

DOI:10.16799/j.cnki.csdqyf.2023.07.041

小曲率半径盾构隧道施工中辅助油缸千斤顶 推力计算模型研究

袁红

(南昌轨道交通集团有限公司地铁项目管理分公司, 江西 南昌 330038)

摘要:在小曲率半径隧道盾构掘进施工时,千斤顶推力的作用会导致管片发生偏移和错台,从而引发安全事故的产生。为有效解决小曲率半径盾构隧道施工过程中由于千斤顶推力而对管片造成的不利影响,通过分析双模盾构机的掘进模式,建立了盾构隧道在掘进开挖过程中的辅推油缸千斤顶推力的计算模型,并将其应用于工程实践,对千斤顶推力进行计算分析,提出了减少或避免千斤顶推力对管片造成的不利影响的相关措施。研究结果表明:(1)双模盾构施工过程中,不同施工区间的辅推油缸千斤顶推力的取值有所不同,应根据工程实际情况确定该推力值。(2)单模盾构施工过程中,辅推油缸千斤顶推力随着贯入度的增大而增大,且增大速率呈逐渐减小的趋势。(3)提出依次从施工纠偏、管片拼装控制、掘进参数合理选取、盾构机姿态控制、盾构机推力控制、隧道纵向刚度的设置和管片质量等来控制减小千斤顶推力对管片造成的不利影响,保证盾构施工的安全性,为类似工程的建设提供理论指导和参考。

关键词:盾构隧道;小曲率半径;管片;掘进模式;辅推油缸千斤顶推力;计算模型

中图分类号: U455

文献标志码: B

文章编号: 1009-7716(2023)07-0173-06

0 引言

近年来,盾构技术的逐渐成熟和全面推广带动了包括地铁在内的各类隧道工程建设的蓬勃发展,但在发展过程中也渐渐遇到一些复杂问题需要解决与完善。小曲率半径盾构隧道作为隧道工程中的一类典型工程,由于现有可供参考的工程案例较少,因此急需对其在施工中遇到的问题展开研究。盾构掘进过程中的千斤顶推力会对隧道管片产生一定的影响,不利于管片的稳定。为解决这一问题,国内外学者已从传统盾构隧道施工中的千斤顶推力入手,展开相关研究。郑卫^[1]采用 MIDAS/GTS 软件建立三维有限元非连续接触有限元模型,对千斤顶推力对管片的力学影响进行科学系统的综合分析。夏杰等^[2]建立了基于局部受压条件下管片结构安全的盾尾千斤顶推力与盾构机转角的匹配关系,得出了盾构机转角与千斤顶推力上限的理论关系式。白廷辉等^[3]利用有限元法,分析千斤顶推力、注浆压力及土体摩擦系数 3 个因素对衬砌管片施工期受力特性的影响,并总结出 3 个因素的变化对衬砌环拱顶、拱腰及拱底等不同位置的影响规律。苏昂^[4]基于扩展有限

元理论,运用 ABAQUS 有限元软件,建立管片三维有限元模型,探究上软下硬复合地层盾构隧道施工阶段千斤顶推力不均造成的管片裂损问题。孙昌海^[5]重点对盾构机千斤顶偏角对管片及螺栓所造成的影响进行了分析研究。苏凯等^[6]考虑在单护盾模式下衬砌拼装过程中增加千斤顶推力,建立三维地层-衬砌数值模型,并利用它分析了平行四边形管片的受力特点。李彬嘉和晏启祥^[7]基于混凝土塑性损伤理论,采用数值模拟的方法,分析了管片拼装完成、盾壳移动、千斤顶回缩施工循环过程中的衬砌结构位移、应力与损伤规律。Avanaki^[8]通采用模型试验与数值模拟相结合方法,研究纤维尺寸、含量和混杂对 TBM 千斤顶作用下钢纤维混凝土管片性能的影响,并与常规钢筋混凝土管片进行比较,研究了管片支撑条件和 TBM 千斤顶荷载偏心率的不同情况。Chaipanna 和 Jongpradist^[9]采用有限元法,考虑了盾构隧道施工过程中千斤顶推力等因素的影响,建立了考虑屈服压力的非线性地弹簧模型,合理地再现了管片衬砌结构在施工过程中各个阶段的力学响应。Lee 等^[10]根据推力千斤顶的推力,对 TBM 的稳定性进行了研究,提出了一种全新、快捷的计算分析液压缸内理论压力的方法。该方法简化了分析环境,缩短了分析时间。纵观上述研究成果,可以看到目前关于小曲率半径盾构隧道施工中的辅推油

