

文章编号: 1000-7598 (2012) 03-0925-08

盾尾注浆硬性浆液固结变形数值计算模型构建

袁小会¹, 韩月旺², 钟小春³

(1. 华北水利水电学院 土木与交通学院, 郑州 450011; 2. 郑州市轨道交通有限公司, 郑州 450046; 3. 河海大学 土木学院, 南京 210098)

摘要: 为了更为合理地评价盾构壁后注浆控制地层变形机制, 采用自制的硬性浆液固结变形试验装置, 对水泥胶结作用影响硬性浆液的固结过程进行了试验研究。在此基础上, 分析并建立了能够反映水泥胶结作用的硬性浆液固结变形模型, 编制了相应的数值计算程序, 并通过试验验证了该模型的合理性。硬性浆液固结变形数值计算模型的构建对于提高盾构施工模拟精细度将起到一定的推动作用。

关键词: 盾构隧道; 盾尾注浆; 硬性浆液; 胶结作用; 固结模型; 数值计算

中图分类号: U 25

文献标识码: A

Numerical model building for consolidation deformation of cemented mortar for shield tail grouting

YUAN Xiao-hui¹, HAN Yue-wang², ZHONG Xiao-chun³

(1. College of Civil and Transportation Engineering, North China Institute of Water Conservancy and Hydroelectric Power, Zhengzhou 450011, China;

2. Zhengzhou Rail Traffic Co., Ltd., Zhengzhou 450046, China; 3. College of Civil Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: In order to evaluate the deformation control mechanism of shield tail void grouting, the influence of cementation on consolidation process of cemented mortar is studied by the self-made experimental apparatus of consolidation deformation. On this basis, consolidation deformation model of cemented mortar is built, which can reflect the influence of cementation. The numerical calculation program is made, which is verified by experimental results. The numerical calculation model of cemented mortar consolidation deformation will play an important role to improve the simulation accuracy of shield tunnel construction.

Key words: shield tunnel; shield tail grouting; cemented mortar; cementation; consolidation model; numerical calculation

1 引言

随着我国城市地下隧道的大规模建设, 盾构工法以其特有的安全快速的优点, 已成为隧道施工的首选工法^[1]。由于地铁隧道均需在城市地下进行施工, 考虑到对地表或地下构筑物的影响, 盾构施工引起的地层沉降始终是最为关心的问题之一^[2]。盾构施工引起地表变形的因素较多, 其中与盾尾空隙注浆相关的地层变形不容忽视^[3]。

地层损失是盾构施工引起地层变形的直接因素, 著名的 Peck 沉降槽公式便是基于此提出的^[4]。壁后注浆作为盾构施工的关键工序, 当浆液注入盾尾空隙后, 浆液会发生排水、固结、硬化、收缩等现象。Loganathan 等^[5-6]引入间隙参数描述因刀盘开挖、盾尾空隙等引起的土体弹塑性变形, 建立的

地层位移解析公式可预测地层竖向沉降及水平位移。朱合华等^[7-8]利用 Goodman 单元或应力释放系数法描述盾尾注浆压力消散作用对土体应力状态变化的影响。Kasper 等^[9-10]以材料刚度和渗透系数随时间变化的方法来描述浆液的固结收缩特性, 对盾构施工影响地层变形进行了数值模拟研究。

综上所述, 盾尾注浆的首要作用是减小了盾尾空隙所造成的地层损失量。如何对浆液注入盾尾空隙后的排水固结变形、应力-应变状态的变化进行评价, 根据浆液特有的固结硬化收缩特性, 构建能够合理反映浆液固结变形特性的数值计算模型, 对于盾构施工模拟计算具有一定的促进意义。

2 硬性浆液固结硬化过程分析

如图 1 所示, 浆液注入盾尾空隙后, 呈液相流

收稿日期: 2010-11-22

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(No. 50908075); 高等学校博士学科点专项科研基金(No. 20070294029)。

第一作者简介: 袁小会, 女, 1977 年生, 硕士, 讲师, 主要从事城市轨道交通方面的科研与教学工作。E-mail: yuan.xiaohui@163.com

动状态。假设管片不透水,浆液的有效应力为 σ' ,浆液的孔隙水压力为 u 。浆液在压力 P 的作用下,会发生向土体方向的单向排水固结过程。在此过程中,硬性浆液中水泥的水化胶结作用会对浆液的固结过程产生影响。随固结时间的延长,浆液在向外排水 dQ/dt 的同时,浆液的孔隙水压力消散 Δu ,浆液产生体积收缩现象。由于浆液体积收缩变形,浆液中的颗粒相互接触使骨架应力增加了 $\Delta\sigma'$ 。与此同时,水泥水化作用使浆液颗粒间产生了胶结现象,会使骨架应力增加 $\Delta\sigma'_b$ 。

