

文章编号:1673-2049(2005)03-0045-10

# 端板连接高强度螺栓群中和轴位置研究

王素芳<sup>1</sup>, 陈以一<sup>1</sup>, 陈友泉<sup>2</sup>, 魏潮文<sup>2</sup>

(1. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092; 2. 浙江杭萧钢构股份有限公司, 浙江 杭州 310003)

**摘要:**为研究端板连接中高强度螺栓群的中和轴位置变化,对门式刚架外伸式端板连接进行了试验研究与理论计算。试验采用4种梁截面尺寸,选择端板厚度和端板加劲肋作为研究参数,对12个试件进行了单调加载试验,通过在螺栓杆无螺纹区开槽粘贴应变片测量了端板螺栓力的变化情况。理论计算系建立带弹性支座的连续梁模型模拟端板连接,将模型计算结果与试验结果比较分析,结果表明:加载过程中,螺栓群中和轴逐渐从其形心轴向受压区移动,但不超过受压翼缘内侧螺栓中心线;极限状态下,受拉翼缘和端板可简化为等效T型件。根据理论模型,进行了简单的参数分析,研究了撬力、端板厚度和螺栓排列等对连接性能的影响。最后结合试验结果及理论计算,对现有计算方法进行了评价。

**关键词:**端板连接;高强度螺栓;中和轴;理论模型

**中图分类号:**TU323 **文献标志码:**A

## Research on neutral axis location of high-strength bolts of end-plate connections

WANG Su-fang<sup>1</sup>, CHEN Yi-yi<sup>1</sup>, CHEN You-quan<sup>2</sup>, WEI Chao-wen<sup>2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Zhejiang Hangxiao Steel Structure Corporation Ltd, Hangzhou 310003, China)

**Abstract:** In order to study the neutral axis location of high-strength bolts in extended end-plate connections, a series of joint tests from portal frame and theoretical analysis were executed. There were altogether twelve connection specimens, which including four kinds of beam sections, were tested under monotone loading. Bolt force was measured by the strain gauges affixed to notched bolt shanks. Such parameters as end-plate thickness and end-plate stiffener were introduced. Continuous beam models with spring supports were set up to model end-plate connections. By comparing the results from tests with those from model analysis, the following conclusions can be drawn: during loading process, the neutral axis moves from the centroid axis to compression zone, not exceeding the center line of bolts inside the compression flange; ultimately, the tension flange and end-plate can be simplified as T-stub on the assumption that the axial forces of bolts in tension zone are equal to each other. Simple parameter analysis by theoretical model was done to study the influence of prying force, end-plate thickness and bolt arrangement on connection behavior. Finally, available calculation methods for bolts in end-plate connections were evaluated by the analysis of test data and theoretical calculation.

**Key words:** end-plate connection; high-strength bolt; neutral axis; theoretical model

0 引言

钢梁端板连接中广泛采用高强度螺栓摩擦型连接来承受构件传来的剪力和弯矩。在抗弯计算中,螺栓拉力分布将影响到螺栓数量及端板厚度等的计算,是设计的关键问题之一。各国关于螺栓拉力的计算主要有 3 种方法<sup>[1]</sup>:传统的三角形分布算法、塑性设计法和 T 型件法。

中国习惯上采用传统方法,将端板看作刚性转动的平面,螺栓群受力呈线性分布。其中关于端板转动的中和轴位置主要有两种假设:一种认为中和轴通过端板形心<sup>[2]</sup>,通常就是螺栓群的形心,如图 1(a)所示;工程计算中常假设中和轴位于底排受压螺栓处,如图 1(b)所示。另外还有一种算法<sup>[3]</sup>,将梁根部截面弯矩简化为作用于梁上、下翼缘的力偶,把梁受拉翼缘和相应的部分端板作为独立的 T 型件,认为弯矩的拉伸作用完全由 1 和 2 两行螺栓承担,如图 1(c)所示。以图 1(e)中的节点为例,分别计算 3 种分布模式下的螺栓力。当梁根部截面弯矩为 135 kN·m 时,由如图 1(a)~(c)所示的分布算得的螺栓最大拉力分别为 130、103、110 kN,如取用 10.9 级高强度螺栓,则 3 种分布所设计出的螺栓规格分别为 M24、M20、M20,相应的按规范计算的端板最小厚度也将有所不同。反之,如已经确定使用 10.9 级 M20 高强度螺栓,并以图 1(e)环线中所示螺栓为 1 个标准列,则由如图 1(a)~(c)所示的分布算得的螺栓列数分别为 2.1、1.7、1.8,根据螺栓需成对对称布置的原则,后两种情况按 2 列螺栓布置即可,而第一种情况需按 4 列螺栓布置,这显然造成很大的浪费,可行的办法是在受拉区第二排螺栓下方再增加 1 排螺栓。

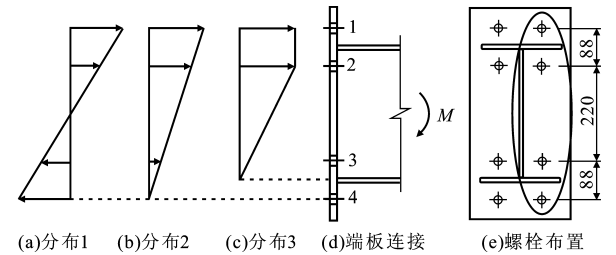


图 1 螺栓拉力分布/mm

Fig. 1 Distribution of bolt pulling force

由以上算例可见:准确、合理确定中和轴位置是端板连接设计中的重要环节。已有学者对端板连接中高强度螺栓的受力性能进行了研究<sup>[4~6]</sup>,但对螺栓群中和轴位置的研究较少。笔者通过节点试验和

力学模型分析,对此作了专题研究。

1 试验研究

1.1 试验方案

试件由焊接 H 型梁和外伸式端板组成,主要参数有端板厚度和端板加劲肋。试件共 12 件,见表 1。

表 1 试件参数

Tab. 1 Parameters of specimens

序号	试件编号	端板厚度/mm	端板加劲肋	端板布置编号	螺栓直径/mm	螺栓群抗弯承载力矩设计值/(kN·m)
1	A1-1EM	16	无	EPA	20	227
2	A1-2EM	20	无	EPA	20	227
3	A2-1EM-2	16	无	EPA	20	227
4	A2-2EM	20	无	EPA	20	227
5	B2-1EM	16	无	EPB1	20	442
6	B2-5EM	20	有	EPB2	20	442
7	C3-2EM	20	无	EPC1	24	336
8	C3-3EM	25	无	EPC1	24	336
9	C3-5EM	20	有	EPC2	24	336
10	C3-6EM	25	有	EPC2	24	336
11	D4-2EM	20	无	EPD	24	645
12	D3-2FM	20	无	EPD	24	645

注:试件 D3-2FM 的翼缘板平面与端板平面不垂直,翼缘板倾斜度为 1:12。

试件按照梁截面尺寸分为 A、B、C、D 4 组,梁截面尺寸(高度×宽度×腹板厚度×翼缘厚度)分别为 316 mm×200 mm×5 mm×8 mm、616 mm×200 mm×5 mm×8 mm、324 mm×200 mm×8 mm×12 mm、624 mm×200 mm×8 mm×12 mm。梁有效长度 L 除 A 组试件为 1 500 mm 外,其余试件均为 2 000 mm。

