

一类盾构管片接头破坏历程的解析解

董新平¹, 解枫赞²

(1. 郑州大学交通工程系, 河南 郑州 450002; 2. 河南省水利第二工程局, 河南 郑州 450016)

摘要: 为研究一类采用斜直螺栓、不设传力衬垫构造形式的盾构管片接头在高荷载水平下的破坏力学性态, 在引入一定假设基础上, 提出了可用于分析管片接头破坏历程的简化解析模型, 并对简化模型在线性转动、接头张开、接头屈服等不同阶段的接头截面应力分布和转动情况进行了分析和推导。并通过弯矩-转角关系曲线和接头极限弯矩两个方面对本文简化力学模型的解析解与管片接头足尺试验结果进行了比较和验证, 比较结果表明, 该方法所得结果与试验结果基本一致, 是可行的。

关键词: 隧道工程; 管片接头; 解析解; 足尺试验

中图分类号: U455.7 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2013)10-1870-06

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.

Analytical solution of segment joint model for segmented tunnel lining

DONG Xin-ping¹, XIE Feng-zan²

(1. Department of Communication Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450002, China; 2. Henan Province Water Resources No. 2 Engineering Bureau, Zhengzhou 450016, China)

Abstract: To explore the nonlinear behavior and the crush history of the segment joint (without packing materials and with bolts) for the segmented tunnel lining under high load level, a simplified analysis model for the segment joint is introduced. The stress distribution and rotation angle of the joint are deduced at different stages of linear rotation, tension-induced opening and compression-induced yielding. In terms of the bending moment-rotation angle curve and the limit bending moment, the results of the analytic solution of the segment joint are verified through the full-scale tests. It is demonstrated that the nonlinear behaviors of segment joint are captured exactly by the model formula, and the analytical solution can be utilized to trace the initiation and development of opening and crush of the segment joint.

Key words: tunnel engineering; segment joint; analytical solution; full-scale test

0 引言

盾构法隧道装配式管片之间接头的力学性能对衬砌环的刚度分布、变形、受力以及极限承载力等有着重要影响^[1-2], 盾构管片接头分为将管片沿圆周方向连接起来的管片接头(segment joint)和沿隧道轴向连接起来的管片环接头(ring joint), 本文主要针对管片接头(segment joint)。

国内外学者对管片接头的力学性态非常关注, 力图在试验基础上, 抓住其主要特征, 以各种简化模型, 如弹簧(弹性铰)模型^[3-4]、接头单元模型^[5-6]、梁模型^[7]、接触单元^[8-11]等对其进行描述。就当前各种模型的实际应用看, 最为广泛的无疑是将接头的力学性态(习惯采用接头弯矩-转角关系作为力学性态的特征曲线)近似为线性或双线性^[12-15], 如图1所示。

采用图1所示的线性近似的方法在低荷载水平下是可以比较好的描述接头的力学性态, 并获得较为符

合实际的结果。但是, 随着接头承受的弯矩增大, 接头的实际力学性态呈现出高度非线性, 图1所示的线性近似方法由于存在破坏阶段转动刚度保持不变、因不存在水平渐近线导致理论上可无限加载等问题而不适用于高荷载水平的情形。

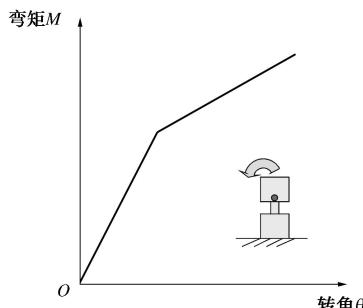


图1 接头力学性态的线性近似

Fig. 1 Simplified bending moment-rotation relation

由于管片接头在高荷载水平下的破坏性态对于整体管片环的破坏性态的研究至关重要, 因此, 本文将重点考虑高荷载水平下的一类管片接头的力学性态, 提出简化模型并对简化模型在受荷破坏全过程的解析解进行推导和验证。