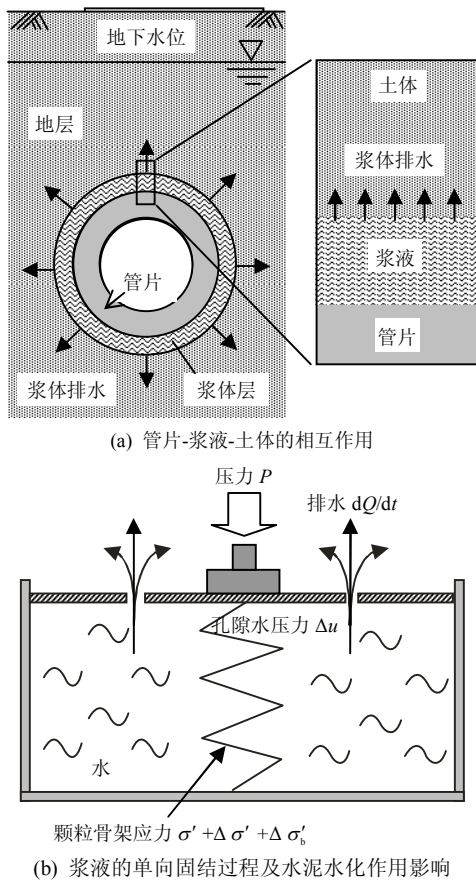


图1 水泥水化作用对浆液单向固结过程的影响
Fig.1 Influence of hydration on unidimensional consolidation process of cemented mortar

如图2所示,硬性浆液与饱和土体的固结过程相比,相同的是固结变形会对浆液渗透系数和有效应力产生影响,不同的是浆液中含有水泥等胶凝材料,不同水灰比 λ 的浆液,随水化时间 t 的延长,水泥的水化产物会对浆液的骨架应力和渗透系数产生影响。

因此,硬性浆液的固结变形过程可整理为如式(1)的泛涵关系式。

$$\left. \begin{aligned} k &= f(\lambda, \varepsilon, t), \sigma' = f(\lambda, \varepsilon, t) \\ \varepsilon &= f(E_s, k, P), S = \int_0^H \varepsilon dz \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: λ 为浆液的水灰比; ε 为浆体固结产生的应变值; t 为浆液水泥水化时间或固结时间(s); k 为渗透系数(m/s); E_s 为浆体的压缩模量(Pa); P 为浆体所受到的固结压力(Pa); S 为浆体的固结变形量(m); H 为浆体高度(m); z 为固结排水方向坐标系。

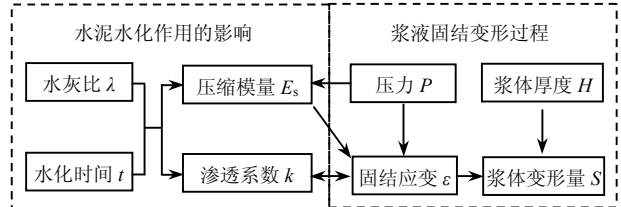


图2 硬性浆液的固结变形过程
Fig.2 Consolidation deformation process of cemented mortar

3 硬性浆液固结硬化过程分析

3.1 试验装置设计

考虑浆液的固结排水过程,取隧道拱顶位置的一个单元体,设计了如图3所示的浆液固结变形试验装置。通过在活塞上方堆载砝码设定固结压力,在试验过程中认为固结压力不发生变化。通过百分表测量活塞下降距离从而获得浆体排水压缩变形量。在试验进行之前,关闭排水阀门。在装置底部分层击实粗砂垫层,继而密实地注入浆液,不允许包裹气泡,并将浆液厚度控制在5 cm。压入活塞,并堆载与压应力 P 相对应的一定数量的砝码,调整百分表,并记录初始读数。打开排水阀门,并实时记录百分表的读数,当数值稳定后,可通过记录的变形量计算浆体应变。之后将活塞取出,在浆液上部注入一定量的水,再次放入活塞,并堆载一定数量砝码(可换算为水头差),可进行常水头渗透试验来测定浆体的渗透系数。

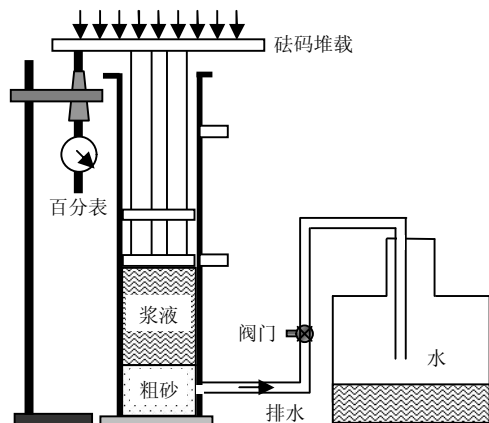


图3 浆液固结变形试验装置示意图
Fig.3 Sketch of consolidation deformation apparatus

3.2 试验方案设计

利用浆液固结变形试验装置和如图4所示的试验方法,分别对不同水灰比的硬性浆液(配比关系见表1)进行不同压应力(150、200、250、300 kPa)和不同静置时间 t (0、2、4、6、8 h)后的浆液进行压缩试验和测定浆体的渗透系数。

