

基于浆液浮力消散特性的盾构隧道管片上浮计算模型与验证

王先明¹, 王士民^{*1}, 林志宇¹, 钟美昀¹, 陈鹏², 陈建福²

(1. 西南交通大学交通隧道工程教育部重点实验室, 四川成都 610031; 2. 中铁十四局集团大盾构工程有限公司, 江苏南京 211800)

摘要: 针对盾构隧道施工过程中常出现的管片上浮问题, 首先通过自主研发的同步注浆浮力测试装置, 揭示了典型单、双液浆净浮力随时间的变化规律, 并采用 ExpDec2 模型建立净浮力-时间的通用数学表达式。随后综合考虑浆液浮力消散特性、管片自重、盾构推力、地层荷载以及盾尾约束, 通过有限元软件 ABAQUS 建立盾构隧道管片上浮计算模型, 探明了典型单、双液同步注浆作用下管片衬砌结构的上浮变形规律, 并结合工程实测数据验证了数值计算的合理性。研究结果表明: 1) 同步注浆浆液净浮力随时间的变化可分为缓慢降低的直线段I和快速降低曲线段II两个阶段, 且净浮力降至零时浆液仍处于流塑状态, 远未达终凝时间; 2) 建立的管片-注浆层计算模型能够揭示被逐渐胶凝浆液所包裹的管片上浮特性, 与实测数据基本一致, 可为类似工程管片上浮设计提供依据; 3) 与单液浆相比, 双液浆浮力消散时间和物理终凝时间均非常短, 从而能够快速腔固管片而大大抑制管片上浮, 由此若实际工程管片上浮严重, 建议选取胶凝时间快、早期强度高的同步注浆浆液。

关键词: 盾构隧道; 同步注浆; 浆液浮力消散; 管片上浮; 计算模型与验证

中图分类号: U455.43

文献标识码: A

文章编号:

作者简介: 王先明 (1996—), 男, 博士研究生, 主要从事盾构隧道结构长期安全及耐久性等方面研究。E-mail: 2018200063@my.swjtu.edu.cn。

Calculation Model and Verification of Shield Tunnel Segment Flotation Based on Grout Buoyancy Dissipation Characteristics

WANG Xianming¹, WANG Shimin^{*1}, LIN Zhiyu¹, ZHONG Meiyun¹, CHEN Peng², CHEN Jianfu²

(1. China Key Laboratory of Transportation Tunnel Engineering, Ministry of Education, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China; 2. China Railway 14th Bureau Group Shield Engineering Co. Ltd., Nanjing 211800, China)

Abstract: Addressing the frequent issue of segment flotation during shield tunnel construction, this study first employs a self-developed testing device to reveal the time-dependent variation patterns of net buoyancy in typical single-component grout and two-component grout. A universal mathematical expression for net buoyancy versus time is established using the ExpDec2 model. Subsequently, by comprehensively considering grout buoyancy dissipation characteristics, segment self-weight, shield thrust, ground load, and tail restraint, a finite element model for segment flotation calculation is developed in ABAQUS. This model elucidates the flotation deformation behavior of segment linings under typical single-component and two-component synchronous grouting and is validated against field monitoring data. The results show that: 1) The time-dependent variation of net grout buoyancy can be divided into two phases: a linear slow-decreasing phase (Phase I) and a nonlinear rapid-decreasing phase (Phase II). Notably, the net buoyancy diminishes to zero while the grout remains in a fluid-plastic state, far from its final setting time. 2) The proposed segment-grout layer computational model effectively captures the flotation characteristics of segments encapsulated by gradually gelling grout, showing good agreement with field measurements. This model can serve as a theoretical basis for flotation-resistant design in similar projects. 3) Compared to single-component grout, two-component grout exhibits significantly shorter buoyancy dissipation time and physical setting time, enabling rapid stabilization of segments and substantial suppression of flotation. Hence, for projects with severe segment flotation, it is recommended to adopt synchronous grouting materials with fast gelling time and high early-stage strength.

Key words: shield tunnel; synchronous grouting; grout buoyancy dissipation; segment floating; computational model and verification

基金项目: 国家自然科学基金 (52178398); 四川省青年科技创新研究团队项目 (2024NSFTD0013); 中铁十四局集团有限公司科技研发计划项目 (913700001630559891202108)

收稿日期:

*通讯作者 (E-mail: wangshimin@swjtu.edu.cn)

0 引言

盾构隧道在施工过程中往往难以避免的出现管片上浮现象，尤其对于大直径盾构隧道，主要表现为管片局部的错台、破损，过大上浮量甚至导致隧道断面整体上抬、开裂、渗漏水、轴线偏移等^[1-4]。如上海机场联络线，直径为 14.04m 的大直径盾构隧道工程，其管片最大上浮量达 180mm^[5]。目前，盾构隧道管片上浮已经成为一个较为普遍的问题，其引起的病害将严重影响支护结构的安全和使用寿命，由此，深入探明施工期管片上浮变化规律，抑制管片上浮对保证隧道成型质量具有重要意义。

既有研究表明，导致管片上浮的因素众多，主要包括同步注浆浆液性能、同步注浆压力、盾构顶推力、掘进速度、地层水文地质环境等^[6-8]，国内外学者借助理论分析、数值计算、现场测试等方法对盾构隧道管片上浮开展了大量研究。朱令等^[9]通过 ANSYS 软件建立纵向盾构隧道分析模型，求得管片最大上浮变形出现在盾尾后 10 环附近。舒瑶等^[10]基于实测数据对南宁地铁多变复合地层盾构施工期管片上浮量值分布规律进行分析，研究了注浆压力、注浆配比及实际出渣量对管片上浮的影响。黄旭民等^[11]综合考虑浆液黏度时变性、土体基床系数的各异性及施工荷载步叠加效应等因素，得到一种施工管片上浮预测方法并用实测数据加以验证，提出隧道上浮最大处位于盾尾 6~7 环。Geng 等^[12]将管片上浮分为同步注浆浆液初凝前后两个阶段，建立力学模型对两个阶段管片的受力进行了分析，结合实测数据验证计算模型的可行性。李明宇等^[13]对济南黄河大直径泥水盾构隧道的管片上浮、错台变化规律展开了研究，将管片上浮过程分为初始变形、快速上浮、平缓上浮和缓慢沉降四个阶段。付艳斌等^[14]基于弹性地基梁理论建立隧道纵向上浮分析模型，推导出了考虑浆液填充率和时效性的管片上浮变形及内力的简易解析解，并结合工程实例验证其有效性。Mei 等^[15]根据现场实测数据将泥质黏土层中盾构管片的上浮过程分为快速变化、缓冲和稳定三个典型阶段，其中第一阶段管片在脱出盾尾后 15 小时内管片上浮量占总上浮量的 70-90%。钟小春等^[16]通过不同深度浆液压差的测试对不同地层、不同外部压差条件下的浆液浮力的非线性变化规律展开研究，对盾尾管片上浮的解析解进行修正，并结合工程算例验证其计算结果的正确性。苏恩杰等^[17]基于施工期管片上浮监测数据和卷积神经网络-长短期记忆深度学习算法，建立了管片上浮过程智能预测模型，预测模型具有较好预测效果，为预测管片上浮提供新思路。

