

文章编号: 1000-4750(2015)12-0215-10

# 大断面盾构隧道管片接头抗弯力学模型研究

刘四进, 封 坤, 何 川, 何政树

(西南交通大学交通隧道工程教育部重点实验室, 成都 610031)

**摘 要:** 针对大断面盾构隧道复杂接缝面管片接头特点, 考虑其接缝面细部构造、混凝土及传力衬垫的非线性力学特性、接缝面荷载传递特性以及接头螺栓预紧作用等因素的影响, 建立了能够表征管片接缝面混凝土开裂与压碎、螺栓屈服以及接头破坏的管片接头抗弯力学模型, 并结合管片接头抗弯足尺试验对大断面盾构隧道管片接头的抗弯性能进行对比分析。研究表明: 弯矩较小时接缝面最大张开量增长较缓慢, 当弯矩超过一定量值后, 接缝面最大张开量显著增长; 接缝张开高度超过螺栓位置而使螺栓受拉后, 张开高度随弯矩增长幅度逐渐减小并趋于稳定值; 负弯时接缝面的张开时机及螺栓的受力时机晚于正弯; 轴力越大, 接缝面的张开时机越晚, 同等大小弯矩条件下张开高度的越小; 管片接头抗弯刚度随弯矩增长总体呈非线性减小特点, 轴力对于抗弯刚度的保持有益, 轴力越大接缝面的抗弯能力越持久。研究结果可为大断面盾构隧道管片接头的设计提供指导与参考。

**关键词:** 盾构隧道; 管片接头; 抗弯力学模型; 开裂破坏; 接头抗弯试验

中图分类号: TU311; U455.43 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2014.07.0599

## STUDY ON THE BENDING MECHANICAL MODEL OF SEGMENTAL JOINT IN SHIELD TUNNEL WITH LARGE CROSS-SECTION

LIU Si-jin , FENG Kun , HE Chuan , HE Zheng-shu

(Key Laboratory of Transportation Tunnel Engineering, Ministry of Education, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

**Abstract:** With the consideration of the influence of the detailed structure of joint surface, the non-linear mechanical property of concrete and transferring cushion, the load transmission distinction with joint surface and the impact of pre-tightened joint bolt, the bending mechanical model of segmental joint, which could characterize the crack and crush of concrete, the yield of bolt and the damage of segmental joint, is established for the segment joint with complex joint surface in large cross-section shield tunnel. Then the flexural behavior of segmental joint in shield tunnel with large cross-section is analyzed using full-scale test of segmental joint bending. The results show that the maximum opening of joint surface grows slowly under small moment, while it increases significantly when the bending moment exceeds a certain value. After the joint opening becomes wide enough and the bolt is in tension, the growth rate of joint opening height gradually decreases and approaches a stable value. The time of joint surface opening and the bolt becoming loaded under the action of negative curvature is later than positive bending state. Meanwhile, with the axial force increasing, the time of joint surface opening is later and the opening height is smaller than that under the same moment. The bending stiffness of segmental joint shows nonlinear descent with the moment growing, while the higher axial force is more favorable to maintaining the bending stiffness stability. A larger the axial force results in a longer flexural capacity of joint surface. The results can provide guidance and reference for segmental joint design for large cross-section shield tunnel.

**Key words:** shield tunnel; segmental joint; bending mechanical model; cracking destruction; joint bending test

收稿日期: 2014-07-10; 修改日期: 2015-01-19

基金项目: 国家 973 项目(2010CB732105); 国家自然科学基金项目(U1361210; 51578462); 交通部建设科技项目(2013318Q03030)

通讯作者: 封 坤(1983—), 男, 陕西人, 讲师, 博士, 主要从事盾构隧道的教学与研究工作(E-mail: windfeng813@163.com).

作者简介: 刘四进(1988—), 男, 安徽人, 博士生, 主要从事地下结构性能劣化方面的研究工作(E-mail: ahljsj@126.com);

何 川(1964—), 男, 重庆人, 教授, 博士, 博导, 主要从事隧道与地下工程方面的教学与研究工作(E-mail: chuanhe21@163.com);

何政树(1991—), 男, 四川人, 硕士生, 主要从事地下结构性能方面的研究工作(E-mail: hzsmstein@163.com).

近年来,为打破交通瓶颈、推动经济可持续发展,盾构隧道在城市地铁、跨江海隧道等领域中得到了广泛的应用。盾构隧道断面直径从普通地铁隧道的6 m级,跃升到10 m级甚至15 m级,按照国际隧道协会(ITA)隧道断面判断标准<sup>[1]</sup>,隧道断面尺寸向大断面、超大断面发展,工程难度急剧加大。盾构隧道管片衬砌结构是通过管片接头将管片拼接成环,再通过环间接头将单个管片环连接成管状结构而构成的隧道主体<sup>[2-3]</sup>,接头结构的接触状态、传力方式,以及破坏形态等将直接影响到整体管片衬砌结构的力学性能<sup>[4-6]</sup>。可见,分析管片接头受力全过程中的抗弯力学特性,对准确评价管片衬砌结构整体力学性能至关重要。

管片接头抗弯性能的分析方法主要有理论解析、有限元数值模拟以及接头实体试验三种。其中,数值模拟因无法准确厘定模型关键参数,管片接头实体试验存在耗时长、代价大等不足,理论解析方法日益受到广大学者的重视。在地铁盾构隧道、输水隧道等直径 10 m 级以下的盾构隧道管片接头抗弯性能的理论解析方面,国内外学者建立了多个接头抗弯力学模型,可大致概括为以 Murakami、Koizumi<sup>[7-8]</sup>及 Ifimie 等<sup>[9-11]</sup>为代表的假定管片接缝面混凝土受压区压力分布形式分别为矩形、抛物线形以及三角形<sup>[12-14]</sup>的接缝界面力学模型;以陈三江、侯学渊等<sup>[15-16]</sup>为代表的假定接缝面混凝土为刚性板,衬垫以及螺栓视为连接弹簧的弹簧-刚性平板接头模型;以张建刚、吴兰婷等<sup>[17-18]</sup>为代表的将接头结构分层求解的条带算法。总的来说,现有三类力学模型在评价管片接头抗弯性能中发挥了较大的工程价值,同时在模型的推广应用方面也存在着一一定的局限性。接缝界面力学模型因普遍将管片混凝土、接头螺栓视为纯线弹性材料,无法表征混凝土屈服开裂、螺栓屈服等材料非线性的影响;弹簧-刚性平板接头模型因对管片接头材料及细部构造进行大量简化,在厚衬垫小管片的接头抗弯性能分析有一定的适用价值;而条带算法因无法考虑传力衬垫的影响以及需要编程进行求解,在实际工程应用较少。

