

DOI: 10.16285/j.rsm.2023.1619

考虑化学反应的高聚物压密劈裂注浆仿真研究

李晓龙^{1,2}, 赵泽鑫^{1,2}, 陈坤洋^{1,2}, 马 鹏³, 陈 灿^{1,2}, 钟燕辉^{1,2}, 张 蓓^{1,2}

(1. 郑州大学 水利与交通学院, 河南 郑州 450001; 2. 郑州大学 重大基础设施检测修复技术国家地方联合工程实验室, 河南 郑州 450001;
3. 河南省陆浑水库管理局, 河南 洛阳 471032)

摘 要: 考虑浆液化学反应原理, 综合运用扩展有限元理论、修正剑桥模型和高聚物浆液膨胀力计算模型, 建立了模拟高聚物在土体中压密劈裂注浆动态过程的二维仿真分析方法。通过模型试验验证了所提出方法的适用性, 进而分析了浆液膨胀力、浆脉形态、土体孔隙比随时间变化规律及注浆孔埋深、土体断裂韧度对浆脉扩展过程的影响。结果表明: 受高聚物化学反应进程驱动, 在浆液与土体耦合作用下, 浆液膨胀力初期随时间近似呈线性增长, 达到峰值后快速下降并趋于稳定; 浆脉长度和宽度发展速度不同步, 裂缝启裂至二次扩展阶段, 浆脉长度基本保持不变, 宽度线性增大, 裂缝二次扩展后, 浆脉长度近似线性增大, 而宽度增长速率趋缓; 受浆液挤密作用影响, 裂缝两侧一定范围内土体孔隙比显著降低, 沿垂直于裂缝面方向, 距注浆孔中心越近, 孔隙比越小; 孔隙比随时间整体呈下降趋势, 随着裂缝的扩展和后期膨胀压力的下降, 紧邻裂缝面两侧土体孔隙比有一定恢复, 随后趋于稳定; 随着注浆孔埋深和土体断裂韧度的增加, 浆脉长度逐渐减小, 宽度不断增大, 两者变化速率基本保持不变; 浆脉扩展稳定时间随埋深的增大而提前, 随断裂韧度的增大而延后。

关 键 词: 高聚物劈裂注浆; 仿真方法; 化学反应; 膨胀力计算模型; 扩展有限元; 修正剑桥模型

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2024)09-2823-16

Simulation study on polymer compaction fracture grouting considering chemical reactions

LI Xiao-long^{1,2}, ZHAO Ze-xin^{1,2}, CHEN Kun-yang^{1,2}, MA Peng³,
CHEN Can^{1,2}, ZHONG Yan-hui^{1,2}, ZHANG Bei^{1,2}

(1. School of Water Conservancy and Transportation, Zhengzhou University, Zhengzhou, Henan 450001, China;

2. National Local Joint Engineering Laboratory of Major Infrastructure Testing and Rehabilitation Technology, Zhengzhou University, Zhengzhou, Henan 450001, China; 3. Henan Luhun Reservoir Administration, Luoyang, Henan 450001, China)

Abstract: Based on the chemical reaction principles of slurry, a two-dimensional simulation method for polymer fracture grouting in soil was developed using the extended finite element method (XFEM), the modified Cam-clay model, and the calculation model for polymer slurry expansion force. The serviceability of this method was confirmed. The study then examined the temporal changes in slurry expansion force, slurry vein morphology, and soil void ratio, while also exploring the influence of grouting hole depth and soil fracture toughness on the expansion process of slurry veins. The results indicate that the expansion force of the slurry increases initially due to the chemical reaction process of polymers, peaks, and then rapidly decreases to stabilize under the interaction of slurry and soil. The development rates of vein length and width are asynchronous: the vein length remains relatively constant while the width linearly increases from crack initiation to the second expansion stage. Subsequent to the second crack expansion, the vein length linearly increases, and the width growth rate tends to slow down. The slurry squeezing effect significantly reduces the soil void ratio in a specific range on both sides of the crack. Perpendicular to the crack surface, the void ratio decreases closer to the center of the grouting hole. Over time, the void ratio decreases. As the crack expands and the expansion pressure decreases later on, the soil's void ratio on both sides of the crack surface partially recovers and then stabilizes. With increasing grouting hole depth and fracture toughness, the slurry vein length gradually decreases while the width continuously increases, with the change rate of the two remaining relatively constant. The stability time of slurry vein expansion advances with increasing burial depth and delays with

收稿日期: 2023-10-28

录用日期: 2024-03-01

基金项目: 国家自然科学基金 (No.52178401); 河南高校科技创新团队支持计划 (No.23IRTSTHN014); 中原英才计划 (No.234200510014); 河南省 2021 年水利科技攻关项目 (No.72)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (52178401), the Science and Technology Innovation Team Support Program for Henan Universities (23IRTSTHN014), the Central Plains Talent Program in China (234200510014) and the 2021 Water Conservancy Science and Technology Research Projects in Henan Province (72).

第一作者简介: 李晓龙, 男, 1977 年生, 博士, 教授, 主要从事高聚物注浆理论与应用技术研究。E-mail: lx1977@zzu.edu.cn

increasing fracture toughness.

Keywords: polymer fracture grouting; simulation method; chemical reactions; expansion force model; extended finite element method; modified Cam clay model

1 引言

劈裂注浆作为中国首创的注浆方法,具有操作简单、施工成本低等特点,能够有效改善土体力学性能,在水利、交通等基础设施病害治理工程中得到广泛应用^[1-6]。

数值模拟是研究劈裂注浆的重要手段,与渗透注浆、裂隙充填注浆相比,劈裂注浆浆-土相互作用机制更加复杂。许多学者在劈裂注浆仿真方法领域进行了大量的研究。Benoit 等^[7]为了模拟裂缝发展,通过设计厚度为 0 的单元,研究了流体驱动下裂缝在多孔弹性体内的扩展问题。孙峰等^[8]基于颗粒流理论建立颗粒流模型,分析了土体劈裂注浆过程。郑刚等^[9]考虑土体颗粒与“域”的耦合作用,揭示了注浆过程和裂缝扩展过程,建立了劈裂注浆全过程的颗粒流模型。Chen^[10]、程少振^[11]等基于流体体积函数和有限元法对土体劈裂注浆全过程进行了模拟,分析了裂缝生成和浆脉扩展。以上研究成果为劈裂注浆工程实践提供了理论指导,但主要针对水泥浆等常密度浆液。

进入 21 世纪以来,具有自膨胀特性的聚氨酯类高聚物注浆材料日益受到人们的关注^[12-15]。石明生^[16]揭示了高聚物材料在土体中的片状劈裂扩散特征,基于该发现开发了土质堤坝防渗墙高聚物劈裂注浆技术。与水泥基材料劈裂注浆形成的刚性防渗体相比,高聚物劈裂注浆形成柔性防渗体,与土体变形协调性好、轻质高韧、抗震抗裂性好。与传统水泥基材料注浆过程中完全依赖静压驱动不同,高聚物浆液主要借助自身化学反应产生的体积膨胀推动浆液运动,其扩散行为不仅与被注地层深度、地应力、土体力学性质、环境水压力等因素有关,而且受浆液组分配比、化学反应进程的影响,因此高聚物浆液注浆机制较为复杂。

为揭示高聚物对土体劈裂扩散机制,Hao 等^[17]用 PFC^{2D} 构建劈裂注浆模型,研究了注浆孔类型、注浆速率等因素对浆液扩散规律的影响。夏洋洋等^[18]考虑高聚物浆液时变性,运用颗粒流软件建立了定向劈裂注浆仿真模型,探究了土体弹模和浆液注入量对劈裂过程的影响。石明生等^[19]将土层视为理想弹性体,利用 ABAQUS 软件在预估的裂缝扩展方向设置黏结单元,模拟了土质堤坝防渗高聚物

定向劈裂注浆过程。李晓龙等^[20-21]基于扩展有限元理论和理想弹塑性本构模型,采用高聚物密度-膨胀力经验表达式计算浆液膨胀力,建立了高聚物在土体中劈裂注浆二维仿真方法。

总的来看,现行高聚物劈裂注浆仿真方法尚不够完备。土体本构模型多采用摩尔-库仑或德鲁克-普拉格准则,无法模拟高聚物劈裂注浆过程中对土体的压密作用;黏结单元法模拟劈裂时需提前设定扩展方向,不能根据介质应力状态变化自适应调整裂缝发展轨迹,且无法在裂缝表面施加膨胀压力;颗粒流程序 (particle flow code, 简称 PFC) 通过调整颗粒粒径模拟浆液膨胀,但不能描述浆液扩散过程中的密度变化,也不能模拟高聚物对土体的压密作用;采用高聚物膨胀力经验表达式,不能反映膨胀力随时间的变化历程,只能得到高聚物劈裂注浆的最终状态,因此无法用于分析劈裂缝的动态扩展过程。

基于上述背景,本文基于高聚物聚合反应机制,利用扩展有限元方法 (extended finite element method, 简称 XFEM)、土体修正剑桥模型和新近提出的高聚物膨胀力计算模型,建立模拟分析高聚物在土中压密劈裂注浆扩散动态过程的仿真方法,通过将数值模拟与试验结果进行比较,验证提出方法的适用性。在此基础上,分析劈裂注浆过程中化学反应进程、浆液膨胀力、浆脉形态、土体孔隙比随时间变化规律及土体断裂韧度、注浆孔埋深对浆脉形态的影响,为深入揭示高聚物压密劈裂注浆机制奠定基础。

2 高聚物劈裂注浆方法

将高聚物注浆材料按照一定配比混合后注入注浆孔内,浆液发生化学反应,体积迅速膨胀并快速充满注浆孔。由于周围土体的约束作用,浆液对土体产生膨胀压力。随着反应的进行,膨胀力逐渐增大。当膨胀力大于启裂压力时,土体被劈开形成裂缝,浆液不断膨胀并填充逐渐扩展的裂缝,最终形成高聚物薄片体。

高聚物劈裂注浆施工流程为:首先,布置注浆孔,利用钻机将钻杆钻入土体中达到一定深度时,形成注浆孔;然后安放封孔和劈裂注浆管,为便于浆液流出,放置注浆管时管口距注浆孔底保持一定

距离；接着放置底部带有布袋的封孔注浆管，在正式注浆前向封孔布袋内注射少量高聚物浆液，浆液发生反应使布袋快速膨胀并封闭注浆孔，如图1和图2所示，最后将高聚物浆液通过注浆管注入劈裂注浆孔内。现场开挖以及注浆效果如图3~6所示。可以看出，注浆后形成中间略厚、周围稍薄、横断面为楔形的高聚物薄片体，凝固后的薄片体之间紧密搭接。

