

DOI: 10.11779/CJGE201501014

盾构衬砌单环破坏历程的增量法解析解

董新平

(郑州大学交通工程系, 河南 郑州 450002)

摘要: 作为盾构整环管片破坏研究的一部分, 采用增量法对单环在荷载作用下逐渐破坏的历程进行了解析解推导, 提出了可考虑管片接头非线性转动的单环受荷历程的相对刚度比法和弯矩搜索法两种解析方法, 并对已经通过盾构整环原型破坏试验数据详细校核的数值模型进行适当修正, 构造出了对解析解进行检验的数值模型, 通过对解析解和数值解的比较表明, 相对刚度比法、弯矩搜索法两种增量解析方法可以较为准确的刻画出单环衬砌的受荷破坏历程, 是可行的。

关键词: 隧道工程; 盾构; 破坏历程; 相对刚度比法; 弯矩搜索法

中图分类号: U455 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2015)01-0119-07

作者简介: 董新平(1970-), 男, 河南淇县人, 博士, 副教授, 主要从事隧道及地下空间的研究。E-mail: dxp3000@163.com.

Incremental analytical solution for failure history of a single ring of segmented tunnel lining

DONG Xin-ping

(Department of Communication Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450002, China)

Abstract: As one important and fundamental research part in exploring the failure history of segmented tunnel lining, the analytical solution in incremental mode for the single segment ring is developed to trace and understand the behavior of the segment ring especially at failure. The relative stiffness method (RSM) and bending-moment search method (BSM) are proposed and utilized to scan and snap the ultimate bending moment capacities and real-time safeties of the segment and segment joint in the whole linear and nonlinear loading histories of a single segment ring. The finite element model based on one full-scale-test is revised by neglecting the interaction between the rings and the reinforcements in the segment in order to provide one benchmark test for the analytical solutions of RSM and BSM. The bending moments in the segment and segment joint of the analytical solutions are compared to FE calculations based on the same validation model, and a very good agreement is found. It is concluded that the proposed incremental analytical methods (RSM and BSM) are applicable.

Key words: tunnel engineering; shield; failure history; RSM; BSM

0 引言

盾构隧道衬砌破坏型式、破坏特征的研究是盾构隧道衬砌工程安全问题研究的重要内容^[1-4], 一些单位采用原型试验进行了盾构衬砌整环(3环、0.5+1+0.5环、1环等)破坏试验^[5-13], 同时, 部分学者进行了相关理论研究。文献[14]以欧洲盾构衬砌原型试验为依托对管片整环破坏机理的分析表明, 即使对实际工程问题进行简化, 不考虑管片与围岩之间的相互作用, 盾构衬砌破坏仍涉及环间接头(ring joint)、管片接头(segment joint)、管片局部开裂等多种因素, 结果就是, 尽管研究单位花费巨资、耗费大量精力进行了整环破坏试验, 但要非常清晰地、系统地阐述各影响因素在整环破坏过程中所起的作用和所扮演的角色, 难

度仍然较大, 这是客观现实。因为, 管片整环破坏过程中, 前述各种因素相互叠加、相互影响, 在对单因素影响的把握有欠缺时, 期望能准确了解各种影响因素的耦合作用情况, 实际是不太现实的, 基于以上考虑, 本文在文献[14]整环试验基础上, 进一步简化, 不考虑环间的相互作用, 将单环衬砌破坏历程作为研究对象。

文献[15]以管片接头试验为基础, 提出了管片接头的破坏历程解析解, 对解析解与试验结果的校核表明, 该解析解可以较真实地反映管片接头在高荷载乃至破坏荷载作用下的力学特征。

基金项目: 交通部建设科技项目(2013318Q03030); 教育部创新团队发展计划项目(IRT1186)

收稿日期: 2014-05-06

不考虑环间相互作用时的盾构单环衬砌在外荷载作用下, 若外荷载水平较低, 管片接头则处于线性转动阶段, 此时, 可以通过解析解求得整环内力^[1]。

若外荷载逐渐增大, 管片接头将处于非线性转动阶段, 即管片接头将按照文献[15]提出的解析模型(非线性)进行转动, 随着外荷载逐渐增大, 并最终导致管片接头屈服破坏和整环衬砌丧失承载力, 那么, 对于单环管片非线性转动并丧失承载力的过程, 是否可通过解析解进行描述和刻画、分析呢?

