

文章编号: 1000-4750(2014)01-0056-08

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

郭彦林, 王小安

(清华大学土木工程系, 北京 100084)

摘 要: 在四角钢组合约束型防屈曲支撑中, 螺栓是连系外围各个约束角钢的关键元件, 在支撑发生侧向弯曲变形时承受拉力、剪力的共同作用。该文对单向弯曲变形状态下的外围螺栓内力计算方法展开了研究。首先介绍了内核构件与外围构件之间侧向挤压力的计算方法。然后, 将该侧向挤压力分解为对称受力状态与反对称受力状态, 螺栓在这两种受力状态中分别起到防止外围约束角钢发生分离的作用以及保持各角钢变形协调、共同抗弯的作用。基于这两种受力状态, 考虑螺栓连接附近角钢板件局部变形所产生的撬力作用, 经理论推导分别给出了螺栓内力的简化计算公式。再考虑螺栓内力的生成机制, 对这两种受力状态分别计算得到的螺栓内力进行组合, 得到了实际受力状态中螺栓内力的计算公式。最后, 还介绍螺栓间距对螺栓内力的影响。

关键词: 装配式; 防屈曲支撑; 螺栓; 设计方法; 撬力

中图分类号: TU352.1 **文献标志码:** A **doi:** 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.01.0004

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

GUO Yan-lin, WANG Xiao-an

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

Abstract: The bolts in an assembled buckling-restrained brace (ABRB) will combine the outer restraining angle steels together, and undertake tensile and shear forces while the ABRB deforms laterally. This paper presents a simplified design method for the bolt connections among angle steels, and the method is suitable for the situation that the ABRB only deforms in one direction. Firstly, the interaction between an inner core and outer restraining components is studied. Then, the reaction of the inner core to outer restraining components is decomposed into two states, namely one symmetric deformation state and one anti-symmetric deformation state. In the former state, the bolts prevent the outer angle steels from separating one another without a global lateral displacement; while in the latter state, the bolts make the angle steels bend cooperatively in the lateral and longitudinal directions. Relying on theoretical derivation, the equations to determine the bolt forces in the two states are obtained respectively, where the prying forces due primarily to local deformation of plate components of angle steel are taken into account. By the combination of the two states, the bolt forces are determined accurately. Finally, the influence of bolt distance on the amplitudes and distributions of bolt forces is introduced.

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

防屈曲支撑兼具支撑与耗能的双重功能, 对提高地震区建筑物的抗震性能非常有效, 在新建建筑

物与加固改造工程中均可采用。防屈曲支撑常见有两种形式, 一种为外围整体约束型^[1-2], 如传统的

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).

混凝土约束型与钢-混凝土组合约束型防屈曲支撑；另一种为装配式组约束型，如四角钢组约束型防屈曲支撑^[3-4](图 1)、四槽钢组约束型防屈曲支撑^[5-6]等，其外围约束构件一般由多个型钢通过高强螺栓组装而成。在传统的外围整体式防屈曲支撑中，外围构件的约束作用及抗弯刚度容易得到保证，设计理论也比较成熟。但在新型装配式组合防屈曲支撑中，外围约束构件上的螺栓连接导致各组件间相互连系关系呈现离散化的特征，螺栓连接作为连系外围各约束构件的关键元件，螺栓与约束构件的板件、约束构件板件之间的垫板等元件之间的相互作用关系复杂，并不如在普通连接节点^[7]中受力清晰可辨，目前也并未见有研究文献可供参考。为适应此类构件的工程应用，亟需建立起一套简单实用的外围连接设计理论与方法。

该文将针对一种四角钢组约束型防屈曲支撑(图 1)，从其外围约束构件的受力机理出发，研究这种新型装配式组合防屈曲支撑构件的外围连接设计计算方法。

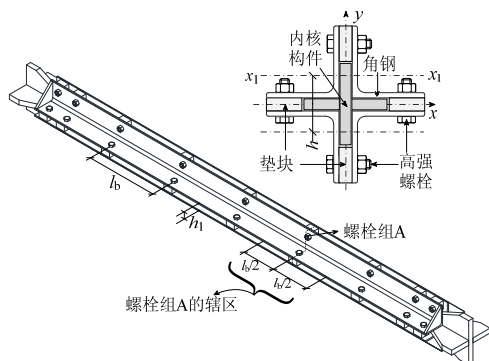


图 1 四角钢组约束型防屈曲支撑示意图
Fig.1 Schematic diagram of a four-angle ABRB

这种四角钢组约束型防屈曲支撑的外围约束构件由四个角钢组成，角钢通过螺栓连接形成外围整体约束机制。在角钢之间设置垫块，通过调整垫块高度，可精确地调节内核构件与外围约束构件之间的间隙。内核构件为十字形截面，由三块钢板焊接而成。这类装配式防屈曲支撑全部在工厂制作，加工精度易于控制，而且现场组装非常方便。特别是在地震后更换支撑时，外围角钢容易拆卸，可重复使用，是一种更为经济、实用的支撑产品。

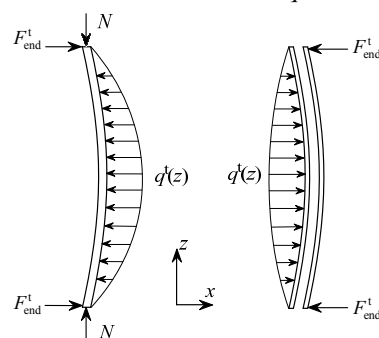
1 内核与外围构件的相互作用关系

在防屈曲支撑中，外围约束构件并不主动承受轴力，只有在内核构件与其发生侧向相互作用时，

才承受内核施加的侧向挤压力。故确定外围构件上连接螺栓受力大小，首先必须明确内核构件与外围构件的相互作用关系，文献[5]、文献[6]与文献[8]均对此进行了一些讨论。以下按照内核构件的变形形式，讨论内核与外围构件之间相互作用力的计算方法。

