

DOI: 10.11779/CJGE202108015

一种改进的盾构隧道双层衬砌计算模型及其工程应用

王 俊¹, 徐国文^{2*}, 蔚艳庆¹, 何 佳¹, 何 川², 王士民²

(1. 四川省公路规划勘察设计研究院有限公司, 四川 成都 610041; 2. 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)

摘 要: 提出一种改进的盾构隧道双层衬砌计算模型, 该模型可以反映接头抗弯刚度的非线性以及管片与二次衬砌接触面压剪弹簧失效机理。采用该模型对狮子洋隧道衬砌的力学行为进行了分析, 结果表明: ①管片结构最大正负弯矩随接头抗弯刚度增大而增大, 而二次衬砌内力及管片结构最大轴力受接头抗弯刚度影响较小; ②若不考虑管片与二次衬砌接触面的接触弹簧失效, 将会使得计算结果量值偏大; ③当盾构隧道所处岩层均匀时 ($t/D=0$ 或 1, t 为结构范围内软弱层的厚度, D 为隧道直径), 全环各个位置处接头刚度值差别不大, 当岩层不均匀时, 接头抗弯刚度的取值差异分布显著; ④径向弹簧、切向弹簧受力的最大值与平均值随着 t/D 的增加呈增大的趋势。

关键词: 盾构隧道; 双层衬砌; 抗弯刚度; 接触面; 弹簧

中图分类号: TU311; U455.43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2021)08-1502-09

作者简介: 王 俊(1987—), 男, 四川绵阳人, 博士, 主要从事隧道设计与科研方面的工作。E-mail: luckywangjun@126.com。

An improved model for shield tunnels with double-layer linings and its application in engineering

WANG Jun¹, XU Guo-wen², WEI Yan-qing¹, HE Jia¹, HE Chuan², WANG Shi-min²

(1. Sichuan Highway Planning, Survey, Design and Research Institute Ltd., Chengdu 610041, China; 2. Key Laboratory of Transportation

Tunnel Engineering, Ministry of Education, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

Abstract: An improved model for shield tunnels with double-layer linings is proposed. It can reflect the nonlinear characteristic of bending stiffness of segment joints and the failure mechanism of compression and shear springs between segments and secondary linings. The internal force of linings of Shiziyang tunnel is analyzed using this model. The results show that: (1) The increment of bending stiffness of the segment joints can increase the values of the maximum positive and negative bending moments of the segments, while it has slight effect on the internal force of the secondary linings and the maximum axial force of the segments. (2) The internal force is larger than that in reality if the failure mechanism of springs between segments and secondary linings is not considered in the model. (3) The bending stiffness of joints varies slightly if the structure is situated in uniform strata ($t/D=0$ or 1, t is the distance from the tunnel top to the stratum interface, D is the diameter of tunnel), while its value varies sharply if the structure is situated in nonuniform strata. (4) The maximum and average forces of compression and shear springs will increase with the increment of t/D .

Key words: shield tunnel; double-layer lining; bending stiffness; interface; spring

0 引 言

目前国内外采用盾构法修建的隧道工程中, 普遍采用单层衬砌管片作为承载结构。该结构通过环向接头将多个弧形管片拼接成管片环^[1], 再通过纵向接头将管片环以通缝或错缝方式拼装而成。在修建与使用过程中, 容易出现衬砌环错台^[2]、局部渗漏水^[3]、管片碳化及钢筋锈蚀^[4]等病害, 影响结构的服役性能。

双层衬砌是指在管片衬砌内部设置一层模筑混凝土(该模筑混凝土称为二次衬砌, 简称为二次衬砌)的结构形式, 最初多用在市政输水管道及水工隧道中。日本施作二次衬砌的水工隧道占日本国内盾构隧道总

量的 70%~80%^[5], 中国南水北调工程的穿黄隧道、台山核电厂取水隧洞、辽宁红河核电厂取水隧洞等工程也均设置有二次衬砌。近年来, 由于认识到双层衬砌在局部补强、防火、防侵蚀、减少结构纵向不均匀沉降等方面的显著优势, 其在中国地铁盾构隧道及大型跨江海隧道中的应用越来越多^[6], 如广深港客运专线狮子洋隧道、沪通铁路黄浦江隧道、以及正在论证的琼州海峡隧道方案等均在局部或全线采用了双层衬砌结构形式。而地铁盾构隧道普遍的做法是, 在不确

收稿日期: 2020-05-30

*通信作者 (E-mail: xgw80033@163.com)

定管片损伤程度的情况下,一般不急于施作二次衬砌,而是在断面设计时留有后期二次衬砌施作的空间,如济南地铁在管片内径设计时,将内径定为 5.6 m,预留 0.3 m 的二次衬砌加固空间^[7]。

相比于单层衬砌具有完备的分析理论,双层衬砌在结构分析方法上尚未形成统一计算模式。在国际隧道协会(ITA)的《盾构隧道衬砌设计指南》^[8]及中国《地下铁道设计规范》^[9]中都仅给出了原则性的说明,即当管片与二次衬砌之间具有较大的抗剪强度时按整体结构进行计算,否则按两者之间只能传递径向压力的叠合结构进行计算。基于这一原则,国内外采用壳-弹簧模式的盾构隧道双层衬砌计算模型主要有 3 种:即壳-接头弹簧-接触面梁模型^[5]、壳-接头弹簧-接触面弹簧模型^[10]以及壳-接头弹簧-接触面压杆模型^[11](图 1)。

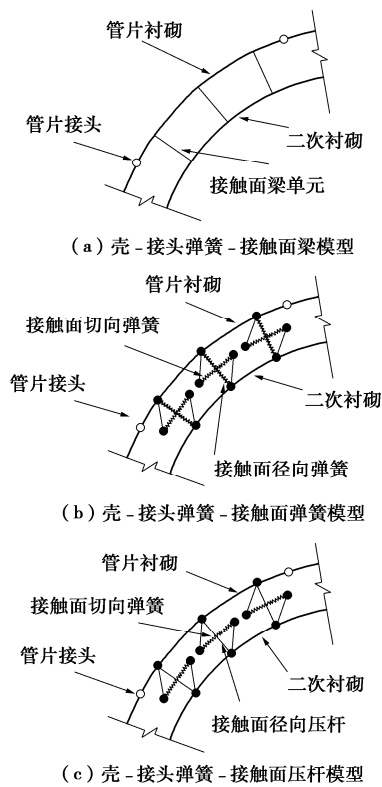


图 1 常用计算模型^[12]

