

DOI: 10.16285/j.rsm.2021.0376

# 砂质土体脉动注浆浆-土耦合动力响应分析

窦金熙<sup>1,2</sup>, 张贵金<sup>1,2</sup>, 张 熙<sup>1,2</sup>, 范伟中<sup>1,2</sup>, 宋 伟<sup>1,2</sup>

(1. 长沙理工大学 水利与环境工程学院, 湖南 长沙 410114; 2. 长沙理工大学 水沙科学与水灾害防治湖南省重点实验室, 湖南 长沙 410114)

**摘 要:** 脉动注浆作为解决松散土体注浆的新工艺, 尽管已经得到一定应用, 但脉动荷载作用下浆-土耦合的动力响应研究, 远滞后于工程实践。基于脉动注浆原理, 设计了一套脉动注浆监测响应系统, 设定不同脉动周期压力和土体孔隙比, 研究不同脉动周期荷载作用砂质土体的响应规律; 依托 COMSOL Multiphysics 平台结合 MATLAB, 二次开发了适用于模拟脉动注浆浆-土耦合应力-应变的程序; 通过物理试验对比现有注浆地层响应理论, 验证了数值模拟适用性。研究结果表明: 当脉动压力增大, 土体的孔隙比不变时, 骨架力承担脉动应力传递速率增长; 脉动频率越大, 土体内部应力越大; 脉动压力会破坏恒载作用下土体形成的强弱力链, 导致应力传递均匀; 土体的孔隙比越大, 土体越松散, 脉动频率越大对于浆液在土体内部运移越有利。脉动注浆相比于稳压注浆会导致应力区域集中, 应力区域集中造成的浆液渗透与挤密注浆, 有利于降低注浆过程地层抬升位移; 相比稳压注浆的浆液易沿小主应力或者地层缺陷处浆液持续劈裂, 脉动注浆浆液扩散更可控。数值模拟方法为不同脉动施工参数、地层条件以及注浆材料下, 浆液扩散规律研究提供了新思路, 研究结论可为工程实践提供较强的指导意义。

**关 键 词:** 脉动注浆; 砂质土; 动力响应; 黏土-水泥浆液; 浆-土耦合

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2021) 12-3315-13

## Dynamic response analysis of slurry-soil coupling in sandy soil based on pulsating grouting

DOU Jin-xi<sup>1,2</sup>, ZHANG Gui-jin<sup>1,2</sup>, ZHANG Xi<sup>1,2</sup>, FAN Wei-zhong<sup>1,2</sup>, SONG Wei<sup>1,2</sup>

(1. School of Hydraulic and Environmental Engineering, Changsha University of Science and Technology, Changsha, Hunan 410114, China; 2. Key Laboratory of Water-Sediment Sciences and Water Disaster Prevention of Hunan Province, Changsha University of Science and Technology, Changsha, Hunan 410114, China)

**Abstract:** As a new grouting technology, pulsating grouting has been successfully applied to solve the problem of loose soil grouting. However, the dynamic response of slurry-soil coupling under pulsating load lags far behind the engineering practice. Based on the theory of pulsating grouting, a monitor system of pulsating grouting was designed. The response laws of sandy soil under different pulsating periodic loads were investigated by setting different pulsating periodic pressures and soil porosity ratios. Then through COMSOL Multiphysics platform and MATLAB, a program for simulating the stress-strain of slurry-soil coupling was developed. The applicability of numerical simulation was verified by comparing the existing grouting response theory with physical tests. The results show that when the pulsating pressure increases and the pore ratio of soil remains constant, the transfer rate of the pulsating stress borne by the skeleton force increases rapidly. The higher the pulsation frequency, the greater the soil stress. The fluctuating pressure will destroy the strong and weak force chain formed by the soil under constant load, resulting in the uniform stress transfer. The larger the pore ratio, the looser the soil and the higher the pulsation frequency, the more favorable the slurry migration in the soil. Compared with stable pressure grouting, pulsating grouting can lead to the stress concentration. Correspondingly, the slurry penetration and compaction caused by the stress concentration are beneficial to reduce the formation uplift displacement in the grouting process. Compared with stable pressure grouting, by which the grout is easy to split continuously along the small principal stress or formation defect, the grout diffusion induced by pulsating grouting is more controllable. In addition, the numerical simulation method provides a new idea for the slurry diffusion laws under different pulsating construction parameters, formation conditions and grouting materials. The research conclusions can provide a strong guiding significance for engineering practice.

**Keywords:** pulsating grouting; sandy soil; dynamic response; clay-cement slurry; slurry-soil coupling

收稿日期: 2021-03-17

修回日期: 2021-07-15

基金项目: 国家自然科学基金 (No.51279019); 中国电力投资集团公司重大科技计划项目 (No.2011-036-WLDKJ-X); 湖南省重大水利科技项目 (XSKJ2018179-32)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China(51279019), and the Major Science and Technology Program of China Power Investment Corporation(2011-036-WLDKJ-X) and the Key Water Resources Science and Technology Project of Hunan Province(XSKJ2018179-32).

第一作者简介: 窦金熙, 男, 1989 年生, 博士研究生, 主要从事水利工程地基处理研究与数值模拟。E-mail: doujinx@163.com

通讯作者: 张贵金, 男, 1964 年生, 博士, 教授, 主要从事水利工程新材料、水利工程安全评价和岩土工程风险分析研究。E-mail: gjzhang84@126.com

## 1 引言

全风化花岗岩(土)体在我国西南、华南等区域分布广泛,覆盖于地表形成了深厚的覆盖层。此类土体由颗粒粗细不均的砂质土组成<sup>[1]</sup>,具有含砂量多,颗粒粗糙,通气性能良好,渗水速度快,保水性能差等特点<sup>[2]</sup>;增大了水利、交通、市政等基础工程的处理难度;且全风化花岗岩体边坡,遇水极易导致山地崩塌和泥石流等地质灾害<sup>[3]</sup>。注浆技术作为各类不良地质基础工程处理的一种方法,被广泛应用于边坡稳定治理与地基防渗加固。

全风化花岗岩地层的注浆处理,可分为可灌性好和可灌性差的地层。可灌性好的地层土体致密、孔隙比小;灌浆的主要问题是控制浆材扩散,减少无效灌注,提高灌浆压力,改善灌浆效果。可灌性差的地层土体松散、孔隙比大;灌浆的主要问题是解决过水不过浆,采用适宜的灌浆材料和灌浆工艺,控制灌浆劈裂,提高灌浆的均匀性。脉动注浆是近年兴起的一种新型可控注浆方法,作为松散地层地基处理的灌浆工艺,虽然已在工程上得到了成功应用<sup>[4]</sup>,但该技术的理论与控制参数研究仍处于发展中。为了推动脉动注浆工艺的发展,探明浆液在松散土体无效扩散的机制,脉动注浆浆-土耦合动力响应研究势在必行。

目前,国内外学者对脉动注浆的研究主要集中在浆液扩散理论,及牛顿流体和宾汉流体的脉动注浆渗透机制等方面,并取得了一定的研究成果<sup>[5-6]</sup>。如 Mohammed<sup>[7]</sup>、张贵金<sup>[8]</sup>等通过稳压与脉动对比试验探讨了两者的差异;Ghafar 等<sup>[9]</sup>研究了脉动参数对浆液扩散的影响;廖湘辉等<sup>[10]</sup>研发了新式脉动压力泵;Wakita 等<sup>[11]</sup>初步探讨了脉动压力下浆液的扩散机制。通过上述研究表明,脉动注浆技术较传统与稳压注浆,在松散地层具有其独特的优势。对于注浆对地层抬动的影响,张世杰等<sup>[12]</sup>研究了注浆引起砂土层地表隆起的机制;张晓双<sup>[13]</sup>对地下工程注浆抬升的机制做了研究;唐智伟等<sup>[14-15]</sup>对注浆抬升设计方法和预测做了研究;El-Kelesh<sup>[16]</sup>、Au<sup>[17]</sup>等提出了压密注浆抬升模型;James 等<sup>[18]</sup>对注浆在松软地层的抬升效率做了研究;Zhang 等<sup>[19-20]</sup>对注浆抬升隆起的机制和数值模拟做了研究;Yang<sup>[21]</sup>、You<sup>[22]</sup>等对压密注浆的抬升土层应变提出了预测模型和数值模拟。现有研究针对注浆在地层引起的动力响应分析尚处于空白。