1 一类管片接头及抗弯试验曲线

盾构管片接头的结构和种类较多^[1, 12], 本文主要针对如图2所示的接头形式, 在中国北京地铁5号线、广州地铁2号线, 上海长江盾构隧道、南京长江盾构隧道、珠江狮子洋盾构隧道、荷兰Botlek铁路隧道等采用了该接头构造形式, 管片之间不设传力衬垫。

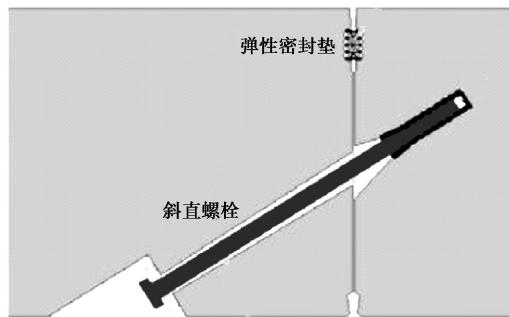


图2 斜螺栓连接的管片接头

Fig. 2 Segment joint with bolts

对于图2所示接头构造中斜直螺栓的影响, 欧洲曾针对第2 Heinenoord盾构隧道管片接头进行了采用斜直螺栓与不采用斜直螺栓的足尺试验对比, 对比试验表明, 斜直螺栓对接头初始转动影响较小, 对接头承载力的影响与预加轴力相比是较小的, 总体上, 斜直螺栓的影响可不予考虑^[16]。基于这个试验结果, 为简化考虑, 目前的分析暂不考虑斜直螺栓的影响。

这类管片接头的力学性态可通过接头足尺试验获得。盾构管片接头足尺试验采用荷载加载方式一般是: 试验开始时, 首先施加轴力, 加载到预定轴力N后, 开始施加弯矩, 并逐渐增加弯矩M(即施加偏心集中力), 直至接头破坏。典型的接头抗弯试验曲线如图3所示, 一般是由初始近似线性曲线和随后的非线性曲线构成。

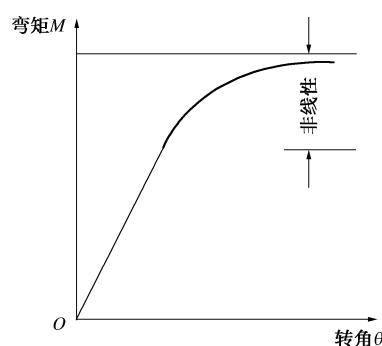


图3 接头弯矩-转角曲线

Fig. 3 Curves of bending moment and rotation

对于这种接头形式, 可采用如图4所示的分析模型^[8-10], 该模型可以较好的逼近如图3所示的试验曲线^[16]。

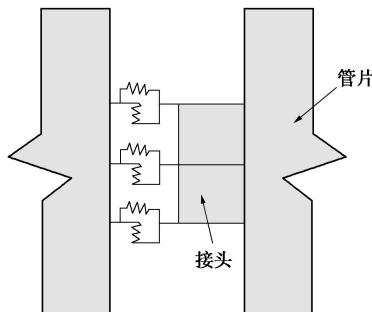


图4 不设传力衬垫的管片接头分析模型

Fig. 4 Goodman's element model for segment joint

2 管片接头分析模型及解析解

图4分析模型可以采用数值方法进行求解, 但为更深刻理解和揭示高荷载水平下接头的破坏特征和主要影响因素以及各影响因素之间的内在联系, 本文对图4分析模型引入部分假设, 进行适当简化, 以获得解析解。

