

文章编号: 1000-4750(2014)02-0015-10

一种四角钢组合约束型防屈曲支撑外围连接的设计方法研究: 数值分析

王小安, 郭彦林

(清华大学土木工程系, 北京 100084)

摘 要: 与传统外围整体式防屈曲支撑不同的是, 装配式组合防屈曲支撑的外围构件由多个组件通过连接件拼装而成, 故外围连接的设计方法是此类防屈曲支撑构件设计理论的重要组成部分。针对一种四角钢组合约束型防屈曲支撑, 已有适用于单向弯曲状态的外围连接螺栓内力的简化计算方法。但上述方法的适用性尚需经过精细有限元数值分析加以验证, 并需进行适当修正, 使其具有足够的计算精度, 这是该文进行的研究工作之一。另外, 由于内核构件与外围构件之间间隙的存在, 防屈曲支撑构件更为常见的变形模式表现为双向弯曲变形, 所以该文还将在单向弯曲状态所得到的螺栓内力计算公式的基础上进行进一步的组合, 得到双向弯曲状态下的螺栓内力计算公式。该文最终给出了适用于四角钢组合约束型防屈曲支撑的外围螺栓连接的完整设计方法。

关键词: 装配式; 防屈曲支撑; 螺栓; 设计方法; 撬力

中图分类号: TU391 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.01.0005

BOLT CONNECTION BEHAVIOR AND DESIGN OF A FOUR-ANGLE ASSEMBLED STEEL BUCKLING-RESTRAINED BRACE: NUMERICAL ANALYSIS

WANG Xiao-an, GUO Yan-lin

(Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: In the assembled steel buckling-restrained brace (ABRB), the restraining part is formed by several outer parts around its core. Therefore the connection design of the outer restraining parts is a main focus in the overall design theory of ABRB, and this feature is quite different from that of the traditional BRBs which have an outer overall restraining part around the core. A simplified design method has been proposed to determine the bolt forces in a four-angle ABRB, but it is only fit for the situation that the outer restraining parts bends in one direction. Firstly, this paper presents the numerical results to verify the simplified design method already obtained, and the method is modified accordingly. Secondly, the gap between the core and the outer restraining parts makes BRB deform normally in two directions, therefore this paper also aims to determine bolt forces for the more general situation. The approach proposed in this study is to combine the bolt forces selectively, which are induced by the BRB's bends in each direction. Finally an improved connection design method for the four-angle ABRB is achieved.

Key words: assembly type; buckling-restrained brace; bolt connection; design method; prying force

根据外围约束构件的构成特点, 防屈曲支撑可分为两种类型: 一种为外围整体式约束^[1-2], 如

图 1(a)与图 1(b)所示的钢管混凝土组合约束性截面; 另一种为装配组合式约束, 如图 1(c)所示的一

收稿日期: 2013-01-03; 修改日期: 2013-05-22

基金项目: 国家自然科学基金项目(51178243)

通讯作者: 郭彦林(1958-), 男, 陕西富平人, 教授, 博士, 从事结构工程研究(E-mail: gyl@tsinghua.edu.cn).

作者简介: 王小安(1986-), 男, 江苏海安人, 博士生, 从事结构工程研究(E-mail: scg_wxa@163.com).

种四矩管组合型截面^[3]以及图 1(d)所示的一种四槽钢组合型截面^[4-7]。

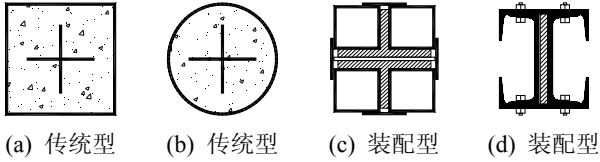


图 1 防屈曲支撑的常见截面形式
Fig.1 Some section types of BRB

装配式防屈曲支撑的外围约束构件通常由多个组件通过螺栓或者其他连接件组装而成，其最大优点是工厂化加工快捷且精度高，整体表现更为轻型化。另外内核构件与外围构件可运至现场再进行拼装，给其施工提供了极大的方便，是目前防屈曲支撑领域的研究热点^[4,8]。

对于外围整体式防屈曲支撑而言，外围构件的约束作用强，相关的设计理论目前也比较成熟，目前应用也较为广泛。但对于装配组合式防屈曲支撑而言，由于外围的连接沿纵向不连续，外围约束刚度受到连接强弱影响明显，而且连接件作为连系外围各约束构件、保证其共同工作的关键组件，重要性更是不言而喻。

文献[10]针对一种四角钢组合约束型防屈曲支撑初步给出了外围连接设计的计算方法。这种四角钢组合约束型防屈曲支撑^[4,9]的构成与主要参数见图 2。B₁与 B₂分别为螺栓中心位置，A₁与 A₂为螺栓外侧撬力的合力点，C₁与 C₂为螺栓内侧撬力的合力点。t_a为角钢厚度；b_{a1}=b_a-t_a/2，b_a为角钢宽度；l_b为螺栓组沿纵向的间距；h_{arF}为侧向挤压力 F_x/4 的作用区域宽度；h 为两侧角钢与肢边平行轴间的距离；h₁为两侧角钢平行板件之间的距离；h_{arq1}为点 B₁与接触点 A₁的距离(取为 0.7c_{b2s}，c_{b2s}为点 B₁与角钢外侧边缘棱线的距离)；h_{arq2}为点 B₁与接触点 C₁的距离；h_{ar1}为点 B₁与角钢另一板件中心间的距离。

本文将对文献[10]中给出的螺栓内力计算公式进行有限元数值验证，并依据实际计算结果给出合理的修正。文献[10]中的计算方法仅适用于外围发生单向弯曲变形的情况，因而本文还将对外围构件发生双向弯曲、承受双向侧向挤压力作用时的螺栓内力计算方法进行研究，从而得到更为完善的外围连接设计方法。

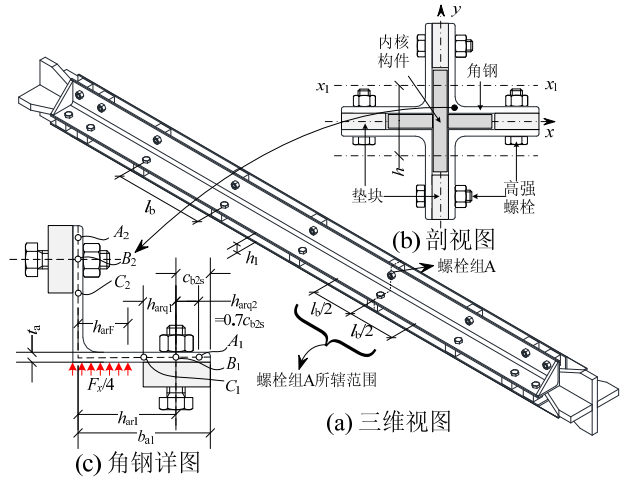


图 2 四角钢组合约束型防屈曲支撑示意图
Fig.2 Schematic diagram of a four-angle ABRB

1 单向弯曲状态下螺栓内力计算公式

基于理论推导，文献[10]得到了单向弯曲状态下螺栓内力的计算公式。为方便下文讨论，本节首先总结文献[10]中螺栓内力的计算公式。

假设外围构件沿 x 方向发生侧向位移、仅承受 x 方向的侧向力。如图 3 所示，将截面上的螺栓 B₁与 B₂进一步细分为 B₁₋₁、B₁₋₂与 B₂₋₁、B₂₋₂。在对称受力状态中(图 3(a))，螺栓 B₁₋₁与螺栓 B₁₋₂的受力完全相同，螺栓 B₂₋₁与螺栓 B₂₋₂的受力也完全相同；在反对称受力状态中(图 3(b))，螺栓 B₁₋₁与螺栓 B₁₋₂的受力完全相同，而螺栓 B₂₋₁与螺栓 B₂₋₂的受力则不相同。

