

DOI: 10.11779/CJGE20230775

# 软黏土地层盾构隧道底部注浆抬升量计算方法

孟凡衍<sup>1,2,3</sup>, 贾琪<sup>1,2,3</sup>, 陈仁朋<sup>\*1,2,3</sup>, 陈瞳<sup>1,2,3</sup>, 程红战<sup>1,2,3</sup>

(1. 湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082; 2. 地下空间开发先进技术与智能装备湖南省工程研究中心, 湖南 长沙 410082;  
3. 建筑安全与节能教育部重点实验室, 湖南 长沙 410082)

**摘要:** 下部地层注浆是盾构隧道过大沉降的常用治理措施。结构性软黏土地层中注浆引起的超孔压在注浆后持续消散, 导致隧道抬升后因地层固结而发生沉降, 进而降低隧道抬升效率。为预测下方地层注浆引起的盾构隧道纵向变形, 提出了考虑土体结构性的盾构隧道底部注浆抬升量—沉降量两阶段计算方法。应用于宁波地铁2号线注浆抬升案例, 隧道抬升效率计算值约51%, 与同为软黏土地层的上海地铁2号线某区间盾构隧道实测抬升效率非常接近。此外, 针对注浆参数、地层参数与隧道参数开展了参数分析, 结果表明: 隧道最终抬升量及抬升效率与土体基床系数、注浆体积呈正相关, 与地层屈服应力成负相关; 随埋深比增大, 注浆区域隧道最终抬升量减小, 而抬升效率变化甚微。计算方法可以为软黏土地层运营盾构隧道注浆抬升设计提供理论支撑。

**关键词:** 结构性黏土; 注浆; 隧道抬升; 超孔压消散; 固结沉降

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2024)11-2401-09

作者简介: 孟凡衍(1990—), 男, 博士, 副教授, 主要从事城市地下工程方面的研究工作。E-mail: fymeng@hnu.edu.cn。

## Method for calculating uplift of shield tunnels subjected to underlying grouting in soft clayey ground

MENG Fanyan<sup>1,2,3</sup>, JIA Qi<sup>1,2,3</sup>, CHEN Renpeng<sup>1,2,3</sup>, CHEN Tong<sup>1,2,3</sup>, CHENG Hongzhan<sup>1,2,3</sup>

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China; 2. Hunan Provincial Engineering Research Center of Advanced Technology and Intelligent Equipment for Underground Space Development, Changsha 410082, China; 3. Key Laboratory of Building Safety and Energy Efficiency of the Ministry of Education, Changsha 410082, China)

**Abstract:** Grouting in the underlying strata is a common remedial measure for the excessive settlement of shield tunnels. In the case of structured soft clays, the grouting process induces dissipation of the excess pore pressure in the surrounding strata, which leads to settlement of the tunnel after the grouting process and subsequently reduces the uplift efficiency. In order to predict the longitudinal deformation of shield tunnels caused by grouting in the underlying strata, a two-stage method for calculating the uplift and settlement of shield tunnels is proposed considering the structural characteristics of the soil. It is applied to a grouting uplift case in Ningbo Metro Line 2, and the calculated uplift efficiency of the tunnel is approximately 51%, which is close to the measured uplift efficiency of an interval of Shanghai Metro Line 2 in soft clayey ground. Furthermore, the parametric study is conducted, considering the parameters of grouting, strata and tunnel. The results indicate that the final uplift settlement and uplift efficiency of the tunnel are positively correlated with the coefficient of subgrade reaction and grouting volume, while negatively correlated with the yield stress of the strata. As the cover-to-depth ratio of the tunnel increases, the final uplift of the tunnel within the grouted range decreases, while the uplift efficiency exhibits negligible change. The proposed method provides support for the design of grouting for uplift of shield tunnel, in soft clayey ground.

**Key words:** structured clay; grouting; tunnel uplift; dissipation of excess pore water pressure; consolidation settlement

## 0 引言

软黏土地层盾构隧道不均匀沉降问题普遍<sup>[1-2]</sup>, 部分工程出现列车降速运行、停运加固等问题, 严重影响列车运营安全及隧道结构服役寿命。下方地层注浆是盾构隧道过大沉降治理的常用技术手段。然而, 注

浆扰动地层产生超孔压, 注浆结束后超孔压消散引起地基固结和隧道沉降, 导致最终抬升量小于注浆过程

基金项目: 国家自然科学基金项目(52378338, 52108318, 51938005)

收稿日期: 2023-08-14

\*通信作者(chenrp@hnu.edu.cn)

中的抬升量峰值。例如,为调控上海地铁2号线某区间过大沉降,在隧道下方采取分阶段微扰动注浆,各注浆阶段结束后隧道均发生明显沉降,最终抬升量相比抬升量峰值减少53%<sup>[3]</sup>。

目前,工程案例的注浆参数选取主要依赖经验,缺乏定量预测方法。例如,上海地铁2号线盾构隧道下卧地层注浆最大抬升量为10 mm,隧道抬升量与总注浆体积的比值大约为1:40 mm/L<sup>[4]</sup>。盾构隧道注浆抬升过程本质上是注浆使隧道下卧地层隆起,产生竖向抬升力,进而导致隧道抬升。根据地层-隧道相互作用的两阶段分析方法<sup>[5-6]</sup>,该过程隧道抬升量与地层隆起变形和基床系数相关。同时,软黏土地层注浆引起的超孔隙水压力分布与土体结构性密切相关。例如,刘维正等<sup>[7]</sup>利用考虑软黏土结构性损伤的柱孔扩张模型开展分析,结果表明:土体结构性越强,柱形孔孔壁处的超孔压越大且沿径向衰减越快。因此,考虑到不同地区软黏土在基床系数和结构性相关参数(如灵敏度和屈服应力比)等影响注浆抬升效率方面存在较大差别,各地区经验很难适用其他地区。除此之外,目前鲜有下方注浆引起的隧道抬升-沉降计算方法。付艳斌等<sup>[8]</sup>假定隧道侧下方注浆体为圆柱体,将圆形隧道通过面积等效为正方形,建立了盾构隧道注浆抬升量计算模型,但并未考虑注浆后地基固结沉降引起的隧道再沉降。因此,有必要提出软黏土地层注浆引起的上覆盾构隧道抬升量与沉降量计算方法,探明影响盾构隧道抬升效率的主要因素,为软黏土地层盾构隧道的注浆抬升提供参数支撑。

