

DOI: 10.11779/CJGE201412001

盾构衬砌管片接头内力-变形统一模型及试验分析

朱合华¹, 黄伯麒¹, 李晓军¹, 桥本正²

(1. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室、岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 2. 日本大阪地域地层环境研究所, 日本 大阪)

摘 要: 首先在钢筋混凝土管片系列接头试验的基础上, 总结提出了接头弯矩-相对转角关系的线性、双线性和非线性模型, 以及接头轴力-相对轴向变形和剪力-相对剪切变形关系的分段式模型, 并给出了用于描述荷载偏心距和螺栓初始扭矩对于接头刚度影响的理论模型。其次, 基于平板型和弧型管片接头的受弯试验结果, 分别给出了在有无防水密封垫情况下各类转动刚度模型参数的取值方法, 提出了不同条件下的转动刚度模型选择依据, 研究了不同螺栓初始扭矩和轴力对接头转动刚度取值的影响; 基于平板型管片接头剪切试验结果, 分别给出了在有无防水密封垫情况下三阶段剪切刚度模型的参数取值方法。研究结果验证了各接头刚度模型的有效性, 将对盾构衬砌结构梁-接头模型计算理论的应用起到重要的推动作用。

关键词: 钢筋混凝土管片; 管片接头; 内力-变形统一模型; 刚度参数

中图分类号: TU451; U451.4

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2014)12-2153-08

作者简介: 朱合华(1962-), 男, 安徽巢湖人, 工学博士, 教授, 主要从事隧道及地下建筑工程领域的教学和科研工作。E-mail: zhuhehua@tongji.edu.cn。

Unified model for internal force and deformation of shield segment joints and experimental analysis

ZHU He-hua¹, HUANG Bo-qi¹, LI Xiao-jun¹, HASHIMOTO Tadashi²

(1. State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering and Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Geo-research Institute of Osaka, Osaka, Japan)

Abstract: First, based on a series of tests on reinforced concrete segment joints, the rotational moment-angle models for segment joints including linear, bilinear and nonlinear models and the axial force-deformation and shear force-deformation piecewise models are summarized and proposed, and the theoretical models are also given to describe the effect of the initial torque of bolts and axial force on joint stiffness. Second, based on the bending tests on flat plate segments and arch segments with or without sealing materials, the parameter determination methods for various stiffness models and the model selection principles are proposed, and the effect of the initial torque of bolts and axial force on joint stiffness is discussed. Based on the shear tests on flat plate segment joints with or without sealing materials, the parameter determination method for three-stage shear force resistance stiffness model is proposed. The results have proved the applicability of these joint stiffness models and will promote the application of beam-joint model theory in design practice.

Key words: reinforced concrete segment; segment joint; unified model for internal force and deformation; stiffness parameter

0 引 言

随着大型深埋盾构隧道的出现, 管片接头的力学性能对于隧道衬砌结构整体的稳定性以及变形的影响越发凸显。尽管现有研究普遍承认管片接头对于管片衬砌结构的整体刚度具有显著影响, 然而对于接头非线性力学特性的研究成果仍有待完善。

针对于该问题, 不同学者先后基于结构试验、理论解析以及数值模拟的方法分析了管片接头刚度的取值规律并建立了相应的力学模型: 文献[1]基于非线性力学数值分析的 Goodman 单元的思想提出了考虑衬

砌管片单元不连续性的梁-接头模型^[1], 亦称梁-接头不连续模型, 以包括接头转动刚度、轴向刚度和剪切刚度的单元刚度矩阵来描述管片接头, 并率先考虑了接头在偏心作用下转动刚度的非线性效应和因接头螺栓存在的抗拉伸效应; 文献[2]基于穿黄隧道的接头试验结果, 考虑了接头构造、螺栓预紧力等各种因素的影响, 建立起了一类接头转动刚度的非线性模型; 文

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973 计划)项目(2011CB013800); 教育部创新团队发展计划项目(JTR1029)

收稿日期: 2014-03-05

献[3]以多弹簧分别模拟外缘混凝土、弹性密封垫、受力衬垫以及连接螺栓的作用,考察了轴力、管片厚度、螺栓位置对于接头转动刚度的影响;文献[4]将纵缝处的相对转动变形发展简化为两阶段,提出了管片接头相对转动刚度的双折线模型;文献[5]将接头处的接触截面进行了离散,在特征面积概念之上提出了纵缝接头的组合弹簧模型,并对比长江隧道整环试验结果进行了模型验证;文献[6]对比狮子洋隧道管片接头试验结果,给出了一类基于三维有限元方法的数值计算模型,并研究了接头刚度对于管片内力的影响。

为进一步探究管片接头的力学特性,本文将基于平板型和弧型管片接头试验的结果,分析讨论接头内力-变形关系的各类刚度模型,并考察在有无防水密封垫情况下其随荷载偏心距以及轴力作用水平而变化的规律。

1 管片接头内力-变形关系模型理论表达

1.1 接头弯矩-相对转角关系

管片接头在正负弯矩作用下的状态如图 1 所示。总体来讲,基于接头试验的结果,弯矩与相对转角关系的数学模型可分为以下 3 类:

(1) 线性模型

假设接头弯矩与相对转角成线性关系,则可得到

$$M = k_{\theta} \theta, \quad (1)$$

$$k_{\theta} = \begin{cases} k_{\theta}^{+} & (\theta \geq 0 \text{ 或 } M \geq 0) \\ k_{\theta}^{-} & (\theta < 0 \text{ 或 } M < 0) \end{cases}, \quad (2)$$

式中, k_{θ}^{+} , k_{θ}^{-} 分别为正负弯矩作用下的接头转动刚度。其 $M-\theta$ 关系如图 2 所示。

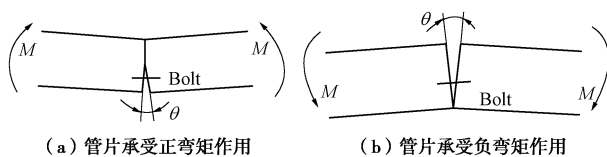


图 1 管片受弯状态的定义

Fig. 1 Definition of segment bending

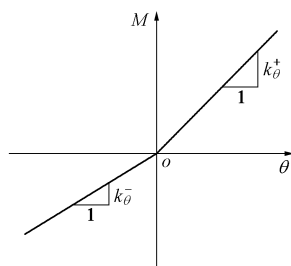


图 2 $M-\theta$ 关系线性模型

Fig. 2 Linear model of $M-\theta$

(2) 双线性模型

假设接头弯矩与相对转角成双线性关系,则可得

$$M = \begin{cases} k_{\theta_1} \theta & (|\theta| \leq \theta_T \text{ 或 } |M| \leq M_T) \\ k_{\theta_1} \theta_T + k_{\theta_2} (\theta - \theta_T) & (|\theta| > \theta_T \text{ 或 } |M| > M_T) \end{cases}, \quad (3)$$

$$k_{\theta_i} = \begin{cases} k_{\theta_i}^{+} & (\theta \geq 0 \text{ 或 } M \geq 0) \\ k_{\theta_i}^{-} & (\theta < 0 \text{ 或 } M < 0) \end{cases} \quad (i=1,2). \quad (4)$$

式中 $k_{\theta_1}^s$, $k_{\theta_2}^s$ ($s=+, -$) 分别为由螺栓预紧力所产生的初始轴力得到释放前后的接头转动刚度, θ_T , M_T 为相对转角-弯矩曲线折点的对应值。其 $M-\theta$ 关系如图 3 所示。

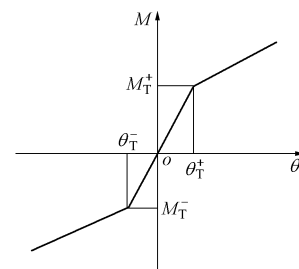


图 3 $M-\theta$ 关系双线性模型

Fig. 3 Bilinear model of $M-\theta$

θ_T , M_T 值可通过管片接头试验以及力学平衡分析得到:接头的变形包括接头板变形和防水密封垫的变形,如图 4 所示,当初始扭矩施加于螺栓上产生预紧力,管片的内外边缘将会由于偏心作用而产生一个变形差。由此可得

$$\theta_T = \theta_T^1 + \theta_T^2, \quad (5)$$

式中,

$$\theta_{T1} = \frac{u'_{out} - u'_{in}}{h}, \quad (6)$$

$$\theta_{T2} = \frac{4\alpha T_b \cdot 2t \cdot (d - y_0)}{EI}. \quad (7)$$

式中 θ_{T1} , θ_{T2} 分别为在给定力矩条件下由试验测定和梁弯曲理论计算出的转角; $u' = u_{init} - u$, u_{init} 为接头初始张开量, u 为当前张开量,对应的管片接头内、外侧张开量与所作用的扭矩关系如图 4 所示, h 为管片厚度; d 为从管片边缘到螺栓作用点的距离,如图 5 所示; y_0 为管片边缘到中性轴的距离; T_b 为每根螺栓的拉力; α 为修正系数,当采用防水密封垫时该系数取 0.15~0.20,不采用防水密封垫时该系数取 0.14~0.16; t 为连接螺栓的截面高度; EI 即为梁截面的抗弯刚度。

在此,考虑 $\theta_1^+ = \theta_1^- = \theta_T$, 当不采用防水密封垫时,接头的变形主要由接头板产生, M_T 的计算式为

$$M_T = 4\alpha T_b \cdot (d - y_0) \quad , \quad (8)$$

或可通过接头轴力 - 弯矩试验曲线求得 M_T 。

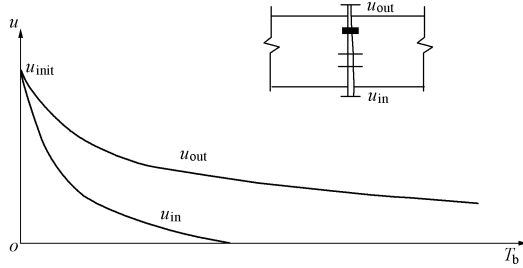


图 4 螺栓初始扭矩 - 接头张开量曲线

Fig. 4 Curves of initial torque of bolt and opening of joint

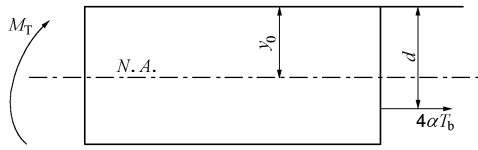


图 5 螺栓轴力作用点示意图

Fig. 5 Diagram of acting point of axial force of bolt

(3) 非线性模型

更具有一般性地, 由试验数据分析发现, 接头弯矩和相对转角关系可由下式来描述:

$$M = \alpha(1 - e^{-\beta\theta}) + \gamma\theta \quad . \quad (9)$$

通过将式 (9) 对 θ 求微分可以获得接头的切线转动刚度 k_θ 。其 $M - \theta$ 关系如图 6 所示。令 $k_{\theta_1} = k_\theta|_{\theta=0}$ 以及 $k_{\theta_2} = k_\theta|_{\theta \rightarrow \infty}$ 可得

$$k_\theta = (k_{\theta_1} - k_{\theta_2})e^{-\beta\theta} + k_{\theta_2} \quad , \quad (10)$$

式中, k_{θ_1} , k_{θ_2} 分别为初始和最终的切线转动刚度, β 为用以描述相对转角与转动刚度关系的常系数, 在正弯矩和负弯矩作用下取值不同, 可以通过最优化方法或非线性回归方法从试验数据中获得。

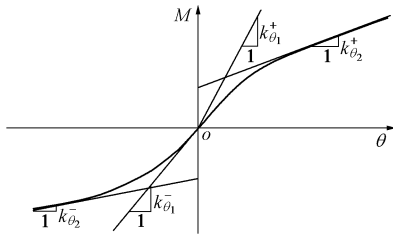


图 6 $M - \theta$ 关系非线性模型

Fig. 6 Nonlinear model of $M - \theta$

(4) 不同荷载偏心距及螺栓初始扭矩条件下的转动刚度

本文这一部分的研究内容将基于如图 7, 8 所示的平板型和弧形管片接头受弯试验结果, 试验模型的尺寸参数及加载设备如图 7 (a)、8 (a) 及图 9 所示, 试验条件的简化模型如图 7 (b)、8 (b) 所示。

管片接头的荷载偏心距可定义为

$$e = M/N \quad , \quad (11)$$

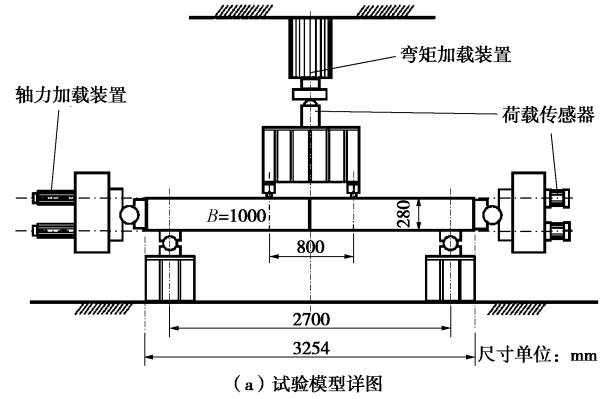
其含义如图 10 所示, M 为截面弯矩, N 为轴力。

在如图 7, 8 所示的试验条件下, 偏心距分别为

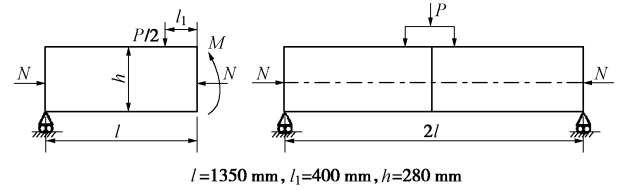
$$e = 0.5(l - l_1)k_p \quad , \quad (12)$$

$$e = 0.5(l - l_1)k_p - s \quad , \quad (13)$$

式中, $k_p = P/N$, P 为竖向荷载。在图 8 中, 如果 $k_p < 2s/(l - l_1)$, 则为负弯矩条件。



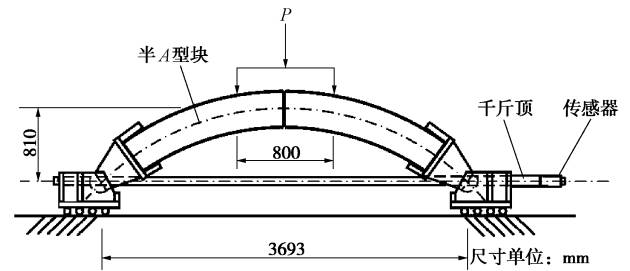
(a) 试验模型详图



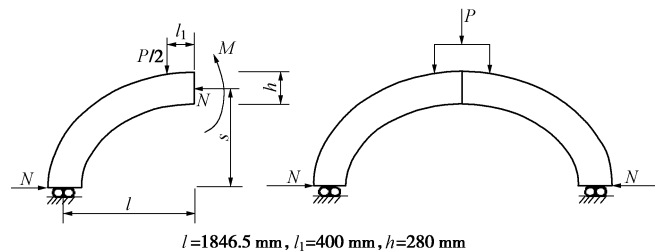
(b) 试验模型简图

图 7 平板型管片接头受弯试验中的荷载偏心距

Fig. 7 Eccentricity in bending of flat plate segment joint



(a) 试验模型详图



(b) 试验模型简图

图 8 弧形管片接头受弯试验中的荷载偏心距

Fig. 8 Eccentricity in bending of arch segment joint

大量试验表明接头转动刚度 k_θ 受到偏心距 e 的影响。如图 11 所示, 存在一个临界偏心距值, 如果 $e \leq e_0$ 则为小偏心受压条件; 如果 $e > e_0$ 则为大偏心受压条件。根据混凝土梁构件弯曲理论, e_0 可取为 $0.3h$, 并