综上所述，同步注浆浆液浮力是影响管片上浮的

重要因素之一，目前对浆液浮力的测试手段十分有限，双液浆更因极快的胶凝时间更难以测得内部浮力变化。基于此，本文自主研发了一套浆液浮力测试装置，对典型单、双液浆的浮力变化展开测试，探明浆液浮力消散特性并给出了典型浆液净浮力-时间的函数表达式。进一步基于浆液浮力消散特性通过有限元 ABAQUS 建立三维管片上浮计算模型，探明典型同步注浆浆液浮力引起管片上浮的发展规律。结合实际工程管片上浮量监测数据验证其数值计算的合理性，并提出针对性的控制管片上浮措施以指导工程实践。

1 施工期管片上浮与受力

在管片环脱出盾尾时，因盾壳、纵向接头和邻接环的约束并未与地层接触，而被远未胶凝的同步注浆浆液包裹，如图 1 所示，此时可认为地层水土荷载无法通过未胶凝的浆液传递至管片上。基于此，根据阿基米德原理，被浆液包裹的管片环受到一个方向竖直向上的浮力 F_{bs} ，其大小等于该管片环所排开液体的重力，据理论计算，6~16m 隧道直径管片所受浮力量值如表 1 所示。此外，浆液具有胶凝固结特性，并非常规流体，浆液内部的粘滞阻力随着水化反应的进行而不断增加。

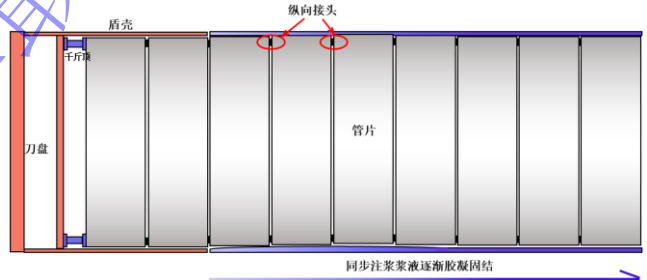


图 1 盾构隧道管片上浮纵剖面示意图

Fig.1 Schematic longitudinal profile of segment flotation

表 1 管片受力计算

Table 1 Force calculation of segments

管片				灌浆料	管片	上浮
外径	内径	幅宽	密度	密度	自重	力 F_{bs}
/m	/m	/m	/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	G_s/kN	/kN
6	5.4	2	2600	1500	279.4	848.2
10	9	2	2600	1500	776.0	2356.2
16	14.7	2	2600	1500	1630.0	6031.9

据表 1 中计算可见，刚脱出盾尾的管片环所受浮力远大于管片自重，在纵向接头及邻接环的竖向约束力 F_r 和浆液内部粘滞阻力 f 两被动力的作用下，管片环在浆液浮力作用下以较小加速度缓慢上浮，直至管片环在浮力 F_{bs} 、自身的重力 G_s 、粘滞阻力 f 和纵向接头及邻接环的竖向约束力 F_r 的作用下力学平衡，满足公式 (1)，管片上浮停止，如图 2 所示。

$$F_{bs} = G_s + F_r + f \tag{1}$$

值得注意的是, 式(1)中力均为竖向合力, 且注浆压力仅在盾壳脱出该环管片时存在, 并非持续力, 故不考虑注浆压力的作用。管片环在浆液中所受到的净浮力 F_{nbs} 为管片所受浮力 F_{bs} 、重力 G_s 和粘滞阻力 f 的合力, 也即公式(2)。

$$F_{nbs} = F_{bs} - G_s - f \quad (2)$$

令管片所受浮力 F_{bs} 和粘滞阻力 f 的合力为 F'_{bs} , 满足式(3), 考虑到浮力来源于浆液内压力差且粘滞阻力相较于浮力较小, F'_{bs} 对应的压强 P'_{bs} 可近似为图3中分布, 满足式(4)。

$$F'_{bs} = F_{bs} - f = F_{nbs} + G_s = \rho_l g V_s \cdot \lambda(t) \quad (3)$$

$$P'_{bs} = \frac{F_{nbs} + G_s}{V_s} h = \rho_l g h \cdot \lambda(t) \quad (4)$$

式(3)、(4)中, V_s 为管片表观体积, h 为管片外表面距同步注浆浆液顶部的竖向高度, ρ_l 为浆液密度, $\lambda(t)$ 为一个与时间相关的函数, 范围为[0,1]且随时间增加而减小。

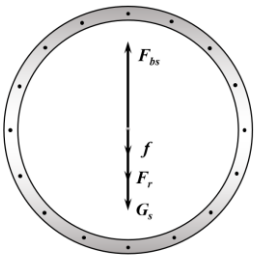


图2 脱出盾尾管片受力图

Fig. 2 Force diagram of the segment after shield tail passage

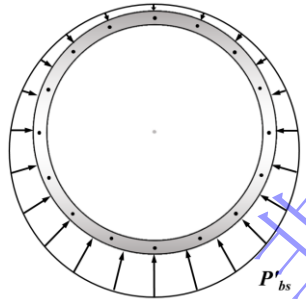


图3 P'_{bs} 分布示意图

Fig. 3 Schematic diagram of P'_{bs} distribution

2 施工期管片净浮力测试

基于上述分析, 通过测试净浮力 F_{nbs} 随时间的变化就可以通过公式(3)得到浆液浮力的时变性, 从而计算因浆液浮力引起的管片上浮量。因此, 以管片在浆液内所受净浮力为测试目标, 制备一环与实际工程中管片表观密度一致的模型管片, 将模型管片放置于实际同步注浆浆液中, 测试其在浆液中的净浮力变化。