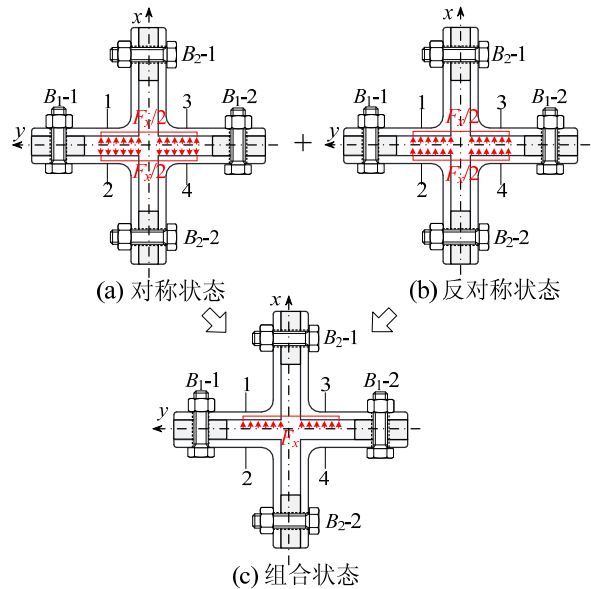


图 3 受力状态的分解与组合

Fig.3 Decomposing and composing of the force states

对所有的螺栓内力标记符号均增加下标 x，表示是由 x 方向侧向力或者变形所引起的内力。

1.1 对称受力状态

所有螺栓均不产生任何横向剪力与纵向剪力。

螺栓 B_1 拉力 $F_{bt1,x}^s$ 与螺栓 B_2 拉力 $F_{bt2,x}^s$ 的计算公式分别见式(1)与式(2)。

$$F_{bt1,x}^s = (1 + \mu_1^s) F_x^s / 4 \quad (1)$$

$$F_{bt2,x}^s = \mu_2^s F_x^s / 4 \quad (2)$$

式中, F_x^s 为对称受力状态下某一螺栓组所受侧向挤压力大小。对跨中螺栓组按式(3)计算, 其中系数 n 按式(6)计算, 对端部螺栓组按式(4)计算, 并取 $m=1$; μ_1^s 、 μ_2^s 为对称受力状态下的撬力系数, 其计算公式详见文献[10]; l 为构件的长度; l_w 为内核构件多波形变形的最小半波长; v_0 为整体初始缺陷幅值; g 为内核构件与外围构件在单侧的间隙值; E_t 为内核钢材屈服后的切线模量; I_c 为内核构件的惯性矩; N_y 为内核的屈服荷载; $N_{cr,g}$ 为外围构件的整体屈曲荷载, 计算方法同样见文献[10]。

$$F_{xm} = \frac{\pi}{l} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N / N_{cr,g}} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) + nN \frac{4g}{l_w} \quad (3)$$

$$F_{xe} = \frac{\pi}{l} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N / N_{cr,g}} \left(1 + 2m \sin^2 \frac{\pi l_b}{4l}\right) + nN \frac{4g}{l_w} \quad (4)$$

$$l_w = \sqrt{\pi^2 E_t I_c / N_y} \quad (5)$$

$$n = \begin{cases} 1 & l_b \leq l_w \\ 3 - 2l_w / l_b & l_w < l_b \leq 2l_w, \text{中部} \\ 2 - l_w / l_b & l_w < l_b \leq 2l_w, \text{端部} \end{cases} \quad (6)$$

1.2 反对称受力状态

螺栓 B_2 不产生任何横向剪力与纵向剪力。

螺栓 B_1 的横向剪力 $F_{bvhl,x}^{as}$ 由外围角钢在截面内的板件挠曲变形(下简称“截面变形”)产生, 为:

$$F_{bvhl,x}^{as} = \left(\frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} + \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1 / 2} \mu_2^{as} \right) \frac{F_x^{as}}{4} \quad (7)$$

式中: F_x^{as} 为反对称受力状态下某一螺栓组所受侧向挤压力大小, 依据所考虑的螺栓组按式(3)或式(4)计算, 但应取 $m=0$ 、 $n=1$; μ_2^{as} 为反对称受力状态下的撬力系数, 计算公式见文献[10]。

螺栓 B_1 的纵向剪力由外围构件的整体侧向弯曲变形(下简称“侧向变形”)产生, 沿纵向第 i 组螺栓中单个螺栓的纵向剪力 $F_{bvli,xi}$ 为:

$$F_{bvli,xi} = \frac{2\gamma_1^2 \cos(\pi z_i / 2l)}{4\gamma^2 + \pi^2} V_{0,x} \frac{l_b}{h} \quad (8)$$

式中: $V_{0,x}$ 为外围构件端部集中剪力值; γ_1 与 γ 是

两个计算系数, 计算公式见文献[10]。

$$V_{0,x} = \frac{\pi}{l} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N / N_{cr,g}} \quad (9)$$

螺栓 B_1 的拉力 $F_{bt1,x}^{as,bend}$ 由侧向弯曲变形产生, 为:

$$F_{bt1,x}^{as,bend} = \alpha_{Qb} F_{bvli,x} h_1 / (2b_{a1}) \quad (10)$$

式中, α_{Qb} 为计算系数, 须结合有限元数值分析结果给出其计算表达式。

螺栓 B_2 -1 的拉力 $F_{bt2,x}^{as,sec}$ 由截面变形产生, 为:

$$F_{bt2,x}^{as,sec} = \left[\left(1 - \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1 / 2} \right) \mu_2^{as} - \frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} \right] \frac{F_x^{as}}{4} \quad (11)$$

1.3 真实受力状态

将对称受力状态与反对称受力状态所得到的螺栓内力计算公式进行选择组合, 得到真实受力状态下螺栓内力计算公式。

螺栓 B_1 的横向剪力 $F_{bvhl,x} = F_{bvhl,x}^{as}$, 按式(7)计算; 螺栓 B_1 的纵向剪力 $F_{bvli,xi}$ 按式(8)计算。

螺栓 B_1 的拉力 $F_{bt1,x}$ 为:

$$F_{bt1,x} = \max \{ (1 + \mu_1^s) F_x^s / 4, 0.5\alpha_{Qb} h_1 F_{bvli,x} / b_{a1} \} \quad (12)$$

螺栓 B_2 -1 的拉力 $F_{bt2,x}$ 为:

$$F_{bt2,x} = \left[\mu_2^s + \left(1 - \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1 / 2} \right) \mu_2^{as} - \frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} \right] \frac{F_x^{as}}{4} \quad (13)$$

2 数值验证

本节将借助有限元数值分析验证第 1 节给出的螺栓内力计算公式的适用性。

2.1 有限元计算模型

利用通用有限元软件 ABAQUS 建立有限元模型, 见图 4 所示。其中, 外围约束角钢采用壳单元 S4R 模拟, 垫块采用实体单元 C3D8R 模拟, 而螺栓采用 Fastener 单元模拟; 在角钢与垫块之间建立接触关系。螺栓内力可通过提取 Fastener 单元内力获得, 主要包括螺栓拉力(F_{bt})、横向剪力(F_{bvhl})与纵向剪力(F_{bvli})。