本文将寻求这样的解析解, 并通过构造数值模型来对解析解进行校验, 为后续单环衬砌破坏研究提供工具, 并为多环相互作用研究奠定基础。

1 单环管片受荷历程的相对刚度比法

为便于后期对解析解进行校核, 本文采用文献[14]中的 R2 环(R2 环管片接头配置如图 1(a) 所示), 管片分为左右对称的 7 块型式, 因结构左右对称, 本文取左侧管片作为研究对象(如图 1(b) 所示), R2 环左侧共包含 4 个管片接头, 编号分别为 s1, s2, s3, s4, 位置分别为 $\alpha = 0$, $\alpha = \frac{2\pi}{7}$, $\alpha = \frac{4\pi}{7}$,

$$\alpha = \frac{6\pi}{7}.$$

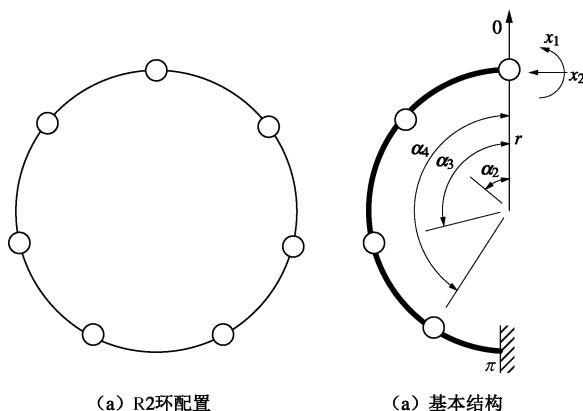


图 1 环 R2 接头配置及计算模型

Fig. 1 Configuration of ring R2 and analytical model

主要计算参数为^[14]: 环半径 4.525 m, 环宽 1.5 m, 管片厚 0.4 m。接头高度 0.17 m, 压缩刚度 $k_c=230$ GPa。管片混凝土波松比 $\nu=0.2$, 弹性模量 $E_c=36$ GPa, 抗压强度 $f_c=64$ MPa。

整环加载方式同文献[14], 首先施加均匀荷载, 然后逐步施加椭圆荷载, 直至整环丧失承载力。均匀荷载产生管片轴力 $N=1002$ kN, 椭圆荷载每级荷载增量为

$$p = p_0 \cos(2\theta) , \quad (1)$$

式中, $p_0 = 0.985$ kPa。

管片接头采用文献[15]的解析模型, 文献[15]中将管片接头转动划分为线性转动、接头开裂、接头屈服 3 个阶段。前期研究表明, 对于单环管片, 一旦管片接头进入屈服阶段, 则整环迅速丧失承载能力, 屈服阶段较短, 与文献[15, 16]的处理方法类似, 管片接头转角与接头所承受的弯矩满足:

$$\theta = \begin{cases} \frac{M}{k_c I_{\text{joint}}} & (M \leq M_t) \\ \frac{2N}{9k_c b \left(\frac{h}{2} - \frac{M}{N}\right)^2} & (M_t < M \leq M_c) \end{cases}, \quad (2)$$

$$\text{式中, } M_t = \frac{N \cdot h}{6} , \quad (3)$$

$$M_c = N \left(\frac{h}{2} - \frac{2N}{3bf_c} \right) , \quad (4)$$

其中, b 为接头宽度, N 为接头承受轴力, h 为接头高度, f_c 为接头混凝土抗压强度, I_{joint} 为接头转动惯性矩, k_c 为接头压缩刚度。

依据式(2)接头转角与弯矩关系如图 2 所示。

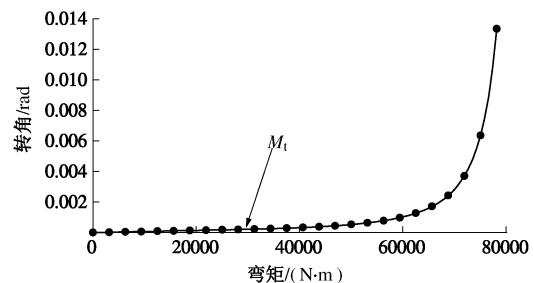


图 2 管片接头转角与弯矩的关系

Fig. 2 Relationship between bending moment and rotation of segment joint

当管片接头承受的弯矩小于式(3)中的开裂弯矩 M_t 时, 管片接头转角与外荷载之间呈线性关系, 单位弯矩作用下的管片接头转动角度(管片接头转动刚度)为常数, 此时, 可以采用叠加法, 直接利用虚功原理进行单环管片的内力计算。也就是取基本结构如图 1(b) 所示, 认为 R2 环左右对称位置($\alpha=0$)的转动角度和水平位移为外荷载 p , x_1 和 x_2 等荷载分别引起的相应值的叠加, 即