2.1 测试装置

在试验过程中, 传感器测试净浮力时要使模型管片停止上浮, 而浆液内粘滞阻力是被动力, 与管片上浮状态、浆液动力粘度有关, 当管片处于力学平衡而无法上浮时, 粘滞阻力不再增大。因此, 要将处于浆液中的模型管片再次处于上浮运动状态, 才能准确测得物体在浆液内的净浮力。基于此, 该测试装置包括与实际工程管片表观密度一致的模型管片、力传感器、竖向升降丝杆、控制器和无纸记录仪, 如图4所示。其中控制器和升降丝杆能够使力传感器循环进行“停

留测试—抬升上浮”的操作, 也即升降丝杆旋转带动力传感器抬升, 力传感器与模型管片脱开, 浸入在浆液内的模型管片在浮力作用下上浮, 从而模拟管片自重、所受的浮力和粘滞阻力。丝杆停留时, 力传感器与模型管片重新接触测试, 模拟纵向接头及邻接环的被动约束力, 经由上述过程测得净浮力量值。



图4 净浮力测试装置

Fig. 4 Testing device for grout buoyancy

该装置试验步骤为: 根据浆液种类及胶凝时间, 通过控制器提前设置“抬升-停留”循环程序。随后, 将浆液倒入浆桶, 将模型管片浸入浆液中, 同时打开循环程序, 通过力传感器测量模型管片净浮力 F'_{nbs} , 绘制“净浮力—时间”曲线。最后整理无纸记录仪中的净浮力 F'_{nbs} , 并通过式(5)、(6)换算得到实际工程中管片所受净浮力 F_{nbs} 和压强 P'_{bs} 。

$$F_{nbs} = \frac{F'_{nbs}}{V_{ms}} \cdot V_s \quad (5)$$

$$P'_{bs} = \frac{F_{nbs} + G_s}{V_s} h = \left(\frac{F'_{nbs}}{V_{ms}} + \frac{G_s}{V_s} \right) h \quad (6)$$

2.2 典型同步注浆浆液净浮力时变性

在实际工程中, 单液硬性浆和双液硬性浆是目前最为常用的同步注浆材料(后续简称单液浆和双液浆)。由此, 以南京和燕路越江隧道和北京东六环改造工程所采用的同步注浆浆液为例, 测试所使用的同步注浆浆液净浮力的变化特性。两实际工程概况及所使用浆液如表2所示, 浆液净浮力测试结果及 ExpDec2 模型的拟合曲线表达式如图5和表3所示。经观察, 浆液净浮力消散曲线可分为直线段I和曲线段II, 表3也列出了直线段I和曲线段II在相应时间内耗费的时间和耗散的浮力的量值和百分比。

在直线段I中, 净浮力消散曲线导数近似于一固定常数, 净浮力近似直线稳定下降。对于单液浆, 直线段I的净浮力耗散约为总净浮力值的20%, 但所耗费的时间为4h左右, 约占消散时间的70%, 这表明单液浆在这一阶段水泥水化反应缓慢, 大部分浆液处于液态, 浆液动力粘度提升较小, 管片所受粘滞阻力也

随之提升缓慢。对于双液浆，直线段I的净浮力耗散约为总净浮力值的 50%，是单组分灌浆净浮力耗散比例的两倍多，耗时为 0.43~0.57h，约占总耗时的 80%。这表明双液浆在短时间迅速反应生成了较多凝胶，大大缩短了第一阶段所占的时间，浆液动力粘度和管片所受粘滞阻力快速增大。

在曲线段II中，浆液内净浮力加速下降，直至降为零。对于单液浆，曲线段II净浮力的耗散约占总净浮力值的 80%，所耗费的时间仅 1.7h 左右，为总时间的 30%。对于双液浆，曲线段II耗时为 0.11~0.14h，约占总耗时的 20%，净浮力耗散约为总净浮力值的

50%。该阶段单、双液浆内凝胶积累至一定程度，浆液快速转变为流塑体，内部动力粘度和粘滞阻力在短时间迅速增加，加速净浮力的降低。

综上所述，同步注浆浆液净浮力的消散仍需一段不短的时间，而净浮力的消散时间与浆液胶凝时间呈正相关，也即浆液胶凝时间越短，浆液内净浮力消散至零的时间也越短。此外，浆液内净浮力降低至零时，浆液仍处于流塑状，还未到其初凝时间，管片需要依靠纵向螺栓和相邻换的约束才能达到力学平衡。基于此，需要进一步采用数值模拟的方式探明在浆液净浮力对管片上浮的影响。

表 2 工程项目概况

Table 2 Overview of the projects

配比	项目名称	管片参数	同步注浆类型	浆液配比	密度 ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	初凝 时间/h	终凝 时间/h	28 天抗压 强度/MPa
1	南京和燕路越江隧道	管片外径 14.5m，内径 13.3m，幅宽 2m；容重 24.5kN/m ³ ；表观密度 388kg/m ³	单液硬性浆	水:膨润土:水泥:粉煤灰:砂 =373kg:70kg:185kg:242kg:998kg	1850	7.1	13.0	5.612
2				水:膨润土:水泥:粉煤灰:砂 =420kg:70kg:130kg:300 kg:880kg	1751	9.5	16.5	4.631
3	北京东六环改造工程	管片外径 15.4m，内径 14.1m，幅宽 2m；容重 24.5kN/m ³ ；表观密度 396kg/m ³	双液硬性浆	水:膨润土:水泥:稳定剂:水玻璃 =810kg:40kg:320kg:3.5kg:70L	1239	2.75	4.0	1.624
4				水:膨润土:水泥:稳定剂:水玻璃 =830kg:40kg:250kg:3kg:60L	1180	3.25	5.5	1.318