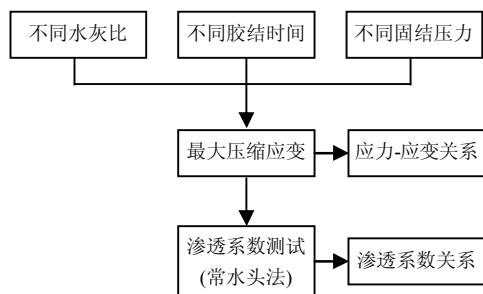


图4 浆液固结特性试验方案
Fig.4 Experimental plan of consolidation characteristics of mortar

表1 不同水灰比的硬性浆液配比关系表

Table 1 Different water-cement ratios of cemented mortar

编号	水灰比 λ	硬性浆液的材料配比量/(kg/m ³)					
		水泥	粉煤灰	砂	膨润土	添加剂	水
1	1.75	237.8	416.1	849.2	41.6	2.97	416.1
2	2.45	177.9	435.8	691.8	87.1	3.74	435.9
3	3.15	142.0	447.2	828.3	67.1	1.49	447.3

3.3 浆液应力-应变关系

图5、6分别为1号浆液在不同水化时间后,在不同固结压力 P 作用下的应力-应变关系曲线和水化时间对浆液最大应变量的影响曲线。可以看出,浆液在不同胶结时间后,随浆液固结压力的增大,浆液的变形量增大,且应力-应变呈非线性关系。然而,在相同固结压力作用下,浆液的最大应变随胶结时间延长近似呈线性减小趋势。造成这种现象的原因主要是由于浆液中水泥水化作用使得骨架应力增加所致,同时随浆液水灰比增大,浆液的最大变形量也相应增大。

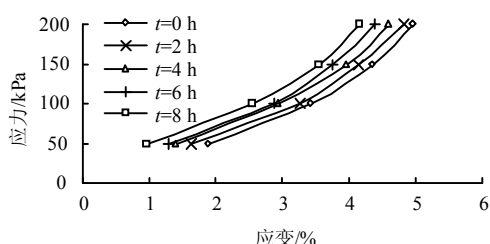


图5 1号浆液在不同水化时间的应力-应变关系
Fig.5 Stress-strain relationships of mortar No.1 under different hydration times

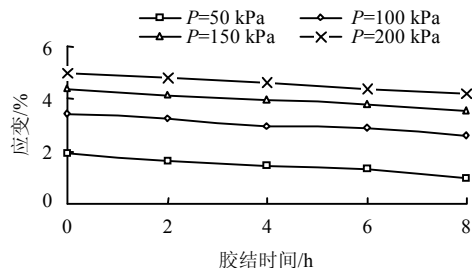


图6 1号浆液不同胶结时间和固结压力下的最大应变
Fig.6 Maximum strains of mortar No.1 under different hydration times and consolidation pressures

根据试验结果,在不考虑水化作用时,浆液的应力-应变呈非线性关系,因此,假定浆液的应力-应变关系符合半对数函数。在相同固结压力作用下,胶结作用对应变的影响呈线性关系。因此,根据式(1)的应力-应变泛涵关系建立如式(2)所示的硬性浆液应力-应变关系式,并利用该式对试验结果进行拟合,所得待定参数列于表2。

$$\sigma' = A_2 \exp(B_2 \lambda) \exp[(C_2 \lambda + D_2) \varepsilon + E_2 t] \quad (2)$$

式中: σ' 为浆液有效应力 (Pa); A_2 为非线性参数 (Pa); E_2 为非线性参数 (s^{-1}), 为水灰比为 λ 的浆液由于水泥水化引起有效应力变化的系数; B_2 、 C_2 、 D_2 均为无量纲非线性参数。

表2 应力-应变关系拟合参数

Table 2 Fitting parameters of stress-strain relationship

A_2/Pa	B_2	C_2	D_2	E_2/s^{-1}
32 800	-0.21	-20.33	79.68	1.14×10^{-5}

图7为利用硬性浆液应力-应变关系式(2)和表2所列拟合参数计算得到的浆体应力-应变关系曲线与试验结果的对比图。可以看出,试验值与计算值吻合程度较好,说明所建立的有效应力与水灰比、浆液应变与胶结时间的关系式可以反映硬性浆液受水泥水化作用影响的力学特性变化。

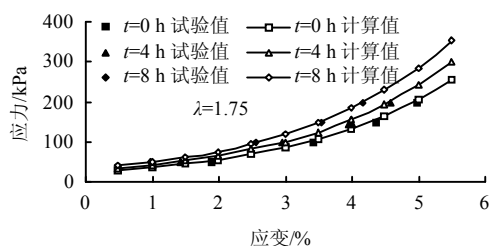


图7 浆液应力-应变关系计算值与试验值对比图
Fig.7 Comparison of stress-strain relationships of mortar No.1 between calculated results and experimental data