1.1 整体单波形变形

如图 2 所示，内核构件发生整体单波形弯曲变形时，内核构件与外围约束构件之间的相互作用力 q^t 呈正弦式分布特征。在支撑两端存在集中侧向挤压力 F_{end}^t 作用，方向与侧向分布力 q^t 相反。



(a) 内核受力状况 (b) 外围受力状况

图 2 整体变形模式下内核与外围的受力状态

Fig.2 Interaction between the core and the restraining components when the core overall bends

当内核构件轴向荷载为 N 时，依据构件受弯变形后的平衡关系可推导 q^t 与 F_{end}^t 的计算公式为^[5-6]：

$$q^t(z) = \frac{\pi^2}{l^2} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N/N_{cr,g}} \sin(\pi z/l) \quad (1)$$

$$F_{end}^t = \frac{1}{2} \int_0^l q^t(z) dx = \frac{\pi}{l} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N/N_{cr,g}} \quad (2)$$

式中： l 为构件长度； $N_{cr,g}$ 为外围约束构件的整体屈曲荷载， $N_{cr,g} = \mu N_{cr0}$ ， N_{cr0} 是将外围约束构件视作完全整体式计算得到的整体屈曲荷载，而 μ 为外围约束构件的刚度折减系数，可按文献[4]计算； v_0 为构件的初始缺陷幅值，可取 $l/1000$ ； g 为内核构件与外围约束构件单侧的预留间隙值。

1.2 多波形变形

内核构件在屈服后还会产生多波形的整体侧向变形，如图 3 所示。假设一种最不利的情况，每个半波长范围内的内核构件段的屈服荷载达到其欧拉屈曲荷载(屈服后)，则其最小变形半波长 l_w 可近似按下式计算^[8]：

$$l_w = \sqrt{\pi^2 E_t I_c / N_y} \quad (3)$$

式中: N_y 为内核构件的屈服荷载, $N_y = A_c f_y$, 其中 A_c 为内核构件面积; E_t 为钢材屈服后的切线模量; I_c 为内核构件的惯性矩。

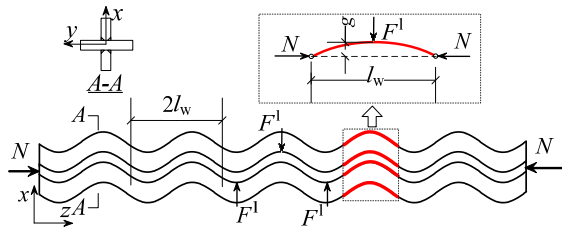


图3 内核构件的多波形变形

Fig.3 Multi-waved deformation of the inner core

在多波变形的波峰或波谷处, 内核构件对外围约束构件产生集中侧向挤压作用力(F^I)。根据有侧向支撑的梁柱构件理论分析^[8], 得到 F^I 的计算公式为:

$$F^I / N = 4g / l_w \quad (4)$$

可以看出, 如果间隙值越大、变形半波长越短, 多波形变形挤压力越大。

1.3 扭转变形

内核构件的板件宽厚比较大时, 还会发生高阶扭转变形, 如图4所示, 本质是板件发生局部屈曲。这种扭转变形对外围约束构件产生侧向挤压力 F^T 作用, 其作用于内核截面的外伸板件边缘处, 分布在内核板件两侧, 为跳跃式集中力。对于装配式防屈曲支撑而言, 该侧向力不仅会增大外围角钢的受力(当作用在螺栓之间的角钢段上时尤为明显), 而且会显著提高连接螺栓的内力水平。此外, 该侧向力作用异常复杂, 很难给出明确的计算方法, 因此可通过限制内核构件的板件宽厚比以避免其发生扭转屈曲。

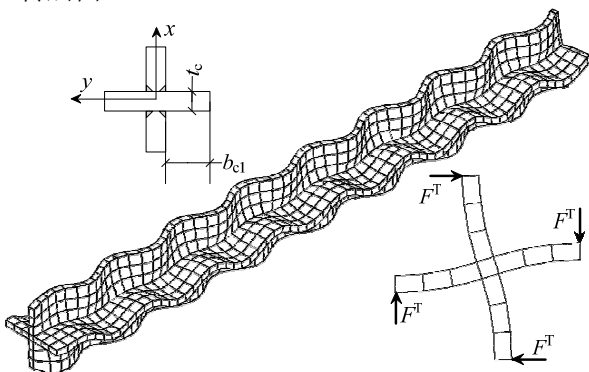


图4 内核构件的扭转变形

Fig.4 Torsional deformation of the inner core

在 GB50017-2003《钢结构设计规范》^[9]中, 对双轴对称的十字形截面构件, 通过限制其截面外伸

板件宽厚比 b_{c1} / t_c (见图3) 的取值, 以避免发生扭转屈曲失稳模式, 为:

$$\lambda_x \geq 5.07 b_{c1} / t_c \quad (5)$$

其中, λ_x 为构件的长细比。

由于内核构件多波形整体弯曲变形的最小半波长为 l_w , 如果在此长度范围内的构件段满足式(5)要求, 就可保证该构件段仅发生弯曲变形, 从而实现对其扭转变形的限制。此时有 $\lambda_x = l_w / i_c$, 其中 i_c 为内核十字形构件的回转半径, $i_c = \sqrt{I_c / A_c}$ 。将 λ_x 表达式代入式(5), 并代入式(3), 可获得内核构件的外伸板件宽厚比的限制条件为:

$$b_{c1} / t_c \leq \frac{\pi}{5.07} \sqrt{\frac{E_t}{f_y}} \quad (6)$$

1.4 侧向作用力的计算

在式(6)得以满足的前提下, 内核构件与外围构件之间的相互侧向作用力仅需考虑整体变形(式(1)与式(2))与多波形整体变形(式(3))的共同影响。如图5所示, 将两种变形模式叠加, 即获得内核构件的最不利变形模式与相互作用力的最不利分布状态, 此时侧向力的作用模式为一系列集中力。