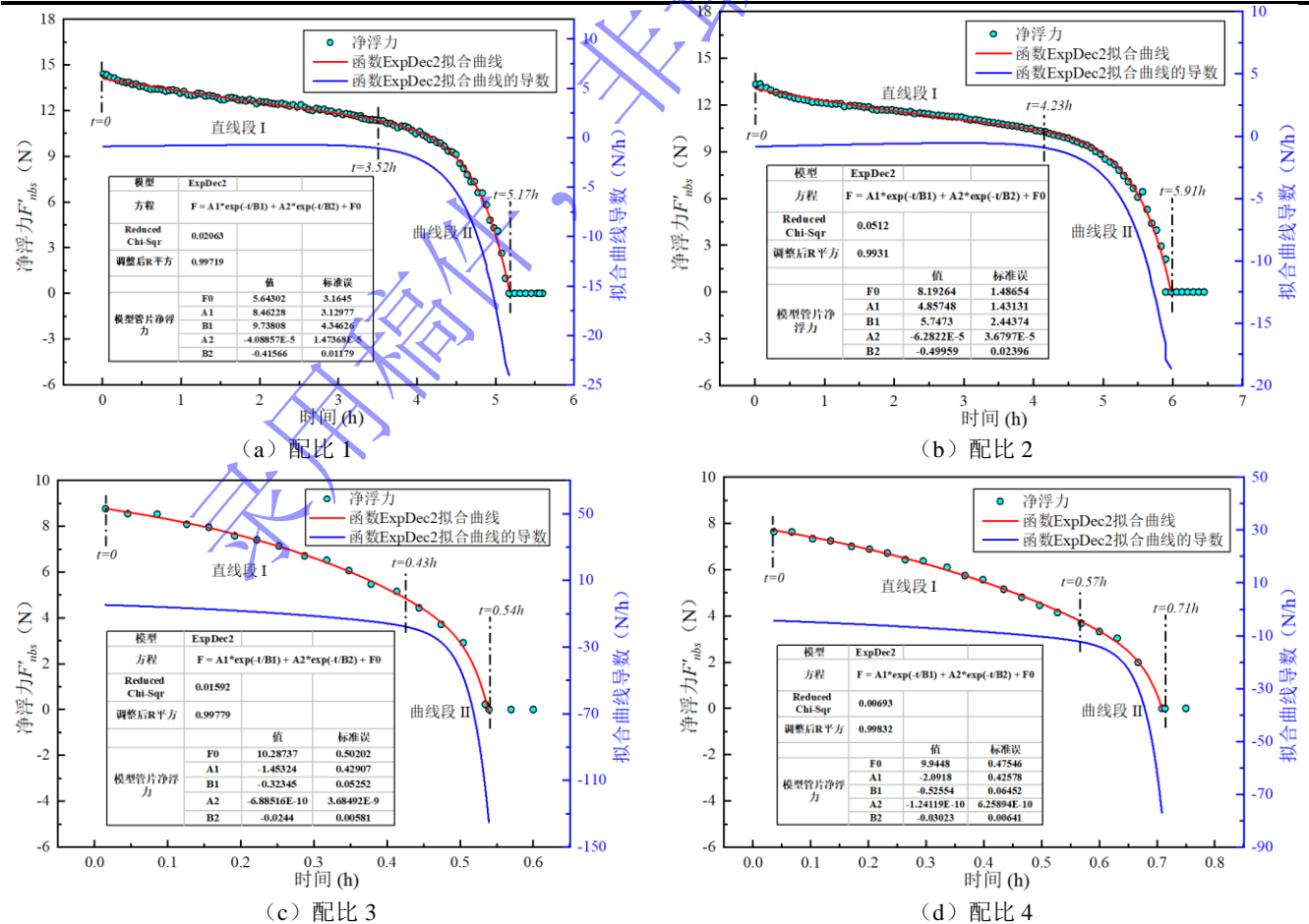


图 5 浆液净浮力消散过程及拟合曲线

Fig. 5 Dissipation process and fitted curves of grout net buoyancy

表 3 净浮力拟合曲线公式及特性

Table 3 Fitted curve equations and characteristics of net buoyancy

配比	拟合曲线公式	自变量 t 范围	时间/h		净浮力/N	
			直线段I(占比)	曲线段II(占比)	直线段I(占比)	曲线段II(占比)
1	$F'_{nbs}=8.462\times e^{-t/9.738}-4.088\times 10^{-5}\times e^{t/0.416}+5.643$	[0, 5.17]	3.52(68.1%)	1.65(31.9%)	2.75(19.5%)	11.35 (80.5%)
2	$F'_{nbs}=4.857\times e^{-t/5.747}-6.282\times 10^{-5}\times e^{t/0.500}+8.193$	[0, 5.91]	4.23(71.6%)	1.68(28.4%)	2.82(21.6%)	10.22(78.4%)
3	$F'_{nbs}=-1.453\times e^{t/0.323}-6.885\times 10^{-10}\times e^{t/0.024}+10.287$	[0, 0.54]	0.43(79.6%)	0.11(20.4%)	4.00(45.7%)	4.76(64.3%)
4	$F'_{nbs}=-2.092\times e^{t/0.526}-1.241\times 10^{-10}\times e^{t/0.030}+9.945$	[0, 0.71]	0.57(80.3%)	0.14(19.7%)	3.97(51.6%)	3.73(48.4%)

3 盾构隧道管片上浮计算模型与验证

基于浆液浮力消散特性、管片自重、盾构推力、地层荷载以及盾尾约束等方面的考虑建立计算模型，建模过程中，为简化计算的同时保证计算的有效性，做出以下假设：

- (1) 同步注浆浆液将盾尾空隙完全填充；
- (2) 基于浆液终凝时间的定义（浆液完全失去塑性并开始产生强度的时间^[18]），可以认为浆液未达到终凝时间前，弹性模量极低，不具强度，可在外力作用下任意变形，不传递地层水土荷载，浆液至终凝状态后再传递地层荷载；
- (3) 地层具备一定的自稳能力，向盾尾空隙内的位移非常小，几乎为零；
- (4) 不考虑注浆压力。

3.1 计算模型

基于上述假设，通过有限元软件 ABAQUS 建立模型时，不建立地层实体，只建立管片、注浆层和盾壳实体，如图 6 所示。考虑到模型的边界效应和计算的精度，选取 11 环管片为计算对象，且每块管片均为独立的 part。注浆层厚度为盾尾空隙厚度，均匀分布于管片壁后，且注浆层仅在终凝后才激活实体单元。