$$\theta_{\alpha=0}^{\text{Sum}} = \theta_{\alpha=0}^p + \theta_{\alpha=0}^{x_1} + \theta_{\alpha=0}^{x_2} = p \cdot \delta_{1p} + x_1 \cdot \delta_{11} + x_2 \cdot \delta_{12} , \quad (5)$$

$$x_{\alpha=0}^{\text{Sum}} = x_{\alpha=0}^p + x_{\alpha=0}^{x_1} + x_{\alpha=0}^{x_2} = p \cdot \delta_{2p} + x_1 \cdot \delta_{21} + x_2 \cdot \delta_{22} . \quad (6)$$

式中, δ_{1p} , δ_{2p} , δ_{11} , δ_{12} , δ_{21} , δ_{22} 为柔度系数, 也即单位荷载和多余未知力引起的转动量和水平位移量。在管片为弹性, 且管片接头为线性转动时, 是与外荷载无关的定值, 是已知量, 因此, 式(5)、(6) 联立就可

以求得超静定结构中的未知数 x_1 和 x_2 。

但是, 当管片接头承受的弯矩大于开裂弯矩 M_t 后, 管片接头转角与弯矩之间为非线性关系, 单位弯矩作用下接头的转动角度是一个与承受弯矩相关联的变量(即图2中非线性转动曲线的切线), 因此, 接头进入非线性转动后, 接头的柔度系数(δ_{1p} , δ_{2p} , δ_{11} , δ_{12} , δ_{22})是未知量, 因此无法直接利用式(2)和式(3)求得多余内力 x_1 和 x_2 。

若采用增量法, 采用以下2个假设:

假设1: 某时刻 t 单环衬砌所承受的荷载为逐渐增加而成:

$$p_t^{\text{Sum}} = \sum_{i=1}^t p_i \quad (7)$$

假设2: 在增量荷载 p_i 作用下, 管片接头转角增量与外荷载(承受弯矩)增量为线性关系。

显然, 根据假设2, 在荷载增量 p_i 作用下, 柔度系数(δ_{1p} , δ_{2p} , δ_{11} , δ_{12} , δ_{22})与荷载增量 p_i 无关, 是已知的量, 就可以直接应用式(2)和式(3)求解荷载增量 p_i 引起的多余未知力 x_1 和 x_2 的增量。

不过, 此时柔度系数(δ_{1p} , δ_{2p} , δ_{11} , δ_{12} , δ_{22})是与 $t=i-1$ 时刻的弯矩关联, 本文利用 $t=(i-1)$ 时刻的切线刚度来进行计算。

增量法计算时, 需要实时计算任一时刻 t 时的管片接头柔度, 本文以下首先采用相对刚度比的概念, 来实施增量法。

即在外荷载逐渐加载的过程中, 任一时刻 t 时, 管片接头刚度可表示为

$$k_t = \mu \cdot k \quad (8)$$

式中, μ 为管片接头在开裂阶段的相对刚度比, k 为管片接头在线性转动阶段的转动刚度, 是由管片接头的几何尺寸以及压缩刚度决定的,

$$k = k_{\text{linear}} = k_c \cdot I_{\text{joint}} \quad (9)$$

以下定义管片接头相对刚度比 μ , 即管片接头在加载过程中, t 时刻的接头转动刚度与初始线性转动刚度的比值:

$$\mu = \frac{k_t}{k_{\text{linear}}} \quad (10)$$

显然, 在线性转动阶段, 相对刚度比 μ 为

$$\mu = 1 \quad (M < M_t) \quad (11)$$

当管片接头进入开裂阶段后, 相对刚度比 μ 为相对柔度比 η 的倒数^[16], 即

$$\mu = \frac{1}{\eta} = -\frac{(-3 + \xi)^3}{8} \quad (12)$$

式中, η 为相对柔度比, ξ 为相对荷载比, 相对柔度比和相对荷载比的定义及推导过程参见文献[16]。

$$\xi = \frac{M}{M_t} \quad (13)$$

由式(13)可知, 当接头承受弯矩等于开裂弯矩时, 相对荷载比 ξ 等于1, 此时, 由式(12)得

$$\left. \begin{array}{l} \mu = 1, \\ M = M_t \end{array} \right\} \quad (14)$$

将式(11)~(13)统一起来, 即为

$$\mu = \begin{cases} 1 & (0 < \xi < 1) \\ 1 & (\xi = 1) \\ -\frac{(-3 + \xi)^3}{8} & (\xi > 1) \end{cases}, \quad (15)$$

