

# 大断面异形盾构衬砌结构纵向力学性能

张子新<sup>1,2</sup>, 朱叶艇<sup>1,2,3</sup>, 朱雁飞<sup>3</sup>, 黄昕<sup>1,2</sup>

(1. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092;  
3. 上海隧道工程有限公司, 上海 200233)

**摘要:** 首先通过建立异形盾构三维有限元计算模型研究了多种因素对异形盾构纵向力学性能的影响, 数值结果表明, 异形盾构纵向整体向下位移、变形模式符合三次多项式形式; 纵向刚度有效率随横向刚度有效率的增加先减小后增大, 但纵向刚度受横向刚度的影响较小, 异形盾构横向刚度有效率设计建议值为 0.65; 纵向刚度有效率随埋深增加而减小, 错缝拼装能明显提高异形盾构的纵向刚度; 纵向刚度有效率随基床系数的增加呈线性增长, 其对异形盾构纵向刚度的影响最为明显; 纵向螺栓预紧力对纵向刚度有效率的影响呈线性增加关系, 但对异形盾构纵向刚度的影响并不明显. 基于实测环缝张开量值建立了适用于异形盾构的纵向等效刚度和纵向刚度有效率简化解析模型, 解析模型计算结果与数值计算结果吻合, 证明该理论模型的有效性.

**关键词:** 异形盾构; 横向刚度; 纵向刚度; 有效率

**中图分类号:** U455

**文献标志码:** A

## Study on the Longitudinal Mechanical Behavior of Large Shield Lining Structure with a Special-shaped Cross-section

ZHANG Zixin<sup>1,2</sup>, ZHU Yeting<sup>1,2,3</sup>, ZHU Yanfei<sup>3</sup>, HUANG Xin<sup>1,2</sup>

(1. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. Shanghai Tunnel Engineering Co. Ltd., Shanghai 200233, China)

**Abstract:** A 3D finite element model has been established to investigate the influences of various factors on the longitudinal mechanical behavior of special-shaped shield tunnel structure comprehensively. The results show that: the overall displacement along the longitudinal direction of special-shaped shield tunnel is downward, and the displacement curve can be represented by a cubic polynomial; the longitudinal effective

rigidity ratio initially decreases and then increases with the magnitude of the transverse effective rigidity ratio; the effect of transverse effective rigidity ratio on the longitudinal stiffness is minor, and the recommended design value is 0.65; the longitudinal effective rigidity ratio decreases with the increasing depth under both staggered joint assembling and straight joint assembling conditions; the longitudinal reinforcing effect leads to a larger longitudinal stiffness for staggered-jointed structure than that for straight-jointed structure in soft ground; the coefficient of subgrade reaction has the most evident impact on the longitudinal effective rigidity ratio, which increases linearly with the growth of the coefficient of subgrade reaction; the amount of the longitudinal pre-tightening stress of bolts also leads to a linear increasing trend of the longitudinal effective rigidity ratio, but the impact is not obvious. Finally, a simplified analytical model based on the measured value of the opening amount of the ring seam has been proposed to determine the longitudinal equivalent rigidity and the longitudinal effective rigidity ratios. The effectiveness of the model has been verified by comparing the predicted values with results of the numerical calculations.

**Key words:** special-shape shield; transverse rigidity; longitudinal rigidity; effective ratio

盾构隧道是一种由环向螺栓和纵向螺栓将管片拼接成型的筒体结构, 接头和管片之间的刚度差异导致衬砌结构整体刚度有所削弱<sup>[1-2]</sup>. 目前, 国内外盾构隧道设计和研究单位对隧道结构变形的研究主要关注横向, 力学上将其视为平面应变状态, 忽略结构的纵向变形. 然而在实际的盾构施工和运营过程中, 由于受地质条件变化<sup>[3]</sup>、外荷载的不均匀性<sup>[4]</sup>、周边环境的变化<sup>[5]</sup>等因素的影响, 隧道沿纵向容易发生不均匀沉降<sup>[6-7]</sup>. 隧道结构纵向的弯矩和剪力在

收稿日期: 2016-05-27

基金项目: 上海市国资委企业技术创新和能级提升项目(2013017); 国家自然科学基金(41372276)

第一作者: 张子新(1966—), 男, 教授, 工学博士, 主要研究方向为隧道工程、地下结构工程. E-mail: zxzhang@tongji.edu.cn

常规设计中难以定量考虑<sup>[8]</sup>,但当纵向变形曲率半径小于某一限值时,管片将由于环缝张开量过大而造成渗漏水及管片开裂损伤等病害,严重的会直接威胁隧道的健康和使用寿命<sup>[9]</sup>.

由于现场监测存在技术难度高和周期长等问题,现阶段国内外对隧道纵向变形的研究主要采用理论分析,一般假定隧道横向为均质圆环.虽然隧道纵向是三维问题,但目前大多数的理论分析主要将其纵向视为一维问题进行考虑,主要求解等效纵向抗弯刚度.最具代表性的是小泉淳和村上博智为代表的梁-弹簧模型<sup>[10]</sup>和以志波由纪夫及川岛一彦为代表的等效刚度连续模型<sup>[11]</sup>.而相关模型试验研究<sup>[12-13]</sup>和数值计算分析<sup>[14]</sup>相对较少.其中,模型试验较多为结构性试验,即对隧道模型施加集中荷载,对其与地层的相互作用不作考虑,且无法模拟纵向接头存在预应力这一事实以及多种影响隧道纵向刚度的因素.而数值计算由于受限于计算能力,大多数研究将管片环简化为均质圆环,这虽能模拟纵向接头预应力,但与模型试验一样,多为结构性试验.