鉴于此,本文基于脉动注浆原理,设计脉动注浆动力响应监测试验装置,设定不同脉动周期压力

和土体孔隙比,分析脉动周期变化压力作用下地层动力响应;并采用数值模拟构造脉动周期压力变化模型、非均质地层模型、Martin-Finn-Seed 模型反映脉动荷载作用下土体动应力-动应变关系;考虑注浆过程中地层的孔隙率和渗透率联动影响,通过将渗透率和孔隙率定义为应力-应变的函数,实现脉动注浆对地层相互耦合作用过程的模拟。通过室内试验、数值仿真、现有理论的相互验证,揭示脉动压力荷载作用下砂质土体中的浆-土耦合动力响应机制,以期对脉动注浆工艺的工程应用提供有效的理论指导。

## 2 注浆动力响应理论

注浆对土体产生的能量主要来自于注浆压力,浆液充填土体孔隙或者劈裂、挤密土体都将使土体产生变形,所以地层的变形和注浆量、土体物理性质、注浆压力之间存在一定相关关系。从土的微观和细观上分析,由于土的离散性、颗粒非连续性、各向异性、非均匀等特性,在受到外荷载作用时,颗粒无序排列形成的复杂接触网络,是荷载传递的路径。

根据光弹性试验和 DEM 模拟发现,散粒体在受到外荷载作用时会产生树状的结构力链,这种结构体现了颗粒体系承受和传递外荷载的方式<sup>[16]</sup>。研究还发现,接触网络上局部颗粒受到大小不同荷载作用时,颗粒间接触有强弱之分,传递较大比例荷载的路径构成强力链,反之形成弱力链。因此,强、弱力链是外荷载传递的路径,而这些路径构成了整个接触网络,强、弱力链仅是接触网络的一部分,如图 1 所示。

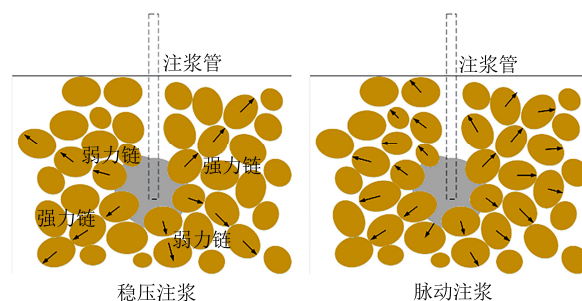


图 1 注浆荷载作用下土体的骨架力概化模型图  
Fig.1 The skeleton force generalized model of soil under grouting load

注浆对土体产生外荷载后,颗粒接触处会产生法向接触力和切向接触力,颗粒的接触力形成宏观的骨架力链。骨架力链的大小及形式与颗粒所处的



抬升条件:

$$F_G \geq W_c + S \quad (9)$$

即

$$\frac{p_0}{rz} \geq \left[ \frac{(z/a)^2 + 3(z/a) \tan \theta + 3 \tan^2 \theta}{3 \tan^2 \theta} \right] C' \quad (10)$$

式中:

$$C' = 1 + \frac{2(1 - \sin \varphi) \cos(180 - \varphi + \theta)}{\cos \varphi \cos \theta} \quad (11)$$

从式(1)~(11)可以得出,计算土体破坏的参数主要为地层平均重度 $\gamma$ ,半径 $r$ 处的浆液压力,浆液渗入半径 $R$ ,灌注压力 $p_0$ ,内摩擦角 $\varphi$ ,泊松比 $\nu$ 。对于土层来说,最重要的参数为内摩擦角和黏聚力,上述公式的适用的土层为由花岗岩全风化形成的典型砂质土体地层,内摩擦角取值范围为 $20^\circ \sim 50^\circ$ ,黏聚力取值范围为 $10 \sim 35$  kPa。

### 3 模型试验

#### 3.1 模型试验系统

为了揭示脉动注浆压力控制下,浆-土耦合动力响应的机制,设计了一套脉动注浆试验模型系统,可以实现砂质土地层地质条件下的脉动注浆工艺模拟,及注浆过程中应力变化的采集、土体抬升的采集、注浆后开挖胶结体的揭露等。试验系统包括:模型试验架土体装载装置(824 mm×824 mm×600 mm,刚性玻璃)、注浆系统及信息采集、监测系统3部分。室内注浆动力响应模拟试验注浆仪器及设备见图4。

注浆信息采集系统的应力传感器贴于刚性玻璃的四周距离地表400 mm处,每边各两个,一共安装了8个应力传感片,与注浆孔出浆位置齐平,间距300 mm。传感器为压阻式应力传感器,通过吸附在基体材料上的应变电阻随机械形变,而产生阻值变化来传递土体内部压力变化;压阻应力传感器的最大量程电压是20 V,可测量最大压力是2 MPa,每伏特电压对应压力是0.1 MPa。地表安装位移抬升监测装置,位于注浆孔间距50 mm处,分别对脉动压力的传递和土体位移抬升进行监测。并在缸体四侧安装钢尺进行土体各层位移测量。

#### 3.2 试验材料参数

##### 3.2.1 砂质土体参数

土中固体颗粒的大小、形状、矿物成分及其组成情况是决定土的物理力学性质的重要因素。试验被注介质为全风化花岗岩砂质土,来自课题组项目云南红河州邦干水库坝肩,采集深度为2 m。试验通过参数调整,还原原状土真实参数。原状土基本物理参数见表1,这里根据土的粒径界限来划分土粒组成。颗粒级配曲线见图5。由图可知,该土样颗粒级配良好,粒径分布范围广,其中小于0.075 mm的细粒组占总质量的12.33%,0.075~2 mm粒径范围内的砂粒组占总质量的75.67%,可见该地层组成以砂质土为主。砂土是指粒径大于2 mm的颗粒质量不超过总质量的50%的土,且粒径大于0.075 mm的颗粒质量超过总质量的50%的土,根据《岩土工程勘察规范》(GB50021-2001)<sup>[24]</sup>还可将砂土细分为砾砂、粗砂、中砂、细砂和粉砂。从颗粒曲线图中可以看出,粒径大于0.25 mm的颗粒质量超过总质量的50%,可以界定为中砂。

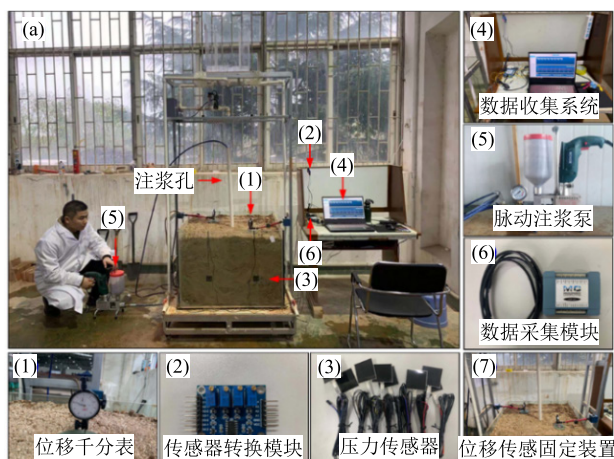


图4 脉动注浆模型试验系统

Fig.4 Pulsation grouting experimental system

表1 全风化花岗岩基本物理参数

Table 1 Basic physical parameters of completely weathered granite

| 密度<br>( $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$ ) | 干密度<br>( $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$ ) | 含水率<br>/% | 液限<br>/% | 塑限<br>/% | 孔隙率<br>/% |
|-------------------------------------------|--------------------------------------------|-----------|----------|----------|-----------|
| 1.93                                      | 1.71                                       | 7.6       | 8.1      | 17.9     | 36        |

##### 3.2.2 注浆浆液性能

根据课题组之前全风化花岗岩形成的砂质土地层适用浆液的研究<sup>[25-27]</sup>,采用的浆液为黏土-水泥浆,浆液性能根据试验得出的参数如表2所示。从表中可以看出,随着水固比的提高和水泥比例的下降,浆液的黏度在降低,流动度在增加;抗压强度受水固比和水泥含量的影响较大。经课题组现场试验表明<sup>[26]</sup>,水固比为0.8,黏土水泥比为1的浆

