

盾构隧道环间纵向力时变特征现场试验及理论分析

单晓波

(中铁十四局集团大盾构工程有限公司, 江苏 南京 210000)

摘要: 盾构隧道环间纵向力的变化规律对管片环间止水垫设计分析尤为重要,但受限于监测方法,环间纵向力难以量测。以南京市江心洲污水收集系统二通道(穿越夹江段)新建工程为工程背景,通过环间预埋传感器监测了混凝土管片端面从接触到千斤顶施加荷载再到卸载的重复拼装掘进过程中的纵向力变化趋势,并推导了纵向力计算公式,得到结论:管片环间的纵向力变化会随着盾构掘进和拼装阶段时千斤顶的顶进和撤离而变化,数值范围在0~10 MPa;距离监测环3环以后的管片掘进阶段,实测纵向力值略小于PLC数据,比值约为0.8,拼装阶段的环间压力实测值总体上小于PLC数据,比值波动在0.3~0.95不等;随着盾构隧道不断向前施工,环间纵向力不断衰减,直到隧道掘进到第463环时,监测环间残余约0.2 MPa的纵向力。

关键词: 盾构隧道;纵向力;时变特征;现场试验;理论分析

中图分类号: U451⁺.4

文献标志码: A

文章编号: 1009-7716(2025)05-0311-05

Field Test and Theoretical Analysis on Time-varying Characteristics of Longitudinal Force between Rings in Shield Tunnels

SHAN Xiaobo

(China Railway 14th Bureau Group Big Shield Engineering Co., Ltd., Nanjing 210000, China)

Abstract: The change rule of the longitudinal force between the rings of shield tunnel is especially important for the design and analysis of the water stop pad between the segment rings, but it is difficult to measure the longitudinal force between the rings due to the limitation of the monitoring method. Taking the new project of Nanjing Jiangxinzhou Sewage Collection System Channel II (crossing the Sandwich River section) as the engineering background, the pre-buried sensors in the inter-ring monitor the trend of longitudinal force change in the repeated assembling tunneling process of the end face of the concrete segments from the contact to the jack loading and then to the unloading, and the longitudinal force formula is deduced for calculation. The conclusions are that the longitudinal force between the segments and rings will change with the jacking and withdrawal of jacks during the shield tunneling and assembly stages. The values range from 0 to 10 MPa. The measured longitudinal force value is slightly less than the PLC data in the segment tunneling stage after the monitoring ring 3. The ratio is around 0.8. The measured value of inter-ring pressure in the assembly stage is generally smaller than the PLC data. The ratio is fluctuating from 0.3 to 0.95. The longitudinal force between the rings is decreasing as the shield tunneling is continuous in the forward direction until the shield tunneling to the 463 ring, the residual longitudinal force between the rings is monitored at about 0.2 MPa.

Keywords: shield tunnel; longitudinal force; time-varying characteristics; field test; theoretical analysis

0 引言

随着盾构法施工的日益普及和施工技术的逐步提高,盾构隧道的受力性能要求也随着行业要求逐步提高。盾构隧道受力性能按照研究重点不同,可以分为环内受力性能和纵向受力性能,其中环内受力性能主要影响管片环承载能力^[1-2],因而受到学界的关注度比较高;纵向受力性能涉及管片环间的相

互作用机理,是了解管片错台、环间渗漏等病害的基础^[3-4]。盾构隧道环间纵向力是保证管片环防水密封和抵抗环间错台的关键,特别是在隧道建设过程中,环间纵向力会随着盾构机掘进远离而衰减^[5],其变化规律对管片环间止水垫防水设计尤为重要。

针对管片环间受力问题,已有学者进行了探讨:张维熙等^[6]通过错缝足尺接头试验,探究了不同纵向力作用下的弯矩传递规律;黄海斌^[7]根据纵向螺栓连接的特点,采用梁-弹簧模型得到了管片环间剪切刚度的计算公式;朱瑶宏等^[8]通过整环足尺试验,分析了纵向力对于结构刚度的影响规律;曹淞宇

