

DOI: 10.11779/CJGE20220761

内水压盾构隧道管片衬砌受力与变形特性分析

周 龙^{1,2}, 朱合华^{1,3}, 沈 奕^{1,3}, 闫治国^{*1,3}, 官林星⁴

(1. 同济大学土木工程学院地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094;
3. 土木工程防灾减灾全国重点实验室, 上海 200092; 4. 上海市市政工程设计研究总院(集团)有限公司, 上海 200092)

摘 要: 对不同埋深的通缝和错缝拼装盾构衬砌结构在内水压作用下的力学响应开展研究, 分析了内水压、隧道埋深和衬砌拼装方式对盾构衬砌承载特性的影响规律。研究表明, 隧道内水从空管变化至满管过程中, 衬砌环变形持续增大, 内力变化呈现三阶段特性。第一阶段为空管至半管阶段, 衬砌环弯矩增大、轴力减小, 但二者的变化幅度极小。第二阶段为半管至刚刚满管阶段, 衬砌环弯矩增大、轴力减小, 轴力的变化幅度小于弯矩。第三阶段为满管后内压增加阶段, 衬砌环弯矩和轴力同时减小, 但轴力的减幅远大于弯矩。对于有内压作用的盾构衬砌, 埋深减小时衬砌结构的内力与变形会随之减小, 但局部接缝张开及螺栓应力可能出现增大的现象, 较浅覆土处衬砌环接缝的安全储备应引起足够重视。当隧道埋深及内部水压荷载相同时, 错缝拼装衬砌结构的收敛变形、局部接缝变形和接缝部位螺栓的受力均优于通缝拼装结构, 承受内水压的盾构衬砌可优先考虑采用错缝的方式拼装。

关键词: 盾构管片衬砌; 内水压; 埋深; 通缝与错缝拼装结构; 承载特性

中图分类号: TU431 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2023)09-1763-10

作者简介: 周 龙(1988—), 男, 副教授, 主要从事盾构衬砌设计计算理论与韧性评估等方面的科研工作。E-mail: zhoulonglmn@126.com。

Stress and deformation properties of shield segmental linings under internal water pressures

ZHOU Long^{1,2}, ZHU Hehua^{1,3}, SHEN Yi^{1,3}, YAN Zhiguo^{*1,3}, GUAN Linxing⁴

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China; 3. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 4. Shanghai Municipal Engineering Design Institute (Group) Co., Ltd., Shanghai 200092, China)

Abstract: The mechanical responses of continuous- and stagger-jointed shield lining structures with different buried depths and internal water pressures are investigated, and then the influences of the internal pressure, buried depth and lining assembly manner on the stress and deformation properties of shield segmental linings are analyzed. The results show that the deformations of the shield lining rings increase, and the change of the internal forces presents the characteristic of three stages in the process of inner water inside the tunnel from the empty pipe state to the full one. The first stage is from the empty pipe state to the half one, in which the bending moments and axial forces of the lining rings increase and decrease, respectively, but the change ranges of the bending moments and axial forces are very small. The second stage is from the half pipe state to the full one, in which the bending moments and axial forces of the lining rings increase and decrease, respectively, and the change range of the axial forces is less than that of the bending moments. The third stage is the increase of the internal pressures after the pipe is full, in which the bending moments and axial forces of the lining rings decrease at the same time, but the reduction of the axial forces is much greater than that of the bending moments. The internal forces and deformations of the lining structures reduce with the decrease of the buried depth, but the local joint opening and bolt stress may increase in the shield segmental linings under the internal water pressure. Thus, enough attention should be paid to the safety reserve of the joints in the linings with shallow buried depth. In addition, under the same buried depth at tunnel top and internal water pressure inside the tunnel, the convergence deformation, local joint opening and stress of the bolts at the joint positions of the staggered-jointed lining structures are better than those of the continuous-jointed ones, which means the staggered-jointed assembly manner should be

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(52008308); 中国博士后
创新人才支持计划项目(BX20200247); 中国博士后面上基金项目
(2021M692447)

收稿日期: 2022-06-15

*通信作者(E-mail: yanzguo@tongji.edu.cn)

preferred for the shield linings under the internal water pressures.

Key words: shield segmental lining; inner water pressure; buried depth; continuous- and stagger-jointed structure; load-bearing characteristic

0 引言

近年来,承受内压的隧道采用盾构工法修建的案例逐渐增多,如中国上海、广州、成都等城市都在修建蓄排水隧道,以解决城市内涝问题^[1-3]。对于蓄排水盾构隧道衬砌结构,在蓄排水过程中,隧道内水压交替变化,衬砌结构会出现多种受力模式,相较于无内压作用的盾构衬砌受力极为复杂^[4-5]。

目前,一些学者对于有内水压作用的盾构衬砌力学行为开展了相关研究。刘威等^[6]针对内水压盾构隧道衬砌结构的荷载作用特点,研发了“外压+内拉”的新型加载方法与装置,可以实现不同工况下内水压盾构衬砌环的试验荷载需求;Huang等^[7-8]基于该试验装置开展了通缝及错缝拼装衬砌环足尺加载试验,分析了内水压盾构衬砌纵缝的弯矩传递机理及内水压循环过程中衬砌结构的力学响应特性。Zhang等^[9]研究了影响内水压盾构衬砌结构力学响应特性的重要因素,包括最大内水头、纵缝分布位置及环间作用。周龙等^[1]、Zhou等^[10-11]开展了整环力学行为试验研究了内水压增长过程中盾构衬砌力学性能及弯曲刚度有效率与接头弯矩传递系数的变化规律,并分析了内水压盾构衬砌两侧卸载过程中的渐进性破坏过程。

上述针对内水压作用的盾构衬砌力学行为研究存在不足。首先,数值模拟、足尺试验研究中,为方便加载,隧道外侧的水土荷载被简化为间断分布的千斤顶荷载,未能真实反应地层荷载作用。其次,只考虑隧道在最大埋深时内水压变化对衬砌力学行为的影响。实际工程中隧道全线上覆土层厚度会发生变化,在不同埋深和内水压作用下隧道的力学响应特性未能得到揭示。鉴于以上不足,本文对通缝和错缝拼装的盾构衬砌结构在不同埋深水土荷载与内水压作用下的力学响应开展研究,在此基础上分析内水压、隧道埋深和衬砌拼装方式对盾构衬砌受力特性的影响规律。

1 数值模型建立

1.1 模型建立

数值模拟分析对象选取上海市拟建设的蓄排水盾构隧道衬砌结构,考虑通缝和错缝两种拼装方式。衬砌环内径为9 m,管片厚度为0.6 m,幅宽1.5 m,整个衬砌环分为8块管片,如图1(a)所示。实际工程中,盾构隧道由多环衬砌环拼装而成,但在数值模型

中,选取的衬砌环数过多对计算机的计算能力提出了较高要求。考虑到盾构衬砌管片与管片之间及衬砌环与环之间的相互作用,选取1个幅宽1.5 m的完整环和两个幅宽0.75 m的半环拼装成衬砌环进行数值分析^[9]。错缝拼装的衬砌环,中间完整环与上下半环的错缝角度为 11.25° ,如图1(b)所示。模型中的接缝位置忽略止水条、止水槽等细部构造。在通缝与错缝拼装结构的对比分析中,以中间完整环为主要对象。