式中, μ 为相对刚度比, ξ 为相对荷载比

管片接头的相对刚度比 μ 由式(15)计算。在采用相对刚度法比计算时, 将 t 时刻累计施加的椭圆化荷载 p_t^{Sum} 分割为 N 个增量, 即

$$p_t^{\text{Sum}} = \sum_{j=1}^N p_j \quad (16)$$

逐渐施加荷载增量 Δp_j , 直到 t 时刻的累计荷载 p_t^{Sum} 。

若 $t=(j-1)$ 时, 管片及管片接头所承受的弯矩已知, 则第 r 个管片接头的相对刚度比为

$$\mu_{j-1}^r = \mu \left(\frac{M_{j-1}^r}{M_t} \right) \quad (r=1, \dots, 4) \quad (17)$$

$t=j$ 时, 管片接头的转动刚度为已知量, 且在第 j 个荷载增量范围内保持为恒值, 即

$$k_j^r = \mu_{j-1}^r \cdot k \quad (r=1, \dots, 4) \quad (18)$$

据此, 可求得荷载增量 Δp_i 作用下的单环内力增量 Δm_i , $t=j$ 时刻的单环内力为

$$M_{t=j} = M_{t=j-1} + \Delta m_j \quad (19)$$

式中, $M_{t=j}$ 为 $t=j$ 时的总内力, $M_{t=j-1}$ 为 $t=j-1$ 时的总内力, Δm_j 为 $t=j$ 时刻的内力增量。

采用相对刚度比法进行增量计算时, 累计椭圆化荷载的增量分割数 N 要足够大, 以满足计算精度要求。

采用相对刚度比法进行增量计算的优点之一是, 相对刚度比为一个从0~1的无量纲的量, 当计算结束时, 可以直接获得各个管片接头的相对刚度比从1~0的衰减过程, 从而比较直观地获得各个管片接头在单环破坏过程中的实际所处状态。

2 单环管片受荷历程的弯矩搜索法

以上所述的相对刚度比法, 实际是在 $t=j$ 时刻, 用 $t=j-1$ 时刻的切线(图3中的直线ba)来近似曲线ba, 即用图3中的a点来近似A点。因此, 相对刚度

比法也可以称之为增量步初始切线刚度法。

相对刚度比法在计算中, 不进行收敛性检查, 计算速度较快。计算精度主要取决于荷载的增量分割数 N , 但是, 不进行收敛性检查, 可能在破坏阶段对计算精度有影响, 即图 3 中的 A 点与 a 点之间可能偏离较大。

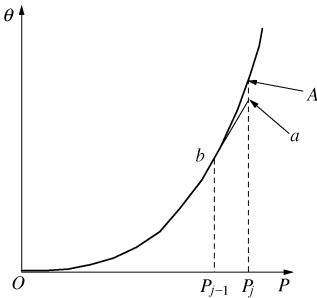


图 3 相对刚度比法计算示意

Fig. 3 Concept of RSM

因此, 以下采用另外一种算法, 就是在前述增量法基础上, 增加收敛性检查。同时, 直接采用管片接头刚度, 而非管片接头相对刚度比进行方程组求解。

依据式(7), t 时刻荷载为若干个荷载增量 Δp_i 逐渐累加而成。

若 $t=(i-1)$ 时, 管片及接头所承受的弯矩均为已知, 则第 r 个管片接头的转动刚度为

$$k_i^r = \begin{cases} kc \cdot I_{\text{joint}} & (M_{i-1} < M_t) \\ \frac{9}{4} k_c b \left(\frac{h}{2} - \frac{M_{i-1}}{N} \right)^3 & (M_{i-1} > M_t) \end{cases}, \quad (20)$$

