

DOI: 10.11779/CJGE201905022

考虑封孔浆体黏度时空变化的止浆机制研究

张 聪¹, 梁经纬², 阳军生¹, 张贵金³, 谢亦朋¹, 叶新田¹

(1. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 2. 湖南省水利水电科学研究院, 湖南 长沙 410007; 3. 长沙理工大学水利学院, 湖南 长沙 410114)

摘要: 封孔止浆技术是松软地层注浆防渗加固的重要手段, 而封孔浆体自下而上的注入方式及其黏度时变特性导致浆体在止浆段长内黏度呈现出空间分布不均匀。通过流变试验获取封孔浆体流变参数与流型, 建立考虑黏度时空变化的宾汉流体同心环状劈裂封孔浆体止浆模型, 推导出黏度时空变化的封孔浆体止浆的控制方程, 并定量分析封孔浆体的止浆能力, 最后将研究成果成功应用于河堤防渗加固注浆工程。研究结果表明, 封孔浆体黏度时空变化对浆体封孔止浆能力影响较大, 其止浆能力与浆体流变参数、浆体塑性强度、封孔高度等有关; 封孔浆体所能承受的极限注浆压力随封孔浆体固化剂掺量的增加或封孔浆体塑性强度的增大而增大, 且这种变化随封孔高度的增高而表现的越明显, 综合考虑注浆堵管、后续拔管等问题, 封孔浆体水固比宜控制在1:1左右, 且黏土含量不宜超过50%, 固化剂掺量宜控制在1.2%~1.8%; 现场钻孔取样、压水试验均反映注浆后地层连续性和整体性得到了显著提高, 已达到设计防渗加固标准, 理论计算推导虽与实测结果存在一定误差, 但可满足实际工程要求。研究结果有利于封孔浆体止浆技术的进一步推广应用, 可为工程实践提供理论指导。

关键词: 封孔浆体; 注浆; 黏度; 时空变化; 理论推导

中图分类号: TU41 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)05-0974-07

作者简介: 张 聪(1988—), 男, 博士研究生, 主要从事基础处理及地下工程等科研工作。E-mail: zc8023cl@163.com。

Sealing mechanism of slurry materials considering temporal and spatial variation of viscosity

ZHANG Cong¹, LIANG Jin-wei², YANG Jun-sheng¹, ZHANG Gui-jin³, XIE Yi-peng¹, YE Xin-tian¹

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. Hunan Institute of Water Resources and Hydropower

Research, Changsha 410007, China; 3. School of Hydraulic Engineering, Changsha University of Science and Technology, Changsha

410114, China)

Abstract: The borehole sealing technique is an important method for anti-seepage and grouting reinforcement of soft soil strata. However, the bottom-up injection method and the time-varying characteristics of viscosity will cause the viscosity of sealing slurry to present a nonuniform spatial distribution in through range. The rheological parameters and flow patterns of the sealing slurry are obtained through rheological tests. The sealing model for concentric annular fracturing sealing slurry of Bingham fluid is established considering the temporal and spatial variation of viscosity, and the relevant governing equations are deduced. The sealing capacity of slurry is quantitatively analyzed, and the research results are successfully applied to the anti-seepage and grouting reinforcement of a levee. The results show that the temporal and spatial variation of viscosity of slurry has a great influence on its sealing capacity which is related to the rheological parameters of slurry, plastic strength of slurry and height of borehole. The ultimate grouting pressure of the sealing slurry increases with the increasing amount of curing agent or its increasing plastic strength and such phenomenon is obviously reflected with the increasing height of borehole. Considering the issues of grouting plugging and pipe pulling, the water-solid ratio of the sealing slurry should be controlled to be about 1:1, the clay content should not exceed 50%, and the content of curing agent should be controlled in the range of 1.2% to 1.8%. The on-site borehole sampling and pump-in tests show that the continuity and integrity of the soil strata are significantly improved after grouting and the anti-seepage reinforcement standards are achieved. Although the theoretical derivations have certain errors with the measured results, they can conform to the actual engineering requirements. The research results are conducive to the further application of the slurry sealing technique, and they may provide theoretical guidance for engineering practice.