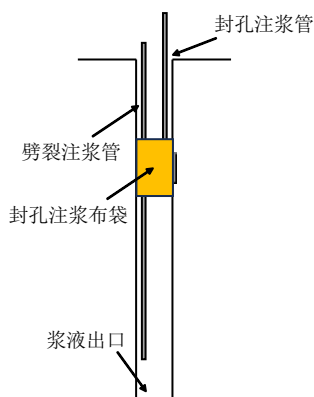


图1 注浆管安放示意图^[16]
Fig.1 Placement of grouting tube^[16]



图2 现场安放注浆管^[16]
Fig.2 Grouting tube after placing^[16]



图3 现场开挖^[16]
Fig.3 Site excavation^[16]

3 高聚物劈裂注浆仿真基本理论

3.1 浆液化学反应原理

聚氨酯高聚物浆液的原料主要包括：异氰酸酯、



图4 高聚物劈裂注浆开挖效果^[16]
Fig.4 Excavation effect of polymer grouting^[16]

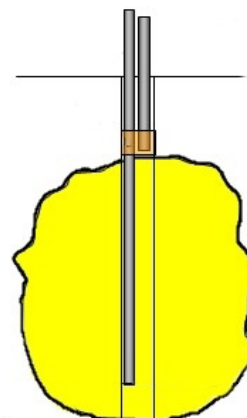


图5 高聚物劈裂注浆形成的固化片体示意图^[16]
Fig.5 Schematic diagram of solidified sheet formed by fracture grouting of polymer^[16]

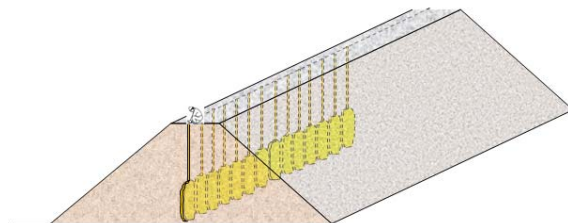
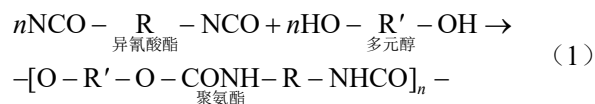


图6 土质堤坝中高聚物劈裂注浆形成的防渗墙示意图^[16]
Fig.6 Schematic diagram of anti-seepage wall formed by polymer fracture grouting in soil dam^[16]

多元醇、物理发泡剂、化学发泡剂及催化剂等添加剂。通常将上述材料配置成两种主料，A组分为异氰酸酯；B组分由多元醇、发泡剂及催化剂等组合而成。

聚氨酯高聚物浆液主要发生凝胶反应，反应方程式为



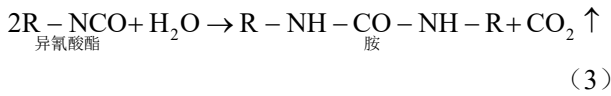
化学反应速率与原料浓度乘积成正比的反应过程为二级反应，根据二级反应理论可以构建凝胶反

应的化学反应速率方程:

$$\frac{dX_{OH}}{dt} = A_{OH} \exp\left(-\frac{E_{OH}}{RT}\right) c_{OH,0} (1 - X_{OH}) \left(\frac{c_{NCO,0}}{c_{OH,0}} - 2 \frac{c_{W,0}}{c_{OH,0}} X_W - X_{OH} \right) \left[1 + r_{BL} \frac{\rho_P}{\rho_{BL}} + r_W \frac{\rho_P}{\rho_W} \right]^{-1} \quad (2)$$

式中: A_{OH} 和 E_{OH} 分别为凝胶反应指前因子和活化能; R 为理想气体常数; $c_{OH,0}$ 、 $c_{NCO,0}$ 和 $c_{W,0}$ 分别对应多元醇、异氰酸酯和水组分的初始浓度; T 为温度; r_{BL} 和 ρ_{BL} 分别为物理发泡剂的质量分数和密度; r_W 为水的质量分数; ρ_W 、 ρ_P 分别为水和聚氨酯的密度; X_{OH} 和 X_W 分别对应多元醇和水组分转换率。

另一个反应为发泡反应, 其反应方程式为



采用同样方式可以得到发泡反应的化学反应速率方程为^[22]

$$\frac{dX_W}{dt} = A_W \exp\left(-\frac{E_W}{RT}\right) c_{OH,0} (1 - X_W) \left(\frac{c_{NCO,0}}{c_{OH,0}} - 2 \frac{c_{W,0}}{c_{OH,0}} X_W - X_{OH} \right) \left[1 + r_{BL} \frac{\rho_P}{\rho_{BL}} + r_W \frac{\rho_P}{\rho_W} \right]^{-1} \quad (4)$$

式中: A_W 、 E_W 分别为发泡反应的指前因子和活化能。

反应过程中, 液体成分主要有化学发泡剂、液态物理发泡剂与聚氨酯溶液, 气体成分中主要有二氧化碳及气态物理发泡剂, 结合理想气体状态方程, 可得任意时刻浆液密度 ρ_F 计算表达式为

$$\rho_F = \frac{1 + r_{BL,0} + r_{W,0}}{\frac{r_{CO_2} 1000RT}{pM_{CO_2}} + \frac{r_{BG} 1000RT}{pM_B} + \frac{r_{BL}}{\rho_{BL}} + \frac{r_W}{\rho_W} + \frac{1}{\rho_P}} \quad (5)$$

式中: $r_{BL,0}$ 和 $r_{W,0}$ 分别为液态物理发泡剂和化学发泡剂的初始质量分数; r_{CO_2} 为 CO_2 质量分数; p 为膨胀力; M_{CO_2} 和 M_B 分别为二氧化碳及物理发泡剂的摩尔质量。

反应过程中温度的变化主要由凝胶反应、发泡反应及物理发泡剂汽化过程控制, 在绝热条件下, 可通过求解能量平衡方程 (6) 得到:

$$\frac{dT}{dt} = \frac{\left[\frac{-\Delta H_{OH} c_{OH,0}}{\rho_P} \right] \frac{dX_{OH}}{dt}}{\left[C_P + r_{CO_2} C_{CO_2} + r_W C_W + r_{BG} C_{BG} + r_{BL} C_{BL} \right]} + \frac{\left[\frac{-\Delta H_W c_{W,0}}{\rho_P} \right] \frac{dX_W}{dt} - \lambda \left(-\frac{dr_{BL}}{dt} \right)}{\left[C_P + r_{CO_2} C_{CO_2} + r_W C_W + r_{BG} C_{BG} + r_{BL} C_{BL} \right]} \quad (6)$$

式中: t 为反应计算时间; ΔH_{OH} 、 ΔH_W 分别为凝胶反应热和发泡反应热; C_P 、 C_{CO_2} 、 C_W 、 C_{BG} 、 C_{BL} 分别为高聚物浆液、二氧化碳、水、气态物理发泡剂和液态物理发泡剂的热容; λ 为单位质量物理发泡剂汽化吸热; r_{BG} 为单位质量浆液中气态物理发泡剂的质量。

3.2 浆液膨胀力形成机制及计算模型

高聚物浆液被混合后迅速发生反应, 持续释放热能, 系统温度逐渐上升, 当温度超过发泡剂的沸点时, 发泡剂开始汽化, 与反应生成的二氧化碳一起, 形成大量微小闭孔气泡并悬浮于浆液中, 促使体积不断膨胀。当膨胀过程中受到周围介质约束时, 就对其产生挤压作用力, 即浆液膨胀力。结合理想气体状态方程可以确定膨胀力 p ^[23]:

$$pV = n_G RT \quad (7)$$

式中: V 为气体体积; n_G 为气体物质的量。

由于高聚物浆液中的气体相为化学发泡反应生成的 CO_2 与汽化后的物理发泡剂, 因此可以将式 (7) 写为

$$p = (n_{CO_2} + n_{BG}) RT / V \quad (8)$$

式中: n_{CO_2} 为二氧化碳物质的量; n_{BG} 为气态物理发泡剂的量。

该计算模型基于聚合反应机制, 考虑能量守恒, 并结合理想气体状态方程, 通过求解浆液反应进程获得不同约束条件下浆液膨胀力的时程变化信息, 能够为复杂环境下的精细化注浆提供依据。而传统方法利用膨胀力-密度经验表达式只能得到不同密度浆液对应的最终膨胀力, 不能反映化学反应过程中膨胀力随时间的变化规律, 与浆-土相互作用效应的发展历程存在较大偏差。

3.3 土体劈裂过程扩展有限元模拟原理

3.3.1 位移模式

基于单位分解思想, XFEM 位移模式如下:

$$\mathbf{u}^h(\mathbf{x}) = \sum_{i \in N^i} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{u}_i + \sum_{j \in N^j} N_j(\mathbf{x}) H(\mathbf{x}) \mathbf{b}_j + \sum_{k \in N^k} N_k(\mathbf{x}) \sum_{l=1}^4 F_l(\mathbf{x}) \mathbf{c}_k \quad (9)$$

式中: $\mathbf{u}^h(\mathbf{x})$ 为位移场函数; $N_i(\mathbf{x})$ 、 $N_j(\mathbf{x})$ 和 $N_k(\mathbf{x})$ 为节点形函数; N^i 、 N^j 和 N^k 各代表普通单元节点 i 、裂纹贯穿单元节点 j 和裂尖单元节点 k 的集合; $\mathbf{u}_i$ 、 $\mathbf{b}_j$ 和 $\mathbf{c}_k$ 各代表上述 3 类单元节点的附加自由度未知量; $F_l(\mathbf{x})$ 、 $H(\mathbf{x})$ 分别为裂尖节点与裂纹节点附

加函数。

3.3.2 离散方程

得到扩展有限元位移模式后, 与普通有限元相同, 设结构产生某一虚位移 $\mathbf{u}^h$, 按照虚位移原理可构建虚功方程^[20]:

$$\int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma} : \delta \boldsymbol{\varepsilon} d\Omega = \int_{\Omega} \mathbf{F}_b \cdot \delta \mathbf{u}^h d\Omega + \int_{\Gamma_s} \mathbf{F}_s \cdot \delta \mathbf{u}^h d\Gamma + \int_{\Gamma_c} \mathbf{F}_p \cdot \delta \mathbf{w} d\Gamma \quad (10)$$

式中: Ω 为计算域; $\boldsymbol{\sigma}$ 为柯西应力; $\delta \boldsymbol{\varepsilon}$ 为虚位移对应的虚应变; $\mathbf{F}_b$ 为体力; Γ 为力作用边界; Γ_s 、 Γ_c 分别为裂缝体边界和外力边界; $\mathbf{F}_s$ 为面力; $\mathbf{F}_p$ 为裂缝面上的浆液膨胀压力; $\delta \mathbf{w}$ 为裂缝面法向虚位移。