针对软黏土地层盾构隧道注浆抬升问题,综合运用源汇法、圆柱孔扩张理论和隧道-地层相互作用理论,提出了盾构隧道底部注浆抬升量-沉降量两阶段计算方法,并应用于实际案例。通过参数分析,探讨了注浆参数、地层参数与隧道参数对盾构隧道注浆抬升效率的影响规律。研究成果可以为软黏土地层盾构隧道注浆抬升预测与控制技术提供支撑。

## 1 计算方法

软黏土地层盾构隧道底部注浆竖向位移发展呈现两个阶段(图1):①注浆过程隧道抬升。软黏土渗透系数低,注浆挤压地层引起的周围地层变形可以认为满足不排水条件。②注浆后隧道沉降。注浆过程会导致周围土体产生超孔压,注浆后超孔压消散引起隧道下卧地基固结沉降,进而导致隧道沉降。因此,本文将盾构隧道底部注浆最终抬升量 $\Delta\delta$ 分为两个部分进行计算,即先根据注浆引起的体积膨胀计算注浆过程隧道抬升量 $\Delta\delta_1$ ,再根据注浆引起的地层超孔压计算

注浆后的隧道沉降量 $\Delta\delta_2$ 。隧道最终量为 $\Delta\delta=\Delta\delta_1-\Delta\delta_2$ ,抬升效率 $\eta$ 为 $\Delta\delta/\Delta\delta_1$ 。

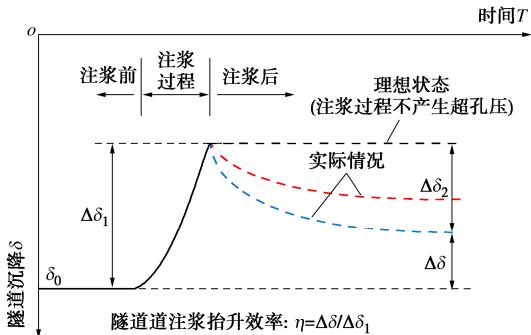


图1 盾构隧道底部注浆抬升-沉降演化过程示意图

Fig. 1 Schematic of evolution process of grouting-induced uplift and settlement of overlying shield tunnel

### 1.1 注浆过程盾构隧道抬升量 $\Delta\delta_1$ 计算方法

针对注浆抬升过程较短的工况,注浆过程地层响应满足不排水条件,利用源汇法<sup>[9]</sup>计算注浆作用下隧道底部自由场地层的纵向变形,其中注浆体简化为若干个等直径球体膨胀的线性叠加(图2)。需注意的是,本方法不适用于隧道注浆抬升过程较长的情况。然后,基于文克尔地基上的隧道铁木辛柯梁模型<sup>[1]</sup>,建立注浆过程隧道底部附加应力及抬升量的计算公式,通过有限差分法求解。本方法主要计算流程如图3所示。

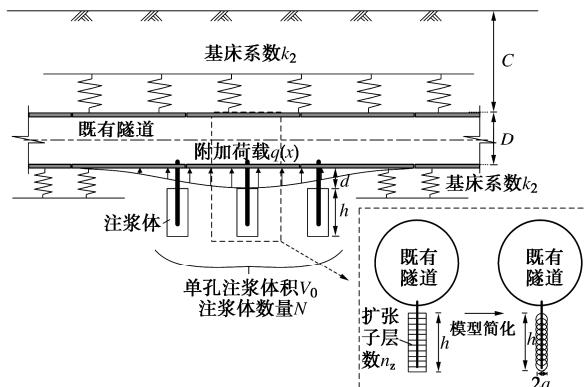


图2 注浆过程隧道抬升量计算模型

Fig. 2 Theoretical model for calculating tunnel uplift during underlying grouting

#### (1) 基本假定

- a) 土体为半无限空间中各向同性的线弹性体,注浆过程土体响应满足不排水条件。
- b) 注浆方式为囊袋注浆对应的理想压密注浆,注浆体为圆柱体,浆液不会在土体中发生劈裂,不考虑浆液凝固引起的体积变化,每个注浆体由若干半径相等的子球体叠加而成(图2)。
- c) 盾构隧道简化为文克尔地基模型上的一维均质铁木辛柯梁模型,隧道纵向附加应力和变形计算均针

对隧道底部。

d) 隧道纵向附加应力计算采用的地层变形为注浆引起的隧道拱底位置地层隆起量, 附加应力沿纵向分布呈现非均匀性。

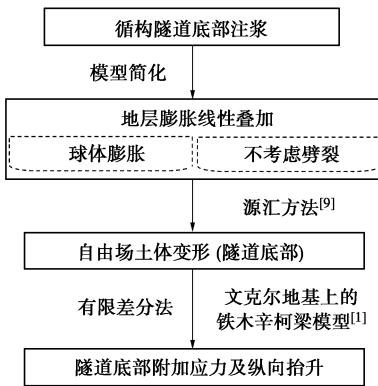


图 3 注浆过程盾构隧道抬升量计算流程

Fig. 3 Calculation process of uplift of shield tunnel during underlying grouting

## (2) 自由场土体位移

Segaseta<sup>[9]</sup>利用镜像原理, 提出了半无限空间中由于地层损失引起任意一点土体位移的计算公式, 称为源汇法。该方法被广泛应用于不排水条件下基坑围护墙后地层变形计算<sup>[10]</sup>。同时, Segaseta<sup>[9]</sup>还提出引入负的地层损失可以计算非渗透材料的膨胀, 如本文的低渗透地层注浆问题, 可以将隧底注浆简化为若干球体膨胀, 进而得到隧底土体隆起变形:

$$\begin{aligned}
 S_z = & \frac{a^3}{3} \frac{z - z_0}{r_1^3} - \frac{a^3}{3} \frac{z + z_0}{r_1^3} + \lim_{b \rightarrow \infty} \lim_{c \rightarrow \infty} \int_{y_0-b}^{y_0+b} \int_{x_0-c}^{x_0+c} \frac{a^3}{\pi} \\
 & \left\{ \frac{z_0(u-x_0)(x-u)}{[(u-x_0)^2 + (t-y_0)^2 + z_0^2]^{\frac{5}{2}}} \left[ \frac{z}{R^3} + \frac{1-2\mu}{R(R+z)} \right] + \right. \\
 & \left. \frac{z_0(t-y_0)(y-t)}{[(u-x_0)^2 + (t-y_0)^2 + z_0^2]^{\frac{5}{2}}} \left[ \frac{z}{R^3} + \frac{1-2\mu}{R(R+z)} \right] \right\} du dt, \quad (1) \\
 r_1 &= [(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2 + (z-z_0)^2]^{1/2}, \\
 r_2 &= [(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2 + (z+z_0)^2]^{1/2}, \\
 R &= [(x-u)^2 + (y-t)^2 + z^2]^{1/2}.
 \end{aligned} \quad (2)$$