Key words: sealing slurry; grouting; viscosity; temporal and spatial variation; theoretical deduction

基金项目: “十三五”国家重点研发计划课题(2016YFC0802504); 湖南省自然科学基金青年基金项目(2019JJ50336)

收稿日期: 2017-09-13

修改稿返回日期: 2018-04-16

0 引言

松软地层是一种广泛分布于地表覆盖层、河床以及中风化及强风化基岩等位置的复杂岩土体^[1]。该类地层主要由块石、细粒土及多种渗透孔隙构成, 具有结构松散易破坏、透水性强、稳定性差以及孔隙分布不均等特点, 工程上常采用注浆手段对其进行防渗加固处理。然而, 实际注浆施工过程中却常出现注浆过程难于起压、浅层易冒浆、串浆以及注浆耗量大等诸多问题, 致使注浆效果差, 很难达到防渗加固的要求。而改进的“孔内卡塞”^[2-3]或“孔口封闭”^[4]等方法也因施工复杂、低压重复劈裂及注浆工效低等问题使其难于推广应用。

针对松软地层注浆的诸多难题, 张贵金属等^[5-6]提出了一种“浆体封闭, 以浆止浆”的新思路, 即在注浆孔与注浆管之间注入一种初始流动性大、凝固时间可调、黏度高、强度适中的快凝型膏状材料, 能起到固管护壁、止浆耗能等作用, 并已将该技术成功应用于托口水电站河湾地块、南水北调堤防等防渗加固工程^[7-8]。而为了合理确定封孔止浆参数确保封孔止浆与注浆效果, 张贵金属等^[8]又推导了封孔浆体止浆控制方程, 并用于指导现场封孔止浆施工。但遗憾的是, 上述理论忽略了封孔浆体的黏度时变特性, 且认为同一时刻封孔段内不同位置处的封孔浆体黏度相同, 计算得到的理论值与实际封孔施工参数间尚存在较大差异。而封孔浆体作为一种快凝型膏状浆液, 现有研究^[9-11]均表明其存在较为显著的黏度时变性; 另外, 由图1封孔止浆过程可以看出, 封孔浆体从注浆管注入注浆孔与注浆管之间的孔隙内, 从封孔浆体从注浆管孔底开始发生明显的物理化学反应, 其黏度开始增长, 在封孔段内, 注浆孔底处封孔浆体反应时间相对较短, 黏度增长时间短、黏度低, 封孔高度处浆体反应时间相对较长, 黏度增长时间长、黏度最高, 故封孔浆体黏度

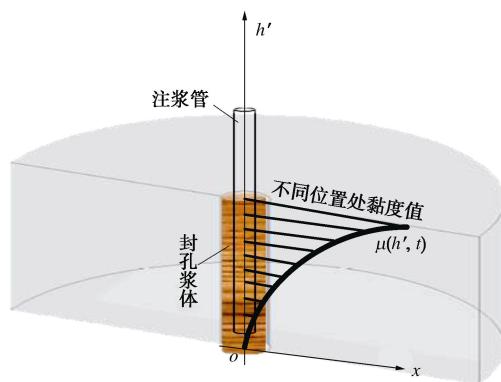


图1 封孔浆体注浆过程黏度分布

Fig. 1 Distribution of viscosity in grouting process of sealing slurry

沿注浆孔垂直向存在明显的空间分布不均匀性。由于未考虑封孔浆体的时空变化特性(即黏度时变性和黏度空间分布不均匀性), 所计算得到的封孔止浆能力明显偏低。

鉴于此, 本文建立黏度时空变化的封孔浆体止浆模型, 基于宾汉体同心环状劈裂、质量守恒等理论, 推导考虑黏度时空变化的封孔浆体止浆控制方程, 并定量分析考虑黏度时空变化的封孔浆体止浆能力, 得到封孔止浆工艺相关参数, 并将理论结果应用于工程实践。

1 封孔浆体性能及流变方程

1.1 试验材料及基本性能

现有工程上常用封孔浆体主要由黏土原浆、水泥和一定的固化剂构成。其中, 黏土原浆比重控制在1.25~1.30, 水固比为1:1~2:1, 添加剂为0.5%~2% (占水泥质量)。经室内外试验表明, 封孔浆体的初凝时间在15~25 min内可控; 30 min无侧限抗压强度为0.15~0.40 MPa。

1.2 封孔浆体流变方程及流型

采用旋转黏度计对封孔浆体进行流变试验, 流变仪保持转子剪切速率在0~56 s⁻¹范围内变化, 连续测定120 s内浆液的剪切应力变化, 并对测试后的数据进行拟合, 得到典型配合比下封孔浆体流变参数关系如表1所示。

表1 流变数据拟合

Table 1 Fitting of rheological test parameters

编号	拟合公式	τ_0	η	R^2
①	$\tau = \tau_0 + \eta\gamma$	5.78	0.0813	0.98
②	$\tau = \tau_0 + \eta\gamma$	10.70	0.0972	0.95
③	$\tau = \tau_0 + \eta\gamma$	26.59	0.1886	0.96
④	$\tau = \tau_0 + \eta\gamma$	45.427	0.2254	0.98