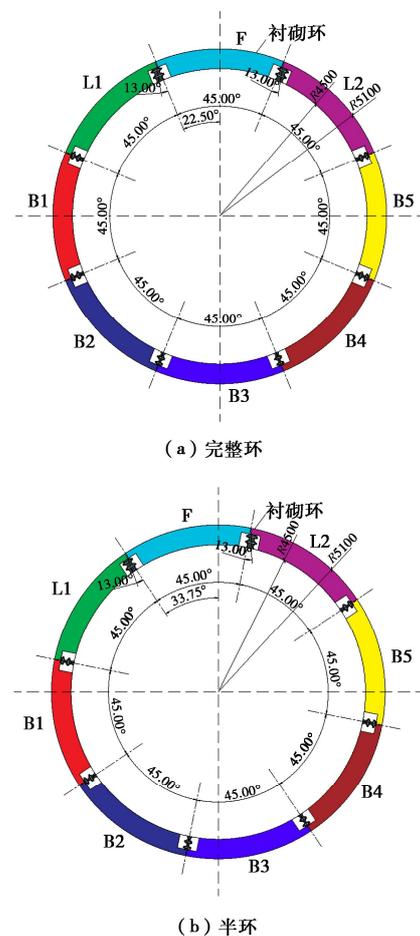


图1 错缝拼装管片衬砌

Fig. 1 Stagger-jointed segmental linings

衬砌环纵缝位置预埋铸铁件,铸铁件如图2(a)所示。铸铁件材质为QT500-7球墨铸铁,弹性模量为190 GPa,泊松比为0.3,屈服强度为320 MPa。铸铁件采用实体单元模拟,单元类型为C3D6。铸铁件通过强度等级为HRB400的8根钢筋锚固在模型混凝土中(见图2(a))。铸铁件锚筋强度等级为HRB400,屈服强度为400 MPa。铸铁件锚筋采用桁架单元模拟,单元类型为T3D2。完整环管片内部钢筋笼模型如图2

(b) 所示。纵向受力主筋强度等级为 HPB400, 其材料参数与铸铁件锚筋相同。箍筋及架立钢筋强度等级为 HPB300, 弹性模量为 210 GPa, 泊松比为 0.3, 屈服强度为 300 MPa。钢筋采用梁单元模拟, 单元类型为 B31。铸铁件锚筋嵌入到模型混凝土及铸铁件锚固端中, 铸铁件锚固端嵌入到管片混凝土中; 钢筋笼嵌入到管片混凝土模型中, 如图 2 (c) 所示。混凝土强度等级为 C60, 弹性模量为 36 GPa, 泊松比为 0.2。混凝土本构采用弹塑性损伤本构模型, 抗拉与抗压强度分别为 2.85, 38.5 MPa, 抗拉与抗压应力-应变关系曲线及损伤因子见图 3^[12-13]。混凝土采用实体单元模拟, 单元类型为 C3D6。

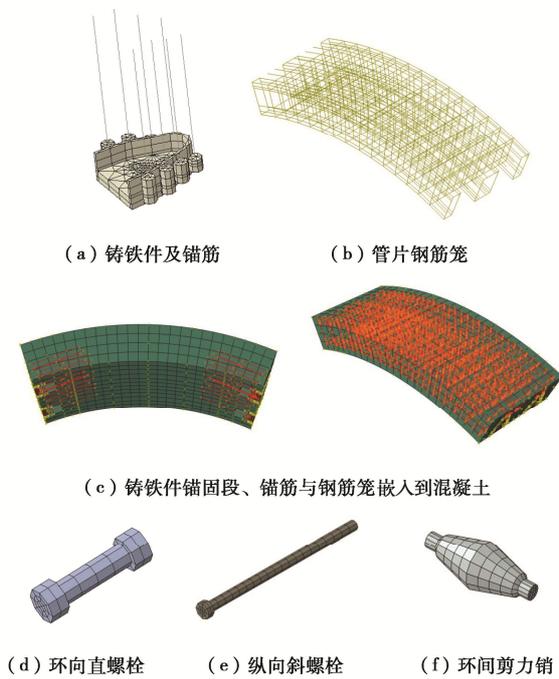
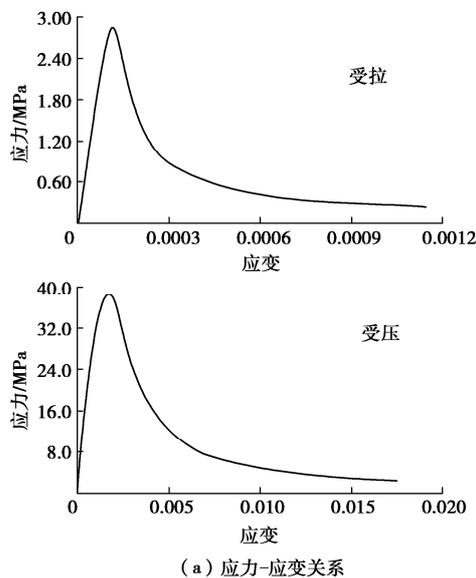
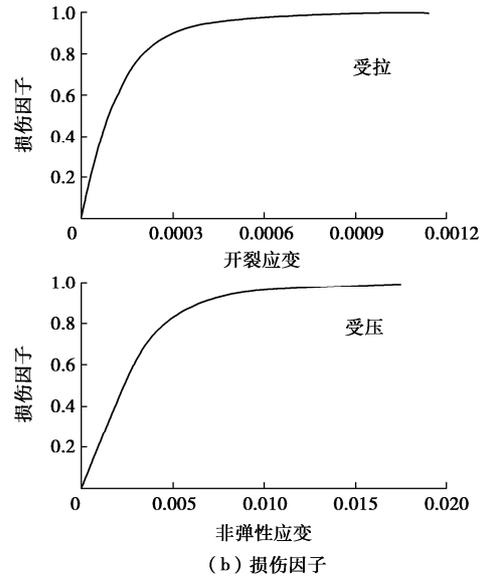


图 2 管片与连接件数值模型

Fig. 2 Numerical models for segments and fastenings



(a) 应力-应变关系



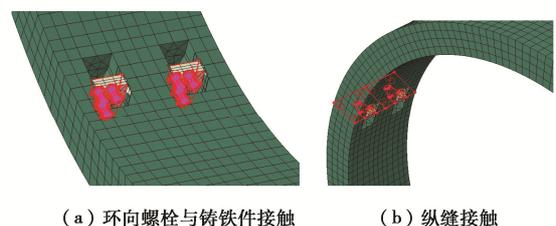
(b) 损伤因子

图 3 混凝土塑性损伤本构模型

Fig. 3 Plastic damage model for concrete

管片之间的连接采用 6 根环向直螺栓, 其中, 4 根螺栓布置在靠近接缝内弧面一侧, 2 根螺栓布置在靠近接缝外弧面一侧; 衬砌环与环之间的连接采用 32 根纵向斜螺栓; 环、纵向螺栓的预紧力均为 0。为了提高衬砌环间的抗剪能力, 环与环之间还设置 24 个剪力销。环向直螺栓、纵向斜螺栓及剪力销数值模型见图 2 (d), (e) 和 (f)。环向直螺栓为 10.9 级 M39 型螺栓, 屈服强度为 940 MPa; 纵向斜螺栓为 6.8 级 M36 型螺栓, 屈服强度为 480 MPa; 两种螺栓弹性模量为 210 GPa, 泊松比为 0.3。剪力销屈服强度为 110 MPa, 弹性模量为 12 GPa, 泊松比为 0.275。环向直螺栓、纵向斜螺栓及剪力销均采用实体单元模拟, 单元类型为 C3D8R。