收稿日期: 2024-10-21

作者简介: 单晓波(1991—),男,本科,工程师,从事盾构隧道施工管理工作。

等^[9]借助有限元模型,探明了纵向力在结构内力中的分配机制。可以看出,大部分关于纵向力的研究^[10-11]都是把纵向力作为变量来研究其他参数和性能的,而并未将纵向力当作主要研究对象。由于管片在施工过程中会发生刚体位移或变形,环间接触性难以保证,再者传感器如与管片不平齐将导致测量的环间纵向力偏大或偏小,从而难以保证测量效果。针对上述测量技术问题,目前还未有成熟可靠的方法加以解决。

针对上述问题,本文依托南京市江心洲污水收集系统二通道(穿越夹江段)工程,采用自动化监测系统对隧道管片环间纵向力进行测试,并推导了其计算公式,揭示了盾构隧道施工期间环间纵向力随着掘进距离的变化规律。研究结果可对环间止水垫设计提供相应的纵向力参数。

1 现场试验实施

1.1 工程概况

该工程隧道采用盾构法施工,全长 693 m,管片外径 8.8 m,厚度 0.45 m,环宽 1.5 m。衬砌采用 8 分块的形式,其中包括 1 个 16.36° 封顶块、2 个 49.09° 邻接块、5 个 49.09° 标准块。管片接头采用新型承插式接头进行连接,管片分块间采用 C-T 型连接件进行连接,衬砌环之间采用螺纹插入式连接件进行连接。承插式连接件的管片分块和接头形式见图 1。

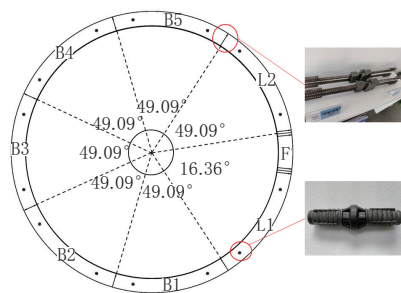


图1 管片分块和接头形式

1.2 环间纵向力测试

纵向力采用应变式 YBY 型压力传感器进行监测,其量程为 0~50 kN,外形为直径 50 mm、高度 70 mm 的圆柱体,监测频率为 1 min。环间纵向力测点布置见图 2。

每环管片布置有 6 个测试点位,每个测试点位预埋有 1 个压力传感器,选点原则是避开迎千斤顶面的环缝连接件点位。在管片浇筑时预埋钢护筒,待管片养护成型后安装传感器,以保证传感器测试前的成活率。由于管片环间布置有厚 1 mm 传力垫,为

了使传感器与管片端面平齐,在传感器表面同样粘贴厚 1 mm 的丁腈软木橡胶垫。管片拼装完成后,管片环缝端面相互接触,测点位置处的压力传感器接触混凝土端面即可测量环间纵向力大小。

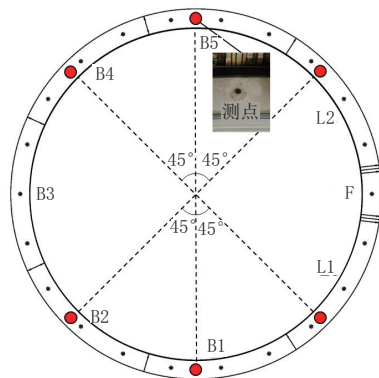


图2 环间纵向力测点布置图

2 试验结果分析

由于油缸推力分布差异和管片外荷载沿管片环面、纵向的不均匀性,盾构隧道衬砌在施工过程中会发生位移(错台)或转动(张开)变形,从而导致管片环间接触不良,纵向力难以捕捉,试验过程中出现了部分测点失效。考虑到盾构机各分区油缸均有一个油压传感器,其数据由 PLC 记录。因此可通过导出对应时间内的分区油缸压力,并根据油缸面积将其换算为对应推力,然后根据千斤顶撑靴面积,可将该推力换算为压力。图 3 为有效测点 B1(对应盾构机油缸 D 分区)的环间压力全时程图。