以往的研究虽已得出一些关于异形隧道纵向刚度方面的研究成果,但是与实际工程情况脱离,工程设计与应用范围具有局限性.再者,以往关于盾构隧道纵向变形的研究大多集中于圆形隧道,虽然各隧道结构尺寸、分块和拼装方式等各不相同,但是相较于异形盾构隧道结构则具更好的结构承载能力以及整体稳定性.异形盾构由于其结构型式和力学特征与圆形盾构隧道不同,若将圆形盾构隧道的研究结果直接应用于异形盾构隧道设计有所不妥.

异形盾构隧道未来主要应用于浅覆土条件下的地铁站、公路隧道、综合管廊等,相较于圆形隧道具有较高的空间利用率,相较于纯矩形隧道具有更高的结构承载能力,且异形盾构穿越城市繁华区时,对周围环境具有相对较小的扰动.综合以上优势,异形盾构具有可观的现实应用前景.鉴于国内外关于异形盾构纵向抗弯刚度研究甚少,本文通过建立三维有限元模型,系统地研究异形盾构纵向变形特征以及多种纵向刚度影响因素,再通过对等效刚度连续模型进行修正,推导出适用于异形盾构隧道的简化等效纵向抗弯刚度计算公式,并将其与数值模拟结果进行对比,建立基于环缝张开量的异形盾构隧道等效纵向抗弯刚度的理论公式,为后续异形隧道工程建设提供理论支持.

## 1 管片概述

异形盾构管片设计基于上海④号淤泥质黏土地层,隧道设计埋深 10 m,地下水位 -0.5 m,土体重度  $18.0 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ ,有效黏聚力 9 kPa,有效内摩擦角  $28.4^\circ$ ,静止侧压力系数 0.6,基床系数  $6\,000 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ ,地面超载 20 kPa.

异形盾构管片横断面由 8 段弧组成,分别为:上、下拱顶底弧、左、右侧弧和 4 段角弧.共 6 分块,分别为:1 块封顶块(F)、2 块邻接块( $L_1, L_2$ )和 3 块标准块( $B_1, B_2, B_3$ ).管片实际中心长宽分别为 10.2 m 和 7.7 m,管片厚 0.5 m,幅宽 1.2 m.管片由 CF50 钢纤维混凝土浇筑而成.管片块之间采用 4 根 M30 直螺栓连接,设计预应力 350 MPa,环之间采用 26 根 M33 弯螺栓连接,设计预应力 380 MPa.管片实际采用错缝拼装方式.

## 2 有限元模型和计算参数

### 2.1 整体模型

为研究异形盾构衬砌结构纵向变形力学性能,共建立 4 种计算模型:错缝拼装模型、通缝拼装模型、均质模型以及部分均质模型(均质管片环及纵向螺栓).其中,异形盾构管片错缝拼装计算模型如图 1 所示.模型两端采用固定约束,为消除边界效应,计算模型纵向由 41 环管片拼装而成,总长 49.2 m.为节约计算时间,管片外荷载采用考虑地层抗力的荷载-结构模式,管片底部与土体之间相互作用采用 Elastic Foundation 进行模拟,并设置相应基床系数.管片混凝土重度为  $25 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ ,弹性模量为 34.5 GPa,泊松比为 0.167.

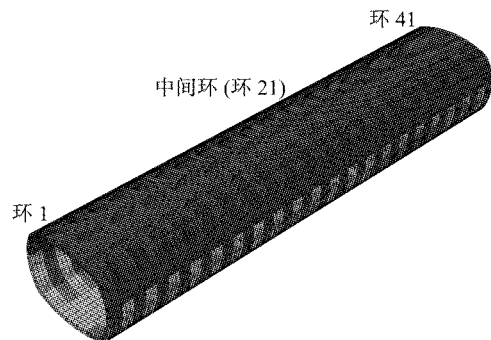


图 1 错缝拼装方式下管片计算模型

Fig. 1 Numerical model of the segments under stagger-jointed assembling method

## 2.2 接头模拟

管片体采用 C3D8R 单元进行模拟,管片块之间和环之间设置 Contact 接触类型,其中管片混凝土之间静摩擦系数为 0.5,法向方向设置为硬接触.环、纵向螺栓采用 B31 梁单元进行模拟,考虑螺栓的剪切作用,并通过命令流 \* Initial conditions, type = stress 设置相应预应力值,采用 Embedded region 的方式将螺栓埋于管片.

## 3 数值计算结果

### 3.1 异形盾构衬砌结构纵向变形特征分析

在设计条件下,异形盾构管片结构纵向上整体表现为向下位移.为进一步研究异形盾构衬砌结构纵向变形特征,提取每环管片底部中间点位移代表管片整体位移进行分析.

如图 2 所示,异形盾构衬砌结构纵向变形模式与上海地铁一、二号线长期沉降观测资料<sup>[15]</sup>和室内模型试验结果<sup>[16]</sup>相符,表现为三次多项式形式,即中间环沉降量最大,往两边呈逐渐减小趋势.随隧道埋深增加,结构最大位移量大致呈线性增长趋势.

