆液黏度越高,劈裂通道宽度越大。若要使浆液扩散半径相同,高黏度浆液所需要的注浆压力更高,导致黏度大的浆液所对应的注浆压力衰减曲线普遍高于低黏度浆液对应的曲线,最终导致高黏度浆液劈裂注浆所产生的劈裂通道宽度更大。土层弹性模量越小,劈裂通道宽度越大。在弹性模量小的地层中劈裂注浆过程更容易,土体抵抗压缩变形的能力较弱,导致劈裂通道宽度较大。

3 工程实例验证

江西省永莲隧道为分离式隧道,隧道埋深180 m,隧道长度2.5 km,隧道掘进过程中遭遇F₂断层破碎带,断层带内部充填断层泥、强风化页岩、强风化砂岩等软弱介质。由于断层带的影响,隧道掘进过程中发生了严重的突水突泥灾害,进口左洞于2012年7月—8月间共发生8次较大规模的突水突泥,突水突泥总量约14000 m³;进口右洞于2012年8月—10月

间共发生7次突水突泥事故, 突水突泥总量达19500 m³。2012年9月份, 在隧道左右洞轴线之间的F₂断层带正上方山顶出现大规模地表塌陷, 塌方面积约1300 m², 深度约14~35 m。

为加固F₂断层带, 使之满足隧道掘进对围岩强度及抗渗性要求, 采用全断面帷幕注浆法进行治理, 帷幕注浆加固圈厚度为8 m, 加固长度30 m。注浆材料以水泥单液浆为主, 注浆过程中辅以水泥-水玻璃浆液等多种注浆材料。治理过程中注浆终压控制在2.5~3 MPa, 注浆速率控制在20~90 L/min。

注浆施工后揭露浆脉如图8所示, 现场开挖表明浆液扩散形式以劈裂浆脉为主, 在主干浆脉存在的同时一般伴随有分支浆脉, 主干浆脉厚度大多在30~65 cm之间。

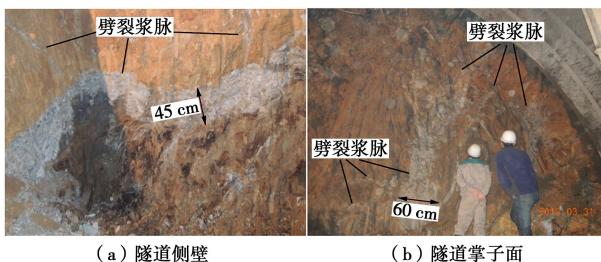


图8 注浆施工后开挖揭露浆脉

Fig. 8 Uncovered slurry vein after grouting construction

由隧道埋深180 m及相关地层参数可计算得到实施注浆处的地层主应力大约为3.6 MPa, 侧压力系数取0.55, 可得地层小主应力为1.98 MPa, 将注浆终压2.5~3 MPa及其他相关参数代入式(27)及式(32)得最大浆脉厚度为0.44~0.86 m。浆脉厚度计算值比现场揭露浆脉厚度实测值大30%左右, 计算误差处于可接受范围内。分析浆脉厚度计算值大于实际开挖揭露浆脉厚度的原因可能为:

(1) 黏土地层通过多序次的注浆后其强度、刚度等力学参数得到提高, 浆液压力压密劈裂通道两侧土体的难度增加, 而理论计算时没有考虑土体力学参数的增强, 导致最终浆脉厚度小于理论计算值。

(2) 由于被注岩土介质的复杂性, 在实际注浆工程中, 注浆会产生包括主干浆脉及次生浆脉在内的多条浆脉, 而理论模型中假设浆液只在一个劈裂通道内流动并只形成一条浆脉, 这样计算得到的浆脉厚度肯定会大于实际浆脉厚度。

(3) 理论推导中认为浆液剪切流动所产生的黏滞力是导致注浆压力衰减的唯一因素, 没有考虑劈裂通道扩展所引起的土体压缩等其他因素对注浆压力衰减的影响, 理论模型的不准确性可能会导致浆脉厚度计算值偏大。

4 结 论

(1) 基于“浆-土”界面应力耦合作用机制, 建立了考虑劈裂通道宽度空间衰减的劈裂注浆扩散理论模型, 推导了劈裂通道宽度及浆液压力的空间分布方程, 获得了考虑界面应力耦合作用的注浆扩散半径及注浆压力计算公式。

(2) 注浆压力与劈裂通道宽度的空间衰减趋势具有一致性且呈现出明显的非线性特征, 在注浆孔附近及靠近浆液扩散锋面区域衰减较快。

(3) 浆液扩散半径与浆液黏度、土体弹性模量负相关; 当浆液扩散半径确定时, 劈裂通道宽度与浆液黏度正相关而与土体弹性模量负相关。

(4) 结合永莲隧道断层破碎带注浆后的开挖实际情况, 相比于现场揭露浆脉厚度实测值, 浆脉厚度计算值比现场揭露浆脉厚度实测值大30%左右, 计算误差处于可接受范围内, 验证了理论的合理性。

参考文献:

- [1] 李术才, 张伟杰, 张庆松, 等. 富水断裂带优势劈裂注浆机制及注浆控制方法研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(3): 745~751. (LI Shu-cai, ZHANG Wei-jie, ZHANG Qing-song, et al. Research on advantage-fracture grouting mechanism and controlled grouting method in water-rich fault zone[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(3): 745~751. (in Chinese))
- [2] 邝健政, 眭月稳, 王杰, 等. 岩土工程注浆理论与工程实例[M]. 北京: 科学出版社, 2001. (KUANG Jian-zheng, ZHAI Yue-wen, WANG Jie, et al. Theory and project example of grout in geotechnical engineering[M]. Beijing: Science Press, 2001. (in Chinese))
- [3] 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 Qing-song, HAN Wei-wei, LI Shu-cai, 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))
- [4] 白云, 侯学渊. 软土地基劈裂注浆加固的机理和应用[J]. 岩土工程学报, 1991, 13(2): 89~93. (BAI Yun, HOU Xue-yuan. Mechanism and application of grouting reinforcement of soft foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 13(2): 89~93. (in Chinese))
- [5] 李鹏, 张庆松, 张霄, 等. 基于模型试验的劈裂注浆机制分析[J]. 岩土力学, 2014, 35(11): 3221~3230. (LI Peng, ZHANG Qing-song, ZHANG Xiao, et al. Analysis of fracture grouting mechanism based on model test[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(11): 3221~3230. (in Chinese))

- ZHANG Qing-song, ZHANG Xiao, et al. Analysis of fracture grouting mechanism based on model test[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(11): 3221 – 3230. (in Chinese))
- [6] CHEN Tie-lin, ZHANG Liang-yi, ZHANG Ding-li. An FEM/VOF hybrid formulation for fracture grouting modelling[J]. *Computers and Geotechnics*, 2014(58): 14 – 27.
- [7] WANG S Y, CHAN D H, LAM K C, et al. A new laboratory apparatus for studying dynamic compaction grouting into granular soils[J]. *Soils and Foundations*, 2013, **53**(3): 462 – 268.
- [8] 邹金锋, 李亮, 杨小礼. 裂隙注浆扩散半径及压力衰减分析[J]. *水利学报*, 2006, **37**(3): 314 – 319. (ZOU Jin-feng, LI Liang, YANG Xiao-li, et al. Penetration radius and pressure attenuation law in fracturing grouting[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2006, **37**(3): 314 – 319. (in Chinese)).
- [9] 孙锋, 陈铁林, 张顶立, 等. 基于宾汉体浆液的海底隧道裂隙注浆机制研究[J]. *北京交通大学学报(自然科学版)*, 2009, **33**(4): 1 – 6. (SUN Feng, CHEN Tie-lin, ZHANG Ding-li, et al. Study on fracture grouting mechanism in subsea tunnel based on Bingham fluids[J]. *Journal of Beijing Jiaotong University (Science and Technology)*, 2009, **33**(4): 1 – 6. (in Chinese)).
- [10] 张忠苗, 邹健. 桩底裂隙注浆扩散半径和注浆压力研究[J]. *岩土工程学报*, 2008, **30**(2): 181 – 184. (ZHANG Zhong-miao, ZOU Jian. Penetration radius and grouting pressure in fracture grouting[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2008, **30**(2): 181 – 184. (in Chinese))
- [11] 孙锋, 张顶立, 陈铁林. 基于流体时变性的隧道裂隙注浆机制研究[J]. *岩土工程学报*, 2011, **33**(1): 88 – 93. (SUN Feng, ZHANG Ding-li, CHEN Tie-lin. Fracture grouting mechanism in tunnels based on time-dependent behaviors of grout[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2011, **33**(1): 88 – 93. (in Chinese))
- [12] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京: 人民教育出版社, 1979. (XU Zhi-lun. *Elastic mechanics*[M]. Beijing: People's Education Press, 1979. (in Chinese))
- [13] 褚武扬. 断裂力学基础[M]. 北京: 科学出版社, 1989. (CHU Wu-yang. *Foundation of fracture mechanics*[M]. Beijing: Science Press, 1989. (in Chinese))
- [14] 张伟杰. 隧道工程富水断层破碎带注浆加固机理及应用研究[D]. 济南: 山东大学, 2014. (ZHANG Wei-jie. Mechanism of grouting reinforcement of water-rich fault fractured zone and its application in tunnel engineering[D]. Jinan: Shan Dong University, 2014. (in Chinese))
- [15] 邹金锋, 李亮, 杨小礼, 等. 土体裂隙灌浆力学机理分析[J]. *岩土力学*, 2006, **27**(4): 625 – 628. (ZOU Jin-feng, LI Liang, YANG Xiao-li, et al. Mechanism analysis of fracture grouting in soil[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2006, **27**(4): 625 – 628. (in Chinese))
- [16] 邹金锋, 童无欺, 罗恒, 等. 基于 Hoek-Brown 强度准则的裂隙岩体裂隙注浆力学机理[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2013(7): 2889 – 2896. (ZOU Jin-feng, TONG Wu-qi, LUO Heng, et al. Mechanism of fracture grouting for fractured rock based on Hoek-Brown failure criterion[J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2013(7): 2889 – 2896. (in Chinese))
- [17] 张忠苗, 邹健, 贺静漪, 等. 黏土中压密注浆及裂隙注浆室内模拟试验分析[J]. *岩土工程学报*, 2009, **31**(12): 1818 – 1824. (ZHANG Zhong-miao, ZOU Jian, JIA Jing-yi, et al. Laboratory tests on compaction grouting and fracture grouting of clay[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2009, **31**(12): 1818 – 1824. (in Chinese))