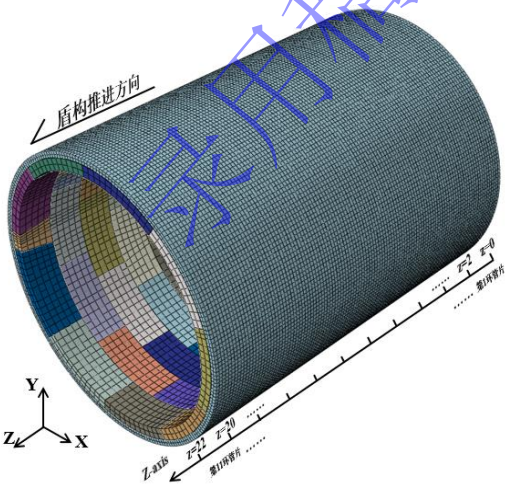


图 6 数值计算模型

Fig. 6 Numerical calculation model

3.2 本构与接触关系

管片、注浆层和盾壳均采用 C3D8R 实体单元建

立，管片混凝土等级为 C60，混凝土材料和盾壳的本构模型采用 ABAQUS 内嵌的弹性模型，同步注浆层采用弹塑性模型。

管片衬砌间的连接螺栓采用 ABAQUS 中的“bushing”连接方式建立，该方式可在在两点间设置连接单元，用 12 个节点自由度来定义 $u1, u2, u3, ur1, ur2, ur3$ 六个方向的相对运动，如图 7 所示，实现两个节点任意方向的相对运动和相对旋转，进而完成螺栓张开、管片间的错台的模拟。连接单元的抗弯刚度、抗拉刚度和抗剪刚度与实际工程保持一致。

管片衬砌间、管片与注浆层间的法向接触定义为硬接触，表示两个管片接触表面不能相互侵入，管片衬砌间的切向接触采用基于罚函数法的库伦接触摩擦模型，管片衬砌接触面间的摩擦系数取 0.5。

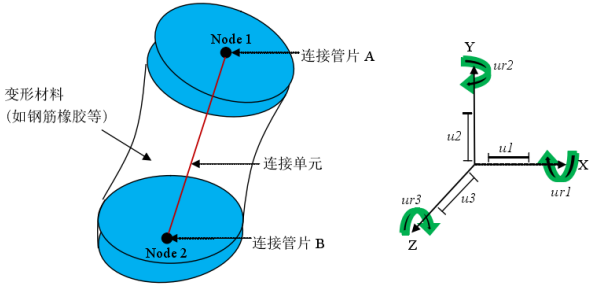


图 7 “bushing”连接单元示意图

Fig. 7 Schematic diagram of the "bushing" connection unit

3.3 荷载及边界条件

三维有限元模型中，主要考虑管片自重 G_s 、浮力压强 P'_{bs} 、盾构顶推力 F_j 和地层荷载 F_{gl} ，如图 8 所示，其中水土荷载通过荷载结构模型计算得到，施加于终凝后注浆层包裹的管片外表面。根据实际工程得到盾构隧道的推进速度 v_0 ，再将式（7）代入表 3 中拟合曲线，并经过式（6）得到浮力压强 P'_{bs} ，并施加在管片外侧。盾构内各个千斤顶顶推力一致，模拟盾构直线推进。

$$t = \frac{L}{v_0} \tag{7}$$

式（7）中： t 为同步注浆浆液注入盾尾空隙后的时间， L 为脱出盾尾的管片距离盾尾的纵向距离， v_0

The diagram illustrates the forces acting on a pipe segment during grouting. It shows a cross-section of the pipe with various layers and constraints. Key components include:

- 地层荷载 F_d** : Ground load at the top surface.
- 千斤顶推力 F_j** : Jacking force applied from both ends.
- 管片自重 G_n** : Self-weight of the pipe segment.
- 终凝后注浆层外圈约束**: Constraint after final grouting.
- 管片侧面 u2 竖向力**: Vertical force on the side of the pipe segment.
- 浮力压强 P_{bu}** : Buoyancy pressure at the bottom.

Fig. 8 Load and boundary conditions of computational model

3.4 计算步骤

表 4 计算参数设置

计算 工况	项目名称	隧道断面	地层条件	浆液类型	盾构顶推力	推进速度	螺栓参数
1	南京和燕 路越江隧 道	隧道外径 15.07; 管片外径 14.5m, 内径 13.3m, 幅宽 2m	隧道埋深 30m, 地 下水埋深 10m, 主 要穿越中风化含砾 砂岩、砂砾岩	单液硬性浆液, 配比和力学性能 为表 2 中配比 1	盾构各千斤 顶顶推力一 致, 总推力 为 80000KN	盾构推进速 度为 8~10 环 /天, 推进一 环管片约为 2.5h, 也即推 进速度 $v_0=0.8\text{m/h}$	M36 型螺栓: 抗拉刚度 $1.72\times 10^6\text{N/m}$; 抗剪刚度 $6.62\times 10^7\text{N/m}$; 抗弯刚度 $1.38\times 10^7\text{N}\cdot\text{m/rad}$ 。
2	北京东六 环改造工 程	隧道外径 16.07; 管片外径 15.4m, 内径 14.1m, 幅宽 2m	隧道埋深 35m, 地 下水埋深 15m, 主 要穿越粉细砂地层	双液硬性浆液, 配比和力学性能 为表 2 中配比 3			

3.6.1 南京和燕路越江隧道管片上浮变形特性分析

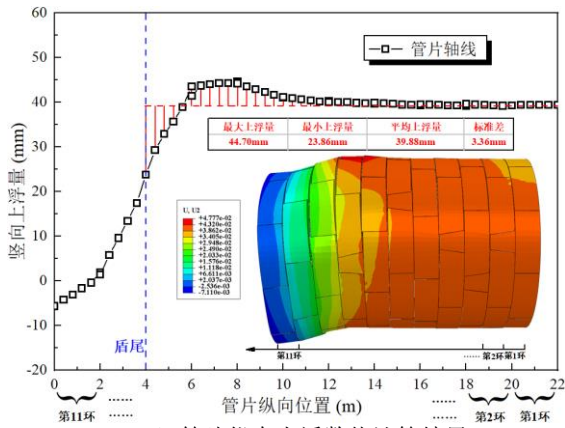
由图 9 (a)、(c) 可知, 数值计算和现场实测的管片轴线上浮平均值分别为 39.88mm 和 44.92mm, 两者平均上浮量较为一致。但两者管片轴线的最大上浮量、最小上浮量以及标准差数值差异较大, 且数值计算中脱出盾尾的第 2~3 环管片上浮量最大, 而实测数据中则呈现无规则波动, 这表明现场实测的管片轴线上浮波动幅度较大, 造成这种现象的原因是由于盾构