液防渗效果较好,且为了分析不同黏土-水泥浆液配比的脉动压力控制下地层动力响应规律,本次试验采用水固比为 0.8 的浆液配比,具体浆液性能参数如表 2 所示。

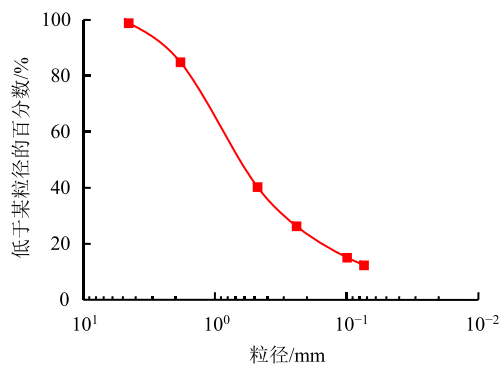


图 5 全风化花岗岩粒度曲线

Fig.5 Particle size analysis curve of completely weathered granite

表 2 各水固比浆液性能参数

Table 2 Performance parameters of slurry with different water-solid ratios

| 水固比 | 黏土:水泥  | 相对密度 | 初凝时间 /min | 析水率 /% | 流动度 /cm | 黏度 /s | 28 d 抗压强度/MPa |
|-----|--------|------|-----------|--------|---------|-------|---------------|
| 0.8 | 1:1    | 1.55 | 67        | 0      | 13.2    | 24    | 21.8          |
| 1.0 | 2:1    | 1.48 | 92        | 0      | 19.7    | 21    | 5.2           |
| 1.2 | 2:0.75 | 1.45 | 108       | 1      | 24.3    | 19    | 3.3           |
| 1.5 | 2:0.5  | 1.41 | 121       | 1      | 27.0    | 18    | 1.5           |

### 3.3 注浆模型试验

根据文献[23],提出安全压力为上覆盖层压力的 1~5 倍,经过换算得出试验压力,设置 2 个水平,分别为 0.3、0.6 MPa。脉动频率设置 4 个水平,分别为 10、20、40、60。采用水固比为 0.8 的浆液配比。将现场运回来的砂质土体分层装填,装填完毕后采用 32 道高密度 ADMT 电磁物探仪器进行密度和孔隙率测定,根据反馈数据进行密度和孔隙率调整,然后换算出试验设计的孔隙比,孔隙比平均为 0.4。

### 3.4 试验结果

#### 3.4.1 0.3 MPa 脉动压力作用土体应力响应分析

图 6 为脉动压力为 0.3 MPa 下,孔隙比为 0.4 不同脉动频率压力变化电压响应图。从图中可以看出,当土体孔隙比为 0.4 (孔隙率平均为 28%) 时,脉动波动压力波峰-波谷变化明显;当频率为 10 时,波谷到波峰的电压变化范围为 1.5~2 V;当脉动频率为 20 时,波谷到波峰的电压变化范围为 2.5~3 V;当频率为 40 时,波谷到波峰的电压变化范围为 3.5~3.9 V;当频率为 60 时,波谷到波峰的电压变化范围为

3.7~4 V。从压力幅值的变化范围可以得出,土体内部压力增大,表明土体内部应力随着脉动频率的增大而增加,但是波动周期谷幅随着脉动频率的增大开始趋减。该现象的原因分析认为,土体在 0.4 的孔隙比情况下,浆液扩散挤密土体,土体密度增加,间接导致土体的固体骨架紧密;土体在脉动压力下传递速率增大,且随着脉动频率增大,注浆量不断增加时,导致土体内部应力集中。

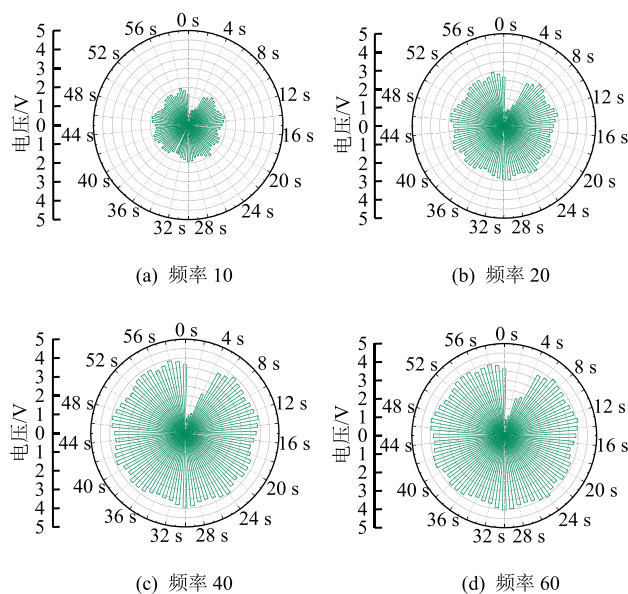


图 6 0.3 MPa 脉动压力下孔隙比为 0.4 时不同脉动频率电压响应

Fig.6 Voltage responses with different pulsating frequency under the pore ratio of 0.4 and the pulsating pressure of 0.3 MPa

综上可知,低频脉动时,在孔隙比为 0.4 的情况下,土体接收荷载的传送的速率较快;当脉动频率逐渐增大,土体的孔隙比不变时,骨架力承担脉动应力传递速率同样增长;脉动频率越大,土体内部应力越大。根据土体接收脉动频率的传递频次可知,脉动频率越快,土体的强弱力链越难以形成,应力传递则越分散。

#### 3.4.2 0.6 MPa 脉动压力作用土体应力响应分析

图 7 为 0.6 MPa 脉动压力下,孔隙比为 0.4 的不同脉动频率电压响应图。从图中可以看出,当频率为 10 时,波谷到波峰的变化范围为 3.3~3.8 V;当脉动频率为 20 时,波谷到波峰的电压变化范围为 4.2~4.9 V;当频率为 40 时,波谷到波峰的电压变化范围为 5~5.6 V;当频率为 60 时,波谷到波峰的电压变化范围为 6.5~6.7 V。土体的孔隙比为 0.4,脉动压力为 0.6 MPa 情况下,当脉动频率增大时,压力呈圆形增大,脉动频率的收集也同样变密集;当频

率增加到 60 的时,土压增大到收集上限的极限,由于压力的采集为一秒钟一次,可知由于土体的密实度大,压力收集反映明显。

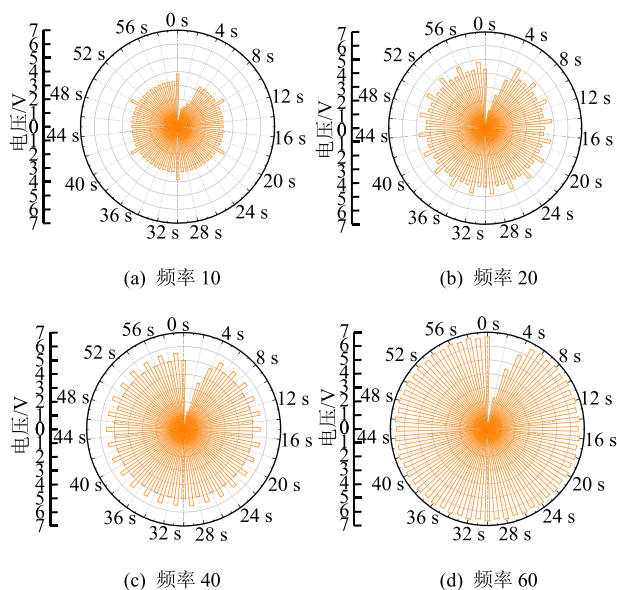


图 7 0.6 MPa 脉动压力下孔隙比为 0.4 时不同脉动频率电压响应

Fig.7 Voltage responses with different pulsating frequency under the pore ratio of 0.4 and the pulsating pressure of 0.6 MPa

综上可知,当脉动压力增大,土体的孔隙比不变时,骨架力承担脉动应力传递速率增快;脉动频率越大,土体内部应力越大。脉动频率对于孔隙比的增大即孔隙率的增大影响显著;在脉动压力作用下,土体的强弱力链被破坏,导致应力传递均布;且土体内部出浆口处瞬时应力越大,对于浆液扩散距离越有利。间接表明土体的孔隙比越大土体越松散孔隙率越高,脉动频率越大对于浆液在土体内部运移越有利。

### 3.4.3 脉动压力作用土体抬升位移响应分析

严格控制灌浆过程中地表的抬升,是灌浆质量控制标准的重要指标之一。注浆引起地表隆起抬升,会导致基础产生应力及地层的松动,不利于基础防渗加固效果。

已有研究表明,砂质土体的位移抬升分为 3 个阶段,分别是土体压缩阶段、裂缝产生阶段、圆台抬升阶段<sup>[15]</sup>。从图 8 和图 9 可以看出,越靠近地表位置,竖向隆起位移越大。地表隆起位移曲线近似高斯函数。当脉动压力为 0.3 MPa 时,抬升曲线比较扁平;当脉动压力为 0.6 MPa 时,土体抬升曲线较为高陡。注浆过程中,随注浆量增加位移抬升变化较趋缓;土体基本处于压缩过程阶段。地层随着