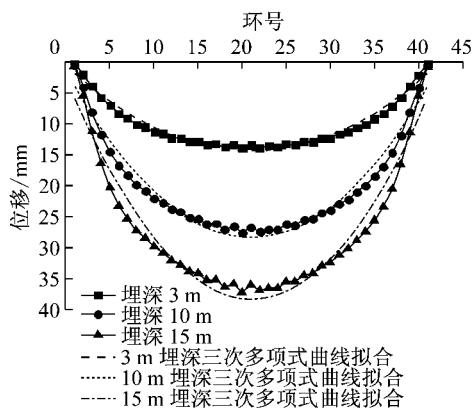


图 2 不同埋深条件下隧道纵向变形曲线

Fig.2 Longitudinal deformation curves at different depths

### 3.2 异形盾构纵向刚度有效率影响因素

文献[13]中关于盾构隧道纵向刚度有效率  $\eta'$  的定义公式如下:

$$\eta' = \omega_y / \omega_p \quad (1)$$

式中:  $\omega_y$  为均质模型最大竖向位移, mm;  $\omega_p$  为错、通缝拼装模型最大竖向位移量, mm.

#### 3.2.1 横向刚度有效率

表 1 和图 3 对比了不同横向刚度有效率( $\eta$  分别为 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9 和 1.0)的部分均质模型和同横向刚度均质模型计算结果.

表 1 不同横向刚度有效率下模型计算结果

Tab.1 The calculation results of models with different traverse effective rigidity ratios

横向刚度有效率	部分均质模型最大位移/mm	同横向刚度均质模型最大位移/mm	环缝张开引起的位移/mm
0.5	26.19	13.86	12.33
0.6	26.65	13.05	13.60
0.7	26.87	12.29	14.58
0.8	26.93	11.59	15.34
0.9	26.88	10.95	15.93
1.0	26.79	10.37	16.42

如图 3 所示,与以往研究成果<sup>[14]</sup>截然不同,异形盾构纵向刚度有效率随管片环横向刚度有效率的增加表现为先减小后增大的抛物线形的变化趋势,说明在软弱地层中,当异形隧道整体刚度较弱时,结构与土体之间刚度差的影响并不显著,将产生较为均匀的沉降,进而优化了结构纵向上的受力;当异形隧道结构刚度足够大时,结构自身抵抗变形的能力增强,其纵向沉降量随之减小,与圆形隧道纵向变形理论基本一致<sup>[15]</sup>.

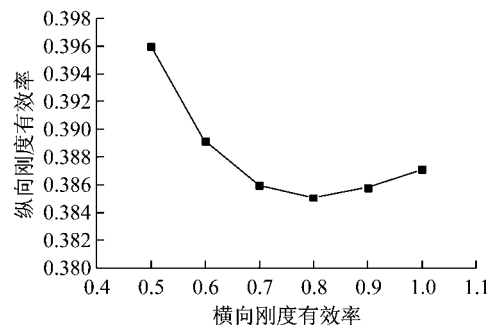


图 3 设计埋深下纵向刚度有效率随横向刚度有效率变化曲线

Fig.3 Variation of the longitudinal effective rigidity ratios with the traverse effective rigidity ratios at the design depth

如表 1 所示,异形盾构纵向变形主要由管片自身变形和环缝张开引起的变形两部分组成,但是当横向刚度有效率在 0.5~1.0 变化范围内时,结构最大位移为 26.19~26.93 mm,纵向刚度有效率为 0.385 1~0.396 0,微小的增幅说明异形盾构横向刚度的大小对纵向变形的影响相对较小.相反,环缝张开引起的纵向变形量随横向刚度有效率的增加而增加,数量上大于管片自身变形引起的纵向变形量,说明异形盾构的纵向变形主要是由环缝张开引起的,该结论与文献[14]研究结果一致.

另外,异形盾构设计条件下纵向最大位移为 26.76 mm(如图 2 所示),均质模型最大位移为 10.37 mm,因此异形盾构纵向刚度有效率设计值为

0.387 5,该值介于横向刚度有效率 0.6 和 0.7 所对应的纵向刚度有效率之间,因此,通过线性差值建议异形盾构横向刚度有效率设计推荐值为 0.65.

### 3.2.2 拼装方式

将隧道埋深分别为 3,5,8,10,12 和 15 m 条件下错缝拼装模型、通缝拼装模型和均质模型计算结果示于表 2 和图 4.

表 2 不同埋深下 3 种模型最大位移计算结果

Tab.2 The maximum displacement at different depths for three kinds of calculation models

隧道埋深/m	错缝拼装最大位移/mm	通缝拼装最大位移/mm	均质模型最大位移/mm
3	13.46	15.04	6.28
5	17.29	18.99	7.45
8	23.01	24.76	9.20
10	26.76	28.56	10.37
12	30.48	32.35	11.54
15	36.10	38.01	13.29

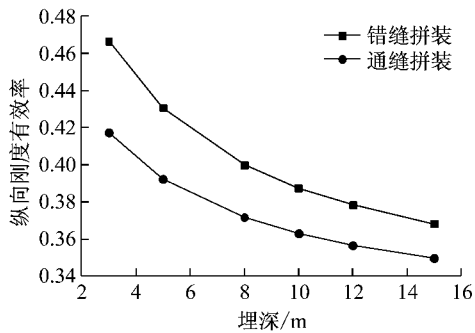


图 4 2 种拼装方式下纵向刚度有效率随埋深变化规律曲线  
Fig.4 Comparing the variation curves of the longitudinal effective rigidity ratios with the depths for two assembling methods

从表 2 和图 4 中可以看出,2 种拼装方式条件下,异形盾构纵向刚度有效率都随隧道埋深增加而减小.究其原因,衬砌结构外荷载随隧道埋深增大而增大,管片自身变形、管片块之间和环之间的相对错动也越明显,衬砌结构整体异性特征更为突出.