螺栓与铸铁件之间, 及两块管片纵缝接触面设置面-面接触, 如图 4 (a), (b) 所示; 接触属性为: 法向“硬”接触, 切向摩擦接触, 摩擦系数为 0.5。中间完整环与半环之间通过纵向斜螺栓及剪力销相连, 纵向斜螺栓及剪力销嵌入到衬砌环混凝土中^[9]。同样, 中间完整环与半环之间的接触面属性设置为面-面接触, 如图 4 (c) 所示, 接触属性与管片纵缝接触面相同。通缝及错缝拼装的盾构衬砌数值分析模型见图 5。



(a) 环向螺栓与铸铁件接触

(b) 纵缝接触

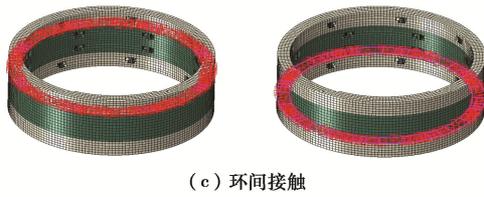


图4 面-面接触设置

Fig. 4 Setting of surface-surface contact



图5 衬砌环数值模型

Fig. 5 Numerical models for lining rings

1.2 加载工况

上海市拟建设的蓄排水盾构隧道顶部最大埋深约为 50 m，隧道内最高水压约为 0.6 MPa^[10-11]。在隧道投入使用后，隧道内会存在多种工况，当隧道内无蓄水时，为空管工况；当隧道内蓄水时，根据蓄水量的多少可分为非满管工况和满管工况。

作用于盾构衬砌结构上的荷载见图 6。其中， p 为上覆土荷载， p_k 为拱底土反力荷载， q_1 ， q_2 分别为拱顶、底水平土压力， q_{w1} ， q_{w2} 分别为隧道内部顶、底水压力， g 为衬砌环自重。图 6 中的隧道顶部埋深考虑 30，40 和 50 m 3 种情况。土体重度取 18 kN/m^3 ，土体侧压力系数 0.5，竖向土压力按全覆土重考虑^[10-11]。根据计算，30，40，50 m 埋深时作用于衬砌外部的土压力见表 1。地层反力采用地层弹簧模拟，在衬砌环外弧面施加径向和切向弹簧。径向弹簧受压时刚度 $k_n=10000 \text{ kN/m}^3$ ，受拉时为 0；剪切弹簧刚度 k_s 为径向弹簧刚度的 $1/3$ ^[14-15]。

表 1 衬砌环外侧土压力

Table 1 Earth pressures outside lining rings

埋深/m	p/kPa	p_k/kPa	q_1/kPa	q_2/kPa
30	540	585	420	560
40	720	765	560	700
50	900	945	700	840

图 6 (a) 中的荷载对应只有外部水土荷载作用、无内水压作用的空管工况。对于非满管工况，本研究考虑隧道内蓄水充满一半的半管工况，如图 6 (b) 所示。隧道内径为 9 m，在蓄水为半管时，隧道内底部水压为 0.045 MPa，在计算中近似按 0.05 MPa 考虑(见图 6 (b))。图 6 (c) 中的工况为满管工况，在满管时，

隧道内顶部与底部存在 0.09 MPa 的压差，在计算中近似按 0.1 MPa 考虑，即 $q_{w2}-q_{w1}=0.1 \text{ MPa}$ 。对于满管工况， q_{w2} 最大值为 0.6 MPa，本研究考虑 q_{w2} 分别为 0.1，0.3，0.6 MPa 3 种情况。在模拟中，对于不同埋深的隧道 (30，40，50 m)，依次施加空管工况的荷载，半管工况的荷载，及满管工况隧道内底部压力分别为 0.1，0.3 和 0.6 MPa 时的荷载。

除隧道内外的荷载外，对于错缝拼装的衬砌环还需考虑环与环之间的相互作用^[9]。对于上海市拟建设的蓄排水盾构隧道，其环间纵向应力的大小未知。已有研究表明，盾构衬砌环环间纵向应力大于 1.2 MPa^[16-17]，借鉴以往经验，模型中衬砌环环间作用按最小值 1.2 MPa 设置；在模型中，约束衬砌环一侧半环外表面纵向位移，在衬砌环另一侧半环外表面施加 1.2 MPa 的纵向均布压力。

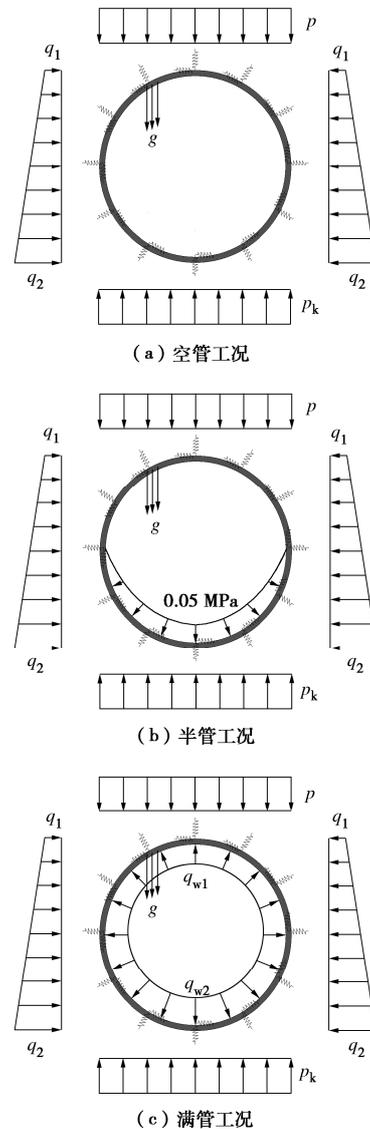
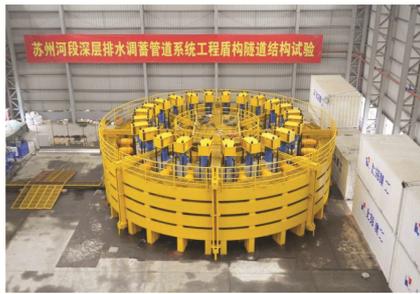