收稿日期: 2022-08-15

作者简介:袁红(1988—),女,本科,工程师,从事地铁工程管理工作。

缸千斤顶推力的相关研究成果较为匮乏,少有理论资料可供参考与借鉴。

基于此,本文以南昌地铁1号线盾构隧道工程为例,通过分析小曲率半径条件下盾构施工过程中的千斤顶推力变化规律,建立辅推油缸千斤顶推力的计算模型,对小曲率半径盾构隧道施工中的辅推油缸千斤顶推力进行计算分析,减少千斤顶推力对管片造成的不利影响,为小曲率半径盾构施工条件下的管片安全控制提供理论指导和参考。

1 双模盾构机定义及掘进模式分析

双模式掘进机是指具有2种平衡模式或出渣方式并可相互转换的隧道盾构掘进机,又称双模盾构机。根据平衡模式不同,双模盾构机主要包括土压-泥水平衡双模盾构机、单护盾-土压平衡双模盾构机、单护盾-泥水平衡双模盾构机。

根据出渣方式的不同,土压-泥水平衡双模盾构机可分为并联式和串联式两类。德国海瑞克公司所用的可变密度盾构机属于串联式双模盾构机。单护盾-土压平衡双模盾构机根据出渣方式的不同也可分为两类:中心皮带机出渣和中心螺旋机出渣。

土压-泥水平衡双模式盾构机集成了土压平衡盾构机、泥水平衡盾构机的设计理念和功能,融合了土压平衡和泥水平衡两种模式。如图1所示,在双模盾构施工过程中,位于后护盾的撑靴紧撑在洞壁上为刀盘和前护盾提供反力,在主推进油缸的作用下使盾构机向前推进。单模情况下,盾构机依靠辅推油缸千斤顶顶推管片获得掘进所需的全部反力。在承载力较高、自稳能力强的Ⅲ级及以上围岩中,一般采用土压-泥水平衡双模盾构掘进模式;而在节理裂隙较为发育的Ⅳ级及以下围岩、抗压强度小于3 MPa的软岩中,通常采用单模盾构掘进模式进行施工。在施工中,对自稳性好、水量少的地层,可采用土压平衡模式以提高掘进工效、减少施工成本;反之,对自稳性差、水压高的地层则需采用泥水平衡模式,可以较好地控制地表沉降。根据出渣方式不同,土压-泥水平衡双模盾构机可分为并联式和串联式两类。

2 辅推油缸千斤顶推力的计算模型

结合上述关于双模盾构机掘进模式的分析结果,考虑辅推油缸千斤顶推力计算模型的建立。如图2所示,在盾构施工阶段,管片直接承受辅推油缸千斤顶的作用力。两种不同的掘进模式下,辅推油缸千

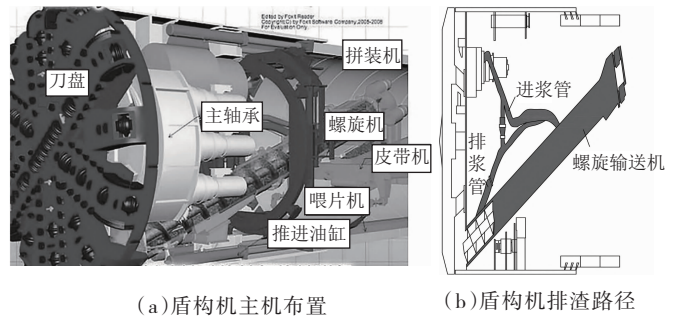


图1 双模盾构机辅推油缸千斤顶施工过程示意图

斤顶推力均包括盾体与围岩的摩擦力 F_1 、主机及台车重力在掘进方向的分力 F_2 、管片与盾尾毛刷及密封材料的摩擦力 F_3 、后配套台车与轨道的摩擦力 F_4 。一般认为以上4部分荷载构成了双模盾构机辅推油缸千斤顶的总推力 $F_T^{[1]}$,故此时可估算双模盾构机千斤顶的盾构推力 F_T 。