与文献[13]模型试验结果不同,错缝拼装纵向刚度有效率明显大于通缝拼装.其中,错缝拼装刚度有效率为 0.368~0.467,通缝拼装则为 0.350~0.417.分析其原因是因为异形盾构设计地层极为软弱,错缝拼装的纵向加强效应使得管片环纵向刚度的增加更为明显,纵向结构的竖向位移得到进一步的减小.

### 3.2.3 基床系数

表 3 和图 5 总结了不同基床系数条件下错缝拼装模型和均质模型的计算结果.以上 5 种基床系数均在上海软土地层常规基床系数取值范围内.

表 3 不同基床系数下 2 种计算模型结果

Tab.3 Calculation results of two different coefficients of subgrade reaction

基床系数/(kPa·m <sup>-1</sup> )	错缝拼装模型最大位移/mm	均质模型最大位移/mm
4 000	37.53	12.23
6 000	26.76	10.37
8 000	20.50	8.95
10 000	16.34	7.83
12 000	13.42	6.93

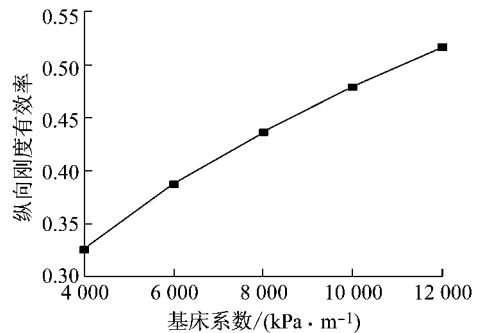


图 5 设计埋深下纵向刚度有效率随基床系数变化曲线  
Fig.5 Variation of the longitudinal effective rigidity ratios with the coefficient of subgrade reaction at the design depth

由图 5 可知,异形盾构纵向刚度有效率随地层基床系数的增加呈近似线性增长趋势,基床系数范围为 4~12 MPa 时,纵向刚度有效率为 0.326~0.517.由此可见,地层基床系数对异形盾构纵向变形和纵向刚度的影响非常明显.同时也说明异形盾构应用于软弱地层时,更应做好隧道长期沉降监测,以免纵向变形过大造成隧道渗漏水以及产生其他危害.

### 3.2.4 纵向螺栓预紧力

不同纵向螺栓预紧力条件下错缝拼装模型和均质模型计算结果如表 4 和图 6 所示.

表 4 不同纵向螺栓预紧力下 2 种计算模型结果

Tab.4 Calculation results of two different longitudinal pre-tightening stress of bolts

纵向螺栓预紧力/MPa	错缝拼装模型最大位移/mm	均质模型最大位移/mm
0	27.57	10.37
100	27.35	10.37
200	27.12	10.37
300	26.89	10.37
380	26.76	10.37

与基床系数对纵向刚度有效率的影响一致,纵向螺栓预紧力对纵向刚度有效率的影响同样呈线性增加关系(见表 4 和图 6),但是当纵向螺栓预紧力从

零增加至 380 MPa 时,纵向刚度有效率从 0.376 增加到 0.388,而竖向最大位移减幅为 0.81 mm,可见纵向螺栓预紧力的增加对异形盾构纵向刚度的影响并不明显,此结论与文献[14]所得研究成果相反.这是由于异形盾构与圆形盾构横向结构型式不同,圆形结构整体承载能力和结构整体刚度相对较优,相较于纵向螺栓预紧力,横向结构型式对纵向刚度的影响更大,而纵向螺栓预紧力的影响相对较小.从侧面可以说明,增加螺栓预紧力在一定程度上可以增大异形盾构纵向刚度,从而减小结构纵向变形,但是较为合理有效的方式应该是改变常规纵向接头型式而创新一种高强度纵向接头.

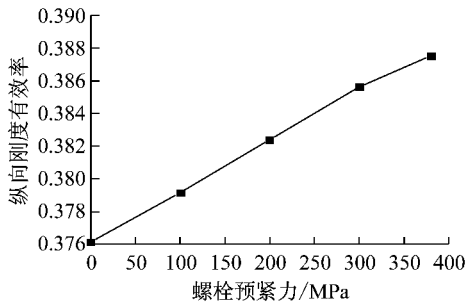


图 6 设计埋深下纵向刚度有效率随螺栓预紧力的变化

Fig. 6 Variation of the longitudinal effective rigidity ratios with the longitudinal bolts pre-tightening stress at the design depth

## 4 基于环缝张开量的异形盾构纵向等效抗弯刚度简化解析模型

针对圆形盾构衬砌纵向等效刚度的理论研究已有很多<sup>[1,13,16]</sup>且获得了不少重要的成果,但是工程应用较少.再者,现阶段还没有针对异形盾构纵向等效抗弯刚度的研究.

基于等效连续化模型,通过对实测环缝张开量值进行异形盾构纵向等效抗弯刚度和纵向抗弯刚度有效率的数值解来获得一种操作方便且合理有效的异形盾构纵向等效抗弯刚度简化解析模型.