将由试验结果进一步证实。由此, 建议当 $e \leq e_0$ 采用线性模型来描述接头弯矩 - 相对转角本构关系; 当 $e > e_0$ 则采用双线性或非线性模型。假定

$$k_\theta = k_\theta^0 + A/e, \quad (14)$$

式中, k_θ^0 为当 $e \rightarrow \infty$ 时的接头转动刚度, A 为独立于偏心距 e 的常数。

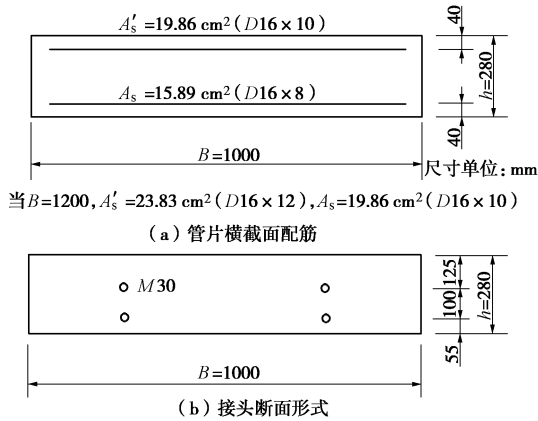


图 9 试验模型横截面构造

Fig. 9 Cross-section of experiment model

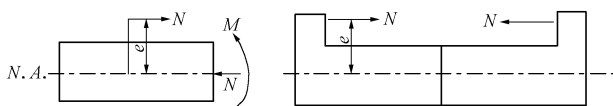


图 10 简单受弯状态下的荷载偏心距

Fig. 10 Eccentricity in simple bending

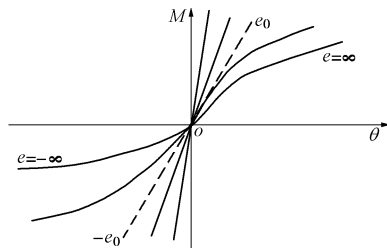


图 11 $M - \theta$ 曲线与偏心距 e 的关系

Fig. 11 Relation between $M - \theta$ curves and e

此外, 还需考虑到转动刚度是随螺栓预紧力增大而提高的。从偏心距的定义中可知其与轴力成反比, 因此螺栓预紧力的影响事实上也可以最终通过偏心距来进行描述。而在此仅采用下式来考虑螺栓初始扭矩和轴力对于接头转动刚度的影响:

$$k_\theta = k_\theta^0 + BT_b + CN, \quad (15)$$

式中, B 和 C 分别为独立于螺栓初始扭矩和接头轴力的常数。

1.2 接头轴力 - 相对轴向变形关系

形如图 12 中所示的荷载 - 位移曲线位移正半轴部分的曲线形式符合含有不连续面的岩石材料在受压条件下的受力变形规律^[7]。

对于管片接头这样带有人工不连续面的钢筋混

凝土构件, 由于其压缩变形的类似特性, 亦可采用相似的曲线函数来构造其轴力 - 相对轴向变形关系模型; 然而由于连接螺栓的作用, 还需要考虑其在受拉状态下的力学性能。因此建立其轴力 - 轴向变形关系模型为

$$N = \begin{cases} k_{n_0}^+ \frac{u_{\max} u}{u_{\max} - u} & (u \geq 0 \text{ 或 } N \geq 0) \\ k_n^- u & (u < 0 \text{ 或 } N < 0) \end{cases} \quad (16)$$

式中 $k_{n_0}^+$ 为初始轴向抗压刚度; u_{\max} 为最大轴向压缩量, u 将很快达到 u_{\max} , 因为其必须足够小以满足接头的防水要求, 相应的, 接头的轴向刚度也必须足够大, 以致其通常可以被认为是无穷大的; k_n^- 为轴向抗拉刚度, 其取决于螺栓的刚度和管片螺栓间的接触条件。

由于在设计实践中目前并未涉及到对于接头轴向刚度的数据需求, 本文对此不做进一步的研究与讨论。一般情况下 k_n 可以取一足够大的数值, 如 10^5 kN/m。

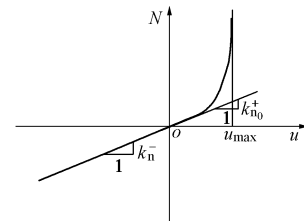


图 12 $N - u$ 关系曲线

Fig. 12 Curve of $N - u$

1.3 接头剪力 - 相对剪切变形关系

尽管现有的研究普遍认为, 管片接头的相对剪切变形一般极小, 可以忽略, 然而在有内水压力作用等条件下仍需加以考虑。

接头剪力 - 相对剪切变形关系符合图 13 所示(后文将给出试验验证), 管片接头剪力加载包括 3 个阶段: 第一阶段, 剪切荷载被接头接触面间的静摩擦力所抵消, 因而几乎观测不到相对剪切错动, 其中不采用防水密封垫的接头剪切变形要明显小于采用防水密封垫的接头; 第二阶段, 管片间开始出现相对滑动直至达到装配误差或螺栓孔的间隙; 第三阶段, 主要由连接螺栓来承受剪力。

