

基于流体体积法的劈裂注浆有限元分析

朱 旻^{1,2}, 龚晓南^{1,2}, 高 翔^{1,2}, 刘世明^{3,4}, 严佳佳³

(1. 浙江大学 滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江省城市地下空间开发工程技术研究中心, 浙江 杭州 310058;
3. 中国电建集团华东勘测设计研究院有限公司, 浙江 杭州 311122; 4. 浙江省智慧轨道交通工程技术研究中心, 浙江 杭州 311122)

摘 要: 劈裂注浆作为一种有效的土体加固方法, 其理论研究落后于工程实践。提出了基于弥散裂缝模型和流体体积法的劈裂注浆有限元分析方法, 并通过 ABAQUS 二次开发编写劈裂注浆有限元程序。数值分析结果能与室内试验较好吻合, 验证了有限元算法的合理性。在此基础上研究了注浆孔埋深和注浆流量对劈裂浆脉形状的影响。结果表明, 劈裂注浆过程可分为起劈和劈裂发展两个阶段。当劈裂浆脉扩展到模型边界后, 继续注浆会引起注浆压力的大幅提高和已有浆脉宽度的增加。随着注浆孔埋深的增加, 浆脉分支减少, 长度减小, 宽度增加, 劈裂浆脉形状的主要控制因素从土体参数的随机性变成大小主应力值的差异。注浆量一定的情况下, 注浆速率越大, 劈裂浆脉长度越短, 宽度越大, 注浆终压也越大。研究为劈裂注浆的工程应用提供理论支撑。

关 键 词: 劈裂注浆; 弥散裂缝模型; 流体体积法; 注浆流量

中图分类号: O 242

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2019) 11-4523-10

Volume of fluid method based finite element analysis of fracture grouting

ZHU Min^{1,2}, GONG Xiao-nan^{1,2}, GAO Xiang^{1,2}, LIU Shi-ming^{3,4}, YAN Jia-jia³

(1. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China;
2. Engineering Research Center of Urban Underground Development of Zhejiang Province, Hangzhou, Zhejiang 310058, China;
3. Power China Huadong Engineering Corporation Limited, Hangzhou, Zhejiang 311122, China;
4. Engineering Research Center of Smart Rail Transportation of Zhejiang Province, Hangzhou, Zhejiang 311122, China)

Abstract: Fracture grouting is an effective method for soil reinforcement, yet the theoretical studies are far behind engineering practice. Using secondary-developed ABAQUS, a finite element model of fracture grouting is proposed based on the smeared crack model and VOF (volume of fluid) method. Results of FEM analysis are in good agreement with the laboratory tests. The effects of grouting depth and injection rate on the grout vein shapes are then investigated. The results show that fracture process can be divided into two stages: fracture initiation and extension. When the grout veins reach model boundary, higher grouting pressure is needed to increase the width of grout veins. With the grouting depth increases, the grout veins have less branches, reducing length and increasing width. The main factors affecting the shape of grout veins change from randomness of soil properties to the difference between major and minor principle stress. For given injection volume, higher injection rate results in shorter and thicker grout veins and higher grouting pressure. The research provides theoretical support for engineering applications of fracture grouting.

Keywords: fracture grouting; smeared crack model; volume of fluid method; injection rate

1 引 言

劈裂注浆作为一种有效提高土体强度、降低土层渗透性的方法, 被广泛应用于软土地基加固、地下结构病害治理等工程案例中^[1-3]。当注浆压力大于起劈压力时, 浆液劈开土层形成裂缝。劈裂裂缝产生后, 注浆压力作用于劈裂裂缝两侧的土体, 使得

裂缝不断向前发展, 浆液充填于劈裂裂缝中, 最终形成浆脉形状的加固体^[4]。

土体劈裂注浆过程是一个典型的应力场和流场的耦合过程, 许多学者开展了丰富的试验和理论研究^[5-13]。试验研究能够有效揭示不同土层、浆液类型和注浆参数对于浆液最终扩散形态的影响, 但由于注浆过程中缺乏有效的观测手段, 劈裂裂缝的发

展过程很难通过试验直观显示。理论研究通过假定劈裂裂缝的扩展形态(平面径向辐射圆、横缝高矩形断面等),研究不同性质的浆液在土体中的劈裂扩散规律,但假设的浆液扩展形态跟实际仍有一定差别。近年来,由于计算机技术的快速发展,数值分析成为了研究劈裂注浆机制的一种有效方法。模拟劈裂过程的数值方法主要包括基于连续介质力学的有限元法^[12-13]、扩展有限元法^[14]、边界元法^[15]、无网格法^[16]、基于非连续介质力学的离散元法^[17-18]和不连续变形分析法^[19],以及两种介质力学耦合的 FDEM 法^[20-22]等。其中,有限元法能够求解复杂的非线性流固耦合方程,比较适合研究劈裂注浆的发展规律。

有限元法中模拟裂缝的产生主要有两种方法:离散裂缝模型^[23]和弥散裂缝模型^[24-26]。离散裂缝模型通常模拟劈裂过程中主要裂缝的产生和发展,原理明确,方法成熟。裂缝通常沿着单元的边界开展,因而在计算过程中需要不断重新划分网格,计算代价大,且容易发生收敛困难;弥散裂缝模型通过劈裂单元刚度的劣化来模拟劈裂裂缝的产生,将裂缝等效分布到整个开裂单元中。弥散裂缝法用弱化的土体材料模型来表征开裂的土体单元,在计算过程中无需重新划分网格,因而具有较高的计算效率,更适用于工程尺度的建模计算与分析。

劈裂注浆过程中,浆液在劈裂裂缝中发生流动,确定浆-水边界是进行有限元分析的一个关键问题。流体体积法(volume of fluid, VOF)是一种在已知流速场下确定多相流体边界的有效方法^[27]。常用的流体体积算法包括 FLAIR 法^[28]、SLIC 法^[29]、PLIC 法^[30]及其基于以上算法的改进算法等,其中 PLIC 法以及基于 PLIC 法改进的算法具有精度高、误差小的优点,被广泛应用于流体问题的计算中。