对于大断面盾构隧道,随着断面的增大、接头的数量增多,整环结构受力对接头力学参数的取值更为敏感;此外,随着管片厚度的增大,接缝面构造趋于复杂化,接缝面局部接触压力急剧增大,材料非线性和几何非线性特征明显。既有 10 m 级以

下盾构隧道管片接头抗弯力学模型对其适用性不强,亟需对此进行深入研究。

本文针对大断面盾构隧道管片接头,考虑接缝面细部构造、混凝土及传力衬垫的非线性力学特性、接缝面荷载传递特性以及接头螺栓预紧作用等因素的影响,建立了能够表征管片接缝面混凝土开裂与压碎、螺栓屈服以及接头破坏的管片接头抗弯力学模型。选取典型工程实例,结合管片接头抗弯足尺试验对大断面盾构隧道管片接头的抗弯性能进行分析,重点分析了管片接头混凝土接触受力、接缝面张开变形、螺栓屈服直至混凝土压溃的分阶段受力变形特性,得到可供实际工程应用的研究成果。

## 1 管片接头抗弯力学模型的建立

### 1.1 基本假定

1) 接头处的变形主要是由螺栓变形、接缝面混凝土压缩变形以及传力衬垫的变形所引起,不考虑试件自重的影响;

2) 接头未张开时,接头面为全截面承压,满足平截面假定;当接缝面张开时,接缝面受压接触区与张开脱离区各自保持为平面,满足平截面假定;

3) 计入传力衬垫对接头抗弯性能的影响,不考虑凹凸榫槽、遇水膨胀橡胶及嵌缝填料的影响<sup>[19]</sup>;

4) 假定螺栓变形后为 3 段直线形式,满足几何关系如图 1 所示;

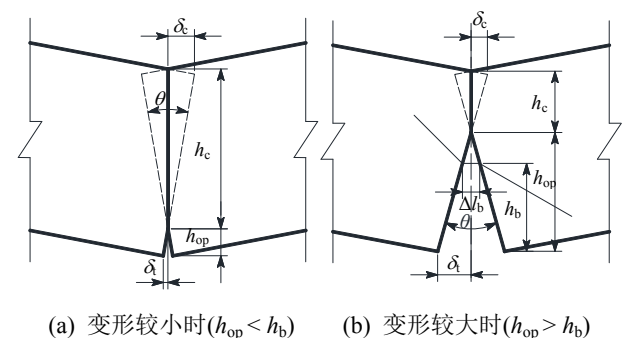


图 1 接缝面几何变形关系

Fig.1 Geometric deformation of joint surface

$$\text{当 } h_{op} < h_b \text{ 时, } \frac{\delta_c}{\delta_t} = \frac{h_c}{h_{op}} \quad (1)$$

$$\text{当 } h_{op} > h_b \text{ 时, } \frac{\Delta l_b}{2\delta_t} = \frac{h_{op} - h_b}{h_{op}} \quad (2)$$

式中:  $\delta_c/m$  为混凝土受压区外边缘的单侧压缩量;  $\delta_t/m$  为接缝面的单侧张开量;  $h_{op}/m$  为接缝面的张开高度;  $h_b/m$  为接缝面的螺栓孔高度;  $h_c/m$  为接缝

面的受压区高度;

5) 假定接缝面处接触受压区的混凝土压力分布图形为任意的曲线形式; 并假定接缝面受压区外边缘的压缩变形采用下式计算<sup>[10]</sup>:

$$\delta_c = \varepsilon_c l_{cf} \quad (3)$$

式中:  $\varepsilon_c$  为混凝土受压区外边缘的单侧压应变;  $l_{cf}/m$  为受压区外边缘压应变的影响深度;

6) 将螺栓的预紧作用等效为沿接缝界面均匀分布的压应力; 螺栓只受拉不受压, 混凝土只抗压不受拉; 接头内侧张开为正弯, 外侧张开为负弯。

7) 管片混凝土的应力-应变关系采用美国学者 Hongnestad 提出的由二次抛物线的上升段和直线形的下降段所组成的本构关系<sup>[20]</sup>; 传力衬垫的应力-应变关系采用曾东洋提出的考虑加载历程的非线性本构关系<sup>[12]</sup>。

### 1.2 模型的建立与求解

由于大断面隧道管片尺寸较大, 螺栓常采用易拆卸的斜螺栓型式; 为了保证拼装精度, 通常采用凹凸榫槽或剪力销以便于拼装定位; 为了提高管片接头传力性能, 接缝面处均设有传力衬垫, 此外由于采用双道防水等构造要求, 导致管片接缝面的细部构造较为复杂, 可划分为不同的功能区, 主要由为实现相邻管片共同受力的接触传力区(包括混凝土接触传力区、凹凸榫槽作用区及传力衬垫区)、混凝土脱离区以及实现接缝防水要求设置止水材料的接缝防水区三部分组成(如图 2 所示)。管片接头的抗弯力学性能主要由接缝面接触传力区的受力变形性能体现, 据此建立接缝面抗弯力学模型如图 3 所示, 具体求解过程如下:

#### 1) 轴向荷载施加

根据假设 6) 将螺栓的预紧作用等效为沿接缝截面均匀分布的压应力, 在轴力施加阶段可将轴力  $N$  与预紧力轴向分量  $nT_b \sin \alpha_b$  进行对比, 判定连接螺栓的受力状态, 具体地可分为螺栓受拉与螺栓松弛两种。

① 当  $nT_b \sin \alpha_b > N$  时, 螺栓预紧力作用并没有被轴力产生的压应力完全抵消。此时, 可通过螺栓孔位置处混凝土压应变  $\varepsilon_b$  确定残存螺栓预紧力。具体地, 当  $\varepsilon_{c0} \geq \varepsilon_b \geq \varepsilon_{cN}$  时, 螺栓所受残余预紧力大小可表示为:

$$nT_b = nT_{b0}(\varepsilon_{c0} - \varepsilon_b) / \varepsilon_{c0} \quad (4)$$

式中:  $\varepsilon_{c0}$  为预紧力作用下接缝混凝土的初始压应变;  $n$  为螺栓数量;  $T_{b0}/kN$  为螺栓预紧力。

② 当  $nT_b \sin \alpha_b \leq N$  时, 螺栓松弛, 忽略螺栓预紧力作用。对于大型水下隧道管片而言, 因长期承受的水压较高, 结构产生的轴力  $N$  较大, 其螺栓的预紧力在周围水土荷载施加完全后损失, 螺栓将处于松弛( $T_b=0$ )状态。