将位移函数 (9) 代入式 (10) 中, 整理后可得到扩展有限元的支配方程:

$$\mathbf{K} \mathbf{d} = \mathbf{f} \quad (11)$$

式中: $\mathbf{K}$ 为整体刚度矩阵; $\mathbf{d}$ 为节点位移向量, 包括 i 、 j 、 k 节点; $\mathbf{f}$ 为整体荷载向量。

采用扩展有限元模拟土体劈裂过程, 通过在常规有限元基础上, 设置附加自由度和加强函数来描述介质的不连续性, 能够克服传统有限元方法模拟裂缝扩展时需要不断重新剖分网格难题。

3.3.3 开裂准则

根据最大拉应力准则, 当最大拉应力达到抗拉强度时, 土体被劈裂。根据最大周向应力准则, 得开裂角 θ_c 为

$$\theta_c = 2 \arctan \frac{1}{4} \left(K_I / K_{II} \pm \sqrt{(K_I / K_{II})^2 + 8} \right) \quad (12)$$

式中: K_I 、 K_{II} 分别为 I 型和 II 型裂纹强度因子。

本文中 K_I 和 K_{II} 利用相互作用积分法计算。 θ_c 转化为全局坐标, 等效应力强度因子 K_I^{eq} 由最大周向应力准则可得

$$K_I^{\text{eq}} = \cos \frac{\theta_c}{2} \left[\frac{K_I}{2} (1 + \cos \theta_c) - \frac{3K_{II}}{2} \sin \theta_c \right] \quad (13)$$

当 K_I^{eq} 超过断裂韧度 K_{IC} (裂纹起裂时的应力强度因子临界值) 时, 裂缝扩展; 若 $K_I^{\text{eq}} \leq K_{IC}$ 时, 裂缝稳定。

3.4 土体修正剑桥模型

Burland^[24]在 Roscoe 等^[25]提出的弹塑性剑桥模型基础上, 引入椭圆形屈服面进行改进, 构建了修正剑桥模型。该模型考虑了应变硬化特性, 屈服面随着应力-应变的变化而改变, 能够反映土的压密特性, 因此选取该模型作为土体本构方程。

修正剑桥模型屈服函数 F 表达式为

$$F = q^2 + M^2 p_z^2 - C p_z = 0 \quad (14)$$

式中: q 为广义剪应力; p_z 为平均正应力; C 为积分常数; M 为临界状态线斜率。

当 $q = 0$ 时, p_z 等于加载后的平均正应力 p_x , 可以求得 $C = M^2 p_x$, 代入式 (14) 并整理得到:

$$F = q^2 + M^2 p_z^2 - M^2 p_x p_z = 0 \quad (15)$$

由土的等向固结试验结果可以得到弹性体积应变 ε_v^e 和塑性体积应变 ε_v^p 方程:

$$\varepsilon_v^e = \frac{\kappa}{1 + e_0} \ln \frac{p_x}{p_0} \quad (16)$$

$$\varepsilon_v^p = \frac{\lambda_c - \kappa}{1 + e_0} \ln \frac{p_x}{p_0} \quad (17)$$

式中: κ 为回弹曲线斜率; p_0 为起始阶段平均正应力; e_0 为起始阶段孔隙比; λ_c 为等压固结线斜率。

选取土体塑性体积应变 $d\varepsilon_v^p$ 为硬化参量, 将屈服方程表示为含有硬化参量形式, 利用式 (17) 可以将式 (15) 表示为

$$p_z \left(1 + \frac{q^2}{M^2 p_z^2} \right) = p_a e^{\left(\frac{1+e_0}{\lambda_c - \kappa} \varepsilon_v^p \right)} \quad (18)$$

式中: p_a 为初始应力, 计算时可取为标准大气压。

修正剑桥模型中弹性模量 E 为^[21]

$$E = \frac{3(1-2\nu)(1+e_0)}{\kappa} p_z \quad (19)$$

式中: ν 为泊松比。

现有仿真方法多采用 Mohr-Coulomb、Drucker-Prager 等准则模拟土体力学行为^[11, 26], 仅能分析注浆后的弹塑性应力分布, 无法反映注浆对土体的挤密效果。采用修正剑桥模型, 可以获得注浆后土体孔隙比、密度、弹性模量等参数的变化及分布情况, 能够更加全面地模拟压密劈裂注浆过程中对土体的挤密效应。

3.5 高聚物劈裂注浆仿真程序设计

采用如下假定:

(1) 土体为连续介质, 其力学行为符合修正剑桥模型;

(2) 浆液混合均匀, 反应进程处处相同;

(3) 浆液完全充满裂缝, 且不向土体内部的渗入;

(4) 开裂计算时膨胀力均匀作用于裂纹单元上, 裂缝面上作用的膨胀压力处处相等。

考虑浆液化学反应的劈裂压密注浆仿真计算流程如图 7 所示, 求解过程设置二重循环, 以时间步为第一重循环, 裂缝扩展为第二重循环, 具体流程如下:

- (1) 计算时间 $t = 0$, 平衡地应力;
- (2) 计算浆液化学反应进程, 根据迭代步初始裂缝体积、当前各组分转化率结合理想气体状态方程计算浆液膨胀力;
- (3) 计算水平集函数和刚度矩阵;
- (4) 施加膨胀压力, 进行弹塑性有限元分析, 得到当前裂缝体积;
- (5) 根据当前裂缝体积更新高聚物膨胀力, 若更新后膨胀力与更新前膨胀力偏差满足精度要求, 以更新后的膨胀力作为当前膨胀力, 返回步骤 (4), 重新计算; 如果满足精度要求, 继续步骤 (6);
- (6) 判断裂缝是否扩展, 如果裂缝发生扩展, 转回步骤 (3); 如果没有扩展, 继续步骤 (7);
- (7) 判断计算时间 t 是否达到设定的终止时间 T_e , 如果 $t < T_e$, $t = t + \Delta t$, 进入下一时间步, 转步骤 (2); 若 $t = T_e$, 则输出结果, 程序结束。

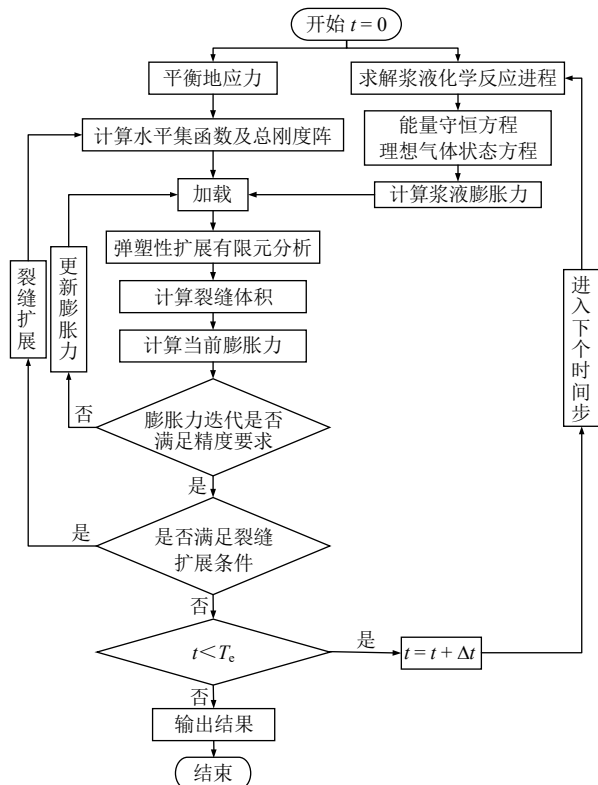


图 7 基于化学反应原理的计算流程

Fig.7 Calculation flowchart considering chemical reaction

本文方法与传统方法 (计算流程如图 8 所示) 的主要区别在于, 本文方法基于高聚物聚合反应机制, 通过求解浆液化学反应进程, 获得反应过程中

浆液组分变化和气体生成量, 结合能量守恒原理和理想气体状态方程, 通过对浆液、土体耦合作用分析, 获得膨胀力和裂缝发展的时程信息, 能够更准确地反映浆-土力学行为的发展历程; 而传统方法未考虑化学反应过程, 利用高聚物密度-最大膨胀力经验表达式计算膨胀力, 是一种确定浆液膨胀力的简化方法, 不能实时反映膨胀力随化学反应进程的演变规律, 无法细致描述高聚物劈裂注浆过程中的浆-土相互作用历程。

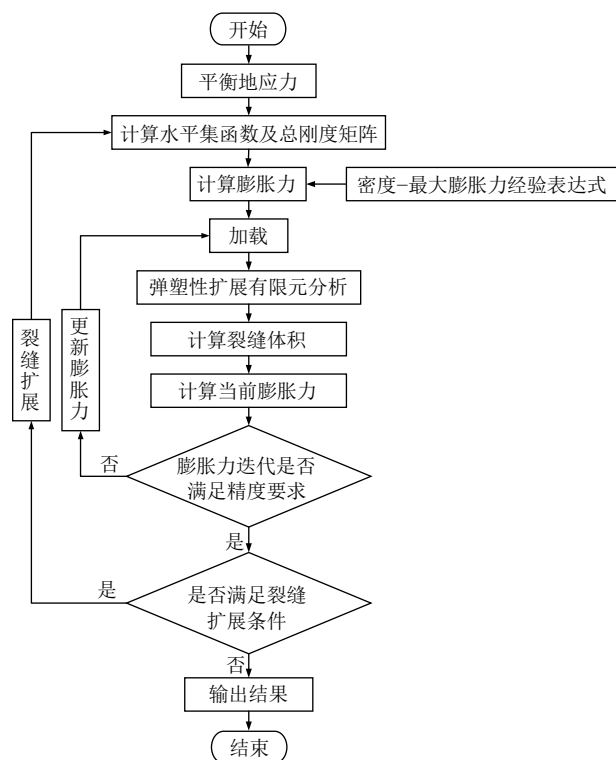


图 8 传统基于密度-膨胀力经验表达式方法的计算流程

Fig.8 Calculation flowchart based on empirical expression of density-expansion force

4 高聚物劈裂注浆试验与仿真分析

4.1 试验材料

采用双组分膨胀型高聚物浆液作为试验材料, 组分 A 为黑色黏稠液体异氰酸酯, 组分 B 呈白色黏稠状, 由多元醇、发泡剂及催化剂等构成。原料计算参数和浆液物理性能指标如表 1 和表 2 所示。