式中, b 为接头(管片)宽度, h 为接头高度, M_{i-1} 为 $t=i-1$ 时刻管片接头的弯矩, N 为管片接头轴力。

依据式(20)获得管片接头刚度后, 采用叠加法, 可以获得外荷载增量 Δp_i 作用下, 管片接头 r 的线性转动增量 θ_{linear}^r 。

同时, 在外荷载增量 Δp_i 下, 管片接头的弯矩增量为 Δm_i^r , 管片接头总弯矩为

$$M_{t=i}^r = M_{t=i-1}^r + \Delta m_i^r. \quad (21)$$

将管片接头弯矩式(21)代入式(2), 可获得管片接头 r 的非线性转动增量:

$$\theta_{\text{non-linear}}^r = \theta(M_{t=i}^r) - \theta(M_{t=i-1}^r), \quad (22)$$

对管片接头的线性转动增量和非线性转动增量进行收敛性检查。

取收敛准则为

$$\kappa = \frac{\|\theta_{\text{non-linear}}^r - \theta_{\text{linear}}^r\|}{\|\theta_{\text{linear}}^r\|} \leq \kappa_{\text{Max}}, \quad (23)$$

式中, $\|\theta_{\text{linear}}^r\|$ 为在荷载增量作用下的管片接头转动的 2 阶范数,

$$\|\theta_{\text{linear}}^r\| = \left(\sum_{r=1}^4 (\theta_{\text{tier}}^r)^2 \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (24)$$

式中, κ_{Max} 为收敛控制参数, 一般取 4%。

单个荷载增量的最大迭代次数为 Iter_Total, 如果 $t=i$ 时, 不满足式(23)。则开始进行迭代, 并进行收敛性检查, 迭代次数为 Iter 时, 管片接头 r 的弯矩取

$$M_{\text{iter}}^r = \begin{cases} M_{i-1}^r + \frac{\Delta m_i^r \cdot 1}{\text{Iter_Total}} & (\text{iter} = 1) \\ M_{i-1}^r + \frac{\Delta m_i^r \cdot \text{Iter}}{\text{Iter_Total}} & (\text{iter} > 1) \end{cases}, \quad (25)$$

式中, Iter 为迭代数。

将式(25)代入式(20)获得第 Iter 次迭代时的管片接头刚度, 代入式(2)获得新的弯矩增量, 并进行管片接头转动增量的收敛性检查, 直到满足收敛条件(式(23))或者收敛次数达到预定的最大收敛迭代次数 Iter_Total, 收敛检查结束, 开始进行下一荷载增量的计算。

以上计算过程如图 4 所示, 进行迭代计算的目的, 就是在区间 $[p_{i-1}, p_i]$ 内寻找某个点(C 点), 使得该点的切线, 恰好等于(实际是满足收敛条件的近似等于)曲线的割线(AB)。因此, 弯矩搜索法也可以称之为增量步割线刚度法。

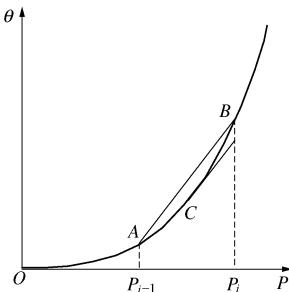


图 4 弯矩搜索法

Fig. 4 Concept of BSM

弯矩搜索法可精确地计算出在荷载逐渐增加, 并最终导致单环丧失承载力的整个过程中的管片和管片接头的内力变化过程, 可用来对盾构单环管片的破坏过程进行解析分析。

以下将构造适当的检验方法, 以对本文提出的两个解析方法的实际效果进行检验和考核。

3 单环管片受荷过程解析解的校核

为便于读者理解本文内容, 以下对文献[14]涉及的欧洲盾构管片整环破坏性试验做简单介绍。

该原型试验是采用三环错缝拼装(拼装型式如图 5 所示), 每环宽 1.5 m, 管片厚 0.4 m。管片接头之间为混凝土—混凝土接触, 无传力衬垫, 斜直螺栓连接。

环与环之间通过软木衬垫接触，每个管段有4个软木衬垫块，每个衬垫块的尺寸为 $150\text{ mm} \times 400\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ 。

该试验为破坏性试验，通过分步施加椭圆化荷载获得整环的极限破坏状态。因篇幅原因，关于试验加载、破坏历程等详见文献[14]。文献[14]就管片接头转动、管片应变、最大椭圆化位移、管片裂缝等方面对数值解结果与试验结果进行了详细的分析和比较，表明数值结果与试验结果是非常吻合的。