图6 衬砌环荷载

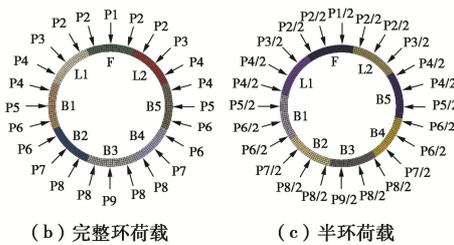
Fig. 6 Loads acting on lining rings

2 数值模型验证

对于上海市拟建设的蓄排水盾构隧道, Zhou 等^[10]开展了原型结构加载试验, 如图 7 (a) 所示。试验衬砌环错缝拼装, 试验中的衬砌结构与本文数值分析所采用的错缝拼装盾构衬砌结构相同。试验中采用 24 组沿径向等角度分布的千斤顶加载, 如图 7 (b), (c) 所示。

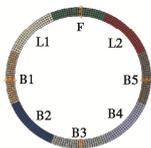


(a) 原型衬砌环足尺试验^[10]

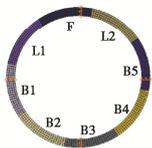


(b) 完整环荷载

(c) 半环荷载



(d) 拱顶、底水平位移约束



(e) 拱腰竖向位移约束

图 7 数值模型合理性验证中荷载位移边界条件

Fig. 7 Boundary conditions of load and displacement in numerical models for verification

为验证本文数值模型的有效性, 对 1.1 节的数值模型采用图 7 (b), (c) 所示的荷载模式进行加载, 模型中施加荷载的作用位置及大小均与整环试验中相同。共选取了整环试验中的 6 个工况进行对比, 工况 1 为埋深 50 m 空管工况, 工况 2 至 6 为埋深 50 m、满管拱底内压 0.6 MPa, 土体侧压力系数分别为 0.5, 0.4, 0.35, 0.3, 0.28 的工况, 具体的 P1~P9 荷载值见文献^[10]。为防止衬砌环产生刚体位移, 同时约束衬砌环中半环结构拱顶、拱底的水平位移及拱腰位置的竖向位移^[14, 18], 如图 7 (d), (e) 所示。数值分析计算的中间完整衬砌环竖向收敛变形及部分纵向接缝张开量与试验结果的对比见图 8。

由图 8 可知, 数值分析计算的衬砌环竖向收敛变形与试验值相比差值较小, 最大误差为 8.1%。从局部

接缝变形的角度来看, 当衬砌环接缝张开量较小时, 数值模拟与试验结果之间的误差偏大, 主要是原因为整环试验试件浇筑及安装过程中, 两块管片之间接缝面的平整度及接触并非如数值模型中处于理想状态, 造成存在一定的误差。随着接缝张开逐渐增大, 张开量之间的误差会逐渐减小, 加载至工况 6 时, 最大误差为 5.8%; 说明随着接缝张开增大, 初始接缝面不平整与拼装误差的影响会逐渐减小。因此, 总体上认为数值模型可以较为准确的模拟整环试验, 能够合理反映衬砌环的真实状态。

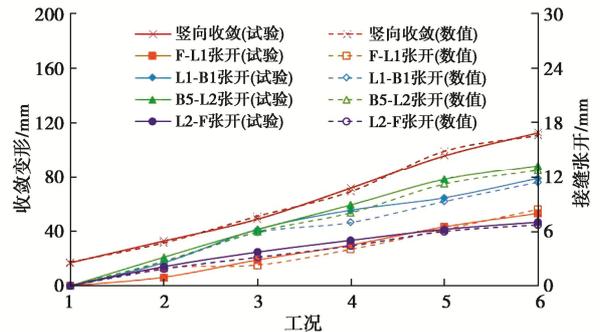


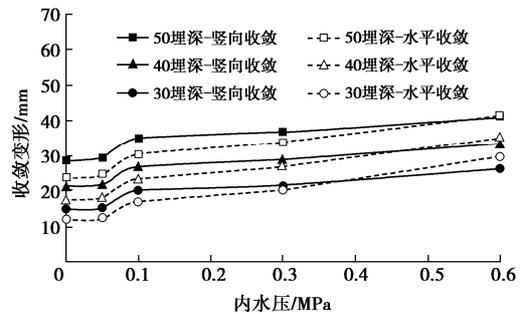
图 8 数值模拟与试验结果对比

Fig. 8 Comparison between numerical simulations and test results

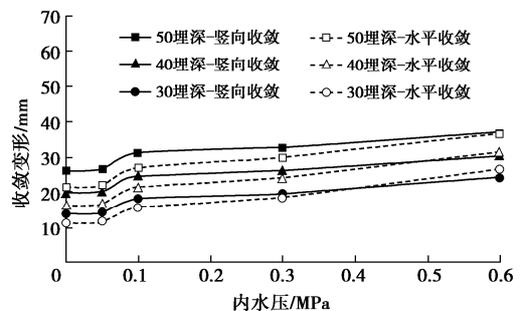
3 衬砌环受力与变形特性分析

3.1 衬砌环变形

不同埋深盾构衬砌结构(图 5 中所示中间完整环)在内水压从 0 增加至 0.6 MPa 时的收敛变形见图 9。



(a) 通缝拼装结构



(b) 错缝拼装结构

图 9 衬砌环收敛变形

Fig. 9 Convergence deformations of lining rings

由图 9 可知, 对于通缝与错缝拼装的盾构衬砌结

构,埋深不变时衬砌环整体的收敛变形随内水压增加而增大。内水压从0变化至0.6 MPa时,不同埋深的衬砌结构收敛变形变化规律相同,分为3个阶段。第一阶段为从空管至半管阶段,该阶段衬砌环收敛变形增大但增幅极小,小于0.9 mm。第二阶段为从半管至刚刚满管内压0.1 MPa阶段,该阶段内水压仅增大0.05 MPa,但衬砌环的收敛变形增大4~6 mm。第三阶段为从满管内压0.1至内压0.6 MPa阶段,该阶段内水压增大0.5 MPa,收敛变形增大约5~12 mm。

3.2 衬砌环内力

不同埋深盾构衬砌结构(中间完整环)在内水压从0增加至0.6 MPa时的弯矩与轴力分布见图10(图中,0°和180°为拱顶和拱底位置,90°和270°为两侧拱腰位置)。