本文所用坐标系统如图5所示。*O*点为坐标原点, *OA*段和*BC*段为管片, 将其简化为经典弹性梁。接头部分则与图4分析模型基本一致。

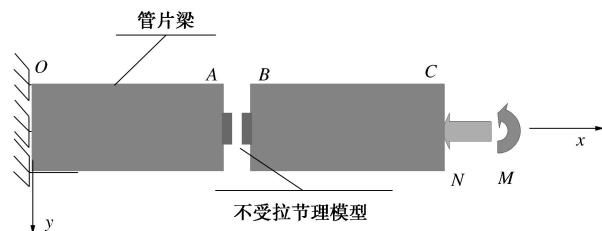


图5 接头分析模型

Fig. 5 Analytical model for segment joint

2.1 管片转角

对于*OA*段和*BC*段的管片梁, 可按照经典弹性梁理论计算管片不同截面处在弯矩*M*作用下的转角。如对于*OA*段:

$$\theta_x|_{OA} = \int_0^x \frac{1}{\rho} dx = \int_0^x \frac{M(t)}{EI} dx = \frac{M(t)}{EI} x. \quad (1)$$

式中 $\theta_x|_{OA}$ 为 *x* 位置处转角; $M(t)$ 为弯矩 (随时间逐渐增大); ρ 为曲率; E 为管片弹性模量; I 为管片惯性矩。

2.2 接头线性转动

本文在对接头模型推导中, 假定接头在线性和非线性转动过程中符合以下条件:

(1) 平面假定: 接头截面在转动过程中, 保持为平面;

(2) 接头张开后, 张开面上应力为0;

(3) 应力线性分布。

接头应力 - 位移关系依据前期研究分析是高度非线性的, 如图6所示。因此, 接头应力分布实际是如图7 (a) 所示分布形式, 但若采用该应力分布形式, 则对截面进行应力积分时, 获得积分显式比较困难, 一般需要进行数值积分。

采用增量法计算时, 若弯矩增量足够小, 可近似为如图7 (b) 所示线性形式。

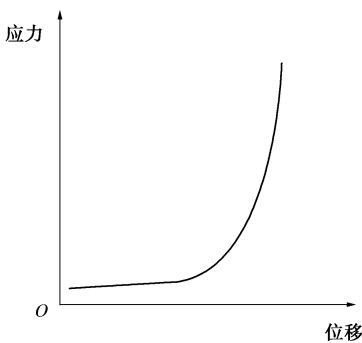


图 6 接头应力 - 位移曲线

Fig. 6 Curve of stress and displacement

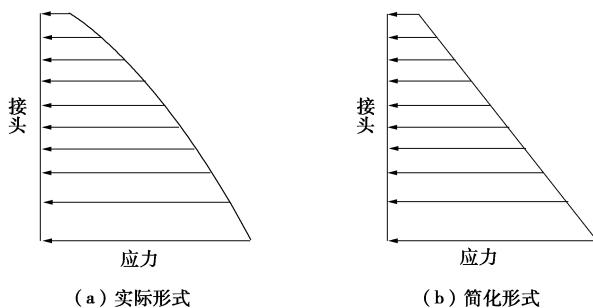


图 7 接头应力分布形式

Fig. 7 Distribution of stress

图6所示的应力 - 位移关系如果不进行简化, 则需要采用增量形式进行计算。若对接头应力分布呈高度非线性的最外侧区域(该区域一般所占比例较小)进行简化处理, 接头应力采用线性形式近似, 采用前述的假设(3), 即接头应力与相应的位移满足下式:

$$p = k \cdot d(y) \quad (2)$$

式中 p 为接头坐标 y 处的应力; $d(y)$ 为接头坐标 y 处的位移; k 为接头的压缩刚度, 该值的确定方法详见文献[16]。

则接头转动计算可以得到极大简化, 并可以获得全量形式的显式表达式。以下即为该显式的推导过程。

接头在轴力 N 作用下, 应力为

$$\sigma_N = \frac{N}{A} = \frac{N}{bh} \quad (3)$$

式中 σ_N 为轴力 N 引起的应力; N 为轴力; A 为接头面积; b 为接头宽度; h 为接头高度

在弯矩 M 作用下, 最外侧应力 σ_M 若满足:

$$\sigma_M \leq \sigma_N \quad , \quad (4)$$

则采用线性计算得到的接头转角 $\Delta\theta_{\text{linear}}$ 为

$$\Delta\theta_{\text{linear}} = \frac{M}{k \int_0^h b \cdot y^2 dy} = \frac{M}{k \cdot I_{\text{joint}}} \quad . \quad (5)$$