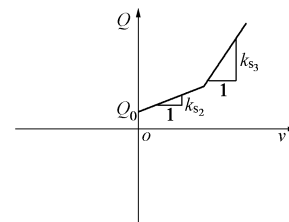


图 13 $Q - v$ 关系曲线

Fig. 13 Curve of $Q - v$

因此, 可采用下式来描述除第一阶段以外的剪切作用过程:

$$Q = k_s v + Q_0 \quad , \quad (17)$$

式中, Q_0 为用以平衡静摩擦力的剪力部分, 其值等于 μN (μ 为接头接触面静摩擦系数), 当存在防水密封垫时其值接近于 0.0。

假设在正负剪力作用下接头具有对称的剪切刚度, 则可得到

$$k_s = \begin{cases} k_{s_2} & (v \leq \bar{v}) \\ k_{s_3} & (v > \bar{v}) \end{cases} \quad , \quad (18)$$

式中, \bar{v} 为连接螺栓的装配误差, k_{s_2} , k_{s_3} 分别为对应于上述分析第二、第三阶段的接头相对剪切刚度。

2 管片接头本构模型拟合试验分析

2.1 θ_T , M_T 的取值

在满足实际施工所要求的螺栓预紧力条件下进行了一系列的管片接头试验。通过考察接头弯矩与接缝表面张开量的关系, 得到了前文所述的有无防水密封垫条件下的螺栓轴力、弯矩 - 相对转角关系、双线性模型折点 θ_T , M_T 等数值, 列于表 1 中。

2.2 接头刚度的取值

基于平板型管片和弧型管片接头的受弯试验和剪切试验, 分别考察接头的相对转动刚度和相对剪切刚度。不同螺栓初始扭矩条件下的平板型管片接头试验曲线 (如图 14 (a) 所示) 可以分别用双线性模型和非线性模型来拟合, 如图 15 所示。相应地, 模型参数则由线性及非线性回归获得, 见于表 2。

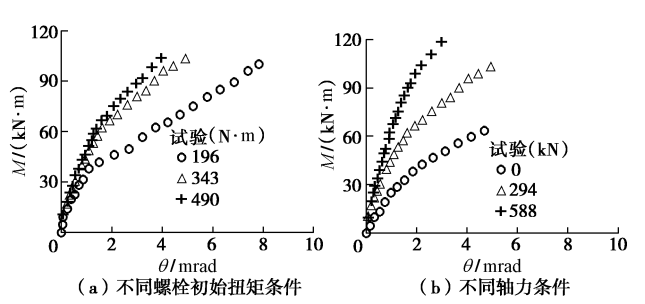


图 14 平板型管片接头正弯矩加载试验 $M - \theta$ 曲线

Fig. 14 Curves of $M - \theta$ in positive bending tests on flat plate segment joint

表 1 θ_T , M_T 结果

Table 1 Results of θ_T and M_T

T_b /(N·m)	θ_T /(10 ⁻³ rad)		M_T /(kN·m)	
	采用防水密封垫	不采用防水密封垫	采用防水密封垫	不采用防水密封垫
49.0	2.172	0.015	1.4	1.4
98.0	2.731	0.123	4.8	11.0
196.0	3.869	0.323	22.1	29.0
294.0	3.468*	0.523	44.2	46.9
392.0	3.191*	0.738	59.3	66.2
490.0	3.047*	0.892	73.1	80.0

注: *当接头接近于管片内表面的一部分已经完全闭合很难再被压缩, 接缝张开的范围将小于管片厚度。

从拟合结果来看, 相较于双线性模型, 采用非线性模型描述加载的初始阶段具有更好的效果。

不同轴力下的平板型管片接头试验所获得的接头弯矩 - 相对转角关系拟合结果见图 16。

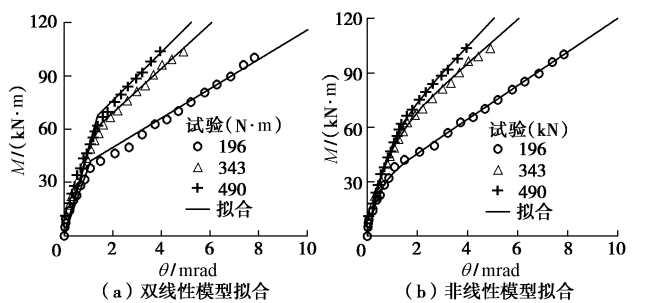


图 15 平板型管片接头正弯矩加载试验不同螺栓初始扭矩下的 $M - \theta$ 拟合曲线

Fig. 15 Fitting of positive bending test curves of flat plate segment joint with different torques