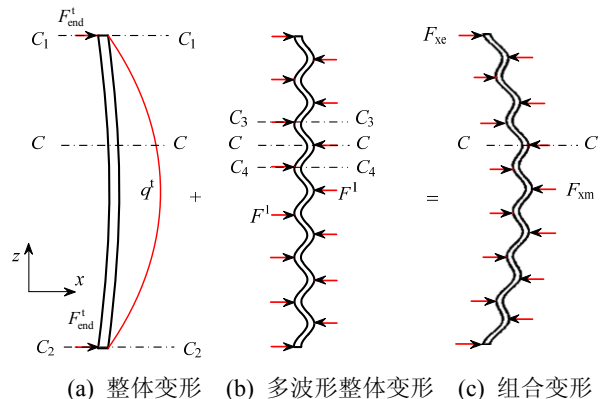


图5 内核与外围构件之间的实际受力状态

Fig.5 Interaction between the core and the restraining part

对 q^I 在一个半波长范围内进行积分, 可得到跨中截面处的最大集中侧向力 F_{xm} 为:

$$F_{xm} = \frac{\pi}{l} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N / N_{cr,g}} \sin \frac{\pi l_w}{l} + N \frac{4g}{l_w} \quad (7)$$

端部截面处的最大集中侧向力 F_{xc} 为:

$$F_{xc} = \frac{\pi}{l} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N / N_{cr,g}} + N \frac{4g}{l_w} \quad (8)$$

由于内核构件屈服后沿两个主轴方向均发生变形, 故外围构件一般会承受内核构件的双向挤压力作用。不过本文所涉及的螺栓内力计算公式均基于防屈曲支撑发生单向弯曲、外围构件仅承受单向

侧向挤压力的假设建立。对于双向弯曲情况，可在单向弯曲所得结论的基础上进一步补充完善获得，这有待进一步研究。

2 螺栓的受力状态与分解

在装配式组合防屈曲支撑中，外围连接螺栓将外围各角钢联系在一起，起捆绑作用，即应保证外围各角钢与内核构件在侧向协同变形，也应保证各角钢之间共同发生纵向协同变形，在布置螺栓的截面上维持平截面假定。下面按螺栓所起作用，将外围构件的受力状态进行分解。

需要指出的是，本文的分析模型仅包含独立的外围约束构件，内核对外围构件的侧向接触关系以直接的侧向作用力替代，并且假设螺栓在外围约束构件上沿纵向等间距布置。

既然侧向力沿着纵向是以图 5 所示的集中力的形式作用在外围约束构件上，那么如果确定了每处侧向力在螺栓中所产生的内力，本文的核心问题自然而然地就获得解决。

在图 5 中，不妨考察一处侧向集中力的作用截面 $C-C$ ，并假设该截面处布置有螺栓。该侧向力的作用方向为 x 正向，记作 F_x 。该截面即如图 6(a) 所示，侧向力 F_x 直接作用于位于 $+x$ 侧的两个角钢(即角钢 1、角钢 3)上。

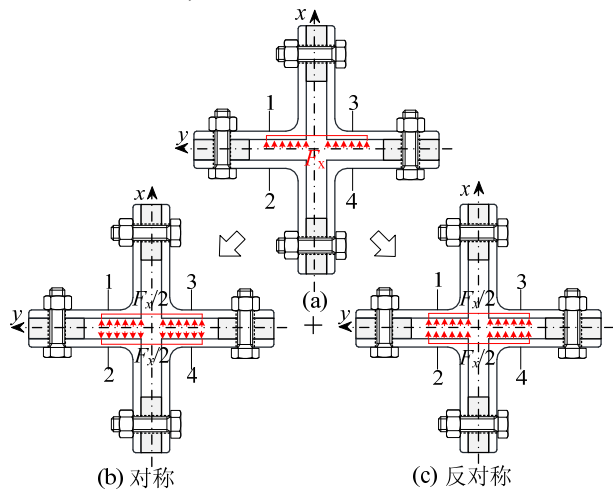


图 6 外围约束构件受力分解

Fig.1 Decomposition of force state in restraining components

可将此受力状态分解为两个状态——对称状态与反对称状态。在对称受力状态中，角钢 1、角钢 3 承受 x 正向作用力 $F_x/2$ ，而角钢 2、角钢 4 承受 x 负向作用力 $-F_x/2$ ；螺栓在这种受力状态中防止两侧角钢在方向相反的侧向力作用下发生相互分离，此时位于弯曲中性面上的螺栓将承受拉力作

用。在反对称受力状态中，角钢 1、角钢 3 与角钢 2、角钢 4 均承受 x 正向作用力 $F_x/2$ ；螺栓在这种受力状态中维持平截面假定，位于弯曲中性面上的螺栓要确保各约束角钢共同参与侧向抗弯，将承受沿纵向的剪力作用。

在对称受力状态中，侧向力在截面上是自平衡的。而在反对称受力状态中，侧向力在所关注的 $C-C$ 截面内并不能自平衡：在整体变形模式中其与端部(即图 5 中的 C_1-C_1 与 C_2-C_2 截面处)集中侧向力相平衡，而在多波形变形模式中则与相邻波谷处(即图 5 中的 C_3-C_3 与 C_4-C_4 截面处)的侧向力相平衡，所以反对称受力状态沿构件纵向是平衡的，并且会引起构件发生侧向弯曲变形。

若角钢板件的刚度非常大，螺栓将仅承受对称受力状态中的拉力与反对称受力状态中的纵向剪力。然而角钢板件在侧向力作用下容易发生变形，在其与垫块的相互协调变形中将产生撬力作用，使得螺栓的受力情况变得较为复杂。在分解所得的两种受力状态中如何计算这种撬力作用是本文的研究重点之一。