变化外围约束角钢的类型与各尺寸参数, 得到 4 种截面类型供下面算例分析选用, 相关参数见表 1, 其中 t_b 为垫块的厚度, c_{b2} 为垫块沿截面方向的宽度, 而垫块沿纵向的宽度则取为 $c_{b1}=60\text{mm}$ 。本文算例中螺栓直径均取为 $0.05b_a$, 其中 b_a 为角钢宽度。这 4 种截面基本涵盖了这类防屈曲支撑常用的尺寸范围。

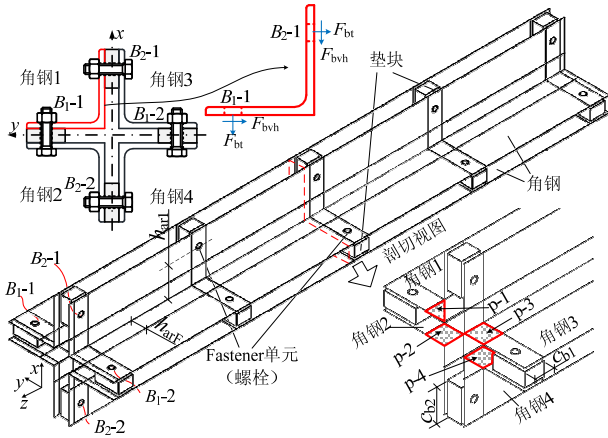


图4 有限元模型

Fig.4 Finite element model

表1 算例参数

/mm

Table 1 Parameters of numerical examples

截面类型	角钢类型	h_b	h_{arF}	h_{ar1}	h_{arq1}	h_{arq2}	c_{b2}	c_{b2s}
1	L200×20	44	62	132	42	40	100	60
2	L160×16	34	47	102	35	40	90	50
3	L110×12	24	34	74	21	30	60	30
4	L80×6	24	22	47	21	20	50	30

对3种受力状态,有限元模型中荷载作用方式有所差别。

1) 对称受力状态: 仅在跨中螺栓组截面处施加沿 x 方向的侧向作用力, 侧向力均匀作用在图4中 p-1、p-2、p-3 与 p-4 所示的板件区块上, 该区块沿截面方向的宽度即为 h_{arF} , 沿纵向的宽度取为垫块宽度 c_{b2} 。作用在每个角钢上的侧向作用力设定为 F_1 。角钢1、角钢3上(区块 p-1、区块 p-3)的作用力方向为 x 正向, 角钢2、角钢4(区块 p-2、区块 p-4)上的为 x 负向。

2) 反对称受力状态: 在跨中螺栓组与端部螺栓组截面处施加 x 方向的侧向力。在跨中, 各个角钢上的侧向作用力均为 F_1 , 侧向力同样均匀作用在图4中 p-1~p-4 这4个板件区块, 作用方向均沿 x 正向, 则实际作用于跨中螺栓组截面的总侧向力为 $4F_1$ 。在端部螺栓组截面处的相应板件区块上施加 x 负向的作用力, 每个角钢上的作用力为 $0.5F_1$, 则作用于每端的总侧向力为 $2F_1$ 。

3) 真实受力状态: 在跨中螺栓组截面处, 对位于 x 正侧的角钢1、角钢3(区块 p-1、区块 p-3)施加 x 正向的作用力, 单个角钢上的作用力为 $2F_1$, 总量为 $4F_1$; 而在端部螺栓组处, 对位于 x 负向的角钢2、角钢4(区块 p-2、区块 p-4)施加 x 负向的作用力, 每个角钢上的作用力为 F_1 , 总量为 $2F_1$ 。

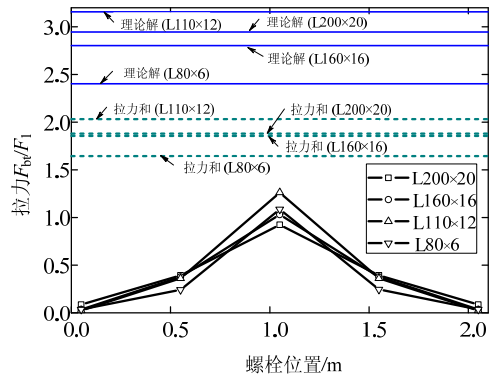
可看出, 外围构件均处于自平衡状态, 对其仅

需约束其刚体位移即可。

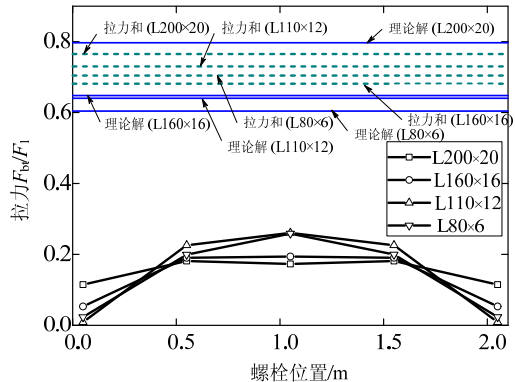
2.2 对称受力状态

对表1的4种截面类型, 沿纵向布置5组螺栓, 设定构件长度 l 为 2100mm, 形成4个算例, 按对称受力状态施加侧向力进行计算。

计算发现, 螺栓几乎不产生任何剪力, 与理论预测结论一致。图5仅给出螺栓拉力分布情况, 其中图5(a)为螺栓 B_1 , 图5(b)为螺栓 B_2 。可见, 如果侧向力仅作用在跨中螺栓组处, 其不仅仅会在跨中螺栓内产生拉力, 在远离跨中的螺栓内也产生拉力。



(a) 螺栓 B_1 -1 或螺栓 B_1 -2



(b) 螺栓 B_2 -1 或螺栓 B_2 -2

图5 螺栓拉力的分布

Fig.5 Distribution of bolt tensile force

表2 螺栓拉力和的公式解与有限元解的对比

Table 2 Comparison between theoretical and numerical bolt tensile forces

算例类型	F_{bt}/F_1 (螺栓 B_1)		F_{bt}/F_1 (螺栓 B_2)	
	有限元解	式(1)解	有限元解	式(1)解
L200×20	1.88	2.95	0.77	0.80
L160×16	1.86	2.80	0.68	0.65
L110×12	2.03	3.16	0.73	0.60
L80×6	1.64	2.40	0.70	0.64

螺栓 B_1 的拉力呈现跨中大、两端小的分布规律。不过, 从表2给出的理论公式解与数值解的对比可看到, 沿纵向所有螺栓 B_1 的拉力总量可按式(1)

进行偏于安全地预测。理论公式解相比实际拉力总量偏大的原因在于，数值分析中螺栓有一定直径 d_0 (见图 6(b))，与简化模型中假设的点支承(见图 6(a))有一定区别。当螺栓直径越大，其约束作用变强，角钢板件变形越小，撬力作用也相应越小，螺栓拉力也越小。

螺栓 B_2 的拉力沿纵向分布较均匀，但其拉力总量用式(2)进行预测却可能偏于不安全，但误差并不大，对比情况具体见表 2。

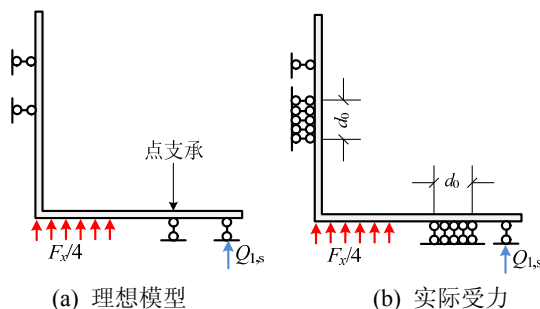


图 6 螺栓直径的影响

Fig.6 Influence of the bolt radius

这里之所以关注各类螺栓拉力总量，原因在于，在进行有限元计算时，仅在跨中截面处施加一处侧向力，但在实际防屈曲支撑构件中侧向力的作用位置沿纵向可能作用多处^[10]。对某组螺栓而言，其拉力必然会受到各处侧向力的共同影响。为简化起见，可认为作用于某一组螺栓辖区内的侧向力，完全由该组螺栓承担，这样就可不再考虑侧向力在各个螺栓组之间的分配，这也正是这里对比各类螺栓拉力总量与理论公式计算值的原因。