Fig. 1 Existing models

其中,壳-接头弹簧-接触面梁模型采用梁单元来模拟管片与二次衬砌之间力的传递,该模式会导致管片与二次衬砌在连接点处弯矩出现突变,且由于计算过程中部分梁单元会出现拉应力,与实际不符;壳-接头弹簧-接触面弹簧模型及壳-接头弹簧-接触面压杆模型能反映管片与二次衬砌之间的剪压力学机理,不同的是前者接触面处的法向弹簧会产生径向拉力,而后者可以避免径向拉力的产生。

对 3 种模型进行对比分析发现,目前的计算模型

主要存在以下两个方面的缺陷:
(1)各模型在计算过程中,均认为管片环向接头的抗弯刚度为定值。但研究表明^[13-14],管片接头抗弯刚度与接头处内力相关,具有明显的三维特性,且管片接头抗弯刚度的取值大小对于评价盾构隧道结构的力学特性影响较大。

(2)接触面力学模型不能完整反映管片与二次衬砌层间接触面的力学机理。接触面在接触状态下应传递压力与剪切力;当管片与二次衬砌脱离时,不仅径向弹簧失去作用,剪切弹簧的作用也要消失。

基于上述背景,本文在前人提出的壳-接头弹簧-接触面弹簧模型基础上,建立了一种新的双层衬砌计算模型。在该模型中,管片接头抗弯刚度根据接头处的受力情况调整,接触面处弹簧的压缩与剪切刚度也根据弹簧受力状态进行调整,通过反复迭代计算得到结构的真实受力状态。利用该改进模型,对广深港客运专线狮子洋隧道在复合地层中的力学行为进行了探讨。

1 数值模型的建立

1.1 工程背景

广深港高铁狮子洋隧道主体结构采用单层钢筋混凝土衬砌,其外直径 10.8 m,内直径 9.8 m,厚度 0.5 m,管片幅宽 2 m;管片结构如图 2 所示,采用 5 块标准块+2 块邻接块+1 块封顶块的分块形式,其中封顶块圆心角 16.36°,邻接块和标准块中心线圆心角均为 49.09°;纵缝布置 24 颗环向螺栓,环间设置纵向螺栓 22 颗。在软弱地层与软硬不均地层的进出洞口段采用了双层衬砌结构,即在管片内侧现浇 30 cm 厚的钢筋混凝土衬砌。

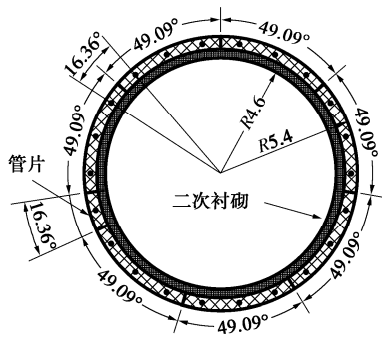


图 2 狮子洋隧道管片衬砌分块图

Fig. 2 Diagram of segment linings of Shiziyang tunnel

1.2 双层衬砌计算模型的建立

本文在文献^[15]的基础上,建立的双层衬砌地层结构模型如图 3 所示,模型顶部为自由边界,其余 5 个边界均约束节点法向位移。其中,地层采用实体单

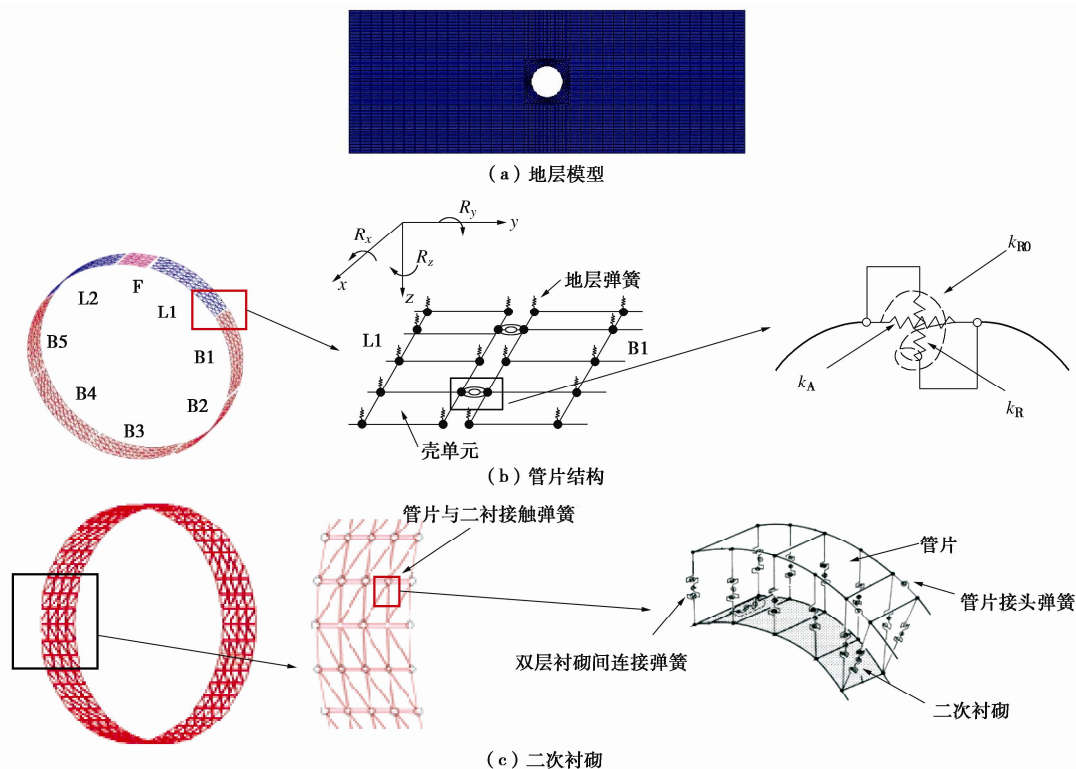


图3 双层衬砌模型

Fig. 3 Model for double-layer linings

元进行模拟 (图 3 (a)), 管片采用 FLAC^{3D} 中的 liner 单元^[16]进行模拟, 该单元为 3 节点扁平有限元单元, 能抵抗剪力与弯曲荷载。它能承受主方向的拉压应力, 模拟管片与土体之间的分离及随后的重新接触, 还能模拟管片与土体之间的摩擦作用。相比于管片结构, 二次衬砌的厚度、刚度、强度都较小, 其力学机理更接近于薄壳结构。因此, 采用基于薄壳理论建立的 shell 单元对二次衬砌进行模拟。