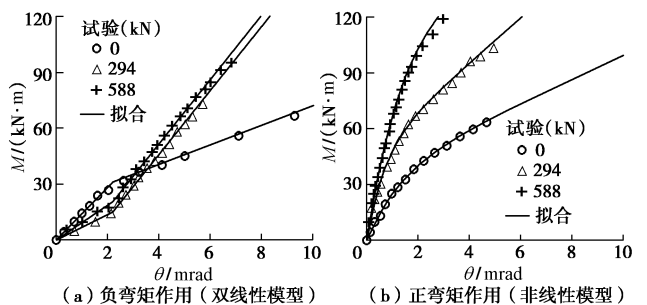


图 16 平板型管片接头正弯矩加载试验不同轴力下的 $M - \theta$ 拟合曲线

Fig. 16 Fitting of bending test curves of flat plate segment joint with different axial forces

结果显示正弯矩作用下的弯矩 - 相对转角曲线更适合于采用非线性模型描述, 而负弯矩作用下则更适合于采用双线性模型描述。其模型参数计算结果见表 3。

由表 2, 3 可知, 接头转动度 k_{θ_1} 与 k_{θ_2} 仅随螺栓初始扭矩和轴力水平显著变化。图 17 表明其基本符合式 (15) 所描述的线性关系。通过线性回归可得到其参数如表 4 所示。

表 2 平板型管片接头正弯矩加载试验不同螺栓初始扭矩下的转动刚度

Table 2 Rotational stiffness in positive bending tests on flat plate segment joint with different torques							
T_b / (kN·m)	N /kN	双线性模型			非线性模型		
		k_{θ_1}	k_{θ_2}	θ_T	k_{θ_1}	k_{θ_2}	β
		/(kN·m·rad ⁻¹)	/(kN·m·rad ⁻¹)	/ mrad	/(kN·m·rad ⁻¹)	/(kN·m·rad ⁻¹)	/ mrad ⁻¹
196.0	294.0	38014.2	8114.4	1.088	77341.6	9133.6	2.563
343.0	294.0	46844.0	12299.0	1.249	78890.0	11956.0	1.468
490.0	294.0	48147.4	13357.4	1.380	81947.6	14112.0	1.462

表 3 平板型管片接头正弯矩加载试验不同轴力下的转动刚度

Table 3 Rotational stiffness in bending tests on flat plate segment joint with different axial forces							
N /kN	T _b /(N·m)	正弯矩作用（非线性模型）			负弯矩作用（双线性模型）		
		k _{θ₁}	k _{θ₂}	β	k _{θ₁}	k _{θ₂}	θ _T
		/(kN·m·rad ⁻¹)	/(kN·m·rad ⁻¹)	/(1·mrad ⁻¹)	/(kN·m·rad ⁻¹)	/(kN·m·rad ⁻¹)	/mrad
0	343.0	31957.8	6301.4	0.743	13847.4	5174.4	2.2
294	343.0	78890.0	11956.0	1.468	6722.8	16865.8	2.2
588	343.0	89954.2	7663.6	0.744	9104.2	16983.4	2.2

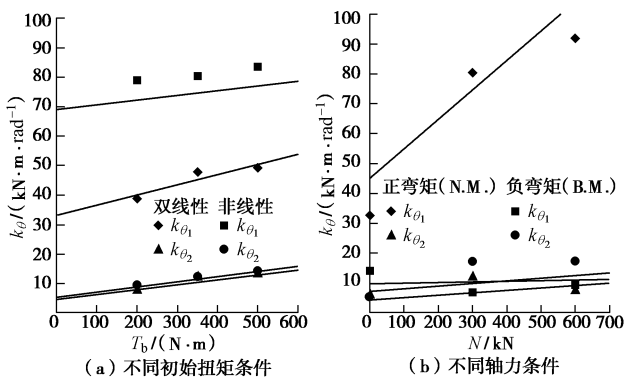


图 17 转动刚度线性关系

Fig. 17 Linear relation of rotational stiffness

表 4 不同初始扭矩和轴力下转动刚度线性模型参数

Table 4 Parameters for linear relation between rotational stiffness and initial torque T_b (N·m) and axial force N (kN)

模型	参数	正弯矩作用		负弯矩作用	
		k_{θ_1}	k_{θ_2}	k_{θ_1}	k_{θ_2}
		/(kN·m·rad ⁻¹)		/(kN·m·rad ⁻¹)	
双线性	k_{θ}^0	32513.5	51401.0	4341.4	7103.0
	B (L/rad)	0.3447	0.1783		
	C (cm/rad)			0.0081	0.0201
非线性	k_{θ}^0	3958.3	377.3		
	B (L/rad)	0.1567	0.1693		
	C (cm/rad)	0.0986	0.0023		

不同偏心距作用下的弯矩 - 相对转角试验曲线如图 18~20 所示。结果表明,弯矩 - 相对转角本构模型的选择与偏心距 e 的取值相关。在正弯矩作用下,用于确定本构模型的临界偏心距 e_0 可取值为 0.084 m(0.3 h),其位于 0.07~0.3 m 范围之内;在负弯矩作用下,临界偏心距 e_0 值大于 0.17 m。

根据试验曲线的变化趋势,采用线性、双线性和

非线性模型来模拟试验结果,见图 18~20。其中,在大偏心加载条件下,当轴力为零即偏心距为无穷大,由于几乎无法获得预紧力释放的临界点,因而只能选择非线性模型。通过线性与非线性回归获得不同模型参数见表 5、6。