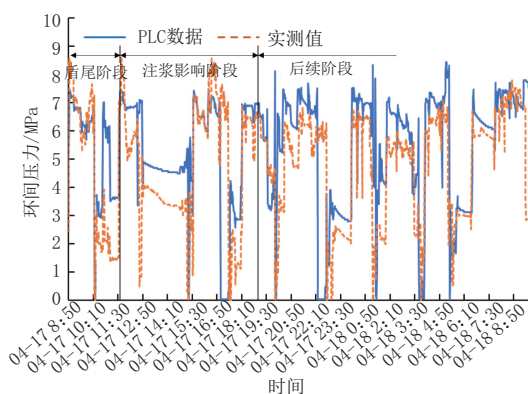


图3 有效测点 B1 的环间压力全时程图

由图 3 可知,有效测点 B1 的环间压力实测值与 PLC 数据有较好的匹配性,油缸压力的上升或下降都会被及时反馈到环间压力,原因是环间压力的主要来源是盾构机千斤顶推力。按照管片与盾构机的相对位置,可将监测结果划分为盾尾阶段、注浆影响阶段(管片脱出盾尾 3 环)和后续阶段。

下述内容均以有效测点 B1(对应盾构机油缸 D

分区)为例,对测点处的环间压力监测结果开展讨论。

2.1 盾尾阶段

盾尾阶段环间压力见图 4。

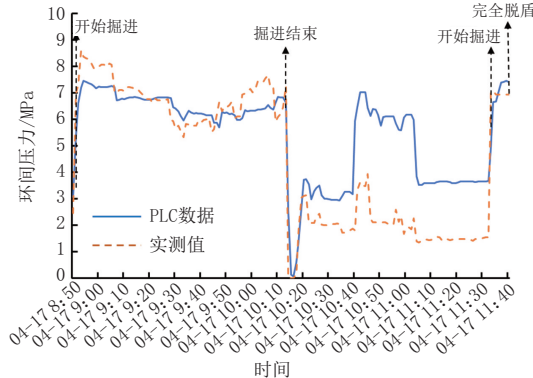


图 4 盾尾阶段环间压力

由图 4 可见,在管片盾尾阶段,可以将 B1 块时程分成 3 个区间:(1)8:59—10:07,盾构机掘进 322 环,此过程中环间压力实测值与 PLC 数据较为接近,升降趋势一致,实测最大峰值略大于 PLC 数据,中间谷底段 PLC 数据略大于实测值;(2)10:07—11:33,盾构机拼装 322 环,因油缸撤回导致环间压力产生波动,期间实测值约为 PLC 数据的 33%~57%;(3)11:33—11:40,盾构机掘进 323 环,320 环完全脱出盾尾,环间压力实测值与 PLC 数据基本一致。

2.2 注浆影响阶段

注浆影响阶段的环间压力实测值与 PLC 数据对比结果见图 5。该阶段经过了数次的掘进和拼装过程,对比发现:掘进时环间压力实测值与 PLC 数据比较接近,整体上两者比值大概在 0.8~1.0;拼装时环间压力实测值小于 PLC 数据,整体上两者比值大概在 0.4~0.7。需要注意的是,在 17:00—17:30,D 组油缸压力几乎全部撤回,但实测值仍较大,原因可能是残余压力较大。其中在 12:40 左右环间纵向力突降,原因主要是 12:36 其他分区千斤顶回缩所导致的管片变形,使得环间接触不够紧密。

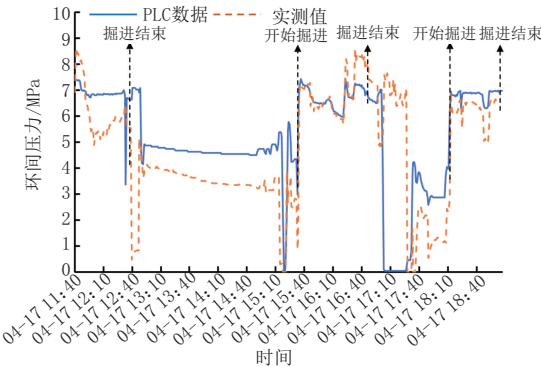


图 5 注浆影响阶段环间压力

2.3 后续阶段

后续阶段的环间压力实测值与 PLC 数据同时程对比结果见图 6。对比发现:2 组数据在环间压力升降趋势上基本一致;在数值上,掘进时实测环间压力值约为 PLC 数据的 85%~90%,拼装时环间压力值约为掘进时的 35%~50%。