为了方便接头弹簧的设置, liner 单元沿幅宽方向 4 等分, 管片接头处节点位置重合 (即 n 与 n' 坐标相等, $n=1\sim5$, n, n' 为管片接头处, 同一坐标点处不同管片分块的节点编号)。弹簧设置如图 4 所示。图 4 中, 在 2 与 2'、4 与 4' 设置接头弹簧, 其余位置处设置管片与地层连接弹簧。

管片接头具有 6 个自由度, 即沿轴线的切向自由度以及绕轴线的旋转自由度 (坐标轴的定义如图 3 所示), 分别由接头弹簧的 6 个刚度表示。研究表明^[17], 绕 x 轴的旋转弹簧 (k_{R0} , 即抗弯刚度), 沿 y 轴的轴向弹簧 (k_A , 即抗压刚度) 以及沿 z 轴的径向弹簧 (k_R , 即抗剪刚度) 对结构力学特性的影响较大。因此, 本文接头刚度特性主要由这 3 个弹簧表示, 而其余 3 个弹簧设定为刚接, 如图 3 (b) 所示。对于二次衬砌与管片之间的接触面, 根据二次衬砌施工方法的不同可以分为纯抗压、抗剪压、抗剪压并局部抗弯^[18]。鉴于

国内多数二次衬砌的施工方法符合抗剪压模型, 因此, 在管片与二次衬砌接触面连接弹簧的 6 个自由度中, 考虑压缩弹簧 (k_z)、剪切弹簧 (k_{tx}, k_{ty}) 的影响, 而绕 x, y, z 轴旋转的旋转弹簧设定为自由, 如图 3 (c) 所示。

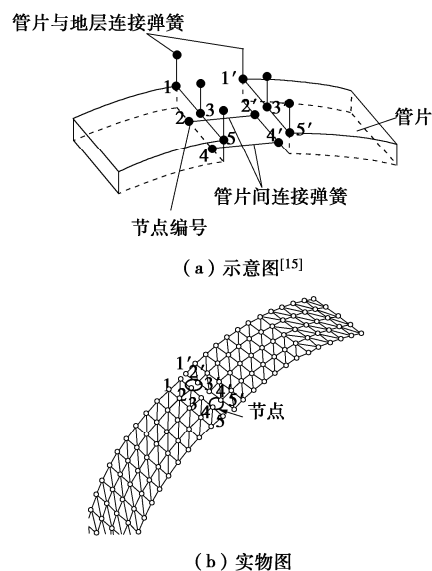


图4 接头处连接弹簧的设置

Fig. 4 Setting of springs at joints

对于考虑二次衬砌承载的情况而言, 管片与二次衬砌之间的内力分配较为复杂, 且本文的研究目的是对不同计算模型的作用机理进行比较。因此, 在计算

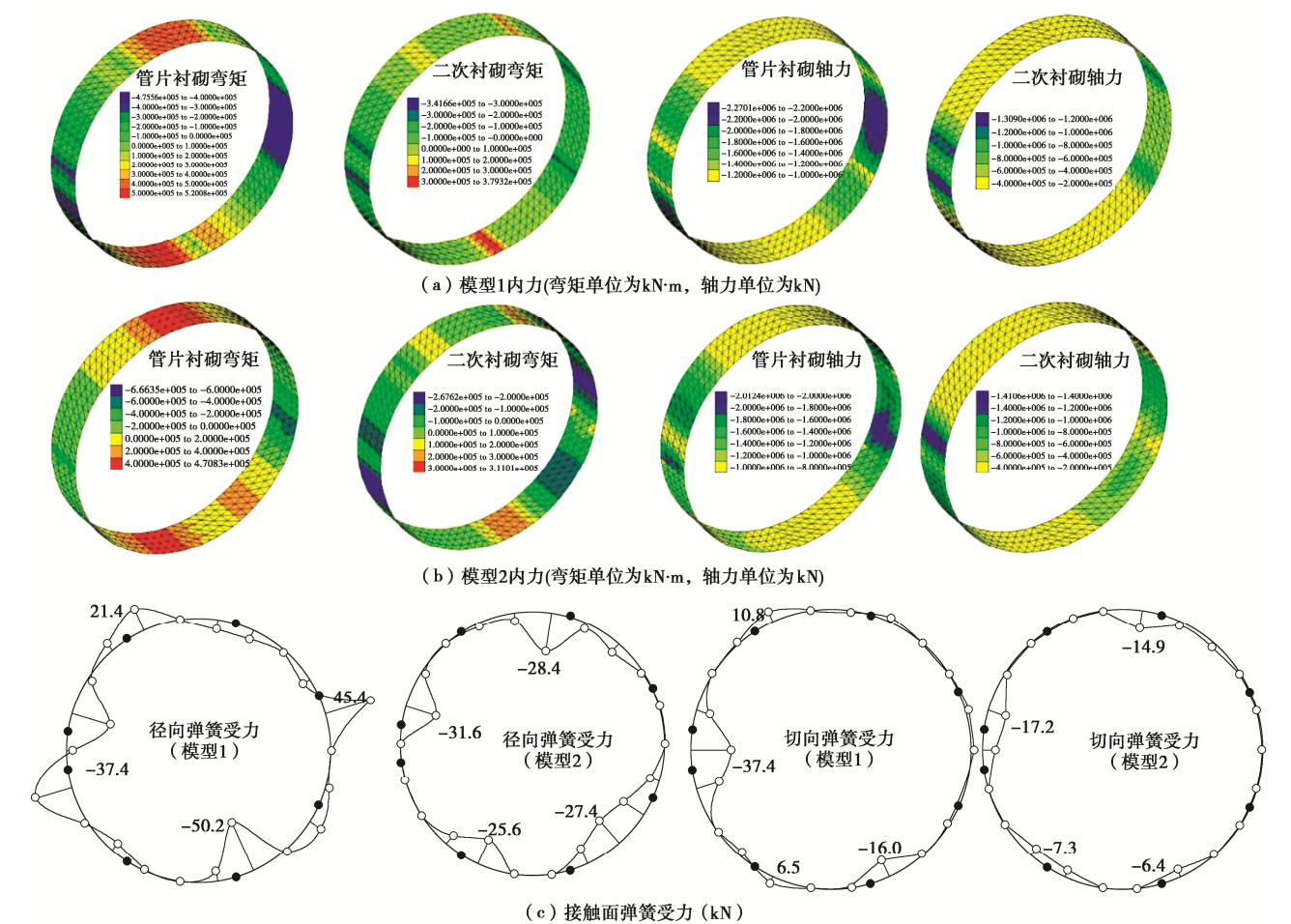


图 5 两种模型计算结果比较

Fig. 5 Comparison of calculated results between two models

过程中, 不考虑施工过程, 假定管片与二次衬砌同时施作。

1.3 模型研究

为了探明本文计算模型(模型2)与传统模型(模型1, 未考虑管片与二次衬砌接触面处弹簧失效的壳-接头弹簧-接触面弹簧模型)的区别, 采用不同接触面力学模型及抗弯刚度值对结构受力进行了分析, 计算结果如图5和表1所示。