试件均采用 Q345 钢。端板厚度参照文献<sup>[7]</sup>进行设计。端板螺栓为 10.9 级高强度螺栓,有 M20、M24 两种。抗滑移系数取 0.5。螺栓按等强原则设计,即设计荷载取梁根部截面翼缘边缘达到 Q345 钢材抗拉强度设计值时的弯矩,螺栓拉力计算采用图 1(a)分布。端板尺寸及螺栓布置见图 2,按照图 2 求得螺栓群的抗弯承载力矩设计值  $M_t$ ,见表 1。

试验装置见图 3。试件通过过渡段与支座连接,过渡段翼缘(柱翼缘)厚度  $t_{fc}$  为 25 mm。端板与过渡段、过渡段与支座的高强度螺栓连接面均采用喷砂处理。高强度螺栓按照文献<sup>[2]</sup>采用扭矩法进行施工。

采用液压千斤顶在悬臂梁的自由端施加集中力,高强度螺栓承受端板传来的弯矩和剪力,并以弯

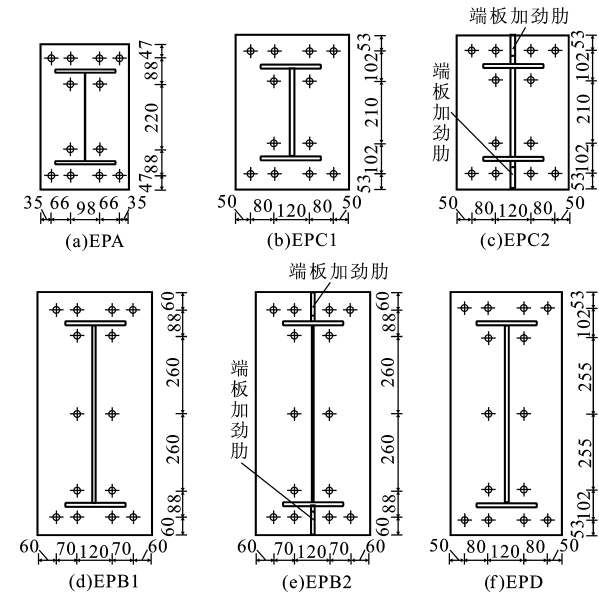


图 2 端板尺寸及螺栓布置/mm

**Fig. 2 Bolt arrangement and sizes of end-plates**

矩为主。试验时连续加载至试件破坏。

考虑端板布置的对称性,仅选取螺栓群中靠近竖向形心轴的一列螺栓布置测点。在螺栓头上钻两个直径为 3.5 mm 的对称圆孔,同时在螺栓杆上开弧形凹槽,在槽端无螺纹区粘贴两个对称的单向应变片,将应变片的引线套上导管经过弧形凹槽引出,导管用 502 胶固定在凹槽内,如图 4 所示。试验安装时保持两个对称应变片的轴心连线水平。

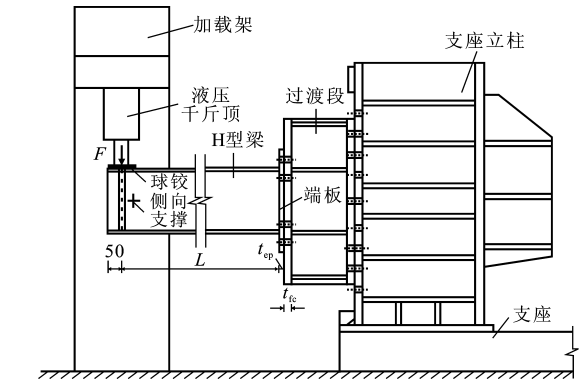


图 3 试验装置/mm  
Fig. 3 Test equipment

1.2 试验结果

A、B 组试件的破坏模式为梁受压翼缘和腹板局部屈曲破坏,C、D 组试件的破坏模式为梁全截面屈服破坏。各试件极限弯矩  $M_u$  见表 2。

试件在特定荷载下的螺栓群受力分布如图 5 所示。图 5 中螺栓拉力为设计预拉力与轴力增量之和,轴力增量由实测螺栓轴向应变(两个应变片的平均测值)求得,螺栓位置为距螺栓群形心轴的距离。

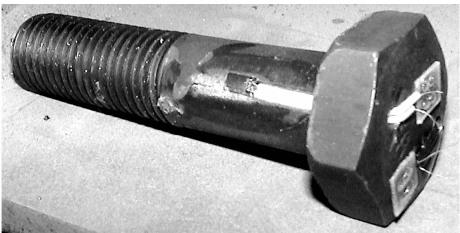


图 4 螺栓测点布置

**Fig. 4 Landmark arrangement for bolts**

图 5 中曲线 1、2、3、4 分别代表试件梁根部截面弯矩为  $0.5M_r$ 、 $0.75M_r$ 、 $M_r$  和  $M_u$  时的荷载状态。其中试件 A2-1EM-2 和 B2-5EM 因梁段破坏的极限荷载小于  $M_r$ ,故只有 1、2、4 三条曲线。图 5 中的竖直虚线对应螺栓的设计预拉力。

表 2 试件极限弯矩  $M_u$ /(kN·m)

Tab. 2 Ultimate moment $M_u$ of specimens					
试件编号	极限弯矩	试件编号	极限弯矩	试件编号	极限弯矩
A1-1EM	237	B2-1EM	456	C3-5EM	402
A1-2EM	243	B2-5EM	438	C3-6EM	390
A2-1EM-2	225	C3-2EM	394	D4-2EM	896
A2-2EM	234	C3-3EM	410	D3-2FM	910

假设螺栓群中和轴投影点为图 5 中靠近水平轴的两侧螺栓力连线与螺栓设计预拉力线的交点。根据试验结果,可求得各荷载状态下中和轴相对于形心轴的偏移量,将此偏移量与螺栓群总高度一半的比值称为中和轴偏移率,其中正值表示中和轴向受压区偏移,负值表示向受拉区偏移。加载过程中偏移率的变化曲线如图 6 所示, $M$  为梁根部截面的弯矩。部分试件的偏移率值见表 3,表 3 中 1、2、3、4 代表的荷载状态同图 5,以下各表皆同。

表 3 试验螺栓群中和轴偏移率/%

Tab. 3 Offset ratios of neutral axis for test bolts								
荷载状态	试件编号							
	A1-1EM	A1-2EM	A2-2EM	B2-1EM	C3-2EM	C3-5EM	D4-2EM	D3-2FM
1	0.7	18.6	-9.6	-5.2	-21.8	1.8	-43.8	-51.3
2	18.1	27.0	-4.6	-15.2	0.2	-16.6	-41.0	-1.4
3	35.4	31.2	17.3	11.7	15.2	13.0	17.7	17.6
4	36.8	31.1	18.8	18.8	18.9	23.8	47.5	42.9