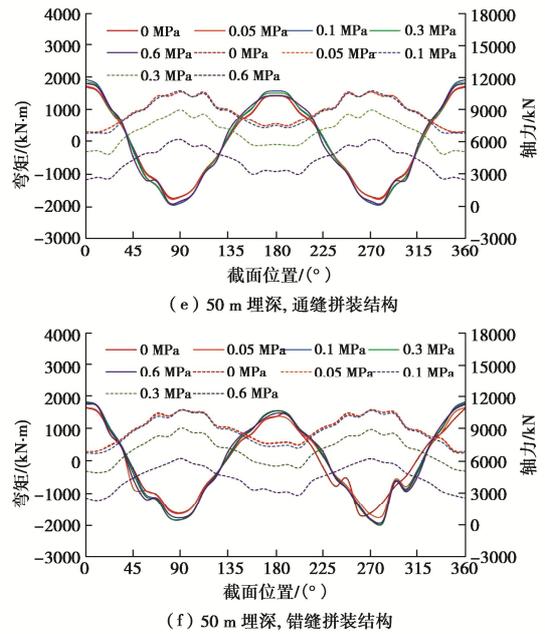
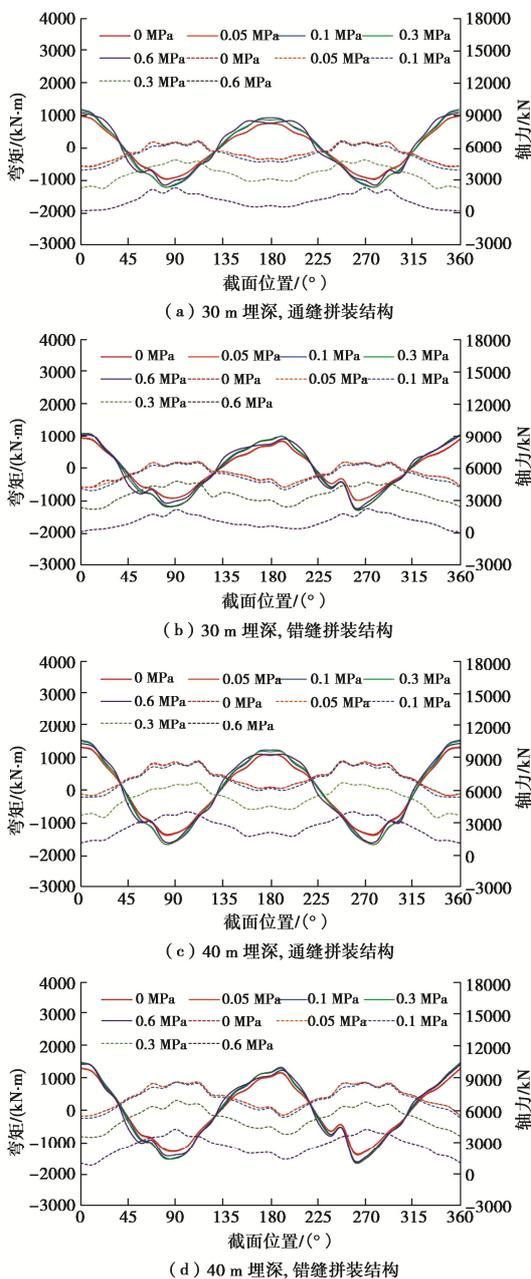


图10 衬砌环内力(实线表示弯矩,虚线表示轴力)
Fig. 10 Internal forces of lining rings (solid and dotted lines represent bending moments and axial forces, respectively)

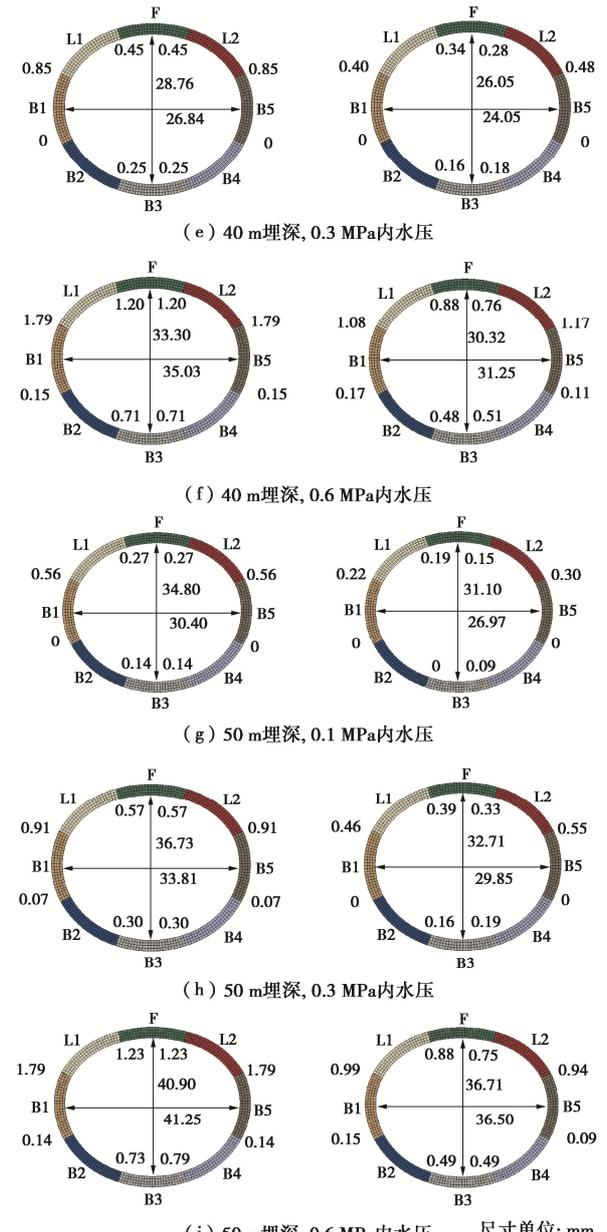
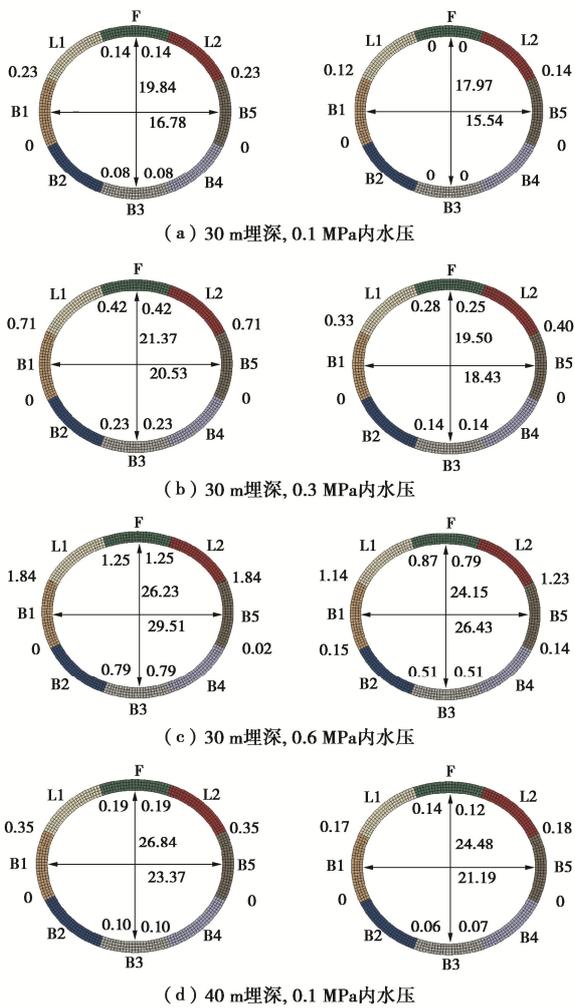
由图10可知,衬砌结构最大正弯矩位于拱顶位置,最大负弯矩和轴力位于拱腰附近位置;与收敛变化的变化相对应,埋深不变时结构内力(弯矩和轴力)的变化同样分为3个阶段。第一阶段为空管至半管阶段,该阶段衬砌环弯矩增大、轴力减小,但二者的变化幅度极小;因截面弯矩增大与轴力减小对衬砌变形不利,导致衬砌环的收敛变形增大。第二阶段为半管至刚刚满管内压0.1 MPa阶段,该阶段衬砌环弯矩增大、轴力减小,轴力的变化幅度小于弯矩;同样,因截面弯矩增大且轴力减小,衬砌环的收敛变形增大。第三阶段为满管内压0.1至0.6 MPa阶段,该阶段衬砌环弯矩和轴力同时减小,但轴力的减小幅度远大于弯矩,即该阶段收敛变形增大的原因为衬砌环截面轴力大幅减小。