式中:  $a$  为膨胀半径 (m);  $\mu$  为土体泊松比;  $(x_0, y_0, z_0)$ ,  $(x, y, z)$  分别为膨胀点、计算点坐标;  $r_1, r_2, R$  为计算点与源点、像点、地面切应力积分点的距离 (m);  $S_z(x)$  为隧底土体隆起量 (m)。

## (3) 隧道附加应力及隧道抬升

为简化计算, 假定隧道上覆及下卧地层均被简化为文克尔地基模型。此外, 考虑到隧道纵向长度远大于直径且纵向变形由弯曲变形和剪切变形共同组成,

本文将盾构隧道简化为铁木辛柯梁模型<sup>[11]</sup>。

注浆压力作用下受挤压土体会产生作用于隧道底部、竖直向上的抬升力, 该附加应力  $q(x)$  为

$$q(x) = k_1 D S_z(x). \quad (3)$$

式中:  $D$  为隧道外径 (m);  $k_1$  为下卧地层基床系数 ( $\text{kN}/\text{m}^3$ )。

已知  $q(x)$  后, 隧道竖向变形  $w(x)$  的微分方程为

$$\begin{aligned}
 (EI)' \frac{d^4 w(x)}{dx^4} - \frac{k_2 D(EI)'}{(\kappa GA)'} \frac{d^2 w(x)}{dx^2} + k_2 D w(x) \\
 = q(x) - \frac{(EI)'}{(\kappa GA)'} \frac{d^2 q(x)}{dx^2}.
 \end{aligned} \quad (4)$$

式中:  $k_2$  为隧道上覆地层基床系数 ( $\text{kN}/\text{m}^3$ );  $(EI)'$  为隧道纵向等效抗弯刚度 ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2$ );  $(\kappa GA)'$  为隧道等效剪切刚度 (kN)。本文采用有限差分法求解。

## (4) 参数确定

本计算方法所需参数分为隧道参数、土体参数和注浆参数 3 类。其中, 隧道参数包括埋深  $C$ 、直径  $D$ 、纵向等效抗弯刚度  $(EI)'$  以及等效剪切刚度  $(\kappa GA)'$ 。土体参数包括泊松比  $\mu$ 、基床系数  $k$ 。注浆参数包括单孔注浆体积  $V_0$ 、注浆体数量  $N$ 、注浆体高度  $h$ 、注浆子层数  $n_z$ 、注浆体半径  $a$ 、隧道底-注浆体竖向间距  $d$ 。主要参数物理意义详见图 2。

### a) 隧道参数

隧道纵向等效抗弯刚度  $(EI)'$  及纵向等效剪切刚度  $(\kappa GA)'$  是影响隧道变形及内力分布的重要参数, 不同隧道的刚度取值可以采用经验法<sup>[12]</sup>。

### b) 土体参数

地基基床系数  $k$  计算方法为<sup>[13]</sup>

$$k = \frac{3.08}{\eta_p} \frac{E_s}{D} \frac{8}{1-\mu^2} \sqrt{\frac{E_s D^4}{(EI)'}} , \quad (5)$$

$$\eta_p = \begin{cases} 2.18 & (C/D \leqslant 0.5) \\ 1 + \frac{1}{1.7D/h} & (C/D \geqslant 0.5) \end{cases} , \quad (6)$$

$$E_s = 350 c_u . \quad (7)$$

式中:  $\eta_p$  为地基基床系数深度修正系数;  $D$  为隧道外径 (m);  $C$  为隧道埋深 (m);  $\mu$  为土体泊松比;  $E_s$  为土体弹性模量 (kPa), 软黏土可由式 (7)<sup>[14]</sup>估算;  $c_u$  为土体不排水抗剪强度 (kPa)。

### c) 注浆参数

实际施工中, 通常将注浆管通过隧道衬砌预留孔插至隧底土体, 将每个注浆孔分成若干子层, 然后自下而上分层注浆。本文假设每个注浆体为以各子层点为球心的若干球体的叠加 (图 2), 因而注浆总体积  $V$  计算公式为

$$V = NV_0 = Nn_z \left( \frac{4}{3} \pi a^3 \right) . \quad (8)$$

式中:  $N$  为注浆体数量;  $V_0$  为单孔注浆体积;  $n_z$  为注浆子层数;  $a$  为注浆体半径 (m)。

### 1.2 注浆后的隧道沉降量 $\Delta\delta_2$ 计算方法

基于注浆后超孔压消散引起土体固结并导致隧道沉降的基本原理, 本节提出了注浆后隧道沉降量的计算方法: 利用考虑结构性的柱孔扩张理论<sup>[7]</sup>计算塑性区范围的超孔压分布 (图 4), 通过 Mindlin 解<sup>[15]</sup>以及分层总和法得到隧道下卧土体固结沉降量, 再基于文克尔地基上的铁木辛柯梁模型, 利用有限差分法求解隧道沉降量。整体计算流程如图 5 所示。