2.3 反对称受力状态

下面通过数值分析考察反对称受力状态下螺栓内力，除了要检验由截面变形所引起的螺栓内力计算公式的适用性外，还要通过数值拟合构建式(10)中计算系数 α_{Qb} 的计算公式。

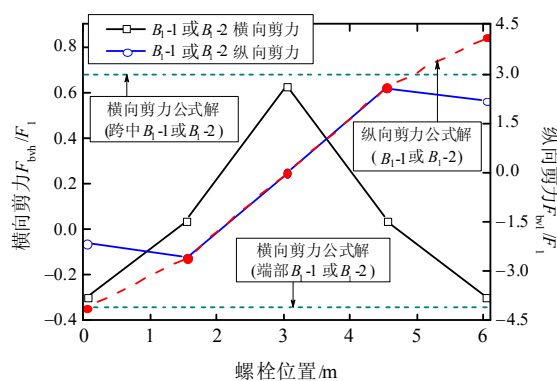
1) 截面变形所引起的内力

首先对表 1 中的截面类型 4，设定构件长度为 6100mm，沿纵向设置 5 组螺栓，按反对称受力状态侧向力作用模式施加荷载，通过该算例来初步考察螺栓内力分布。

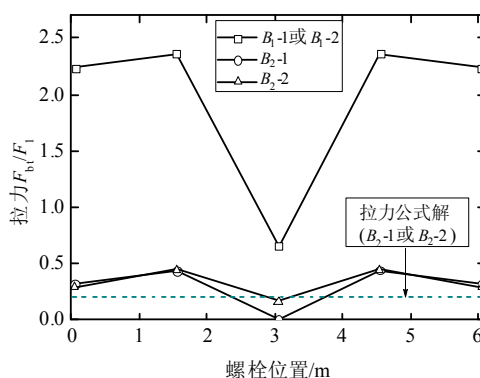
计算结果见图 7，其中图 7(a)为螺栓 B_1 的横向剪力与纵向剪力分布，图 7(b)为螺栓 B_1 与螺栓 B_2 的拉力分布。在螺栓 B_2 中并未观察到任何横向或纵向剪力的存在，与理论分析结论一致。

从图 7(a)可知，螺栓 B_1 的纵向剪力与理论公式(8)的预测结果基本一致。端部螺栓的实际受力偏小，

原因在于端部螺栓组的辖区长度短于中间螺栓组。而直接作用侧向力截面(跨中与端部螺栓组截面)处的螺栓 B_1 的实际横向剪力与理论公式(7)的预测结果基本一致。



(a) 螺栓横向与纵向剪力



(b) 螺栓拉力

图 7 螺栓内力分布

Fig.7 Distribution of bolt force

从图 7(b)可知，螺栓 B_1 的拉力主要是由侧向弯曲变形产生的，其分布规律与纵向剪力的分布规律基本是一致的。根据理论分析可知，由于跨中螺栓 B_1 并不承受纵向剪力，故也不会因弯曲变形而产生拉力，所以跨中螺栓 B_1 中本不应产生拉力，但该拉力实际却存在，可判定其仍由截面变形产生。实际上，此拉力产生的机理与侧向变形所产生的拉力类似，不过此时的驱动力为螺栓的横向剪力，它会促使垫块与角钢板件在截面内发生转角变形，进而产生撬力与接触力，如图 8 所示；撬力同时出现垫块与角钢的上下两个接触面上，分别位于截面上螺栓的内侧与外侧。不过通过后文分析会发现此拉力并不控制螺栓的最终拉力取值，故这里不讨论其计算方法。

跨中螺栓 B_2 的拉力同样由截面变形产生，其中螺栓 B_{2-1} 与螺栓 B_{2-2} 的拉力大小不同，前者更大，因为这两个螺栓附近的撬力分布模式不同。跨中螺

栓 B_2-1 的拉力值与式(11)的预测结果一致。其余螺栓 B_2 的拉力分布与纵向剪力的分布呈现出大致相同的规律, 故可判定其也主要由侧向弯曲变形附带产生, 其计算方法在下面有进一步讨论。

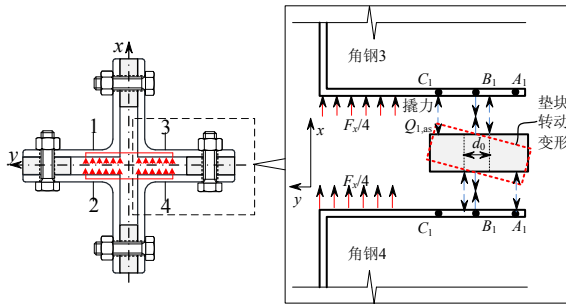
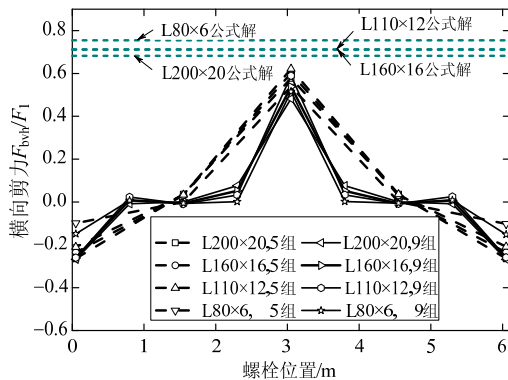


图 8 垫块在截面内的转动变形

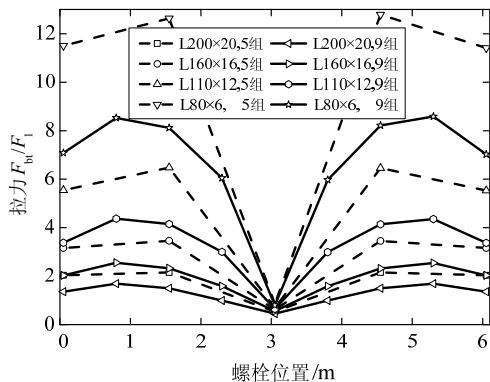
Fig.8 Rotation of the backing plate in the section

下面对表 1 中的 4 类截面, 设定构件长度为 6100mm, 沿纵向分别设置 5 组、9 组螺栓, 共形成 8 个算例, 进一步考察螺栓内力计算公式的适用性。

图 9 给出螺栓 B_1 拉力与横向剪力分布。从图 9(a)以及表 3 中的式(7)预测值与有限元解的对比可看到, 式(7)能偏于安全地预测螺栓 B_1 的横向剪力值。在所有算例中, 跨中螺栓 B_1 均产生一定的力, 由图 8 所示的截面变形产生。除跨中螺栓 B_1 以外,



(a) 螺栓 B_1 横向剪力



(b) 螺栓 B_1 拉力

图 9 螺栓内力分布

Fig.9 Distribution of bolt force

其余螺栓 B_1 的拉力与侧向弯曲变形关系很大, 仅通过截面变形分析并不能进行预测。

表 3 螺栓横向剪力公式解与有限元解的对比

Table 3 Comparison between theoretical and numerical horizontal shear forces

算例类型	有限元解 F_{bv1}/F_1 (5 组)	有限元解 F_{bv1}/F_1 (9 组)	式(7)解 F_{bv1}/F_1
L200×20	0.58	0.48	0.68
L160×16	0.60	0.54	0.71
L110×12	0.62	0.59	0.71
L80×6	0.54	0.52	0.75