2 理论分析

2.1 计算模型

忽略端板在宽度方向上的弯曲变形,不计端板加劲肋的有利作用以及梁腹板的支承作用,将端板简化为平面连续梁,该梁的截面尺寸与材料性质均与端板相同,且不考虑螺栓孔对截面的削弱。在试

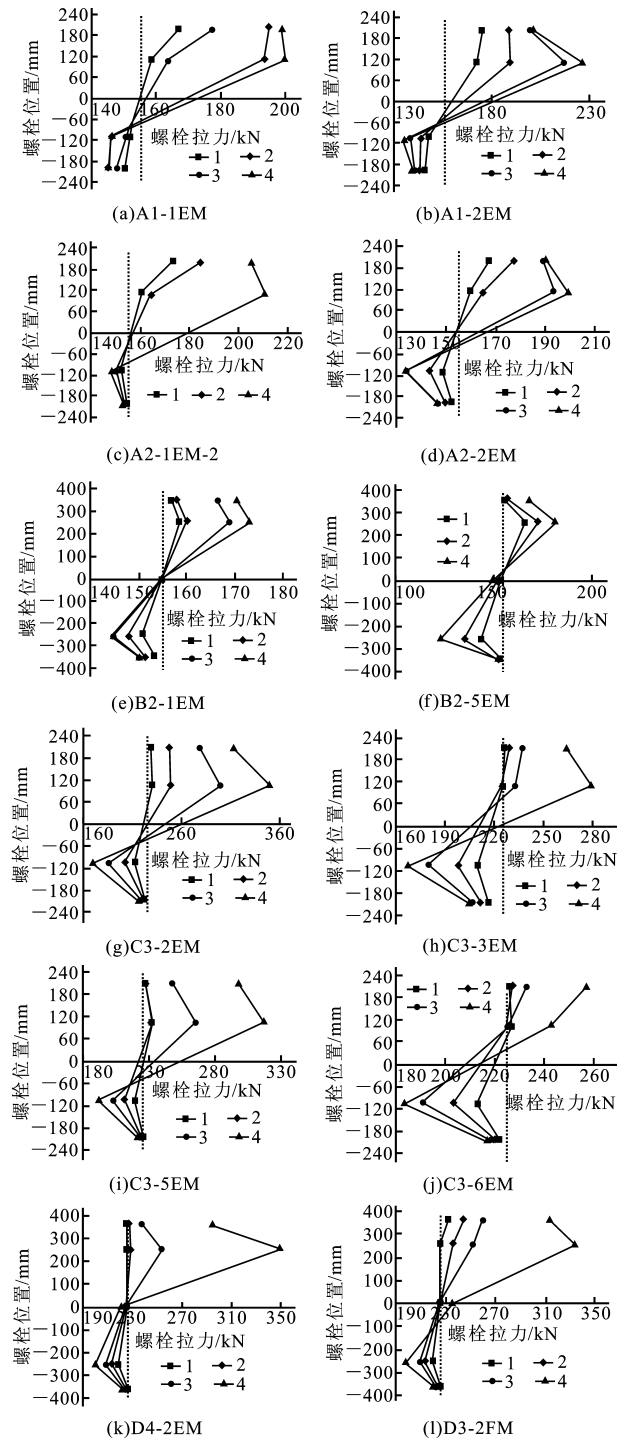


图5 端板螺栓试验拉力分布

Fig. 5 Distribution of test bolt pulling force for end-plate

验中,当端板螺栓达到极限状态时,螺栓基本都处于弹性阶段,螺栓对端板的约束可近似为弹性支座,假设撬力的合力位于端板受拉区边缘,在该处设置刚性链杆。将柱翼缘看作刚性平面,假设端板与柱翼缘间不发生滑动摩擦,可得端板连接的计算模型,如图7所示。图7中从左至右的弹性支座分别对应于连接中从受拉区到受压区的螺栓。不计试件梁端剪

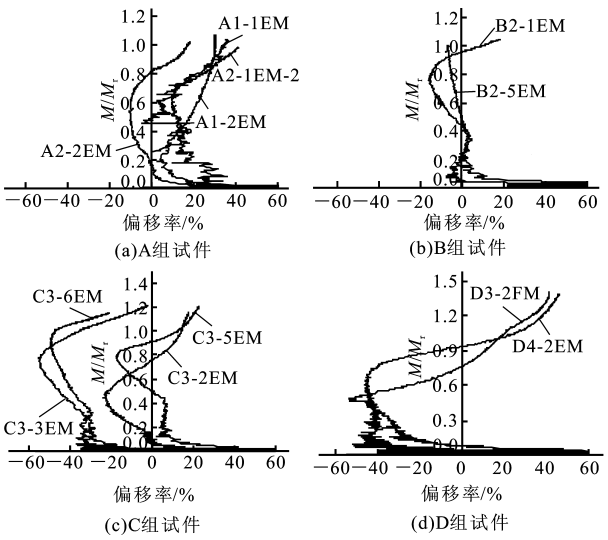


图6 中和轴偏移率的变化

Fig. 6 Variation of offset ratio of neutral axis

力,将梁根部截面弯矩等效为作用于试件梁上、下翼缘中心的集中力,在计算模型中即为连续梁的跨间荷载  $T$ 。

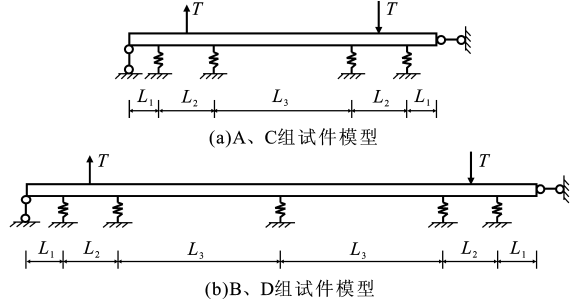


图7 端板连接计算模型

Fig. 7 Calculation model of end-plate connections

对于受拉 T 型件,加载前对螺栓施加预拉力有两方面的作用<sup>[8]</sup>:一是可以提高 T 型件的抗拉刚度;二是改变了螺栓间板件的约束条件,对不同的端板厚度与螺栓直径比,存在铰支、固支及半固支状态,板件跨度也随之改变,对大多情况,约束均为半固支状态。笔者仅考虑螺栓预紧力对板件刚度的影响,忽略螺栓的嵌固作用,梁边跨跨度  $L_1$  取螺栓中心线到邻近端板边缘的距离,中间跨跨度  $L_2$ 、 $L_3$  取各排螺栓的中心距。

弹性支座的刚度由螺栓和被压紧板件提供,其大小与荷载状态和支座位置有关。在初始状态,即螺栓施加预拉力以后、节点受荷以前,单个螺栓的轴向刚度  $K_b$  由式(1)、(2)确定

$$K_b = EA_e/L_b \quad (1)$$

$$L_b = t_{ep} + t_{fc} + 2t_{wh} + \frac{t_h + t_n}{2} \quad (2)$$

式中:  $E$  为钢材的弹性模量;  $A_e$  为螺栓的有效截面积;  $L_b$  为螺栓的有效长度<sup>[9]</sup>;  $t_{ep}$  为端板厚度;  $t_{fc}$  为柱翼缘厚度;  $t_{wh}$ 、 $t_h$ 、 $t_n$  分别为垫圈厚度、螺栓头厚度和螺母厚度。