### 4.1 基本假定

由于异形盾构横向收敛值相对于原始断面尺寸极其微小,且已证明横向刚度的大小对纵向结构变形影响不大,可不考虑横向收敛变形对纵向等效刚度的影响,因此,基本假定如下:

(1)小变形.与管片结构几何尺寸相比,管片的变形量和转角非常微小,在研究平衡问题时,可忽略构件的变形,按其原始尺寸进行分析.

(2)管片中心尺寸环与“纵向螺栓环”近似相等.忽略环间错台对纵向螺栓的剪切作用.

(3)隧道横截面符合平截面假定.即横截面上每一点的变形量与其到中性轴的距离成正比.

(4)中性轴位置和截面上各点的应力分布随隧道结构纵向不发生变化,并且在弯矩作用下,管片环以中性轴为界,受压侧压力完全由混凝土承担,受拉侧拉力完全由纵向螺栓承担.

### 4.2 术语与符号定义

将异形盾构纵向等效抗弯刚度数值解析过程中出现的术语及符号定义汇总如下:

$M$  为管片计算单元弯矩;  $k_b$  为单个螺栓弹性刚度系数;  $K_b$  为螺栓平均线刚度;  $E_b, A_b, l_b$  分别为螺栓弹性模量、横截面面积和有效长度;  $n$  为纵向螺栓总数;  $C$  为管片中心尺寸周长;  $r_1, \varphi_1, C_1$  分别为管片中心尺寸拱顶底弧半径、弧度和弧长;  $r_2, \varphi_2, C_2$  分别为管片中心尺寸左右侧半径、弧度和弧长;  $r_3, \varphi_3, C_3$  分别为管片中心尺寸角半径、弧度和弧长;  $\delta_c, \delta_b$  分别为受压区混凝土最大压缩量和拱底最外侧螺栓变形量;  $H_1, H_2$  分别为拱顶和拱底至中性轴距离;  $H$  为管片中心尺寸高度;  $\theta$  为截面相对转角;  $\rho$  为管片中性层曲率半径;  $E \cdot I_{eq}$  为管片横截面等效弯曲刚度;  $k$  为隧道拱顶、底环缝张开量比值;  $x, \varphi_0$  分别为中心轴位置参数;  $\delta_1, \delta_2$  分别为混凝土受压区和受拉区边缘压缩量和张开量;  $\sigma_c, \epsilon_c$  分别为混凝土受压区边缘应力和应变;  $t, l_s$  分别管片厚度和环宽;  $E_c, I_c$  分别为混凝土弹性模量和横断面惯性矩.

### 4.3 纵向等效刚度解析

取衬砌环中心线之间的  $l_s$  作为一个计算单元,其变形和应力分布如图 7 所示.

由于纵向螺栓在环向分布连续均匀,为方便计算,将纵向螺栓模拟成弹簧,则

$$k_b = \frac{E_b A_b}{l_b} \quad (2)$$

$$K_b = \frac{nk_b}{C} = \frac{nE_b A_b}{l_b C} \quad (3)$$

$$C = 2C_1 + 2C_2 + 4C_3 = 2r_1 \varphi_1 + 2r_2 \varphi_2 + 4r_3 \varphi_3 \quad (4)$$

$$k = \left| \frac{\delta_1}{\delta_2} \right| \approx \frac{H_1}{H_2} = \frac{H - H_2}{H_2} \quad (5)$$

由此可得

$$H_1 = \frac{kH}{k+1} \quad (6)$$

$$H_2 = \frac{H}{k+1} \quad (7)$$

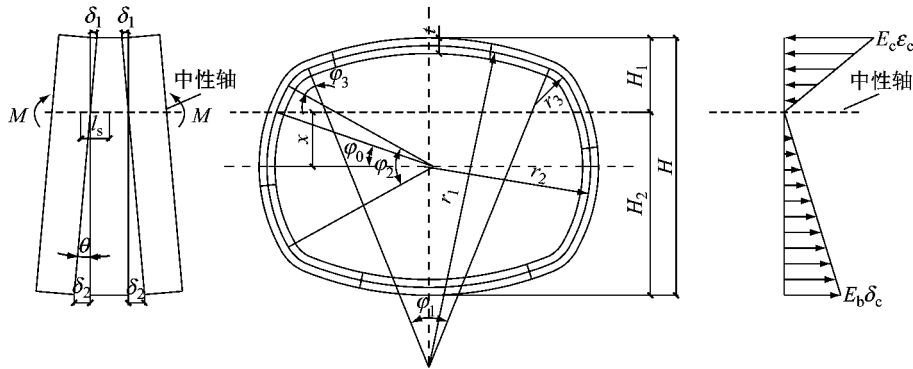


图 7 弹性应力状态下管片纵向变形和应力分布

Fig.7 Longitudinal deformation and stress distribution over the tunnel cross section at elastic state