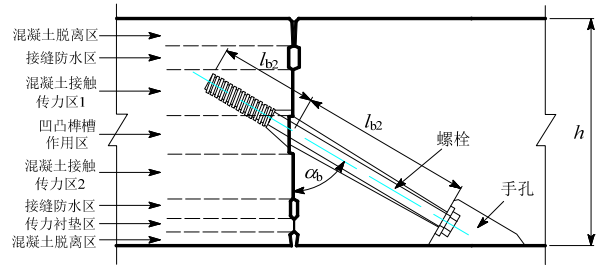


图 2 管片接头细部构造图

Fig.2 Detailed structure of segmental joint

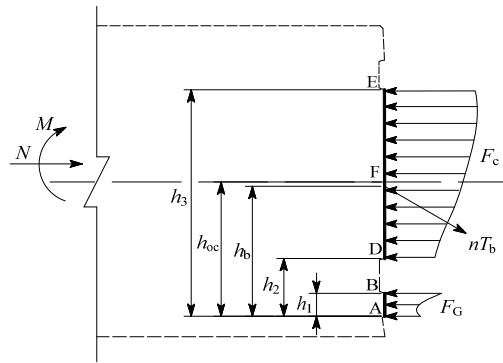


图 3 接缝面抗弯力学模型图

Fig.3 Bending mechanical model of joint surface

#### 2) 截面弯矩荷载施加

以接头承受正弯矩作用为例, 分析接头接缝面受力变形过程。当弯矩  $M$  作用后, 该接缝面的力学状态可划分为以下几种:

① 张开高度介于 AB 段, 即  $h_{op} < h_1$  时,  $F_G \neq 0$ ,  $F_c \neq 0$ , 截面变形关系如图 4 所示。

由变形关系得受压区外边缘的变形为:

$$\delta_E = h_c \times \tan \frac{\theta}{2} = \theta(h_3 - h_{op}) / 2 \quad (5)$$

根据假设 5), 对于受压区外边缘混凝土:

$$\delta_E = \varepsilon_E l_{cf} \quad (6)$$

由平面假定, 可得:

$$\frac{\varepsilon_B}{h_1 - h_{op}} = \frac{\varepsilon_D}{h_2 - h_{op}} = \frac{\varepsilon_E}{h_3 - h_{op}} = \frac{\varepsilon_y}{h_y - h_{op}} \quad (7)$$

由受力平衡, 知:

$$\sum N = 0, F_c + F_G = nT_b \sin \alpha_b + N \quad (8)$$

$$\sum M = 0, F_c(y_c - h_{oc}) - F_G(h_{oc} - y_G) + nT_b \sin \alpha_b (h_{oc} - h_b) = M \quad (9)$$

其中:

$$F_G = \int_{h_{op}}^{h_1} b\sigma_G(y)dy, \quad F_c = \int_{h_2}^{h_3} b\sigma_c(y)dy \quad (10)$$

$$y_G = \frac{\int_{h_{op}}^{h_1} \sigma_G(y)ydy}{\int_{h_{op}}^{h_1} \sigma_G(y)dy}, \quad y_c = \frac{\int_{h_2}^{h_3} \sigma_c(y)ydy}{\int_{h_2}^{h_3} \sigma_c(y)dy} \quad (11)$$

联立式(5)~式(11), 可求得  $h_{op}$ 、 $\theta$ , 则可求得抗弯刚度  $K_\theta$ :

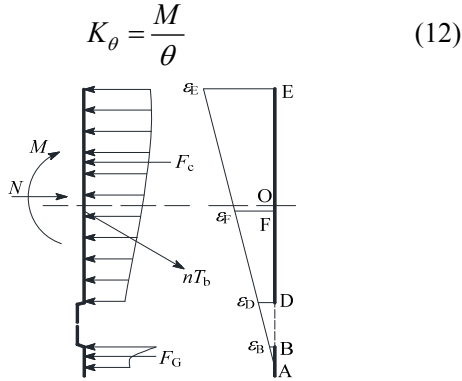


图4 接缝张开的应变关系图

Fig.4 Strains after the seam opening

② 当张开高度介于BF段, 即  $h_1 < h_{op} < h_{oc}$  时,  $F_G = 0, F_c \neq 0$ ; 其解法与工况①类似, 不再赘述。其中:

$$F_c = \int_{h_{op}}^{h_3} b\sigma_c(y)dy, \quad y_c = \frac{\int_{h_{op}}^{h_3} \sigma_c(y)ydy}{\int_{h_{op}}^{h_3} \sigma_c(y)dy} \quad (13)$$

③ 当张开高度介于FE段, 即  $h_{oc} < h_{op} < h_3$  时,  $F_G = 0, F_c \neq 0$ , 见图5。

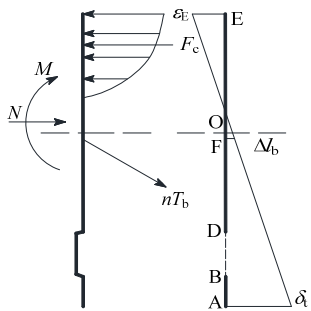


图5 螺栓受力后的应变关系

Fig.5 Strains after the bolts bearing force

此时, 接缝面满足平截面假定:

$$\frac{\varepsilon_b}{h_{op} - h_b} = \frac{\varepsilon_E}{h_3 - h_{op}} \quad (14)$$

由式(2), 可得接头螺栓受力:

$$T_b = \frac{2\delta_1(h_{op} - h_b)}{h_{op}l_b} E_s A_b =$$

$$\frac{2h_{op} \times \frac{\theta}{2}(h_{op} - h_b)}{h_{op}l_b} E_s A_b = \frac{\theta}{l_b} E_s A_b (h_{op} - h_b) \quad (15)$$

联立式(5)~式(9)、式(13)~式(15), 进行求解分析。

④ 当E点压应变  $\varepsilon_E$  达到极限压应变时, 混凝土受压区开始压溃, 如图6所示; 此时:

$$\varepsilon_E = \varepsilon_{cu} \quad (16)$$

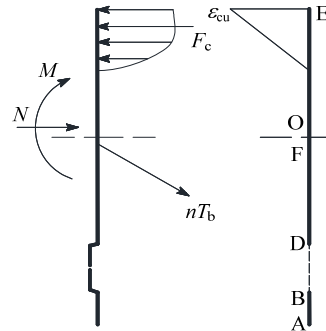


图6 混凝土开始压溃

Fig.6 Strains at concrete beginning crushing

可联立式(5)~式(9)、式(13)~式(16), 可解得  $h_{op}$ 、 $\theta$ , 则由  $K_\theta = \frac{M}{\theta}$  可求得抗弯刚度。