注浆时间的增加,位移增量越来越大,当脉动压力为 0.3 MPa 时,地表最大平均位移为 0.115 mm;当脉动压力为 0.6 MPa 时,地表最大平均位移为 0.249 mm。

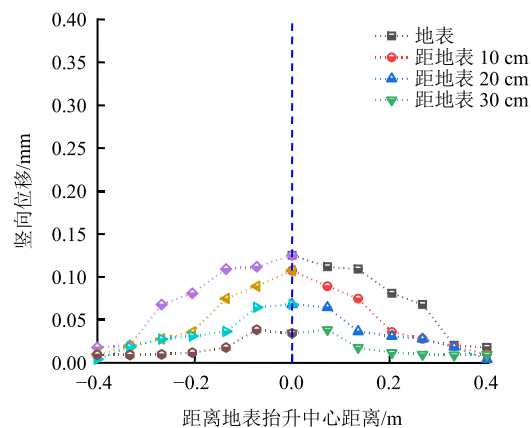


图 8 0.3 MPa 脉动压力作用下土体位移变化

Fig.8 Soil displacement variation under the pulsating pressure of 0.3 MPa

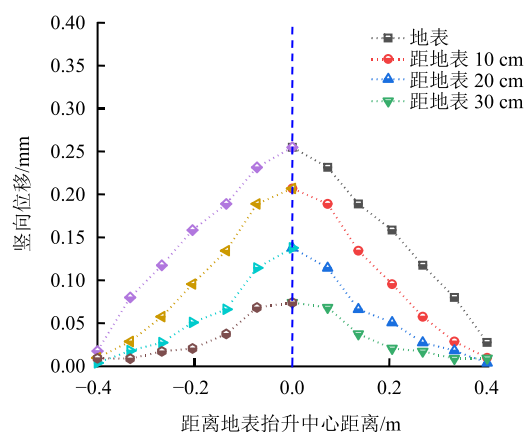


图 9 0.6 MPa 脉动压力作用下土体位移变化

Fig.9 Soil displacement variation under the pulsating pressure of 0.6 MPa

根据以上现象分析可知,脉动注浆导致的地层抬升位移,主要以注浆孔为中心呈圆形向周边辐射,辐射范围小,不存在局部抬升。在合理负重情况下,可有效控制地层抬升危害。

## 4 数值模拟

依托 COMSOL Multiphysics 平台结合 MATLAB,二次开发了适用于模拟脉动注浆“浆-土”耦合应力-应变的程序。根据脉动注浆原理,定义脉动压力控制模型,内置浆液黏度变化方程。并通过 MATLAB 编程,嵌入 Martin-Finn-Seed 模型,实现了适用于反映脉动注浆数值模,地层动应力-

应变的程序。

#### 4.1 数值模拟模型构建和参数

##### 4.1.1 脉动压力控制模型

根据脉冲灌浆压力的传递特性，一个灌浆过程分为脉冲段、间歇段。脉冲段为常规灌浆压力，间歇段灌浆压力为 0。对脉冲压力下的浆液控制方程进行建模。如图 10 为若干个周期  $T$  内完成的脉冲灌浆压力过程。

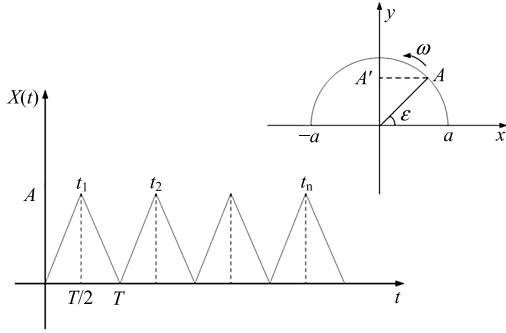


图 10 脉动压力控制模型

Fig.10 Pulsating pressure control model

对上述模型数学建模方程为

$$x(t) = \begin{cases} A + \frac{A}{T}t \rightarrow (0 \leq t < T/2) \\ A \rightarrow (t = T/2) \\ A - \frac{A}{T}t \rightarrow (T/2 < t \leq T) \end{cases} \quad (12)$$

式中： $A$  为脉冲最大压力； $t$  为灌浆时间。

##### 4.1.2 数值模型构建

采用二维正态随机分布法，对地层进行随机孔隙率建模，假设砂质土介质地层符合随机变量  $X$  的参数  $\alpha$  和  $\beta$  的正态分布。随机变量分布式如下：

$$f(X) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\alpha} e^{-(x-\beta)^2/(2\alpha^2)} \quad (13)$$

$$\lim T_n(X) = \int_{-\infty}^x \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\varphi^2/2} d\varphi \quad (14)$$

式中： $f(x)$  为随机变量  $X$  的服从正态分布的概率密度函数； $\alpha$  为随机变量  $X$  服从正态分布的期望； $\beta$  为随机变量  $X$  服从正态分布的标准差。

采用随机孔隙率方法，建立二维地质模型，考虑实际注浆孔为两序或者三序，注浆间孔间距一般为 1 m，所以二维地层地质模型设置两个一序注浆孔，单孔间距设置为 2 m。上附土层 2 m，注浆孔左右及地边界均设置无限元域，约束条件为棍支承，地层表面为自由边界，并考虑地应力平衡，先进行

地应力稳态计算，再设置土体初始预应力，注浆段次为 1 m，如图 11 所示。

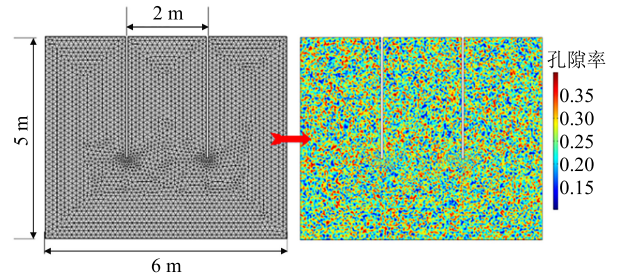


图 11 地层随机孔隙率分布

Fig.11 Random porosity distribution of formation

##### 4.1.3 宾汉流体达西注浆模型

注浆浆液经流变仪测定，符合宾汉流体本构模型<sup>[6]</sup>。方程如下：

$$\mu = \mu_0 + Ae^{p_0 t} \quad (15)$$

式中： $\mu_0$  为浆液的初始黏度； $A$ 、 $p_0$  为浆液时变系数。

浆液在多孔介质中的流动，采用增加屈服应力项的修正型饱和达西流方程：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_p \rho) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}_p) = Q_m \quad (16)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_p \rho) = \rho \left( S_e S + \frac{C_m}{\rho g} \right) \frac{\partial p}{\partial t} \quad (17)$$

$$\varepsilon_p = \theta_s, \kappa = \kappa_s \kappa_r(S_e), \mathbf{u}_p = -\frac{\kappa}{\mu} \nabla p \quad (18)$$

式中： $\varepsilon_p$  为介质孔隙率； $\rho$  为流体的密度； $\nabla$  为 Hamilton 算子； $\mathbf{u}_p$  为流体速度； $Q_m$  为流体的质量源项； $S$  为储水系数； $S_e$  为有效饱和度； $\mu$  为流体的黏度； $\kappa$  为渗透系数； $\kappa_s$  为水力渗透率； $\kappa_r$  为相对渗透率； $C_m$  为比持水量； $\theta_s$  为总孔隙率。

##### 4.1.4 多孔介质线弹性模型

根据固体力学理论，多孔介质弹性模型如下式：

$$0 = \nabla \cdot \mathbf{s} + \mathbf{F}_v \quad (19)$$

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}_{ad} + \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}_{el}, \boldsymbol{\varepsilon}_{el} = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_{inel} \quad (20)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{inel} = \boldsymbol{\varepsilon}_0 + \boldsymbol{\varepsilon}_{ext} + \boldsymbol{\varepsilon}_{th} + \boldsymbol{\varepsilon}_{hs} + \boldsymbol{\varepsilon}_{pl} + \boldsymbol{\varepsilon}_{cr} + \boldsymbol{\varepsilon}_{vp} \quad (21)$$

$$\mathbf{s}_{ad} = \mathbf{s}_0 + \mathbf{s}_{ext} + \mathbf{s}_q \quad (22)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left[ (\nabla \mathbf{u}_e)^T + \nabla \mathbf{u}_e \right] \quad (23)$$

$$C = C(E, \nu) \quad (24)$$

式中:  $E$  为杨氏模量;  $\nu$  为泊松比;  $\varepsilon_{el}$  为弹性应变变量;  $u_e$  为应变速度;  $s$  为体应变变量;  $s_{ad}$  为弹性体应变变量;  $\varepsilon_0$ 、 $\varepsilon_{ext}$ 、 $\varepsilon_{th}$ 、 $\varepsilon_{hs}$ 、 $\varepsilon_{pl}$ 、 $\varepsilon_{cr}$ 、 $\varepsilon_{vp}$  为应变分量。