第 1~2 环管片处于盾壳内，也即激活 $z=0\sim 4\text{m}$ 范围内管片及盾壳实体，在盾壳外侧和第 1 环管片右侧面的节点设置全约束，并施加管片自重、在第 2 环管片左侧面节点施加千斤顶顶推力。

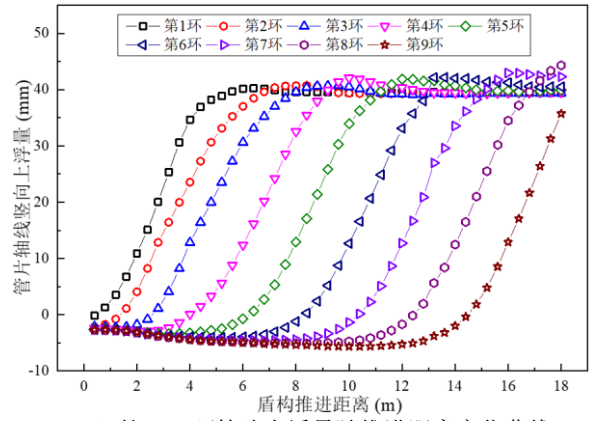
盾构机每推进 0.4m 设置一次分析步, 激活新的盾壳单元, 设置 45 步分析步。同步注浆层在终凝前杀死其实体单元, 在终凝后再重新激活实体和水土荷载, 并通过更换压强 P'_{bs} 的施加范围模拟同步注浆浆液胶凝过程。

本次数值计算以表 2 中南京和燕路越江隧道和北京东六环改造工程的直线推进段（165~265 环管片）为例对计算模型的有效性进行验证，各工况具体计算参数如表 4 所示。

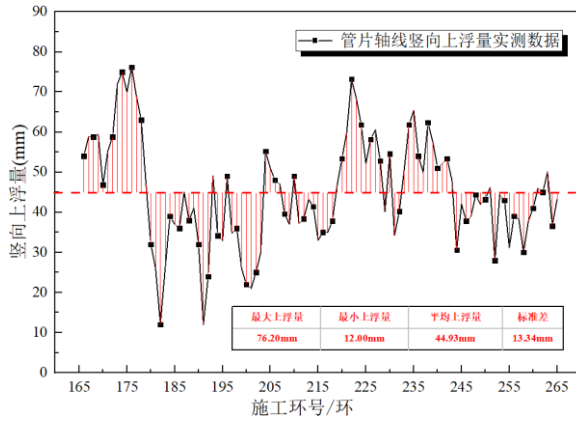
隧道实际工程水文地质条件复杂,浆液养护环境与室内试验有所差异,且盾构掘进时要对注浆压力、盾构推力、推进速度等施工参数进行实时动态调整,这些因素最终导致管片轴线上浮量波动幅值较大。另外,对比图 9(b)、(d)可见,单环管片的上浮量随施工时间的变化较为一致,均表现为:1)未脱出盾尾的管片上浮量为负值,也即管片下沉;2)脱出盾尾后的管片快速上浮,约在盾构推进 7~11m 时上浮量达最大(44mm 左右),也即脱出盾尾的第 3~5 环管片上浮最为显著;3)盾构继续推进,管片上浮量有所回落,也即管片有所下沉,最终在盾构推进约 23m 时(脱出盾尾的第 11 环),管片上浮量稳定在 37mm 左右。基于此,该数值计算能够较好的模拟出管片上浮规律和平均上浮量,但要精确模拟管片轴线上浮波动仍需紧密结合盾构掘进参数。



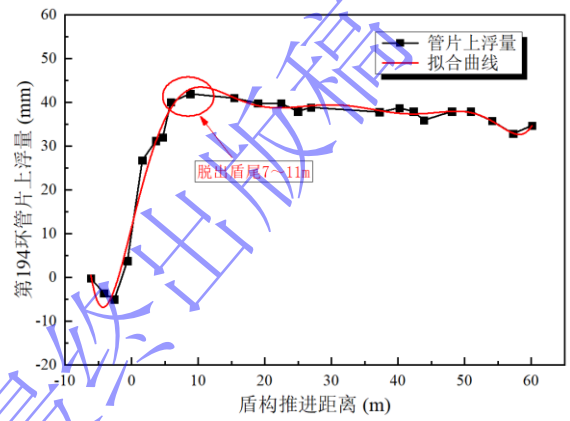
(a) 管片纵向上浮数值计算结果



(b) 第1~9环管片上浮量随推进距离变化曲线



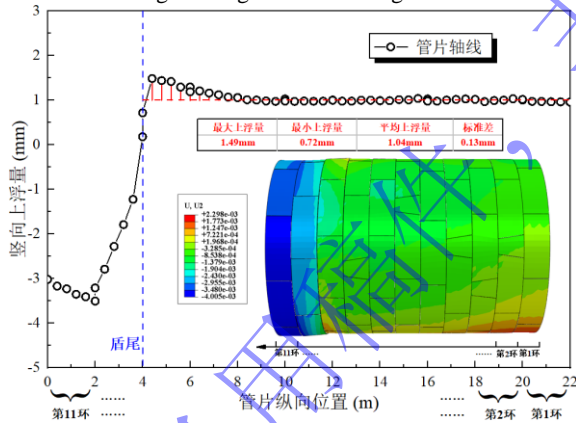
(c) 165~265 环管片上浮实测数据



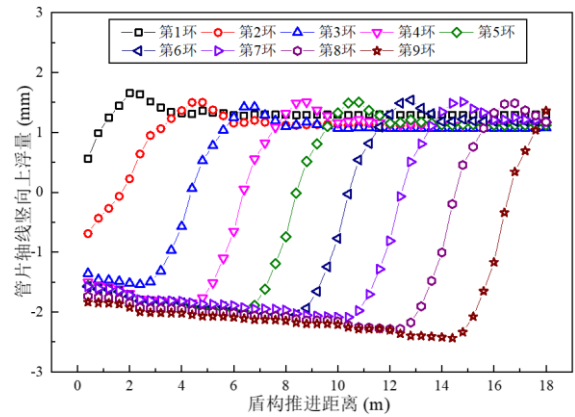
(d) 第194环管片上浮量随推进距离曲线

图9 南京和燕路越江隧道管片纵向上浮变形特性

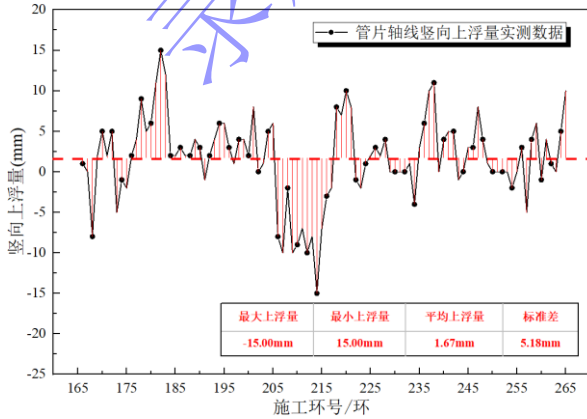
Fig. 9 Longitudinal floating characteristics of segments in Nanjing Heyan Road Cross-river Tunnel