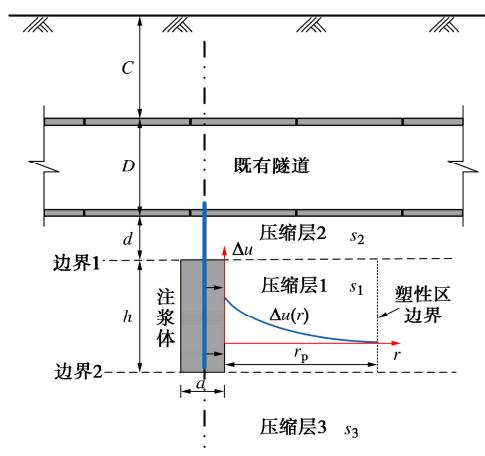


图 4 注浆后隧道沉降量理论模型

Fig. 4 Theoretical model for tunnel settlement after grouting

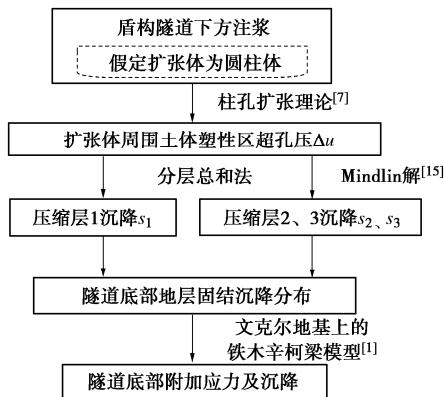


图 5 注浆后隧道沉降量计算流程

Fig. 5 Calculation process of tunnel settlement after grouting

#### (1) 基本假定

为简化计算, 本计算方法做如下假定:

- a) 土体固结过程中弹性模量不变, 仅考虑塑性区范围内的土体固结沉降。
- b) 注浆体为规则的圆柱体, 内部产生各向同性的注浆压力。注浆体上下边界的超孔压均布且分别等于边界 1 和边界 2 在注浆体边缘处 ( $r=0$ ) 的塑性区超孔

压大小。超孔压消散后将完全转化为隧道下卧地层竖向附加应力。

c) 不考虑注浆体凝固引起的体积变形对注浆后上覆盾构隧道沉降的影响。

d) 上覆盾构隧道简化为文克尔地基模型上的一维均质铁木辛柯梁模型, 隧道纵向附加应力、变形计算均针对隧道底部。

e) 隧道纵向附加应力计算采用的地层变形为注浆引起的隧道拱底位置地层沉降量, 附加应力沿纵向分布呈现非均匀性。

#### (2) 塑性区土体超孔压分布

刘维正等<sup>[7]</sup>针对软黏土的施工扰动及结构性, 基于剑桥模型的屈服准则, 推导了考虑土结构性损伤的软黏土柱孔扩张弹塑性解, 并提出了塑性区的超孔压为

$$\begin{aligned} \Delta u(r) &= \sigma_r - \left[ \frac{q_u}{\sqrt{3}} + p'_0 \left( \frac{\text{YSR}}{2} \right)^A \right] \left[ 1 - \left( 1 - \frac{1}{S_t} \right) \frac{\ln \frac{r}{r_p}}{\ln \frac{r_p}{a}} \right] \\ &= \sigma_0 + \frac{q_u}{\sqrt{3}} - \frac{2q_u}{\sqrt{3}} \left[ \ln \frac{r}{r_p} + \frac{1 - \frac{1}{S_t}}{2 \ln \frac{r_p}{a}} \left( \ln \frac{r}{r_p} \right)^2 \right] - \\ &\quad \left[ \frac{q_u}{\sqrt{3}} + p'_0 \left( \frac{\text{YSR}}{2} \right)^A \right] \left[ 1 - \left( 1 - \frac{1}{S_t} \right) \frac{\ln \frac{r}{r_p}}{\ln \frac{r_p}{a}} \right], \quad (9) \end{aligned}$$

$$q_u = Mp'_0 \left( \frac{\text{YSR}}{2} \right)^A , \quad (10)$$

$$r_p = a \sqrt{\frac{\sqrt{3}G}{q_p}} , \quad (11)$$

$$q_p = Mp'_0 \sqrt{\text{YSR} - 1} , \quad (12)$$

$$A = 1 - \frac{\kappa}{\lambda} , \quad (13)$$

$$\text{YSR} = \frac{p'_y}{p'_0} . \quad (14)$$

式中:  $\Delta u$  为超孔压 (kPa);  $\sigma_0$  为初始内应力 (kPa);  $q_u$  为极限偏应力 (kPa);  $q_p$  为弹塑性交界处应力 (kPa);  $p'_0$  为初始有效平均应力 (kPa),  $p'_0 = s_0$ ;  $p'_y$  为等向固结屈服应力 (kPa);  $a$  为注浆体半径 (m);  $r_p$  为塑性区半径 (m);  $S_t$  为土体灵敏度;  $M$  为破坏应力比;  $G$  为剪切模量 (kPa); YSR 为屈服应力比;  $A$  为塑性体积比;  $\lambda$  为  $e-\ln p'$  坐标中正常固结线的斜率;  $\kappa$  为  $e-\ln p'$  坐标中回弹线的斜率。

#### (3) 隧道底部土体固结沉降

本计算方法将发生固结沉降的土层分为 3 个部

分, 包括压缩层 1、压缩层 2 及压缩层 3(图 4)。其中, 压缩层 1 为与注浆体同高度的塑性区土体, 压缩层 2 为注浆体顶部与隧道间的土体, 压缩层 3 为注浆体底部以下的土体。注浆后隧道下卧土体的固结沉降量由压缩层 1~压缩层 3 的变形直接叠加得到。

#### (4) 地层超孔压及附加应力计算方法验证

为验证土体超孔压和地层附加应力计算方法的合理性, 本文对比了福州淤泥夹砂地层囊袋注浆室内试验<sup>[16]</sup>获得的超孔压与计算值。

##### a) 超孔压水平分布规律

本节计算了式(9)在室内试验条件下的理论值, 并与室内试验孔压计测得的超孔压结果对比(图 6)。可以发现: 下囊袋注浆时, B 断面的试验结果与理论计算曲线趋势相同且数值较为接近, 证明了式(9)的适用性。在桶壁处两者数据存在差距, 主要是模型桶边界效应影响所致。

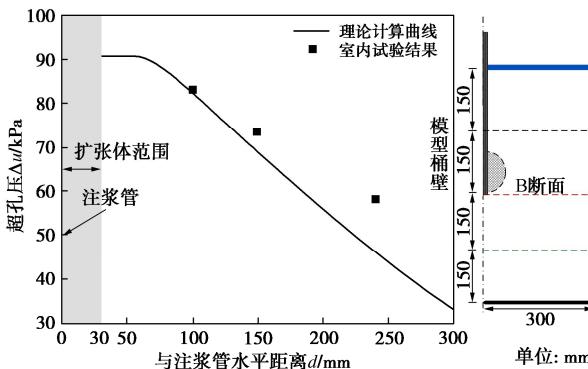
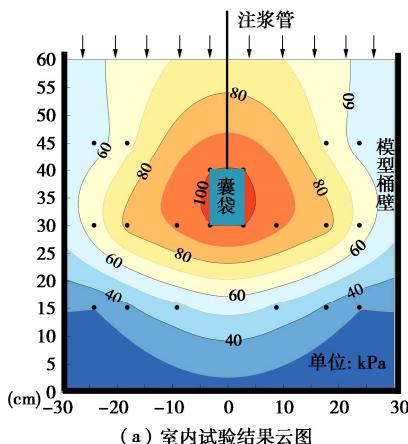