式中 $\Delta\theta_{\text{linear}}$ 为弯矩引起的转角增量(线性); M 为接头弯矩, 是逐渐增大的; $I_{\text{joint}} = \frac{b \cdot h^3}{12}$ 为接头惯性矩。

接头转角 θ_{linear} 为

$$\theta_{\text{linear}} = \Delta\theta_{\text{linear}} + \theta_A = \frac{M}{kI_{\text{joint}}} + \frac{ML_{\text{seg}}}{EI} \quad . \quad (6)$$

在线性转动条件下, 接头应力分布形式如图8(a)所示, 接头总应力可认为是轴力和弯矩分别产生应力的直接叠加。

由式(4)可得, 图8 (a) 所示应力分布形式必须满足的条件:

$$M \leq M_t = \frac{N \cdot h}{6} \quad , \quad (7)$$

式中, M_t 为接头张开临界弯矩。

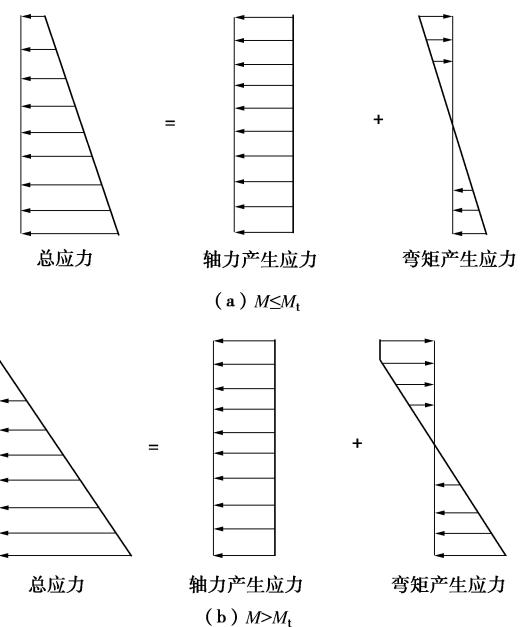


图 8 接头应力分布及构成

Fig. 8 Distribution and composition of stress

2.3 接头张开

当弯矩 M 继续增大, $M > M_t$ 时, 由前述假设(2), 则接头两侧开始分离, 接头总应力分布如图8 (b) 中的总应力分布图所示。

由于前述的第(2)假设: 接头张开后, 张开面上应力为0, 此时, 接头总应力不能简单的由轴力和

弯矩产生的应力进行简单叠加, 需要将张开区域的由弯矩产生的拉应力进行处理, 以保证张开区域的接头总应力为0, 如图8(b)所示。

在接头进入非线性转动后, 接头截面转动位置及相应的应力分布如图9所示, 图中 h_0 为接头有效高度, 即接头未张开区域的高度, 而张开区域的应力为0。

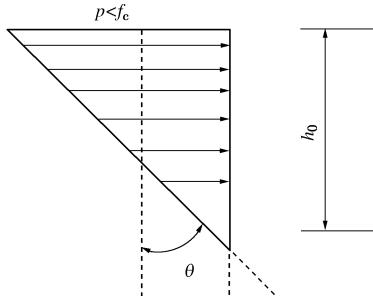


图9 接头非线性转动示意图

Fig. 9 Nonlinear rotation of segment joint

由图9所示应力分布, 得平衡方程

$$N = \frac{pbh_0}{2} , \quad (8)$$

$$M = N \cdot \left(\frac{h}{2} - \frac{h_0}{3} \right) . \quad (9)$$

式中 h 为接头高度; h_0 为接头有效高度; p 为最外侧 $y=h$ 处接头应力。

由式(9)得有效高度:

$$h_0 = 3 \cdot \left(\frac{h}{2} - \frac{M}{N} \right) . \quad (10)$$

由式(8), 得

$$p = \frac{2N}{bh_0} . \quad (11)$$

应力 p 对应的位移 d 为

$$d = \frac{p}{k} . \quad (12)$$

则接头引起的转角增量 $\Delta\theta_{\text{joint}}$:

$$\begin{aligned} \Delta\theta_{\text{joint}} &= \frac{d}{h_0} = \frac{p}{kh_0} = \frac{2N}{bh_0} \cdot \frac{1}{kh_0} = \frac{2N}{bkh_0^2} \\ &= \frac{2N}{9kb} \left(\frac{h}{2} - \frac{M}{N} \right)^2 . \end{aligned} \quad (13)$$