4.2 高聚物膨胀力测试

为了测试高聚物膨胀特性, 设计了如图 9 所示的试验装置, 该装置由圆筒、活塞、连杆、托盘及压力传感器等组成。

图 10 为体积固定、浆液最终密度 500 kg/m^3 条件下膨胀力时程变化曲线, 图 11 为异氰酸酯、多元醇反应转化率时程曲线, 图 12 为反应过程中气体生

表1 原料计算参数
Table 1 Raw material parameters

凝胶反应指 前因子 A_{OH} $/(m^3 \cdot s^{-1} \cdot mol^{-1})$	凝胶反应活 化能 E_{OH} $/(J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1})$	凝胶反应热 ΔH_{OH} $/(J \cdot mol^{-1})$	发泡反应指 前因子 A_W $/(m^3 \cdot s^{-1} \cdot mol^{-1})$	发泡反应 活化能 E_W $/(J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1})$	发泡反应热 ΔH_W $/(J \cdot mol^{-1})$	多元醇初始 浓度 $c_{OH,0}$ $/(mol \cdot m^{-3})$	异氰酸酯初 始浓度 $c_{NCO,0}$ $/(mol \cdot m^{-3})$	水的组分初 始浓度 $c_{W,0}$ $/(mol \cdot m^{-3})$
2.646 0	35 552.47	-7.075×10^4	27.457	40 175.42	-8.6×10^4	2 692.0	10 430	227.164
单位质量物理发 泡剂汽化吸热 $\lambda/(kJ \cdot kg^{-1})$	高聚物浆 液热容 C_p $/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	二氧化碳 热容 C_{CO_2} $/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	气态物理发 泡剂热容 C_{BG} $/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	液态物理发 泡剂热容 C_{BL} $/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	环境温度 初始值/K	聚氨酯密度 ρ_p $/(kg \cdot m^{-3})$	液态物理发 泡剂密度 ρ_{BL} $/(kg \cdot m^{-3})$	
206.8	1 800	1 800	1 000	1 159	311.5	1 140	1 228	

表2 高聚物浆液性能指标
Table 2 Performance index of polymer slurry

黏度 μ $/(Pa \cdot s)$	固化体渗 透系数 $/(cm \cdot s^{-1})$	凝胶时 间/s	反应最大 浆液温度 $/^{\circ}C$	热容 C $/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	膨胀率 $\%$
0.1~10	$1 \times 10^{-8} \sim 1 \times 10^{-9}$	19~95	120~140	1 800	15~20

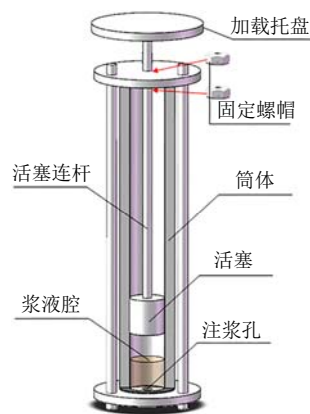


图9 高聚物膨胀性能测试装置^[23]

Fig.9 Polymer expansion properties test device^[23]

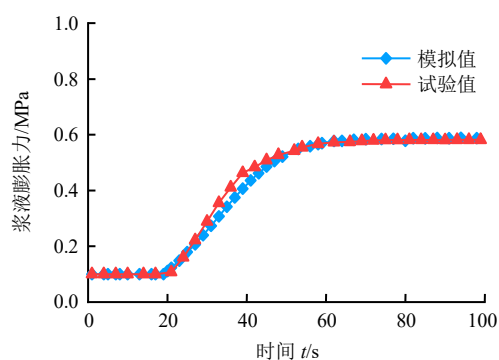


图10 高聚物膨胀力随时间变化曲线

Fig.10 Curves of polymer expansion force changing with time

成量变化曲线。综合图10~12可以看出,浆液膨胀压力主要呈三阶段变化特征,在 $t=20$ s前,随着浆液化学反应的进行,异氰酸酯和多元醇反应转化率逐渐增大,气体生成量逐渐增多,浆液体积不断增大,由于此阶段浆液尚未充满浆液腔,处于自由膨胀状态,因此膨胀压力保持为一个大气压; $t=20$ s

时,浆液腔被充满,之后随着化学反应的进行气体生成量持续增多,由于受刚性浆液腔约束,浆液体积膨胀趋势被抑制,导致膨胀压力快速升高;约50 s时,随着浆液反应逐步趋于稳定,膨胀力上升速度逐渐减慢;约70 s时,浆液化学反应接近终止,异氰酸酯和多元醇最终转化率分别为86.16%和55.82%,膨胀力达到稳定值。总体来看,高聚物膨胀力变化趋势与化学反应过程和气体生成量的变化过程基本一致,浆液最终膨胀力计算值和试验值吻合较好。

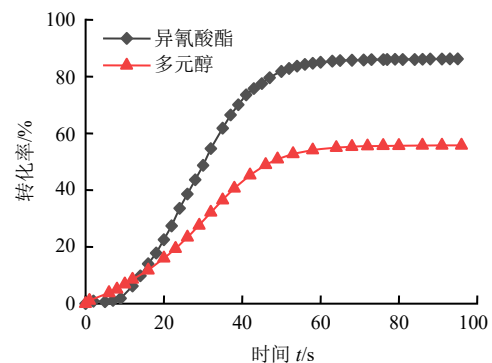


图11 多元醇及异氰酸酯转化率时程曲线

Fig.11 Time-history curves of polyol and isocyanate conversion

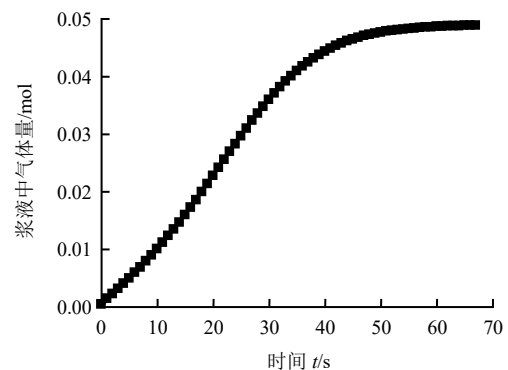


图12 浆液中气体物质的量随时间变化曲线

Fig.12 Curve of the amount of gas in slurry with time

4.3 高聚物劈裂注浆试验

劈裂注浆试验采用郑州地区粉质黏土作为被注

土体, 主要特征为: 黄褐色, 硬塑, 黏性与韧性中等, 粒径范围为 0.5~3.0 cm, 干强度高。与具有明显剪胀特性的砂土相比, 黏土颗粒较小、孔隙率较大, 并且在体积应力作用下将表现出剪缩与压硬特性, 选用修正剑桥模型能够较好地描述该类土的力学行为, 在本文试验中暂不设置地层水压环境。通过土工试验测得土样含水率与密度分别为 18.0%与 1.78 g/cm³, 土体各参数如表 3 所示。

表 3 土体参数
Table 3 Soil parameters

含水率 w/%	密度 ρ /(g·cm ⁻³)	泊松比 ν	抗拉强度 σ_t /kPa	压缩指数 λ_c	回弹指数 κ	临界状态应力比 M	断裂韧性 K_{IC} /(kPa·m ^{1/2})
18.0	1.78	0.3	45	0.15	0.05	0.983 8	3.2

为模拟一定埋深下高聚物浆液在土体中的扩散过程, 设计了具有荷载可调功能的劈裂注浆试验系统, 包括注浆设备、起吊装置、加载系统与试验平台。试验装置结构图如图 13 所示, 模型试验如图 14 所示。注浆设备主要由空气压缩机、储浆容器、注浆管与控制系统构成。起吊装置为 2.5 m 高龙门吊, 加载系统包括两组加载板与液压千斤顶, 加载板用于将施加的荷载均匀传递至土体, 试验平台主要为劈裂注浆模型箱, 长×宽×高为 1.5 m×1.5 m×1.2 m, 通过 5 mm 厚型钢焊接制得, 箱体外侧设置多道加筋肋, 提高装置承载能力, 上部采用可移动横梁作为加载系统支撑, 试验平台另配有成孔杆, 利用成孔杆在土体中预设注浆孔, 箱体底部设有轮组, 便于装置移动。

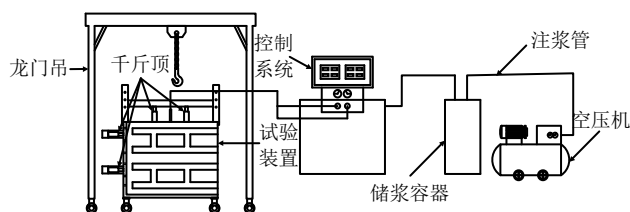


图 13 注浆系统结构
Fig.13 Grouting system structure

设置注浆孔埋深为 2.0 m, 土体弹性模量为 10 MPa, 注浆量为 125、250、375 g/m, 开展高聚物劈裂注浆试验。试验完成后进行开挖, 其中注浆量为 250 g/m 时浆脉形态横断面如图 15 所示。

不同注浆量条件下浆脉长度和最大宽度试验结果如图 16 所示。注浆量为 125、250、375 g/m 时, 浆脉长度分别为 0.11、0.68、1.18 m; 宽度分别为

0.91、3.72、4.50 mm。

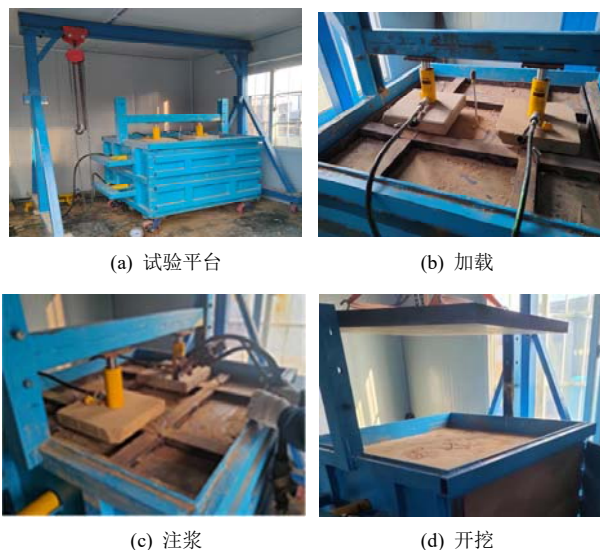


图 14 模型试验
Fig.14 Model test



图 15 注浆量 250 g/m 试验浆脉形态
Fig.15 Slurry vein shape of grout volume 250 g/m

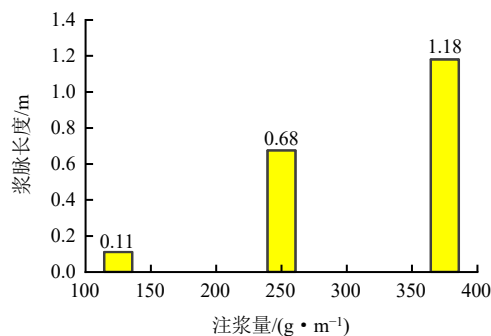
4.4 仿真模型

高聚物浆液在土体中以注浆孔为中心向两侧扩散, 形成中间厚、边缘薄的片状固化体, 如图 17 所示, 图 17(a)~17(d)分别为注浆阶段、浆液充满注浆孔、裂缝首次扩散和浆脉形态稳定阶段。把浆液对土体的劈裂过程简化为平面应变问题处理, 编制了仿真程序。计算模型和注浆孔附近区域网格剖分情况如图 18 和图 19 所示, 以垂直于地表面向下为 z 轴方向, 计算模型所处平面垂直于 z 轴, 模型尺寸为 5 m×5 m, 在模型中心处布置直径为 0.04 m 的注浆孔, 整个模型划分成 17 708 个结点单元。计算开始前边界四周作用均布外载荷, 用于模拟地层内部各埋深下不均匀初始地应力场。