⑤ 螺栓屈服, 接头失稳。此时, 接缝面受压区一定范围内混凝土退出工作, 如图7所示, 则:

$$T_b = f_b A_b \quad (17)$$

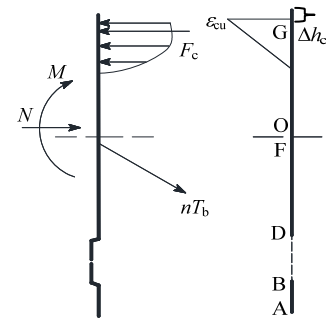


图7 螺栓屈服

Fig.7 Strains after the bolts yield

设  $\Delta h_c$  段混凝土退出工作, 则:

$$\varepsilon_G = \varepsilon_{cu} \quad (18)$$

$$\begin{cases} F_c = \int_{h_{op}}^{h_3 - h_{op} - \Delta h_c} b\sigma_c(y)dy \\ y_c = \frac{\int_{h_{op}}^{h_3 - h_{op} - \Delta h_c} \sigma_c(y)ydy}{\int_{h_{op}}^{h_3 - h_{op} - \Delta h_c} \sigma_c(y)dy} \end{cases} \quad (19)$$

联立式(5)~式(9)、式(17)~式(19), 可解得  $h_{op}$ 、

$\theta$ , 则由  $K_\theta = \frac{M}{\theta}$  可求得抗弯刚度。

## 2 管片接头抗弯足尺试验验证

以外径 10 m 级的狮子洋隧道-凹凸榫槽型接头以及外径 15 m 级的南京长江隧道-平板型接头为具体工程实例(如图 8 所示), 采用本文管片接头抗弯力学模型及“多功能盾构隧道结构体原型加载系统”<sup>[21]</sup>, 对轴力水平分别为 3000 kN、6000 kN 条件下管片接头接触受力直至破坏过程中的抗弯力学性能进行分析。

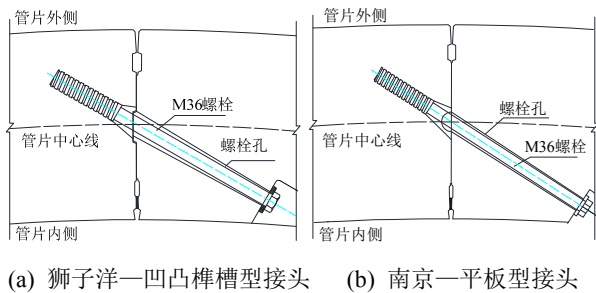


图 8 管片接缝面结构图  
Fig.8 Joint surface structure of segmental lining

### 2.1 力学模型计算参数

管片混凝土分别采用 C50、C60 混凝土, 管片厚度分别为 0.5 m、0.6 m, 管片幅宽均为 2 m, 接头处均采用 3 颗 6.8 级 M36 高强螺栓进行连接。计算分析过程中, 试取混凝土受压区压应变影响深度  $l_{ef}$  分别为 0.5 倍、1.0 倍、1.5 倍接缝面有效高度  $H$ (即  $h_3$ )进行理论分析。其他计算参数如表 1 所示。

表 1 接头计算参数

Table 1 Calculation parameters of segmental joint

计算参数	$l_b/mm$	$\alpha_b/(^\circ)$	$A_b/mm^2$	$h_1/mm$	$h_2/mm$	$h_3/mm$	$h_b/mm$	$h_{oc}/mm$
狮子洋	639	60	1385	30	73	352	220	220
南京	740	57.15	1385	33	78	485	270	270

### 2.2 接头抗弯足尺试验

依据以往的研究结果<sup>[22-23]</sup>, 在评价管片接头的抗弯性能时, 可使用直接头代替弯接头以简化试验与计算, 加载试验采用双管片加载的接头模型, 其边界条件为: 模型一端采用固定铰支座, 另一端采用可动铰支座, 使接头部位不产生赘余力; 在管片体侧面布置链杆限位约束, 以防止管片侧向扭曲变形。其中, 轴力和弯矩是通过两端轴压荷载  $N$  和上部压力荷载  $F_M$  来实现的。接头处所受轴力即为轴压荷载  $N$ , 而所受弯矩值大小即为  $M=F_M \times a$ , 其加载模式见图 9。

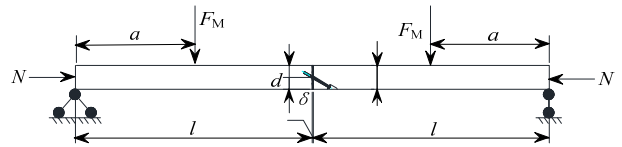


图 9 管片接头抗弯试验加载模式  
Fig.9 Load mode of segmental joint bending test

试验装置采用“多功能盾构隧道结构体原型加载系统”装置并增加 6 根拉杆。将对拉梁作为反力装置, 其中两根在下方提供弯矩荷载, 两根在上方提供轴力荷载, 形成空间正交加载体系, 如图 10 所示。加载设备采用液压千斤顶, 轴力、弯矩分别由 2 个 1500 kN 千斤顶提供, 可实现最大轴力 9000 kN、最大弯矩 2801 kN·m 的结构加载, 满足破坏试验要求, 加载实况如图 11 所示。

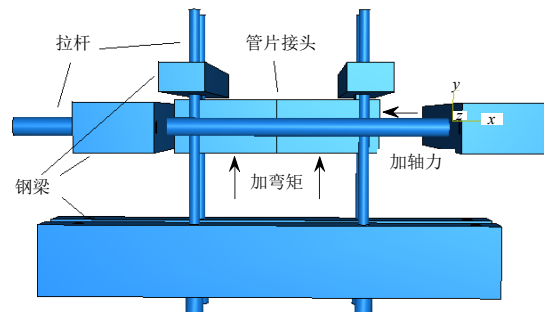


图 10 管片接头抗弯试验加载装置  
Fig.10 Loading device of segmental joint bending test



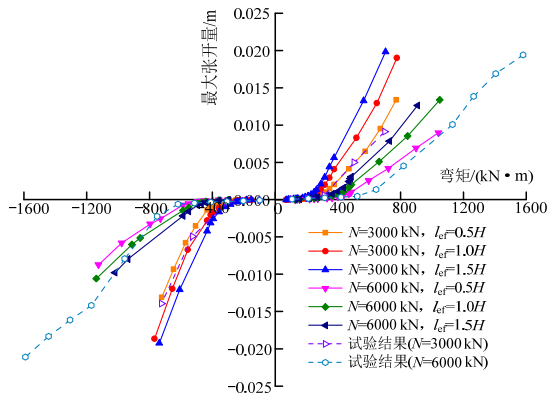
图 11 管片接头抗弯试验加载实况  
Fig.11 The bending test of segmental joint