3.4 浆液渗透系数

图 8、9 分别为不同水灰比的 3 种硬性浆液, 在不同胶结时间后, 在不同应变条件下的渗透系数试验值。可以看出, 随着浆液胶结时间的延长, 水化产物增加, 会引起渗透系数的降低; 当浆液产生压缩变形后, 浆液的孔隙率降低, 同样会使浆液的渗透系数减小。根据试验结果, 随着浆液应变增大和胶结时间的延长, 浆液渗透系数减小, 且浆液渗透系数与胶结时间和应变近似呈半对数关系。

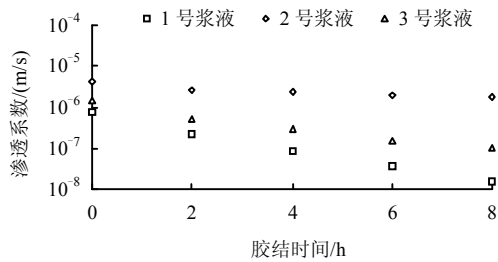


图 8 不同胶结时间的浆液渗透系数

Fig.8 Permeability coefficients under different Cementation times of three mortars

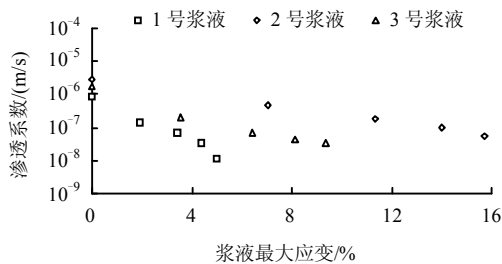


图 9 不同应变条件下浆液渗透系数

Fig.9 Permeability coefficients under different strains of three mortars

因此, 基于式 (1) 的渗透系数泛涵关系建立式 (3) 的渗透系数关系式, 并利用该式对试验值进行拟合, 所得待定参数见表 3。

$$k = F \exp(A_1 \lambda) \exp[(B_1 \lambda + D_1) \varepsilon + (C_1 \lambda + E_1) t] \quad (3)$$

式中: F 为非线性参数 (m/s); C_1 、 E_1 均为非线性参数 (s^{-1}); A_1 、 B_1 、 D_1 均为无量纲非线性参数。

表 3 渗透系数关系拟合参数

Table 3 Fitting parameters of permeability coefficient

$F/(m/s)$	A_1	B_1	C_1/s^{-1}	D_1	E_1/s^{-1}
6.56×10^{-8}	1.07	39.77	7.33×10^{-5}	-146.36	-2.64×10^{-4}

图 10、11 分别为利用硬性浆液渗透系数关系式 (4) 和表 3 所列拟合参数计算得到的计算值与试验值对比图, 吻合程度较好。说明所建立的与水灰

比、浆液应变和胶结时间相关的渗透系数关系式是合理的。

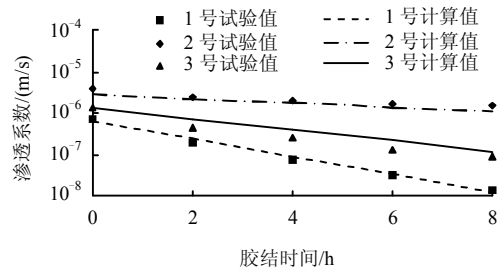


图 10 不同胶结时间的浆液渗透系数验证

Fig.10 Permeability coefficients verifications under different hydration times of three mortars

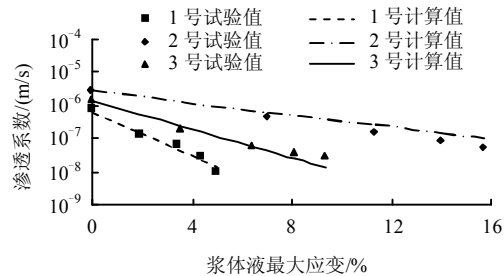


图 11 不同应变条件下浆液渗透系数验证

Fig.11 Permeability coefficients verifications under different strains of three mortars

4 浆液固结变形模型建立

4.1 假定条件

(1) 浆液是饱和、均质、各向同性体; (2) 浆液的压缩变形完全是由于孔隙体积的减小引起的, 颗粒和水不可压缩; (3) 浆液的压缩和排水为一维单面排水; (4) 孔隙水的排出过程符合达西定律; (5) 浆液的应力-应变关系随浆液的压缩变形和水泥水化的进行会发生变化; (6) 浆液的渗透系数关系随浆液的压缩变形和水泥水化的进行会发生变化; (7) 浆液的固结压力为一次性施加的; (8) 忽略自重对浆液固结变形的影响。

4.2 浆液固结变形模型推导

根据体积连续性方程, 饱和浆液在时间增量 dt 内, 单元体内孔隙体积的压缩量等于流出与流入单元体的水量之差, 故有式 (4)。

$$\frac{1}{1+e_0} \frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial q}{\partial z} \quad (4)$$

式中: dq 为孔隙水的变化量 (m^3); e 为孔隙比; e_0 为初始孔隙比。

浆液在单元体内的渗透符合达西定律, 即

$$q = \frac{k(\lambda, e, t)}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial z} \quad (5)$$