本文提出了一种基于流体体积法的劈裂注浆有限元分析方法。运用弥散裂缝模型来模拟裂缝的产生和发展,采用了随机分布的初始土体强度参数,用各向异性弹性本构模型描述开裂土体单元的力学性质,基于平板裂隙流的基本理论推导了开裂土体单元的等效渗透系数。注浆过程采用流量控制,运用流体体积法来确定任意时刻的浆-水边界,得出浆液在裂缝中的扩散规律。通过有限元建模分析,研究了不同注浆流量、注浆孔埋深条件下的劈裂注浆扩展形态。

2 基本理论

2.1 基本假设

本文模拟劈裂注浆的有限元算法,主要通过

Abaqus 有限元软件的二次开发实现。土体单元的劈裂过程采用弥散裂缝模型模拟,通过开裂准则判定单元是否开裂,开裂单元的刚度衰减,渗透系数增加。浆液和水可以在裂缝中流动,两者的界面采用流体体积法确定。本文采用的主要假设如下:

(1) 土体的劈裂过程用弥散裂缝模型模拟,将土体的劈裂裂缝均匀分散到整个开裂单元中,开裂单元刚度减小,渗透性增加。土体单元在开裂前为各向同性弹性材料,开裂后为各向异性弹性材料。

(2) 浆液和水均能在裂隙和孔隙中流动;浆液为牛顿流体,在土体劈裂裂缝中的流动为层流,符合立方定律。

(3) 注浆过程采用流量控制,单位时间内流入裂缝中的浆液体积保持恒定。

有限元算法中的流固耦合分析,通过 Abaqus 的 Soil 分析步完成,基本控制方程为 Biot 固结方程,本文不作详细介绍。弥散裂缝模型和流体体积法通过子程序嵌入 Abaqus 主程序中,实现过程在下文中详细介绍。

2.2 劈裂单元本构方程

研究表明,张拉裂缝和剪切裂缝是土体开裂的两种主要形式^[12, 25, 31]。本文同时考虑张拉裂缝和剪切裂缝两种情况。对于张拉裂缝,其开裂判据为小主应力超过单元的抗拉强度值:

$$\sigma'_3 \leq -\sigma'_t \quad (1)$$

式中: σ'_3 为小主应力; σ'_t 为单元的抗拉强度,对于土木工程问题,压应力设定为正。假定张拉裂缝方向垂直于最小主应力。

剪切裂缝的开裂判据为剪应力满足摩尔-库仑破坏准则:

$$F = (c' + \sigma' \tan \phi') - \tau = 0 \quad (2)$$

式中: F 为判断土体单元应力状态与摩尔-库仑强度线的相对位置关系的参数; τ 为剪应力; σ' 为法向有效应力; c' 为有效黏聚力; ϕ' 为有效内摩擦角。

当土体单元满足上述判据发生开裂之后,根据弥散裂缝模型,对土体的刚度进行折减。以垂直裂缝方向为 x' 轴,平行裂缝方向为 y' 轴建立局部坐标系,如图 1 所示。则土体刚度满足正交各向异性,其本构方程为

$$[\sigma'] = [D'] [\varepsilon'] \quad (3)$$

式中: $[D']$ 为局部坐标系下的刚度矩阵,定义为

$$[D'] = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \cdot$$

$$\begin{bmatrix} \beta & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)\chi}{2(1-\nu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)\chi}{2(1-\nu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中：\$E\$、\$\nu\$ 分别为土体材料的弹性模量和泊松比；\$\chi\$ 为剪切刚度的衰减系数。考虑到开裂单元受到裂隙流体的压力作用，在开裂后的坐标系 \$x'oy'\$ 下剪切应变较小，因此剪切刚度不作折减，\$\chi\$ 取为 1。\$\beta\$ 为弹性模量的衰减系数，定义为

$$\beta = e^{-\frac{b}{\xi}} \quad (5)$$

式中：\$b\$ 为裂缝宽度；\$\xi\$ 为表征刚度衰减速度的参数。本文参照 Chen 等^[12]的研究，\$\xi\$ 取 \$10^{-4}\$ m，表示

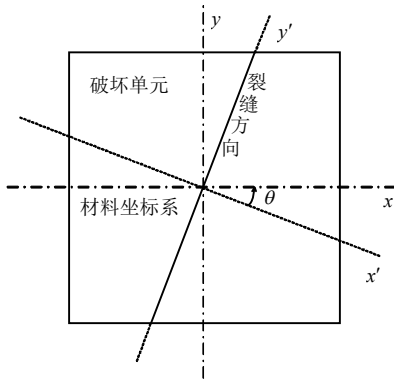


图 1 开裂单元坐标系

Fig.1 Coordinate system of fractured element

土体的弹性模量随裂缝张开而快速衰减。裂缝宽度定义为垂直于开裂方向上的单元宽度与初始单元宽度的差值。

根据坐标系 \$x'oy'\$ 和 \$xoy\$ 之间的夹角 \$\theta\$ 对刚度矩阵进行坐标变换，应力、应变的坐标旋转公式分别为

$$[\sigma] = [A][\sigma'] \quad (6)$$

$$[\varepsilon] = [B][\varepsilon'] \quad (7)$$

其中：

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{bmatrix}, [\sigma'] = \begin{bmatrix} \sigma'_x \\ \sigma'_y \\ \sigma'_z \\ \tau'_{xy} \\ \tau'_{xz} \\ \tau'_{yz} \end{bmatrix}, [\varepsilon] = \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{bmatrix}, [\varepsilon'] = \begin{bmatrix} \varepsilon'_x \\ \varepsilon'_y \\ \varepsilon'_z \\ \gamma'_{xy} \\ \gamma'_{xz} \\ \gamma'_{yz} \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$[A] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 0 & 2sc & 0 & 0 \\ s^2 & c^2 & 0 & -2sc & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ -sc & sc & 0 & c^2 - s^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c & s \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -s & c \end{bmatrix}, [B] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 0 & sc & 0 & 0 \\ s^2 & c^2 & 0 & -sc & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ -2sc & 2sc & 0 & c^2 - s^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c & s \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -s & c \end{bmatrix} \quad (9)$$