## 3 结果对比与分析

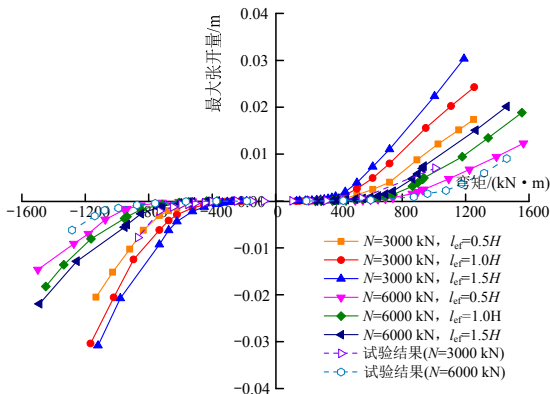
### 3.1 接缝最大张开量

不同轴力水平下接缝面最大张开量如图 12 所示。由图可见, 接缝面最大张开量随接缝弯矩的变化呈显非线性特性, 当弯矩较小时, 接缝面张开量增长较缓慢, 但当弯矩超过一定量值(狮子洋  $\pm 500$  kN·m、南京  $\pm 700$  kN·m)后, 接缝面最大张开量显著增长。同等大小弯矩条件下, 负弯时的最大张开量小于正弯的结果, 可见管片接头承受正弯的“延性”好于负弯的情况。轴力越大, 同等大

小弯矩条件下,较大的轴力对张开量的约束更明显,接缝面混凝土破坏时的张开量愈小。同时,混凝土受压区压应变影响深度 $l_{ef}$ 愈大,接缝面张开量也愈大,混凝土压溃时的张开量愈大。



(a) 狮子洋隧道—凹凸榫槽型接头



(b) 南京长江隧道—平板型接头

图 12 接缝最大张开量对比图

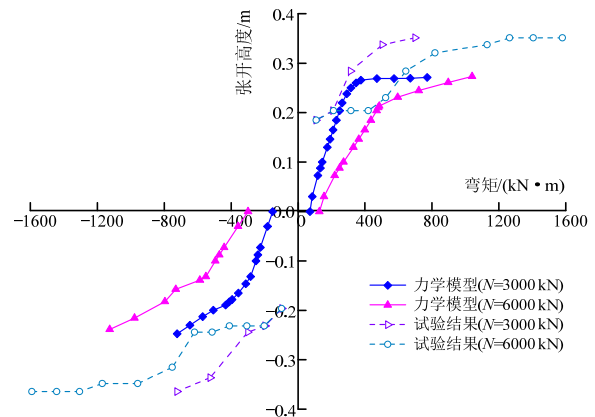
Fig.12 Comparison of joint maximum opening amount

当混凝土处于弹性状态时,接头抗弯试验与抗弯力学模型结果吻合较好,当弯矩超过一定值(狮子洋土 $500 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 、南京土 $700 \text{ kN} \cdot \text{m}$ )后,抗弯力学模型计算得到的最大张开量较接头抗弯试验偏大,这主要是随着荷载的增大,混凝土表现出明显的非弹性质,本文中所取混凝土本构模型与接头构件材料有所偏差,当弯矩继续增大后计算结果的偏差增大所致。同时,由于试验安装、测试都会扩大这种偏差,总的来看二者变化规律相近。

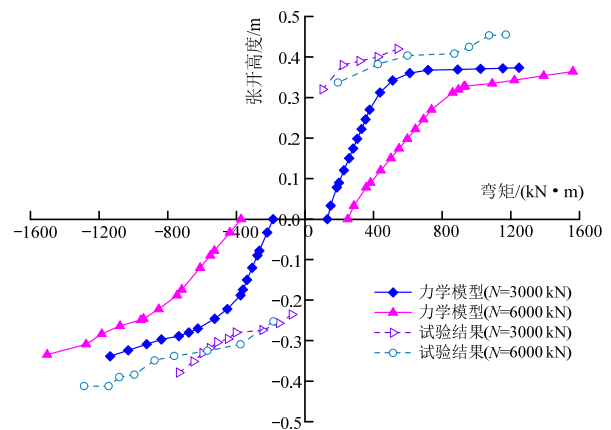
### 3.2 接缝张开高度

不同轴力水平下接缝面张开高度如图 13 所示。力学模型计算结果显示,接缝面张开高度变化也呈现出较大的非线性特性,曲线初始段接缝面张开十分迅速,当张开高度超过螺栓位置而使螺栓受拉后,张开高度随弯矩增长幅度减小并趋于稳定值。负弯时接缝面的张开时机晚于正弯,轴力越大,接

缝面的张开时机越晚,同等大小弯矩条件下张开高度的越小。负弯时张开时机较晚主要由于接触面中心低于管片轴力作用线,正弯时产生附加的附加弯矩对接缝面抗弯起负作用,而负弯时提高接缝面抗弯能力导致接缝张开时机延后。



(a) 狮子洋隧道—凹凸榫槽型接头



(b) 南京长江隧道—平板型接头

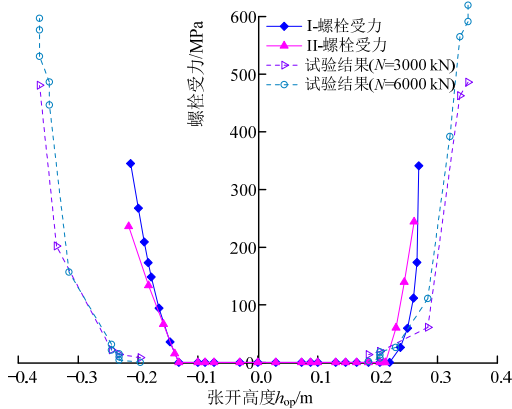
图 13 张开高度对比图

Fig.13 Comparison of the opening height

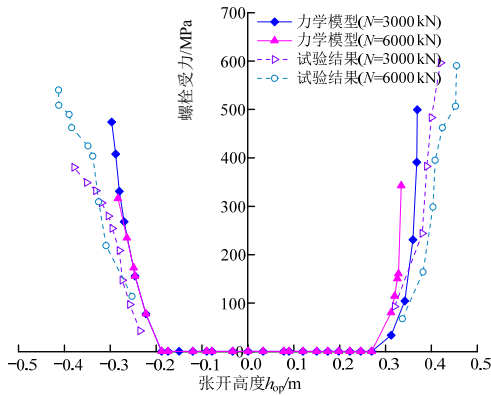
通过张开高度的对比图 13,可以看出接头抗弯试验测试得到的张开高度普遍大于力学模型计算值,而且试验张开高度与弯矩荷载的相互关系较为平缓。这主要是由于力学模型的张开高度是以接缝面边缘角点为基准取值的,而试验取值是从管片内外弧面开始计算,从而导致张开高度力学模型计算值小于试验测量值,同时,由于加载设备在小荷载作用下可能存在较大的相对误差,在弯矩较小时,接头张开较小,对接头张开情况的精确测量带来了一定的影响。在弯矩较大的情况下,力学模型计算结果和接头抗弯试验结果都趋于稳定值,具体量值差异可能由力学模型材料取值和测试误差引起,二者基本变化规律吻合较好。