在初始状态, 单个螺栓周围被压紧板件的刚度  $K_p$  可用式(3)表示

$$K_p = (5.7 + 2.95 \frac{t_a}{d_b}) K_b \quad (3)$$

式中:  $t_a$  为端板厚度和柱翼缘厚度的平均值;  $d_b$  为螺栓公称直径。该式系采用中国常用高强度螺栓的尺寸关系, 参照文献[8]的方法推导而得。

端板连接在受荷过程中, 螺栓的轴向刚度是不变的。对于被连接板件, 在板件压力完全消失以前, 随着受拉区螺栓的伸长, 被压紧板件逐渐拉开, 而受压区螺栓缩短, 周围板件压紧面积增大, 所以, 在此过程中板件所提供的刚度是变化的。笔者只考虑受拉区板件刚度的变化, 受压区被压紧板件所提供的刚度认为与初始状态一致, 端板形心处设置螺栓时, 由图 5 可知: B、D 组试验曲线中该处螺栓力几乎保持不变, 故可认为端板形心处被压紧板件所提供的刚度亦与初始状态一致, 以上简化偏于安全。

设受拉区螺栓数量为  $n$ , 受拉板件刚好完全拉开时的外荷载记为  $T_p$ , 当  $0 \leq T \leq T_p$  时, 假设受拉区单个螺栓周围板件的刚度为线性变化, 即由  $K_p$  线性减小为 0; 当  $T > T_p$  时, 板件刚度为 0。因此, 受拉区单个螺栓及其周围板件提供的刚度为

$$K_{bpt} = \begin{cases} K_b + (1 - T/T_p) K_p & 0 \leq T \leq T_p \\ K_b & T > T_p \end{cases} \quad (4)$$

受压区单个螺栓及其周围板件提供的刚度为

$$K_{bpc} = K_b + K_p \quad (5)$$

端板形心处的螺栓及其周围板件提供的刚度亦取式(5)。求弹性支座的刚度只需将  $K_{bpt}$  或  $K_{bpc}$  乘以相应位置的螺栓个数即可。

对受拉区单个螺栓,  $T_p$  记为  $T'_p$ 。拉力引起连接内力的变化如图 8 所示,  $P_0$ 、 $C_0$  分别为螺栓的设计预拉力和板件间的初始压力。当外荷载为  $T'$  时, 连接内力及变形见图 8。螺栓和板件刚度分别为式(6)、(7)

$$K_{bt} = K_b \quad (6)$$

$$K_{pt} = (1 - \frac{T'}{T'_p}) K_p \quad (7)$$

当荷载增加一微量成为  $T' + \Delta T'$  后, 板件压力和螺栓力的变化量分别为式(8)、(9)

$$\Delta C = K_{pt} \Delta e \quad (8)$$

$$\Delta P = K_{bt} \Delta e \quad (9)$$

式中:  $\Delta e$  为变形的增量。

结合式(6)~(9), 可得

$$\Delta C = \Delta P \frac{K_p}{K_b} (1 - \frac{T'}{T'_p}) \quad (10)$$

又由平衡条件有  $\Delta P = \Delta T' - \Delta C$ , 代入式(10)可得

$$\Delta C = \frac{(1 - T'/T'_p) K_p / K_b}{1 + (1 - T'/T'_p) K_p / K_b} \Delta T' \quad (11)$$

则当外荷载为  $T'$  时, 板件间压力的变化值可由对  $\Delta C$  的微分求积分得

$$C = \int_0^{T'} dC = T' + T'_p (K_b / K_p) \ln \left| \frac{-T' / T'_p + (1 + K_b / K_p)}{1 + K_b / K_p} \right| \quad (12)$$

此时螺栓轴力的实际增量为

$$P = -T'_p \frac{K_b}{K_p} \cdot \ln \left| \frac{-T' / T'_p + (1 + K_b / K_p)}{1 + K_b / K_p} \right| \quad (13)$$

当板件间的压力刚好消失时, 有  $C = C_0 = P_0$  和  $T' = T'_p$ , 代入式(13)得

$$T'_p = \frac{P_0}{1 + (K_b / K_p) \ln |K_b / (K_b + K_p)|} \quad (14)$$

对端板连接的受拉区, 有

$$T_p = n T'_p \quad (15)$$

## 2.2 计算结果

为检验模型能否反映对象的性质, 以试件 A2-2EM 为例, 取试件梁根部截面弯矩为  $0.5M_r$  时对应的  $T$  进行计算, 求得连续梁模型的支座反力如图 9 所示。图 9 中弹簧

支座反力并不代表真实的螺栓力, 但从支座反力的方向定性地考察模型的正确性。首先, 链杆支座反力为压力, 与端板连接中撬力为压力的性质相符。弹簧支座 1、2 的反力均为拉力, 弹簧支座 3、4 的反力均为压力, 这与受压区螺栓所受力的增量为压力的判定相符。因此, 可以判断理论模型的相关假定是适用的。

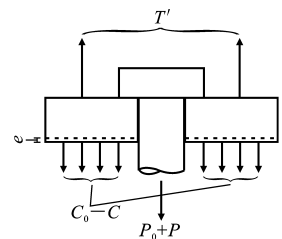


图 8 拉力引起连接内力的变化

Fig. 8 Connection inner force change caused by pulling force 性质相符。弹簧支座 1、2 的反力均为拉力, 弹簧支座 3、4 的反力均为压力, 这与受压区螺栓所受力的增量为压力的判定相符。因此, 可以判断理论模型的相关假定是适用的。

与图 5 相对照, 可分别计算梁根部截面弯矩为  $0.5M_r$ 、 $0.75M_r$ 、 $M_r$  和  $M_u$  时模型上的跨间荷载及弹簧刚度, 进而求得弹性支座的位移  $w$ 。由式(16)

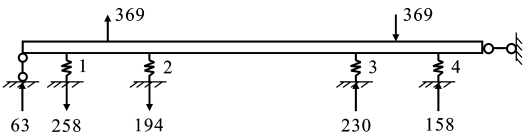


图 9 计算模型反力/kN

Fig. 9 Support force of calculation model

将  $w$  换算为螺栓的轴力值

$$N_b = \frac{w}{L_b} EA_b + P_0 \tag{16}$$

式中： $A_b$  为按螺栓公称直径计算得到的截面积。

选取每组中的典型试件进行理论计算，得螺栓拉力分布如图 10 所示(图 10 中 1、2、3、4 代表的荷载状态同图 5)。

表 5 受拉区螺栓力理论值与试验值之比

Tab. 5 Ratio of theoretical bolt force to test bolt force in tension zone

荷载状态	A1-1EM		A2-2EM		B2-1EM		C3-2EM		C3-3EM		D4-2EM	
	B1	B2	B1	B2	B1	B2	B1	B2	B1	B2	B1	B2
1	1.00	1.09	0.99	1.07	1.06	1.07	1.06	1.09	1.07	1.11	1.08	1.09
2	0.99	1.14	0.99	1.13	1.11	1.13	1.04	1.11	1.12	1.22	1.13	1.15
3	0.98	1.08	1.01	1.07	1.14	1.18	1.00	1.03	1.17	1.32	1.18	1.15
4	0.98	1.07	1.01	1.06	1.13	1.17	0.97	0.99	1.18	1.28	1.21	1.08