式中: $k(\lambda, e, t)$ 为与单元体水灰比 λ 、孔隙比 e 、固结/水化时间 t 有关的单元体渗透系数(m/s); γ_w 为水重度(kN/m³); u 为单元体的超静孔隙水压力(Pa)。

根据单元体应力平衡条件可得

$$\frac{\partial \sigma}{\partial z} = -\frac{G_s + e}{1 + e} \gamma_s \quad (6)$$

式中: σ 为单元体的总应力(Pa); γ_s 为浆液中颗粒平均重度(kN/m³); G_s 为浆液中颗粒平均相对密度。

根据有效应力原理, 单元体的总应力、有效应力和超静孔隙水压力满足

$$\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{\partial \sigma}{\partial z} - \frac{\partial \sigma'}{\partial z} \quad (7)$$

由式(2)~(5)可得以孔隙比为基本未知量的浆液固结方程为

$$\frac{1}{1 + e_0} \frac{\partial e}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{k(\lambda, e, t)}{\gamma_w} \left(\frac{\partial \sigma'}{\partial e} \frac{\partial e}{\partial z} + \frac{G_s + e}{1 + e} \gamma_s \right) \right] = 0 \quad (8)$$

由于浆液由多种材料配制而成, 且由于水泥水化作用的影响, 浆液的孔隙比不易求得。因此, 根据浆液的压缩变形完全是由于孔隙体积的减小引起的假定条件, 可得单元体中浆液的孔隙比与单元体固结应变的关系式为

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial e}{\partial \varepsilon} &= -\frac{e}{1 + e_0} \\ \frac{\partial e}{\partial t} &= -(1 + e_0) \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \\ \frac{\partial e}{\partial z} &= -(1 + e_0) \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

将式(9)代入式(8), 并忽略自重对浆液固结变形的影响, 可得以单元体应变为基本未知量的浆液固结方程为

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{k(\lambda, \varepsilon, t)}{\gamma_w} \frac{\partial \sigma'}{\partial \varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right] \quad (10)$$

根据对试验值进行拟合得到的浆液渗透系数关系式(2)和浆体应力-应变关系式(3), 结合式(10), 可得到硬性浆液的固结模型, 见式(11)、(12)。

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(M \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right) \quad (11)$$

$$M = \frac{FA_2(C_2\lambda + D_2)}{\gamma_w} \exp[(A_1 + B_2)\lambda + (B_1\lambda + C_2\lambda + D_1 + D_2)\varepsilon + (C_1\lambda + E_1 + E_2)t] \quad (12)$$

①初始条件: $t = 0$ 时, 浆体的应变 $\varepsilon = 0$ 。

$$\varepsilon(z, 0) = 0 \quad (13)$$

②浆体的不排水面边界条件。

$$\varepsilon(0, t) = 0 \quad (14)$$

③浆体的排水面边界条件。

$$\varepsilon(H, t) = \frac{\ln P - \ln A_2}{C_2\lambda + D_2} - B_2\lambda - E_2t \quad (15)$$

5 浆液固结变形模型程序编制

由于浆液的固结变形模型是在一维单向固结排水条件下推导而来, 需要将该模型推广到三维情况, 考虑到浆液为各向同性材料, 则可将模型中的应变变量作为体积应变来处理。同时, 该模型是用来模拟固结过程的, 所以构建的数值计算模型必须适用于流-固耦合计算。

5.1 浆液固结变形数值计算模型的应力-应变关系

将浆液固结-胶结变形模型推广到三维计算, 需用到浆液在不同胶结时间、不同体积应变条件下的变形模量计算公式为

$$E = E_s \left(1 - \frac{2\nu^2}{1 - \nu} \right) \quad (16)$$

式中: E 为浆液的变形模量(Pa); E_s 为浆液的压缩模量(Pa); ν 为浆液的泊松比。其中, 压缩模量可通过式(2)对体积应变 ε 进行求导, 即

$$E_s = (C_2\lambda + D_2) A_2 \exp[B_2\lambda + (C_2\lambda + D_2)\varepsilon + E_2t] = (C_2\lambda + D_2) \sigma'_{old} \quad (17)$$

式中: σ'_{old} 为单元体上一时步的有效应力(Pa)。

在三维情况下, 还需用到体积模量 K 和剪切模量 G 分别为

$$\left. \begin{aligned} K &= \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \\ G &= \frac{E}{2(1 + \nu)} \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

根据式(16)~(18), 可得浆液固结-胶结变形的增量型方程式为

$$\Delta \sigma'_{ij} = 2G \Delta \varepsilon_{ij} + \left(K - \frac{2}{3} G \right) \Delta \varepsilon_{kk} \delta_{kk} \quad (19)$$