### 3.3 接头螺栓应力

不同轴力水平下接头螺栓应力如图 14 所示。力学模型计算结果显示, 负弯时螺栓的受力时机早于正弯, 主要是由于管片接缝面外边缘距螺栓的距离较内侧小所致。承受正弯时, 接缝张开高度超过 190 mm/270 mm 后, 螺栓开始受力, 轴力愈小, 螺栓受力的增幅愈大。承受负弯作用时, 接缝张开高度超过 120 mm/180 mm 后, 螺栓才开始受力, 可见, 承受负弯作用时螺栓对于刚度的贡献更早。螺栓受力后, 螺栓应力随弯矩大致呈线性增长趋势, 处于线弹性工作状态。



(a) 狮子洋隧道—凹凸榫槽型接头



(b) 南京长江隧道—平板型接头

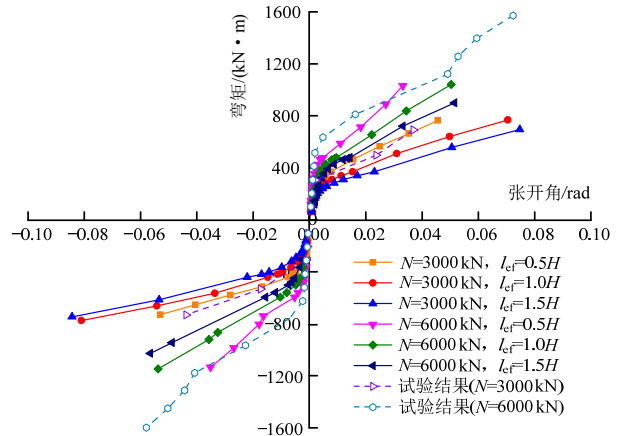
图 14 螺栓应力对比图

Fig.14 Comparison of bolt stresses

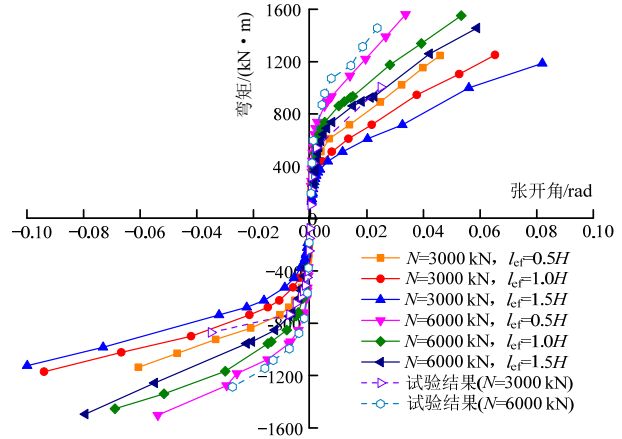
从力学模型计算结果与接头抗弯试验结果对比分析可见, 二者均体现出当接缝面张开高度超过连接螺栓后螺栓受力显著增大的特点。力学模型计算时未考虑接头螺栓受力后的非线性应力应变关系, 螺栓应力和张开高度近似线性关系, 但是实际工程中螺栓受力在大荷载作用下会体现一定的非线性特性, 使得接头变形增大。

## 4 管片接头抗弯刚度及 $l_{ef}$ 取值分析

不同轴力水平下接头抗弯试验与抗弯力学模型得到的  $M-\theta$  关系曲线如图 15 所示。可见, 正弯与负弯条件下, 抗弯力学模型与接头抗弯试验所得的曲线线形较为接近, 其中,  $l_{ef}=0.5H$  时的结果与试验结果更为接近, 而采用  $l_{ef}=1.0H$  和  $l_{ef}=1.5H$  时得到的抗弯刚度(曲线斜率)偏差较大。



(a) 狮子洋隧道—凹凸榫槽型接头



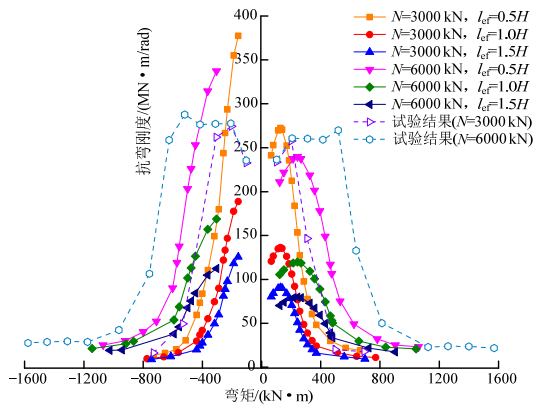
(b) 南京长江隧道—平板型接头

图 15  $M-\theta$  关系对比图

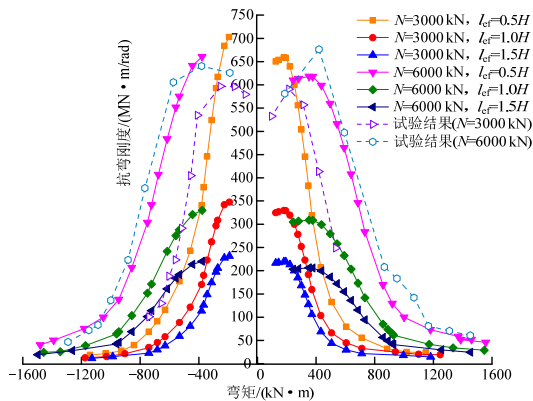
Fig.15 Comparison of  $M-\theta$

管片接头的  $M-\theta$  曲线呈非线性变化, 接缝面张开角随着弯矩的增大而增大, 当转角小于  $\pm 0.005$  rad 时, 非线性十分显著; 当超过该值时,  $M-\theta$  呈近似线性变化。轴力对  $M-\theta$  主要体现在对接缝面转角  $\theta$  的约束上, 在同等大小弯矩条件下, 随着轴力的增大, 接缝面的转角  $\theta$  减小; 轴力愈大, 接缝面混凝土压溃破坏时的转角愈小, 接头可承受的弯矩也随之增大。混凝土受压区压应变影响深度  $l_{ef}$  愈大, 接缝面混凝土压溃时的转角愈大。