联立 (4)、(6)、(7) 三式可得

$$[D] = [A][D'][B]^{-1} =$$

$$\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 2\chi c^2 s^2 \frac{1-2\nu}{1-\nu} + s^4 + \beta c^4 & \beta c^2 s^2 - 2\chi c^2 s^2 \frac{1-2\nu}{1-\nu} + c^2 s^2 & \frac{s^2 \nu}{1-\nu} & \chi c s (c^2 - s^2) \frac{1-2\nu}{1-\nu} + c s^3 - \beta c^3 s & 0 & 0 \\ & 2\chi c^2 s^2 \frac{1-2\nu}{1-\nu} + c^4 + \beta s^4 & \frac{c^2 \nu}{1-\nu} & c^3 s - \chi c s (c^2 - s^2) \frac{1-2\nu}{1-\nu} - \beta c s^3 & 0 & 0 \\ & & 1 & \frac{c s \nu}{(1-\nu)} & 0 & 0 \\ & & & \frac{\chi (c^2 - s^2)^2 \frac{1-2\nu}{1-\nu} + c^2 s^2 + \beta c^2 s^2}{2} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{(s^2 + \chi c^2)(1-2\nu)}{2(1-\nu)} & 0 \\ & & & & & \frac{(c^2 + \chi s^2)(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \end{bmatrix}$$

对称

(10)

式中: $[D]$ 为转换后的刚度矩阵; $c = \cos \theta$; $s = \sin \theta$ 。由上式可知, 开裂土体单元在初始材料坐标系下是各向异性材料。在 Abaqus 中通过场变量定义开裂单元的刚度矩阵。

2.3 劈裂裂缝渗流方程

在弥散裂缝模型中, 劈裂单元被描述为刚度折减, 渗透系数增加的各向异性弹性体。这种等效方法使得浆液能够顺利在裂缝单元之间流动, 同时浆液和未开裂单元中的水也能通过渗流的方式进行流动。

浆液视作是牛顿流体, 在裂缝中的流动简化为理想的平板裂隙流问题, 符合立方定律(cubic law)。浆液的流动特性与裂缝的几何特征有关, 而与土体材料本身的性质关系不大。在裂缝高度范围内, 浆液的流速是二次分布的, 如图 2 所示。土体裂缝中的浆液流速可以用下式来表示:

$$v_x(y) = -\frac{1}{8\mu} \frac{\partial p}{\partial x} (4y^2 - b^2) \quad (11)$$

式中: $v_x(y)$ 为浆液在裂缝方向的流速; p 为流体孔压; μ 为流体黏度。

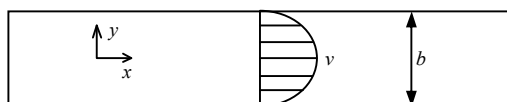


图 2 等宽裂缝中的流体流动
Fig.2 Water flow in equal-width cracks

流量可以通过积分求得

$$q = 2 \int_0^{b/2} v_x(y) dy = -\frac{\gamma J}{4\mu} \int_0^{b/2} (b^2 - 4y^2) dy = -\frac{b^3 \gamma}{12\mu} J \quad (12)$$

式中: q 为单位宽度的流量; γ 为流体重度; J 为水力梯度。裂缝的平均流速 $\bar{v}$ 为

$$\bar{v} = q / b = -\frac{b^2 \gamma}{12\mu} J \quad (13)$$

弥散裂缝模型假定裂缝以离散化的形式均匀分布在单元内部, 保证通过单元的流体体积保持一致。则对于单元而言, 平均流速 $\bar{v}$ 为

$$\bar{v} = q / L = -\frac{b^3 \gamma}{12\mu L} J \quad (14)$$

式中: L 为单元边长。

该方程具有和达西定律类似的形式, 可将裂缝中的流体流动等效为整个单元的渗流, 等效渗透系数 k_c 为

$$k_c = \frac{b^3 \gamma}{12\mu L} \quad (15)$$

2.4 浆-水界面的确定

在土体中同时存在浆液和水两种流体介质, 因此必须通过合理的方法来确定浆液和水的边界以及边界的变化趋势。流体体积法 (VOF) 是确定两相流流体界面的一种有效方法。流体体积法根据两相流其中一种流体的体积分数来构建每个单元中的流体界面, 建立控制方程来求解流体体积的变化。定义:

$$\alpha(x, y, t) = \begin{cases} 1, & t \text{ 时刻点}(x, y) \text{ 有浆液} \\ 0, & t \text{ 时刻点}(x, y) \text{ 无浆液} \end{cases} \quad (16)$$

式中: α 为流体类型的判别函数。

则对于单元面积为 A 的单元, 浆液的体积分数 f 可以定义为

$$f = \iint_A \alpha(x, y, t) dx dy / A \quad (17)$$

假定浆液为不可压缩流体, 浆液体积分数可以通过求解以下控制方程来获得

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla \cdot (uf) = 0 \quad (18)$$

式中: u 为流体的流速场; t 为时间。

根据 Rider 等^[32]提出的改进 PLIC 方法, 求解各个单元的浆液体积分数, 计算步骤如下:

- (1) 标记出所有的有浆单元和其相邻单元;
- (2) 计算出所有标记单元的流速散度 $\nabla \cdot u_{i,j}$;
- (3) 重构出每个混合单元 ($0 < f < 1$) 浆水边界的函数表达式;

- (4) 计算出所有标记单元的边界流量 δV^k ;

- (5) 采用算子分裂法更新体积分数 f^k , 将二维问题分两个方向积分:

第一积分方向:

$$\bar{f}_{i,j}^k = f_{i,j}^{k,n} - \frac{\delta V_{i+\delta i, j+\delta j}^k - \delta V_{i-\delta i, j-\delta j}^k}{V_{i,j}} + \Delta t f_{i,j}^{k,n} \nabla \cdot u_{i,j} \quad (19)$$

第二积分方向:

$$f_{i,j}^{k,n+1} = \bar{f}_{i,j}^k - \frac{\delta V_{i+\delta i, j+\delta j}^k - \delta V_{i-\delta i, j-\delta j}^k}{V_{i,j}} + \Delta t f_{i,j}^{k,n+1} \nabla \cdot u_{i,j} \quad (20)$$

对于采用结构化划分的网格, 积分方向是 x 方向或者 y 方向, 对于 x 方向的积分, $(\delta i, \delta j) = (1/2, 0)$, 对于 y 方向的积分, $(\delta i, \delta j) = (0, 1/2)$ 。在每一个时间步长, 积分方向的顺序依次调换来减小积

分过程中的误差。

2.5 流量控制的注浆方法

实际工程中,注浆压力一般在一定范围内波动,且对于不同土层,不同性质的浆液,注浆压力差别较大,在数值分析中指定合理的注浆压力存在一定困难。注浆流量作为注浆施工中的主要控制参数,相对容易确定。本文借鉴 Yeung 等^[33]模拟压密注浆的数值分析,采用试错法 (trial and error) 对注浆流量进行控制。

假定单位时间的注浆量为 V_0 。假定劈裂产生后某时刻 $t_{\alpha-1}$ 的注浆压力为 $p_{\alpha-1}$, 则在时刻 t_α 注浆压力的初始值 $p_{\alpha,1}$ 设置为

$$p_{\alpha,1} = p_{\alpha-1} \quad (21)$$

式中:下标中的数字代表迭代次数。

计算出此时流出孔口的流量 V_1 , 如果 $V_1 > V_0$, 则减小试算注浆压力:

$$p_{\alpha,2} = p_{\alpha,1} - p_c \quad (22)$$

式中: p_c 为一常数。

如果 $V_1 < V_0$, 则增大试算注浆压力:

$$p_{\alpha,2} = p_{\alpha,1} + p_c \quad (23)$$

重复上述迭代过程,直到获得注浆压力区间 $(p_{\alpha,j}, p_{\alpha,k})$, 使得在区间的两个端点处计算的流量值分别小于和大于目标流量值,随后在该区间内进行线性插值得到试算注浆压力 $p_{\alpha,m}$:

$$p_{\alpha,m} = p_{\alpha,j} + \frac{V_0 - V_j}{V_k - V_j} (p_{\alpha,k} - p_{\alpha,j}) \quad (24)$$

重复该过程,直到计算流量值与目标流量值的差值小于容差,所得的注浆压力作为当前时间步的注浆压力为 p_α 。

2.6 土体参数的随机分布

考虑到土体材料的不均匀性,假定土体的有效黏聚力和抗拉强度服从威布尔分布模型 (Weibull distribution), 威布尔分布的方程为

$$\psi = \frac{\alpha}{\eta_0} \left(\frac{\eta}{\eta_0} \right)^{\alpha-1} \exp \left[- \left(\frac{\eta}{\eta_0} \right)^\alpha \right] \quad (25)$$

式中: η 为材料的某种性质; η_0 为该材料参数的平均值; α 为形状参数, α 值越大,材料越均匀,接近 η_0 的单元数量越多。

2.7 算法流程图

有限元算法的流程图如图 3 所示。流固耦合分

析主要由 Abaqus 的 Soil 分析步完成。在注浆孔边界上施加试算注浆压力,计算完成后,通过子程序 URDFIL 提取每个单元中心点的应力、应变、孔隙流速等信息。根据注浆孔边界的流速计算当前试算注浆压力下的注浆流量,调整试算注浆压力的大小,直至该注浆流量达到设定值。此时的注浆压力作为当前增量步的最终注浆压力。

确定完注浆压力后,将 VOF 法中的改进 PILC 算法写入子程序 URDFIL,并根据土体的流速场计算当前时刻的浆-水边界。通过开裂判别式 (1)、(2) 判断土体单元是否开裂。对于开裂的土体单元,根据式 (17) 的浆液体积分数判断开裂单元由水或浆液填充,并根据式 (10)、(15) 计算开裂单元的刚度矩阵和等效渗透系数。在 Abaqus 程序中将刚度矩阵和渗透系数与场变量 (field variables) 关联,并在子程序 USDFLD 中改变场变量的数值。场变量更新完成后,进行下一增量步的分析。

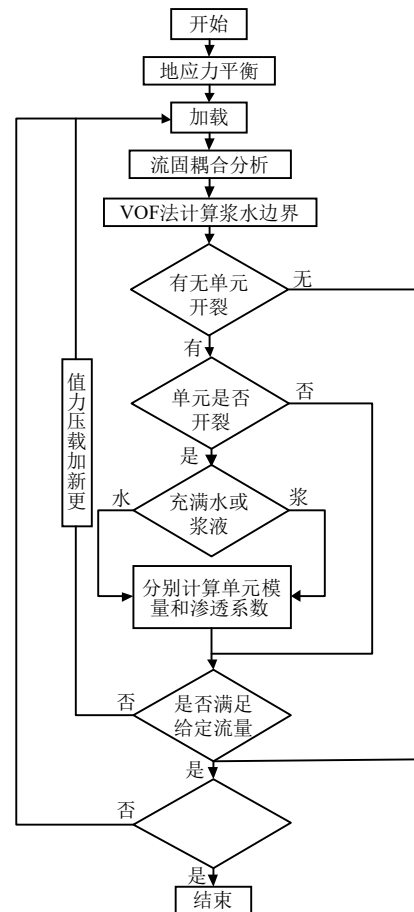


图 3 计算流程图

Fig.3 Calculation flowchart

3 算法验证

为了验证有限元算法的合理性,参照王凯等^[34-35]的全风化花岗岩注浆室内试验,建立有限元模型进

行分析。对于试验中典型的注浆断面,可以近似简化为二维平面应变模型。有限元模型的几何尺寸为 $0.28\text{ m} \times 0.28\text{ m}$, 共划分为 2 500 个单元。土体的边界条件如图 4 所示, 其中 4 个外边界为固定支座, 可以自由排水。土体单元初始应力为 400 kPa, 土体自重忽略不计。