则通过式(19)可得下一时步的单元体新的应力计算式为

$$\sigma'_{ij}^N = \sigma'_{ij} + \Delta \sigma'_{ij} \quad (20)$$

5.2 浆液固结变形数值计算模型的渗透系数关系

考虑到固结计算中, 浆液的渗透系数随单元体的体积应变的变化和固结时间的延长而变化, 故渗透系数的变化可通过式 (3) 对体积应变 ε 进行求导获得, 即

$$\xi_k = (B_1 \lambda + D_1) F \exp[A_1 \lambda + (B_1 \lambda + D_1) \varepsilon + (C_1 \lambda + E_1) t] = (B_1 \lambda + D_1) k_{old} \quad (21)$$

式中: ξ_k 为浆液渗透系数变化的系数; k_{old} 为单元体上一时步的渗透系数 (m/s)。

5.3 浆液固结变形数值计算模型程序编制

为了使浆液固结变形数值计算模型能够应用于非胶凝材料的固结变形计算, 在该模型中引入孔隙比与含水率参数,

$$e = e_0 - \varepsilon(1 + e_0) \quad (22)$$

$$w = \frac{e_0 - \varepsilon(1 + e_0)}{G_s} \quad (23)$$

式中: w 为含水率。

采用 Visual C++ 编程语言, 根据式 (16)~(22), 由如图 12 所示的构建流程图, 编制浆液固结变形数值计算模型。

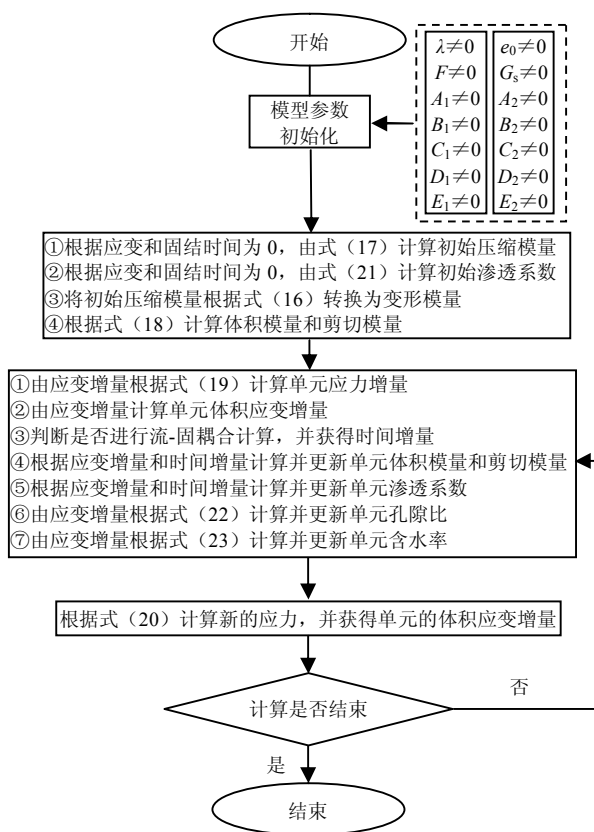


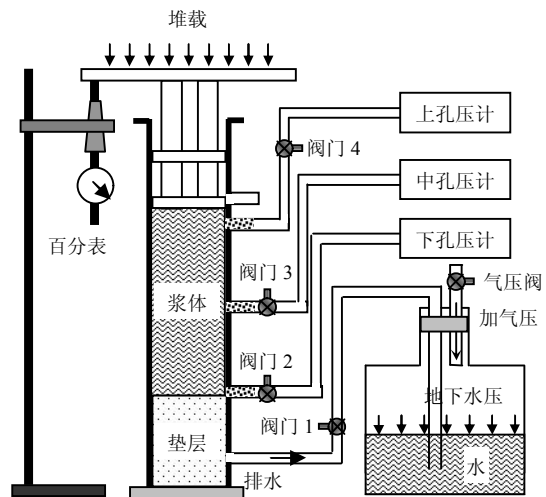
图 12 浆液固结变形数值计算模型程序编制流程图

Fig.12 Flow chart of numerical calculation model for mortar

6 浆液固结变形数值计算模型验证

6.1 试验装置设计

为了测量浆液在固结变形过程中孔隙水压力的变化, 设计了如图 13 所示的试验装置。该装置可通过设置的外接式孔压计, 测量不同位置的浆液固结变形过程中的孔隙水压力变化规律。在试验进行之前, 将孔压计的容器和相应的连接管道内充满水, 关闭阀门 2、3、4。然后分层装入粗砂垫层和新配制的硬性浆液, 关闭阀门 1。装入活塞, 并堆载与固结压力相对应的一定数量的砝码。打开阀门 2、3、4, 并调整百分表, 记录孔压计和百分表的初始读数。打开阀门 1 的同时记录起始时间, 浆液开始排水固结变形, 实时记录百分表和孔压计的读数。



(a) 浆液固结变形试验装置示意图



(b) 浆液固结变形试验装置试验照片

图 13 浆液固结变形试验装置

Fig.13 Consolidation deformation apparatus of mortar

6.2 试验方案设计

浆液的固结变形试验中垫层采用厚 5 cm 的粗

砂, 浆液高度选取 20 cm。浆液选用表 1 所列的硬性浆液, 分别进行不同固结压力 (150、200、250、300 kPa) 条件下固结变形试验, 并测试浆液固结变形量及固结变形过程中的孔隙水压力变化。