脉动荷载作用下土体动应力-动应变关系, 骨干曲线、滞回曲线的形状及中心分别描述了土体动应力-动应变关系的非线性、滞后性和变形累积性。对于干砂来讲, 在动应力-动应变关系中反映变形的累积性, 根据《土动力学基本原理》采用 Martin-Finn-Seed 模型<sup>[28-29]</sup>。结合物态参数表征变形累积的方法, 可以得到考虑残余变形的动应力-动应变关系:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dK}{dN} &= Q(K, \tau_{d0}) > 0 \\ \frac{dK}{dN} &= \hat{Q}(K, \gamma_{d0}) > 0 \\ \gamma_{d0} &= F(K, \tau_{d0}) \\ \tau_{d0} &= F(K, \gamma_{d0}) \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

式中:  $K$  为往复荷载影响系数;  $\tau_{d0}$  为滞回圈最大剪应力;  $\gamma_{d0}$  为滞回圈最大剪应变;  $d0$  代表滞回曲线顶点;  $Q$ 、 $\hat{Q}$  为土性及初始状态有关函数, 可由试验确定。

#### 4.1.5 浆-土耦合模型

针对浆-土耦合数值模拟研究, 张聪等<sup>[5]</sup>采用多孔弹性介质固体力学和达西定律耦合模型, 实现浆液在土体内部应力-应变的计算, 方程为

$$0 = \nabla \cdot (s - \alpha_B (p_A - p_{ref}) \mathbf{I}) + \mathbf{F}_v \quad (26)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon_p \rho_f) + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{u}_f) = Q_m - \rho_f \alpha_B \frac{\partial \varepsilon_{vol}}{\partial t} \quad (27)$$

$$s_p \rightarrow s_p + \frac{(1 - \alpha_B)(\alpha_B - \varepsilon_p)}{\kappa_d} \quad (28)$$

式中:  $\kappa_d$  为弹性系数;  $\alpha_B$  为 Biot 固结系数;  $\varepsilon_p$  为介质孔隙率;  $\rho_f$  为流体的密度;  $\mathbf{u}_f$  为浆液的达西流速;  $p_A$  为流体初始压力;  $p_{ref}$  为水压力;  $\mathbf{F}_v$  为体积力;  $\varepsilon_{vol}$  为固体的体积变化速率;  $s_p$  为流体压力下的地层体积应变。

#### 4.1.6 数值模拟计算参数

内置插值函数, 设置压力随时间的变化线性曲线, 线性升压 1 min 时压力为 0.12 MPa, 5 min 时压力为 0.24 MPa, 10 min 时压力为 0.36 MPa, 15 min 时压力为 0.48 MPa, 20 min 时压力为 0.6 MPa。砂质土和浆液数值模拟参数如表 3 所示。

表 3 数值计算基本参数

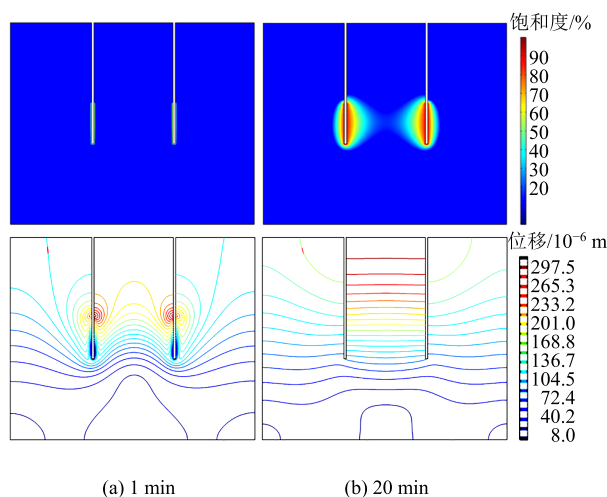
| 密度<br>( $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$ ) | 杨氏模量<br>/GPa | 泊松比 | Biot<br>系数 | 渗透率<br>/ $\text{m}^2$ | Lame 系<br>数 | 内摩擦<br>角/(°) | 黏聚力<br>/kPa |
|-------------------------------------------|--------------|-----|------------|-----------------------|-------------|--------------|-------------|
| 1.93                                      | 15           | 0.3 | 1          | $4 \times 10^{-12}$   | 0.35        | 32           | 26          |

## 4.2 数值模拟结果分析

### 4.2.1 脉动注浆浆液扩散饱和度分析

图 12 为脉动注浆的浆液扩散饱和度云图和地层位移等值线。从图中可以看出: ①1 min 时浆液的扩散集中于出浆口, 浆液饱和度云图无变化, 位移等值线最大值 ( $297.5 \times 10^{-6} \text{ m}$ ) 在出浆口的上部, 地层开始有向上抬升趋势; ②注浆时间到达 20 min 时, 浆液扩散饱和度 90% 云图呈椭圆形, 大于 80% 的饱和度范围约为 50 cm, 等值线最大值 ( $297.5 \times 10^{-6} \text{ m}$ ) 集中于两孔之间呈直线分布, 表明脉动注浆对于两孔之间的抬升作用明显。研究表明, 脉动注浆的扩散饱和度较稳压注浆扩散均匀<sup>[30]</sup>, 从图中也可以看出, 脉动注浆的扩散形成了较均匀的、饱和度大于 80% 的加固圈。

综上可知, 脉动注浆在周期荷载作用下, 浆液不会沿着单一裂隙面持续作用, 强弱力链的破坏, 让浆液的扩散更均匀, 范围更可控。由地层的抬升位移等值线可以看出, 主要发生于注浆孔之间, 在注浆过程中, 压力控制合理的情况下, 对于地层整体稳定性属于有利因素。



(a) 1 min (b) 20 min

图 12 浆液饱和度扩散与位移时变云图

Fig.12 Time-varying cloud images of slurry saturation diffusion and displacement

### 4.2.2 地层应力响应分析

图 13 为地层应力压力时变模型云图, 从图中可以看出: ①脉动注浆应力分布主要集中于地层底部; ②随着注浆时间和压力的增加, 注浆孔之间的

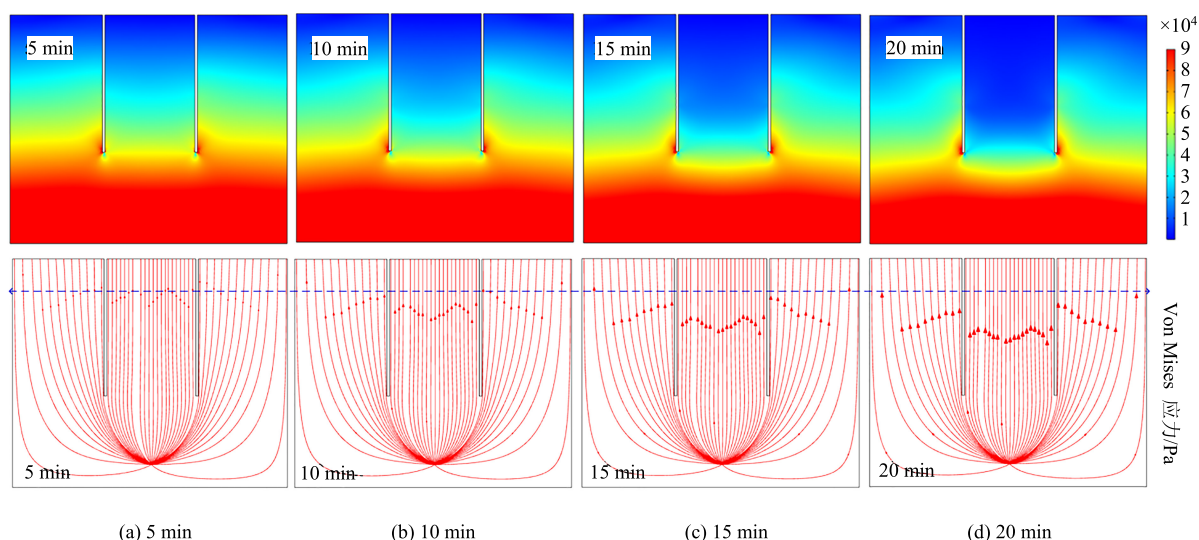


图 13 地层应力压力时变与主应力方向模型图

Fig.13 Time-varying nephograms of the formation stress and the corresponding principal stress direction