以下将对对称受力状态与反对称受力状态中螺栓受力情况分别加以讨论，然后对这两种受力状态进行组合以期获得实际受力状态中的螺栓内力计算公式。

3 对称受力状态

在对称受力状态中，各个角钢的受力状态是相同的，作用在每个角钢上的侧向力大小为 $F_x/4$ ，可仅取出角钢 1、角钢 3 进行分析。如图 7 所示，不妨将角钢 3 平行于 y 方向的板件记作板件 1，平行于 x 方向的板件记作板件 2。由于角钢板件在侧向力作用下会发生变形，而此变形又受到垫块的约束而不能自由发展，故在角钢板件与垫块的接触面上将产生撬力。为表述方便，将板件 1 的螺栓中心点记作点 B_1 ，此处螺栓为螺栓 B_1 ，将板件 1 与垫块在两侧的接触点分别记作点 A_1 (外侧)与点 C_1 (内侧)，这两点分别为撬力在螺栓两侧的合力作用点，距离 $\overline{A_1B_1}$ 可取为点 B_1 与垫块外侧边缘棱线距离的 0.7 倍，距离 $\overline{C_1B_1}$ 可取为点 B_1 与垫块内侧边缘棱线的距离。类似地，将板件 2 的螺栓中心点记作 B_2 ，螺栓为螺栓 B_2 ，将其与垫块两侧的接触点分别记作点 A_2 (外侧)与点 C_2 (内侧)。

由对称性可知，螺栓 B_1 、螺栓 B_2 均仅受拉力，分别记为 F_{bt1}^s 与 F_{bt2}^s 。图 7 给出角钢 3 在侧向力 $F_x/4$

作用下的变形,可见板件 1 上的撬力 Q_1^s 位于螺栓外侧(点 A_1 处),板件 2 上的撬力 Q_2^s 位于螺栓内侧(点 C_2 处),而在点 C_1 与点 A_2 处板件与垫块发生脱离。

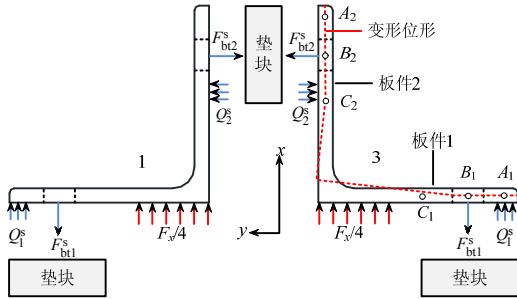


图 7 对称受力状态中角钢受力情况

Fig.2 Force state of angle steels in the symmetric state

进一步可将角钢 3 独立取出,建立起适用于对称受力状态的简化计算模型,见图 8。该模型将角钢截面等效为 L 形构件,沿全长等刚度。将两个螺栓中心点(点 B_1 与点 B_2)视作等效模型的两个支座,这一简化基于如下假设:螺栓具有足够的刚度,不因拉力过大而发生轴向变形。由对称性可知,两个支座处均不存在剪力,所以可在点 B_1 处仅约束 x 方向的自由度;而在点 B_2 处仅约束 y 方向的自由度。由于垫块的压缩变形可忽略不计,所以在角钢与垫块的外侧接触点 A_1 处亦施加 x 方向的约束、内侧接触点 C_2 处施加 y 方向的约束,用于模拟垫块对角钢变形的约束,相应的反力分别为撬力 Q_1^s 、 Q_2^s 。

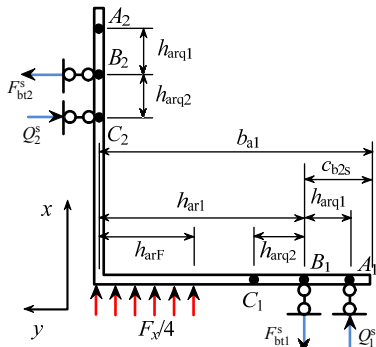


图 8 对称受力状态中角钢等效计算模型

Fig.8 Simplified model for angle steels in symmetric state

为方便推导,记点 B_1 与接触点 A_1 的距离为 h_{arq1} (取为 $0.7c_{b2s}$, c_{b2s} 为点 B_1 与角钢外侧边缘棱线的距离),与接触点 C_1 的距离为 h_{arq2} ,与另一板件中线的距离为 h_{ar1} ,侧向挤压力 $F_x/4$ 的作用区域宽度为 h_{arF} 。

根据图 8 所示计算模型,可推导得到螺栓 B_1 的拉力 F_{bt1}^s 计算公式为式(9),螺栓 B_2 的总拉力 F_{bt2}^s

的计算公式为式(10)。

$$F_{bt1}^s = F_x / 4 + Q_1^s = (1 + \mu_1^s) F_x / 4 \quad (9)$$

$$F_{bt2}^s = Q_2^s = \mu_2^s F_x / 4 \quad (10)$$

式中, μ_1^s 、 μ_2^s 为对称受力状态下的两个撬力系数,表示由撬力所附加的螺栓拉力,计算公式分别见式(11)与式(12)。

$$\mu_1^s = -h_{arF}^2 - 3h_{arF}h_{ar1} + 9h_{ar1}^2 + 2h_{arF}h_{arq1} - 4h_{ar1}h_{arq2} / 2h_{arq1}(6h_{ar1} - 2h_{arq2} + h_{arq1}) \quad (11)$$

$$\mu_2^s = h_{arF}^2 - h_{arF}(3h_{ar1} + h_{arq1}) + h_{ar1}(3h_{ar1} + 2h_{arq1}) / 2h_{arq2}(6h_{ar1} - 2h_{arq2} + h_{arq1}) \quad (12)$$

其中,各参数的含义见图。

4 反对称受力状态

在反对称受力状态中,侧向力不仅会使得角钢在截面内产生板件局部弯曲变形(下简称“截面变形”),而且会引起外围构件整体侧向弯曲变形(下简称“侧向变形”),所以螺栓内力应考虑上述两部分变形的影响。