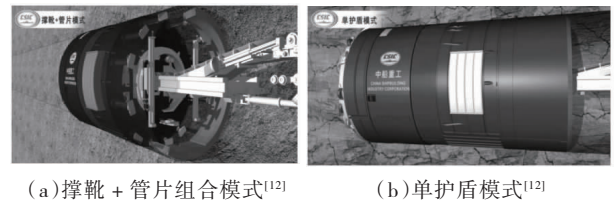


图2 双模盾构机施工示意图

综上所述,估算平衡千斤顶最大推力,构建平衡千斤顶最大推力的计算模型。取顶梁和掩护梁为分离体,由受力平衡条件可得

$$F_T(x+l)+Q_y c+p l \tan \theta \sin \alpha = p(l_1+l) \cos \alpha + f F_T l \tan \theta + Q_x d \quad (1)$$

上式中摩擦力和立柱水平分力产生的力矩较小,可忽略不计。则有

$$F_T(x+l)+Q_y c-Q_x d-p(l+l_1) \cos \alpha = 0 \quad (2)$$

取顶梁为分离体,由力矩平衡可得

$$F_T x - p l_1 \cos \alpha \pm T h = 0 \quad (3)$$

式中:平衡千斤顶呈现推力时, T 前取“-”号,呈现拉力时 T 前取“+”号。

千斤顶在盾构施工过程中,若达到充分承载能力,立柱、平衡千斤顶应达到工作阻力,由此可由式(1)、式(2)得到

$$\begin{cases} F_T(x+l)+Q_y c-Q_x d-p_1(l+l_1) \cos \alpha = 0 \\ F_T x - p_1 l_1 \cos \alpha \pm T_1 h = 0 \end{cases} \quad (4)$$

式中: P_1 为支架立柱工作总阻力; T_1 为平衡千斤顶的工作阻力; F_T 为盾构机千斤顶推力; x 为刀盘面上任意一点到刀盘中心的距离; Q_y 为作用在千斤顶上的竖向荷载; Q_x 为作用在千斤顶上的水平荷载。

综上所述,求解式(4)所示的方程组可得双模盾构机千斤顶推力为

$$\begin{cases} F_T = p_1 \cos \alpha - \frac{T_1 h}{l} - \frac{Q_v c}{l} + \frac{Q_x d}{l} \\ x = \frac{l_1 \left(p_1 \cos \alpha + \frac{T_1 h}{l} \right)}{\left(p_1 \cos \alpha - \frac{T_1 h}{l} \right) - \frac{Q_v c}{l} + \frac{Q_x d}{l}} \end{cases} \quad (5)$$

式中,当 $x > l_1$ 时,

$$T = \frac{F_T l(x - l_1) + Q_v c l_1 + Q_x d l_1}{h(l_1 + l)} \quad (6)$$

当 $x < l_1$ 时,

$$T = \frac{F_T l(l_1 - x) + Q_v c l_1 - Q_x d l_1}{h(l_1 + l)} \quad (7)$$

综上所述,可由此确定双模盾构机掘进施工过程中的千斤顶推力量值。

考虑到小半径曲线段的影响,如图 3 所示,其中在盾构掘进过程中包含近似拟合缓和曲线和圆曲线共同组成。为了让掘进线路和设计线路充分吻合,在盾构掘进过程中通过控制上、下、左、右 4 组千斤顶的推力和行程来调整姿态^[13-14]。在这种情况下,管片偏心受压,极易产生局部破损,如图 4 所示。当辅推油缸千斤顶并不完全垂直于管片的横截面时,管片在千斤顶推力横向分力的作用下产生偏移,纵向螺栓将受到剪切作用产生较大变形,形成环间错台,引起隧道渗漏水,如图 5 所示。因此,在小曲率半径盾构区间施工时,除了合理选择总推力外,还应避免辅推油缸千斤顶行程差及不平衡推力差过大,防止小半径曲线段管片病害的发生。