不同轴力水平下管片接头割线抗弯刚度随弯矩的变化如图 16 所示。从图 16 可以看出,随着正、负弯矩的增大,接头割线抗弯刚度均呈非线性减小的特点。同时,在很大范围内,负弯作用下的抗弯刚度大于正弯作用下的抗弯刚度,当弯矩较小时,二者差距较大,随着弯矩的增大,二者的差值逐渐减小。由于初始时接触面中心在轴力作用线以下,正弯作用时产生附加弯矩对结构抗弯起负作用,随着荷载增大、接缝面张开,接触面中心上移,轴力附加弯矩的不利影响逐渐减小,当接触面中心高于轴力作用线后,轴力附加弯矩其抗弯作用,有利于抗弯刚度的保持,轴力越大抗弯刚度的保持能力越好,其峰值也相应后延。负弯作用时,轴力附加弯矩一直起抗弯作用,同时内弧面附近的传力衬垫参与工作,提高负弯作用下的抗弯刚度,并增强抗弯刚度的保持能力。



(a) 狮子洋隧道—凹凸榫槽型接头



(b) 南京长江隧道—平板型接头

图 16 割线抗弯刚度对比图

Fig.16 Comparison of the secant bending stiffness

由于所用加载设备在小荷载情况下可能存在较大相对误差,在弯矩较小时,接头张开量很小,这给精确测量接头张开情况带来一定的影响。接头

抗弯刚度,在弯矩较小时出现轻微增大,而后随着随着弯矩荷载的增大而呈现非线性减小特点。从割线抗弯刚度的对比可见  $l_{ef}=0.5H$  时的结果与接头抗弯试验结果更为接近,而  $l_{ef}=1.0H$  和  $l_{ef}=1.5H$  时的结果偏差较大。据此,在采用接头抗弯力学模型对本文所述狮子洋隧道及南京长江隧道斜螺栓管片接头进行抗弯性能求解时,建议取混凝土受压区区压应变影响深度  $l_{ef}=0.5H$  ( $H$  为接缝面有效高度)。

## 5 结论

采用理论解析及足尺试验,对大断面盾构隧道管片接头抗弯性能进行分析,得出主要结论有:

(1) 建立了能够表征接缝面混凝土开裂压碎、螺栓屈服以及接头破坏的大断面盾构隧道复杂接缝面管片接头的抗弯力学模型。弥补了以往的管片接头力学模型中不能考虑接缝面混凝土压碎及螺栓屈服破坏的不足。

(2) 接缝面最大张开量随接缝弯矩的增大呈显非线性增大的特点,当弯矩较小时,接缝面张开量增长较缓慢,但当弯矩超过一定量值(狮子洋  $\pm 500 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 、南京  $\pm 700 \text{ kN} \cdot \text{m}$ )后,接缝面最大张开量显著增长。轴力越大,同等大小弯矩条件下,较大的轴力对张开量的约束更明显,接缝面混凝土破坏时的张开量愈小。

(3) 弯矩较小时接缝面张开高度增长十分迅速,当张开高度超过螺栓位置而使螺栓受拉后,张开高度随弯矩增长幅度减小并趋于稳定值。负弯时接缝面的张开时机晚于正弯,轴力越大,接缝面的张开时机越晚,同等大小弯矩条件下张开高度的越小。

(4) 由于管片接缝面外边缘距螺栓的距离较内侧小,负弯时螺栓的受力时机早于正弯;螺栓受力后,螺栓应力随弯矩大致呈线性增长趋势,处于线弹性工作状态。

(5) 管片接头抗弯刚度的  $M-\theta$  曲线,接头抗弯刚度随弯矩增长总体呈明显非线性减小特点,而且轴力对于抗弯刚度的影响较大。轴力对于抗弯刚度的保持有益,轴力越大,接缝面的抗弯能力越持久。

(6) 将抗弯力学模型的分析结果与接头抗弯试验结果进行对比分析,建议对大断面盾构隧道采用的斜螺栓管片接头进行抗弯性能求解时,取混凝土受压区区压应变影响深度  $l_{ef}=0.5H$  ( $H$  为接缝面有效高度)。