6.3 数值计算参数设置

3 种浆液的初始孔隙比 e_0 分别为 0.71、2.45、3.15, 平均颗粒相对密度 G_s 分别为 2.63、2.45、2.68, 应力-应变和渗透系数参数分别见表 2、3。数值计算模型尺寸和网格划分见图 14。模型为圆柱形, 高度为 20 cm, 直径为 7.2 cm。顶面为不透水边界, 且为竖向自由位移边界条件。底面为自由排水边界, 且为竖向位移约束边界条件。圆周面为不透水边界, 且为侧向位移约束边界条件, 即浆液在固结过程中不发生侧向排水和侧向变形。固结压力 P 施加在顶面, 在顶面和浆液竖向高度的 1/2 位置分别设置孔隙水压力变化监测点。

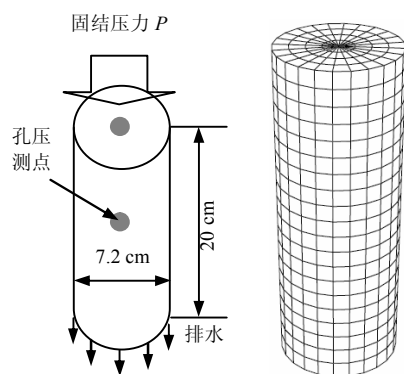


图 14 数值计算模型剖分示意图

Fig.14 Mesh generation of numerical calculation model

6.4 试验结果与数值计算结果对比验证

利用所构建的浆液固结变形数值计算模型, 通过设置不同水灰比、不同应力-应变关系参数和渗透系数关系参数来模拟不同配比的硬性浆液的固结变形以及孔隙水压力的消散规律, 见图 15~17。固结开始时, 浆液的变形速率快, 固结变形曲线较陡, 与固结时间近似呈线性关系增长。之后随固结时间的延长, 浆液的变形速率趋缓, 并逐渐趋于稳定。随固结压力增大, 浆液的变形速率加快, 趋于稳定的时间也相应延长, 最终的变形量也随之增大。可以看出, 硬性浆液的固结-胶结数值模型可以较好地模拟浆液在受压排水固结过程中, 由于水泥胶结作用对浆液固结压缩变形过程的影响。然而, 对于小固结压力 (50、100 kPa) 作用下的孔隙水压力消散过程的模拟效果不很理想。