$$\theta = \frac{|\delta_2|}{H_2} = \frac{(k+1)|\delta_2|}{H} \quad (8)$$

$$x = \frac{H}{2} - H_1 = \frac{(1-k)H}{2(1+k)} \quad (9)$$

$$\varphi_0 = \arctan(x/r_2) \quad (10)$$

根据变形协调条件,有

$$\delta_c = |\delta_1|/2 \quad (11)$$

$$\epsilon_c = \frac{\delta_c}{l_s} = \frac{|\delta_1|}{2l_s} \quad (12)$$

$$\sigma_c = E_c \epsilon_c = \frac{E_c |\delta_1|}{2l_s} \quad (13)$$

$$\delta_b = H_2 \theta = |\delta_2| \quad (14)$$

则受拉区最大拉应力为

$$\sigma_b = K_b \delta_b = K_b |\delta_2| \quad (15)$$

针对中性轴进行力矩平衡计算,可得管片计算单元弯矩

$$M = \frac{E_c |\delta_1|}{l_s H_1} \left[ \int_{\varphi_0}^{\varphi_2/2} (r_2 \sin \alpha - x)^2 r_2 t d\alpha + \int_{\varphi_2/2}^{\varphi_2/2 + \varphi_3} (r_3 \sin \alpha + r_2 \sin \varphi_2/2 - x)^2 r_3 t d\alpha + \int_{\pi/2 - \varphi_1/2}^{\pi/2} (r_1 \sin \alpha - r_1 + \frac{H}{2} - x)^2 r_1 t d\alpha \right] + \frac{2K_b |\delta_2|}{H_2} \left[ \int_0^{\varphi_0} (x - r_2 \sin \alpha)^2 r_2 t d\alpha + \int_0^{\varphi_2/2} (r_2 \sin \alpha + x)^2 r_2 t d\alpha + \int_{\varphi_2/2}^{\varphi_2/2 + \varphi_3} (r_3 \sin \alpha + r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} + x)^2 r_3 t d\alpha + \int_{\pi/2 - \varphi_1/2}^{\pi/2} (r_1 \sin \alpha - r_1 + \frac{H}{2} + x)^2 r_1 t d\alpha \right] \quad (16)$$

式中:\$\alpha\$为异形盾构任意截面与水平线的夹角.解得

$$M = \frac{E_c |\delta_1|}{l_s H_1} \left\{ -\frac{r_2^3}{4} [\sin \varphi_2 - \sin(2\varphi_0)] + 2x r_2^2 (\cos \frac{\varphi_2}{2} - \cos \varphi_0) + (\frac{r_3^3}{2} + x^2 r_2) (\frac{\varphi_2}{2} - \varphi_0) - \right.$$

$$\left. \frac{r_3^3}{4} [\sin(\varphi_2 + 2\varphi_3) - \sin \varphi_2] - 2(r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} - x) r_3^2 [\cos(\frac{\varphi_2}{2} + \varphi_3) - \cos \frac{\varphi_2}{2}] + [\frac{r_3^3}{2} + (r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} - x)^2 r_3] \varphi_3 - \frac{r_1^3}{4} \sin \varphi_1 + 2(r_1 - \frac{H}{2} + x) r_1^2 (1 - \sin \frac{\varphi_1}{2}) + [\frac{r_1^3}{2} + (r_1 - \frac{H}{2} + x)^2 r_1] \frac{\varphi_1}{2} \right\} + \frac{2K_b |\delta_2|}{H_2} \left\{ -\frac{r_2^3}{4} \sin(2\varphi_0) + 2x r_2^2 (\cos \varphi_0 - 1) + (\frac{r_2^3}{2} + x^2 r_2) \varphi_0 - \frac{r_2^3}{4} \sin \varphi_2 - 2x r_2^2 (\cos \frac{\varphi_2}{2} - 1) + (\frac{r_2^3}{2} + x^2 r_2) \frac{\varphi_2}{2} - \frac{r_3^3}{4} [\sin(\varphi_2 + 2\varphi_3) - \sin \varphi_2] - 2(r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} + x) r_3^2 [\cos(\frac{\varphi_2}{2} + \varphi_3) - \cos \frac{\varphi_2}{2}] + [\frac{r_3^3}{2} + (r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} + x)^2 r_3] \varphi_3 - \frac{r_1^3}{4} \cos \varphi_1 + 2(r_1 - \frac{H}{2} - x) r_1^2 (1 - \sin \frac{\varphi_1}{2}) + [\frac{r_1^3}{2} + (r_1 - \frac{H}{2} - x)^2 r_1] \frac{\varphi_1}{2} \right\} \quad (17)$$

管片中性层曲率满足

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\theta}{l_s} = \frac{M}{(EI)_{eq}} \quad (18)$$

由于忽略管片横截面变形,因此

$$E \cdot I_{eq} = \frac{M l_s H}{(k+1) |\delta_2|} \quad (19)$$

纵向刚度有效率为

$$\eta' = \frac{E \cdot I_{eq}}{E_c I_c} \quad (20)$$

其中,横截面惯性矩为

$$I_{eq} = 2 \left[ \int_{\varphi_0}^{\varphi_2/2} (r_2 \sin \alpha - x)^2 r_2 t d\alpha + \right.$$

$$\int_{\varphi_2/2}^{\varphi_2/2+\varphi_3} (r_3 \sin \alpha + r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} - x)^2 r_3 t d\alpha + \int_{\pi/2-\varphi_1/2}^{\pi/2} (r_1 \sin \alpha - r_1 + \frac{H}{2} - x)^2 r_1 t d\alpha + 2 \int_0^{\varphi_0} (x - r_2 \sin \alpha)^2 r_2 t d\alpha + \int_0^{\varphi_2/2} (r_2 \sin \alpha + x)^2 r_2 t d\alpha + \int_{\varphi_2/2}^{\varphi_2/2+\varphi_3} (r_3 \sin \alpha + r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} + x)^2 r_3 t d\alpha + \int_{\pi/2-\varphi_1/2}^{\pi/2} (r_1 \sin \alpha - r_1 + \frac{H}{2} + x)^2 r_1 t d\alpha \quad (21)$$