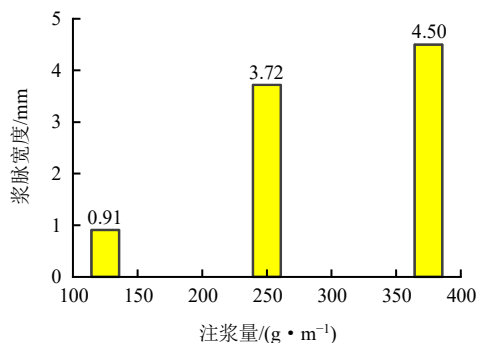
4.5 劈裂注浆仿真结果分析

4.5.1 不同注浆量时浆脉最终尺寸对比分析

不同注浆量时浆脉长度、宽度变化曲线如



(a) 浆脉长度变化



(b) 浆脉宽度变化

图 16 不同注浆量下浆脉形态变化

Fig.16 Morphology of grout veins under different grouting quantities

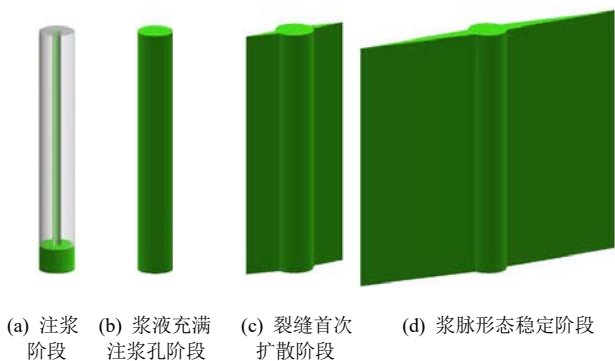


图 17 任意水平截面浆液扩散示意图

Fig.17 Grout diffusion at any horizontal cross-section

图 20(a)、20(b)所示。可以看出, 两者均随注浆量的增加而逐渐增大; 注浆量为 125、250、375 g/m 时, 计算得到的浆脉长度分别为 0.12、0.61、1.24 m, 宽度分别为 0.83、3.90、4.90 mm。与试验结果相比, 浆脉长度平均绝对误差为 0.04 m, 平均相对误差为 6.42%; 宽度平均绝对误差为 0.22 mm, 其平均相对误差为 7.20%, 模拟值与试验结果总体吻合较好。

4.5.2 劈裂注浆过程中土体应力场分布

注浆量为 800 g/m、土体初始弹性模量为 5 MPa、注浆孔埋深为 2.0 m (x 向主应力 $\sigma_x = 35.6$ kPa, y 向主应力 $\sigma_y = 23.7$ kPa)、断裂韧度为 $4.0 \text{ kPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ 工

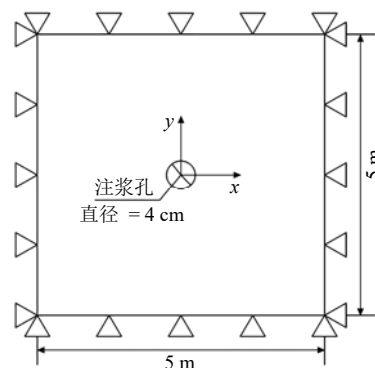


图 18 计算模型

Fig.18 Calculation flowchart

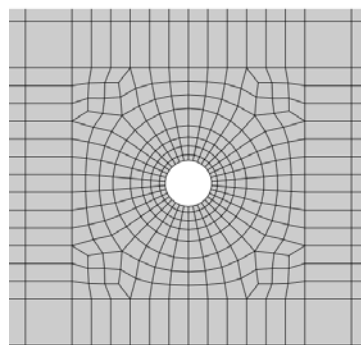
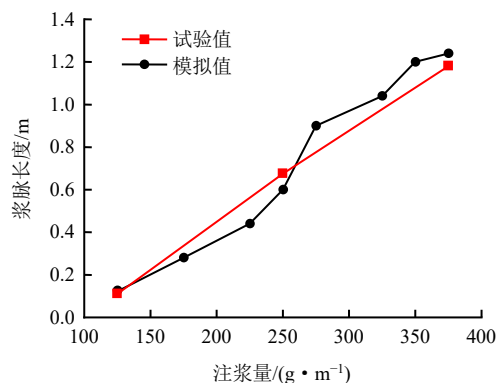
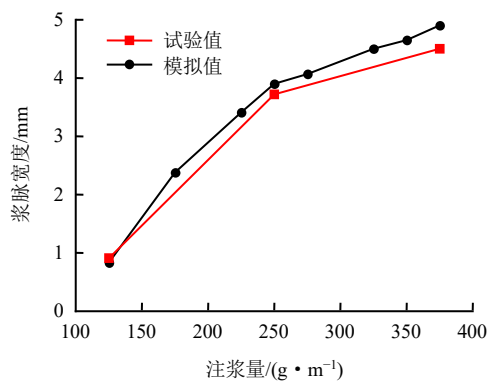


图 19 注浆孔附近区域网格划分

Fig.19 Grid division near the grouting hole area



(a) 浆脉长度变化曲线



(b) 浆脉宽度变化曲线

图 20 不同注浆量时浆脉形态变化

Fig.20 Morphological changes of grout veins under different grouting amounts

况下, 不同时刻土体最大主应力 σ_1 分布如图 21 所示。在浆液进入注浆孔、土体裂缝尚未产生阶段, 受初始地应力场影响, 注浆孔左右两侧土体 σ_1 值最大; 5 s 时浆液充满注浆孔, 孔壁处于受压状态, x 方向为大主应力方向, 随着时间推移, 高聚物浆液不断反应、膨胀, 作用于孔壁的挤压力逐渐增大, 8 s 左右两侧最大主应力达到土体抗拉强度 45 kPa, 随后土体初始裂缝形成, 浆液进入裂纹通道, 在膨胀力作用下裂缝不断扩展, 主应力峰值区域随之转移到新裂尖处; 伴随着裂缝扩展, 土体应力受扰动范围不断增大。

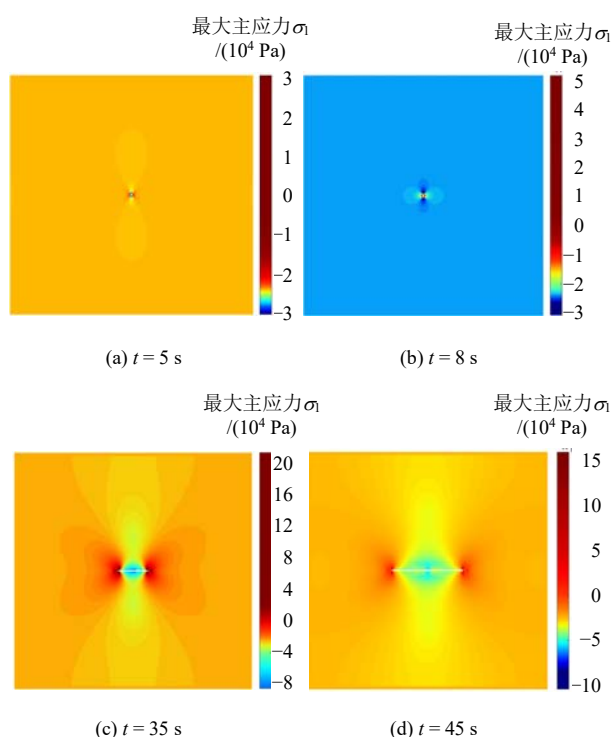


图 21 不同时刻土体最大主应力分布

Fig.21 Maximum principal stresses at different times

计算得到 45 s 时土体 x 、 y 方向主应力如图 22 所示, 可以看出, 该时刻土体处于整体受压局部受拉状态, 裂缝尖端存在拉应力区; 在垂直于裂缝方向, 高聚物浆液对土的挤压作用强烈, 靠近裂纹的椭圆形区域内, x 方向最大压应力为 160 kPa, y 方向最大压应力为 50 kPa; 在裂尖附近狭小范围内, 浆液对土体的拉伸剪切作用强烈; 在整个求解区域, 应力场关于注浆孔呈中心对称分布。

4.5.3 裂缝面膨胀力随时间变化规律

图 23 为土体初始弹性模量为 5 MPa、注浆孔埋深为 2.0 m、断裂韧度为 $4.0 \text{ kPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ 条件下, 注浆量为 600、800、1 000 g/m 三种工况下浆液膨胀力

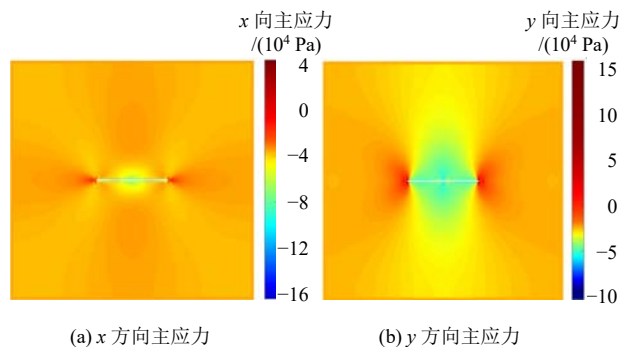


图 22 $t = 45 \text{ s}$ 时土体 x 、 y 方向主应力

Fig.22 Principal stresses in the x and y directions of the soil mass at 45 s

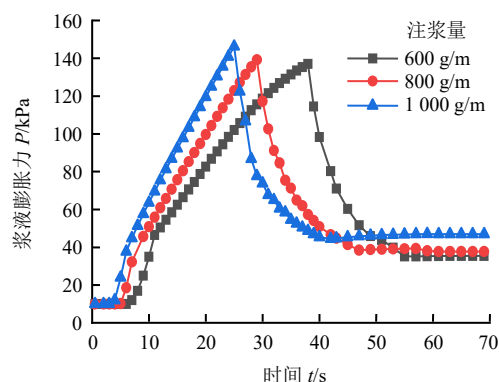


图 23 浆液膨胀力随时间变化曲线

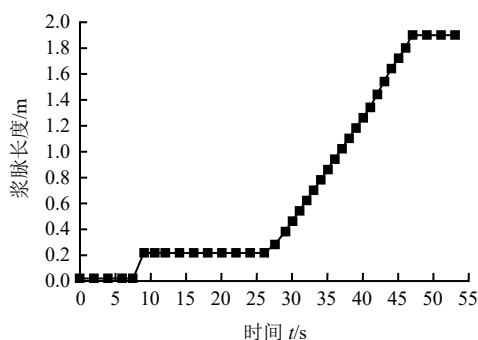
Fig.23 Relationships between expansion force of polymer slurry with time