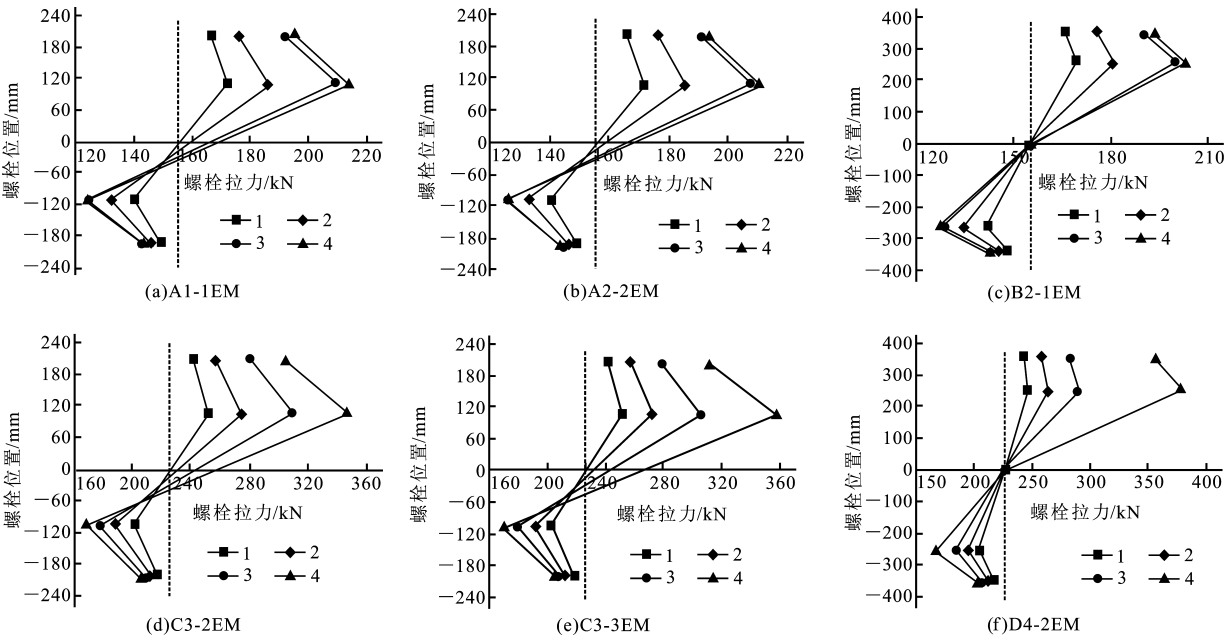


图 10 端板螺栓理论拉力分布

Fig. 10 Distribution of theoretical bolt pulling force for end-plate

3 结果分析

3.1 中和轴位置

由图 5、10 可以看出：试验曲线与理论曲线形态相近，两组曲线所反映出的螺栓群中和轴变化规律较吻合。加载初期中和轴基本与形心轴重合，随着

由理论模型求得的中和轴偏移率见表 4。根据本模型，同组试件中端板厚度的少量变化引起中和轴位置的变化不大，故取同组内的平均值。

受拉区螺栓力理论值与试验值之比见表 5，表 5 中 B1、B2 分别代表受拉翼缘外侧、内侧螺栓。

表 4 理论螺栓群中和轴偏移率/%

Tab. 4 Offset ratios of neutral axis for theoretical bolts

荷载状态	试件组别			
	A	B	C	D
1	3.3	2.2	3.2	1.1
2	8.8	9.3	8.2	7.9
3	15.4	18.0	14.2	16.0
4	16.5	19.2	19.8	32.8

荷载加大，受拉区被压紧板件逐渐拉松，螺栓力有较大增长，相应的中和轴向受压区有较明显偏移，但始终不超过受压翼缘内侧螺栓中心线。增加端板厚度和设置端板加劲肋在一定程度上减小了螺栓力增量。

不考虑加载初期试验数据的波动，由图 6 可见：A 组试件在荷载水平较低的情况下，中和轴即开始

向受压区偏移,达到  $0.75M_r$  以后偏移速度加快;而其余 3 组试件均在荷载达到  $0.75M_r$  以后,中和轴才开始明显向受压区偏移。造成这种现象的主要原因是:螺栓在终拧结束后,A 组试件受拉区螺栓的实际预拉力普遍小于设计预拉力,差幅范围为  $7\% \sim 27\%$ ,差幅平均值达到  $18\%$ ,而其余 3 组试件的实际预拉力与设计预拉力较吻合。因此,可以认为荷载小于  $0.75M_r$  时,螺栓群中和轴与形心轴重合,对照表 3、4 的数据,这种假定是较合理的。

之后,中和轴开始向受压区偏移。当荷载达到  $M_r$  时,由表 3 求出 B、C、D 组试件中和轴偏移率的平均值为  $15.4\%$ ,而由理论计算求出 4 组试件的平均偏移率为  $15.9\%$ 。因此,可以假定荷载为  $M_r$  时,中和轴向受压区的偏移率为  $15\%$ ,此种假定对于 B、C 组试验曲线中螺栓群中和轴上移的情况也是偏于安全的。需要注意的是,此处  $M_r$  是按照中和轴与形心轴重合的假定求得的,仅作为区别荷载状态的参数,并不影响分析与计算。另外需要说明的是,图 6 反映出在试验加载过程中,中和轴普遍有偏至受拉区的情况,而这种情况在理论分析中暂未出现,造成这种现象的直接原因是加载初期受拉区翼缘内侧螺栓力的增量较小,间接原因可能有:①各螺栓终拧力分布不太均匀;②螺栓测点仅布置在端板一侧,所测数据并不能完全反映螺栓受力情况;③对有些试件,加载点存在沿梁截面宽度方向的偏心现象。

在极限荷载下,中和轴继续下移,且始终不超过受压翼缘内侧螺栓中心线。由于 A、B、C、D 组中不同试件对应的极限荷载值不同,其中和轴偏移率较离散,无法给出统一的数值。

### 3.2 螺栓受力分布

试验加载初期,受拉区翼缘外侧螺栓力有小于、等于或大于内侧螺栓力的情况,随着荷载增加,除个别试件外,翼缘内侧螺栓力逐渐增大并超过外侧螺栓力;受压区翼缘内侧螺栓力基本小于外侧螺栓力,即前者所受压力增量大于后者。理论模型所反映的螺栓力分布形态与试验结果较为一致,只是翼缘外侧螺栓力始终小于内侧螺栓力。