应力分布变化较大,呈减小趋势。原因分析,在脉动周期压力作用下,应力主要分布于地层底部,地层受到左右边界荷载的约束作用,导致应力得不到传递与释放,出现应力区域集中;对于脉动注浆工艺,施加给受注体荷载的延滞效应和脉动叠加作用,使得注浆压力与地应力之间总是存在或大或小、时正时负的压力差,压力差的存在产生了脉动叠加瞬间冲挤效应<sup>[8]</sup>,导致浆液压力传递速率延迟,出现区域应力集中。注浆孔之间出现应力分布变化较大,且随时间的推移,呈减小趋势。原因分析认为,从地层抬升位移云图可知,地层抬升最大的区域为注浆孔之间,由于地层的抬升导致应力释放,同时也解释了位移抬升出现在两孔之间现象的合理性,注浆孔两侧由于抬升位移小,应力变化不明显。且从主应力方向图中,也可以看出随注浆时间的延长,矢量向标增大并下降,间接表明脉动荷载作用下,有利于减小对地层上部的损伤,可以减小地层的抬升位移。

综上可知,脉动注浆相比于稳压注浆会导致应力区域集中现象,区域应力集中造成出浆口附近的浆液渗透与挤密,有利于地层整体稳定性;相比于稳压注浆的沿小主应力或者地层缺陷处,浆液持续劈裂导致的抬升更可控。

#### 4.2.3 地层位移响应分析

图 14 为地层位移压力时变二维扩展模型。为了直观反映地层抬升位移情况,对地层模型抬升放大 1 000 倍,仅模型放大,位移数值不变。从图中可以看出:①最大位移出现在脉动注浆压力为 0.1 MPa,注浆时段为 20 min 时,累计抬升值为 0.32 mm;

②脉动注浆对地层抬升影响最不利位置出现在注浆孔间;③地层抬升受脉动注浆压力影响较大,随压力的增大地层抬升呈短期增幅较大,后趋于稳定增长趋势。

根据压力时变内插函数,1 min 时脉动注浆压力为 0.12 MPa,累积抬升值为 0.066 mm;5 min 时,注浆压力增大到 0.24 MPa,累积抬升值为 0.1 mm;当注浆时段增加至 10 min 时,累积位移为 0.19 mm;时移为 15 min 时,累积位移上升至 0.26 mm;20 min 时压力增至 0.6 MPa,累积抬升值达到最大 0.32 mm。可以得出随脉动压力的增大,地层抬升增幅最大为 0.09 mm,出现在 10~15 min 时段;最小增幅为 0.004 mm,在 5~10 min 时段。且随脉动压力的增大,注浆孔间距之间累积抬升值升幅最高,受脉动注浆压力影响最大,为最不利位置。根据抬升幅度分析认为,在注浆前期,浆液进入地层会迅速填补软弱结构面,并沿着小主应力面进行劈裂,导致地层抬升较大且较快,后期随着脉动压力的持续作用,主要以渗透和挤密形式扩散,增幅逐渐趋于稳定。

综上可知,对于脉动注浆工艺,地层抬升的最不利位置为注浆孔之间,注浆过程中应密切关注压力快速增大时的地层抬升变化。

#### 4.2.4 地层体积应变响应分析

图 15(a)为孔间边界地层体积应变压力时变曲线,从图中可以看出,曲线呈凹型,中间呈负向应变,两边为正应变。表明注浆孔处土壤应力为拉应力,中间处为压应力。且还可以看出随着时间的推移,体积应变幅度越大。从以上分析可知,地层主要受注浆孔抬升的影响,产生了正应变。

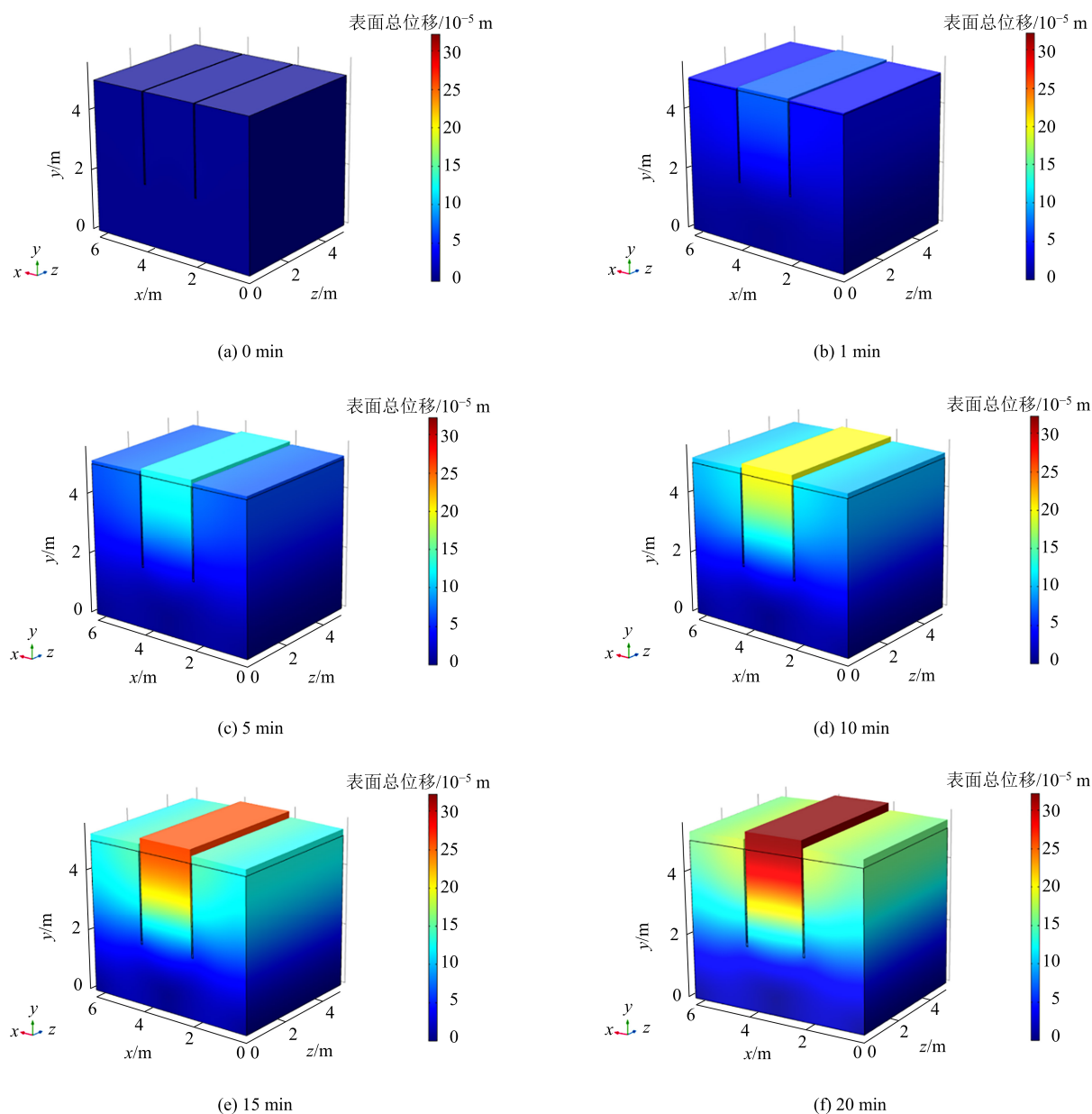


图 14 地层位移压力时变模型云图

Fig.14 Time-varying nephograms of displacement in formation

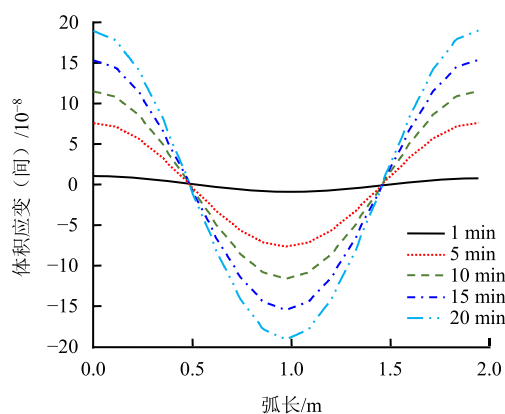
图 15(b)和图 15(c)分别为左边界和右边界地层体积应变压力时变曲线。从图 15(b)可以看出,左边界靠近注浆孔的体积应变为正,承受拉应力。同样从图 15(c)中可以看出,右边界靠近注浆孔的体积应变为正,且在数值上接近相同。左右边界的体积应变图形呈镜像对称关系。从以上两张图分析可以得出,脉动压力作用下,浆液的压力集中于孔壁,导致了注浆孔壁的抬升。