2) 侧向变形所引起的拉力

以下详细讨论式(10)与该式中计算系数 α_{Qb} 的确定过程。

对图 9(b)给出的螺栓 B_1 拉力, 如忽略受截面变形影响较大的跨中螺栓与端部螺栓, 其余螺栓的拉力与纵向剪力之间均表现出良好的相关关系, 见图 10。这说明式(10)的表达形式准确, 根据该式可从螺栓拉力值、纵向剪力值反算出计算系数 α_{Qb} 。另外发现, 除跨中与端部螺栓以外的其余各螺栓拉力与纵向剪力的比值沿纵向的变化均较小, 所以用于下文分析的计算系数 α_{Qb} 可取为各螺栓 B_1 分别反算得到的计算系数 α_{Qb} 的平均值, 即:

$$\alpha_{Qb} = \frac{1}{N-3} \left(\sum_{i=2}^{(N-1)/2} \alpha_{Qb}^i + \sum_{i=(N+1)/2}^{N-1} \alpha_{Qb}^i \right) \quad (14)$$

式中: α_{Qb}^i 为按沿纵向第 i 组螺栓中螺栓 B_1 反算得到的计算系数值; N 为沿纵向的螺栓组数。

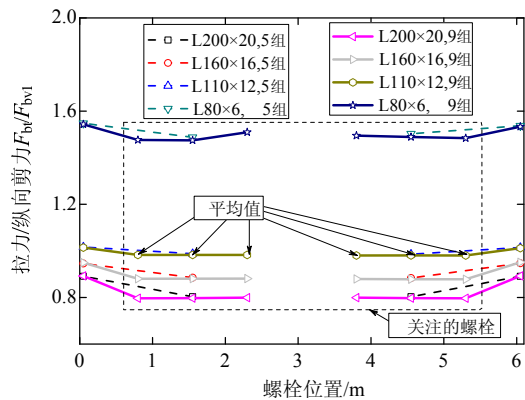


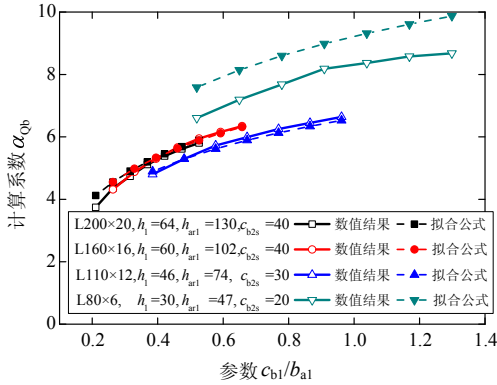
图 10 螺栓 B_1-1 拉力与纵向剪力比值

Fig.10 Ratios of tension force to longitude shear force of B_1-1

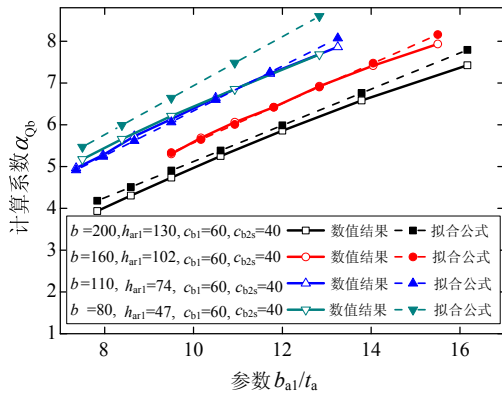
经参数分析发现, 影响侧向弯曲变形所致螺栓拉力的主要参数为: 垫块纵向宽度 c_{b1} 与外围角钢厚度 t_a 。故对表 1 给出的四种截面, 设定外围构件的长度为 3100mm, 变化上述两个影响参数分别进行计算。由图 10 可知, 螺栓数目对计算系数的取值影响较小, 故以下分析将螺栓数目设定为 5 组。

计算结果见图 11。图 11(a)为垫块纵向宽度 c_{b1}

对螺栓拉力的影响：随着参数 c_{b1}/b_{a1} 的增大，计算系数 α_{Qb} 呈增大趋势。图 11(b)为外围角钢厚度 t_a 对螺栓拉力的影响：随着参数 b_{a1}/t_a 的增大，计算系数 α_{Qb} 呈近似线性增大的变化规律。



(a) 垫块纵向宽度 c_{b1}



(b) 外围角钢厚度 t_a

图 11 计算系数 α_{Qb} 的影响参数

Fig.11 Key parameters of coefficient α_{Qb}

当外围构件采用不同类型的角钢时， α_{Qb} 与 c_{b1}/b_{a1} 的变化趋势几乎保持一致，且发现对具有更大 b_{a1}/t_a 的算例(如 L80×6)，其 α_{Qb} 值会高于具有较小 b_{a1}/t_a 的算例(如 L110×12)，而对具有相同 b_{a1}/t_a 的算例(如 L160×16 与 L200×20)而言，其 α_{Qb} 值几乎分布在同一条曲线上。这说明，参数 b_{a1}/t_a 、 c_{b1}/b_{a1} 对螺栓拉力或计算系数 α_{Qb} 的影响是相互独立的。于是，经过大量参数分析，可拟合得到 α_{Qb} 的计算公式，为：

$$\alpha_{Qb} = [3.7 + \ln(c_{b1}/b_{a1})][0.31 + 0.17b_{a1}/t_a] \quad (15)$$

将此公式的计算结果同样表示在图 11 中，发现其可以偏于安全地对由侧向变形所引起的螺栓拉力进行预测。

侧向弯曲变形在螺栓 B_2 中产生的拉力值一般较小，其与同一截面处螺栓 B_1 拉力的比值一般小于 0.2(图 12)，所以螺栓 B_2 的拉力可近似认为是同截面处螺栓 B_1 拉力的 0.2 倍，即按下式计算：

$$F_{bt2,x}^{as,bend} = 0.2F_{bt1,x}^{as,bend} = 0.1\alpha_{Qb} \frac{h_1}{b_{a1}} F_{bvl,x} \quad (16)$$

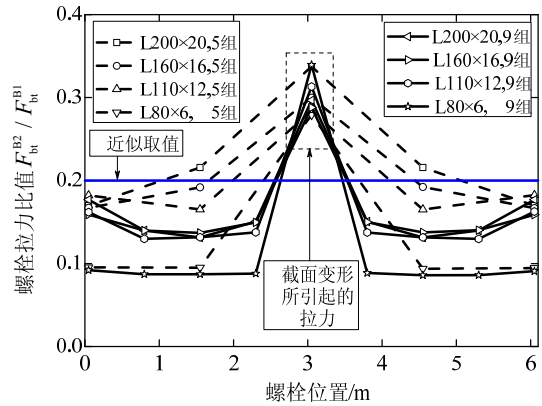


图 12 螺栓 B_2 与螺栓 B_1 拉力比值

Fig.12 Ratios of tension of bolt B_2 to tension of bolt B_1

2.4 实际受力状态

以下通过有限元分析考察实际受力状态中螺栓内力分布。对表 1 所示的 4 种截面，将长度分别设定为 2100mm(沿纵向设置 5 组螺栓、7 组螺栓)与 6100mm(沿纵向设置 9 组螺栓)，共形成 12 个算例。