图 6 B 断面超孔压分布曲线

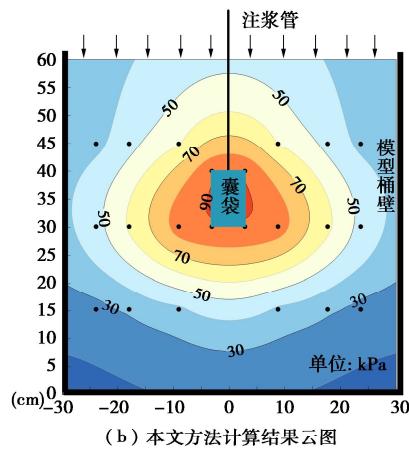
Fig. 6 Distribution of excess pore water pressure at Section B

##### b) 竖向应力增量云图

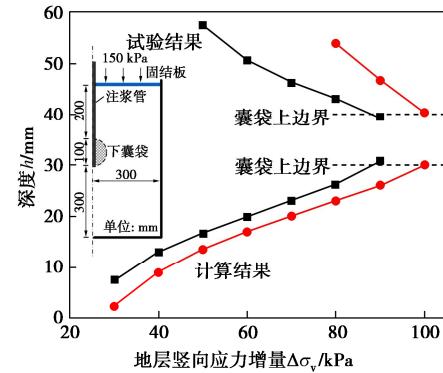
针对上述注浆引起的地层竖向应力增量计算假设, 本文结合式(9), (16)计算了室内注浆试验条件下地层竖向应力增量并与试验结果进行对比(图 7(a), (b))。提取模型桶对称轴处( $d=0$ )的竖向应力增量值并绘制其沿深度的变化曲线(图 7(c)), 可以发现: 室内试验与本文方法计算结果趋势相同、数值接近, 但两者仍存在一定差异, 主要是受模型桶顶板边界效应的影响。



(a) 室内试验结果云图



(b) 本文方法计算结果云图



(c) 模型桶对称轴处地层竖向应力增量沿深度分布

图 7 竖向应力增量计算结果与试验结果对比

Fig. 7 Comparison between measured and calculated additional vertical stresses

#### (5) 隧道附加应力及沉降

与注浆过程隧道抬升量计算方法一致, 注浆后隧道沉降计算中仍将隧道-地层相互作用简化为文克尔地基上的隧道铁木辛柯梁模型。

#### (6) 参数确定

本计算方法涉及隧道参数、土体参数以及注浆参数 3 类参数。

##### a) 土体参数

土体参数包括剪切模量  $G_0$ 、有效内摩擦角  $\varphi'$ 、临界状态比  $M$ 、对数硬化模量  $\lambda$ 、各向等压膨胀指数  $k$ 、塑性比体积  $A$ 、等向固结屈服应力  $p_y'$ 、等向固结屈服应力比  $YSR$ 、灵敏度  $S_t$ 。

其中, 剪切模量  $G_0$  为<sup>[17]</sup>

$$\frac{G_0}{p_a} = Sf(e) \left( \frac{p'}{p_a} \right)^n = S(1 + e_0)^{-2.4} \left( \frac{p'}{p_a} \right)^n. \quad (15)$$

式中:  $p_a$  为参考应力(kPa), 取 100 kPa;  $p'$  为平均有效应力(kPa),  $p' = (s'_v + 2s'_h)/3$ ;  $n$ ,  $S$  为经验参数, 对于软黏土,  $n$  取 0.5,  $S$  取 24000~30000;  $e_0$  为初始孔隙比。

有效内摩擦角  $\varphi'$  和临界状态比  $M$  可分别为<sup>[18]</sup>

$$\varphi' = 30.4e_0^{-0.65}, \quad (16)$$

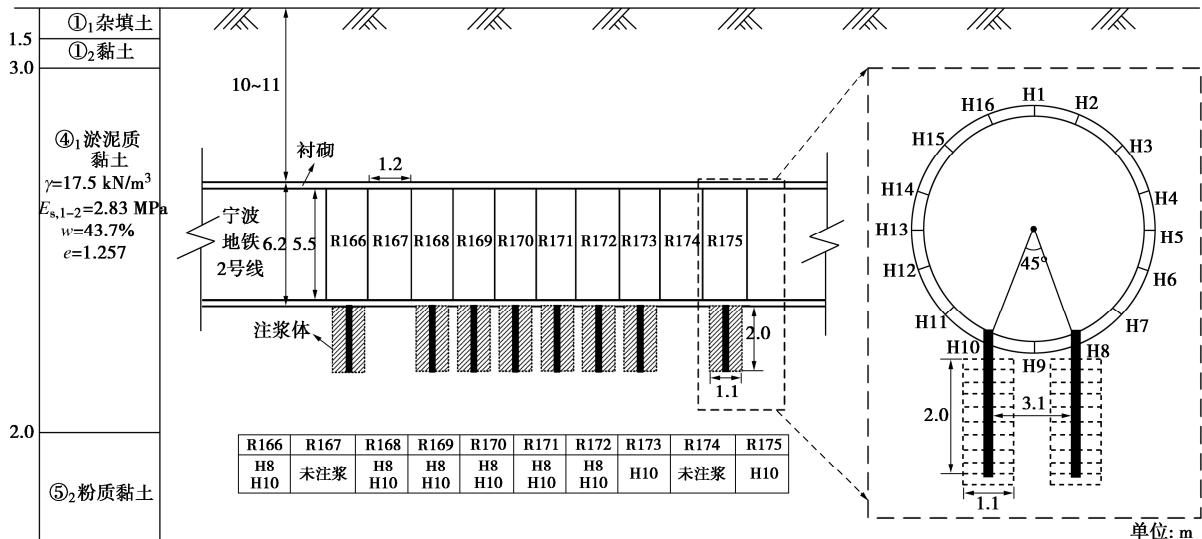


图 8 宁波地铁 2 号线地质剖面及注浆方案 (166 环~174 环)