造成以上差异的部分原因是:翼缘外侧螺栓数量多于内侧螺栓数量,相应连续梁模型中弹簧支座的刚度较大,由此模型算得的翼缘外侧螺栓力便小于内侧螺栓力。而在试验中,应变测点布置在靠近梁腹板的一系列螺栓上,对于翼缘外侧螺栓,靠近腹板的螺栓力大于远离腹板的螺栓力,故出现在加载初期翼缘外侧螺栓力大于内侧螺栓力的情况。随着荷载增加,外侧

螺栓力渐趋均匀,且梁腹板对内侧螺栓的支承作用加大,该处螺栓力逐渐增大并超过外侧螺栓力。

端板厚度对 A 组试件试验曲线无明显影响;对 C 组试件,增加端板厚度或设置端板加劲肋以后,在相同荷载水平下受拉区螺栓力有所降低,同时延缓中和轴向受压区的偏移。在理论计算中,增加端板厚度,A、C 组试件受拉、压区螺栓力增量均有所下降,相对于螺栓力绝对值,降幅在  $4\%$  以内,可忽略不计。C 组试件试验与理论结果不太相符的原因可能是在试验中柱翼缘厚度( $25\text{ mm}$ )与端板厚度接近或相等,二者在外力作用下均发生弯曲变形,导致连接两板件的螺栓变形较小,而理论分析时假定柱翼缘为刚性平面,外力作用下仅端板产生弯曲变形,相应的螺栓变形较大从而使螺栓力较大。极限状态下,多数试件受拉区翼缘内侧螺栓力大于外侧螺栓力,但其相对差值较小。这可以从图 11 看出,图 11 中  $N_{t2}$ 、 $N_{t1}$  分别代表极限状态下受拉翼缘内、外侧螺栓力的试验值。

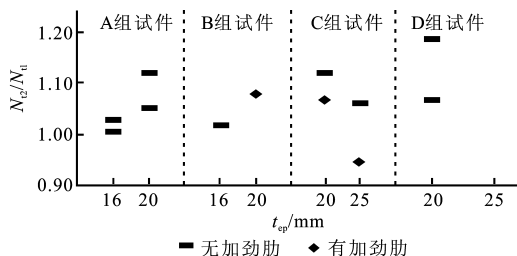


图 11 极限状态受拉区螺栓力试验值比较

Fig. 11 Comparison of test bolt force in tension zone under ultimate load

由图 11 可见,绝大多数试件的内侧螺栓力大于外侧螺栓力,对大部分试件二者差值小于  $10\%$ ,可以近似认为极限状态时二者拉力相等,可将受拉翼缘与毗邻端板简化为独立 T 型件,按照图 1(b)进行计算。

### 3.3 螺栓力理论值与试验值的比较

笔者着重考察受拉区螺栓。由表 5 可见:随着荷载增加,螺栓力理论值与试验值之比或加大或呈现较离散分布;在同一荷载状态下,受拉翼缘内侧螺栓力的比值大于外侧螺栓力的比值。前一现象提示仍需修正在加载过程中刚度  $K_p$  的变化;后一现象的原因已在第 3.2 节中讨论过。总体来说,由理论模型求得的螺栓力值与试验值相比偏大,主要原因可能是:①计算时低估了被压紧板件所提供的刚度  $K_p$ ,按照文献[10], $K_p$  一般为  $K_b$  的  $10 \sim 20$  倍,而式(3)算得的  $K_p$  仅为  $K_b$  的  $8 \sim 9$  倍,故对于  $K_p$  的取值需进一步研究;②翼缘与端板连接处,焊缝、翼缘与端板构成了一个相对刚性的区域,梁上的力通

过此区域传递给端板,在连续梁模型中,未考虑此区域梁刚度的增大,故螺栓力比实际偏大。

## 4 参数分析

### 4.1 链杆刚度与位置

#### 4.1.1 链杆刚度

在第 2.1 节模型中,用设置刚性链杆的方式模拟端板撬力,由于实际的端板和柱翼缘并非刚性,这种模拟方法将导致较大的撬力值。如果用弹簧支座代替刚性链杆会更接近实际,但是目前没有可供参考的等效刚度计算方法,在此改刚性链杆为弹性支座,对其刚度  $K_0$  予以变化,观察其对撬力、螺栓力和中和轴的影响。

以试件 A2-2EM 为例,取荷载为  $M_r$  时进行计算,得撬力、受拉区螺栓力和中和轴偏移率随  $\lg K_0$  的变化曲线,如图 12 所示,  $K_0/(\text{N} \cdot \text{mm}^{-1})$ 。

图 12(a) 包含两条曲线,分别代表端板厚度为 16、20 mm 的两种情况;图 12(b) 中,曲线 B1、B2 分别代表受拉翼缘外侧和内侧螺栓。

由图 12 可以看出:不受端板厚度影响,当  $K_0$  介于  $10^4 \sim 10^8 \text{ N/mm}$  之间时,几乎涵盖了所有可能出现的撬力值;  $K_0$  小于或大于此区间值可分别归为柔性

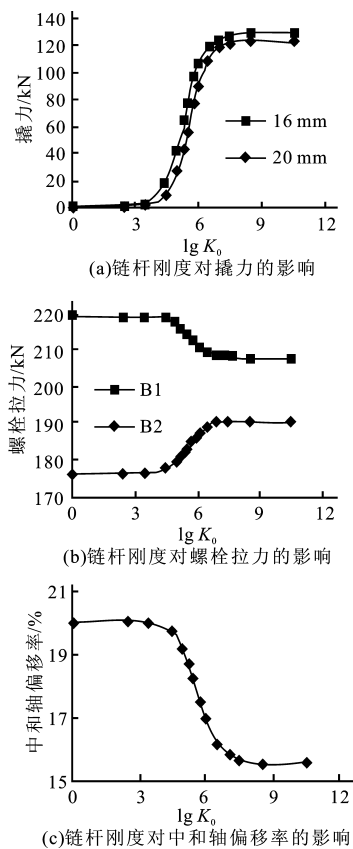


图 12 链杆刚度影响

Fig. 12 Effect of support rigidity

#### 4.1.2 链杆位置

在实际连接中,只有端板很厚时,撬力才位于端

板边缘,多数情况下撬力是一种介于螺栓和端板边缘之间的分布力。CHASTEN 等<sup>[4]</sup> 建议对厚度为 20、25 mm 的端板,撬力合力与螺栓中心线之间的距离取为  $0.6a$ ,其中  $a$  为螺栓中心线与端板边缘的距离。以试件 A2-2EM 为例,将图 7 中左边跨跨度  $L_1$  在  $0.6a \sim a$  之间取值,仍采用刚性链杆,取  $M_r$  对应的荷载状态,得出链杆相对位置变化对链杆反力和受拉区螺栓力的影响,如图 13 所示,图 13 中曲线意义同图 12。