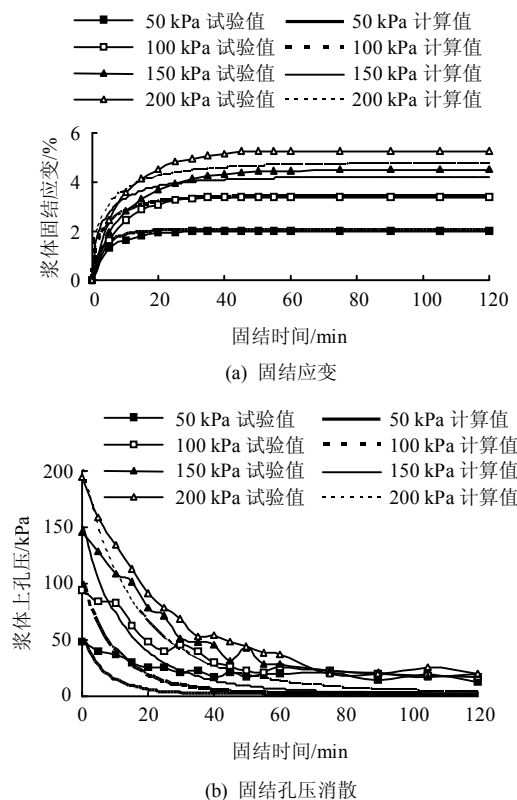


图 15 1 号浆液试验值与计算值对比

Fig.15 Comparisons between test and calculation results for mortar No.1

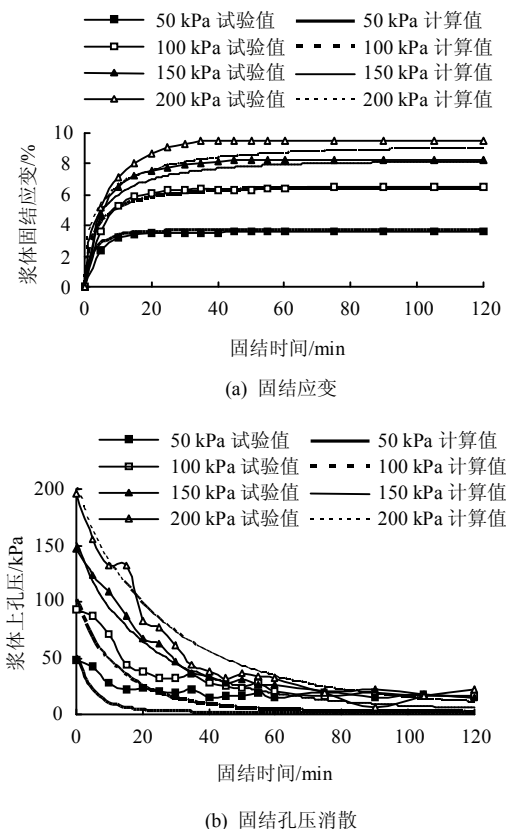


图 16 2 号浆液试验值与计算值对比

Fig.16 Comparisons between test and calculation results for mortar No.2

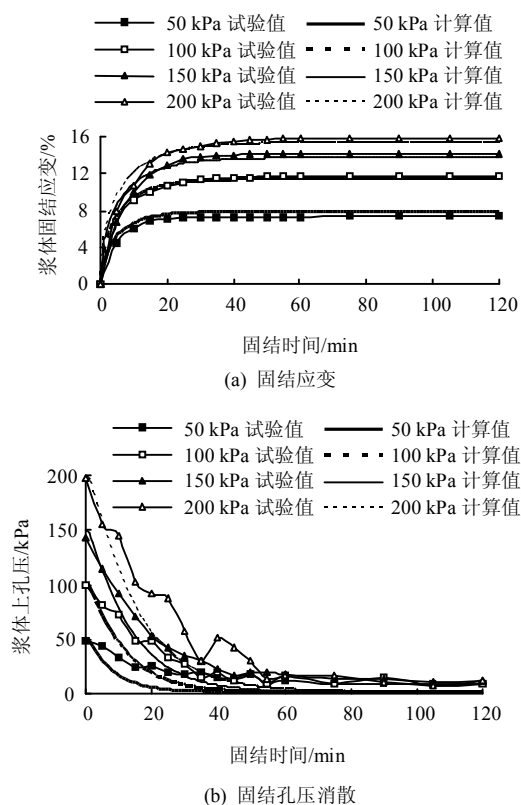


图 17 3号浆液试验值与计算值对比

Fig.17 Comparisons between test and calculation results for mortar No.3

7 结 论

(1) 水泥的水化胶结作用是造成硬性浆液固结不同于土体的根本原因。水泥水化作用会引起浆液骨架应力增加, 渗透系数降低。

(2) 随固结压力的增大, 浆液产生的固结变形量也越大, 且随着浆液水灰比增加, 浆液的固结变形量也随之增大。随水泥水化时间延长, 浆液固结时产生的最大变形量就越小。

(3) 以水灰比和胶结时间来描述浆液中水泥水化作用, 通过试验研究了水泥水化胶结作用对硬性浆液固结特性的影响, 推导并建立了硬性浆液的固结变形模型, 而且通过试验验证了所编制的数值计算模型的合理性。

参 考 文 献

- [1] 钱七虎. 迎接我国城市地下空间开发高潮[J]. 岩土工程学报, 1998, 20(1): 112—113.
- [2] FUKUCHI G. The present and future of mechanized tunnel works in soft ground[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 1991, 6(2): 175—183.
- [3] 姜忻良, 崔奕, 李园, 等. 天津地铁盾构施工地层变形

实测及动态模拟[J]. 岩土力学, 2005, 26(10): 1612—1616.

JIANG Xin-liang, CUI Yi, LI Yuan, et al. Measurement and simulation of ground settlements of Tianjin subway shield tunnel construction[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2005, 26(10): 1612—1616.

- [4] PECK R B. Deep excavations and tunneling in soft ground[C]//Proceedings of the 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Mexico City: State of the Art Report, 1969: 225—290.
- [5] LOGANATHAN N, POULOS H G. Analytical prediction for tunneling-induced ground movements in clays[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 1998, 124(9): 846—856.
- [6] 杨冠天, 项彦勇, 张峰. 基于间隙参数模型的盾构隧道周围土体位移分析[J]. 岩土力学, 2005, 26(10): 1602—1606.
- [7] YANG Guan-tian, XIANG Yan-yong, ZHANG Feng. Analysis of ground movements due to shield tunneling by using a gap-parameter model[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2005, 26(10): 1602—1606.
- [8] 朱合华, 丁文其, 桥本正, 等. 盾构隧道施工过程模拟分析[J]. 岩石力学与工程学报, 1999, 18(增刊): 860—864.
- [9] ZHU He-hua, DING Wen-qi, HASHIMOTO TADASHI, et al. The construction process simulation of underground structure[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 1999, 18(Supp.): 860—864.
- [10] 张海波, 殷宗泽, 朱俊高. 盾构法隧道施工的精细模拟[J]. 岩土力学, 2004, 25(增刊 2): 280—284.
- [11] ZHANG Hai-bo, YIN Zong-ze, ZHU Jun-gao. Elaborate simulation of shield tunneling[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2004, 25(Supp. 2): 280—284.
- [12] KASPER T, MESCHKE G. A 3D finite element simulation model for TBM tunnelling in soft ground[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2004, 28(14): 1441—1460.
- [13] KASPER T, MESCHKE G. On the influence of face pressure, grouting pressure and TBM design in soft ground tunnelling[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2006, 21(2): 160—171.