接头处累计转角 θ_{joint} 为

$$\begin{aligned} \theta_{\text{joint}} &= \theta_B = \theta_A + \Delta\theta_{\text{joint}} \\ &= \frac{ML_{\text{seg}}}{EI} + \frac{2N}{9kb} \left(\frac{h}{2} - \frac{M}{N} \right)^2 . \end{aligned} \quad (14)$$

2.4 接头屈服破坏

随着 M 的增大, 接头有效高度 h_0 逐渐减小, 而外侧的应力 p 逐渐增大, 当应力 p 达到接头两侧管片混

凝土的抗压强度 f_c 时, 即

$$p_{\max} = f_c , \quad (15)$$

式中, f_c 为混凝土抗压强度。

接头混凝土开始进入屈服破坏阶段, 并随着 M 的继续增加, 屈服范围由外向内逐渐延伸。

以下假定接头为理想弹塑性。

由式(15), 可得接头屈服的临界弯矩 M_c :

$$M_c = N \left(\frac{h}{2} - \frac{2N}{3bf_c} \right) . \quad (16)$$

当 M 增大满足 $M > M_c$ 时, 接头截面转动及相应的应力分布如图10所示, 图中 h_1 为接头屈服区域的高度, h_0 为接头有效高度。

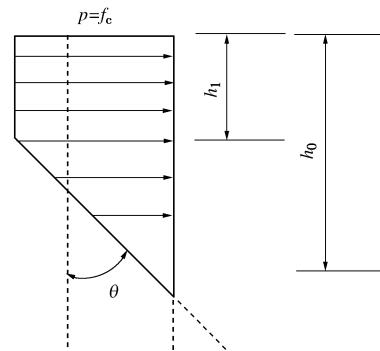


图10 接头应力分布

Fig. 10 Distribution of stress

则应力分布满足:

$$N = bh_1 f_c + \frac{(h_0 - h_1)bf_c}{2} , \quad (17)$$

$$M = f_c b h_1 \left(\frac{h}{2} - \frac{h_1}{2} \right) + \frac{f_c b (h_0 - h_1)}{2} \left(\frac{h}{2} - h_1 - \frac{h_0 - h_1}{3} \right) , \quad (18)$$

式中, h_1 为截面屈服高度。

由式(17)得

$$h_0 = \frac{2N - bh_1 f_c}{bf_c} . \quad (19)$$

将式(19)代入式(18)得

$$-\frac{1}{6} \frac{(f_c^2 b^2 h_1^2 - 3Nh f_c b - 2Nf_c b h_1 + 4N^2)}{f_c b} = M , \quad (20)$$

则可得到

$$h_1 = \frac{N - \sqrt{-3N^2 + 3Nh f_c b - 6M f_c b}}{f_c b} , \quad (21)$$

由式(21)可得, 弯矩 M 的极限的计算式:

$$-3N^2 + 3Nh f_c b - 6M_{\lim} f_c b = 0 , \quad (22)$$

$$M_{\lim} = \frac{-3N^2 + 3Nh f_c b}{6f_c b} . \quad (23)$$

在该阶段, 接头引起的转角增量 $\Delta\theta_{\text{joint}}$:

$$\Delta\theta_{\text{joint}} = \frac{d}{h_0 - h_1} = \frac{f_c}{k(h_0 - h_1)} \quad (24)$$