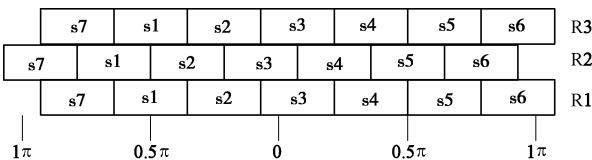


图5 管片环拼装方式

Fig. 5 Schematic of test set-up

该试验采用3环错缝拼装型式，也就是涉及到环间相互作用，本文就在这些数值分析基础上，构造本文的校核方法。

在文献[14]数值模型基础上，做以下调整：

(1) 调整环间模型参数，使得环间不存在相互作用，图5所示的3环实际变为3个相互独立的管片环，也就是获得单环的破坏历程。

(2) 简化模型，不考虑钢筋作用（主要目的是与解析解保持一致）。

其它参数与文献[14]完全一致，这样处理后，尽管没有单环管片破坏的原型试验数据，但由于加载方式、几何尺寸、主要的物理力学参数没有改变，可以预计这样的数值模型必与客观实际效果是一致的（假若进行单环破坏原型试验，则该原型试验结果和数值模型结果之间的较好吻合度是可以预期的）。

以下就利用这个数值模型对本文提出的两种解析法（以下分别简称为相对刚度比法、弯矩搜索法）进行校核。

弯矩搜索法得到的第1个管片接头（图1(b)中的 $\alpha_1=0$ 位置的管片接头）随荷载的变化情况如图6所示。依据文献[14]及本文所述的加载方法，在椭圆化荷载增量为13时，单环丧失承载力，解析解与数值解获得的单环极限承载力一致。由图6可见，在单环受荷历程中，管片接头s1的解析解与数值解非常接近，以荷载增量数为13时为例，解析解为 $72.7\text{ kN}\cdot\text{m}$ ，数值解为 $74.3\text{ kN}\cdot\text{m}$ ，二者误差为2.2%。

第2个管片接头s2的受荷历程比较如图7所示，第3个管片接头s3的受荷历程比较如图8所示。

第4个管片接头s4的受荷历程比较如图9所示。

在 π 位置($-y$ 位置)管片的弯矩变化历程比较如图10所示。在荷载增量为13时（达到单环极限承载力），该位置管片的弯矩的解析解为 $104.8\text{ kN}\cdot\text{m}$ ，数值解为 $107.4\text{ kN}\cdot\text{m}$ ，二者误差为2.4%。