4.1 截面变形所引起的螺栓内力

如图 6、图 9 所示,角钢 1、角钢 2 与角钢 3、角钢 4 的受力状态对称,角钢 1、角钢 3 与角钢 2、角钢 4 的受力状态反对称,故螺栓 B_1 应仅承受横向剪力 F_{bv1}^{as} ,螺栓 B_2 仅承受拉力 $F_{bt2}^{as,sec}$ (注:上标 sec 表示由截面变形产生,用以与后文的侧向弯曲变形加以区分)。在板件 2 上存在撬力 Q_2^{as} ,按图 9 示出的板件变形图可知,撬力 Q_2^{as} 出现在螺栓 B_2 内侧(即图示的点 C_2 处),距离 C_2B_2 可取为点 B_2 与垫块内侧边缘棱线之间的距离。

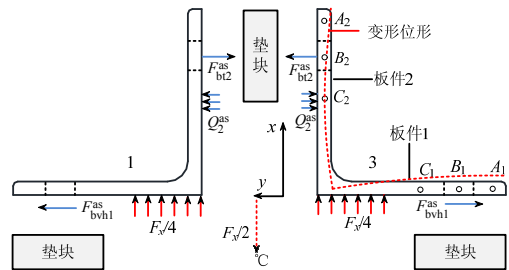


图 9 反对称受力状态中角钢受力情况

Fig.9 Force state of angle steels in the anti-symmetric state

侧向挤压力 $F_x/4$ 在截面内不平衡,故在计算截面受力与变形时需增设 x 方向约束以保证其不发生刚体位移。不妨将此约束点设在组合截面形心处。

可单独取出角钢 3,建立简化计算模型。如图 10 所示,同样将角钢等效为 L 形构件。点 B_1 处

存在横向剪力作用,但其下方垫块厚度方向的中心点才是反对称受力的中心点,故应从点 B_1 延伸出一段长度为 $h_1/2$ 的刚性杆件,约束其端部 y 方向自由度,其中 h_1 为两侧角钢平行板件之间的中心距离;点 B_2 处有拉力作用,故在点 B_2 处约束 x 方向自由度。在角钢板件 2 与垫块的内侧接触点 C_2 处施加 y 方向的约束,以模拟垫块对角钢变形的约束作用,此处反力即为撬力 Q_2^{as} 。

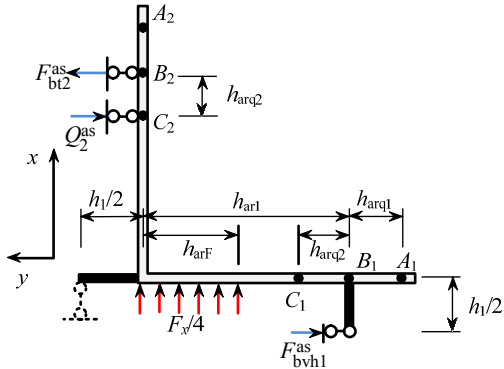


图 10 反对称受力状态中角钢等效计算模型

Fig.10 Simplified model for angle steels in anti-symmetric state

经推导,可给出螺栓 B_1 的横向剪力 F_{bvhl}^{as} 为^[11]:

$$F_{bvhl}^{as} = \left(\frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} + \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1/2} \mu_2^{as} \right) \frac{F_x}{4} \quad (13)$$

式中, μ_2^{as} 为反对称受力状态下的撬力系数,按照下式计算:

$$\mu_2^{as} = \frac{[-3h_1^3 h_{ar1} + 2h_{ar1} h_{arF} (h_{ar1}^2 - h_{arq2}^2) + h_1^2 (3h_{ar1}^2 - 3h_{ar1} h_{arF} + h_{arF}^2 - h_{arq2}^2) + h_1 (2h_{ar1}^3 + 3h_{ar1}^2 h_{arF} + 2h_{ar1} h_{arF}^2 - 2h_{ar1} h_{arq2}^2 - h_{arF} h_{arq2}^2)]}{[4h_{arq2} (2h_{ar1} (h_{ar1} - h_{arq2})^2 + h_1^2 (3h_{ar1} - h_{arq2}) + h_1 (3h_{ar1}^2 - 4h_{ar1} h_{arq2} + h_{arq2}^2))]} \quad (14)$$

式中,各参数的含义见图 10。

而螺栓 B_2 的最大拉力 $F_{bt2}^{as,sec}$ 为:

$$F_{bt2}^{as,sec} = \left[\left(1 - \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1/2} \right) \mu_2^{as} - \frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} \right] \frac{F_x}{4} \quad (15)$$

值得说明的是,对于图 9 所示的位于受拉侧的角钢 1、角钢 3 而言,撬力出现在螺栓 B_2 内侧,但对于未示出的位于受压侧的角钢 2、角钢 4 而言,撬力则出现在螺栓 B_2 外侧。

4.2 侧向变形所引起的螺栓内力

为保证各角钢在侧向变形中协同受力,位于弯曲中面上的螺栓会产生纵向剪力作用。该纵向剪力

呈现两头大、中间小的分布规律,参考双臂剪力墙中常用的“连续连杆法”^[10],可得到沿纵向第 i 组螺栓中单个螺栓所受的纵向剪力 $F_{bv1,xi}$ 为:

$$F_{bv1,xi} = \frac{2\gamma_1^2 \cos(\pi z_i / 2l)}{4\gamma^2 + \pi^2} V_{0,x} \frac{l_b}{h} \quad (16)$$