## 参考文献:

- [1] 何川, 张志强, 肖明清. 水下隧道[M]. 成都: 西南交通大学出版社, 2011: 185—186.  
He Chuan, Zhang Zhiqiang, Xiao Mingqing. Underwater tunnel [M]. Chengdu: Southwest Jiaotong University Press, 2011: 185—186. (in Chinese)
- [2] 何川, 张建刚, 苏宗贤. 大断面水下隧道结构力学特性[M]. 北京: 科学出版社, 2010: 3—7.  
He Chuan, Zhang Jian'gang, Su Zongxian. Segment lining mechanical characteristics of underwater shield tunnel with large cross-section [M]. Beijing: Science Press, 2010: 3—7. (in Chinese)
- [3] He Chuan, Wang Bo. Research progress and development trends of highway tunnels in Chian [J]. Journal of Modern Transportation, 2013, 21(4): 209—223.
- [4] 鞠杨, 徐广泉, 毛灵涛, 等. 盾构隧道衬砌结构应力与变形的三维数值模拟与模型试验研究[J]. 工程力学, 2005, 22(3): 157—165.  
Ju Yang, Xu Guangquan, Mao Lingtao, et al. 3D numerical simulation of stress and strain properties of concrete shield tunnel lining and modeling experiments [J]. Engineering mechanics, 2005, 22(3): 157—165. (in Chinese)
- [5] 李宇杰, 何平, 秦东平. 盾构隧道管片纵缝错台的影响分析[J]. 工程力学, 2012, 29(11): 277—282.  
Li Yujie, He Ping, Qin Dongping. Influence analysis on longitudinal dislocation for shield tunnel segment [J]. Engineering mechanics, 2012, 29(11): 277—282 (in Chinese)
- [6] 张建刚, 何川. 盾构隧道衬砌整环力学机理模型[J]. 工程力学, 2013, 30(7): 136—141.  
Zhang Jian'gang, He Chuan. Model of mechanical behavior with whole segmental lining of shield tunnel [J]. Engineering mechanics, 2013, 30(7): 136—141 (in Chinese)
- [7] 村上博智, 小泉 淳. シールド工用セダメントのセダメント継手の挙動について[J]. 土木学会論文報告集, 1980(296): 73—86.  
Murakami Tomohiro, Koizumi Atsushi. Behaviours of joints of shield tunnel segment [J]. Proceedings of Japan Society of Civil Engineers, 1980(296): 73—86. (in Japanese)
- [8] 陆同寿, 崔铁军. 圆形隧道接头刚度模型试验与研究[J]. 隧道及地下工程, 1987(4): 21—23.  
Lu Tongshou, Cui Tiejun. Model test study on the joint stiffness of circular tunnel [J]. Underground Engineering and Tunnels, 1987(4): 21—23. (in Chinese)
- [9] Iftimie T. Design considerations and testings in shield-driven tunnels [C]. Acapulco, Mexico: Acapulco, Mexico: Proceedings of the ITA International Congress "Towards New Worlds in Tunnelling", 16-20, 1Balkema, 992: 321—326.
- [10] Iftimie T. Prefabribated lining, conceptional analysis and comparative studies for optimal solution [C]. Cairo, Egypt: Proceedings of the ITA International Congress "Tunnelling and Ground Conditions", Balkema, 1994: 339—346.
- [11] 黄钟晖. 盾构法隧道管片衬砌纵缝接头受力模型的研究[J]. 地下空间, 2003, 23(3): 296—301.  
Huang Zhonghui. Study on loading model of joints at longitudinal seam of lining segments in shield tunnel [J]. Underground Space, 2003, 23(3): 296—301. (in Chinese)
- [12] 曾东洋. 盾构隧道衬砌结构力学行为及施工对环境的影响研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2005.  
Zeng Dongyang. Research on the mechanical behavior of shield tunnel lining structure and influences on the environment in construction [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2005. (in Chinese)
- [13] 孙文昊, 焦齐柱, 薛光桥, 等. 盾构隧道管片无衬垫接头抗弯刚度研究[J]. 地下空间与工程学报, 2008, 4(5): 973—978.  
Sun Wenhao, Jiao Qizhu, Xue Guangqiao, et al. Study on bending stiffness of no-liner segment joint in shield tunnel [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2008, 4(5): 973—978. (in Chinese)
- [14] 孙文昊, 焦齐柱, 兰宇. 盾构管片接头抗弯刚度影响因素研究[J]. 铁道工程学报, 2008(1): 66—71.  
Sun Wenhao, Jiao Qizhu, Lan Yu. Research on the factors influencing flexural rigidity of duct piece joint of shield tunnel [J]. Journal of Railway Engineering Society, 2008(1): 66—71. (in Chinese)
- [15] 陈三江. 盾构法隧道衬砌接头受力机理分析[D]. 上海: 同济大学, 1986.  
Chen Sanjiang. Study on the stress mechanism of shield tunnel lining joints [D]. Shanghai: Tongji University, 1986. (in Chinese)
- [16] 蒋洪胜, 侯学渊. 盾构法隧道管片接头转动刚度的理论研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(9): 1574—1577.  
Jiang Hongsheng, Hou Xueyuan. Theoretical study of rotating stiffness of joint in the shield tunnel segments [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(9): 1574—1577. (in Chinese)
- [17] 张建刚. 大断面水下盾构隧道的相似模型试验及结构内力分析[D]. 成都: 西南交通大学, 2008.  
Zhang Jian'gang. Study on internal force and similar model test of underwater shield tunnel with large cross-section [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2008. (in Chinese)
- [18] 吴兰婷. 盾构隧道管片接头力学行为的有限元分析[D]. 成都: 西南交通大学, 2005.  
Wu Lanting. Finite element analysis of mechanical behavior of Shield tunnel segment joints [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2005. (in Chinese)
- [19] 封坤. 大断面水下盾构隧道管片衬砌结构的力学行为

- 研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2011.
- Feng Kun. Research on the mechanical behavior of segmental lining structure for underwater shield tunnel with large cross-section [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2011. (in Chinese)
- [20] 江见鲸, 陆新征, 叶列平. 混凝土结构有限元分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005: 47—48.
- Jiang Jianjing, Lu Xinzhen, Ye Lieping. Finite element analysis of concrete structures [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2005: 47—48. (in Chinese)
- [21] 封坤, 何川, 邹育麟. 大断面越江盾构隧道管片拼装方式对结构内力的影响效应研究[J]. 工程力学, 2012, 29(6): 114—124.
- Feng Kun, He Chuan, Zou Yulin. Study on the effect of assembling method on the inner force of segmental lining for cross-river shield tunnel with large cross-section [J]. Engineering mechanics, 2012, 29(6): 114—124 (in Chinese)
- [22] 张厚美. 装配整体式双层衬砌接头荷载试验与结构计算理论[D]. 上海: 同济大学, 2000.
- Zhang Houmei. Research on the loading test structural models of prefabricated segment reinforced by secondary lining [D]. Shanghai: Tongji University, 2000. (in Chinese)
- [23] 张厚美, 叶均良, 过迟. 盾构隧道管片接头抗弯刚度的经验公式[J]. 现代隧道技术, 2002, 39(2): 12—16.
- Zhang Houmei, Ye Junliang, Guo Chi. Empirical formula for bending stiffness of shield tunnel segment joint [J]. Modern Tunneling Technology, 2002, 39(2): 12—16. (in Chinese)

(上接第 214 页)

- [14] 刘阳, 郭子雄, 戴镜洲, 等. 不同破坏机制的装配式 RCS 框架节点抗震性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2013, 46(3): 18—28.
- Liu Yang, Guo Zixiong, Dai Jingzhou, et al. Experimental study on seismic behavior of prefabricated RCS frame joints with different failure mechanisms [J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(3): 18—28. (in Chinese)
- [15] 张大长, 支正东, 卢中强, 等. 外壳预制核心现浇装配式 RC 柱抗震性能的试验研究[J]. 工程力学, 2009, 26(8): 131—137, 142.
- Zhang Dachang, Zhi Zhengdong, Lu Zhongqiang, et al. Experimental studies on aseismic performance of assembly RC columns with precast external shell and cast-in-place core concrete [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(8): 131—137, 142. (in Chinese)
- [16] 罗青儿, 张仟朋, 程文灏, 等. 装配整体式钢筋混凝土框架柱榫式接头的试验研究[J]. 工业建筑, 2008, 38(10): 48—52.
- Luo Qing'er, Zhang Qianpeng, Cheng Wenrang, et al. Experimental study of tenon connection for precast monolithic RC frame column [J]. Industrial Construction, 2008, 38(10): 48—52. (in Chinese)
- [17] 汪梅, 梁书亭, 李刻铭, 等. 全预制齿槽连接框架柱的受力性能研究[J]. 工业建筑, 2010, 40(2): 69—73.
- Wang Mei, Liang Shuting, Li Keming, et al. Forced performances study on total precast concrete frame column with alveolus-connection [J]. Industrial Construction, 2010, 40(2): 69—73. (in Chinese)
- [18] 张兴虎, 应一辉, 潘树宾, 等. 装配整体式浆锚插筋及钢板箍连接柱实验研究[J]. 西安建筑科技大学学报, 2012, 44(3): 310—317.
- Zhang Xinghu, Ying Yihui, Pan Shubin, et al. Experimental study of precast concrete component slurry anchor inserted steel reinforced and steel plate hoop connection column [J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology (Natural Science Edition), 2012, 44(3): 310—317. (in Chinese)