接头处累计转角 θ_{joint} 为

$$\begin{aligned} \theta_{\text{joint}} &= \theta_B = \theta_A + \Delta\theta_{\text{joint}} \\ &= \frac{ML_{\text{seg}}}{EI} + \frac{f_c}{k(h_0 - h_1)} \end{aligned} \quad (25)$$

式(6)、(14)、(25)即为管片接头在不同阶段的转动角度的计算式。将这3式汇总, 即

$$\theta_{\text{joint}} = \begin{cases} \frac{M}{kI_{\text{joint}}} + \frac{ML_{\text{seg}}}{EI} & (M \leq M_t) \\ \frac{ML_{\text{seg}}}{EI} + \frac{2N}{9kb\left(\frac{h}{2} - \frac{M}{N}\right)^2} & (M_t < M \leq M_c) \\ \frac{ML_{\text{seg}}}{EI} + \frac{f_c}{k(h_0 - h_1)} & (M_c < M \leq M_{\text{lim}}) \end{cases} \quad (26)$$

3 试验验证

以下利用欧洲针对第2 Heinenoord盾构隧道所做的接头试验结果对本文推导的解析解进行验证。

主要试验参数:

管片弹性模量 $E=31 \text{ GPa}$, 波松比 $\nu=0.2$, 混凝土抗压强度 70 MPa 。

管片厚度 350 mm , 宽度 1000 mm , 长度 600 mm , 接头高度 160 mm 。

弯矩开始施加前, 预先作用轴力 3 kN/mm 。

3.1 弯矩 - 转角曲线

以下利用接头转角与弯矩的关系式(即式(26))根据前述试验数据进行了反分析。计算得到的弯矩 - 转角关系曲线与试验数据比较如图11所示。

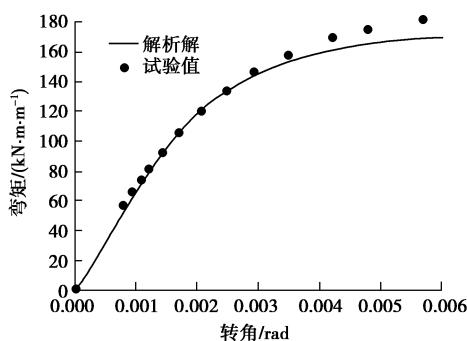


图 11 弯矩 - 转角曲线比较

Fig. 11 Comparison between analytical solution and test data

由图11可见, 弯矩小于接头临界弯矩 M_c ($154 \text{ kN}\cdot\text{m}/\text{m}$), 接头转角的计算值与试验曲线的吻合程度非常好。当弯矩大于 M_c 后, 解析解获得的承载力与

试验结果基本一致, 但计算转角略有偏差, 解析解偏大(这可能与解析解采用的理想弹塑性模型有关)。

3.2 极限弯矩

由式(23)可知, 接头试验最后破坏时的极限弯矩是与所施加的轴力以及接头的抗压强度 f_c 、接头尺寸等有关, 可利用式(23)对不同轴力下接头可承受的极限弯矩进行预测, 根据式(23)的预测值与试验结果比较情况如图12所示。可见, 预测结果与试验结果的吻合度非常好。

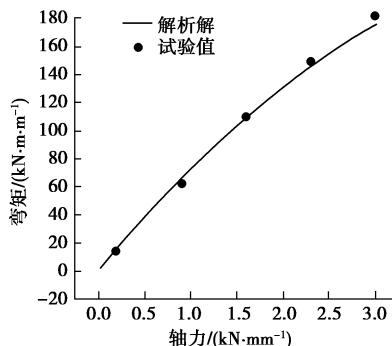


图 12 极限弯矩比较

Fig. 12 Verification of peak bending moment

综合以上比较, 可以认为, 本文方法对管片接头在高荷载水平下张开、屈服全过程的刻画是比较成功的, 可以利用本文方法对高荷载水平下接头的非线性转动特性以及机理等进行研究。