表 1 两种模型内力值

Table 1 Internal forces of two models						
项目	管片衬砌内力			二次衬砌内力		
	M_{\max} /(kN·m)	M_{\min} /(kN·m)	N_{\max} /kN	M_{\max} /(kN·m)	M_{\min} /(kN·m)	N_{\max} /kN
模型 1	520.08	-475.56	2270.1	379.32	-341.66	1309.0
模型 2	470.83	-666.35	2012.4	311.01	-267.02	1410.6

(1) 不同接触面力学模型计算结果对比分析

假定管片环各处接头抗弯刚度值相等, 取 $k_{R0}=30 \text{ MN}\cdot\text{m}/\text{rad}$, $k_A=k_R=200 \text{ MN}\cdot\text{m}/\text{rad}$ 。接触面弹簧径向刚度和切向刚度分别取为 5.46, 2.18 MN/m。隧道拱顶埋深 30 m, 地层采用实体单元, 本构关系采用 Mohr-Coulomb 模型。模型 1 获得的管片正弯矩、二次衬砌正负弯矩最大, 分别为 520.08, 379.32, -341.66

kN·m, 模型 2 获得的管片负弯矩最大, 为-666.35 kN·m, 两种模型获得的管片轴力相差不大。模型 1 接触面径向弹簧在拱顶、拱底和左右拱腰附近位置处出现了径向拉力, 切向弹簧在拱顶与拱底附近出现了拉力。模型 2 由于考虑了接触弹簧失效, 径向弹簧与切向弹簧均未出现拉力, 与实际情况相符合。从弹簧受力的量值来看, 模型 1 径向弹簧与切向弹簧受力的最大值分别为 50.2, 37.4 kN, 大于模型 2 的 31.6, 17.2 kN。

可见, 由于未考虑接触面接触弹簧失效, 模型 1 在计算过程中过高地估计了管片与二次衬砌之间的整体性, 使得结构受力偏大。

(2) 接头抗弯刚度取值对比分析

仍假定各接头处弹簧的抗弯刚度值相等, 将 k_{R0} 的取值范围定为 10~170 MN·m/rad, 间隔为 20 MN·m/rad¹, 其余参数同第(1)小节, 采用模型 2 进行计算。

计算结果如图 6 所示, 可以看出: 管片最大正负弯矩随接头刚度增大而增大, 在 k_{R0} 取值范围内, 管片最大正弯矩由 461.02 kN·m 增大到 722.94 kN·m, 增幅达到 56.8%; 最大负弯矩由-652.58 kN·m 增大到 -888.8 kN·m, 增幅达到 36.1%。 k_{R0} 对管片最大轴力

影响较小,在 k_{R0} 取值范围内,轴力值在2000 kN左右波动。 k_{R0} 对二次衬砌内力影响较小,在 k_{R0} 取值范围内,二次衬砌最大弯矩值先增大后减小,最终增幅为15%,最大负弯矩由-280.43 kN·m减小到-244.63 kN·m,减小了12.7%,最大轴力值则在1400 kN左右波动。

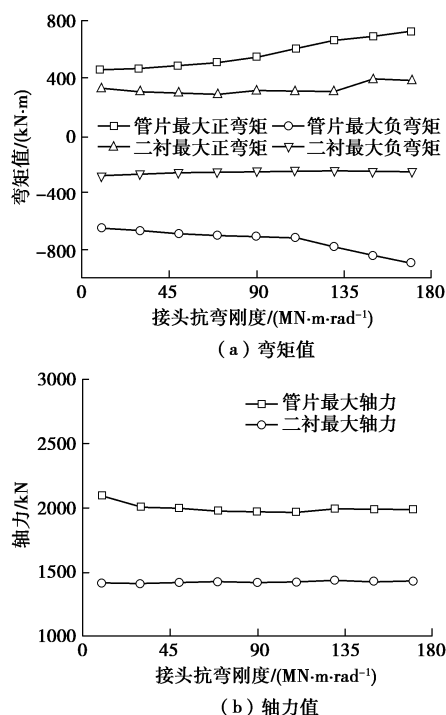


图6 衬砌内力取值随 k_{R0} 变化规律

Fig. 6 Inner forces of structure vs. k_{R0}

可见,管片接头抗弯刚度的取值对管片内力值有较大的影响。实际工程中,各接头处管片受力不同,导致各接头抗弯刚度值不等。因此,计算过程中,根据接头处管片受力值对接头刚度取值进行迭代确定,才能得到较为准确的计算结果。

2 弹簧刚度确定

本文建立的模型中,管片接头处设置有压缩弹簧、剪切弹簧及弯曲弹簧,二次衬砌与管片的接触面设置有压缩弹簧和剪切弹簧,这些弹簧刚度的取值对计算结果有着重要的影响。因此,该模型中将依据下述方法对弹簧的刚度取值进行确定。

(1) 管片接头弹簧刚度取值

接头的抗弯刚度取值具有显著的非线性,对于重要的工程应进行足尺加载试验,不具备条件的情况下可采用有限元计算进行确定^[19]。封坤等采用自行研制的“多功能原型组合加载试验系统”对狮子洋隧道管片接头进行了抗弯加载试验^[17],本文接头抗弯刚度取值就是基于该试验结果。图7给出了接头抗弯刚度与