解得

$$I_{eq} = 2 \{ -\frac{r_2^3}{4} [\sin \varphi_2 - \sin(2\varphi_0)] + 2x r_2^2 (\cos \frac{\varphi_2}{2} - \cos \varphi_0) + (\frac{r_2^3}{2} + x^2 r_2) (\frac{\varphi_2}{2} - \varphi_0) - \frac{r_3^3}{4} [\sin(\varphi_2 + 2\varphi_3) - \sin \varphi_2] - 2(r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} - x) r_3^2 [\cos(\frac{\varphi_2}{2} + \varphi_3) - \cos \frac{\varphi_2}{2}] + [\frac{r_3^3}{2} + (r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} - x)^2 r_3] \varphi_3 - \frac{r_1^3}{4} \sin \varphi_1 + 2(r_1 - \frac{H}{2} + x) r_1^2 (1 - \sin \frac{\varphi_1}{2}) + [\frac{r_1^3}{2} + (r_1 - \frac{H}{2} + x)^2 r_1] \frac{\varphi_1}{2} \} + 2 \{ -\frac{r_2^3}{4} \sin(2\varphi_0) + 2x r_2^2 (\cos \varphi_0 - 1) + (\frac{r_2^3}{2} + x^2 r_2) \varphi_0 - \frac{r_3^3}{4} \sin \varphi_2 - 2x r_2^2 (\cos \frac{\varphi_2}{2} - 1) + (\frac{r_2^3}{2} + x^2 r_2) \frac{\varphi_2}{2} - \frac{r_3^3}{4} [\sin(\varphi_2 + 2\varphi_3) - \sin \varphi_2] - 2(r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} + x) r_3^2 [\cos(\frac{\varphi_2}{2} + \varphi_3) - \cos \frac{\varphi_2}{2}] + [\frac{r_3^3}{2} + (r_2 \sin \frac{\varphi_2}{2} + x)^2 r_3] \varphi_3 - \frac{r_1^3}{4} \cos \varphi_1 + 2(r_1 - \frac{H}{2} - x) r_1^2 (1 - \sin \frac{\varphi_1}{2}) + [\frac{r_1^3}{2} + (r_1 - \frac{H}{2} - x)^2 r_1] \frac{\varphi_1}{2} \} \quad (22)$$

4.4 理论模型与数值模型对比

由于计算模型为对称结构,故提取设计条件下随隧道埋深增加的异形盾构纵向第 20 环、21 环之间环缝张开量,并运用上述等效纵向抗弯刚度解析结果求对应纵向刚度有效率,如表 5 所示。

从表 5 可见,异形盾构拱顶环缝闭合量小于拱底环缝张开量,两者随隧道埋深增加而逐渐变大,相反,曲率半径随隧道埋深增加而减小.计算所得隧道曲率半径和环缝张开量都在《地铁隧道保护条例》规定范围内,即由外界因素引起的隧道曲率半径不小

于 15 000.0 m 和接缝的张开值  $\delta \leq 2 \text{ mm}^{[17]}$ 。

表 5 理论和数值模型纵向刚度有效率计算结果  
Tab.5 The longitudinal effective rigidity ratios calculated by the theoretical and numerical models

埋深/ m	$\delta_1/mm$	数值模型		理论模型	
		$\delta_2/mm$	$\eta'$	$\eta'$	曲率半 径/m
3	0.002 5	0.081 6	0.467	0.417	117 003
5	0.004 9	0.094 2	0.431	0.410	99 293
8	0.008 0	0.120 2	0.400	0.405	76 755
10	0.011 2	0.138 2	0.387	0.400	65 863
12	0.013 5	0.167 9	0.378	0.401	54 244
15	0.016 4	0.195 7	0.368	0.399	46 393

解析模型和计算模型两者纵向刚度有效率随埋深表现形式一致,均随隧道埋深的增加而减小.计算模型纵向刚度有效率分布范围为 0.368~0.467,解析模型纵向刚度有效率则为 0.399~0.417,两者非常接近,证明了异形盾构简化等效纵向抗弯刚度解析模型的有效性,并说明运用实际工程中现场测试获得的环缝张开量求解异形盾构等效纵向抗弯刚度和纵向刚度有效率的合理性。

5 结论

通过三维有限元计算模型和数值解析模型进行了异形盾构纵向变形特征和纵向刚度有效率影响因素分析以及等效纵向抗弯刚度数值解析,得到以下结论:

- (1)异形盾构纵向上表现为整体向下的位移特征,变形曲线符合三次多项式形式,即中间环沉降量最大,往两边呈逐渐减小趋势。
- (2)异形盾构纵向刚度有效率随管片环横向刚度有效率的增加表现为先减小后增大的抛物线形变化趋势.纵向变形主要是由环缝张开引起的,而受横向刚度的影响较小.计算获得异形盾构横向刚度有效率设计建议值为 0.65。
- (3)错、通缝拼装方式下,异形盾构隧道随埋深增加整体异性更为突出,纵向刚度有效率逐渐减小,软弱地层中错缝拼装的纵向加强效应使得管片环纵向刚度明显大于通缝拼装。
- (4)异形盾构纵向刚度有效率随地层基床系数的增加呈线性增长趋势,基床系数对异形盾构纵向变形和纵向刚度的影响非常明显,说明异形盾构应用于软弱地层时更应做好隧道长期沉降监测。
- (5)纵向螺栓预紧力对纵向刚度有效率的影响