有限元分析的参数主要根据王凯^[35]进行选取(见表 1)。其中, 弹性模量、有效黏聚力、有效内摩擦角和渗透系数根据现场取样的室内试验测得。有效黏聚力和抗拉强度满足威布尔随机分布, 有效黏聚力的分布如图 5 所示。

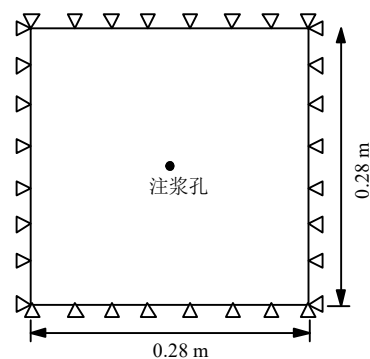


图 4 有限元模型

Fig.4 Finite element model

表 1 有限元建模参数表

Table 1 Parameters for finite element model

弹性模量 E / MPa	有效黏聚力 c' / kPa	抗拉强度 σ_t / kPa	刚度衰减 参数 ξ	水的动力 黏度 μ_w / (mPa · s)	韦布尔 形状参数	侧压力 系数 K	泊松比 ν	有效 内摩擦角 ϕ / (°)	水渗透 系数 k_0 / (10 ⁻⁷ m/s)	浆液渗透 系数 k_g / (10 ⁻⁹ m/s)	浆液动力 黏度 μ_g / (mPa · s)	注浆 流量 Q / (L/min)
12	18	18	10 ⁻⁴	1	3	0.4	0.35	26	4.5	4.5	18	3.85

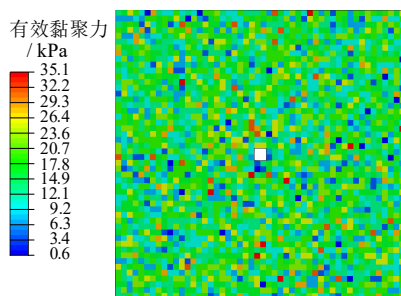
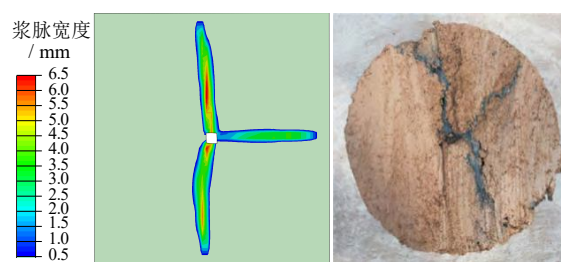


图 5 有效黏聚力分布

Fig.5 Distribution of effective cohesion

图 6 为有限元计算的浆脉与室内试验结果的对比图。考虑到两组室内试验的注浆流量相同, 土体性质基本一致, 区别只是总注浆量不同, 因此用同一个有限元模型进行分析, 通过分析步总时间控制注浆量。可以看出, 在试验设定的注浆流量下, 劈裂形成的浆脉呈三叉状, 数值模拟和室内试验结果能够较好吻合。

表 2 为有限元计算与室内试验浆脉宽度和注浆终压的对比。有限元计算得到的浆脉宽度小于室内试验的实测值。分析原因可能为: ①试验土体为圆柱形试样, 直径为 280 mm, 高度为 450 mm。有限元分析将试验简化为二维模型, 假定沿着试样高度方向, 各个断面浆脉的形态是一致的, 将总注浆体积除以试样高度换算出数值模拟中的注浆流量。实际试验中, 浆脉沿着试样高度方向分布不均匀, 图 6 选取的断面是浆脉宽度较大, 扩散距离较远, 因此测得的主次浆脉的宽度大于有限元计算得到的宽度。



(a) 试样 1, 总注浆量为 4.0 L

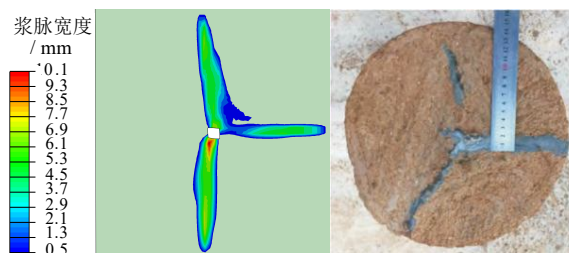
(b) 试样 2, 总注浆量为 5.1 L (试验图片引自王凯^[34])

图 6 有限元与室内试验浆脉扩展对比

Fig.6 Comparison of grout veins expansion in FEM analysis and laboratory tests

表 2 有限元与室内试验浆脉宽度和注浆终压对比
Table 2 Width of grout veins and final grouting pressure in FEM analysis and laboratory tests

组数	主浆脉宽度 / mm	次浆脉宽度 / mm	注浆终压 / MPa
试验 1	11	5	1.0
数值 1	6.5	3.7	1.1
试验 2	20	12	2.0
数值 2	10.1	5.6	1.7

②有限元分析中并未考虑浆液的压滤效应,压滤效应会减小渗入土体孔隙的浆液体积,减少浆液损失,引起浆脉宽度的增大。试样 1 的总注浆时间为 62 s,试样 2 的总注浆时间为 79 s,对比可知,注浆时间为 62 s 时,浆液已经能扩散到模型边界,之后的时间浆液继续注入裂隙中,引起裂缝宽度的增加。有限元分析和室内试验的注浆终压值误差在 15% 以内。室内试验中,试样 2 的注浆终压是试样 1 的两倍,这是由于浆液扩展到模型箱侧边界后,后续注入的浆液只能使浆脉宽度增加,需要克服模型箱边界的约束,所需的注浆压力大幅度提高。