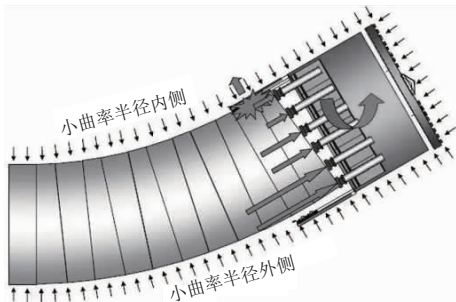


图 3 小曲率半径盾构区间施工示意图



图 4 管片掉块破损

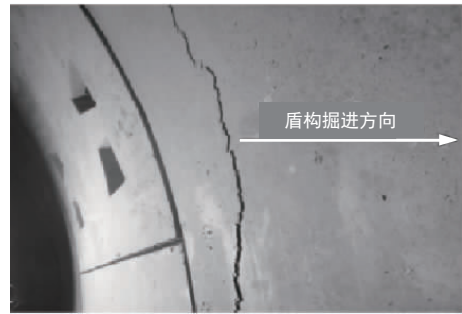


图 5 管片开裂破损

3 工程应用

3.1 工程概况

本文选取南昌地铁 1 号线典型小半径盾构隧道为研究对象,上沙沟站—青山湖西站区间位于东湖区内,区间呈西向东走向,线路出上沙沟站后基本沿玉带河流向前行。沿线下穿包括货运专线及粮食专用线桥梁、京九铁路专用线及南昌市电厂专用线等铁路线,玉带河新建污水管涵等铁路及水利设施,如图 6 所示。



图 6 上沙沟站—青山湖西站区间总平面图

该区间左线起终点里程为 ZDK43+332.619 ~ ZDK42+634.400,区间平面线路最小半径 $R=400\text{ m}$,采用盾构法施工,管片内径 5.4 m ,外径 6.0 m 。根据施工现场的地质勘察报告,掘进区间围岩自稳性好,但受地层环境影响(见表 1),该区间范围内易发生掉块坍塌,偶有渗水,围岩等级为 IV 级,设计建议采用双模盾构开挖方式。

表 1 土体物理力学参数取值情况统计表

岩土层名称	层号	天然重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	黏聚力 C/kPa	内摩擦角 $\varphi/(\text{°})$	压缩模量 E_s/MPa	泊松比 ν
素填土层	① ₋₁	17.8	2	18	—	—
粉质黏土层	③ ₋₁	17.6	35	26	30	0.32
中砂层	④ ₋₂	18.2	0	36	42	0.22
砾砂层	④ ₋₄	22.5	0	42	56	0.18
微风化灰岩	⑥ ₋₂	24.0	2 100	44	120	0.15

掘进设备采用中铁装备 CREC1011 土压—泥水平衡双模盾构机(见表 2),盾构开挖直径 $8\ 830\text{ mm}$,

设备总长 120 m,主机长度 10.725 m,其中前盾及伸缩外盾长度 5.225 m。设备总重 1 050 t,其中主机总重 580 t。

表 2 盾构主机及台车相关参数

型号	外径 /mm	主机长度 /mm	前盾及外伸缩盾长度 /mm	主机重 /t	后配套台车重 /t	盾尾毛刷长度 /m
CREC1011	8 830	10 725	5 225	580	750	0.5

3.2 辅推油缸千斤顶推力的计算分析

本工程盾构姿态由 4 组千斤顶控制,A、C 两组油缸各设有 5 个千斤顶,B 组、D 组油缸分别设有 9 个和 6 个千斤顶,其布置情况如图 7 所示。

综上所述,根据工程概况及千斤顶的布置情况,计算本文所依托工程中小曲率半径盾构区间辅推油缸千斤顶总推力的理论值。与此同时,结合表 3 列出的 Rostami^[15]预测公式所需的部分参数,依托实际工程对比分析贯入度 H 的大小分别为:1 mm/rev, 2 mm/rev, …, 8 mm/rev 时,单只滚刀切削力理论计算结果见表 4。

表 5 列出了两种不同的掘进模式下依托工程小

表 3 Rostami 预测公式中部分参数取值

刀具类型	刀具数量	σ_c /MPa	σ_t /MPa	R /mm	T /mm	s /mm	Ψ	C
中心刀	6	40	2.5	206.8	15.8	85	0.1	2.05
正滚刀	7	40	2.5	232.2	17	82	0.1	2.05
正滚刀	14	40	2.5	232.2	17	78	0.1	2.05
边滚刀	9	40	2.5	232.2	17	40	0.1	2.05