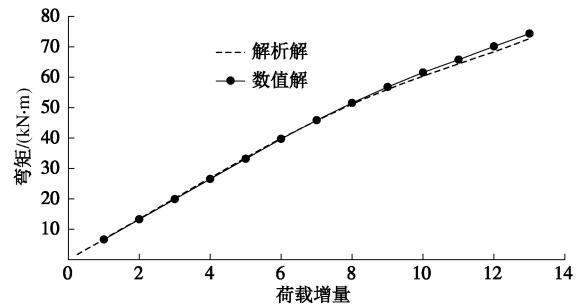


图6 第1管片接头受荷历程比较

Fig. 6 Bending moments of segment joint s1

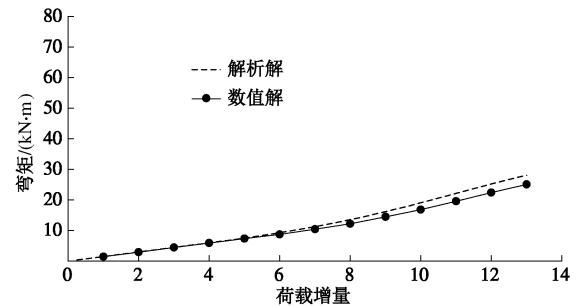


图7 第2个管片接头的受荷历程比较

Fig. 7 Bending moments of segment joint s2

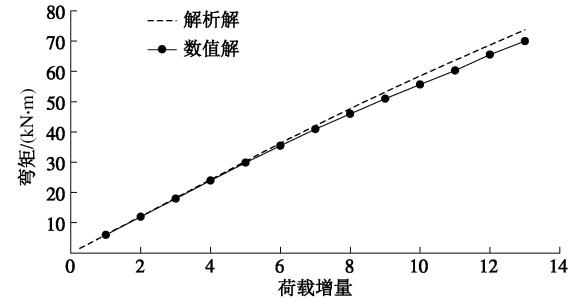


图8 第3个管片接头的受荷历程比较

Fig. 8 Bending moments of segment joint s3

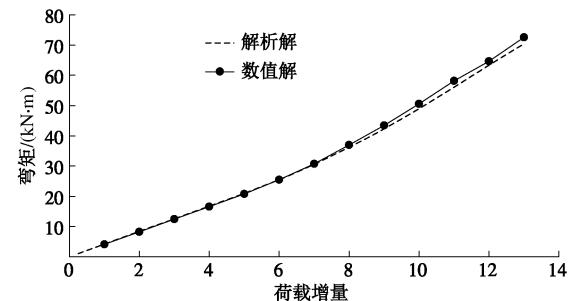


图9 第4个管片接头的受荷历程比较

Fig. 9 Bending moments of segment joint s4

以上比较说明，本文弯矩搜索法可以获得较为满

意的结果，是可行的。

以下就弯矩搜索法与相对刚度比法进行比较，以第1管片接头s1为例，二者获得的相对刚度比变化历程如图11所示。由图可见，在采用较小的荷载增量时（本文采用相对刚度比法时，将弯矩搜索法中荷载增量为13时的总荷载分为500个小的荷载增量），相对刚度比法获得的计算结果与弯矩搜索法计算结果几乎完全一致。因此，在总荷载分割数定为较大值（本文采用500）时，相对刚度比法也可以获得令人满意的结果。由图11可以非常直观地观察到单环加载过程中第1个管片接头在加载后期迅速衰减和破坏的过程。

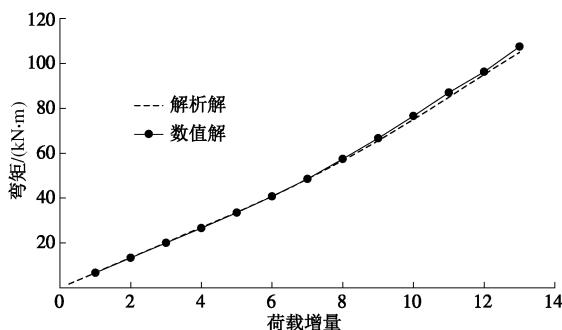


图 10 π 位置管片内力比较

Fig. 10 Bending moments of segment

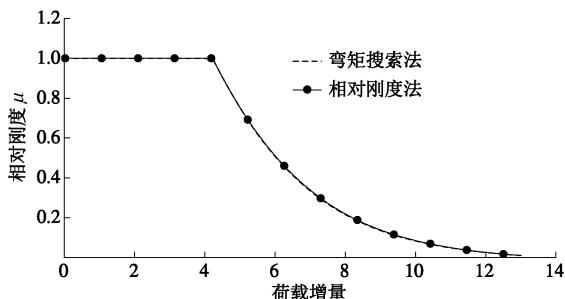


图 11 相对刚度法和弯矩搜索法比较

Fig. 11 Comparison between RSM and BSM

综合以上校验，可以看出，本文提出的2种单环受荷历程解析解是可行的。

本文提出的解析解，提供了一个有效的可供后续对单环破坏相关问题进行深入研究的工具。

4 结语

本文采用增量法就单环受荷破坏历程进行了解析解推导，提出了可考虑管片接头破坏过程的单环衬砌在荷载作用下逐渐破坏过程的相对刚度比法和弯矩搜索法等两种方法，并基于盾构整环原型破坏试验数据构造了用以对本文解析解进行检验的数值模型，通过对解析解计算结果和数值解计算结果的比较表明，本