按实际受力状态施加侧向力，计算得到的螺栓横向剪力、纵向剪力分布与大小均与反对称受力状态中的情况完全一致，故以下不再给出这两种内力的计算结果，主要考察螺栓拉力。

图 13 给出各类螺栓的拉力分布。其中，对螺栓 B_1 ，虚线给出的是由对称受力状态与反对称受力状态分别得到的螺栓拉力的包络值；对螺栓 B_2 -1 或 B_2 -2，虚线表示的是由对称受力状态与反对称受力状态分别得到的螺栓拉力的叠加值。

可看到，对螺栓 B_1 而言，对称状态与反对称状态的拉力包络值与实际拉力值吻合良好；而对于螺栓 B_2 (B_2 -1 与 B_2 -2)而言，对称状态与反对称状态的拉力叠加值可偏于安全地预测其拉力。其中，跨中螺栓 B_1 的实际拉力几乎均由对称受力状态控制，端部螺栓 B_1 的实际拉力几乎均与反对称受力状态中侧向变形所致拉力相等，这说明反对称受力状态中由截面变形在螺栓 B_1 内所产生的拉力几乎不会影响螺栓的最终拉力取值，故而在进行组合时(式(12))不必计入此拉力。这一结论的本质原因在于，反对称受力状态中由截面变形在螺栓 B_1 所产生的拉力的生成机理无论是与对称受力状态中的拉力，还是与反对称受力状态中由侧向弯曲变形所致拉力都不一致。

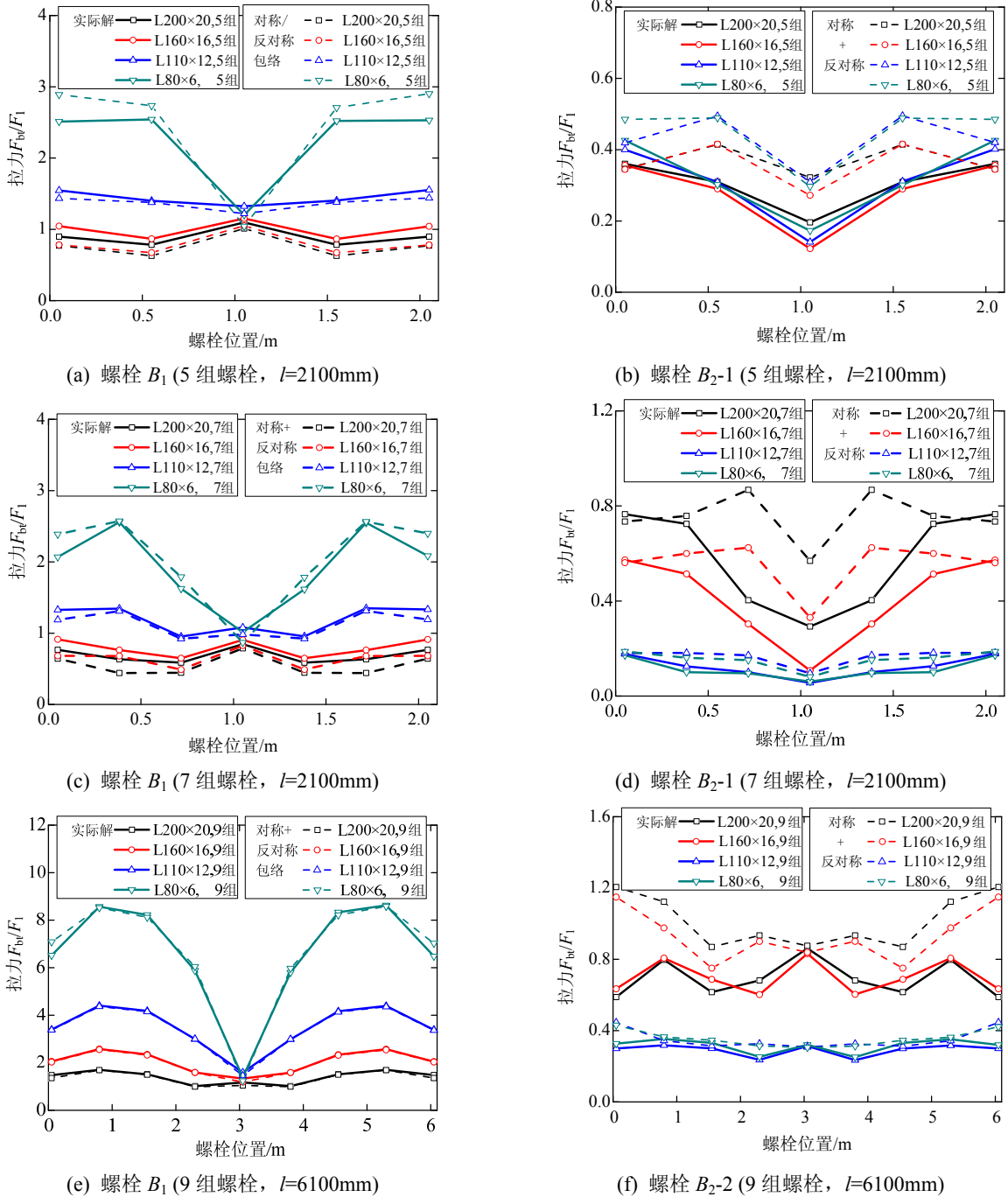


图 13 螺栓内力分布

Fig.13 Distribution of bolt force

3 双向弯曲状态下螺栓内力计算公式

前文讨论均仅涉及构件发生单向弯曲的情况，但实际防屈曲支撑构件往往发生双向变形。本节将重点讨论防屈曲支撑构件在双向弯曲状态下螺栓内力的计算方法。

3.1 双向弯曲状态下侧向力的取值

如图 14 所示，假设构件沿 x 方向存在初始缺陷 v_0 ，而沿 y 方向不存在初始缺陷。整体构件因初

始缺陷而沿 x 方向发生弯曲变形。间隙 g 的存在同样会使外围构件产生整体弯曲变形，其相当于内核构件轴力对外围构件端截面产生了初始偏心，这种弯曲变形沿两个方向均出现。

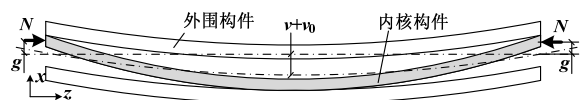


图 14 防屈曲支撑的侧向变形

Fig.14 Lateral deformation of BRB

如图 15 所示, 在双向弯曲变形状态下, 内核构件对外围构件产生双向侧向挤压力。因 x 方向的弯曲效应更明显, 以下称 x 方向为主弯曲方向, y 方向为次弯曲方向。下文螺栓内力符号中下标若包含 y , 则代表其是由次弯曲方向(y 方向)侧向力或者变形所引起的螺栓内力。

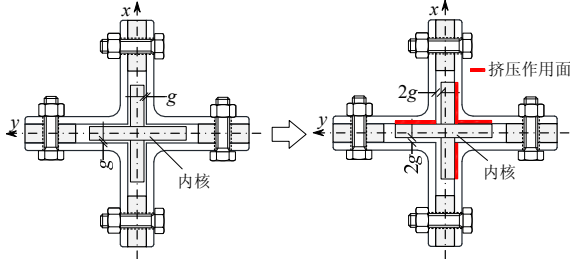


图 15 内核构件双向变形所致双向侧向挤压力
Fig.15 Interactions in two direction caused by core's deformations in two direction

由整体单波形变形在两个方向所引起的侧向力的比值 q_x^t / q_y^t (或 $F_{end,x}^t / F_{end,y}^t$)、以及同一截面上两个方向弯曲中性面上螺栓纵向剪力的比值 $F_{bvl,x} / F_{bvl,y}$ 是相等的, 并具有如下近似关系:

$$\frac{q_x^t}{q_y^t} = \frac{F_{end,x}^t}{F_{end,y}^t} = \frac{F_{bvl,x}}{F_{bvl,y}} = \frac{g}{v_0 + g} \quad (17)$$