图 7 为注浆流量恒定为 3.85 L/min 时,有限元分析得到的注浆压力随时间的变化曲线。根据分析结果,注浆过程可以分为 3 个阶段:起劈阶段,劈裂发展阶段和浆脉宽度增加阶段。10 s 时注浆压力达到起劈压力,土体发生劈裂;10~60 s 劈裂裂缝向模型边界扩展,此时注浆压力缓慢下降;60 s 浆脉达到模型边界,60~80 s 浆液继续进入劈裂裂缝中,引起浆脉宽度的增加,此阶段由于模型箱边界的约束作用,注浆压力大幅提高。实际工程中,可通过减小注浆孔间距和跳孔注浆的方式,形成约束边界,达到增大浆脉宽度的效果。

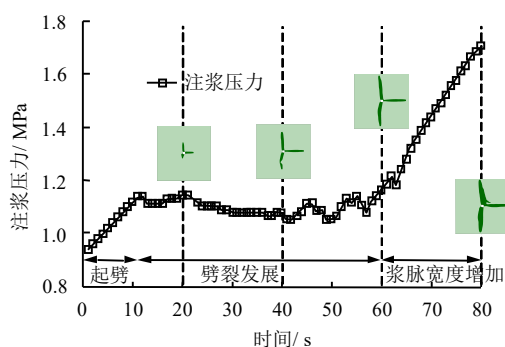


图 7 有限元分析注浆压力-时间曲线

Fig.7 Grouting pressure versus time in FEM analysis

4 浆脉形态影响因素分析

为了研究不同因素对劈裂浆脉形态的影响,建立图 8 所示的有限元模型。有限元模型的几何尺寸为 3.03 m×3.03 m,共划分为 10 201 个单元。土体的左右边界采用滑动支座,底部边界采用固定支座。模型上表面作用有均布上覆荷载,通过调整该荷载大小实现对不同深度土体的注浆过程模拟。

影响浆脉形状的参数包括土体力学参数和渗透性、注浆压力和流量、注浆孔埋深等。为了增加研究结果的可靠性,本节研究中的土体参数和浆液参

数均按照表 1 选取,重点研究不同注浆孔埋深和注浆流量对于劈裂浆脉几何形态的影响。

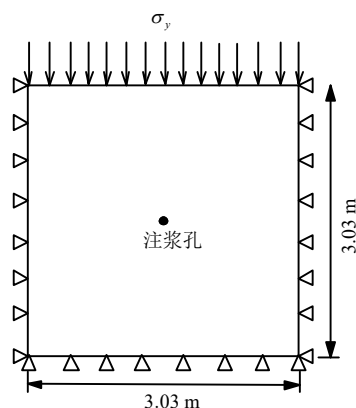


图 8 有限元模型

Fig.8 Finite element model

4.1 注浆孔埋深对劈裂浆脉形态的影响

为了研究注浆孔埋深对劈裂浆脉形态的影响,分别对 3、10、20、30 m 4 个工况进行模拟,注浆流量设定为 12 L/min,注浆总时间为 80 s。

图 9 为不同注浆孔埋深时劈裂浆脉的几何形状示意图。从图中可以看出,注浆孔埋深 3 m 时,劈裂浆脉分支较多。这是由于埋深较浅时,土体大小主应力的差值很小,土体强度参数的随机性对劈裂浆脉发展的影响较大。

注浆孔埋深增大到 10 m 时,大小主应力的差值达到 60 kPa,成为控制劈裂方向的主要因素,土体参数的随机性对劈裂浆脉的形态影响不明显。劈

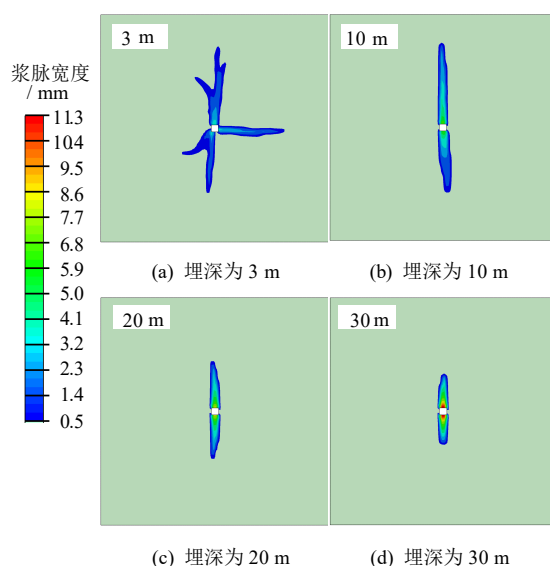


图 9 注浆孔埋深对浆脉形态影响

Fig.9 Effect of the depth of grouting hole on the shape of grouting veins

裂浆脉的发展方向主要垂直于小主应力方向。随着注浆孔埋深的增大,土体对浆液的约束作用加强,劈裂浆脉的长度逐渐减小,宽度逐渐增加。

图 10 为注浆孔埋深 30 m 工况下注浆压力随时间的变化曲线。流量保持恒定时,注浆压力随时间逐渐增加。4 种工况下的注浆终压分别为 87、174、314、457 kPa。当注浆孔埋深大于 10 m 时,注浆终压随着埋深线性增大。

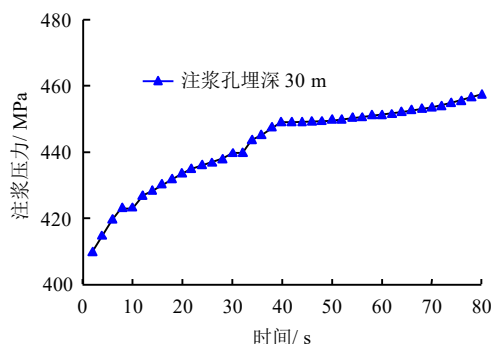


图 10 注浆孔埋深 30 m 注浆压力-时间曲线
Fig.10 Grouting pressure versus time of 30 m grouting depth