以埋深50 m的盾构衬砌环为例,无内水压作用时,通缝与错缝拼装衬砌环的最大正弯矩分别为1735, 1660 kN·m、最大负弯矩分别为-1699, -1639 kN·m,轴力分布范围分别为6996~10770 kN, 6892~10810 kN。当内水压增加至0.05 MPa的半管工况时(第一阶段),两种衬砌环的最大正弯矩分别增大为1767, 1669 kN·m、最大负弯矩分别增大为-1726, -1690 kN·m,轴力分布范围分别变化为6958~10770 kN, 6870~10730 kN;该阶段弯矩最大增幅为1.8%,轴力最大减幅为1.2%。当内水从半管状态增加至刚刚满管0.1 MPa时(第二阶段),通缝与错缝拼装衬砌环的最大正弯矩分别为1971, 1848 kN·m、最大负弯矩分别为-1900, -1945 kN·m,轴力分布范围分别为

6814~10780, 6755~10720 kN; 该阶段弯矩最大增幅为 11.5%, 轴力最大减幅为 5.6%。进一步地, 当内水压增大至 0.6 MPa 时 (第三阶段), 两种衬砌环的最大正弯矩分别减小至 1852, 1762 kN·m、最大负弯矩分别减小为-1872, -1885 kN·m, 轴力分布范围分别变化为 2498~6214, 2291~6216 kN; 该阶段弯矩和轴力最大减幅分别为 6.0%, 65.9%。以上 3 个内力变化阶段中, 第二阶段内水压增大 0.05 MPa 时, 弯矩最大增幅 11.5%、轴力最大减幅 5.6%, 对应的衬砌环收敛变形增加约 5 mm; 而第一阶段 (弯矩最大增幅 1.8%、轴力最大减幅 1.2%) 与第三阶段 (弯矩最大减幅 6.0%、轴力最大减幅 65.9%) 时, 每 0.05 MPa 内水压增幅衬砌环收敛变形增加值最大为 0.81 mm。由此说明, 相较于轴力的减小, 内水压盾构衬砌收敛变形的增大对于弯矩增加更为敏感。

3.3 接缝张开

不同埋深盾构衬砌环在空管和半管状态时接缝均未张开。达到满管状态时内水压从 0.1 MPa 增加至 0.6 MPa 的过程中, 中间完整环接缝的收敛变形见图 11 (图中, F-L1、B2-B3、B3-B4 和 L2-F 接缝内弧面张开, L1-B1、B1-B2、B4-B5 和 B5-L2 接缝外弧面张开)。



注: 左图为通缝拼装衬砌环, 右图为错缝拼装衬砌环; 变形放大25倍

图 11 衬砌纵缝张开量

Fig. 11 Segmental joint openings

由图 11 可知, 埋深不变时, 接缝的张开量随着衬砌环收敛变形的增加而增大。内弧面张开的接缝中, 因 F-L1 和 L2-F 接缝位于拱顶最大正弯矩荷载作用位置附近, F-L1 或 L2-F 接缝张开量最大; 外弧面张开的接缝中, 因 L1-B1 和 B5-L2 位于拱腰最大负弯矩荷载作用位置附近, L1-B1 或 B5-L2 接缝张开量最大。在内弧面张开的 F-L1 和 L2-F 接缝与外弧面张开的 L1-B1 和 B5-L2 接缝中, 张开量值最大的为 L1-B1 或 B5-L2 接缝。接缝位置布置了 4 根靠近内弧面的螺栓和 2 根靠近外弧面的螺栓; 在接缝内弧面张开时, 4 根靠近内弧面的螺栓起主要限制张开作用; 而在接缝外弧面张开时, 2 根靠近外弧面的螺栓起主要限制张

表 2 衬砌环纵缝螺栓最大应力

Table 2 Maximum stresses of bolts at segmental joints of lining rings

内水压/ MPa	30 m 埋深		40 m 埋深		50 m 埋深	
	通缝结构螺栓应	错缝结构螺栓应	通缝结构螺栓应	错缝结构螺栓应	通缝结构螺栓应	错缝结构螺栓应
	力/MPa	力/MPa	力/MPa	力/MPa	力/MPa	力/MPa
0.1	70.9	61.8	90.0	71.4	112.8	84.7
0.3	176.2	142.9	189.7	147.7	200.8	156.5
0.6	542.7	371.5	481.3	317.5	428.0	303.8

开作用。因 2 根螺栓限制张开的作用弱于 4 根螺栓，造成 L1-B1 或 B5-L2 接缝的张开量最大。

3.4 螺栓应力

盾构衬砌环在空管和半管状态时接缝未张开，螺栓应力为 0。达到满管状态时，随着接缝张开，螺栓开始承受拉力。内水压从 0.1 MPa 增加至 0.6 MPa 的过程中，中间完整环接缝螺栓的最大应力见表 2。

表 2 中的螺栓应力为张开量最大的 L1-B1 或 B5-L2 接缝位置靠近外弧面螺栓的应力，如图 12 所示（限于篇幅，图 12 中仅列出 50 m 埋深、0.6 MPa 内压时衬砌环接缝的螺栓应力分布情况）。

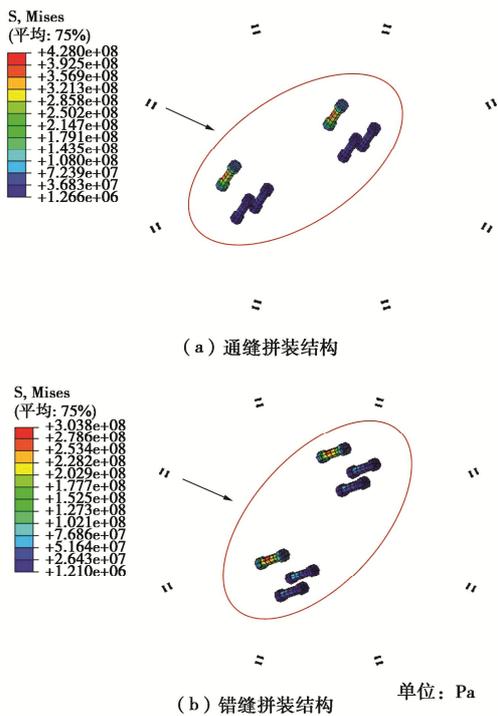


图 12 50 m 埋深、0.6 MPa 内水压时衬砌环纵缝螺栓应力
Fig. 12 Stresses of bolts in segmental joints of lining rings with buried depth of 50 m and internal water pressure of 0.6 MPa