接头处弯矩、轴力的三维关系图。从图7中可以看出,接头抗弯刚度取值与接头处所受内力有关,三者呈现复杂的三维曲面关系。

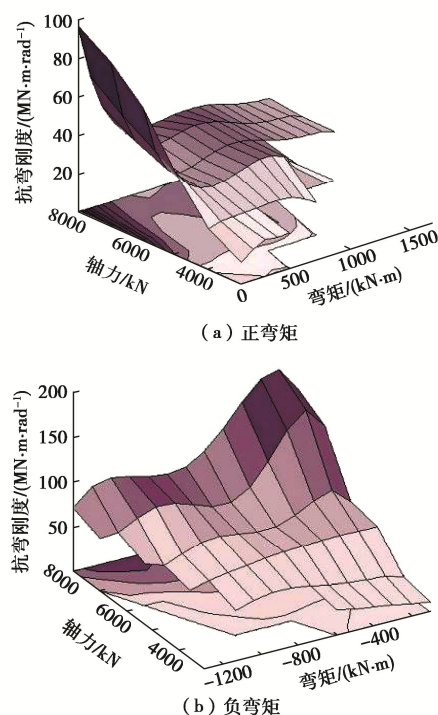


图7 接头抗弯刚度与内力关系^[16]

Fig. 7 Relationship between bending stiffness of joints and internal force

同样的,接头的抗剪及抗压刚度随着内力的增加也具有一定的非线性^[20]。文献[21]研究表明,接头抗剪与抗压刚度的非线性对结构内力的影响较小。

(2) 管片与二次衬砌接触面处弹簧刚度取值

根据国内施工工艺,双层衬砌可视为叠合式结构^[22],其径向压缩关系如图8所示,图中 D_1 , D_2 分别为管片与二次衬砌的外径, B 为管片幅宽。双层衬砌层间压缩刚度等于管片与二次衬砌各一半厚度区域内混凝土柱的压缩刚度^[20],管片及二次衬砌压缩区域内单元的压缩刚度分别为

$$K_{Z1} = \frac{E_1 \cdot A}{t'_1} = \frac{2E_1 \cdot A}{t_1}, \quad (1)$$

$$K_{Z2} = \frac{E_2 \cdot A}{t'_2} = \frac{2E_2 \cdot A}{t_2}。 \quad (2)$$

式中 K_{Z1} , K_{Z2} 分别为管片与二次衬砌压缩单元的压缩刚度(kN/m); E_1 , E_2 分别为管片与二次衬砌混凝土的弹性模量(kN/m²); t_1 , t_2 分别为管片与二次衬砌的厚度(m); t'_1 , t'_2 分别为管片与二次衬砌压缩区的混凝土厚度(m); A 为压缩区域内的截面面积(m²)。

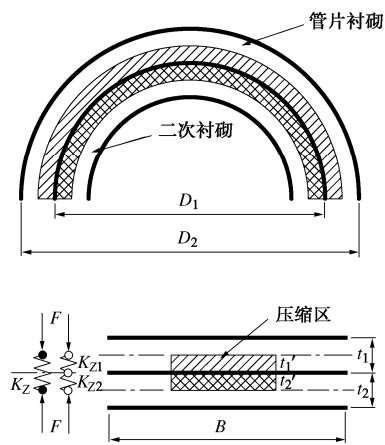


图 8 接触面压缩刚度计算示意图

Fig. 8 Compression stiffnesses of contact surface

由串联弹簧刚度系数的计算公式将式 (1), (2) 进行组合, 得

$$K_Z = \frac{K_{Z1} \cdot K_{Z2}}{K_{Z1} + K_{Z2}} = \frac{2E_1 \cdot E_2 \cdot A}{E_1 \cdot t_2 + E_2 \cdot t_1} \quad (3)$$

式中, K_Z 为双层衬砌层间压缩总刚度 (kN/m)。

切向弹簧刚度系数的取值关系与径向弹簧类似, 其刚度为

$$K_{T1} = \frac{G_1 \cdot A}{t'_1} = \frac{2G_1 \cdot A}{t_1} \quad (4)$$

$$K_{T2} = \frac{G_2 \cdot A}{t'_2} = \frac{2G_2 \cdot A}{t_2} \quad (5)$$

$$K_{TX} = K_{TY} = \frac{K_{T1} \cdot K_{T2}}{K_{T1} + K_{T2}} = \frac{2G_1 \cdot G_2 \cdot A}{G_1 \cdot t_2 + G_2 \cdot t_1} \quad (6)$$

式中 K_{T1} , K_{T2} 分别为管片与二次衬砌剪切区域内单元的剪切刚度 (kN/m); G_1 , G_2 分别为管片与二次衬砌混凝土的剪切模量 (kN/m²); K_{TX} , K_{TY} 为接触面切向弹簧两个方向的剪切刚度。

3 迭代算法的实现

模型中, 管片接头抗弯刚度根据接头处的受力情况调整, 接触面处弹簧的压缩与剪切刚度根据弹簧受力状态进行调整。计算流程见图 9, 其具体迭代计算过程如下:

(1) 建立力学模型, 给定管片接头及接触面弹簧刚度初始值, 带入模型进行计算, 得到接头处管片结构内力值及接触面处弹簧受力。

(2) 将结构内力值代入图 7 所示曲面, 双向内插得到更新后的抗弯刚度值, 代入模型进行计算; 同时, 根据接触面处弹簧受力对弹簧进行受拉判断, 将受拉弹簧的压缩与剪切刚度均改为零。

(3) 比较第 j 步与 $j+1$ 步接头抗弯刚度值及接触面处弹簧受力情况, 如果两次计算的接头抗弯刚度值逼近, 且接触面处剩余弹簧不再受拉, 则退出迭代, 认为计算已经结束, 否则继续计算至满足收敛条件为止。

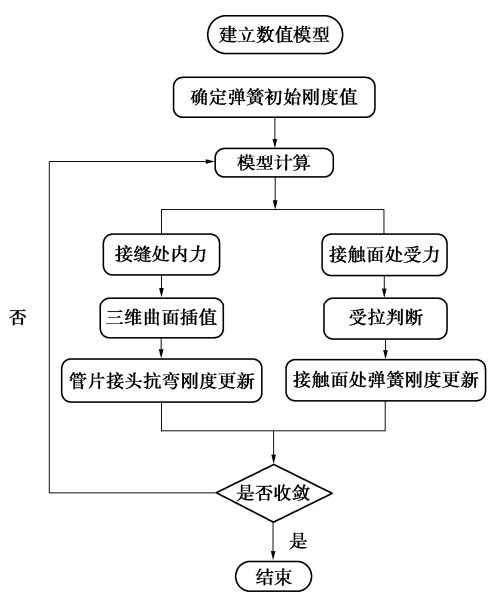


图 9 计算流程图

Fig. 9 Flow chart of calculation

4 工程应用

实际工程中, 若盾构隧道结构处于上下交叠且软硬程度差异较大的复合地层, 结果受力不均匀, 接头非线性及接触面力学性态对结构整体受力影响较大, 本节采用数值模拟的手段对该影响进行分析。