4.2 注浆流量对劈裂浆脉形态的影响

为了研究注浆流量对劈裂浆脉形态的影响,分别对 6、12、24、48 L/min 4 个工况进行模拟,注浆孔埋深为 20 m,总注浆量为 16 L。

4 种工况下劈裂浆脉均为一条垂直于小主应力方向的主浆脉。表 3 列出了总注浆量一定时,不同注浆流量下的注浆终压,浆脉长度和宽度。在总注浆量一定的情况下,注浆速率越大,形成的劈裂浆脉长度越短,浆脉宽度越宽,相应的注浆终压也越大。

表 3 不同流量下注浆终压,浆脉长度和宽度
Table 3 Grouting pressure, length and width of grout veins under different injection rates

流量 /(L/min)	注浆终压 /kPa	浆脉长度 /m	浆脉宽度 /mm
6	305	0.90	6.5
12	314	0.72	7.5
24	333	0.54	9.0
48	359	0.42	11.4

5 结 论

(1) 劈裂主要发生在垂直于小主应力的方向。劈裂注浆过程主要可以分为两个阶段:起劈阶段和劈裂发展阶段。当劈裂浆脉达到模型的边界时,继续注浆会引起注浆压力的快速增长和已有浆脉宽度

的增加。

(2) 当注浆孔埋深较浅时,土体大小主应力的差值较小,土体强度参数的随机性对劈裂过程的影响较大,劈裂浆脉分支较多;当注浆孔埋深较大时,土体强度参数的随机性对劈裂浆脉的影响较小,大小主应力的差值成为控制劈裂方向的主要因素。劈裂浆脉为一条垂直于小主应力方向的主浆脉。在相同注浆量的情况下,随着注浆孔埋深的增加,劈裂浆脉的长度逐渐减小,宽度逐渐增加。

(3) 总注浆量一定的情况下,注浆速率越慢,劈裂浆脉的扩散距离越远,劈裂浆脉的厚度越小。工程中可以通过提高注浆速率,控制浆液扩散的距离,获得较好的加固效果。

参 考 文 献

- [1] 侯艳娟, 张顶立, 陈峰宾. 隧道施工下穿建筑物注浆抬升机制及预测研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(12): 2407—2415.
HOU Yan-juan, ZHANG Ding-li, CHEN Feng-bin. Study on mechanism and prediction of grouting uplift in tunnel construction undercrossing buildings[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, 30(12): 2407—2415.
- [2] 张冬梅, 邹伟彪, 闫静雅. 软土盾构隧道横向大变形侧向注浆控制机制研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(12): 2203—2212.
ZHANG Dong-mei, ZHOU Wei-biao, YAN Jing-ya. Effective control of large transverse deformation of shield tunnels using grouting in soft deposits[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, 36(12): 2203—2212.
- [3] 李建斌, 刘汉龙, 孔纲强, 等. 侧向辐射注浆技术处治现役高速公路沉降分析[J]. 岩土力学, 2017, 38(增刊 1): 479—487.
LI Jian-bin, LIU Han-long, KONG Gang-qiang, et al. Analysis of settlement of reinforced operating expressway using lateral radiation grouting technique[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2017, 38(Suppl.1): 479—487.
- [4] 欧阳进武, 张贵金, 刘杰. 劈裂灌浆扩散机制研究[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(7): 1328—1335.
OUYANG Jin-wu, ZHANG Gui-jin, LIU Jie. Diffusion mechanism of split grouting[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2018, 40(7): 1328—1335.
- [5] 张忠苗, 邹健, 贺静漪, 等. 黏土中压密注浆及劈裂注

- 浆室内模拟试验分析[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(12): 1818—1824.
- ZHANG Zhong-miao, ZHOU Jian, HE 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.
- [6] 孙锋, 张顶立, 陈铁林. 基于流体时变性的隧道劈裂注浆机制研究[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**, 2009, 31(12): 1818—1824.
- [7] 张淼, 邹金锋, 陈嘉祺, 等. 非对称荷载作用下土体劈裂注浆压力分析[J]. 岩土力学, 2013, 34(8): 2255—2263.
- ZHANG Miao, ZHOU Jin-feng, CHEN Jia-qi, et al. Analysis of soil fracturing grouting pressure under asymmetric loads[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2013, 34(8): 2255—2263.
- [8] 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.
- [9] 郭炎伟, 贺少辉, 管晓明, 等. 劈裂注浆复合土体平面等效弹性模型理论研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(8): 2193—2200, 2208.
- GUO Yan-wei, HE Shao-hui, GUAN Xiao-ming, et al. Theoretical study of plane equivalent elastic model of composite soils with fracturing grouting[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(8): 2193—2200, 2208.
- [10] 张连震, 李志鹏, 张庆松, 等. 基于土体非线性压密效应的劈裂注浆机制分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(7): 1483—1493.
- ZHANG Lian-zhen, LI Zhi-peng, ZHANG Qing-song, et al. Split grouting mechanism based on nonlinear characteristics of compression process of soil[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2016, 35(7): 1483—1493.
- [11] 郭炎伟, 贺少辉, 张安康, 等. 劈裂注浆复合土体三维等效弹性模型理论研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(7): 1877—1886.
- GUO Yan-wei, HE Shao-hui, ZHANG An-kang, et al. A three-dimensional equivalent elastic model of composite soils with fracture grouting[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(7): 1877—1886.
- [12] CHEN T, ZHANG L, ZHANG D. An FEM/VOF hybrid formulation for fracture grouting modelling[J]. **Computers and Geotechnics**, 2014, 58: 14—27.
- [13] 程少振, 陈铁林, 郭玮卿, 等. 土体劈裂注浆过程的数值模拟及浆脉形态影响因素分析[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(3): 484—491.
- CHENG Shao-zhen, CHEN Tie-lin, GUO Wei-qing, et al. Numerical simulation of fracture grouting and analysis of influencing factors of grout vein morphology[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2019, 41(3): 484—491.
- [14] 郑安兴, 罗先启, 陈振华. 基于扩展有限元法的岩体水力劈裂耦合模型[J]. 岩土力学, 2019, 40(2): 799—808.
- ZHENG An-xing, LUO Xian-qi, CHEN Zhen-hua. Hydraulic fracturing coupling model of rock mass based on extended finite element method[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(2): 799—808.
- [15] FRANGI A, NOVATI G, SPRINGHETTI R, et al. 3D fracture analysis by the symmetric Galerkin BEM[J]. **Computational Mechanics**, 2002, 28(3—4): 220—232.
- [16] RAO B N, RAHMAN S. An efficient meshless method for fracture analysis of cracks[J]. **Computational Mechanics**, 2000, 26(4): 398—408.
- [17] 孙锋, 张顶立, 陈铁林, 等. 土体劈裂注浆过程的细观模拟研究[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(3): 474—480.
- SUN Feng, ZHANG Ding-li, CHEN Tie-lin, et al. Meso-mechanical simulation of fracture grouting in soil[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2010, 32(3): 474—480.
- [18] 袁敬强, 陈卫忠, 谭贤君, 等. 软弱地层注浆的细观力学模拟研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(增刊 2): 653—659.
- YUAN Jing-qiang, CHEN Wei-zhong, TAN Xian-jun, et al. Mesomechanical simulation of grouting in weak strata[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(Suppl.2): 653—659.
- [19] TAN X C, KOU S Q, LINDQVIST P A. Application of the DDM and fracture mechanics model on the simulation of rock breakage by mechanical tools[J]. **Engineering**