呈线性增加关系,但纵向螺栓预紧力的增加对异形盾构纵向刚度的影响并不明显。

(6)基于实测环缝张开量值,建立了适用于异形盾构的等效纵向抗弯刚度简化解析模型,并与数值计算结果对比,证明了该解析模型的有效性。

### 参考文献:

- [1] 李翔宇,刘国彬,杨满,等. 基于修正纵向等效连续化模型的隧道变形受力研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(4): 662.  
LI Xiangyu, LIU Guobin, YANG Xiao, *et al.* Deformation and stress of tunnel structures based on modified longitudinal equivalent continuous model [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(4): 662.
- [2] 周宁,袁勇. 越江盾构隧道纵向结构分析模型的改进及应用[J]. 中国矿业大学学报, 2010, 39(2): 208.  
ZHOU Ning, YUAN Yong. An improved longitudinal structure model of cross-river shield tunnel and its application [J]. Journal of China University of Mining and Technology, 2010, 39(2): 208.
- [3] 吴旭平,杨新安,李亚翠,等. 含软弱夹层浅埋隧道变形特性及控制指标研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(增1): 2685.  
WU Xuping, YANG Xin'an, LI Yacui, *et al.* Research on control indices and deformation characteristic of shallow tunnel with weak interlayer[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(Supp. 1): 2685.
- [4] 吴庆,杜守继. 地面堆载对既有盾构隧道结构影响的试验研究[J]. 地下空间与工程学报, 2014, 10(1): 57.  
WU Qing, DU Shouji. Model test on influence of ground heaped load on existing shield tunnel structure[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2014, 10(1): 57.
- [5] 谢雄耀,郁宏杰,王庆国,等. 基坑开挖引起下卧既有电力隧道变形的控制技术研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(1): 88.  
XIE Xiongyao, YU Hongjie, WANG Qingguo, *et al.* Deformation control of operating tunnels induced by deep excavation of overlying metro [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(1): 88.
- [6] MOLINS C, ARNAU O. Experimental and analytical study of the structural response of segmental tunnel linings based on an in situ loading test. Part 1: Test configuration and execution [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2011, 26(6): 764.
- [7] ARNAU O, MOLINS C. Experimental and analytical study of the structural response of segmental tunnel linings based on an in situ, loading test. Part 2: Numerical simulation [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2011, 26(6): 778.
- [8] LIAO S M, PENG F L, SHEN S L. Analysis of shearing effect on tunnel induced by load transfer along longitudinal direction [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2008, 23(4): 421.
- [9] 叶耀东,朱合华,王如路. 软土地铁运营隧道病害现状及成因分析[J]. 地下空间与工程学报, 2007, 3(1): 157.  
YE Yaodong, ZHU Hehua, WANG Rulu. Analysis of the current status of metro operating tunnel damage in soft ground and its causes[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2007, 3(1): 157.
- [10] 刘建航,侯学渊. 盾构法隧道[M]. 北京:中国铁道出版社, 1991.  
LIU Jianhang, HOU Xueyuan. Shield-driven tunnels [M]. Beijing: China Railway Publishing House, 1991.
- [11] 日本土木学会. 隧道标准规范(盾构篇)及解说[M]. 朱伟,译. 北京:中国建筑工业出版社, 2001.  
Japanese Civil Engineering Society. Code (for shield tunnel) and explanation for tunnel [M]. Translated by ZHU Wei. Beijing: China Architecture and Building Press, 2001.
- [12] 何川,郭瑞,肖明清,等. 铁路盾构隧道单、双层衬砌纵向力学性能模型试验研究[J]. 中国铁道科学, 2013, 34(3): 40.  
HE Chuan, GUO Rui, XIAO Mingqing, *et al.* Model test on longitudinal mechanical properties of single and double layered linings for railway shield tunnel [J]. China Railway Science, 2013, 34(3): 40.
- [13] 叶飞,杨鹏博,毛家骅,等. 基于模型试验的盾构隧道纵向刚度分析[J]. 岩土工程学报, 2014, 37(1): 83.  
YE Fei, YANG Pengbo, MAO Jiahua, *et al.* Longitudinal rigidity of shield tunnels based on model tests [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 37(1): 83.
- [14] 钟小春,张金荣,秦建设. 盾构隧道纵向等效弯曲刚度的简化计算模型及影响因素分析[J]. 岩土力学, 2011, 32(1): 132.  
ZHONG Xiaochun, ZHANG Jinrong, QIN Jianshe. Simplified calculation model for longitudinal equivalent bending stiffness of shield tunnel and its influence factors' analysis [J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(1): 132.
- [15] 廖少明,白廷辉,彭芳乐,等. 盾构隧道纵向沉降模式及其结构响应[J]. 地下空间与工程学报, 2006, 2(4): 566.  
LIAO Shaoming, BAI Tinghui, PENG Fangle, *et al.* Longitudinal settlement forms and structural response of shield tunnel [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2006, 2(4): 566.
- [16] 徐凌. 软土盾构隧道纵向沉降研究[D]. 上海:同济大学, 2005.  
XU Ling. Research on longitudinal settlement behavior of shield tunnels [D]. Shanghai: Tongji University, 2005.
- [17] 郑永来,韩文星,童琪华,等. 软土地铁隧道纵向不均匀沉降导致的管片接头环缝开裂研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(24): 4552.  
ZHENG Yonglai, HAN Wenxing, TONG Qihua, *et al.* Study on longitudinal crack of shield tunnel segment joint due to asymmetric settlement in soft soil [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(24): 4552.