狮子洋隧道横断面内结构所处的复合地层形态有两种, 即上软下硬地层 (记为岩层 I) 和硬岩夹软弱层 (记为岩层 II)。其中, 软弱层为黏性土层, 硬岩层为泥质粉砂岩层, 其力学参数如表 2 所示。对岩层 I 而言, 上覆软弱土层的相对厚度 t/D 定义为隧道拱顶到岩层交界面的厚度 t 与隧道直径 D 的比值; 对岩层 II 而言, 软弱层的相对厚度 t/D 为软弱夹层的厚度 t 与隧道直径 D 的比值, 计算中 t/D 的比值取为 0, 0.125, 0.3125, 0.5, 0.687, 0.875, 1。

表 2 地层力学参数

Table 2 Mechanical parameters of strata				
类别	变形模量 E_0/MPa	天然重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\varphi/(^{\circ})$
黏性土层	4.6	19.2	17	10.0
泥质粉砂岩层	8820.0	26.5	6270	35.0

管片接头抗弯刚度初始值均取为 $30 \text{ MN}\cdot\text{m}\cdot\text{rad}^{-1}$, 在计算过程中其量值根据接头内力值迭代变化, $k_A=k_R=200 \text{ MN}\cdot\text{m}/\text{m}$, 将表 3 中材料参数代入式 (2), (3) 可得接触面弹簧径向刚度和切向刚度值, 分别为 5.46, 2.18 MN/m。计算结果如图 10~12 所示。

表 3 双层衬砌材料参数

Table 3 Material parameters of two-layer linings				
类型	混凝土 强度等级	弹性模量 $/\text{GPa}$	密度 $/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	泊松比
管片衬砌	C50	34.5	2450	0.2
二次衬砌	C30	30.0	2450	0.2

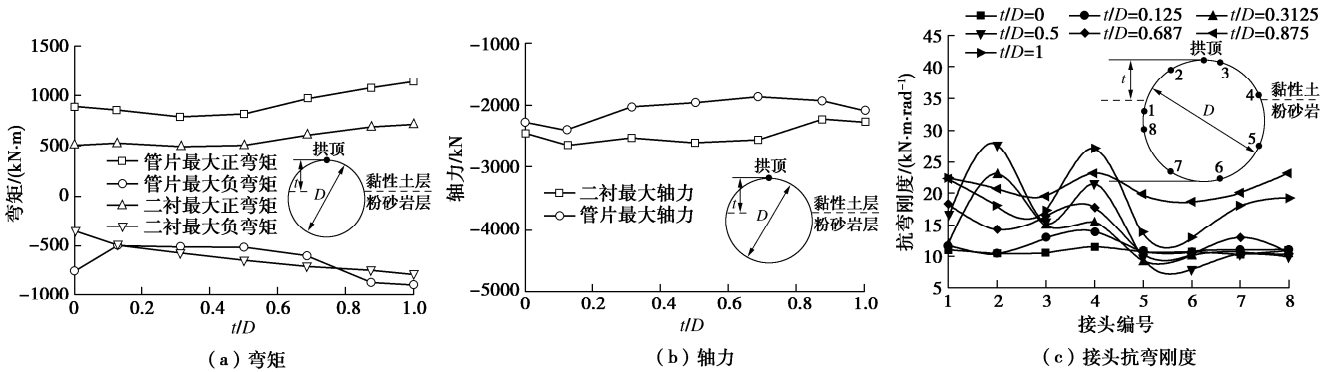


图 10 岩层 I 计算结果

Fig. 10 Calculated results of layer I

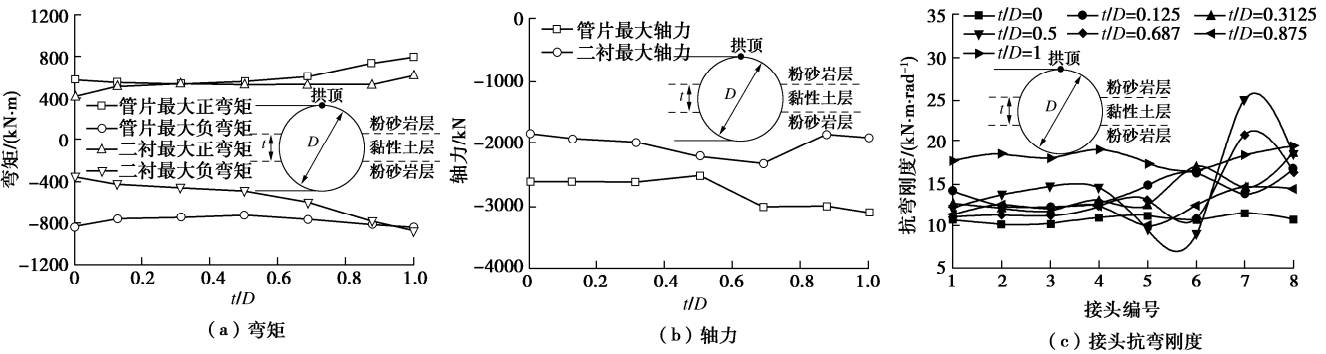
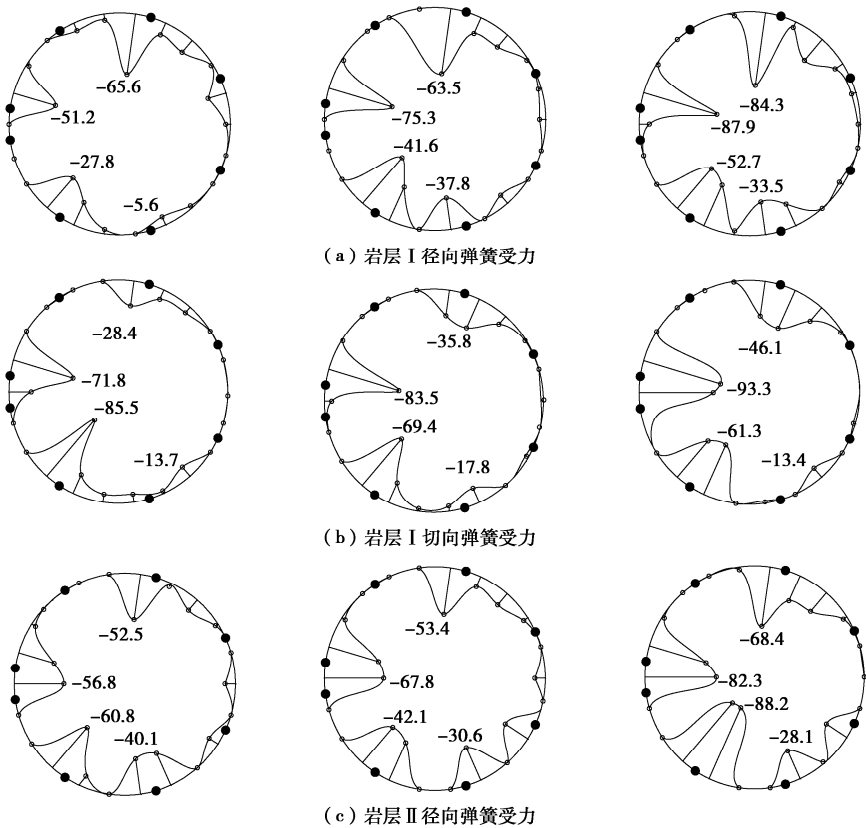