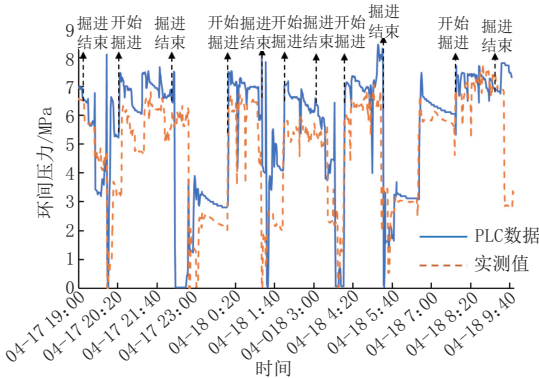


图 6 后续阶段环间压力

综上所述,在盾构机掘进 322~328 环期间,环间压力会随着总推力的减小而降低,甚至会降低至 0;在 329 环以后,可以发现环间压力基本不会消散为 0,这说明千斤顶推力通过管片在环间逐渐储存了一部分压力,可以推测此部分残余压力会随着管片环号的推进而逐渐稳定。

3 纵向力计算

3.1 理论推导

管片纵向变形受力简图见图 7。图中以目标环管片起点端面位置为坐标原点,隧道的掘进方向为 x 方向; F 为工期各阶段千斤顶推力的代指常数,掘进阶段 F 取 F_1 、拼装阶段 F 取 F_2 、回弹阶段 F 取反向的 $F_1 - F_2$; $k(x)$ 为地层刚度函数; EA 为片环刚度。

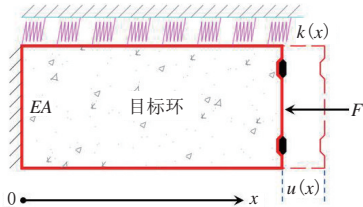


图 7 管片纵向变形受力简图

在图 7 所示坐标系下,设 $u(x)$ 为管片的变形量,以压缩变形为正,回弹变形为负,则管片的受力变形过程满足以下平衡方程:

$$F - \left| \int_0^x k(x)u(x)dx \right| = |EAu'(x)| \quad (1)$$

式(1)等号左侧绝对值代表注浆地层产生的阻力,它是 x 向路径上刚度累积的积分函数,一定是与

F 相反且递增的函数,所以绝对值可直接取消;等号右侧绝对值代表混凝土管片受到的纵向压力, $u(x)$ 一定是递减函数,所以绝对值内一定是负数。因此,可以将式(1)转化为式(2):

$$F - \int_0^x k(x)u(x)dx = -EAu'(x)x \quad (2)$$

将式(2)两边同时对 x 求导,可得:

$$k(x)u(x) = EAu''(x) \quad (3)$$

令常数 $m = \frac{\mu(ah+b)}{\delta EA}$,则上述微分方程转换为:

$$u''(x) = mx \cdot u(x) \quad (4)$$

可以发现式(4)为艾里方程的特殊形式,所以需要引入艾里函数 $Ai(x)$ 和相关函数 $Bi(x)$,其通解为:

$$\begin{aligned} Ai(x) &= \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \cos\left(\frac{t^3}{3} + xt\right)dt \\ u(x) &= C_1 \cdot Ai\left(m^{\frac{1}{3}}x\right) + C_2 \cdot Bi\left(m^{\frac{1}{3}}x\right) \\ Bi(x) &= \frac{1}{\pi} \int_0^\infty e^{-\frac{t^3}{3} + xt} + \sin\left(\frac{t^3}{3} + xt\right)dt \end{aligned} \quad (5)$$

考虑当 $x=0$,注浆地层还没来得及阻碍变形,此时的管片只受到了 F 的作用,且管片也没来得及发生变形,由此可得边界条件表达式:

$$u(0) = 0, u'(0) = \frac{F}{EA} \quad (6)$$

解得 C_1 、 C_2 为:

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{F \cdot Bi(0)}{m^{\frac{1}{3}}EA[Ai(0)Bi'(0) - Bi(0)Ai'(0)]} \\ C_2 &= \frac{-F \cdot Ai(0)}{m^{\frac{1}{3}}EA[Ai(0)Bi'(0) - Bi(0)Ai'(0)]} \end{aligned} \quad (7)$$