注: ①浆液水固比为1:1; ②浆液水固比为1.2:1; ③浆液水固比为1.5:1; ④浆液水固比为2:1; 黏土原浆相对密度均为1.30, 添加剂2%。

由表1测定结果可看出, 典型配合比下封孔浆体具有明显的初始屈服应力, 剪切应力随剪切速率的变化规律服从线性分布, 为典型的宾汉流体。

1.3 流变参数的时变性

为获得封孔浆体黏度随时间的变化关系, 保持转子剪切速率不变(30/s), 每分钟测试2个点的数据, 连续测定1500 s内封孔浆体黏度随时间的变化, 典型配合比下封孔浆体黏度随时间的变化如图2所示。

由图2可以看出, 封孔浆体黏度表现出明显的时变性, 黏度随时间的增长而增大, 最后趋于稳定; 对

封孔浆体黏度进行曲线拟合, 其变化规律符合指数函数关系。另外, 试验过程也发现封孔浆体在胶凝前期黏度虽随时间逐渐增大, 其流变流型却恒定不变。

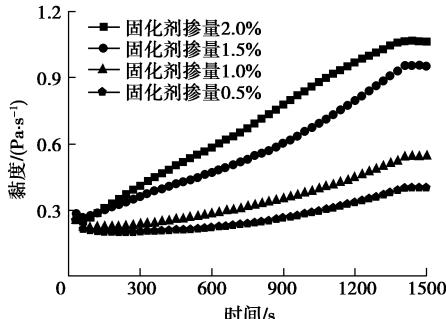


图2 封孔浆体黏度时变曲线

Fig. 2 Time-varying curves of viscosity of sealing slurry

因此, 在后续封孔浆体止浆理论推导过程中可知封孔浆体在注入和止浆过程中保持宾汉体流型不变, 且封孔浆体黏度存在空间和时间上的时变性, 故可采用下式的封孔浆体本构方程进行理论推导,

$$\tau = \tau_0 + \mu(h, t) \gamma \quad (1)$$

式中 τ 为剪切应力; τ_0 为封孔浆体屈服剪切力; γ 为封孔浆体剪切速率, $\mu(h, t)$ 为封孔浆体黏度随封孔止浆时间 t 和封孔止浆高度 h 的时空函数。

2 封孔浆体止浆理论模型

2.1 假设条件及模型的建立

(1) 封孔浆体在不同封孔高度上为均质、各向同性且不可压缩的流体。

(2) 封孔浆体在注入和封孔止浆过程中保持流型不变, 除注浆孔附近外, 服从同心环状层流运动。

(3) 注浆孔壁光滑, 且忽略封孔浆体扩散和封孔止浆过程中渗透到孔壁内所引起的浆体, 即注入的封孔浆液全部存储于注浆孔与注浆管之间。

(4) 当注浆浆液劈裂封孔浆体时, 仅在浆体中心产生劈裂缝, 且内壁光滑, 平均开度为 $2a$ 。

(5) 假设止浆浆体从注浆泵至注浆孔底过程中不发生物理化学反应, 以浆体从注浆管底进入封孔段的时刻为浆体黏度增长的时间起点, 即设定注浆孔底处的浆体黏度为初始黏度值。

根据上述假设(1)~(5), 并结合封孔浆体止浆原理, 可建立同心环状劈裂封孔浆体止浆模型, 如图3所示。

2.2 封孔浆体黏度时空分布

根据假设条件(3)、(5)并结合质量守恒定律可知, 封孔浆体注入量等于在注浆孔与注浆管之间扩散的浆液量, 则有

$$qt_0 = \pi h(D^2 - d^2) \quad (2)$$

式中 q 为注入封孔浆体流量; t_0 为注入封孔浆体时间; h 为注浆孔深; D 为注浆孔半径; d 为注浆管半径。

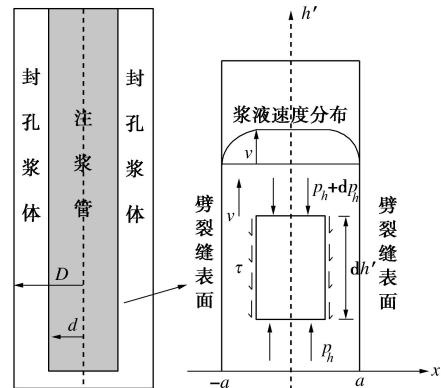


图3 同心环状劈裂封孔浆体止浆模型

Fig. 3 Model for sealing slurry with concentric annular fracturing

为了更好的阐述封孔浆体黏度的时空关系, 引入两个时间概念: 封孔浆体从注浆孔底扩散至封孔位置的时刻 t' , 即不同高度的封孔浆体对应不同的 t' 时刻, t' 与封孔高度相对应; 封孔浆液的黏度增长时间 t'' , 故封孔浆液黏度增长时间是以封孔浆液由注浆孔底到达封孔位置的时刻 t' 为起点, 注入封孔浆体时间 t_0 为终点, 则