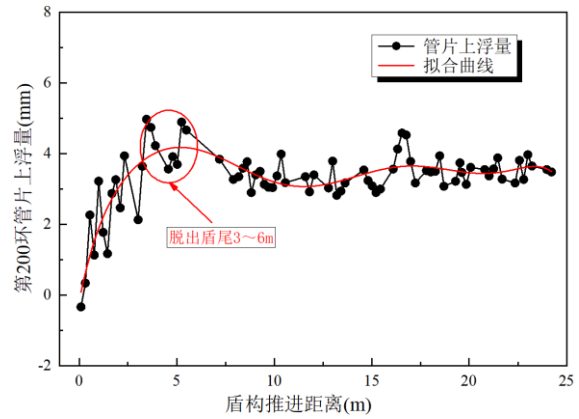
(a) 管片纵向上浮数值计算结果



(b) 第1~9环管片上浮量随推进距离变化曲线



(c) 165~265 环管片上浮实测数据



(d) 第200环管片上浮量随推进距离变化曲线

图10 北京东六环改造工程管片纵向上浮变形特性

Fig. 10 Longitudinal floating characteristics of segments in Beijing East Sixth Ring Road Reconstruction Project

3.6.2 北京东六环改造工程管片上浮变形特性分析

提取北京东六环改造工程管片轴线数值计算最终上浮量、各环管片上浮量随分析步的变化曲线如图 10 (a)、(b) 所示, 图 10 (a) 中第 10~11 环管片处于盾壳内, 1~9 环管片脱出盾尾。实际工程中 165~265 环管片上浮实测数据、第 200 环管片上浮量随施工时间的变化曲线如图 10 (c)、(d) 所示。

对比图 10 (a) ~ (d) 可知, 与图 9 中单液注浆管片上浮规律类似, 数值计算和现场实测的管片轴线上浮平均值较为一致, 分别为 1.04mm 和 1.67mm, 但实测数据的管片轴线上浮波动幅度较大, 最大上浮量、最小上浮量与标准差均远大于数值计算结果。且图 10 与图 9 的单环管片随施工时间的变化特性基本一致, 均表现为未脱出盾尾前管片下沉、脱出盾尾后管片快速上浮、继续推进管片上浮量有所回落、最终稳定。

此外, 对比图 9 与图 10 中管片上浮变形特性可见, 进行单液同步注浆的管片的最大上浮达 44.7mm, 处于脱出盾尾后的第 3~5 环管片上, 上浮量稳定在脱出盾尾的 11 环管片以后。而进行双液同步注浆的管片的最大上浮量为 1.67mm, 处于脱出盾尾后的第 2~3 管片上, 上浮量稳定在脱出盾尾的第 5 环管片以后。由此可见, 同步注浆材料胶凝性能对盾构隧道管片上浮影响极大, 浆液胶凝时间越长, 对应的净浮力消散时间就越长, 形成有强度固结体的时间越长, 管片的上浮时间和上浮量也就越大。基于此, 为尽可能的控制施工期管片上浮、保证隧道中轴线在设计允许的偏差范围内, 应根据试验、有限元分析和现场条件及应用情况合理选取胶凝时间快、早期强度高的同步注浆浆液, 实时调整盾构掘进参数。

4 结 论

本文针对盾构隧道管片上浮问题, 自主研发测试装置并探明同步注浆浆液浮力消散特性, 并将基于浆液浮力消散特性等方面考虑建立三维管片上浮计算模型, 结合实测数据验证计算模型的有效性, 主要得到以下结论:

(1)自主研发的浆液净浮力测试装置揭示了典型单液、双液硬性浆净浮力随着时间的变化规律, 提出 ExpDec2 模型建立不同类型浆液产生的净浮力随时间变化的数学表达式。

(2)浆液的净浮力变化过程可分为两个阶段: 直线段 I 和曲线段 II。浆液在 I 阶段水化产物和动力粘度增长缓慢, 净浮力近似直线的缓慢减小。II 阶段浆液内凝胶大量积累, 快速转变为流塑体, 内部动力粘度在短时间迅速增加, 净浮力加速降低直至为零。两个阶段后, 浆液仍处于流塑状态, 远未凝胶固结, 无法限

制管片环向变形, 管片在外力作用下将进一步变形。

(3)基于 ABAQUS 建立管片-注浆层三维有限元模型, 综合考虑在盾构推力、管片自重、浆液净浮力时变、水土荷载以及盾壳约束、螺栓约束、相邻环约束等作用下脱出盾尾的管片的上浮变化特性。数值模拟结果与实测数据在管片平均上浮量和单环管片上浮变化特征上较为一致, 验证了所用模型的合理性。

(4)经测试, 单液浆在 5h 以上其浮力才能消散, 往往脱出盾尾后的第 3~5 环管片上浮最为严重, 上浮量稳定于 11 环以后。相较而言, 双液浆因较低的密度和快凝早强特性, 其浮力的初始量值较低, 浮力消散时间能够控制在 1h 以内, 脱出盾尾的 5 环后的管片上浮量就已稳定。由此, 为控制施工期管片上浮, 建议选取胶凝时间快、早期强度高的同步注浆浆液, 加速浆液浮力消散的同时快速腔固管片。

(5)本研究采用的数值计算方法虽能有效预测管片轴线的平均上浮量, 但其理论模型仍存在两方面局限性: ①未考虑注浆压力; ②未考虑超大上浮量后地层对管片上浮的限制。后续研究可对计算模型做出进一步优化和改进。

参考文献:

- [1] 王道远, 王锡朝, 袁金秀, 等. 运河开挖卸载下水下盾构隧道纵向上浮量预测研究[J]. 现代隧道技术, 2015, 52(2):110-114, 127. (Wang Daoyuan, Wang Xichao, Yuan Jinxiu, et al. Prediction of the longitudinal uplift of an underwater shield tunnel during canal excavation[J]. Modern Tunnel Technology, 2015, 52 (2): 110-114, 127. (in Chinese))
- [2] 李庆桐. 软土地层地铁盾构隧道结构病害数值模拟及分析[J]. 铁道标准设计, 2021, 65 (1): 95-103. (LI Qingtong. Numerical modeling analysis of structural defects of shield tunnel in soft soil area[J]. Railway Standard Design, 2021, 65 (1): 95-103. (in Chinese))
- [3] 施有志, 阮建凑, 林树枝. 海底盾构隧道管片上浮分析及控制研究[J]. 地下空间与工程学报, 2022, 18(05): 1665-1677. (SHI Youzhi, RUAN Jianmin, LIN Shuzhi. Floating Analysis and control of subsea shield tunnel segment[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2022, 18(05): 1665-1677. (in Chinese))
- [4] 肖明清, 封 坤, 周子扬, 等. 盾构隧道施工期管片错台影响因素研究[J]. 岩土工程学报, 2023, 45(07): 1347-1356. (Xiao Mingqing, Feng Kun, Zhou Ziyang, et al. Study on the influencing factors for segment dislocation during shield tunnelling[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, 45(07): 1347-1356. (in Chinese))

- [5] 高俊华, 杨 光, 赵森森, 等. 软土地区浅埋大直径盾构隧道管片上浮规律及预测: 以上海机场联络线工程为例[J]. 科学技术与工程, 2024, 24(11): 4759-4768. (Gao Junhua, Yang Guang, Zhao Sensen, et al. Regularity and prediction of segment floating of shallow buried large diameter shield tunnel in soft soil area: a case study on shanghai airport contact line[J]. Science Technology and Engineering, 2024, 24(11): 4759-4768. (in Chinese))
- [6] 叶 飞, 朱合华, 丁文其, 等. 施工期盾构隧道上浮机理与控制对策分析[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2008, (06): 738-743. (Ye Fei, Zhu Hehua, Ding Wenqi, et al. Analysis and control of upward moving of shield tunnel under construction[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2008, (06): 738-743. (in Chinese))
- [7] 张雨帆. 盾构隧道施工期同步注浆引起隧道上浮及管片错台研究[D]. 西南交通大学, 2018. (ZHANG Yufan. Study on tunnel floating and segment dislocation due to synchronous grouting in shield tunnel construction[D]. Southwest Jiaotong University, 2018. (in Chinese))
- [8] 季 昌, 周顺华, 许 恺, 等. 盾构隧道管片施工期上浮影响因素的现场试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(S2): 3619-3626. (JI Chang, ZHOU Shunhua, XU Kai, et al. Field test research on influence factor of upward moving of shield tunnel segments during construction[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(S2): 3619-3626. (in Chinese))
- [9] 朱 令, 丁文其, 杨 波. 壁后注浆引起盾构隧道上浮对结构的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(S1): 3377-3382. (ZHU Ling, DING Wenqi, YANG Bo. Effect of shield tunnel uplift caused by back-filled grouting on structure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(S1): 3377-3382. (in Chinese))
- [10] 舒 瑶, 周顺华, 季 昌, 等. 多变复合地层盾构隧道施工期管片上浮实测数据分析与量值预测[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(S1): 3464-3474. (SHU Yao, ZHOU Shunhua, JI Chang, et al. Analysis of shield tunnel segment uplift data and uplift value forecast during tunnel construction in variable composite formation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(S1): 3464-3474. (in Chinese))
- [11] 黄旭民, 黄林冲, 梁 禹. 施工期同步注浆影响下盾构隧道管片纵向上浮特征分析与应用[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(09): 1700-1707. (HUANG Xumin, HUANG Linchong, LIANG Yu. Analysis and application of longitudinal uplift characteristics of segments of shield tunnels affected by synchronous grouting during construction period[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(09): 1700-1707. (in Chinese))
- [12] Geng D, Hu Y, Jiang N H W. Modified calculation model for segment floating in slurry shield tunnel[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2021, 35(5).
- [13] 李明宇, 余刘成, 陈 健, 等. 粉质黏土中大直径泥水盾构隧道管片上浮及错台现场测试分析[J]. 铁道科学与工程学报, 2022, 19(6): 1705-1715. (LI Mingyu, YU Liucheng, CHEN Jian, et al. In situ test analysis of segment uplift and dislocation of large-diameter slurry shield tunnel in silty clay[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2022, 19(6): 1705-1715. (in Chinese))
- [14] 付艳斌, 梅 超, 卞跃威, 等. 考虑注浆填充率的大直径盾构管片上浮解析解与应用[J]. 中国公路学报, 2022, 35(11): 171-179. (FU Yanbin, MEI Chao, BIAN Yuewei, et al. Analytical solution and application of large-diameter shield segment uplift considering the filling rate of grouting[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(11): 171-179. (in Chinese))
- [15] Mei Y, Luo Z, Jiang H, et al. Study on the floating law of metro segments in water-rich sandy silt and silty clay strata[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2022, 26(6): 2979-2991.
- [16] 钟小春, 黄思远, 槐荣国, 等. 基于浆液浮力试验的盾尾管片纵向上浮特征研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(06): 1615-1624. (ZHONG Xiaochun, HUANG Siyuan, SUAI Rongguo, et al. Longitudinal uplift characteristics of segments of shield tunnels based on buoyancy of grouting[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, 44(06): 1615-1624. (in Chinese))
- [17] 苏恩杰, 叶 飞, 何 乔, 等. 基于卷积神经网络-长短期记忆的施工期盾构管片上浮过程预测模型[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2023, 51(09): 1352-1361. (SU Enjie, YE Fei, HE Qiao, et al. Prediction model of shield segment floating process during construction based on convolutional neural networks and long short-term memory [J]. Journal of Tongji University (Natural Science Edition), 2023, 51(09): 1352-1361. (in Chinese))
- [18] 彭小芹, 吴芳, 刘芳. 土木工程材料[M]. 重庆大学出版社:202108.291. (Peng Xiaoqin, Wu Fang, Liu Fang. Civil Engineering Materials[M]. Chongqing University Press: 202108.291. (in Chinese))