最终可得施工期盾构隧道纵向力变化表达式:

$$\begin{aligned} N_1(x) &= -EAu'_1(x) \left(1 - \frac{\varphi}{1+\varphi}\right), \quad F = F_1 \\ N_2(x) &= -EAu'_2(x) \left(1 - \frac{\varphi}{1+\varphi}\right), \quad F = F_2 \\ N_3(x) &= -EAu'_3(x) \left(1 - \frac{\varphi}{1+\varphi}\right), \quad F = F_1 - F_2 \end{aligned} \quad (8)$$

式中: $N_1(x)$ 为掘进阶段管片环间纵向力; $N_2(x)$ 为拼装阶段管片环间纵向力; $N_3(x)$ 为回弹阶段管片环间释放的纵向力; φ 为混凝土徐变系数。

3.2 纵向力预测

本文取注浆地层刚度函数为:

$$k(x) = \frac{\mu}{\delta} (ah + b)x$$

式中: h 为隧道覆土厚度; μ 为摩擦系数; δ 为与衬砌环相互位移量; a 、 b 均为计算参数, $a = 4k\gamma R + 4kR$,

$b = 4k\gamma R^2 + \left(1 - \frac{\pi}{2}\right)k\gamma R^2 + 4\gamma R^2 - \pi\gamma R^2$,其中 k 为地层侧压力系数,取0.35。根据依托工程基本施工参数,将各计算参数汇总于表1。

表1 计算参数汇总表

参数名称	参数取值
土层加权平均重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	17.13
覆土深度 h/m	18
隧道半径 R/m	4.4
最大摩擦力错动 δ/m	0.05
摩擦系数 μ	0.2
钢混截面刚度 EA/kN	4×10^8

不同阶段环向纵向力预测变化曲线见图8。由图8可见,不论是掘进阶段还是拼装阶段,随着盾构隧道不断向前施工,环间纵向力都在不断衰减,这符合前述的管片变形规律和纵向力变化规律;通过理论计算,掘进阶段理论计算值与监测值的相对误差为5.34%,而拼装阶段理论计算值与监测值的相对误差为3.56%,说明理论计算值可以较为准确地对隧道纵向力进行估算。由于监测管片环号为第320环,监测数据从第322环的掘进阶段(320环脱出盾尾)才开始出现明显变化,可以发现掘进阶段千斤顶推力产生的纵向力是拼装阶段的2倍左右;相较于掘进阶段,拼装阶段的纵向力变化更为规律,原因是掘进阶段现场施工情况复杂,干扰因素较多,而拼装阶段更为稳定。而由于掘进阶段的时间占比要比拼装阶段更高,且千斤顶推力也更高,故环间纵向力的消散速度要更小,直到隧道掘进到第463环时,监测环间仍残余约0.2 MPa纵向力。

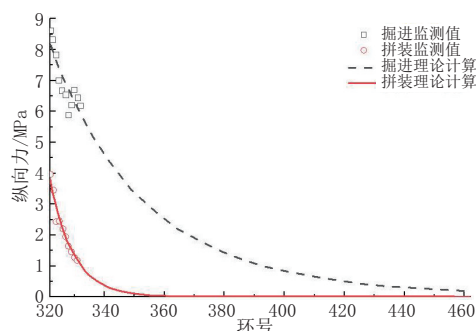


图8 不同阶段环向纵向力预测变化曲线

4 结论

根据密封垫压缩试验,环缝双道密封垫完全压缩发挥作用时所需要的环间压力约1 488 kN。纵向力经过长时间的消散最终达到0.2 MPa,对应的环间压力为2 360 kN,该值远大于密封垫所需压缩力,不

需要采取额外的工程措施。最终施工效果表明,在未采取额外措施条件下,密封垫有效发挥了防水性能,隧道未发生渗漏现象。图9所示为隧道施工效果图。



图9 隧道施工效果图

5 结 语

(1)由于盾构掘进姿态和地层因素,管片环缝面会产生张错、偏角等不良扰动,这会导致监测传感器监测面接触不完全,从而出现测量偏差;管片环间的纵向力会随着盾构掘进和拼装阶段时千斤顶的顶进和撤离而变化。