随时间变化曲线, 可以发现, 高聚物膨胀力的变化过程大致可划分为 4 个阶段, 起始阶段高聚物浆液在注浆孔内迅速膨胀, 膨胀力大小为一个大气压, 随着高聚物注浆量增大, 该阶段持续时间缩短, 填充注浆孔过程越迅速; 第 2 阶段为浆液充满注浆孔后土体尚未开裂阶段, 在该阶段随着化学反应的进行, 膨胀力快速增大; 第 3 阶段, 在膨胀力作用下孔壁应力达到土体抗拉强度, 土体初始裂缝形成, 浆液进入裂纹通道, 膨胀力近似呈线性增长, 增长速率略小于第 2 阶段; 随着裂缝出现第 2 次扩展, 膨胀力发展进入第 4 阶段, 在该阶段裂缝体积不断增大, 浆液密度持续下降, 化学反应接近终止, 因此膨胀力快速减小, 最终趋于稳定。在整个反应过程中, 高聚物膨胀力呈现先增大, 再逐渐减小直至稳定的变化特征。

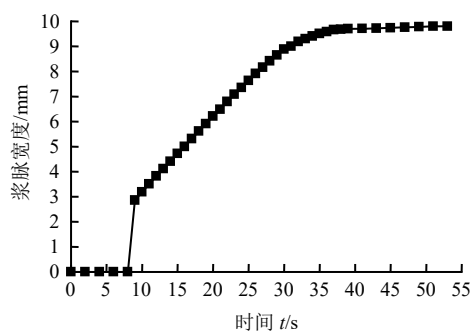
从 3 个工况的膨胀力变化情况对比来看, 随着注浆量的增加, 浆液充满注浆孔和土体启裂时间以及膨胀力达到峰值的时间均逐渐提前, 膨胀力的增长速率、峰值以及最终稳定值均随注浆量的增大而增大。

4.5.4 浆脉形态随时间变化规律

图 24 为计算得到的注浆量 800 g/m 、土体初始弹性模量为 5 MPa 、注浆孔埋深为 2.0 m 、断裂韧度为 $4.0 \text{ kPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ 条件下浆脉长度和宽度的时程变化。从图 24(a)可以发现, 土体在 9 s 时启裂, 时间在 $9 \sim 28 \text{ s}$ 之间, 浆脉长度保持在 0.216 m 左右; 28 s 时裂缝进一步扩展, 其长度随时间近似呈线性增长; 约 47 s 时, 裂缝长度达到稳定。从图 24(b)可以看出, 从 9 s 时起土体开裂后浆脉宽度近似呈线性快速增长, 至 35 s 时浆脉宽度增速逐渐变缓, 约 40 s 时趋于稳定。1/2 浆脉轮廓线随时间变化情况如图 25 所示, $15 \sim 25 \text{ s}$ 期间, 浆脉长度没有发生明显变化, 浆脉宽度持续增大; 至 28 s 裂缝 2 次扩展后, 浆脉长度持续增大, 而浆脉最大宽度变化较小。



(a) 浆脉长度时程变化



(b) 浆脉宽度时程变化

图 24 浆脉形态时程变化曲线

Fig.24 Temporal changes in the morphology of grout vein

总的来看, 浆液劈裂扩散过程中形成的楔形浆脉片体体积随着时间逐渐增大, 最终趋于稳定; 注浆孔中心处浆脉宽度最大, 沿裂缝扩展方向, 浆脉宽度逐渐减小, 至裂尖处为 0; 浆脉长度和宽度发展速度不同步, 裂缝启裂至 2 次扩展阶段, 浆脉长度基本保持不变, 宽度线性增大; 裂缝 2 次扩展后, 浆脉长度转入近似线性增长阶段, 而宽度增长速率则迅速降低并趋于稳定, 浆脉长度稳定时间相对滞

后。

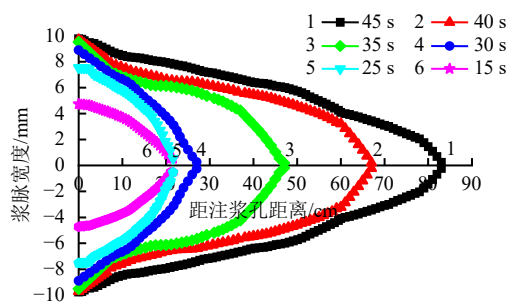


图 25 不同时间 1/2 浆脉轮廓线

Fig.25 Profiles of 1/2 slurry vein front at different times

4.5.5 劈裂过程与浆液化学反应进程耦合关系分析

浆液化学反应过程中生成大量气体 (以微小气泡形式存在于浆液内) 是引起浆液体积膨胀的直接原因, 当膨胀过程受到周围介质约束时, 便对周围介质产生膨胀压力, 高聚物浆液对土体的劈裂过程正是两者耦合作用的结果。土体初始弹性模量为 5 MPa 、注浆孔埋深为 2.0 m 、断裂韧度为 $4.0 \text{ kPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ 条件下, 注浆量为 800 g/m 时, 浆液化学反应过程中生成的气体量随时间变化曲线如图 26 所示, 根据图 25 的计算结果绘制了裂缝总体积随时间变化曲线如图 27 所示。

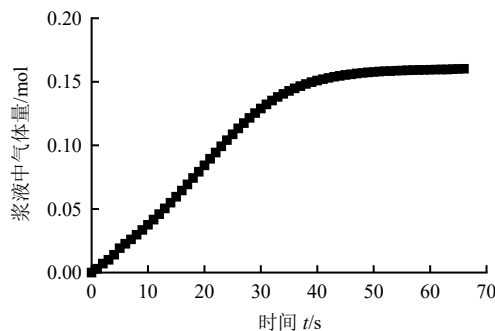


图 26 浆液中气体物质的量随时间变化曲线

Fig.26 Curve of the amount of gas in slurry with time

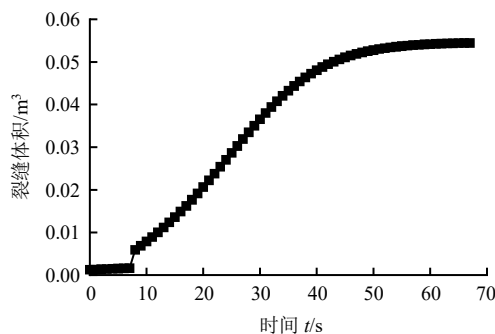


图 27 裂缝体积随时间变化曲线

Fig.27 Curve of crack volume over time

为便于对比分析,定义不同时刻气体量相对于反应结束时最终气体总量的比率为气体量百分比,不同时刻裂缝体积相对于最终裂缝体积的比率为裂缝体积百分比。根据图 26 和图 27 绘制了浆液气体量百分比和裂缝体积百分比和两者的变化率随时间变化曲线分别如图 28 和图 29 所示。

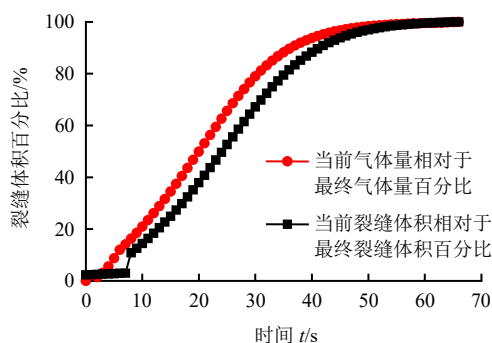


图 28 气体量和裂缝体积百分比随时间变化曲线
Fig.28 Percentage of gas volume and fracture volume with time

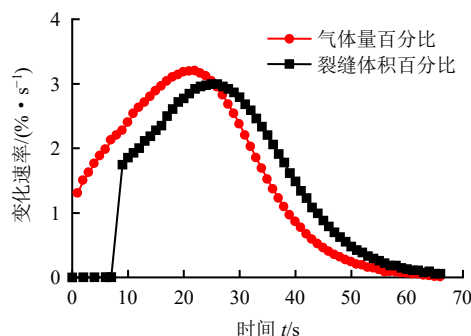


图 29 气体量和裂缝体积百分比变化率随时间变化曲线
Fig.29 Gas volume percentage and fracture volume percentage change rate with time

结合图 23 (注浆量为 800 g/m)、24、26~29 可以看出,6 s 前浆液处于反应初期,生成的气体量较少,浆液体积尚未充满注浆孔,其膨胀压力为一个大气压,裂缝体积始终等于注浆孔体积,因此两者变化率均为 0;6~9 s 之间裂缝尚未出现,但随着化学反应进行和气体量的增加,浆液已充满注浆孔。由于受到注浆孔约束,膨胀力开始增大,在膨胀力挤压作用下注浆孔体积增大,因此裂缝体积开始增大,但变化率较小;9 s 时启裂,裂缝体积变化率骤然增大,出现一个跃升;随着化学反应的持续,9~28 s 时段尽管气体量与裂缝体积均随时间逐渐增大,但由于气体量百分比变化率始终高于裂缝体积百分比变化率,使得浆液膨胀压力呈不断增大趋势;28 s 时在膨胀压力作用下裂缝产生二次扩展,此后裂缝长度、宽度和体积不断增大,但气体量百

分比变化率始终低于裂缝体积百分比变化率,因此浆液膨胀压力持续降低;至 60 s 后化学反应接近于终止,气体量和裂缝体积百分比变化率逐渐趋近于 0,膨胀压力随之达到稳定。