$$t'' = t_0 - t' \quad (3)$$

则有

$$q(t_0 - t') = \pi h'(D^2 - d^2) \quad (4)$$

式中, h' 为封孔高度。

将式(3)代入式(4), 得到封孔高度为 h' 时所对应的封孔浆体黏度增长时间为

$$t'' = \frac{\pi h'(D^2 - d^2)}{q} \quad (5)$$

由式(5)可知, 封孔浆体黏度增长时间 t'' 与封孔浆体高度 h' 相互对应, 故注入时间 t_0 的封孔浆体, 在 h' 处所对应的封孔浆体黏度为

$$\mu(h', t_0) = \mu(t'') \quad (6)$$

又因为实际封孔过程中当注入的封孔浆体到达注浆孔口时停止注入, 则封孔浆体高度不大于注浆孔深, 则有

$$h' \leq h = \frac{\pi (D^2 - d^2)}{qt} \quad (7)$$

将式(5)代入式(6), 并结合式(7)可得到封孔浆体在封孔段长内黏度的时空分布方程为

$$\left. \begin{aligned} \mu(h', t_0) &= \mu \left(\frac{\pi h'(D^2 - d^2)}{q} \right), \\ h' &\leq \frac{\pi (D^2 - d^2)}{qt_0} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

2.3 浆液在封孔浆体内劈裂扩散方程

注浆浆液在注浆压力作用下会沿注浆孔底向上同心环状劈裂封孔浆体。若假设注浆浆液为宾汉流体, 并考虑浆液重力, 则可采用宾汉流体连续方程和运动方程来描述浆液在封孔浆体内的运动规律^[12], 可得

$$\tau = \left(\frac{dp_h}{dh'} + \gamma_g \right) x \quad . \quad (9)$$

式中 τ 为剪切应力; γ_g 为浆液重度, p_h 为注浆压力在垂直方向的分量; x 为环向距离。

又当 $\tau \leq \tau_0$ 时, 浆液各质点在封孔浆体内不发生相对运动, 存在一个中心流核区, 则流核区范围 h_0 满足:

$$|h'| \leq h_0 = \tau_0 \left(\frac{dp_h}{dh'} + \gamma_g \right)^{-1} \quad . \quad (10)$$

而对于封孔止浆模型, 可知其留核区范围 $h_0 \leq a$, 故表明注浆浆液由于屈服剪切力的存在, 在封孔浆体内存在一个启动压力梯度 $\lambda = \tau_0 a^{-1} - \gamma_g$ 。

联合式 (8) ~ (10) 可得

$$\tau = \left(\frac{dp_h}{dh'} + \gamma_g \right) x = \tau_0 + \mu(h', t) \frac{dv}{dx} \quad . \quad (11)$$

将式 (11) 进行化简得

$$\frac{dv}{dx} = \frac{1}{\mu \left(\frac{\pi h'(D^2 - d^2)}{q} \right)} \left(\left(\frac{dp_h}{dh'} + \gamma_g \right) \cdot x - \tau_0 \right) \quad . \quad (12)$$

又当 $h_0 \leq |x| \leq a$, 满足边界条件 $x = \pm a$ 时, $v = 0$; 当 $|x| \leq h_0$ 时, $v = v(x = h_0)$, 则有

$$v = \begin{cases} \frac{1}{\mu \left(\frac{\pi h'(D^2 - d^2)}{q} \right)} \left(\left(\frac{dp_h}{dh'} + \gamma_g \right) \cdot \frac{x^2 - a^2}{2} - \tau_0 (|x| - a) \right) & (h_0 \leq |x| \leq a) \\ \frac{1}{\mu \left(\frac{\pi h'(D^2 - d^2)}{q} \right)} \left(\left(\frac{dp_h}{dh'} + \gamma_g \right) \cdot \frac{h_0^2 - a^2}{2} - \tau_0 (h_0 - a) \right) & (|h| \leq h_0) \end{cases} \quad (13)$$