4 结语

针对一类采用斜直螺栓、不设传力衬垫的盾构管片接头, 为考虑高荷载水平下管片接头的非线性特性, 本文提出了管片接头破坏分析模型, 并对该模型在抗弯全程的解析解进行了推导。通过弯矩 - 转角关系曲线和接头极限弯矩两个方面对本文简化力学模型的解析解与管片接头足尺试验结果进行了比较, 结果表明, 本文方法是可行的。

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 tunnel[M]. Beijing: China Railway Press, 1991. (in Chinese))
- [2] 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. (Japan Society of Civil Engineers. Japanese standard for shield tunneling[M]. ZHU Wei, trans. Beijing: China Architecture & Building Press, 2001. (in Chinese)).
- [3] 北京城建设计研究总院. GB 50157—2003 地铁设计规范[M]. 北京: 中国计划出版社, 2003. (Beijing Urban

- Engineering Design & Research Institute. GB 50157—2003 Code for design of metro[M]. Beijing: China Planning Press, 2003. (in Chinese))
- [4] Working Grup No. 2, ITA. Guidelines for the design of shield tunnel lining[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2000, **15**(3): 303 – 331.
- [5] 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 Song-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))
- [6] 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))
- [7] 程小虎. 一种新的盾构隧道衬砌计算模型[J]. 现代隧道技术, 2010(增刊): 265 – 271. (CHENG Xiao-hu. A new computation method for the segmented tunnel lining[J]. Modern Tunnelling Technology, 2010(S0): 265 – 271. (in Chinese))
- [8] 苏宗贤, 何川. 盾构隧道管片衬砌内力分析的壳 - 弹簧 - 接触模型及其应用[J]. 工程力学, 2007, **24**(10): 131 – 136. (SU Zong-xian, HE Chuan. Shell-spring- contact model for shield tunnel segmental lining analysis and its application[J]. Engineering Mechanics, 2007, **24**(10): 131 – 136. (in Chinese))
- [9] 何川, 曾东洋, 唐志诚, 等. 大断面越江盾构隧道管片接头选型研究[J]. 现代隧道技术, 2005, **42**(6): 14 – 19. (HE Chuan, ZENG Dong-yang, TANG Zhi-cheng, et al. Research on the segment joint design of river-crossing shield tunnels with large cross-section[J]. Modern Tunnelling Technology, 2005, **42**(6): 14 – 19. (in Chinese))
- [10] CLIMENT Molins, ORIOL Arnau. 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.
- [11] ORIOL Arnau, CLIMENT Molins. 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.
- [12] 小泉淳. 盾构隧道管片设计[M]. 北京: 建筑工业出版社, 2012. (KOIZUMI Atsushi. The segment design of shield tunneling[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012. (in Chinese))
- [13] 张厚美, 过迟, 付德明. 圆形隧道装配式衬砌接头刚度模型研究[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(3): 309 – 313. (ZHANG Hou-mei, GUO Chi, FU De-ming. A study on stiffness model of circular tunnel prefabricated lining[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, **22**(3): 309 – 313. (in Chinese))
- [14] 闫治国, 彭益成, 丁文其, 等. 青草沙水源地原水工程输水隧道单层衬砌管片接头荷载试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(9): 1385 – 1389. (YAN Zhi-guo, PENG Yi-cheng, DING Wen-qi, et al. Load tests on segment joints of single lining structure of shield tunnel in Qingcaosha Water Conveyance Project[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(9): 1385 – 1389. (in Chinese))
- [15] 闫治国, 丁文其, 沈碧伟, 等. 输水盾构隧道管片接头力学与变形模型研究[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(8): 1185 – 1191. (YAN Zhi-guo, DING Wen-qi, SHEN Bi-wei, et al. Structural model for radial joints of water-conveyance shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(8): 1185 – 1191. (in Chinese))
- [16] 董新平. 盾构管片接头接触面缺陷模型分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(7): 1369 – 1374. (DONG Xin-ping. The contact surface flaw model for the segment joint of segmented tunnel lining[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(7): 1369 – 1374. (in Chinese))