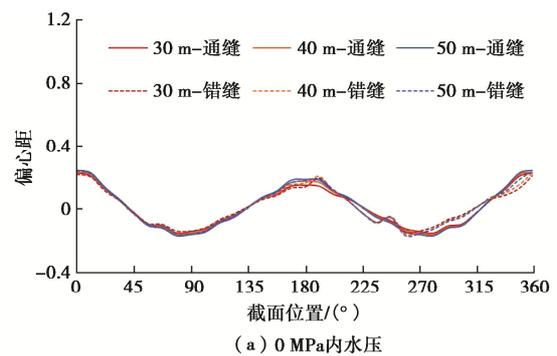
4 讨论

4.1 埋深对内水压盾构衬砌承载的影响

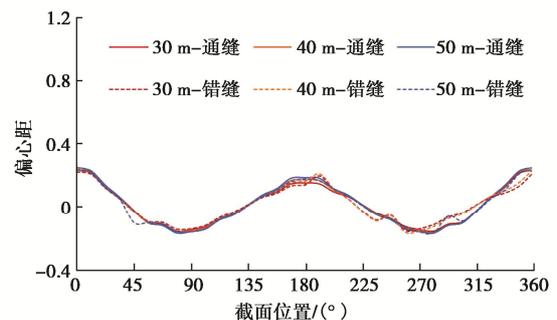
对于无内压作用的盾构衬砌结构，隧道埋深增大时，衬砌环的收敛变形会随之增大，当接缝张开后，其张开量与螺栓应力会随收敛变形增加而增大；主要原因为衬砌环截面弯矩 M 和轴力 N 均随埋深增加而增大，且增大时截面偏心距 e ($e=M/N$) 基本保持不变^[6]。

对于有内压作用的盾构隧道衬砌结构，当隧道内的水压保持不变、隧道埋深增大时，衬砌环的收敛变形会随之增大（见图 9）；但接缝张开量及螺栓应力的变化规律则不同。图 11 中的张开量和表 2 中螺栓应力的数据表明，当隧道内水压达到 0.6 MPa 时，隧道埋深从 50 m 减小至 30 m 的过程中，衬砌结构的收敛变形随埋深减小而减小，但埋深减小至 30 m 时衬砌环的张开量与螺栓应力反而最大。

图 13 为不同内水压作用时隧道顶部埋深变化过程中衬砌环截面偏心距的变化情况。图 13 (a) ~ (d) 中的偏心距数据表明，当隧道内水压处于 0~0.3 MPa 范围，衬砌环截面弯矩和轴力随埋深增加而增大时，截面偏心距基本保持不变（空管和半管工况）或变化幅度不大（满管 0.1, 0.3 MPa 工况）。当内水压达到满管 0.6 MPa 后，截面偏心距会随隧道埋深的减小而大幅增加，如图 13 (e) 所示；主要原因为 0.6 MPa 内水压作用导致衬砌环截面的轴力大幅减小。对于盾构衬砌接缝，因轴力大幅减小导致的偏心距增大对接缝承载不利^[7-11]，因而在 30 m 埋深时出现了衬砌接缝张开量与螺栓应力最大的情况。因此，对于内水压盾构衬砌结构，在隧道内满水运营时较浅覆土处衬砌环接缝的安全储备应引起足够重视。



(a) 0 MPa 内水压



(b) 0.05 MPa 内水压

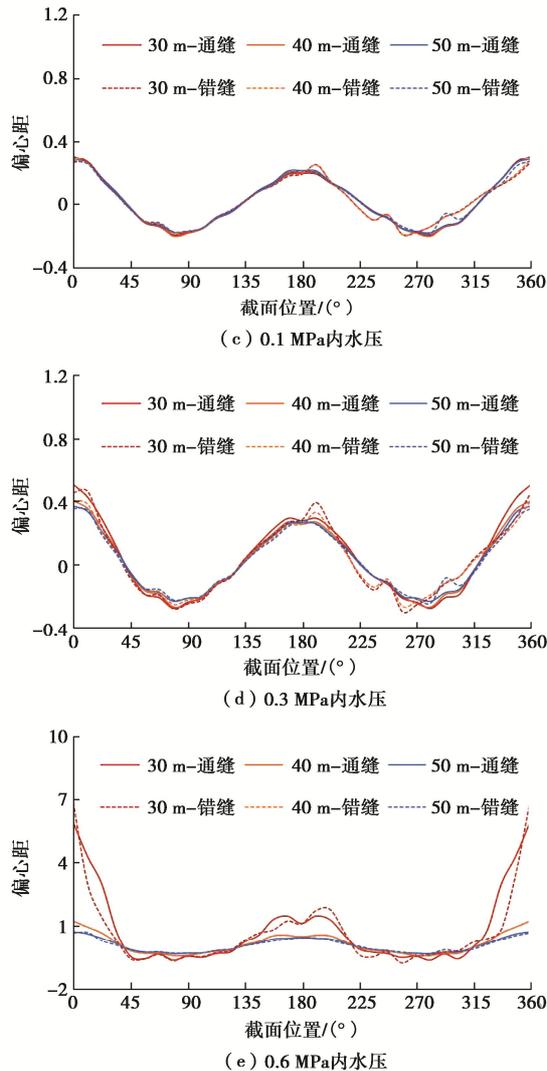


图 13 隧道顶部埋深变化时衬砌截面偏心距

Fig. 13 Eccentricities of lining sections under change of buried depth of tunnel

4.2 通缝与错缝衬砌环承载对比

错缝拼装后衬砌结构的整体刚度得到提升^[19-20], 因而衬砌环的收敛变形减小(见图9)。对于错缝拼装衬砌环, 其接缝弯矩会向相邻管片截面传递, 即弯矩传递现象^[11]。由于弯矩传递后接缝弯矩减小, 当接缝张开后, 错缝拼装衬砌接缝的张开量及相应接缝处的螺栓应力会小于通缝拼装的衬砌结构(见图11和表2)。以50 m埋深的盾构衬砌环为例, 在内水压从0变化至0.6 MPa的过程中, 错缝拼装衬砌环的收敛变形相较于通缝拼装衬砌环减小9%~11%; 当接缝张开后, 内水压从0.1 MPa变化至0.6 MPa的过程中, 错缝拼装衬砌环的接缝张开量最大减幅约60%、螺栓应力最大值减小约30%。图9, 11和表2中的数据表明, 不同埋深和不同内水压荷载作用的盾构衬砌结构, 错缝拼装时其收敛变形、局部接缝变形和接缝部位螺栓的受力均优于通缝拼装结构; 因此, 对于内水压盾构

衬砌, 可优先考虑采用错缝的方式拼装。

5 结 论

本文在原型管片衬砌结构足尺试验验证的基础上, 对不同埋深和内水压荷载作用下通缝与错缝拼装盾构衬砌结构的力学响应开展了数值分析, 得到以下3点结论。

(1) 隧道内水从空管变化至满管的过程中, 盾构衬砌环变形持续增大, 内力的变化分为3个阶段。第一阶段为空管至半管阶段, 该阶段衬砌环弯矩增大、轴力减小, 但二者的变化幅度极小。第二阶段为半管阶段至刚刚满管阶段, 该阶段衬砌环弯矩增大、轴力减小, 轴力的变化幅度小于弯矩。第三阶段为满管后内压增加阶段, 该阶段衬砌环弯矩和轴力同时减小, 但轴力的减幅远大于弯矩。