由图 13 可见:随着链杆远离螺栓,撬力减小,变化端板厚度,亦由此结果。随着撬力减小,与其毗邻的外侧螺栓力也有所减小,内侧螺栓力变化不大。

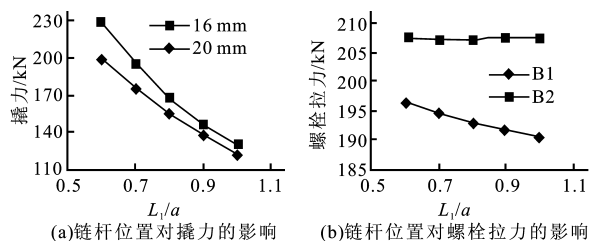


图 13 链杆位置影响

Fig. 13 Effect of support location

### 4.2 螺栓排列

图 1(e) 中每个翼缘周围采用两行两列形式的螺栓排列在实际工程中最为常见,笔者在此称其为  $2 \times 2$  式排列,作为对试验的补充,采用理论模型对这种排列进行计算。计算对象系将试件 A2-2EM 和 D4-2EM 进行适当修改而来,首先将两试件中位于端板边缘的两列螺栓除去,再将端板宽度分别减小为 200、220 mm。将这两个新连接试件分别称为 A4 和 D4,按照图 1(a) 分布,其螺栓群设计承载弯矩分别为 129、388 kN · m。

仍用端板边缘设置刚性链杆来模拟撬力,取弯矩为  $0.5M_r$ 、 $0.75M_r$  和  $M_r$  3 个荷载状态进行计算,分别用图 14 中曲线 1、2、3 表示,得出螺栓力的分布,如图 14(a)、(b) 所示。图 14(a)、(b) 与图 10(b)、(f) 相比可见:这种新螺栓排列下螺栓力分布的明显变化是受拉翼缘外侧螺栓力大于内侧螺栓力。在 3 个荷载状态下, A4 和 D4 的中和轴偏移率分别为 2.4%、6.9%、12.1% 和 -0.03%、5.9%、12.9%,与表 4 相比稍有降低,但仍符合前述规律。

取链杆刚度  $K_0 = 0$  再进行计算, A4 和 D4 的螺栓力分布分别见图 14(c)、(d),可发现翼缘外侧螺栓力又恢复到小于内侧的状态。可见,在  $2 \times 2$  式的螺栓排列下,造成翼缘外侧螺栓力较大的主要原因

是:用刚性链杆所模拟的较大撬力的存在。如果选择与实际相符的链杆刚度正确模拟撬力,则外侧螺栓力可能呈现大于、等于或小于内侧螺栓力的分布。

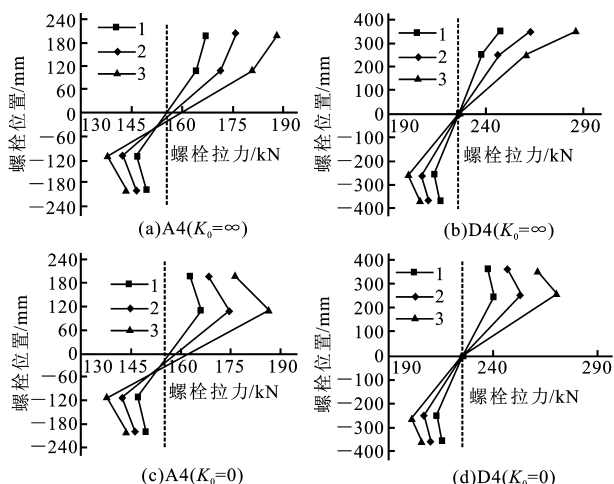


图 14  $2 \times 2$  式螺栓排列的端板螺栓拉力分布

Fig. 14 Distribution of bolt pulling force in  $2 \times 2$  arranged end-plate

#### 4.3 端板厚度与螺栓直径

端板与螺栓的相对刚度对连接性能将产生影响。以试件 A2-2EM 和 A4 为例,变化端板厚度和螺栓直径,得出在荷载为  $M_r$  时中和轴与受拉翼缘外侧螺栓力的变化曲线,如图 15 所示,图 15 中 M20 和 M24 分别代表该曲线所采用的螺栓规格。

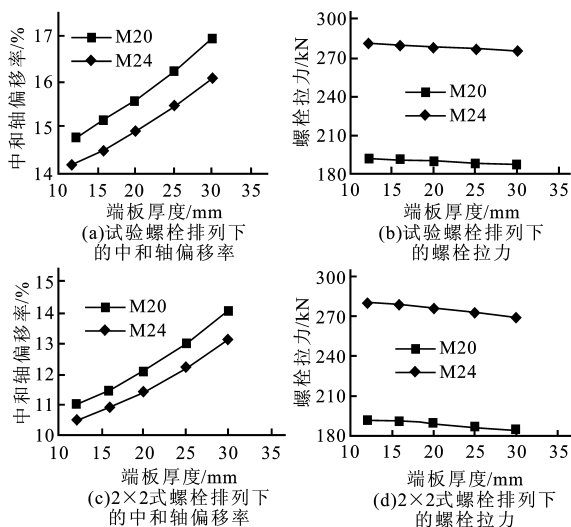


图 15 端板厚度与螺栓直径影响

Fig. 15 Effect of end-plate thickness and bolt diameter

对两种形式的螺栓排列,可得出相同的规律:在同一螺栓规格下,增加端板厚度,螺栓力减小,中和轴偏移率增大,在实际中常用的端板厚度范围内,中和轴偏移率变化幅度不太大;在同一端板厚度下,增大螺栓直径,中和轴偏移率有少量增大。

## 5 对现有计算方法的评价

由第 1 节试验及第 2 节理论分析可知:在实际应用中由于端板的非刚性,即使近似取中和轴为螺栓群的形心轴并按照图 1(a)的分布进行计算,亦不能保证计算的准确性,但从实际应用角度来看:图 1 的各种计算方法应该是具有一定安全性的。笔者结合试验及理论分析,对现有计算方法的安全性作一评价。

(1)比较试验螺栓力值和计算螺栓力值的大小。对各试验连接,分别采用图 1 的 3 种分布方法计算荷载状态为  $0.5M_r$ 、 $0.75M_r$ 、 $M_r$  和  $M_u$  时的受拉区螺栓力。根据第 2.1 节的分析,此时计算出的螺栓力仅是螺栓对应位置的外部拉力,相当于名义拉力,将此名义拉力按照式(13)换算为实际的螺栓力增量,并与螺栓设计预拉力  $P_0$  相加,方能得到计算螺栓力,对于图 1(a)、(b),其对应的计算螺栓力已不再为线性分布。按上述步骤求出荷载为  $M_r$  时试验螺栓力与计算螺栓力的比值,如图 16 所示,图 16 中方法 1、2、3 分别对应于图 1(a)、(b)和(c),由于试件 A2-1EM-2 和 B2-5EM 在荷载达到  $M_r$  前即发生破坏,故未包含在图 16 中。另外还对图 14(a)、(b)中的 A4、D4 进行了同样的计算,以理论螺栓力值取