表 4 不同贯入度下单只滚刀的切削力 F_c 预测值

贯入度 H /($\text{mm} \cdot \text{rev}^{-1}$)	滚刀类型			
	中心刀	正滚刀($s=86$ mm)	正滚刀($s=82$ mm)	边滚刀(平均值)
1	32.40	39.58	38.62	26.46
2	48.40	57.65	62.33	30.12
3	58.56	66.70	65.86	34.59
4	66.54	73.77	72.13	41.23
5	72.85	78.99	77.35	42.36
6	75.96	83.47	82.21	44.39
7	79.60	89.37	87.72	47.63
8	84.40	91.28	90.38	55.73

表 5 小曲率半径盾构区间辅推油缸千斤顶部分推力预测值

盾构机型式	$F_{1\min}$	$F_{1\max}$	F_2	F_3	F_4	$\sum_{i=1}^4 F_{i\min}$	$\sum_{i=1}^4 F_{i\max}$
单模型式	6 195	6 783	487	18	1 599	8 299	8 887
双模型式	4 183	4 567	487	18	1 599	6 287	6 671

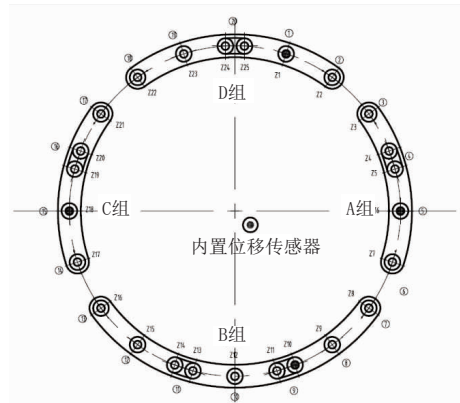


图 7 辅推油缸千斤顶布置及分组示意图

曲率半径盾构区间辅推油缸千斤顶推力各组成部分的预测值及总推力的预测值。综上所述,相比于土压-泥水平衡双模情况,单模情况下的辅推油缸千斤顶总推力处于增加的状态,且增加量较大。其中,超过 50%的增量用于克服围岩对盾构主机的摩阻力。随着刀盘贯入度从 $1 \text{ mm} \cdot \text{rev}^{-1}$ 增加至 $8 \text{ mm} \cdot \text{rev}^{-1}$,盘形滚刀切削所需的辅推油缸千斤顶推力占增量的比例从 35.78%增加至 46.21%。

由上述分析可知,双模盾构机掘进施工过程中,当其他条件不变时,辅推油缸千斤顶推力大小与贯入度大小呈正相关。在掘进过程中,若出现实际推力与理论预测区间偏差较大的情况,应考虑地质条件变化、刀具破损等方面的因素。

3.3 控制推力减少对管片不利影响的措施

盾构机掘进过程中管片开裂现象的出现,降低了盾构掘进施工的效率、施工及后期运营期间的安全性。为了减少管片开裂,更高效、更安全地修建隧道,本文对千斤顶推力对管片的不利影响进行分析。

管片拼装过程中若出现错缝或开缝,那么组装中的管片和已组装好的管片的角部就可能呈点接触或线接触,如图8所示。这些地方一旦承受千斤顶的压力,就会发生残缺或开裂。当盾构机的方向与管片的方向产生差异时,会出现盾构机与管片挤压的现象,导致管片的损伤或变形,管片宽度越大这种现象的发生率就越高。

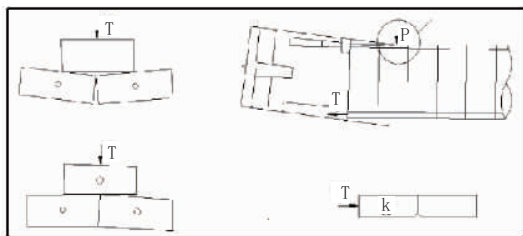


图8 管片间点接触、管片与盾构机挤压示意图

同时,管片在盾构施工过程中受到千斤顶推力与浮力的共同作用,将导致管片开裂。基于此,根据上述辅推油缸千斤顶推力的计算分析结果,为了有效控制小曲率半径盾构区间隧道成型质量及结构的安全性及耐久性,建议采取以下措施:

(1)纠偏施工。纠偏施工应先以调整盾构机姿态为主。施工中遵循勤纠、少纠,每环纠偏量不超过5 mm,并根据盾构机姿态、设计线路、管片点位,制定详细的纠偏计划,为施工过程提供理论依据。遇到设计线路线形发生变化时,提前参考盾构机推进姿态,制定详细计划,模拟盾构后续掘进,保证不因设计线路线形的改变而引起盾构机掘进时自身姿态、管片姿态与线路线形无法拟合。

(2)管片拼装控制。做好管片拼装选点工作,提高管片拼装质量,避免管片拼装错台现象出现。纠偏过程中,及时调整管片楔形量,保证每环管片上超前量控制在60 mm,确保纠偏过程中管片与盾构机姿态相互吻合。盾构机姿态正常掘进时严格控制每环行程差在20 mm以内。纠偏过程中行程差控制在

30 mm以内,行程差不小于40 mm时,及时进行调整。在拼装管片时,将管片向外喇叭趋势拼,以有利于下一环的拼装,且不会因为预留F块空间不够,造成邻接管片破损。

(3)合理选择掘进参数。根据目前地铁隧道的施工经验,在直线段的盾构掘进速度通常达5 cm/min左右。然而,在小曲率半径盾构区间施工中,需对掘进速度予以适当降低。尤其在每一个施工循环中盾构掘进启动时,掘进速度递增幅度应予以严格控制,避免辅推油缸千斤顶对管片施加的作用力过大。结合实际工程需求,小曲率半径盾构区间内掘进速度宜控制在3~4 cm/min的区间内。换步时辅推油缸千斤顶推力宜控制在5 000~7 000 kN,从而控制侧向分力和轴线偏移范围;水平方向两组千斤顶推力差不宜超过750 kN,将水平力偶绝对值控制在2 000 kN·m以内。

(4)严格控制盾构机姿态。盾构姿态是盾构施工工法中的一项重要技术指标。在小曲率半径区间掘进施工过程中,应提高姿态纠偏频率、减小姿态纠偏幅度,尽量使盾构掘进轨迹保持平顺,避免盾构姿态突变。结合实际工程需求,小曲率半径区间内每环纠偏量宜控制在5~8 mm/环以内,辅推油缸水平方向两组千斤顶的行程差需控制在35 mm以内。

(5)盾构机推力控制。盾构机推进过程中,调节油缸分区油压,根据实际推进情况改变盾构机顶推力,在盾构机姿态受控的同时尽量减小盾构机顶推力以减少管片开裂。

(6)提供隧道纵向刚度。在管片完成拼装后,及时设置纵向加强肋,能够提高隧道纵向刚度,有效控制小曲率半径盾构区间成型隧道水平轴线偏移量及管片环缝错台量过大的问题。加强肋可采用槽钢与钢板作为原材料进行制作,钢板上设有略大于纵向螺栓直径的开孔,一端利用螺栓施加的预紧力与管片固定,另一端焊接至槽钢,从而将管片沿纵向进行连接,如图9所示。当每环掘进结束后,应及时对完成拼装的管片施加螺栓预紧力。由于管片螺栓在推力和管片震动下的作用下必然会发生一定的松动,此时进行管片螺栓复紧能够提供克服作用于管片上的推力所产生的横向分力,可有效减少管片环缝错台量。在实际施工当中,每完成1环的掘进量,需对最近5环管片的纵向、环向螺栓进行检查和复紧。

(7)管片质量控制。采用凹槽处保护层已设置抗剪钢筋的管片,提高管片自身抗剪能力,控制管片开



图9 隧道管片施加加强肋措施示意图

裂情况发生。将原 1.5 mm 丁腈软木橡胶垫片增加至 3 mm,加强管片凹凸榫槽位置缓冲,预防管片开裂现象。

4 结论

本文对小曲率半径隧道双模盾构机掘进开挖模式进行了分析,并建立了辅推油缸千斤顶推力的计算模型,对千斤顶推力的计算方法及相关理论进行了深入探究。在此基础上,以南昌地铁 1 号线盾构隧道工程为依托,结合工程特点,对工程中的小曲率半径盾构区间的辅推油缸千斤顶推力进行计算,并对千斤顶推力对管片造成的不利影响进行了分析,提出了相关应对措施。具体得出如下结论:

(1)小曲率半径盾构区间在双模盾构施工中的辅推油缸千斤顶推力计算值介于 6 287~6 671 kN 和 8 299~8 887 kN 两个区间之内。

(2)小曲率半径盾构区间在双模盾构施工过程中,滚刀法向切削力及辅推油缸千斤顶推力随着贯入度的增大而增大,且增大速率呈逐渐减小的趋势。当贯入度由 $1 \text{ mm} \cdot \text{rev}^{-1}$ 增加到 $8 \text{ mm} \cdot \text{rev}^{-1}$,盘形滚刀切削所需的辅推油缸千斤顶推力占增量的比例从 35.78%增加至 46.21%。

(3)根据千斤顶推力对小曲率半径盾构区间管片造成不利影响的分析结果,依次提出纠偏施工、管片拼装控制、合理选择掘进参数、严格控制盾构机姿态、盾构机推力控制、提供隧道纵向刚度和管片质量控制的主要施工控制措施,保证了管片在小曲率半

径隧道盾构施工中的安全性。

参考文献:

- [1] 郑卫.盾构隧道千斤顶推力对管片力学响应影响分析[J].施工技术(中英文),2019,48(S1): 644-648.
- [2] 夏杰,付龙龙,周顺华,等.盾尾千斤顶推力与盾构机转角匹配关系研究[J].地下空间与工程学报,2018,14(S2): 696-701.
- [3] 白廷辉,郑勇波,李晓军,等.施工阶段盾构衬砌结构受力特性影响因素数值分析[J].施工技术(中英文),2019,48(7): 98-102.
- [4] 苏昂.千斤顶推力不均对盾构管片裂纹扩展的影响研究[J].铁道标准设计,2018,62(11): 103-107,113.
- [5] 孙昌海.盾构机千斤顶偏角对管片及螺栓影响分析研究[D].西安:长安大学,2017.
- [6] 苏凯,周小阳,杨风威,等.TBM 隧洞新型平行四边形管片衬砌结构受力特性研究[J].武汉大学学报(工学版),2020,53(6): 471-482.
- [7] 李彬嘉,晏启祥.盾尾挤压作用下盾构管片施工期力学行为研究[J].现代隧道技术,2019,56(S2): 409-417.
- [8] AVANAKI M J. Effects of hybrid steel fiber reinforced composites on structural performance of segmental linings subjected to TBM jacks[J]. Struct. Concrete, 2019(20), 1909-1925.
- [9] CHAIPANNA P, JONGPRADIST P. 3D response analysis of a shield tunnel segmental lining during construction and a parametric study using the ground-spring model[J]. Tunn. Undergr. Sp. Tech, 2019, (90), 369-382.
- [10] LEE H, YEONG-MIN N, JANG H, et al. A study on the stability of shield TBM thrust jack in the behavior of operating fluid according to thrust force[J]. J. Korean Soc. Manuf. Process Eng, 2019(18), 38-45.
- [11] SHI S G. Study on mechanical response of shield tunnel segment under construction loads[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014.
- [12] 吴圣智.市地铁双护盾 TBM 隧道管片结构设计及地表沉降预测方法[D].成都:西南交通大学,2019.
- [13] ZHANG Z H. Full face rock boring machine and its cutting tool rock breaking theory[M]. Beijing: China Railway Publishing House, 2003: 155-188.
- [14] ROSTAMI J, OZDEMIR L. New model for performance prediction of hard rock TBMs[J]. Proc.-Rapid Excava. Tunn. Conf, 1993(11): 793-809.
- [15] ROSTAMI J, OZDEMIR L, NILSON B. Comparison between CSM and NTH hard rock TBM performance prediction models[C]. Proceedings of the Annual Technical Meeting of the Institute of Shaft Drilling Technology. Las Vegas: [s.n.], 1996.