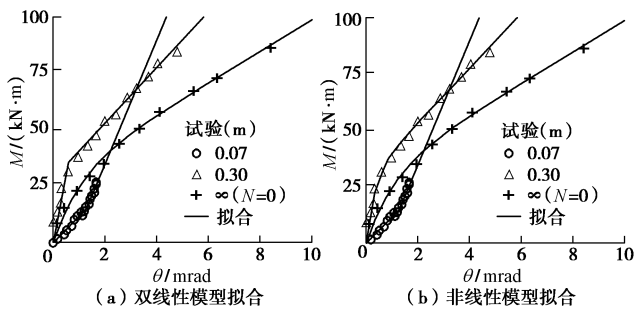


图 18 弧状管片接头弯曲试验基于不同模型计算所得 $M - \theta$ 曲线(环宽 1.0 m 管片)

Fig. 18 Curves of bending moment and rotational angle in positive bending (1.0 m-ring)

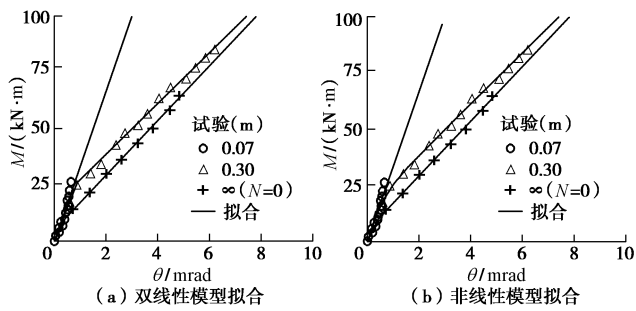


图 19 弧状管片接头弯曲试验基于不同模型计算所得 $M - \theta$ 曲线(环宽 1.2 m 管片)

Fig. 19 Curves of bending moment and rotational angle in positive bending (1.2 m-ring)

表 5 弧型管片接头弯曲试验基于不同模型计算所得转动刚度 (环宽 1.0 m 管片)

Table 5 Rotational stiffness with different models in bending tests on arch segment joint (1.0 m-Ring)						
受弯作用 类别	e /m	T_b /(N·m)	k_{θ_1} /(kN·m·rad ⁻¹)	k_{θ_2} /(kN·m·rad ⁻¹)	$\theta_T(\beta)$ /mrad(mrad ⁻¹)	模型
正弯矩作用	0.07	343.0	11583.6	26861.8	1.26	B.M.
	0.3	343.0	58202.2(96686.8)	12112.8(11956.0)	0.605(2.986)	B.M.(N.M.)
	∞	343.0	33369.0	6840.4	0.927	N.M.
负弯矩作用	0.05	343.0	51861.6			L.M.
	0.17	343.0	239306.2			L.M.
	∞	343.0	36524.6	3939.6	1.534	N.M.

表 6 弧型管片接头弯曲试验基于不同模型计算所得转动刚度 (环宽 1.2 m 管片)

Table 6 Rotational stiffness with different models in tests on arch segment joint bending (1.2 m-Ring)						
受弯作用 类别	e /m	T_b /(N·m)	k_{θ_1} /(kN·m·rad ⁻¹)	k_{θ_2} /(kN·m·rad ⁻¹)	$\theta_T(\beta)$ /mrad(mrad ⁻¹)	模型
正弯矩作用	0.07	343.0	32761.4			L.M.
	0.3	343.0	29057.0(43933.4)	11103.4(11172.0)	0.877(2.108)	B.M.(N.M.)
	∞	343.0	129046.4	11956.0	24.035	N.M.
负弯矩作用	0.05	343.0	79213.4			L.M.
	0.17	343.0	53929.4			L.M.
	∞	343.0	39209.8	4067	1.587	N.M.

表 7 剪切试验过程平均结果

Table 7 Average values for describing shearing processes					
密封条件	N /kN	u_s /cm	Q_0 /kN	k_{s_2} /(kN·m)	k_{s_3} /(kN·m)
不采用防水密封垫	147.0	0.372	44.5	10591.8	38514.0
采用防水密封垫	147.0	0.531	1.3	5661.5	48363.0

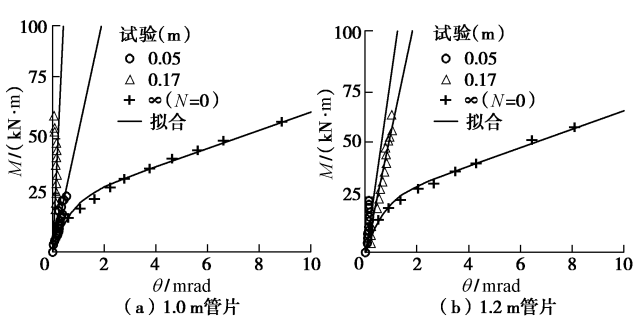


图 20 负弯矩作用下的 $M-\theta$ 曲线

Fig. 20 Curves of bending moment and rotational angle in negative bending

图 21 为剪切试验示意图, 该试验分别在有无防水密封垫的条件下进行, 同时承受值为 147.0 kN 的恒定荷载。试验结果曲线验证了前文所述的接头承受剪切作用的三阶段现象, 如图 22 所示。