综上可知,脉动周期压力作用下,压力对于注浆孔壁土体影响较大,间接表明了脉动注浆施加的压力,主要集中于孔壁四周,这对于松散地层起压有至关重要作用,压力差的存在产生了脉动叠加瞬间冲挤效应<sup>[28]</sup>,可以产生均匀的渗透与挤密效应。

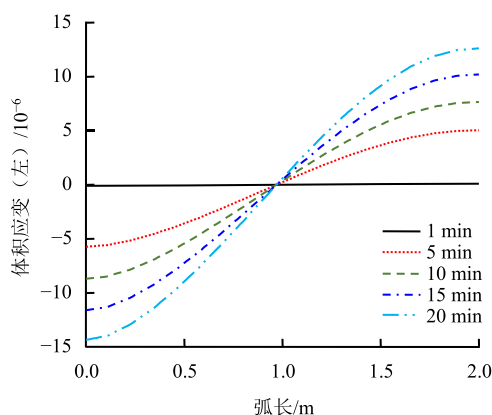
## 5 理论分析、数值模拟、试验对比

为验证现有理论和数值模拟、物理试验的差异性,及物理模型和数值模拟的实用性。根据物理模型试验和数值模拟脉动注浆响应规律,根据实际计算出的数值进行对比和误差分析,如图 16 所示。

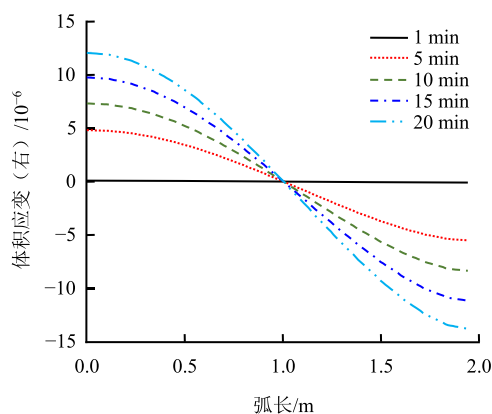
由图 16 可以看出:①在不同脉动注浆压力下三者所得的响应规律与压力的变化趋势一致,说明物理试验和数值模拟均能较好地反映脉动压力变化的规律,且和现有理论对比误差偏小;②不同脉动压力注浆工况下,理论分析和数值模拟计算的地层位移响应与应力响应试验结果进行均值误差对比,其中内部应力计算位置为两孔之间段次(1 m)中



(a) 孔间边界



(b) 孔左边界



(c) 孔右边界

图 15 体积应变压力时变曲线

Fig.15 Time-varying curves of volumetric strain pressure

间, 数值模拟位移和物理试验位移取同样位置, 具体得出的数据结果见表 4。

由图 16 可知, 均值偏差最大的是理论分析数值模拟的均值偏差范围最小。当脉动压力为 0.3 MPa 时, 均值最大偏差是理论分析, 出现在内部应力的计算中为 13.38%; 当脉动压力为 0.6 MPa 时, 均值最大偏差仍然是理论分析, 同样出现在内部应力的计算工况中为 15.3%。数值模拟均值最大偏差为

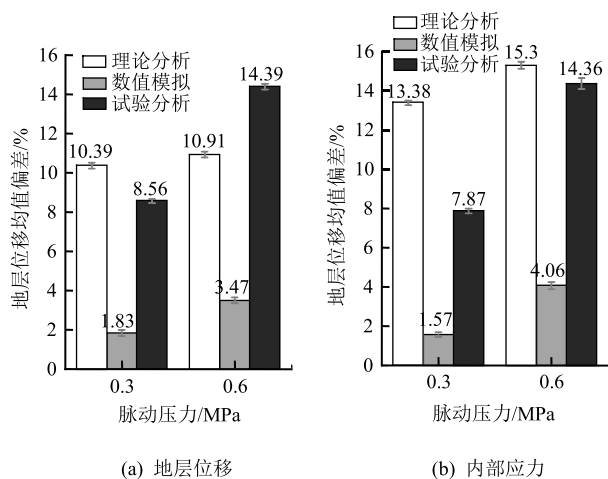


图 16 不同脉动注浆压力下土体动力响应误差图

Fig.16 Diagram of soil dynamic response error under different pulsating grouting pressures

表 4 不同脉动注浆压力下土体动力响应误差

Table 4 The soil dynamic response error under different pulsating grouting pressures

| 脉动压力 /MPa | 地层响应 | 数值模拟                 | 物理试验                  | 理论分析                  |
|-----------|------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 0.3       | 地层位移 | 0.139 mm             | 0.115 mm              | 0.149 mm              |
|           | 内部应力 | $4.3 \times 10^4$ Pa | $3.9 \times 10^4$ Pa  | $4.8 \times 10^4$ Pa  |
| 0.6       | 地层位移 | 0.321 mm             | 0.299 mm              | 0.361 mm              |
|           | 内部应力 | $1.2 \times 10^4$ Pa | $0.93 \times 10^4$ Pa | $1.33 \times 10^4$ Pa |

4.06%, 出现在内部应力计算工况中, 均在误差允许范围内。表明数值模型能较好地描述脉动注浆的动力响应。理论分析和物理试验在脉动压力不同时, 出现的偏差趋势一致, 间接表明压力不是影响动力响应偏差的影响因素。

分析理论计算、数值模拟与模型试验之间存在偏差的原因: ①理论推导的公式, 较目前地层位移抬升计算的发展时间久, 理想化假设了地层的整体性, 没有考虑浆液性能变化, 导致了理论计算存在偏差; ②当注浆从脉动持续段进入脉动间隔段时, 试验过程中由于残余注浆压力的存在, 该过程仍存在一定的注浆压力, 导致了物理试验和数值模拟存在一定差异; ③模拟试验中浆液在脉动注浆过程中会不断析水, 浆液浓度和颗粒分布以及水化反应等均会不断变化, 且模拟试验预设的注浆压力在达到注浆孔底时存在沿程损失, 和数值模拟与理论分析之间有一定的差异; ④模型试验存在一定的边界影响和尺寸效应, 与试验环境、试验人员操作等众多因素相关。理论计算在采用区间法计算时, 存在一定的区间扩张误差; ⑤数值模拟存在误差, 认为数值模拟采用的孔隙率随机均质分布也与实际地层孔隙率的分布存在一定差异。

## 6 结 论

(1) 基于脉动注浆原理, 设计了一套脉动注浆监测响应系统, 通过试验得出, 当脉动压力增大, 土体的孔隙比不变时, 骨架力承担脉动应力传递速率增快; 脉动频率越大, 土体内部应力越大。孔隙比的增大对于脉动频率接收影响显著, 孔隙比越小脉动频率接收速率越快。在脉动压力作用下, 土体的强弱力链被破坏, 导致应力传递均布。土体的孔隙比越大土体越松散, 脉动频率越大浆液对土体内部运移越有利。

(2) 脉动注浆过程中存在应力区域集中现象, 应力区域集中造成的浆液渗透与挤密注浆, 对于地层整体抬升属于有利因素。相比于稳压注浆的沿小主应力或者地层缺陷处浆液持续劈裂, 导致的地层局部抬升更可控。对于脉动注浆工艺, 地层抬升的最不利位置为注浆孔之间, 注浆期间应密切关注压力激增时的地层抬升变化, 前期的地层抬升监测对于地层抬升至关重要。

(3) 依托 COMSOL Multiphysics 平台, 结合 MATLAB 二次开发得到脉动注浆扩散数值模拟程序。考虑孔隙率变化对渗透率、内摩擦角、黏聚力的影响, 定义黏聚力、内摩擦角、渗透率为随孔隙率变化的变量。并采用 Martin-Finn-Seed 模型, 考虑脉动荷载作用下土体动应力-动应变关系, 骨干曲线、滞回曲线的形状及中心分别描述了土动应力-动应变关系的非线性、滞后性和变形累积性。该方法为不同脉动施工参数、地层条件以及注浆材料下, 浆液渗透扩散规律及扩散机制的研究提供了新思路。