式中: $V_{0,x}$ 为外围约束构件端部集中剪力值,按式(2)计算; z_i 为第 i 组螺栓与外围构件端部的纵向距离; l_b 为螺栓组沿纵向的间距; h 为两侧角钢与肢边平行轴间的距离,见图 1;系数 γ 与 γ_1 分别按式(17)与式(18)计算。

$$\gamma_1 = \sqrt{3I_2 l^2 / (4I_1 l_b h)} \quad (17)$$

$$\gamma = \sqrt{3I_2 l^2 / (4I_1 l_b h) + 3I_2 l^2 / (A_1 l_b h^3)} \quad (18)$$

其中: A_1 、 I_1 分别是单个角钢的面积、绕与肢边平行轴(即图 1 中的 x_1 轴)的惯性矩; I_2 是外围螺栓连接的连系刚度,按文献[4]计算。

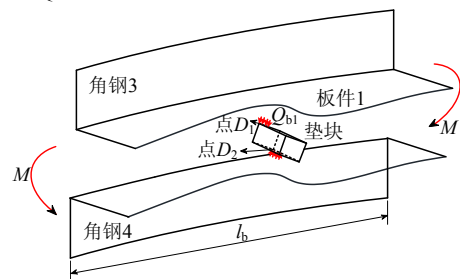
此外,在发生侧向弯曲变形时,因角钢板件与位于弯曲中性面上的垫块变形不一致,还会在二者接触面上产生撬力作用,进而产生螺栓拉力。

如图 11 图所示,对角钢 3 的板件 1 而言,其在螺栓连接处会承受集中弯矩作用 M_b , M_b 由螺栓纵向剪力 $F_{bv1,x}$ 产生, $M_b = F_{bv1,x} h_1 / 2$ 。弯矩 M_b 使得角钢板件在螺栓连接处发生转角变形 θ_b ,在与垫块内侧角点 D_1 的接触点处产生面外变形 Δ_{b1} 。如果假设除螺栓连接处以外垫块与角钢不发生任何接触,垫块将随螺栓连接处的转角变形而发生刚体转动,在角点 D_1 处的面外变形量为 $\Delta_b = \theta_b c_{b1} / 2$,其中 c_{b1} 为垫块沿纵向的宽度。但上述两种变形模式并不一致,有 $\Delta_{b1} < \Delta_b$,故在垫块角点 D_1 处产生撬力 Q_{b1} 以保持协调。撬力还出现在与角钢 4 相接触的垫块角点 D_2 处,这两处撬力大小相等、方向相反。

撬力 Q_{b1} 由集中弯矩 M_b 直接引起,故可认为二者线性相关,设撬力 Q_{b1} 的计算公式为:

$$Q_{b1} = \alpha_{Qb1} M_b = \alpha_{Qb1} F_{bv1,x} h_1 / (2b_{a1}) \quad (19)$$

式中, α_{Qb1} 为螺栓撬力计算系数。



(a) 角钢弯曲变形与撬力分布

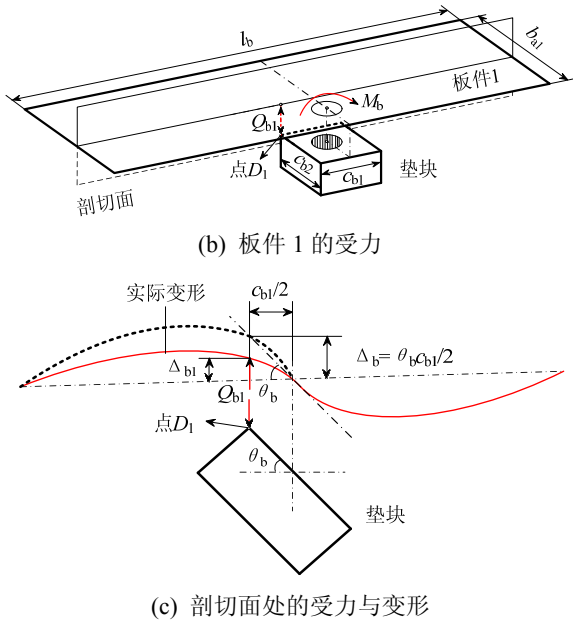


图 11 沿纵向弯曲变形引起的撬力

Fig.11 Prying forces caused by lateral bending

但上述分析并未全面考虑垫块的真实受力。垫块若仅受内侧角点 D_1 、 D_2 处的撬力作用，会在二者所形成的力偶作用下处于不平衡状态，故垫块与角钢板件之间还存在其他接触力作用。如图 12 所示，对角钢与垫块变形的定性分析表明，在角点 D_1 与螺栓孔中心的连线沿线上螺栓孔边缘处会产生接触力 Q_{b2} ，以平衡由撬力 Q_{b1} 产生的力偶。

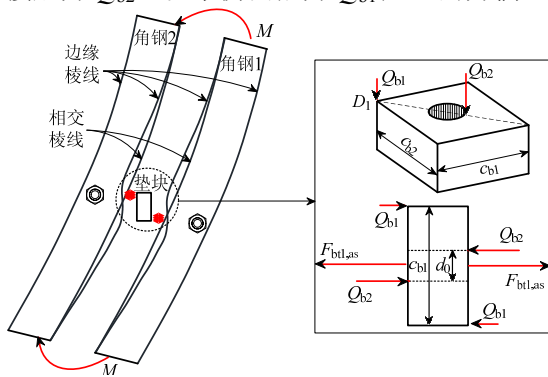


图 12 撬力与接触力

Fig.12 Prying forces and contact forces

垫块在撬力 Q_{b1} 、接触力 Q_{b2} 的作用下保持平衡，而角钢板件在集中弯矩 M_b 、撬力 Q_{b1} 、接触力 Q_{b2} 作用下保持变形协调，这些作用力相互影响，关系错综复杂，难以给出解析解。但注意到接触力 Q_{b2} 与撬力 Q_{b1} 大小相关，而螺栓拉力由接触力与撬力共同产生，可对式(19)进行修改，直接计入接触力 Q_{b2} 的影响，得到由侧向变形所引起的螺栓拉力 $F_{bt1}^{as,bend}$ (注：上标 bend 表示侧向弯曲变形) 的表达式为：

$$F_{bt1}^{as,bend} = Q_b + Q_{b1} = \alpha_{Qb} F_{bv1,x} h_1 / (2b_{a1}) \quad (20)$$