浆液在封孔浆体劈裂缝内的平均流速 \bar{v} 为

$$\bar{v} = \frac{1}{2a} \int_{-a}^a v dx \quad . \quad (14)$$

将式 (13) 代入式 (14) 中, 且考虑注浆压力差远大于启动压力梯度 λ , 则可得到浆液在封孔浆体内的劈裂缝中的平均流速为

$$\bar{v} = \frac{a^2}{3} \frac{1}{\mu \left(\frac{\pi h'(D^2 - d^2)}{q} \right)} \left(\frac{3\tau_0}{2a} - \left(\frac{dp_h}{dh'} + \gamma_g \right) \right),$$

$$h' \leq \frac{\pi (D^2 - d^2)}{q \tau_0} \quad . \quad (15)$$

而根据建立的同心环状劈裂封孔浆体止浆模型, 可得到封孔浆体内注浆浆液流量 q 为

$$q = \pi (D+d) \int_{-a}^a v dx = 2a\pi (D+d) \bar{v} \quad . \quad (16)$$

又由图 2 及相关室内外试验表明, 函数拟合的封口浆体黏度 - 时间曲线可表示为

$$\mu(t'') = m(t'')^n \quad , \quad (17)$$

式中, m , n 为常数。

联合式 (15) ~ (17), 并代入其边界条件: 当孔底出浆口压力 p_h 达到封孔浆体的起劈压力 p' 时, 浆液在封孔浆体中劈裂流动, 则经注浆时间 t 后, 浆液在封孔浆体内劈裂的高度 H 满足:

$$p_H - p' = \left(\frac{3\tau_0}{2a} - \gamma_g \right) H - \frac{3\pi^{n-1} m (D^2 - d^2)^n}{2q^{n-1} (n+1) a^3 (D+d)} H^{n+1} \quad . \quad (18)$$

则浆液在封孔浆体内劈裂高度与注浆孔底的出浆口垂直压力关系式为

$$p_H = \left(\frac{3\tau_0}{2a} - \gamma_g \right) H - \frac{3\pi^{n-1} m (D^2 - d^2)^n}{2q^{n-1} (n+1) a^3 (D+d)} H^{n+1} + p' \quad . \quad (19)$$

又根据假定条件 (2)、(4), 由质量守恒可知, 封孔浆体可承受的止浆时间 t_{\max} 为

$$t_{\max} = \frac{2\pi H (D+d)}{q} \quad . \quad (20)$$

联合式 (19)、(20) 即为考虑封孔浆体黏度时空变化的封孔止浆控制方程。

3 封孔浆体止浆能力定量分析

考虑封口止浆过程受地层条件、注浆材料以及施工技术等因素影响, 封孔浆体止浆过程及止浆能力存在诸多不确定性, 故本文采用封孔浆体所能承受的极限注浆压力来表征浆体的止浆能力。而由封口止浆控制方程可知, 注浆封孔浆体所能承受的极限注浆压力与封孔浆体高度、封孔浆体启劈压力、裂隙开度以及封孔浆体流变性能等相关联, 本文着重探讨封孔浆体启劈压力以及封孔浆体性能对浆体封孔止浆能力的影响。

根据现场施工可知, 封孔浆体的启劈压力 P' 很难通过现场实测获得其的精准值, 且尚未有报道关于封孔浆体启劈压力 P' 的理论计算方法, 故此处采用浆体塑性强度 P_0 来度量浆体的启劈压力, 其余计算参数见表 2。

表 2 封孔之间计算参数

Table 2 Parameters for sealing and grouting

D/m	d/m	a/m	$q/(L \cdot s^{-1})$	$\gamma_g/(kN \cdot m^{-3})$	τ_0/Pa
0.75	0.03	0.002	0.1	15.3	13.2

3.1 封孔浆体性能对止浆能力的影响

将表2封孔计算参数及图2测试结果代入式(19),计算得到不同固化剂掺量下不同封孔高度的封孔浆体与封孔浆体的极限注浆压力的关系如图4所示。

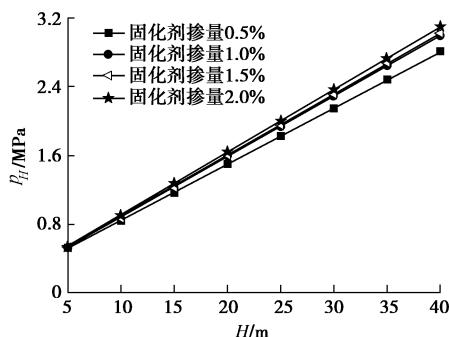


图4 不同固化剂掺量下封孔浆体止浆高度与极限注浆压力的关系

Fig. 4 Relationship between height of sealing slurry and ultimate grouting pressure under different dosages