(2) 隧道埋深减小时, 满管状态的盾构衬砌环收敛变形随之减小, 但接缝张开量与螺栓应力可能会出现增大的现象, 造成该现象的主要原因为内水压较高时导致衬砌环接缝的偏心距大幅增加。对于内水压盾构衬砌结构, 在隧道内满水运营时较浅覆土处衬砌环接缝的安全储备应引起足够重视。

(3) 隧道埋深及内部水压荷载相同时, 错缝拼装衬砌结构的收敛变形、局部接缝变形和接缝部位螺栓的受力均优于通缝拼装结构。对于内水压盾构衬砌, 可优先考虑采用错缝的方式拼装。

参考文献:

- [1] 周 龙, 朱合华, 闫治国, 等. 深埋高内水压盾构隧道管片衬砌力学特性足尺试验研究[J]. 土木工程学报, 2022, **55**(9): 94-105, 117. (ZHOU Long, ZHU Hehua, YAN Zhiguo, et al. Full-scale loading test on mechanical properties of deep-buried shield segmental linings bearing high inner water pressure[J]. China Civil Engineering Journal, 2022, **55**(9): 94-105, 117. (in Chinese))
- [2] 王建平, 何贞俊, 潘文慰, 等. 广州深隧排水系统东濠涌试验段物理模型试验研究[J]. 中国给水排水, 2020, **36**(23): 108-112. (WANG Jianping, HE Zhenjun, PAN Wenwei, et al. Physical model test of Donghaochong test section of deep tunnel drainage system in Guangzhou city[J]. China Water & Wastewater, 2020, **36**(23): 108-112. (in Chinese))
- [3] 安瑞冬, 游景皓, 廖磊, 等. 深层隧道排水系统中井隧水力学特性研究[J]. 水利学报, 2021, **52**(12): 1498-1507. (AN Ruidong, YOU Jinghao, LIAO Lei, et al. Study on the hydraulic characteristics of dropshaft and tunnel in the deep tunnel drainage system[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2021, **52**(12): 1498-1507. (in Chinese))

- [4] 朱建文, 孟 晗, 闫治国, 等. 高承载力盾构管片接头预埋件抗拉性能试验[J]. 中国公路学报, 2017, **30**(8): 149-155. (ZHU Jiannwen, MENG Han, YAN Zhiguo. Test of tensile performance for embeded part with high bearing capability of segment joints in shield tunnel[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, **30**(8): 149-155. (in Chinese))
- [5] GUO R, ZHANG M Y, XIE H M, et al. Model test study of the mechanical characteristics of the lining structure for an urban deep drainage shield tunnel[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019, **91**: 103014.
- [6] 刘 威, 王 祺, 庄欠伟, 等. 深埋排水调蓄盾构隧道管片 1 : 1 力学试验系统的研发与应用[J]. 中国公路学报, 2020, **33**(2): 103-113, 157. (LIU Wei, WANG Qi, ZHUANG Qian-wei, et al. Development and application of a 1 : 1 mechanical testing system for deeply-buried water storage and sewage shield tunnel[J]. China Journal of Highway and Transport, 2020, **33**(2): 103-113, 157. (in Chinese))
- [7] HUANG X, LIU W, ZHANG Z X, et al. Exploring the three-dimensional response of a water storage and sewage tunnel based on full-scale loading tests[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019, **88**: 156-168.
- [8] HUANG X, LIU W, ZHANG Z X, et al. Structural behavior of segmental tunnel linings for a large stormwater storage tunnel: insight from full-scale loading tests[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2020, **99**: 103376.
- [9] ZHANG Z X, LIU W, HUANG X, et al. Exploring the three-dimensional response of water storage and sewage tunnel based on 3D finite element modeling[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2022, **120**: 104269.
- [10] ZHOU L, ZHU H H, SHEN Y, et al. Full-scale experimental investigation on progressive failure characteristics of shield segmental lining connected through segmental joints containing ductile-iron joint panels[J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2022, **22**: 120.
- [11] ZHOU L, SHEN Y, GUAN L X, et al. Full-scale experiment for segmental linings of deep-buried shield tunnels bearing high inner water pressure: comparison of mechanical behaviors of continuous- and stagger-jointed structures[J]. Underground Space, 2023, **8**: 252-266.
- [12] 丁发兴, 余志武. 混凝土受拉力学性能统一计算方法[J]. 华中科技大学学报(城市科学版), 2004, **21**(3): 29-34. (DING Faxing, YU Zhiwu. Unified calculation method of mechanical properties of concrete in tension[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Urban Science), 2004, **21**(3): 29-34. (in Chinese))
- [13] 余志武, 丁发兴. 混凝土受压力学性能统一计算方法[J]. 建筑结构学报, 2003, **24**(4): 41-46. (YU Zhiwu, DING Faxing. Unified calculation method of compressive mechanical properties of concrete[J]. Journal of Building Structures, 2003, **24**(4): 41-46. (in Chinese))
- [14] SU D, CHEN W J, WANG X T, et al. Numerical study on transverse deformation characteristics of shield tunnel subject to local soil loosening[J]. Underground Space, 2022, **7**(1): 106-121.
- [15] KOYAMA Y. Present status and technology of shield tunneling method in Japan[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2003, **18**(2/3): 145-159.
- [16] 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. (LIAO Shaoming, MEN Yanqing, XIAO Mingqing, et al. Field tests on longitudinal stress relaxation along shield tunnel in soft ground[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(5): 795-803. (in Chinese))
- [17] 柳 献, 杨振华, 门燕青. 盾构隧道环向纵向压力时变规律研究[J]. 岩土工程学报, 2021, **43**(1): 188-193. (LIU Xian, YANG Zhenhua, MEN Yanqing. Temporal variation laws of longitudinal stress on cross section of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, **43**(1): 188-193. (in Chinese))
- [18] CHEN R P, CHEN S, WU H N, et al. Investigation on deformation behavior and failure mechanism of a segmental ring in shield tunnels based on elaborate numerical simulation[J]. Engineering Failure Analysis, 2020, **117**: 104960.
- [19] 黄宏伟, 徐 凌, 严佳梁, 等. 盾构隧道横向刚度有效率研究[J]. 岩土工程学报, 2006, **28**(1): 11-18. (HUANG Hongwei, XU Ling, YAN Jialiang, et al. Study on transverse effective rigidity ratio of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, **28**(1): 11-18. (in Chinese))
- [20] 王士民, 申兴柱, 何祥凡, 等. 不同拼装方式下盾构隧道管片衬砌受力与破坏模式模型试验研究[J]. 土木工程学报, 2017, **50**(6): 114-124. (WANG Shimin, SHEN Xingzhu, HE Xiangfan, et al. A model test for the mechanical property and failure mode of lining segments with different assembly types of shield tunnel[J]. China Civil Engineering Journal, 2017, **50**(6): 114-124. (in Chinese))