Fig. 8 Geological profile and grouting scheme of Ningbo Metro Line 2 (Ring 166 to Ring 174)

$$M = \frac{6\sin\varphi'}{3-\sin\varphi'} \quad . \quad (17)$$

等向固结屈服应力  $p'_y$  可以基于一维固结试验得到的屈服应力  $p_y$  并结合剑桥模型的屈服函数计算:

$$f \equiv q^2 + M^2 p'(p' - p'_y) = 0 \quad . \quad (18)$$

三轴应力状态下:

$$\left. \begin{aligned} q' &= \sigma'_1 - \sigma'_3 = (1 - k_0) \sigma'_v \quad , \\ p' &= \frac{\sigma'_1 + 2\sigma'_3}{3} = \frac{(1 + 2k_0) \sigma'_v}{3} \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

进而可以得到等向固结屈服应力  $p'_y$ :

$$p'_y = \frac{(1 + 2K_0)p_y}{3} + \frac{3(1 - K_0)p_y}{M^2(1 + 2K_0)} \quad . \quad (20)$$

式中:  $K_0$  为土体静止侧压力系数;  $p_y$  为一维固结试验得到的屈服应力 (kPa);  $M$  为临界状态比。

等向固结屈服应力比 YSR 为等向固结屈服应力  $p'_y$  与初始固结应力  $p_0$  之比。

### b) 隧道参数

隧道参数包括埋深  $C$ 、直径  $D$ 、纵向等效抗弯刚度 (EI)' 以及纵向等效剪切刚度 (κGA)'。

### c) 注浆参数

注浆参数包括初始孔径  $a_0$ 、注浆体半径  $a$ 、注浆体高度  $h$ 、注浆体-隧道竖向间距  $d$ 。其中, 初始孔径  $a_0$  为注浆管实际外径, 注浆体-隧道竖向间距  $d$  为注浆体顶部与隧道底部的距离。

## 2 案例应用

本文将上述计算方法应用于宁波地铁 2 号线某区间盾构隧道注浆抬升工程<sup>[4]</sup>。

### 2.1 工程概况

#### (1) 工程地质条件

宁波市位于中国东部沿海, 地貌为第四纪淤积平原, 广布深厚淤泥质黏土层。宁波地铁 2 号线某区间盾构隧道埋深约 10~11 m, 隧道上部为①<sub>1</sub>杂填土、②黏土层, 隧道主要位于④<sub>1</sub>淤泥质黏土中, 底部土层为⑤<sub>2</sub>粉质黏土, 地下水位位于地表以下 1 m 处, 地质剖面如图 8 所示。

### (2) 盾构隧道

盾构隧道采用预制钢筋混凝土管片错缝拼装, 外径 6.2 m, 厚度 0.35 m, 环宽 1.2 m。如图 9 所示, 隧道环向均匀布 16 个预留注浆孔 H1~H16, 注浆孔直径 60 mm。隧道贯通数月后测量发现该区间出现较大差异沉降, 最大沉降达 214 mm, 出现在 169 环。

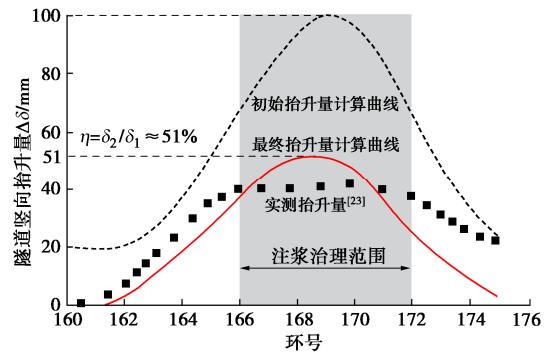


图 9 盾构隧道抬升量实测值与计算值对比

Fig. 9 Comparison between measured and calculated uplifts of shield tunnel

### (3) 隧道抬升方案

该工程借鉴上海地铁 2 号线经验, 采用微扰动注浆技术抬升隧道, 注浆材料为水泥、水玻璃双液浆。

根据隧道沉降情况确定综合治理范围为 R166~R175, 由管片预留注浆孔 H8 和 H10 两个孔竖直注浆 (图 8)。根据治理后隧道最小曲率半径目标值及工程

经验确定基本注浆参数为: 每环设计注浆总量为 1900 L, 每孔设计注浆量为 950 L, 将每个注浆孔分成 10 个子层, 每个子层注浆量为 95 L, 注浆深度范围为隧道底部以下 0~2 m。

#### (4) 计算参数

根据隧道结构特征和场地地层条件, 本文获得了隧道、土体及注浆计算参数(表 1)。

表 1 宁波地铁 2 号线盾构隧道注浆抬升工程参数

Table 1 Parameters of grouting uplift project for shield tunnel of Ningbo Metro Line 2

参数名称	参数取值
隧道参数	$C/m$ 10
	$D/m$ 6.2
	$(EI)^v/(kN\cdot m^2)$ $1.91 \times 10^8$
	$(kGA)/kN$ $4.14 \times 10^6$
土体参数 (淤泥质黏土)	$v$ 0.4
	$E_s/\text{MPa}$ 2.83
	$S_t$ 2.22
	$k/(kN\cdot m^{-3})$ 4273
	$G/\text{MPa}$ 40
	$\kappa$ 0.01
注浆参数	$\lambda$ 0.2
	$M$ 1.5
	$V/L$ 13300
	$V_0/L$ 950
注浆方式	$N/\text{个}$ 14
	$n_z/\text{个}$ 10
	$r/m$ 0.283
	$h/m$ 2
注浆方式	连续双孔

## 2.2 结果对比

通过对本文计算值与实测结果(图 9), 可以发现本文计算方法得到的最终隧道抬升曲线与实测曲线的趋势基本吻合, 数值也较为接近, 一定程度上说明了计算方法的有效性。另外, 根据本文计算结果, 可以得到隧道抬升效率  $\eta$  约 51%, 与同为淤泥质黏土地层的上海 2 号线隧道抬升案例<sup>[19]</sup>的抬升效率十分吻合。此外, 实测结果在治理区段略小于计算值且曲线更平缓, 可能是由于实际工程中对盾构隧道内部进行了钢支撑加固, 导致该区段纵向刚度变大, 隧道不容易变形且结构差异变形更小。