## 参 考 文 献

- [1] 魏鹏程, 林鹏, 汪志林, 等. 白鹤滩特高拱坝坝基灌浆时机与抬动控制[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2020, 60(7): 557-565.  
WEI Peng-cheng, LIN Peng, WANG Zhi-lin, et al. Foundation grouting times and uplift control of the Baihetan super-high arch dam[J]. *Journal of Tsinghua University (Science and Technology)*, 2020, 60(7): 557-565.
- [2] 袁敬强, 陈卫忠, 黄世武, 等. 全风化花岗岩注浆加固特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(增刊1): 2876-2882.  
YUAN Jing-qiang, CHEN Wei-zhong, HUANG Shi-wu, et al. Experimental study on physico-mechanical properties of grouted completely weathered granite[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2016, 35(Suppl.1): 2876-2882.
- [3] 张聪, 梁经纬, 阳军生, 等. 堤坝脉动注浆浆液扩散机制及应用研究[J]. 岩土力学, 2019, 40(4): 1507-1514.  
ZHANG Cong, LIANG Jing-wei, YANG Jun-sheng, et al. Research on the diffusion mechanism and application of pulsate grouting in embankment and dam[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, 40(4): 1507-1514.
- [4] 张贵金, 肖通, 张聪, 等. 松散地层脉动与稳压灌浆室内试验研究[J]. 水文地质工程地质, 2016, 43(5): 87-93.  
ZHANG Gui-jin, XIAO Tong, ZHANG Cong, et al. An indoor experimental study of loose soil strata pulsating and regulated filling[J]. *Hydrogeology and Engineering Geology*, 2016, 43(5): 87-93.
- [5] 张聪, 梁经纬, 阳军生, 等. 考虑区间分布的幂律流体脉动渗透注浆扩散机制研究[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(11): 2120-2128.  
ZHANG Cong, LIANG Jing-wei, YANG Jun-sheng, et al. Diffusion mechanics of pulsating seepage slurry with power-law fluid considering interval distribution[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2018, 40(11): 2120-2128.
- [6] 张聪, 梁经纬, 张箭, 等. 基于脉动注浆的宾汉流体渗透扩散机制研究[J]. 岩土力学, 2018, 39(8): 2740-2746.  
ZHANG Cong, LIANG Jing-wei, ZHANG Jian, et al. Mechanism of Bingham fluid permeation and diffusion based on pulse injection[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(8): 2740-2746.
- [7] MOHAMMED M H, PUSCH R, KNUTSSON S. Study of cement-grout penetration into fractures under static and oscillatory conditions[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2015, 45: 10-19.
- [8] 张贵金, 梁经纬, 杨东升, 等. 松软地层脉动灌浆封孔浆体止浆机制初步研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(2): 210-218.  
ZHANG Gui-jin, LIANG Jing-wei, YANG Dong-sheng, et al. Mechanism of stemming slurry materials for pulsating grouting in soft strata[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, 38(2): 210-218.
- [9] GHAFAR A N, MENTESIDIS A, DRAGANOVIC A, et al. An experimental approach to the development of dynamic pressure to improve grout spread[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2016, 49(9): 3709-3721.
- [10] 廖湘辉, 李力, 蒋冰华. 注浆泵工作压力测试与结构设计改进[J]. 三峡大学学报(自然科学版), 2006, 28(2): 120-122.  
LIAO Xiang-hui, LI Li, JIANG Bing-hua. Working pressure testing and structural design improvement for injection pump[J]. *Journal of China Three Gorges University*

- (**Natural Sciences**), 2006, 28(2): 120-122.
- [11] WAKITA S A K, MITO Y. Development of dynamic grouting technique for the improvement of low-permeable rock masses[C]//Proceedings of the 1st Kyoto International Symposium on Underground Environment. Kyoto: [s. n.], 2003.
- [12] 张世杰, 刘人太, 李术才, 等. 砂土层注浆引起地表隆起机制分析及试验研究[J]. 地下空间与工程学报, 2018, 14(4): 1097-1104.  
ZHANG Shi-jie, LIU Ren-tai, LI Shu-cai, et al. Experimental study on ground surface heave affected by grouting in sandy soil layer[J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2018, 14(4): 1097-1104.
- [13] 张晓双. 地下工程注浆抬升机理及效果研究[D]. 天津大学, 2016.  
ZHANG Xiao-shuang. Study on the mechanism and effect of grouting uplift in underground construction[D]. Tianjin: Tianjin University, 2016.
- [14] 唐智伟, 赵成刚, 张顶立. 地下工程抬升注浆设计方法及其抬升效果预测研究[J]. 土木工程学报, 2007, 40(8): 79-84.  
TANG Zhi-wei, ZHAO Cheng-gang, ZHANG Ding-li. Design of displacement grouting and prediction of the effect for construction of underground structures[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2007, 40(8): 79-84.
- [15] 唐智伟, 赵成刚. 注浆抬升地层的机制、解析解及数值模拟分析[J]. 岩土力学, 2008, 29(6): 1512-1516.  
TANG Zhi-wei, ZHAO Cheng-gang. Mechanism, analytical solution and numerical simulation analysis of stratum uplift by grouting[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2008, 29(6): 1512-1516.
- [16] EL-KELESH ADEL M, MOSSAAD MOSTAFA E, BASHA ISMAIL M. Model of compaction grouting[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2001, 127(11): 955-964.
- [17] AU S K A, SOGA K, JAFARI M R, et al. Factors affecting long-term efficiency of compensation grouting in clays[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2003, 129(3): 254-262.
- [18] NI JAMES C, CHENG W-C. Grout efficiency of lifting structure in soft clay[C]//GeoHunan International Conference. [S. l.]: [s. n.], 2009.
- [19] ZHANG M, WANG X H, WANG Y. Mechanism of grout bulb expansion and its effect on ground uplifting[J]. **Journal of Central South University**, 2011, 18(3): 874-880.
- [20] ZHANG M, WANG X H, WANG Y. Numerical evaluation of uplifting effect for upper structure by grouting[J]. **Journal of Central South University**, 2012, 19(2): 553-561.
- [21] YANG X L, ZOU J F. Estimation of compaction grouting pressure in strain softening soils[J]. **Journal of Central South University of Technology**, 2009, 16(4): 653-657.
- [22] YOU W, WANG X, ZHANG M. Numerical simulation analysis for the grouting uplift in different expansion deformation modes[J]. **Advances in Pile Foundations, Geosynthetics, Geoinvestigations, and Foundation Failure Analysis and Repairs**, 2011(220): 301-309.
- [23] 阿特韦尔 P B, 法默 I W. 工程地质学原理[M]. 成都地质学院工程地质教研室译. 北京: 中国建筑工业出版社, 1982.  
ATTEWELL P B, FARMER I W. Principles of engineering geology[M]. Translated by Department of Engineering, Chengdu College of Geology. Beijing: China Architecture & Building Press, 1982.
- [24] 中华人民共和国建设部. GB 50021—2001 岩土工程勘察规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.  
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. GB 50021—2001 Code for investigation of geotechnical engineering[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2002.
- [25] ZHANG G, LIU J, LI Y, et al. A pasty clay-cement grouting material for soft and loose ground under groundwater conditions[J]. **Advances in Cement Research**, 2017, 29(2): 54-62.
- [26] LIU J, LI Y, ZHANG G, et al. Effects of cementitious grout components on rheological properties[J]. **Construction and Building Materials**, 2019, 227(7): 1-13.
- [27] LI Y, ZHANG G, JIANG H, et al. Performance assessment of a newly developed and highly stable sandy cementitious grout for karst aquifers in China[J]. **Environmental Earth Sciences**, 2020, 79(6): 153.
- [28] 窦金熙, 张贵金, 陈安重, 等. 全风化花岗岩地层脉动灌浆控制防渗机理研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(2): 309-318.  
DOU Jin-xi, ZHANG Gui-jin, CHEN An-zhong, et al. Study on anti-seepage mechanism of pulsating grouting control in fully weathered granite strata[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2021, 43(2): 309-318.
- [29] 刘洋. 土动力学基本原理[M]. 北京: 清华大学出版社, 2019.  
LIU Yang. Fundamentals of soil dynamics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2019.
- [30] 欧阳进武, 张贵金, 刘杰. 劈裂灌浆扩散机理研究[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.