由图4可以看出,相同止浆高度下,随着封孔浆体固化剂掺量从0.5%增加到2.0%,封孔浆体的所承受的最大极限注浆压力从2.8 MPa增大至3.1 MPa,且这种变化随封孔高度的增大表现的越明显。分析产生上述规律的原因,随着固化剂掺量的增加,封孔浆体塑性黏度和屈服应力均也不断增大,而两者的增大必然能提高封孔浆体所能承受的极限注浆压力,而当固化剂掺量较小时,固化剂对封孔浆体塑性黏度和屈服应力的影响以不显著,故此时封孔浆体的所承受的极限注浆压力受封孔高度的影响不明显。

因此,实际施工过程中可通过固化剂的掺量来改善封孔浆体所能承受的极限注浆压力,但值得注意的是,固化剂掺量太大时会导致封孔浆体注入过程易堵管、后续拔管困难等问题,根据上述计算及现场施工经验,固化剂掺量宜控制在1.2%~1.8%。

3.2 封孔浆体启劈压力对止浆能力的影响

将表2封孔计算参数及1.1节测试结果代入式(19),计算得到不同封孔高度下不同塑性强度的封孔浆体与封孔浆体的极限注浆压力的关系如图5所示。

由图5可以看出,随着封孔浆体塑性强度从0.05 MPa增大至0.3 MPa,封孔浆体所能承受的最大极限注浆压力也从2.99 MPa增大至3.24 MPa,且同一止浆浆体止浆能力随封孔高度的增大而增大。但需注意的是,塑性强度太低达不到封孔止浆要求,塑性强度太高则注浆浆液无法横向穿透封孔浆体注入地层,而塑性强度的大小主要受封孔浆体水固比、黏土含量等控制,经上述理论论证及相关现场实践,通常封孔浆体水固比宜控制在1:1左右,且黏土含量不宜超过50%。

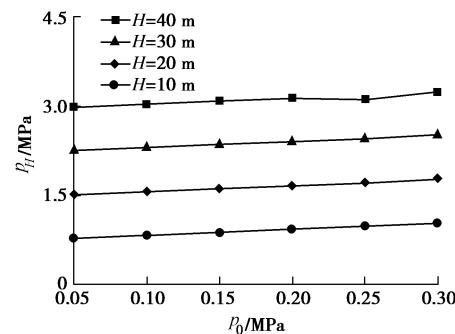


图5 不同封孔高度下不同塑性强度的封孔浆体与封孔浆体的极限注浆压力

Fig. 5 Ultimate grouting pressures of sealing slurry with different plastic strengths under different sealing heights

4 工程实践

某河堤由于运行年限较长,堤底普遍出现渗漏或翻水现象,局部具有承压性,需对堤防进行防渗加固处理。前期采用传统注浆工艺发现注浆效果差,后续经现场研究采用封孔止浆工艺,并结合黏土水泥稳定浆液实现可控注浆。根据现场压水试验,设计最大注浆压力为0.6~1.8 MPa,而根据本文理论分析成果,选取的封孔材料为黏土水泥复合膏浆,水固比为1:1,固化剂掺量1.5%,黏土掺量45%,其1 h塑性强度为0.18 MPa;注浆材料采用水固比0.8:1,原浆比重1.25的黏土水泥稳定浆液,其屈服应力为45.28 Pa。设计采用3排灌注,布置孔距1.0 m、孔排1.0 m的梅花型孔,采用自下而上,段长2 m分段灌注,理论与实测结果见表3。

表3 理论计算与实测值对比

Table 3 Comparison between theoretical and measured values

段长	自至孔段/m	封孔浆体极限注浆压力/MPa	设计最大注浆压力/MPa	误差/%
1	10	1.35	1.43	5.59
2	8	1.14	1.22	6.56
3	6	0.85	0.91	6.59
4	4	0.63	0.69	8.70
5	2	0.48	0.53	9.43

注:设计最大注浆压力为地表实测压力,封孔浆体极限注浆压力为理论计算压力。

现场注浆过程中,未发生冒浆、串浆,注后取芯、抽水试验表明,地层稳定性得到较大提高,地层渗透系数降至 1.2×10^{-6} cm/s、芯样28 d抗压强度可达2 MPa。上述理论推导虽部分封孔浆体止浆能力与所求得最大注浆压力之间存在一定误差,但均在误差允许范围内,能满足工程要求。分析产生上述存在差异的原因:本文在进行理论计算过程中,忽略了注浆压力的沿程损失,且实际注浆过程中仅能通过地表注浆压力表大小来反映孔底的注浆压力,两者间存在一定差异;理论计算过程中忽略了封孔浆体注入过程横向扩