(2)现场实测的纵向力和盾构机PLC数据具有较好的匹配性,距离监测环间3环以内的管片掘进阶段,2组数据变化趋势基本一致,数值也较为接近;距离监测环间3环以后的管片掘进阶段,实测纵向力值略小于PLC数据,约为千斤顶推力的80%;拼装阶段的环间压力实测值总体上小于PLC数据,随着盾构机距离监测环面越远其差值越小。

(3)随着盾构隧道不断向前施工,环间纵向力在不断衰减,由于掘进阶段的时间占比要比拼装阶段更高,且千斤顶推力也更高,故环间纵向力的消散速度要更小。

参考文献:

- [1] 毕湘利,柳献,王秀志,等.通缝拼装盾构隧道结构极限承载力的足尺试验研究[J].土木工程学报,2014,47(10):117-127.
- [2] 郭瑞,何川.盾构隧道管片衬砌结构稳定性研究[J].中国公路学报,2015,28(6):74-81.
- [3] 廖少明,门燕青,肖明清,等.软土盾构法隧道纵向应力松弛规律的实测分析[J].岩土工程学报,2017,39(5):795-803.
- [4] CHEN R, MENG F, Li Z, *et al.* Investigation of response of metro tunnels due to adjacent large excavation and protective measures in soft soils[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2016 (58): 224-235.
- [5] 肖明清,门燕青,孙连勇,等.软土盾构隧道纵向应力松弛规律的数值分析[J].现代隧道技术,2018,55(增刊2):544-551.
- [6] 张维熙,董子博,柳献,等.类矩形盾构隧道错缝管片环间传力性能研究[J].铁道科学与工程学报,2017,14(12):2636-2643.
- [7] 黄海斌.上软下硬地层超大直径盾构隧道设计关键技术研究[D].成都:西南交通大学,2018.
- [8] 朱瑶宏,夏杨于雨,董子博,等.通用环错缝拼装盾构隧道结构设计计算参数研究[J].现代隧道技术,2018,55(4):114-121.
- [9] 曹淞宇,封坤,刘迅,等.纵向力对盾构隧道管片结构内力分配机制的影响分析——以苏通GIL电力管廊隧道工程为例[J].隧道建设(中英文),2019,39(增刊2):154-162.
- [10] 鲁选一,封坤,漆美霖,等.考虑轨合建型内部结构的盾构隧道纵向力学性能研究[J].铁道标准设计,2022,66(1):107-114.
- [11] 王均勇,封坤,孙文昊,等.不同内部结构类型对盾构隧道纵向力学性能的影响[J].铁道标准设计,2022,66(11):100-107.

(上接第298页)

34.72 mm,横桥向最大抖振位移发生在 90° 风向角,对应的均方根值为19.76 mm。

(3)均匀流场中塔顶最大运动加速度出现在顺桥向涡激振动时,对应的加速度数值为 0.23 m/s^2 ;紊流场中, 90° 风向角时塔顶的加速度最大,顺桥向和横桥向加速度分别为 0.18 m/s^2 和 0.26 m/s^2 。试验结果显示该桥塔自立状态风致振动满足中国规范要求,无需增加附加措施抑制桥塔自立状态时的风致振动。

参考文献:

- [1] 周亚栋,孙延国,李明.大跨度斜拉桥桥塔自立状态抗风性能试验

研究[J].桥梁建设,2020,50(3):52-57.

- [2] 曾律棚,马如进,陈艾荣.大跨度悬索桥桥塔自立状态抗风性能试验研究[J].湖南交通科技,2023,49(1):75-79.
- [3] 朱乐东,曹映泓,丁泉顺,等.斜风作用下大跨度斜拉桥裸塔抖振性能[J].同济大学学报(自然科学版),2005(7):880-884.
- [4] 贺媛,宋锦忠,杨詠昕.桥塔自立状态下抗风性能的比较研究[J].结构工程师,2007(6):49-55.
- [5] 李佑,崔睿博,郭向荣,等.悬索桥桥塔自立状态下的抗风性能研究[J].公路交通技术,2018,34(3):33-38.
- [6] 车鑫,李加武,高斐,等.斜风作用下桥塔自立状态下风洞试验及抖振性能分析[J].公路交通科技,2012,29(10):84-87;101.
- [7] JTG/T 3360-01—2018,公路桥梁抗风设计规范[S].