4.5.6 土体孔隙比随时间变化规律

注浆量为 800 g/m、土体初始弹性模量为 5 MPa、注浆孔埋深为 2.0 m、断裂韧度为 $4.0 \text{ kPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ 条件下,不同时刻土体孔隙比分布情况如图 30 所示。可以看出,土体开裂后,受浆液膨胀力作用影响,裂缝面两侧土体被挤压,邻近范围内土体孔隙比显著降低,随着时间推移,浆脉长度不断扩展,土体孔隙比受影响范围逐渐增大。

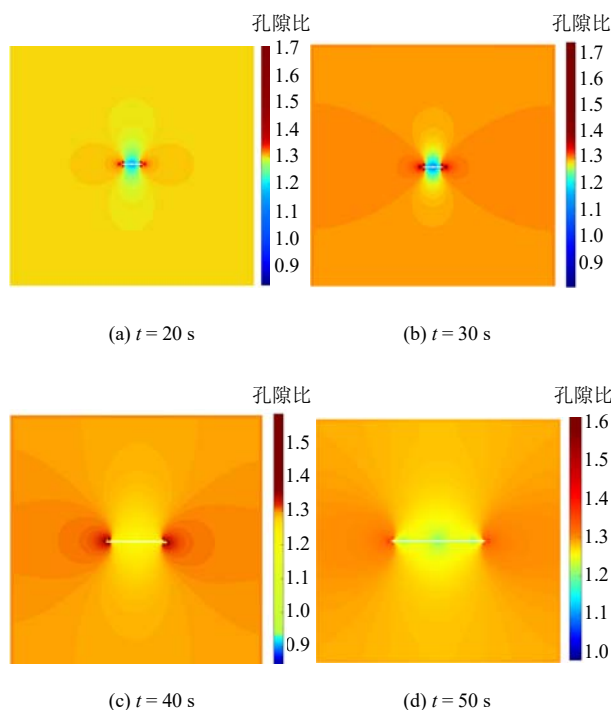
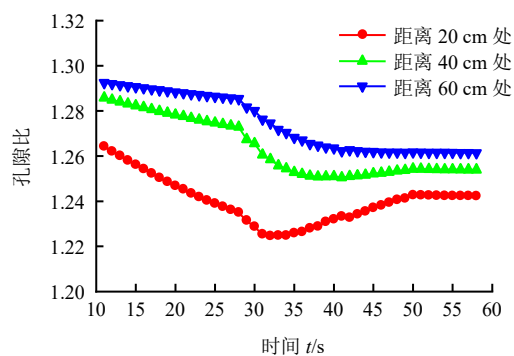


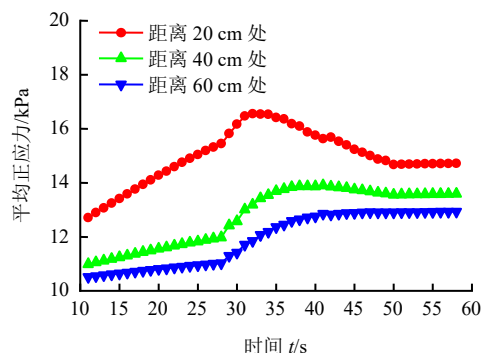
图 30 不同时刻土体孔隙比分布云图
Fig.30 Change process of soil void ratio at different times

裂纹扩展过程中竖直方向距注浆孔中心 20、40、60 cm 处土体孔隙比和平均正应力随时间变化情况如图 31 所示。由于土体受到浆液膨胀力挤压作用的影响,3 个位置处土体平均正应力逐渐增大,孔隙比逐渐减小;从 9 s 启裂至 28 s 裂缝二次扩展时间范围内,3 个测点的孔隙比随时间近似呈线性减小;28 s 后土体二次扩展,距离 20 cm 处测点孔隙比先下降,在 32 s 时达到最低值然后回升,50 s 时趋于稳定;距离 40 cm 处测点孔隙比前期逐渐下降,42 s 时达到最低值然后由一定回升,50 s 时趋于稳定;距离 60 cm 处测点孔隙比始终呈下降趋势,46 s 时达到稳定。对比各测点孔隙比变化过程可以

看出, 距离注浆孔中心越近, 土体孔隙比下降程度越大, 浆液膨胀力的挤密作用越显著; 随着裂缝扩展和后期膨胀压力的下降, 注浆孔附近一定范围内土体孔隙比有一定程度恢复, 距离注浆孔越近, 孔隙比恢复量越大。



(a) 注浆孔中心土体孔隙比竖向变化



(b) 注浆孔中心土体平均正应力竖向变化

图 31 注浆孔中心土体孔隙比和平均正应力变化

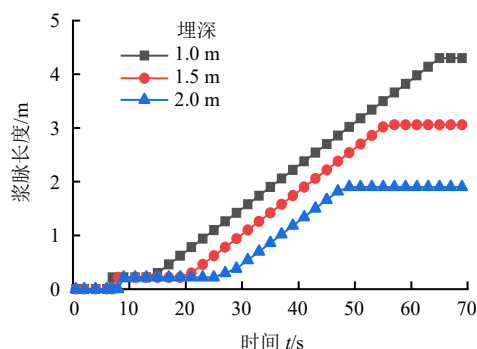
Fig.31 Variation of soil void ratio and average stress in the center of grouting hole

根据压密曲线 $e-\ln p$, 土体孔隙比与平均应力成反比, 因此在膨胀力挤压作用下, 裂缝附近土体平均应力变化趋势和分布特征与孔隙比恰好相反。

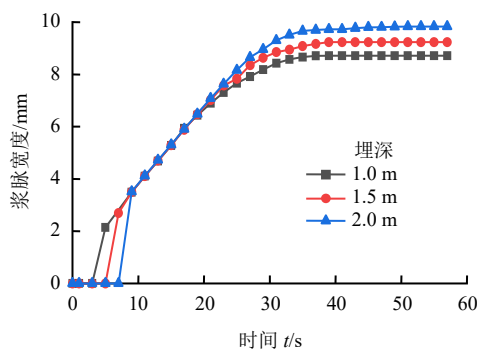
4.5.7 注浆孔埋深对浆脉形态的影响

注浆量为 800 g/m 、土体初始弹性模量为 5 MPa 、断裂韧度为 $4.0 \text{ kPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ 条件下, 注浆孔埋深 1.0 m ($\sigma_x = 17.8 \text{ kPa}$ 、 $\sigma_y = 11.9 \text{ kPa}$)、 1.5 m ($\sigma_x = 26.7 \text{ kPa}$ 、 $\sigma_y = 17.8 \text{ kPa}$) 与 2.0 m ($\sigma_x = 35.6 \text{ kPa}$ 、 $\sigma_y = 23.7 \text{ kPa}$) 3 种工况下, 浆脉长度和宽度随时间变化情况如图 32 所示。可以看出, 当埋深为 1.0 m 时, 注浆后 7 s 土体出现初始裂缝, 埋深为 1.5 m 时, 注浆后 8 s 启裂, 埋深为 2.0 m 时, 启裂时间延长至 9 s ; 3 种工况下裂缝二次扩展时间分别为 16 、 21 、 28 s , 浆脉最终长度分别为 4.30 、 3.06 、 1.90 m 。不同注浆孔埋深下初始裂缝宽度分别为 2.14 、 2.70 、 3.51 mm ; 初始裂缝形成后, 浆脉宽度迅速增大, 初始阶段各

工况浆脉宽度变化速率基本相同, 21 s 后各工况浆脉宽度变化差异逐渐明显, 最终宽度分别为 8.71 、 9.23 、 9.83 mm 。总体来看, 裂缝启裂时间和二次扩展时间均随注浆孔埋深的增大而延后, 浆脉最终长度随着埋深的增大而减小, 宽度变化规律与则之相反。



(a) 浆脉长度变化曲线



(b) 浆脉宽度变化曲线

图 32 不同注浆孔埋深下浆脉形态随时间变化曲线

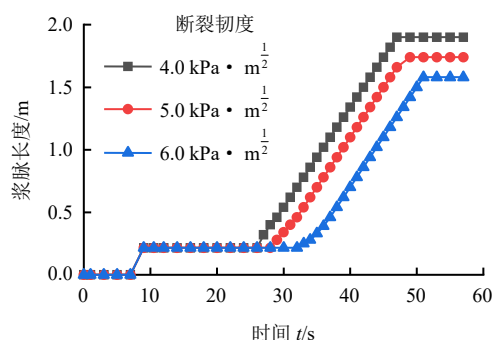
Fig.32 Relationships between grout vein morphology with time under different buried depths of grouting holes

分析出现上述现象的原因在于, 浆液化学反应产生的膨胀力是驱使土体开裂、裂缝发展的原动力, 当埋深增大时, 初始地应力升高, 浆液需要产生更大的膨胀力才能使孔壁土体应力达到抗拉强度而开裂, 使裂尖应力强度因子达到断裂韧度值而驱使裂缝扩展, 为此浆液需要更长时间的化学反应来蓄积更大膨胀力, 因此导致土体启裂时间和裂缝二次扩展时间延后; 由于埋深增大后裂缝扩展阻力增大, 使得裂缝长度减小, 同时因裂缝扩展所需膨胀压力增大了, 所以裂缝开度相应增大。

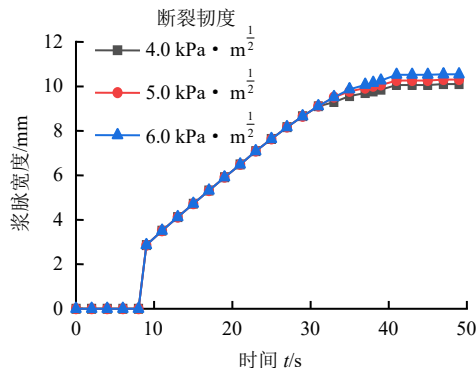
4.5.8 断裂韧度对浆脉形态的影响

图 33 是注浆量为 800 g/m 、土体初始弹性模量为 5.0 MPa 、埋深为 2.0 m 时, 断裂韧度为 4.0 、 5.0 、 $6.0 \text{ kPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ 三种工况下浆脉长度与宽度的时程变化, 不同断裂韧度下土体均在 9 s 左右启裂, 随后

浆脉长度基本保持不变直至二次扩展,不同断裂韧度下初始裂缝二次扩展时刻分别为 28、30、32 s,裂缝长度稳定时刻分别为 47、49、51 s,浆脉最终长度分别为 1.90、1.74、1.58 m。在土体开裂初期,3 种工况下浆脉宽度增速保持一致,均由 2.86 mm 增大至 9.53 mm;21 s 后各工况浆脉宽度变化差异逐渐明显,不同断裂韧度下浆脉最终宽度分别为 10.10、10.30、10.54 mm。整体来看,随着断裂韧度值的增大,裂缝二次扩展及稳定时刻逐渐延后,浆脉长度随着断裂韧度的增大而减小,浆脉宽度则随断裂韧度的增大而增加。