式中， α_{Qb} 为螺栓拉力计算系数，按下式计算。

$$\alpha_{Qb} = [3.7 + \ln(c_{b1} / b_{a1})][0.31 + 0.17b_{a1} / t_a] \quad (21)$$

其中， t_a 为角钢板件的厚度。

式(21)是按数值拟合得到的，该公式的建立过程详见文献[10]。

5 实际受力状态

外围约束构件的实际受力状态可理解为对称与反对称受力状态的组合。但两种受力状态中螺栓的受力机理有一定差异，故应对这二者作有选择的组合。

5.1 受力状态的组合

由于横向剪力与纵向剪力仅在反对称受力状态中产生，无需组合，直接取反对称受力状态即可，分别按照式(13)与式(16)计算。下面重点讨论螺栓拉力的组合。

1) 螺栓 B_1 的拉力：在对称受力状态中，螺栓 B_1 的部分拉力由截面变形所致撬力产生，该撬力出现在螺栓外侧板件上(图 7)。在反对称受力状态中，螺栓 B_1 中由侧向弯曲变形所致拉力则由螺栓内侧撬力产生(图 11(a))。故这二者进行组合时，应由其中的更不利者控制，可简单地认为式(9)与式(19)中的较大值决定最终螺栓拉力，即有：

$$F_{bt1} = \max \{ (1 + \mu_1^s) F_x / 4, 0.5 \alpha_{Qb} h_1 F_{bv1,x} / b_{a1} \} \quad (22)$$

2) 螺栓 B_2 的拉力：在对称受力状态中，螺栓 B_2 的拉力完全由截面内侧的撬力产生(图 7)；在反对称受力状态中，螺栓 B_2 中由截面变形所产生的撬力也出现在螺栓内侧(图 9)。这二者进行组合时，应将控制受力状态取为对称受力状态(式(10))与反对称受力状态(式(15))的直接叠加，为：

$$F_{bt2} = \left[\mu_2^s + \left(1 - \frac{h_{arq2}}{h_{ar1} + h_1 / 2} \right) \mu_2^{as} - \frac{h_{arF} + h_1}{2h_{ar1}} \right] \frac{F_x}{4} \quad (23)$$

对于角钢 2、角钢 4 上的螺栓 B_2 而言，由于反对称受力状态中由截面变形所产生的撬力出现在螺栓外侧，故其组合后的拉力必然小于角钢 1、角钢 3 上的螺栓 B_2 拉力，不再加以考虑。

6 螺栓间距的影响

首先定义每组螺栓两侧长度各为 $l_b/2$ 范围的外围构件段为其辖区。端部螺栓组的辖区仅为中间螺栓组的一半。

上文讨论均基于如下假设：每一处侧向力均作用在布置有螺栓截面处，即有 $l_w = l_b$ 。如图(a)所示，对布置螺栓的截面 A 、 B 与 C ，分别作用有集中侧向力 F_1 、 F_2 与 F_3 。

对于侧向力作用在螺栓组之间的情况，可认为该侧向力由两侧的螺栓组共同承受，各螺栓组所分担的侧向力应按照其与侧向力之间的距离进行分配。

对于 $l_w > l_b$ 的情况，可归结为 $l_w = l_b$ 的情况，即侧向力直接作用在螺栓组截面处，可认为该侧向力完全由所在截面处的螺栓承担。

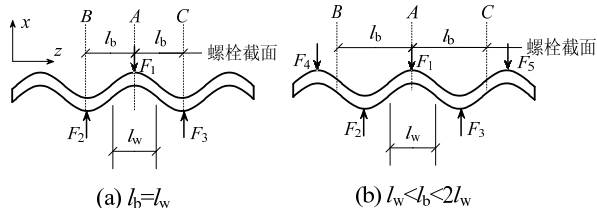


图 13 螺栓间距对螺栓受力的影响

Fig.13 Influence of bolt distance on the bolt forces

对于 $l_w < l_b$ 的情况，需作特殊考虑。仅考虑图 13(b)所示的 $l_w < l_b < 2l_w$ 的情况，一般不采用 $l_b > 2l_w$ 的情况。此时侧向力 F_1 直接作用在螺栓截面 A 处，而侧向力 F_2 与 F_3 则作用在螺栓截面 A 与螺栓截面 B 、截面 C 之间。在计算截面 A 处的螺栓内力时，需要考虑三处侧向力的共同影响，其中侧向力 F_1 应全部计入，而 F_2 与 F_3 仅部分计入。

在对称受力状态中，侧向力 F_1 与 F_2 (或 F_3)均在截面 A 螺栓内产生拉力，且拉力的产生机理完全相同，故螺栓的最终拉力是各侧向力分别产生的螺栓拉力的直接叠加。在反对称受力状态，侧向力 F_1 与 F_2 (或 F_3)在截面 A 处螺栓 B_1 内产生的横向剪力方向相反，并且在螺栓 B_2 附近的撬力位置也不同，即拉力的生成机理不同，故侧向力 F_2 与 F_3 的存在将减小由侧向力 F_1 所产生的螺栓内力，因此在计算螺栓内力时仅考虑一处侧向力 F_1 是一种最不利的情况。

上述处理方法可直接反映到侧向力 F_x 的计算方法上，对式(7)与式(8)进行适当修正。这里引入两个系数：1) m ：端部螺栓整体侧向力计算系数， m 取 0 或 1，代表考虑或不考虑端部螺栓组辖区内整体侧向力 q^l 的影响。2) n ：每组螺栓辖区内内核构件多波变形的半波数目，按式(24)计算；其中由于端部螺栓组与中部螺栓的辖区长度不同，故适用于二者的系数 n 的计算方法有所区别。

$$n = \begin{cases} 1 & l_b \leq l_w \\ 3 - 2l_w / l_b & l_w < l_b \leq 2l_w, \text{ 中部} \\ 2 - l_w / l_b & l_w < l_b \leq 2l_w, \text{ 端部} \end{cases} \quad (24)$$