## 3 影响因素分析

本节分别讨论土体屈服应力比、注浆体积以及隧道埋深对隧道最终抬升量及抬升效率的影响规律。

### 3.1 屈服应力比

图 10(a), (b) 分别为地层不同屈服应力比 YSR 下的隧道最终抬升量  $\delta$  及抬升效率  $\eta$  纵向分布曲线。可以发现: 随着屈服应力比增大, 注浆后隧道的最终抬升量及抬升效率减小。根据式(9), 这主要是注浆产生的超孔隙水压力大小与土体屈服应力比呈正相

关, 导致注浆后隧道出现更大沉降, 降低隧道抬升效率。另外, 随着屈服应力比增大, 隧道抬升效率沿纵向分布更加不均匀。

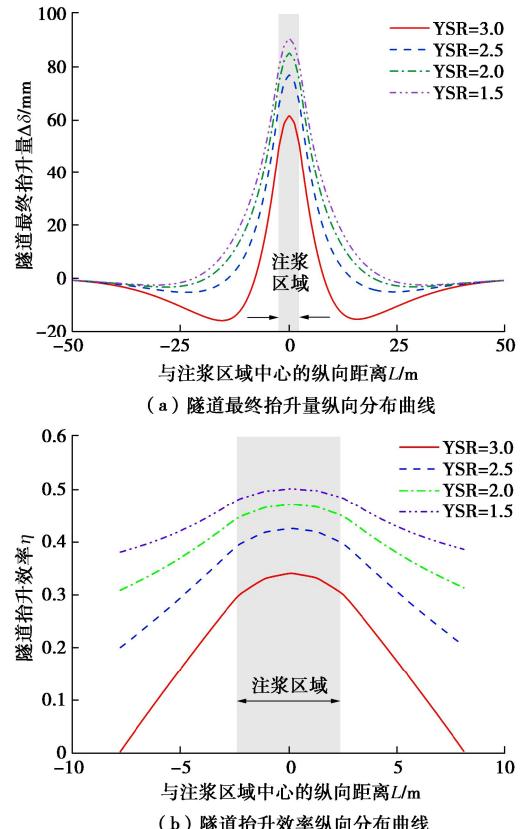
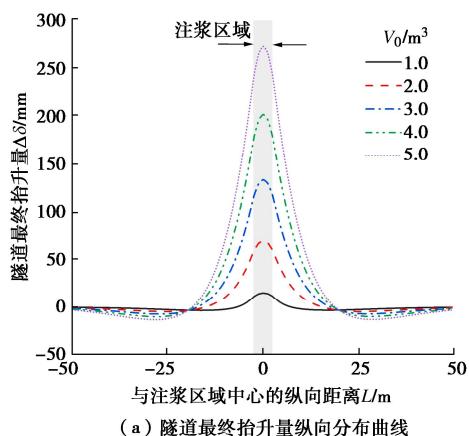


图 10 土体屈服应力比对隧道最终抬升量及抬升效率的影响

Fig. 10 Effects of yield stress ratio on final uplift amount and uplifting efficiency of tunnel

### 3.2 注浆体积

图 11(a), (b) 分别为不同注浆体积  $V_0$  下隧道最终抬升量  $\delta$  及抬升效率  $\eta$  纵向分布曲线。可以发现: 随注浆体积增加, 隧道最终抬升量不断增大, 隧道抬升效率也不断提高且变化率越来越小。需注意的是, 当注浆体积过大时, 所需的注浆压力相应增大, 可能造成地层劈裂。因此, 工程中应综合考虑注浆压力和地层劈裂等影响, 确定合理的注浆体积。



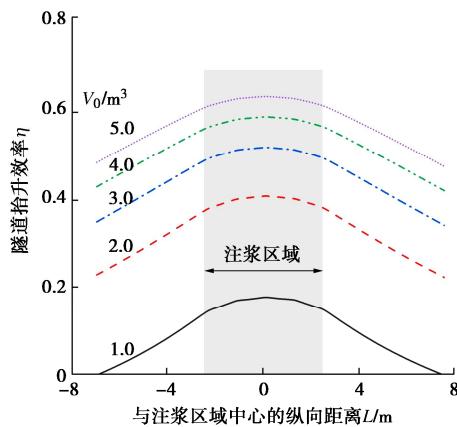


图 11 注浆体积对隧道最终抬升量及抬升效率的影响  
Fig. 11 Effects of grouting volume on final uplift amount and uplifting efficiency of tunnel

### 3.3 隧道埋深比

图 12(a), (b) 分别为不同隧道埋深比  $C/D$  下的隧道最终抬升量  $\delta$  及抬升效率  $\eta$  纵向分布曲线。可以发现：随着隧道埋深比增大，注浆范围内的隧道最终抬升量减小，而抬升效率基本不变。因此，结合前述注浆体积对隧道最终抬升量的参数分析结果，若需保证不同埋深比隧道产生相同的抬升量，注浆体积应该随隧道埋深比增大而增大。

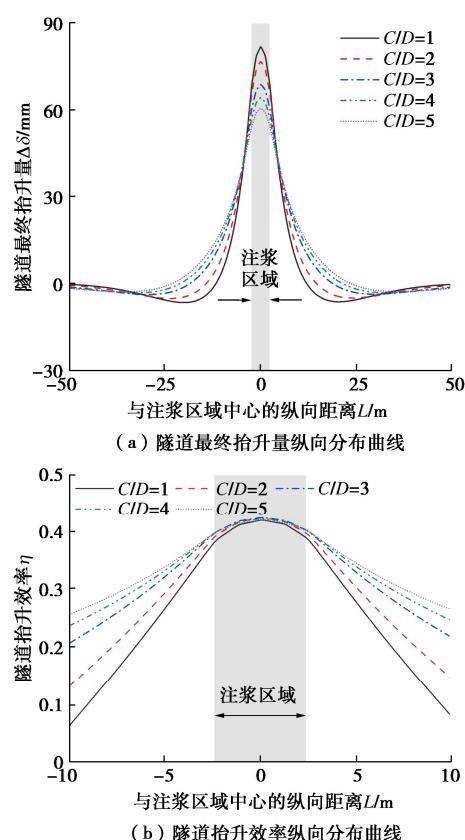


图 12 隧道埋深比对隧道最终抬升量及抬升效率的影响  
Fig. 12 Effects of cover-to-diameter ratio of tunnel on final uplift amount and uplifting efficiency