文的解析方法是可以较为准确地对单环破坏历程进行刻画，是可行的。

参考文献：

- [1] 刘建航, 侯学渊. 盾构法隧道[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1991. (LIU Jian-hang, HOU Xue-yuan. Shield—driven tunnels[M]. Beijing: China Railway Press, 1991. (in Chinese))
- [2] 朱合华, 崔茂玉, 杨金松. 盾构衬砌管片的设计模型与荷载分布的研究[J]. 岩土工程学报, 2000, 22(2): 190 - 194. (ZHU He-hua, CUI Mao-yu, YANG Jin-song. Design model for shield lining segments and distribution of load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, 22(2): 190 - 194. (in Chinese))
- [3] 朱合华, 丁文其, 李晓军. 盾构隧道施工力学性态模拟及工程应用[J]. 土木工程学报, 2000, 33(3): 98 - 103. (ZHU He-hua, DING Wen-qi, LI Xiao-jun. Construction simulation fro the mechanical behavior of shield tunnel and its application[J]. China Civil Engineering Journal, 2000, 33(3): 98 - 103. (in Chinese))
- [4] 朱伟, 黄正荣, 梁精华. 盾构衬砌管片的壳-弹簧设计模型研究[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(8): 940 - 947. (ZHU Wei, HUANG Zheng-rong, LIANG Jing-hua. Studies on shell-spring design model for segment of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(8): 940 - 947. (in Chinese))
- [5] 何川, 封坤. 大型水下盾构隧道结构研究现状与展望[J]. 西南交通大学学报, 2011, 46(1): 1 - 11. (HE Chuan, FENG Kun. Review and prospect of structure research of underwater shield tunnel with large cross-section[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2011, 46(1): 1 - 11. (in Chinese))
- [6] 封坤, 何川, 夏松林. 大断面盾构隧道结构横向刚度有效率的原型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(11): 1750 - 1758. (FENG Kun, HE Chuan, XIA Song-lin. Prototype tests on effective bending rigidity ratios of segmental lining structure for shield tunnel with large cross-section[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(11): 1750 - 1758. (in Chinese)).
- [7] 何川, 张建刚, 杨征. 武汉长江隧道管片衬砌结构力学特征模型试验研究[J]. 土木工程学报, 2008, 41(12): 85 - 90. (HE Chuan, ZHANG Jian-gang, YANG Zheng. Model test study on the mechanical characteristics of segment lining for Wuhan Yangtze River Tunnel[J]. China Civil Engineering

- Journal, 2008, **41**(12): 85 - 90. (in Chinese))
- [8] 苏宗贤. 超大断面水下盾构隧道原型结构试验及结构分析模型研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2008. (SU Zong-xian. Research on prototype test and structure analyse model of underwater shield tunnel with super-large cross-section[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2008. (in Chinese))
- [9] 鲁亮, 孙越峰, 柳献, 等. 地铁盾构隧道足尺整环结构极限承载能力试验研究[J]. 结构工程师, 2012, **28**(6): 134 - 139. (LU Liang, SUN Yue-feng, LIU Xian, et al. Full-ring experimental study on the ultimate bearing capacity of the lining structure of the metro shield tunnel[J]. Structural Engineers, 2012, **28**(6): 134 - 139. (in Chinese))
- [10] SCHREYER J, WINSELMANN D. Suitability tests for the lining for the 4th elbe tunnel tube – Results of large-scale Tests[J]. Tunnel, 2000, **1**: 34 - 44.
- [11] BLOM C B M, HORST E J, JOVANOVIC P S. Three-dimensional structural analyses of the shield-driven “green heart” tunnel of the high-speed line south[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 1999, **14**: 217 - 224.
- [12] MOLINS Climent, ARNAU Oriol. 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**: 764 - 777.
- [13] ARNAU Oriol, MOLINS Climent. 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**: 778 - 788.
- [14] 董新平. 盾构衬砌整环破坏机理研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(3): 417 - 426. (DONG Xin-ping. Failure mechanism of the full-ring for segmented tunnel lining[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(3): 417 - 426. (in Chinese))
- [15] 董新平. 一类盾构管片接头破坏历程的解析解[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1870 - 1875. (DONG Xin-ping. An analytical solution of the segment joint model for segmented tunnel lining[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1870 - 1875. (in Chinese))
- [16] 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))

2015 年度黄文熙讲座学术报告会通知

2015 年度黄文熙讲座学术报告会将于 2015 年 4 月（具体日期待定）在南京举行。本次学术报告会由南京水利科学研究院承办。讲座主讲人为南京水利科学研究院陈生水教授级高级工程师和北京航空航天大学姚仰平教授，讲座题目分别为“土石坝试验新技术研究与应用”和“UH 模型系列研究”。讲座文稿将分别刊登在《岩土工程学报》2015 年第 1 期、第 2 期的

黄文熙讲座栏目。届时将召开《岩土工程学报》编委会全体会议，请《岩土工程学报》第十一届编委会委员出席会议。黄文熙讲座学术报告会期间，还将邀请知名学者专家做学术报告。热烈欢迎全国岩土工程界的专家学者及各有关单位的代表参会。有关本次学术报告会更及时的消息和具体事项将在本刊网站（www.cgejournal.com）发布，敬请关注。

（本刊编辑部）