这样，计算跨中螺栓与端部螺栓内力时所采用的侧向力计算公式变为：

$$F_{xm} = \frac{\pi N(v_0 + g)}{l(1 - N/N_{cr,g})} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) + nN \frac{4g}{l_w} \quad (25)$$

$$F_{xe} = \frac{\pi N(v_0 + g)}{l(1 - N/N_{cr,g})} \left(1 + 2m \sin^2 \frac{\pi l_b}{4l}\right) + nN \frac{4g}{l_w} \quad (26)$$

对对称受力状态，取 $m = 1$ ， n 按照式(24)取值；对反对称受力状态，取 $m = 0$ ， $n = 1$ 。前面推导得到的螺栓内力计算公式中的侧向力，均应按上述原则选用合适的参数代入计算。

7 结论

该文针对一种四角钢组约束型防屈曲支撑构件，给出单向受弯时的外围螺栓内力的计算方法。首先，将外围约束构件所受的侧向挤压状态分解为对称状态与反对称状态。然后针对这两种状态，借助理论与数值分析，分别给出螺栓内力的计算方法；在对称状态中，截面变形是螺栓内力产生的主要因素，而在反对称状态中，截面变形与整体侧向变形均会产生螺栓内力。然后再根据螺栓内力的生成机理，对两种受力状态进行组合，最终给出了适用于实际受力状态的螺栓内力计算公式。

该文仅针对外围构件发生单向变形、承受单向侧向挤压力的情况展开讨论，文献[10]将给出更为完善的外围连接设计方法。

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)
- [3] 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 Xiaohan, Jiang Leixin. Design theory of assembled buckling-restrained braces and buckling-restrained braced frames [J]. Structural Engineers, 2010, 26(6): 164—176. (in Chinese)

(参考文献[4]—[10]转第 84 页)

- cable vibration and its control of cable-stayed bridge under simulated rain [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2004, 37(7): 101—105. (in Chinese)
- [2] 李寿英, 顾明, 陈政清. 阻尼器对拉索风雨激振的控制效果研究[J]. *工程力学*, 2007, 24(8): 1—8.
Li Shouying, Gu Ming, Chen Zhengqing. The effectiveness of dampers to rain-wind induced vibration of stay cables [J]. *Engineering Mechanics*, 2007, 24(8): 1—8. (in Chinese)
- [3] 梁栋, 孙利民, 程纬. 斜拉桥主梁振动对拉索阻尼器减振效果的影响分析[J]. *工程力学*, 2008, 25(5): 110—116.
Liang Dong, Sun Limin, Cheng Wei. Effect of girder vibration on performance of cable damper for cable stayed bridge. [J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(5): 110—116. (in Chinese)
- [4] 刘健新, 李哲. 气动措施对斜拉索风荷载及结构响应的影 响[J]. *建筑科学与工程学报*, 2010, 27(3): 89—93.
Liu Jianxin, Li Zhe. Influence of aerodynamic measure on wind load and structural response of stayed-cable [J]. *Journal of Architecture and Civil Engineering*, 2010, 27(3): 89—93. (in Chinese)
- [5] 周亚刚. 斜拉索-辅助索系统动力特性和减振研究[D]. 上海: 同济大学, 2007.
Zhou Yagang. Dynamic characteristics and vibration mitigation of stay cables using cross ties [D]. Shanghai: Tongji University, 2007. (in Chinese)
- [6] Yamaguchi H, Nagahawatta H D. Damping effects of cable cross ties in cable-stayed bridges [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1995, 54/55: 35—43.
- [7] Caracoglia L, Jones N P. In-plane dynamic behavior of cable networks. Part 1: formulation and basic solutions [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2005, 279(3/4/5): 969—991.
- [8] Caracoglia L, Jones N P. Passive hybrid technique for the vibration mitigation of systems of interconnected stays [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2007, 307(3/4/5): 849—864.
- [9] 周海俊, 朱亚峰, 杨夏, 孙利民. 拉索-弹簧系统的振动特性研究[J]. *振动工程学报*, 2012, 25(5): 522—526.
Zhou Haijun, Zhu Yafeng, Yang Xia, Sun Limin. Free vibration of taut cable with a spring [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2012, 25(5): 522—526. (in Chinese)
- [10] 周海俊, 杨夏. 拉索-双弹簧系统的自由振动特性分析[J]. *工程力学*, 2013, 30(2): 292—297.
Zhou Haijun, Yang Xia. Free vibration of taut cable with two springs [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(2): 292—297. (in Chinese)
- [11] Irvine H M. Cable structure [M]. MA, USA: MIT Press, 1981.
- [12] Krenk S, Høgsberg J R. Damping of cables by a transverse force [J]. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 2005, 131(4): 340—348.

(上接第 63 页)

- [4] 郭彦林, 王小安. 一种四角钢组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)
- [5] 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)
- [6] 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)
- [7] 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)
- [8] Wang X A, Guo Y L, Tian G Y, et al. A design method for a new type of assembled steel buckling-restrained braces [C]// *Proceeding of Seventh International Conference on Advances in Steel Structures*, Nanjing, China: 2012: 1042—1049.
- [9] GB50017-2003, 钢结构设计规范[S]. 2003.
GB50017-2003, Code for design of steel structures [S]. 2003. (in Chinese)
- [10] 包世华. 新编高层建筑结构[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2005: 110—130.
Bao Shihua. Tall building structures [M]. Beijing: China Water Power Press, 2005: 110—130. (in Chinese)