## 4 结 论

围绕软黏土地层盾构隧道注浆抬升问题，提出了考虑土体结构性的盾构隧道底部注浆抬升量-沉降量两阶段计算方法，得到 2 点结论。

(1) 本文计算方法应用于宁波地铁 2 号线隧道过大沉降区段注浆抬升工程，计算得到的最终抬升量纵向曲线与实测曲线趋势基本吻合。实测结果在抬升区段略小于计算值且曲线更加平缓，主要是因为抬升前隧道内部钢支撑加固提高了其结构刚度。

(2) 隧道最终抬升量及抬升效率与基床系数、注浆体积正相关，与地层结构性负相关。同时，随隧道埋深比增大，注浆治理区域内的隧道最终抬升量减小，抬升效率基本不变。

## 参 考 文 献：

- [1] 吴怀娜. 软土地层地铁盾构隧道长期沉降发生机理及纵向结构计算模型研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2015. (WU Huaina. Mechanism of Long-Term Settlement of Metro Tunnels in Soft Deposit and Longitudinal Structural Modelling[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2015. (in Chinese))
- [2] 邵华, 黄宏伟, 张东明, 等. 突发堆载引起软土地铁盾构隧道大变形整治研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(6): 1036-1043. (SHAO Hua, HUANG Hongwei, ZHANG Dongming, et al. Case study on repair work for excessively deformed shield tunnel under accidental surface surcharge in soft clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(6): 1036-1043. (in Chinese))
- [3] ZHANG D M, HUANG Z K, WANG R L, et al. Grouting-based treatment of tunnel settlement: practice in Shanghai[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, 80: 181-196.
- [4] 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.
- [5] CHENG H Z, CHEN R P, WU H N, et al. A simplified method for estimating the longitudinal and circumferential behaviors of the shield-driven tunnel adjacent to a braced excavation[J]. Computers and Geotechnics, 2020, 123: 103595.
- [6] 张治国, 张孟喜, 王卫东. 基坑开挖对临近地铁隧道影响的两阶段分析方法[J]. 岩土力学, 2011, 32(7): 2085-2092. (ZHANG Zhiguo, ZHANG Mengxi, WANG Weidong. Two-stage method for analyzing effects on adjacent metro

- tunnels due to foundation pit excavation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(7): 2085-2092. (in Chinese))
- [7] 刘维正, 石名磊, 徐林荣. 考虑软黏土结构性损伤的圆柱孔扩张弹塑性分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(3): 487-494. (LIU Weizheng, SHI Minglei, XU Linrong. Elastoplastic analysis of cylindrical cavity expansion in natural sedimentary soft clay with structure damage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(3): 487-494. (in Chinese))
- [8] 付艳斌, 陈湘生, 吴沛霖. 既有地铁隧道纵向注浆抬升机理分析[J]. 现代隧道技术, 2020, **57**(5): 184-192. (FU Yanbin, CHEN Xiangsheng, WU Peilin. Analysis on mechanism of longitudinal grouting uplift of existing metro tunnel[J]. Modern Tunnelling Technology, 2020, **57**(5): 184-192. (in Chinese))
- [9] SAGASETA C. Analysis of undrained soil deformation due to ground loss[J]. Géotechnique, 1987, **37**(3): 301-320.
- [10] 陈仁朋, 刘慕淳, 孟凡衍, 等. 基坑开挖旁侧盾构隧道结构横向受力与变形研究[J]. 岩土工程学报, 2023, **45**(1): 24-32. (CHEN Renpeng, LIU Muchun, MENG Fanyan, et al. Circumferential forces and deformations of shield tunnels due to lateral excavation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, **45**(1): 24-32. (in Chinese))
- [11] WU H N, SHEN S L, LIAO S M, et al. Longitudinal structural modelling of shield tunnels considering shearing dislocation between segmental rings[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, **50**: 317-323.
- [12] 既有轨道交通盾构隧道结构安全保护技术规程: T/CCES 36—2022[S]. 2022. (Technical Code for Protection of Existing Shield Tunnels of Rail Transit: T/CCES 36—2022[S]. 2022. (in Chinese))
- [13] VESIĆ A B. Bending of beams resting on isotropic elastic solid[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1961, **87**(2): 35-53.
- [14] HASHIMOTO T, NAGAYA J, KONDA T. Prediction of ground deformation due to shield excavation in clayey soils[J]. Soils and Foundations, 1999, **39**(3): 53-61.
- [15] MINDLIN R D. Force at a point in the interior of a semi-infinite solid[J]. Physics, 1936, **7**(5): 195-202.
- [16] 贾琪. 软黏土地层囊袋扩张扰动与上覆盾构隧道纵向变形研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2023. (JIA Qi. Study on Capsule Expansion Disturbance and Longitudinal Deformation of Overlying Shield Tunnel in Soft Clay Strata[D]. Changsha: Hunan University, 2023. (in Chinese))
- [17] 赵锡宏. 上海高层建筑桩筏与桩箱基础设计理论[M]. 上海: 同济大学出版社, 1998. (ZHAO Xihong. Theory of Design of Piled Raft & Piled Box Foundations for Tall Buildings in Shanghai[M]. Shanghai:Tongji University Press, 1998. (in Chinese))
- [18] 顾晓强, 吴瑞拓, 梁发云, 等. 上海土体小应变硬化模型整套参数取值方法及工程验证[J]. 岩土力学, 2021, **42**(3): 833-845. (GU Xiaoqiang, WU Ruituo, LIANG Fayun, et al. On HSS model parameters for Shanghai soils with engineering verification[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, **42**(3): 833-845. (in Chinese))
- [19] 汪小兵, 王如路, 刘建航. 上海软土地层中运营地铁隧道不均匀沉降的治理方法[J]. 上海交通大学学报, 2012, **46**(1): 26-31. (WANG Xiaobing, WANG Rulu, LIU Jianhang. Disposal method of unequal settlement of metro tunnel in operation in Shanghai soft ground[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University, 2012, **46**(1): 26-31. (in Chinese))