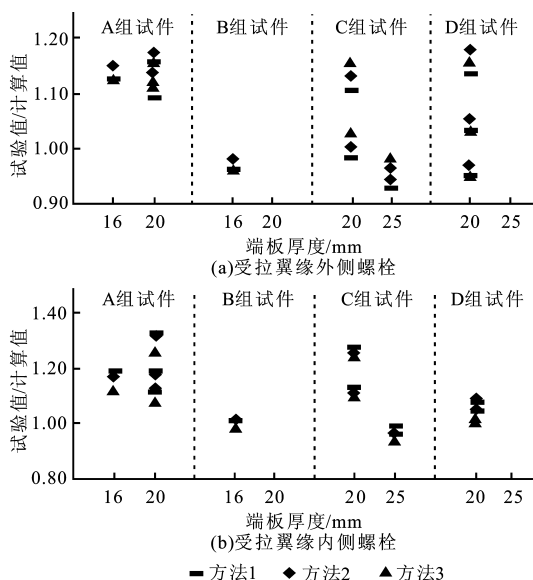


图 16 受拉区螺栓力试验值与计算值的比较

Fig. 16 Comparison of test bolt force and calculated bolt force in tension zone

代试验螺栓力值,计算结果如图 16 所示。由图 16 可见:对大部分试件,螺栓力的试验值大于计算值,试验值与计算值的比值范围为  $0.93 \sim 1.33$  (此处不考虑 A4 和 D4)。从平均角度看:对受拉翼缘外侧

螺栓, 3 种方法得出的平均比值分别为 1.03、1.05 和 1.05, 对受拉翼缘内侧螺栓, 平均比值分别为 1.11、1.10 和 1.08。可见: 方法 1 能较准确估计受拉翼缘外侧的螺栓力, 但对内侧螺栓力的估计不足; 方法 2 对受拉区螺栓力水平的估计总体偏低; 方法 3 介于方法 1、2 之间, 但由于方法 3 采用简化 T 型件分析, 故对受拉翼缘内侧的螺栓力, 计算值与试验值最为接近。总体而言, 在荷载状态为  $M_r$  时, 绝大部分试件的受拉区端板与柱翼缘尚未完全拉开, 螺栓力增量相对于  $P_0$  而言很小, 理论计算亦如此, 所以即使试验与计算的螺栓力增量相差较大, 与  $P_0$  叠加后试验螺栓力与计算螺栓力的比值亦不会太大。

(2) 当螺栓的名义拉力为规范<sup>[2]</sup>规定的  $0.8P_0$  时, 螺栓的实际拉力对应于本节计算中按照方法 1 计算的受拉翼缘外侧螺栓力。该力在各试件间变化不大, 其平均值为  $1.12P_0$ , 也就是说: 当端板连接中的螺栓达到规范规定的抗拉设计承载力时, 螺栓中的理论计算拉力为  $1.12P_0$ , 再考虑试验值与计算值的差异, 将理论计算拉力乘以 1.1 的增大系数, 则可以认为实际螺栓力约为  $1.23P_0$ 。高强度螺栓的设计预拉力为

$$P_0 = \frac{0.9 \times 0.9 \times 0.9}{1.2} f_u A = 0.6075 f_u A \quad (17)$$

式中:  $f_u$  为高强度螺栓经过处理后的最小抗拉强度。

由式 (17) 可得规范限定的实际螺栓力约为  $0.75f_u A$ 。

(3) 方法 1、2 均以受拉翼缘外侧螺栓受力为最大, 当此处螺栓的名义拉力达到  $0.8P_0$  时, 由试验结果可知: 受拉翼缘内侧螺栓的名义拉力往往已超过规范限值。对荷载为  $M_r$  时各试件受拉翼缘内、外侧螺栓力的比值作一简单平均, 得其值为 1.03, 将此值乘以  $0.75f_u A$ , 得到受拉翼缘内侧螺栓的实际拉力约为  $0.77f_u A$ 。因此, 可以说按照现有方法设计的螺栓力是安全的且有一定的安全储备。

## 6 结 语

(1) 螺栓群中和轴介于其形心轴与受压翼缘内侧螺栓中心线之间。

(2) 从加载到破坏, 端板螺栓大致经历了 3 个阶段: 第一阶段, 荷载小于  $0.75M_r$  时, 螺栓群中和轴与其形心轴重合; 第二阶段, 荷载为  $0.75M_r \sim M_r$  时, 中和轴偏移至形心轴与受压翼缘内侧螺栓中心线之间, 当荷载等于  $M_r$  时, 中和轴的偏移率为 15%; 第三阶段, 即从  $M_r$  到极限状态, 可认为受拉区螺栓力相等,

将受拉翼缘和端板简化为等效 T 型件。

(3) 增加端板厚度、设置端板加劲肋在一定程度上减小了螺栓力的增量, 端板厚度的少量变化对中和轴位置影响不大。

(4) 对不同的端板连接, 受拉翼缘外侧螺栓力可能小于、等于或大于内侧螺栓力。

(5) 带弹性支座的连续梁模型较好地反映了螺栓群的受力分布与中和轴的变化规律。

(6) 撬力对受拉区螺栓力和中和轴位置均有影响, 撬力增大, 外侧螺栓力增大, 内侧螺栓力减小, 中和轴偏移率降低, 在分析计算中, 撬力影响不可忽略。

(7) 螺栓排列及个数发生改变, 螺栓力分布相应有所变化, 但对中和轴位置影响较小。

(8) 现有计算方法对螺栓设计是安全可行的。

(9) 相对于复杂的端板连接, 本文中的理论模型尚显粗糙, 有几方面工作需继续进行: ①被压紧板件所提供的刚度  $K_p$  的准确估计; ②撬力的准确模拟, 包括模型中的链杆刚度和位置; ③在模型中增加翼缘与端板连接处刚性区域段, 考虑梁腹板和翼缘加劲肋的有利作用; ④考虑端板的塑性等。

## 参考文献:

- [1] 荆 军, 王元清, 石永久. 门式刚架轻型钢结构端板连接节点性能研究与设计[J]. 建筑结构, 2000, 30(4): 16—19.
- [2] JGJ 82-91, 钢结构高强度螺栓连接的设计、施工及验收规程[S].
- [3] 陈绍蕃. 钢结构——房屋建筑钢结构设计(下册)[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.
- [4] CHASTEN C P, LU Le-wu, DRISCOLL G C. Prying and shear in end-plate connection design[J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118(5): 1 295—1 311.
- [5] 施 刚, 石永久, 王元清, 等. 门式刚架轻型房屋钢结构端板连接的有限元与试验分析[J]. 土木工程学报, 2004, 37(7): 6—12.
- [6] 施 刚, 石永久, 王元清, 等. 端板连接高强度螺栓受力特性试验研究[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2004, 34(3): 375—378.
- [7] CECS 102:2002, 门式刚架轻型房屋钢结构技术规程[S].
- [8] FAELLA C, PILUSO V, RIZZANO G. Structural Steel Semirigid Connections — Theory, Design and Software [M]. Boca Raton: CRC Press, 2000.
- [9] Eurocode 3, Design of Steel Structures[S].
- [10] 陈绍蕃. 钢结构设计原理(第二版)[M]. 北京: 科学出版社, 2003.