式中, q_x^t (q_y^t)、 $F_{end,x}^t$ ($F_{end,y}^t$) 分别为由主弯曲 x 方向(次弯曲 y 方向)整体侧向变形所引起的分布侧向挤压力、端部集中侧向挤压力。

由于内核构件与外围构件之间的间隙在两个方向都是存在的, 故内核构件的多波形整体变形沿两个方向都会出现。两个方向由多波形变形所引起的侧向力相等, 即 $F_x^l = F_y^l$ 。

故外围构件沿次弯曲方向所受的侧向挤压力 F_y 仍可按照式(3)或式(4)计算, 但计算时应根据式(17)以 g 代替 $(v_0 + g)$ 。

3.2 对称受力状态

由于螺栓 B_1 的受力最为不利, 故下面将重点讨论其内力计算方法。

在对称受力状态中, 考虑外围构件双向受力的情况, 如图 16 所示。对于螺栓 B_1 而言, 主弯曲方向侧向力作用下的拉力 $F_{bt1,x}^s$ 按式(1)计算, 次弯曲方向侧向力作用下的拉力 $F_{bt1,y}^s$ 则按式(2)计算, 但应将侧向力 F_x^s 替换成 F_y^s , 即:

$$F_{bt1,y}^s = F_{bt1,x}^s (F_x^s \rightarrow F_y^s) = \mu_2^s F_y^s / 4 \quad (18)$$

二者组合后的拉力值并非式(1)与式(18)的直接叠加。由于式(1)中的部分拉力由其外侧撬力贡献, 而式(18)所表示的拉力则完全由其内侧撬力贡献, 故二者进行组合时应由这两种撬力中的更不利者起控制作用。

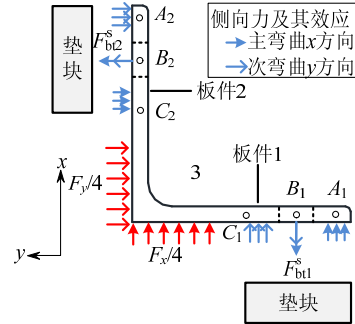


图 16 对称受力状态中角钢受力情况
Fig.16 Force state of angle steels in the symmetric state

3.3 反对称受力状态

在反对称受力状态中, 考虑外围构件双向受力的情况, 如图 17 所示。由于次弯曲方向侧向力的作用, 螺栓 B_1 内也因截面变形而产生拉力。此时, 螺栓 B_1 的拉力 $F_{bt1,y}^{as,sec}$ 可按式(11)计算, 但应将 F_x^{as} 替换成 F_y^{as} , 即有:

$$F_{bt1,y}^{as,sec} = F_{bt2,x}^{as,sec} (F_x^{as} \rightarrow F_y^{as}) = \left[\left(1 - \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1 / 2} \right) \mu_2^{as} - \frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} \right] \frac{F_y^{as}}{4} \quad (19)$$

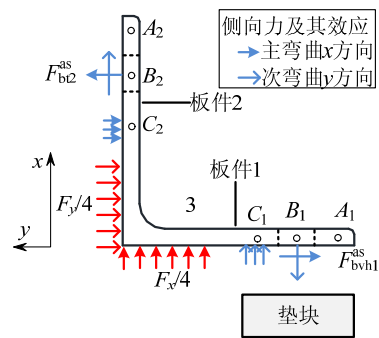


图 17 反对称受力状态中角钢受力情况
Fig.17 Force state of angle steels in the anti-symmetric state

在计算由侧向弯曲变形在螺栓 B_1 内引起的拉力 $F_{bt1}^{as,bend}$ 时, 应考虑次弯曲方向的变形影响。附加拉力 $F_{bt1,y}^{as,bend}$ 应按式(16)计算, 但应以 $F_{bvl,y}$ 代替 $F_{bvl,x}$, 并注意式(17)的关系, 则有:

$$F_{bt1,y}^{as,bend} = F_{bt2,x}^{as,bend} (F_{bvl,x} \rightarrow F_{bvl,y}) = 0.1 \alpha_{Qb} \frac{h_1}{b_{a1}} F_{bvl,x} \quad (20)$$

可对式(10)与式(20)进行直接叠加,得到 $F_{bt1,as2}$ 的计算公式为:

$$F_{bt1}^{as,bend} = 0.5\alpha_{Qb} \frac{h_1}{b_{a1}} F_{bvl,x} + 0.1 \frac{g}{v_0 + g} \alpha_{Qb} \frac{h_1}{b_{a1}} F_{bvl,x} \quad (21)$$

虽然图 17 示出的角钢 3 上的螺栓 B_1-2 附近的撬力出现在其内侧,但可以想象,对未示出的角钢 1 上的螺栓 B_1-1 而言其撬力出现在外侧。故对截面变形所致拉力 $F_{bt1,y}^{as,sec}$ 与侧向变形所致拉力 $F_{bt1}^{as,bend}$ 进行组合时,应取为式(19)与式(21)的直接叠加,此最不利的拉力出现在螺栓 B_1-1 中。

3.4 实际受力状态

在双向弯曲的实际受力状态下,螺栓 B_1 的横向剪力与纵向剪力的计算公式与单向弯曲状态下完全相同,故这里仅考察其所受拉力的计算方法。

螺栓 B_1 的拉力应是式(1)、式(2)与式(19)、式(21)的组合值,按下式计算:

$$F_{bt1} = \max \left\{ \left(1 + \mu_1^s \right) \frac{F_x^s}{4}, 0.5\alpha_{Qb} \frac{h_1}{b_{a1}} F_{bvl,x} + \mu_2^s \frac{F_y^s}{4} \right\} + \left[\left(1 - \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1 / 2} \right) \mu_2^{as} - \frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} \right] \frac{F_y^{as}}{4} + \frac{0.1g}{v_0 + g} \frac{\alpha_{Qb} h_1}{b_{a1}} F_{bvl,x} \quad (22)$$

下面对此式的组合原则作一定解释:

1) 根据文献[10]的讨论可知,在对对称受力状态中由主弯曲方向侧向力所产生的螺栓拉力 $F_{bt1,x}^s$ (即式(1))、反对称受力状态中由主弯曲方向侧向变形所产生的拉力 $F_{bt1,x}^{as,bend}$ (式(10))进行组合时,取二者的更大值。在对称受力状态中,由次弯曲方向侧向力在螺栓 B_1 中产生的拉力 $F_{bt1,y}^s$ (式(18))由螺栓内侧的撬力产生,与反对称受力状态中的拉力 $F_{bt1,x}^{as,bend}$ 生成机理一致,故二者进行组合时应直接叠加。这样便形成式(22)的第一项。

2) 反对称受力状态中,式(19)表示的拉力 $F_{bt1,y}^{as,sec}$ 由螺栓内侧(对螺栓 B_1-2)或者外侧(对螺栓 B_1-1)的撬力产生,故无论式(22)的第一项中取何值,直接将其与式(19)叠加总能对应一种最不利状态。

3) 对次弯曲方向侧向弯曲变形在螺栓 B_1 内所产生的拉力(式(21)后一项)也采取直接叠加的组合方式。

4 外围螺栓连接设计方法

综上所述,以下给出适用于四角钢组约束性防屈曲支撑的外围连接设计方法。

按照跨中螺栓组和端部螺栓组分别计算螺栓内力。这两处的侧向挤压力计算公式分别见式(3)与式(4),并应按照对称状态与反对称状态分别计算。

螺栓的纵向剪力 F_{bvl} 按式(8)计算;螺栓的最大横向剪力 F_{bv} 按式(7)计算;螺栓的最大拉力按式(22)计算。对跨中螺栓仅计算横向剪力与拉力;对端部螺栓计算横向、纵向剪力与拉力。