(a) 浆脉长度变化曲线



(b) 浆脉宽度变化曲线

图 33 不同断裂韧度下浆脉形态随时间变化曲线

Fig.33 Relationships between grout vein morphology with time under different fracture toughness K_{Ic}

出现上述现象是由于这里采用最大拉应力准则判断土体启裂位置,故不同工况的启裂时间相同;裂缝沿长度方向二次扩展利用断裂韧度作为判据,土体断裂韧度增大时,浆液需要更长的反应时间以蓄积较大膨胀力挤压裂缝两侧土体,以增大临界计算应力强度因子,促使裂缝继续向前扩展;由于断裂韧度增大后裂缝扩展阻力增大,所需膨胀压力变大,使得裂缝长度减小,开度增大。

4.5.9 对工程指导作用

利用本文模型和分析方法,得到了不同条件下

高聚物压密劈裂注浆过程中浆液膨胀力时程变化,阐明了土体应力场、孔隙比、密度、弹性模量分布及变化特征,揭示了被加固土层埋深、土体断裂韧度、注浆量等因素对浆脉长度宽度随时间变化历程的影响规律。在工程实践中,可结合加固需求,根据被加固土体的物理力学性质和注浆深度要求,通过计算分析,确定合理的注浆量和注浆孔间距。

5 结 论

基于高聚物浆液化学反应原理,综合运用扩展有限元理论、修正剑桥模型和高聚物浆液膨胀力计算模型,建立了模拟高聚物在土体中压密劈裂注浆动态过程的二维仿真分析方法。3 种不同注浆量下的测试值与计算分析结果吻合良好,验证了所建立方法的适用性。在此基础上开展了不同工况下高聚物压密劈裂注浆仿真分析,结果表明:

(1)受浆液化学反应进程和浆土耦合作用影响,裂缝启裂后浆液膨胀力随时间近似呈线性增长,至二次扩展时膨胀力达到峰值,随后快速下降并趋于稳定;注浆量越大,膨胀力增长速度越快,最终值越大。

(2)浆脉长度和宽度发展速度不同步,表现出明显阶段性特征。裂缝启裂至二次扩展阶段,浆脉长度基本保持不变,宽度线性增大;裂缝二次扩展后,浆脉长度近似线性增长,宽度增长速率则迅速降低并趋于稳定;与裂缝宽度相比,浆脉长度的稳定时间相对较晚。

(3)受浆液膨胀力挤密作用,裂缝两侧一定范围内土体孔隙比显著降低;沿垂直于裂缝面方向,距注浆孔中心越近孔隙比越小;孔隙比随时间整体呈下降趋势,随着裂缝的扩展和后期膨胀压力的下降,紧邻裂缝面两侧土体孔隙比有一定恢复。裂缝附近土体平均应力变化趋势和分布特征与孔隙比恰好相反。

(4)随着注浆孔埋深和土体断裂韧度的增加,浆脉长度逐渐减小,宽度不断增大;浆脉扩展稳定时间随埋深的增大而提前,随断裂韧度的增大而延后。

参 考 文 献

- [1] 朱旻, 龚晓南, 高翔, 等. 基于流体体积法的劈裂注浆有限元分析[J]. 岩土力学, 2019, 40(11): 4523-4532.
ZHU Min, GONG Xiao-nan, GAO Xiang, et al. Volume of fluid method based finite element analysis of fracture

- grouting[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(11): 4523-4532.
- [2] 张乐, 杨志兵, 李东奇, 等. 浆液在透明复制裂隙中驱替行为的可视化试验研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(6): 1708-1718.
- ZHANG Le, YANG Zhi-bing, LI Dong-qi, et al. Investigation into displacement behavior of grout in a transparent fracture replica through visualized experiments[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2023, 44(6): 1708-1718.
- [3] ZHOU S H, XIAO J H, DI H G, et al. Differential settlement remediation for new shield metro tunnel in soft soils using corrective grouting method: case study[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2018, 55(12): 1877-1887.
- [4] 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 fracturing grouting[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(7): 1877-1886.
- [5] 程桦, 刘向阳, 曹如康, 等. 类砂质泥岩常规三轴浆压致裂起裂压力试验研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(10): 2655-2664.
- CHENG Hua, LIU Xiang-yang, CAO Ru-kang, et al. Experimental research on fracture initiation pressure of conventional triaxial slurry fracturing in similar material of sandy mudstone[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2022, 43(10): 2655-2664.
- [6] 刘向阳, 程桦, 黎明镜, 等. 基于浆液流变性的深埋岩层纵向劈裂注浆理论研究[J]. 岩土力学, 2021, 42(5): 1373-1380.
- LIU Xiang-yang, CHENG Hua, LI Ming-jing, et al. Theoretical research on longitudinal fracture grouting of deep buried strata based on slurry rheology[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2021, 42(5): 1373-1380.
- [7] BENOIT C, SYLVIE G. Numerical modeling of hydraulic fracture problem in permeable medium using cohesive zone model[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 2012, 79: 312-328.
- [8] 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.
- [9] 郑刚, 张晓双. 劈裂注浆过程的二维颗粒流的模拟研究[J]. 厦门大学学报(自然科学版), 2015, 54(6): 905-912.
- ZHENG Gang, ZHANG Xiao-shuang. Meso-mechanical simulation of fracture grouting using particle flow code in two dimensions[J]. **Journal of Xiamen University (Natural Science)**, 2015, 54(6): 905-912.
- [10] CHEN T L, ZHANG L Y, ZHANG D L. An FEM/VOF hybrid formulation for fracture grouting modelling[J]. **Computers and Geotechnics**, 2014, 58: 14-27.
- [11] 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 influencing factors for morphology of grout veins[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2019, 41(3): 484-491.
- [12] 边学成, 程翀, 王复明, 等. 高速铁路路基沉降高聚物注浆修复后动力性能及长期耐久性的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(3): 562-568.
- BIAN Xue-cheng, CHENG Chong, WANG Fu-ming, et al. Experimental study on dynamic performance and long-term durability of high-speed railway subgrade rehabilitated by polymer injection technology[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(3): 562-568.
- [13] 高运昌, 高盟, 尹诗. 聚氨酯固化海砂的静力特性试验研究[J]. 岩土力学, 2019, 40(增刊 1): 231-236.
- GAO Yun-chang, GAO Meng, YIN Shi. Experiments on static characteristics of sea sand solidified by polyurethane[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(Suppl.1): 231-236.
- [14] 高翔, 黄卫, 魏亚, 等. 聚氨酯高聚物注浆材料抗压强度测试与模拟[J]. 复合材料学报, 2017, 34(2): 438-445.
- GAO Xiang, HUANG Wei, WEI Ya, et al. Experiment and modeling for compressive strength of polyurethane grout materials[J]. **Acta Materiae Compositae Sinica**, 2017, 34(2): 438-445.

- [15] 刘汉龙, 刘平, 杨贵, 等. 高聚物胶凝堆石料动残余变形特性试验研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(7): 1863-1868.
LIU Han-long, LIU Ping, YANG Gui, et al. Experimental investigations on dynamic residual deformation behaviors of PFA-reinforced rockfill materials[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(7): 1863-1868.
- [16] 石明生. 高聚物注浆材料特性与堤坝定向劈裂注浆机理研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2011.
SHI Ming-sheng. Research on polymer grouting material properties and directional fracturing grouting mechanism for dykes and dams[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2011.
- [17] HAO Y J, GUO C C, SHI M S, et al. Application of polymer split grouting technology in earthen dam: diffusion law and applicability[J]. **Construction and Building Materials**, 2023, 369: 13062.
- [18] 夏洋洋, 郝燕洁, 杜雪明, 等. 高聚物定向劈裂注浆动态过程数值模拟[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2021, 52(12): 4464-4474.
XIA Yang-yang, HAO Yan-jie, DU Xue-ming, et al. Numerical simulation on dynamic process of polymer directional fracturing grouting[J]. **Journal of Central South University (Science and Technology)**, 2021, 52(12): 4464-4474.
- [19] 石明生, 王复明, 刘恒, 等. 堤坝高聚物定向劈裂注浆试验与有限元模拟[J]. 水利学报, 2016, 47(8): 1087-1092.
SHI Ming-sheng, WANG Fu-ming, LIU Heng, et al. Finite-element simulation and experiment on polymer directional fracturing and grouting for dykes and dams[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 2016, 47(8): 1087-1092.
- [20] 李晓龙, 陈灿, 王贻森, 等. 自膨胀高聚物浆液劈裂注浆仿真方法研究[J]. 土木工程学报, 2023, 56(12): 156-165.
LI Xiao-long, CHEN Can, WANG Yi-sen, et al. Simulation method for fracture grouting of expansible polymer in soil[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2023, 56(12): 156-165.
- [21] 李晓龙, 陈坤洋, 陈灿, 等. XFEM 和修正剑桥模型模拟高聚物劈裂注浆方法研究[J]. 水力发电学报, 2023, 42(7): 24-36.
LI Xiao-long, CHEN Kun-yang, CHEN Can, et al. Study on polymer-fracturing grouting simulations using extended finite element method and modified Cam-clay model[J]. **Journal of Hydroelectric Engineering**, 2023, 42(7): 24-36.
- [22] SEO D, YOUN J R. Numerical analysis on reaction injection molding of polyurethane foam by using a finite volume method[J]. **Polymer**, 2005, 46(17): 6482-6493.
- [23] 李晓龙, 陈灿, 贾赫扬, 等. 考虑化学反应的聚氨酯高聚物浆液膨胀机理试验与数值模拟研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2023, 20(11): 4163-4173.
LI Xiao-long, CHEN Can, JIA He-yang, et al. A study on the expansion mechanism of polymer considering chemical reactions: experiment and numerical simulation[J]. **Journal of Railway Science and Engineering**, 2023, 20(11): 4163-4173.
- [24] BURLAND J B. The yielding and dilation of clay[J]. **Geotechnique**, 1965, 15(2): 211-214.
- [25] ROSCOE K H, SCHOFIELD A N, THURAIRAJAH A. Yielding of clays in states wetter than critical[J]. **Geotechnique**, 1963, 13(3): 211-240.
- [26] 谢永利, 来弘鹏, 康佐, 等. 地铁区间隧道黄土地层注浆预加固技术研究[J]. 中国铁道科学, 2014, 35(1): 47-54.
XIE Yong-li, LAI Hong-peng, KANG Zuo, et al. Grouting pre-reinforcement technology for metro tunnel in loess strata[J]. **China Railway Science**, 2014, 35(1): 47-54.