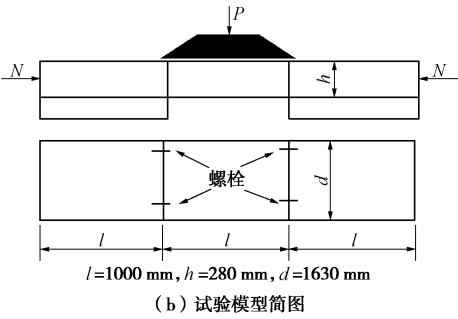


图 21 接头剪切试验示意图

Fig. 21 Diagram for shear tests on joint

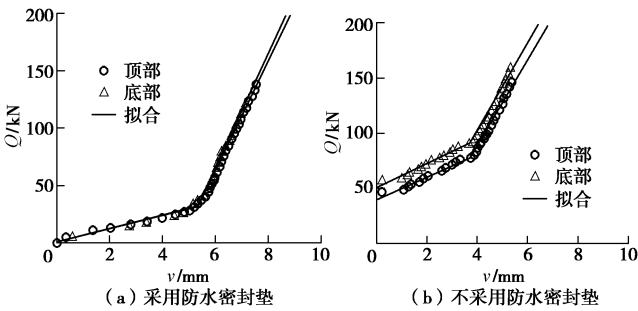
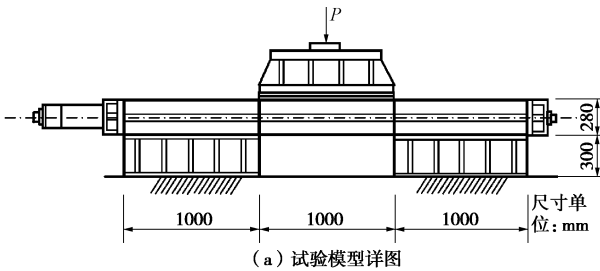


图 22 平板型管片接头剪切试验曲线

Fig. 22 Curves of shear tests on flat plate segment joint

表 7 则进一步给出了有无防水密封垫条件下的接头剪切刚度模型参数。

3 结 语

本文基于管片接头试验的结果和理论分析,归纳了适用于描述接头转动刚度的线性、双线性和非线性模型,提出了适用于描述接头轴向刚度和剪切刚度的阶段式模型,通过在有无防水密封垫条件下的平板型管片和弧型管片受弯试验以及平板型管片接头剪切试验给出了各类接头刚度模型参数的取值方法,通过考察拟合结果进行了模型的验证,并研究了不同初始螺栓扭矩和轴力条件对于结果的影响。

本文结果充分验证了所述各类接头刚度模型的适用性,并给出了模型选用依据和不同构造条件以及受力条件对结果的影响,对于相关研究和工程应用具有指导意义。同时本文所给出的各类接头模型参数的确定方法也是对于盾构隧道衬砌结构梁-接头计算模型的重要补充,使得梁-接头计算模型更具有实际应用价值。将本文研究成果与梁-接头模型计算理论相结合的研究工作还有待进一步展开。

致 谢: 本文是第一作者在日本大阪地域地层环境研究所(原大阪土质试验所)工作期间(1993—1995)所做的研究成果一部分,鉴于其一直没有系统地公开发表,特整理供读者参考采用。本文试验数据由日本大阪交通局提供,有关研究工作得到了长渥先生的帮助,在此表示衷心的感谢。

参考文献:

- [1] 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 loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, 22(2): 190 - 194. (in Chinese))
- [2] 张厚美,过 迟,傅德明. 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 the stiffness model of circular tunnel prefabricated lining[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, 22(3): 309 - 313. (in Chinese))

- [3] 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 Hong-sheng, HOU Xue-yuan. Theoretical study of rotational stiffness of joint in shield tunnel segments[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(9): 1574 - 1577. (in Chinese))
- [4] 朱 伟,钟小春,秦建设. 盾构衬砌管片接头力学分析及双直线刚度模型研究[J]. 岩土力学, 2006, 27(12): 2154 - 2158. (ZHU Wei, ZHONG Xiao-chun, QIN Jian-she. Mechanical analysis of segment joint of shield tunnel and research on bilinear joint stiff model[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, 27(12): 2154 - 2158. (in Chinese))
- [5] 张冬梅,樊振宇,黄宏伟. 考虑接头力学特性的盾构隧道衬砌结构[J]. 岩土力学, 2010, 21(8): 2546 - 2551. (ZHANG Dong-mei, FAN Zhen-yu, HUANG Hong-wei. Calculation method of shield tunnel lining considering mechanical characteristics of joints[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(8): 2546 - 2551. (in Chinese))
- [6] 郭 瑞,何 川,封 坤,等. 大断面水下盾构隧道管片接头抗弯刚度及其对管片内力影响研究[J]. 中国铁道科学, 2013, 34(5): 46 - 53. (GUO Rui, HE Chuan, FENG Kun. Bending stiffness of segment joint and its effects on segment internal force for underwater shield tunnel with large cross section[J]. China Railway Science, 2013, 34(5): 46 - 53. (in Chinese))
- [7] 孙 钧,汪炳鉴. 地下结构有限元法解析[M]. 上海: 同济大学出版社, 1988: 223 - 224. (SUN Jun, WANG Bing-jian. Finite element analysis of underground structure[M]. Shanghai: Tongji University Press, 1988: 223 - 224. (in Chinese))