图 11 岩层 II 计算结果

Fig. 11 Calculated results of layer II



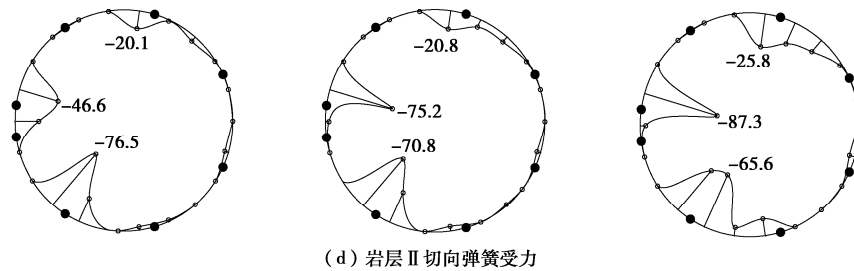


图 12 接触面弹簧受力 (单位: kN, 从左至右为 $t/D=0, 0.5, 1$)

Fig. 12 Forces of springs on interface

从图 10~12 可以得到以下结论:

(1) 岩层相对厚度对盾构隧道结构所受弯矩有很大影响。对于岩层 I 而言, 当 t/D 从 0 增加到 0.5 时, 管片与二次衬砌的最大正弯矩变化均较小, 当 t/D 从 0.5 增加到 1 时, 两者的最大正弯矩分别从 822.34 kN·m 增加到 1143 kN·m, 511.67 kN·m 增加到 724.44 kN·m; 管片的最大负弯矩在 $t/D=0\sim 0.125$ 时降低, 从 -754.43 kN·m 降至 501.76 kN·m, 随后随着 t/D 增大而增加至 -902.36 kN·m; 二次衬砌的最大负弯矩量值随着 t/D 增大而一直增加, 最大负弯矩从 -340.96 kN·m 增大到 -800.32 kN·m。

(2) 对于岩层 II 而言, 当 t/D 从 0 增加到 0.5 时, 管片正弯矩变化较小, 当 t/D 从 0.5 增加到 1 时, 管片最大正弯矩从 561.92 kN·m 增加到 801.48 kN·m; 而最大负弯矩变化一直较小。二次衬砌最大正弯矩在 t/D 从 0.125 增加到 0.875 时变化很小, 而在 $t/D=0\sim 0.125$, 0.875~1 变化较大; 二次衬砌最大负弯矩随着 t/D 增大而增加, 从 -356.22 kN·m 增大到 -873.12 kN·m。

(3) 接头抗弯刚度取值沿全环的分布与岩层相对分布情况(t/D)相关, 当盾构隧道所处岩层较均匀时, 全环各个位置处接头刚度值差别不大; 而当结构所处岩层不均匀时, 接头刚度值的差异分布最显著。以岩层 I 为例, 当 $t/D=0$ 时, 抗弯刚度值均在 11 kN·m/rad 左右, 而当 $t/D=0.5$ 时, 抗弯刚度最大值为 28.24 kN·m/rad, 最小值为 9.49 kN·m/rad, 差别较大。可见, 当盾构隧道所处岩层均匀时, 若输入适当的接头刚度值, 恒定抗弯刚度模型也可以得到较为精确的计算结果。

(4) 从岩层 I、II 径向弹簧、切向弹簧受力情况来看, 随着 t/D 量值的增加, 径向弹簧、切向弹簧受力的最大值与平均值都成增大的趋势, 说明随着 t/D 量值的增加, 管片与二次衬砌之间的相互作用更加紧密。

5 结 论

(1) 管片结构最大正负弯矩随接头抗弯刚度增大而增大, 而二次衬砌内力及结构最大轴力受接头抗弯刚度影响较小。

(2) 若不考虑管片与二次衬砌接触面处接触弹簧失效, 将会过高的估计管片与二次衬砌之间的整体性, 使得计算结果偏大。

(3) 当盾构隧道结构所处岩层较均匀时, 全环各个位置处接头刚度值差别不大, 此时若输入适当的接头刚度值, 即使不考虑接头抗弯刚度的非线性也可以得到较为精确的计算结果。

(4) 随着软弱土层相对厚度的增加, 径向弹簧、切向弹簧受力的最大值与平均值都成增大的趋势, 说明随着软弱土层相对厚度的增加, 管片与二次衬砌之间的相互作用更加紧密。

本文计算模型中, 地层弹簧刚度采用的是常值。若弹簧采用能考虑主被动土压力状态的非线性刚度, 会更加接近于结构的真实受力情况。

参考文献:

- [1] 张凤祥, 朱合华, 傅德明. 盾构隧道[M]. 北京: 人民交通出版社, 2004: 1-20. (ZHANG Feng-xiang, ZHU He-hua, FU De-ming. Shield Tunneling Method[M]. Beijing: China Communications Press, 2004: 1-20. (in Chinese))
- [2] 李宇杰, 何 平, 秦东平. 盾构隧道管片纵缝错台的影响分析[J]. 工程力学, 2012, 29(11): 277-282. (LI Yu-jie, HE Ping, QIN Dong-ping. Influence analysis on longitudinal dislocation for shield tunnel segment[J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(11): 277-282. (in Chinese))
- [3] 刘 印, 张冬梅, 黄宏伟. 盾构隧道局部长期渗水对隧道变形及地表沉降的影响分析[J]. 岩土力学, 2013, 34(1): 291-304. (LIU Yin, ZHANG Dong-mei, HUANG Hong-wei. Influence of long-term partial drainage of shield tunnel on tunnel deformation and surface settlement[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(1): 291-304. (in Chinese))
- [4] 刘曙光. 盾构隧道混凝土管片的承载力退化模型及其试验研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2012. (LIU Shu-guang. Study on Carrying Capacity Deteriorating Model and Experimental Research on Shield Tunnel Concrete[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2012. (in Chinese))
- [5] 周济民. 水下盾构法隧道双层衬砌结构力学特性[D]. 成都: 西南交通大学, 2012. (ZHOU Ji-min. Research on Mechanical Behavior of Double-Layer Lining Structure for Underwater Shield Tunnel[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong

- University, 2012. (in Chinese))
- [6] 晏启祥, 姚超凡, 何川, 等. 水下盾构隧道双层衬砌分析模型的比较研究[J]. 铁道学报, 2015, **37**(12): 114 - 120. (YAN Qi-xiang, YAO Chao-fang, HE Chuan, et al. Comparative study of analysis models for underwater shield tunnel with double linings[J]. Journal of the China Railway Society, 2015, **37**(12): 114 - 120. (in Chinese))
- [7] 王国富, 路林海, 唐卓华. 济南地铁盾构隧道管片选型研究[M]// 第八届中日盾构隧道交流会论文集. 南京: 河海大学出版社, 2015: 6 - 15. (WANG Guo-fu, LU Lin-hai, TANG Zhuo-hua. Segment selection research on Ji'nan metro shield tunnel[M]// The Eighth China Japan Symposium on Shield Tunnel. Nanjing: Hohai University Press, 2015, 6 - 15. (in Chinese))
- [8] Working Group No.2, International Tunneling Association. Guidelines for the design of shield tunnel lining[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2000, **15**(3): 303 - 331.
- [9] 地铁设计规范: GB50157—2003 [S]. 2003. (Code for Design of Metro: GB50157—2003[S]. 2003. (in Chinese))
- [10] 赵德安, 雷晓燕, SWOBODA G. 单、双层衬砌隧道的非线性有限元分析[J]. 中国公路学报, 2003, **16**(1): 62 - 67. (ZHAO De-an, LEI Xiao-yan, SWOBODA G. Nonlinear FEM analysis for single and double lining tunnels[J]. China Journal of Highway and Transport, 2003, **16**(1): 62 - 67. (in Chinese))
- [11] 晏启祥, 程曦, 何川, 等. 水压条件下盾构隧道双层衬砌力学特性分析[J]. 铁道工程学报, 2010(9): 55 - 59. (YAN Qi-xiang, CHENG Xi, HE Chuan, et al. Analysis of mechanical properties of double-layered lining of shield tunnel under water pressure[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2010(9): 55 - 59. (in Chinese))
- [12] 姚超凡, 晏启祥, 何川, 等. 一种改进的盾构隧道双层衬砌分析模型及其应用研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, **33**(1): 80 - 89. (YAO Chao-fan, YAN Qi-xiang, HE Chuan, et al. An improved analysis model for shield tunnel with double-layer lining and its applications[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, **33**(1): 80 - 89. (in Chinese))
- [13] 吴全立, 王梦恕, 董新平. 盾构管片接头非线性转动刚度研究[J]. 土木工程学报, 2014, **47**(4): 109 - 114. (WU Quan-li, WANG Meng-shu, DONG Xin-ping. Study on nonlinear rotational stiffness of shield segment joint[J]. China Civil Engineering Journal, 2014, **47**(4): 109 - 114. (in Chinese))
- [14] 张冬梅, 樊振宇, 黄宏伟. 考虑接头力学特性的盾构隧道衬砌结构计算方法研究[J]. 岩土力学, 2010, **31**(8): 2546 - 2552. (ZHANG Dong-mei, FAN Zhen-yu, HUANG Hong-wei. Calculation method of shield tunnel lining considering mechanical characteristics of joints[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(8): 2546 - 2552. (in Chinese))
- [15] 徐国文, 王士民, 汪冬兵. 基于接头抗弯刚度非线性的壳-弹簧-接触-地层模型的建立[J]. 工程力学, 2016, **33**(12): 158 - 166. (XU Guo-wen, WANG Shi-min, WANG Dong-bing. Shell-spring-contact-ground model based on segment joint stiffness nonlinearity[J]. Engineering Mechanics, 2016, **33**(12): 158 - 166. (in Chinese))
- [16] Itasca Consulting Group. Inc FLAC3D User's Manual, Version3.0 [R]. Itasca Consulting Group, 2004.
- [17] 封坤. 大断面水下盾构隧道管片衬砌结构的力学行为研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2012: 45 - 78. (FENG Kun. Research on Mechanical Behavior of Segmental Lining Structure of Underwater Shield Tunnel with Large Cross-section[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2012: 45 - 78. (in Chinese))
- [18] 张厚美, 过迟, 吕国梁. 盾构压力隧洞双层衬砌的力学模型研究[J]. 水利学报, 2001, **32**(4): 28 - 33. (ZHANG Hou-mei, GUO Chi, LU Guo-liang. Mechanical model for shield pressure tunnel with secondary linings[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2001, **32**(4): 28 - 33. (in Chinese))
- [19] 曾东洋, 何川. 地铁盾构隧道管片接头抗弯刚度的数值计算[J]. 西南交通大学学报, 2004, **39**(6): 744 - 748. (ZENG Dong-yang, HE Chuan. Numerical simulation of segment joint bending stiffness of metro shield tunnel[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2004, **39**(6): 744 - 748. (in Chinese))
- [20] CAVALARO S H P, AGUADO A. Packer behavior under simple and coupled stresses[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2012, **28**: 159 - 173.
- [21] DO N A, DIAS D, ORESTE P, et al. 2D numerical investigation of segmental tunnel lining behavior[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2013, **37**: 115 - 127.
- [22] 佐久门彰三, 石田智郎. 一次覆工、二次覆工のせん断特性を考慮したシールドトンネルの軸剛性評価[C]// 土木学会论文集, 1990(424): 251 - 259. (SHOZO Saku, TOMORO Ishida. The rigidity of the shield tunnel considering the shear characteristics of the primary lining and the secondary lining[C]// Proceeding of Civil Society, 1990(424): 251 - 259. (in Japanese))