散至地层内的封孔浆体, 使得理论计算的封孔注浆量明显少于实际施工中封孔浆体的注入量; 封孔浆体止浆过程中封孔浆体自身物性参数(黏度、强度、弹性模量等)均会发生动态变化、注浆浆液在封孔浆体内产生的劈裂缝宽度也会动态变化, 而本文均做定值处理, 与实际过程存在一定偏差; 实际地层、浆液与理论假设的均质和各向同性间存在一定差异, 且注浆过程浆液扩散受影响因素太多, 如浆液搅拌、温度以及施工人员水平等。

5 讨 论

(1)采用本文推导的封孔浆体止浆控制方程与张贵金属等^[8]未考虑封孔浆体黏度时空变化的止浆控制方程分别取表1计算参数进行对比, 结果表明: 考虑封孔浆体黏度时空变化时, 封孔浆体离孔底越远其黏度越大, 且封孔高度越高其变化速率越小; 当封孔高度较小、注浆时间较短时, 两者计算得到的封孔浆体所能承受的极限注浆压力相差不明显, 本文计算结果略大, 但随着封孔高度的增加、注浆时间的延长, 两者计算得到的极限注浆压力差异越大, 本文计算结果远大于未考虑封孔浆体黏度时空变化所得到的极限注浆压力。因此, 对于封孔浆体这种速凝类宾汉体在封孔止浆过程中必须考虑浆体的黏度时空变化。当然, 如何在实际施工过程中通过改变浆液水固比、黏土原浆比重、固化剂掺量以及施工参数去调控封孔浆体的黏度时空变化尚需深入探讨。

(2)在封孔浆体止浆过程中, 注浆浆液在压力作用下表现出“纵向劈裂封孔浆体消能”和“径向穿透封孔浆体地层扩散”两种模式, 可将注浆压力简化为纵向劈裂封孔止浆压力和径向穿透扩散压力之和, 而实际工程很难获得纵向劈裂封孔止浆压力或径向穿透扩散压力, 而考虑注浆浆液重力影响, 纵向劈裂封孔止浆压力必小于径向穿透扩散压力, 故纵向劈裂封孔止浆压力存在一个极大值, 即为注浆压力的1/2。因此, 本文在计算时可取一个极大的劈裂压力来获得一个较安全的封孔止浆能力值。

(3)现有黏度测试设备只能获得封孔浆体在自然环境下的黏度时变性, 无法实现封孔止浆过程的黏度时变性测量, 尤其是封孔止浆过程中浆体在注浆浆液作用下重复性劈裂滤水, 劈裂缝重复性开启与闭合。因此, 如何开发适用于封孔浆体止浆过程的流变特性测量仪器及统一测试方法, 对于封孔浆体止浆机理的研究具有十分重要的现实意义。

6 结 论

(1) 基于工程断裂力学、能量守恒、流变参数测

试结果以及宾汉流体同心环状劈裂封孔浆体止浆模型, 建立了考虑黏度时空变化的封孔浆体止浆的控制方程, 并定量分析封孔浆体的止浆能力, 研究成果可为封孔止浆技术设计和施工提供理论指导。

(2) 采用封孔浆体所能承受的极限注浆压力和封孔止浆高度来评价封孔浆体止浆能力, 且止浆能力与浆体流变参数、浆体塑性强度、封孔高度等密切相关。实际施工过程中, 可通过增加封孔浆体固化剂掺量、减小封孔浆体水固比、适当增加黏土含量等方法来提高封孔浆体的止浆能力, 但考虑注浆堵管、后续拔管等问题, 最优封孔浆体的水固比为1:1, 且黏土含量不宜超过50%, 固化剂掺量宜控制在1.2%~1.8%。

(3) 在封孔浆体止浆过程中, 不考虑封孔浆体黏度空间分布不均匀性所引起的误差较大, 计算得到的封孔浆体所能承受的极限注浆压力明显偏小, 若采用该种计算方法将达不到最优的封孔止浆效果。因此, 考虑封孔浆体黏度空间分布不均匀性是非常必要的。

(4) 现场实践论证了该理论计算方法的可行, 虽与实际所测值间存在一定的误差, 但误差在允许范围内, 能满足实际施工的需求。当然, 后续如何进一步通过深入探明封孔浆体止浆机制、量化封孔止浆影响因素等, 以便更加有效的指导工程实践仍需要进一步研究。