螺栓的设计剪力应考虑横向剪力与纵向剪力,为:

$$F_{bv} = \sqrt{F_{bvl}^2 + F_{bv}^2} \quad (23)$$

在确定螺栓内力后,螺栓的校核验算可按 GB50017-2003 《钢结构设计规范》^[11] 进行。对于高强度螺栓摩擦型连接,螺栓的拉力承载力设计值可直接取其预紧力 P ,因在计算拉力时已计入撬力的影响^[12]。

5 结论

本文首先通过有限元分析对四角钢组约束型防屈曲支撑的外围连接螺栓内力简化计算公式进行了验证,并依据实际计算结果对计算公式进行了适当修正。但该简化计算公式仅适用于外围构件发生单向弯曲、承受单向侧向挤压力的情况。对于更为一般的、外围构件承受双向侧向挤压力的情况,本文通过对单向受力状态下的计算公式进一步进行选择性的组合,最终获得了适用于四角钢组约束型防屈曲支撑的螺栓内力计算方法以及外围连接设计理论。

参考文献:

- [1] Fujimoto M, Wada A, Saeki E, et al. A study on the unbonded brace encased in buckling-restraining concrete and steel tube [J]. Journal of Structural and Construction Engineering, AIJ, 1988, 34B: 249-258. (in Japanese)
- [2] Kimura K, Yoshioka K, Takeda T, et al. Tests on braces encased by mortar in-filled steel tubes [C]// Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of the Architectural Institute of Japan. Structural Engineering Section. Tokyo, Japan, 1976: 1041-1042. (in Japanese)

(参考文献[3]-[12]转第 34 页)

- Zhu Zengqing, Chen Jianjun, Liu Guoliang, Song Zongfeng. Reliability analysis for the deployment mechanism of a large satellite antenna based on unascertained information [J]. Journal of Xidian University, 2009, 36(5): 909—915. (in Chinese)
- [23] 郭迅. 考虑中介状态的可靠性分析方法在星载展开天线系统中的应用[D]. 西安: 西安电子科技大学, 2010.
Guo Xun. Reliability Analysis considered intermediate state to the deployment of a large satellite antenna [D]. Xi'an: Xidian University, 2010. (in Chinese)
- [24] 朱作龙. 基于随机 Petri 网的星载展开天线故障传播分析研究[D]. 西安: 西安电子科技大学, 2011.
Zhu Zuolong. Research on the fault propagation analysis of a large satellite antenna based on stochastic petri nets [D]. Xi'an: Xidian University, 2011. (in Chinese)
- [25] 林立广, 陈建军, 刘国梁, 王敏娟. 基于灰色关联法的星载天线展开机构系统故障树分析[J]. 高技术通讯, 2010, 20(9): 905—910.
Lin Liguang, Chen Jianjun, Liu Guoliang, Wang Minjuan. Fault analysis of the deployment mechanism system of satellite antenna based on grey relation method [J]. Chinese High Technology Letters, 2010, 20(9): 905—910. (in Chinese)
- [26] Liang Zhentao, Chen Jianjun. Reliability allocation of large space borne antenna deployment mechanism system using unascertained method [C]. 1st International Symposium on Systems and Control in Aerospace and Astronautics ISSCAA 2006 Jan. 19-21. Harbin, China. Proceedings of ISSCAA 2006: 1098—1103.
- [27] 林立广, 陈建军, 马娟, 等. 基于模糊综合评判法的星载天线展开机构系统可靠性分配[J]. 机械科学与技术, 2009, 28(3): 375—379.
Lin Liguang, Chen Jianjun, Ma Juan, et al. A fuzzy comprehensive evaluation method for reliability allocation of a space borne antenna deployment mechanism system [J]. Mechanical Science and Technology, 2009, 28(3): 375—379. (in Chinese)
- [28] 罗鹰. 大型星载可展开天线的动力优化设计与工程结构的系统优化设计[D]. 西安: 西安电子科技大学, 2004.
Luo Ying. Study on dynamic optimization of large deployed antenna and structural systematic optimization [D]. Xi'an: Xidian University, 2004. (in Chinese)

注: 该文在第 22 届结构工程学术会议(2013 新疆)应邀作特邀报告

(上接第 24 页)

- [3] 蔡克铨, 黄彦智, 翁崇兴. 双管式挫屈束制(屈曲约束)支撑之耐震行为与应用[J]. 建筑钢结构进展, 2005, 7(3): 1—8.
Tsai Kehchyan, Hwang Yeanchih, Weng Chungshing. Seismic performance and applications of double-tube buckling-restrained braces [J]. Progress in Steel Building Structures, 2005, 7(3): 1—8. (in Chinese)
- [4] 郭彦林, 王小安, 江磊鑫. 装配式防屈曲支撑构件及框架设计理论[J]. 结构工程师, 2010, 26(6): 164—176.
Guo Yanlin, Wang Xiaoan, Jiang Leixin. Design theory of assembled buckling-restrained braces and buckling-restrained braced frames [J]. Structural Engineers, 2010, 26(6): 164—176. (in Chinese)
- [5] 江磊鑫. 装配式防屈曲耗能支撑构件设计方法研究[D]. 北京: 清华大学, 2010.
Jiang Leixin. Research on the design methods of assembled buckling-restrained braces [D]. Beijing: Tsinghua University, 2010. (in Chinese)
- [6] Wang XA, Guo YL, Tian GY, et al. A design method for a new type of assembled steel buckling-restrained braces [C]//Proceeding of the 7th International Conference on Advances in Steel Structures. Nanjing, China: 2012.
- [7] 郭彦林, 江磊鑫. 型钢组合装配式防屈曲支撑性能及设计方法研究[J]. 建筑结构, 2010, 40(1): 30—37.
Guo Yanlin, Jiang Leixin. Behavior and application of buckling-restrained braces assembled with section steels [J]. Building Structure, 2010, 40(1): 30—37. (in Chinese)
- [8] Iwata M, Murai M. Buckling-restrained brace using steel mortar planks; performance evaluation as a hysteretic damper [J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2006, 35(14): 1807—1826.
- [9] 郭彦林, 王小安. 一种四角钢组合约束型防屈曲支撑的外围约束机理及刚度取值研究[J]. 土木工程学报, 2012, 45(11): 79—87.
Guo Yanlin, Wang Xiaoan. Study on restrain stiffness of a four-angle assembled steel buckling-restrained brace [J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 45(11): 79—87. (in Chinese)
- [10] 郭彦林, 王小安. 一种四角钢组合约束型防屈曲支撑外围连接的设计方法研究: 理论推导[J]. 工程力学, 2014, 31(1): 56—63, 84.
Guo Yanlin, Wang Xiaoan. Bolt connection behavior and design of a four-angle assembled steel buckling-restrained brace: theoretical analysis [J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(1): 56—63, 84. (in Chinese)
- [11] GB50017-2003, 钢结构设计规范[S]. 2003.
GB50017-2003, Code for design of steel structures [S]. 2003. (in Chinese)
- [12] 陈绍蕃. 门式刚架端板螺栓连接的强度和刚度[J]. 钢结构, 2000, 15(1): 6—11.
Chen Shaofan. The strength and stiffness of bolt end-plate connection in portal frames [J]. Steel Construction, 2000, 15(1): 6—11. (in Chinese)