- Geology**, 1998, 49(3—4): 277—284.
- [20] YAN C, JIAO Y Y. A 2D fully coupled hydro-mechanical finite-discrete element model with real pore seepage for simulating the deformation and fracture of porous medium driven by fluid[J]. **Computers & Structures**, 2018, 196: 311—326.
- [21] YAN C, JIAO Y Y, ZHENG H. A fully coupled three-dimensional hydro-mechanical finite discrete element approach with real porous seepage for simulating 3D hydraulic fracturing[J]. **Computers and Geotechnics**, 2018, 96: 73—89.
- [22] 严成增. 模拟水压致裂的另一种二维 FDEM-flow 方法[J]. 岩土力学, 2017, 38(6): 1789—1796.
YAN Cheng-zeng. A new two-dimensional FDEM-flow method for simulating hydraulic fracturing[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(6): 1789—1796.
- [23] 万义钊, 刘曰武, 吴能友, 等. 基于离散裂缝的多段压裂水平井数值试井模型及应用[J]. 力学学报, 2018, 50(1): 147—156.
WAN Yi-zhao, LIU Yue-wu, WU Neng-you, et al. A numerical well test model for multi-fractured horizontal wells based on discrete-fracture model and its application[J]. **Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics**, 2018, 50(1): 147—156.
- [24] 姜庆远, 叶燕春, 刘宗仁. 弥散裂缝模型的应用探讨[J]. 土木工程学报, 2008(2): 81—85.
JIANG Qing-yuan, YE Yan-chun, LIU Zong-ren. Investigation on applying the smeared crack model[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2008(2): 81—85.
- [25] WANG S Y, SUN L, AU A S K, et al. 2D-numerical analysis of hydraulic fracturing in heterogeneous geo-materials[J]. **Construction and Building Materials**, 2009, 23(6): 2196—2206.
- [26] 赵鹏, 谢凌志, 杨春和, 等. 基于弥散式裂缝模型的水力压裂研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(增刊 1): 2593—2600.
ZHAO Peng, XIE Ling-zhi, YANG Chun-he, et al. Research on hydraulic fracturing based on smeared crack model[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2015, 34(Suppl.1): 2593—2600.
- [27] HIRT C W, NICHOLS B D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries[J]. **Journal of Computational Physics**, 1981, 39(1): 201—225.
- [28] ASHGRIZ N, POO J Y. FLAIR: Flux line-segment model for advection and interface reconstruction[J]. **Journal of Computational Physics**, 1991, 93(2): 449—468.
- [29] NOH W F, WOODWARD P. SLIC (simple line interface calculation)[C]//Proceedings of the Fifth International Conference on Numerical Methods in Fluid Dynamics. Berlin: Springer, 1976: 330—340.
- [30] YOUNGS D L. Time-dependent multi-material flow with large fluid distortion[J]. **Numerical Methods for Fluid Dynamics**, 1982: 273—286.
- [31] SOGA K, NG M Y A, GAFAR K. Soil fractures in grouting[C]//11th International Conference on Computer Methods and Advances in Geomechanics; Prediction, Analysis and Design in Geomechanical Applications. Patron Editore: [s. n.], 2005, 4: 397—406.
- [32] RIDER W J, KOTHE D B. Reconstructing volume tracking[J]. **Journal of Computational Physics**, 1998, 141(2): 112—152.
- [33] YEUNG A T, AU S K A, LAM T H. Numerical simulation of pressure-controlled cavity expansion process in clay at constant volumetric expansion rate[J]. **Geotechnique**, 2012, 62(4): 353.
- [34] 王凯, 李术才, 杨磊, 等. 全风化花岗岩加固特性注浆模拟试验[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2017, 50(11): 1199—1209.
WANG Kai, LI Shu-cai, YANG Lei, et al. Grouting simulation experiment on reinforcement characteristics of completely decomposed granite[J]. **Journal of Tianjin University(Science and Technology)**, 2017, 50(11): 1199—1209.
- [35] 王凯. 全风化花岗岩富水地层注浆加固机制及应用[D]. 济南: 山东大学, 2017.
WANG Kai. Mechanism of grouting reinforcement for completely weathered granite with rich water and its application[D]. Jinan: Shandong University, 2017.