参考文献:

- [1] 周石金. 套管护壁解决松散层钻进难题[J]. 水文地质工程, 1999(4): 59~62. (ZHOU Shi-jin. Casing pipe wall protection solving the problem of looses strata driling[J]. Hydrogeology and Engineering Geology, 1999(4): 59~62. (in Chinese))
- [2] 冯海明. 止浆塞在浅层覆盖型岩溶灌浆工程中的应用[J]. 岩土工程学报, 1998, 2(1): 1~3. (FENG Hai-ming. Application of grouting plug in covered karst grouting project[J]. Geotechnical Engineering Technology, 1998, 2(1): 1~3. (in Chinese))
- [3] 梁 为, 王海鹏, 尹尚先. 胶囊式分段注浆止浆塞的研制[J]. 煤炭工程, 2011(3): 114~116. (LIANG Wei, WANG Hai-peng, YIN Shang-xian. Research and development of packer for capsule type stage grouting[J]. Coal Engineering, 2011(3): 114~116. (in Chinese))
- [4] 夏可风. 孔口封闭灌浆法讨论[C]//《水工建筑物水泥灌浆与边坡支护技术》暨第9次水利水电地基与基础工程学术会议. 贵阳, 2007: 10~20. (XIA Ke-feng. Grouting method for orifice closed discussions[C]//《Hydraulic Structure Cement Grouting and Technology of Slope Support》 and Conference Foundation of Water Conservancy and

- Hydropower Engineering on 9th. Guiyang, 2007: 10 - 20. (in Chinese))
- [5] 张贵金, 许毓才, 陈安重, 等. 一种适合松软地层高效控制灌浆的新工法—自下而上、浆体封闭、高压脉动灌浆[J]. 水利水电技术, 2012, 43(3): 38 - 41. (ZHANG Gui-jin, XU Yu-cai, CHEN An-zhong, et al. A new technical method for efficient and control grouting for loose ground-high pulsating pressure grouting from bottom to up stemming with slurry[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2012, 43(3): 38 - 41. (in Chinese))
- [6] 张贵金, 增柳絮, 陈安重, 等. 松软地层高压灌浆封孔浆体研制及应用论证[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(6): 1110 - 1116. (ZHANG Gui-jin, ZENG Liu-xu, CHEN An-zhong, et al. Development and application demonstration of stemming slurry materials for high pressure grouting in soft stratum[J]. Chinese Journal of geotechnical Engineering, 2012, 34(6): 1110 - 1116. (in Chinese))
- [7] 盛松涛, 张贵金, 陈安重. 托口水电站河湾地块帷幕灌浆新工艺的施工实践[J]. 水利水电技术, 2014, 45(8): 108 - 111. (SHENG Song-tao, ZHANG Gui-jin, CHEN An-zhong. Construction practice of a new curtain grouting technology for river-bending block in site of Tuokou Hydropower Station[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2014, 45(8): 108 - 111. (in Chinese))
- [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. (in Chinese))
- [9] 李术才, 刘人太, 张庆松, 等. 基于黏度时变性的水泥-玻璃浆液扩散机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(12): 2415 - 2421. (LI Shu-cai, LIU Ren-tai, ZHANG Qing-song, et al. Research on C-S slurry diffusion mechanism with time-dependent behavior of viscosity[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(12): 2415 - 2421. (in Chinese))
- [10] 李术才, 韩伟伟, 张庆松, 等. 地下工程动水注浆速凝浆液黏度时变特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(1): 1 - 7. (LI Shu-cai, HAN Wei-wei, ZHANG Qing-song, et al. Research on time-dependent behavior of viscosity of fast curing grouts in underground construction grouting[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(1): 1 - 7. (in Chinese))
- [11] 阮文军. 基于浆液黏度时变性的岩体裂隙注浆扩散模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(15): 2709 - 2714. (RUAN Wen-jun. Spreading model of grouting in rock mass fissures based on time-dependent behavior of viscosity of cement-based grouts[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(15): 2709 - 2714. (in Chinese))
- [12] 李术才, 张伟杰, 张庆松, 等. 富水断裂带优势劈裂注浆机制及注浆控制方法研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(3): 746 - 748. (LI Shu-cai, ZHANG Wei-jie, ZHANG Qing-song, et al. Research on advantage-fracture grouting mechanism and controlled grouting method in water-rich fault zone[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(3): 746 - 748. (in Chinese))