

文章编号: 1000-4750(2013)10-0035-11

# 一种四角钢组合约束型防屈曲支撑的外围约束比取值研究

郭彦林, 王小安

(清华大学土木工程系, 北京 100084)

**摘 要:** 与传统的外围整体式防屈曲支撑相比, 装配式组合防屈曲支撑由于具有独特的构造特点, 故其设计理论更具复杂性。该文针对一种四角钢组合约束型防屈曲支撑, 基于对其内核构件与外围约束构件之间相互作用机制的深入认识, 提出了其稳定性设计方法。首先, 针对这种四角钢组合约束型防屈曲支撑, 基于连续连杆法提出了一种外围约束刚度的简化计算方法。然后, 在构件发生单向变形的假定条件下, 通过对外围约束构件受力状态的分析, 推导出其约束比设计计算公式。在此基础上, 再考虑构件发生双向变形的情况, 考虑次弯曲方向变形对外围约束构件受力所带来的影响, 进一步补充完善了约束比设计计算理论。通过该文提出的约束比限值进行此类装配式组合防屈曲支撑的设计, 可保证外围约束构件的整体稳定性与局部稳定性均能满足要求。

**关键词:** 装配式; 防屈曲支撑; 角钢; 约束比; 螺栓间距

中图分类号: TU352.1 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.06.0458

## STUDY ON THE RESTRAIN RATIO OF A FOUR-ANGLE ASSEMBLED STEEL BUCKLING-RESTRAINED BRACE

GUO Yan-lin, WANG Xiao-an

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

**Abstract:** Compared with traditional buckling-restrained brace (BRB), the assembled buckling-restrained brace (ABRB) possesses a more complicated design theory due to its special composition. Based on the understanding of the interaction between the core and the outer restraining components, this paper presents a design method for the stability verification for a four-angle ABRB. Firstly, by using a continuum method, a simplified method to determine the restrain stiffness of the outer restraining components is given. Then with the assumption that only one-flexural-direction displacement is produced, the limit value of the restrain ratio of a four-angle ABRB is derived based on the understanding to the stress state on the outer restraining angle steels. Based on the above conclusions, a method to determine the restrain ratio is further improved by taking the stresses brought by the flexural displacement in the second direction into account, which can assure both the overall and local stability of the ABRB.

**Key words:** assembled; buckling-restrained brace; angle steel; restrain ratio; bolt distance

防屈曲支撑兼具抗侧功能与耗能减震能力, 可广泛应用于地震区的框架结构、大跨度空间结构与桥梁结构中。防屈曲支撑一般由内核构件与外围约束构件两部分组成。按照外围约束构件的组成形

式, 防屈曲支撑一般可分为两类——外围整体约束型<sup>[1-3]</sup>与装配式组合约束型<sup>[4-7]</sup>。其中, 外围整体式的构造方式可保证外围约束构件达到充分的约束刚度, 但其加工往往较为繁琐, 而且地震修复时需

收稿日期: 2012-06-28; 修改日期: 2012-12-24

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: wangxiaonan@scgtc.com.cn).

要将整根构件全部替换。与之相比,装配式组合防屈曲支撑的最大优势便是加工方便,而且在地震后实施修复时只需更换屈服的内核构件,外围约束构件可实现重复利用;此外,此类装配式组合型构件还利于现场组装作业,特别是当工程上需要使用大吨位与超长防屈曲构件时,内核构件与外围构件可分别运至现场再进行拼装,使得运输、施工安装工作均可灵活组织施行。

防屈曲支撑构件设计中的一个关键参数为约束比 $\zeta$ ,其定义为整体构件弹性屈曲荷载 $N_{cr,g}$ 与内核构件屈服荷载 $N_y$ 的比值<sup>[4]</sup>,即:

$$\zeta = N_{cr,g} / N_y \quad (1)$$

传统外围整体式防屈曲支撑在设计理论上已趋于成熟,一般令约束比满足下式要求即可:

$$\zeta \geq \frac{\eta W_e f_{ye}}{W_e f_{ye} - N_u (v_0 + g)} \quad (2)$$

式中: $\eta$ 为内核构件的超强系数; $W_e$ 与 $f_{ye}$ 分别为外围约束构件对弯曲方向截面边缘的截面模量与钢材的屈服强度; $N_u = \eta N_y$ 为内核构件的极限承载力; $v_0$ 为外围约束构件的初始缺陷幅值; $g$ 为内核与外围约束构件在单侧的预留间隙值。

但对本文所讨论的这种新型装配式组合防屈曲支撑而言,由于其独特的构造特点与受力机制,使得其外围的受力行为与传统整体式构件相比有较大区别,故也造成二者设计方法有一定差别。

目前针对装配式组合防屈曲支撑设计理论的研究文献比较少见。Tsai K C等曾对一种双矩管组合型防屈曲支撑进行了研究,对其稳定性设计给出了相应计算理论<sup>[8]</sup>。不过由于在构造形式上存在巨大差别,该设计方法不能适用于本文涉及的这类装配式防屈曲支撑。

本文将基于一种四角钢组合约束型防屈曲支撑(见图1),从其外围约束构件的受力机理出发,讨

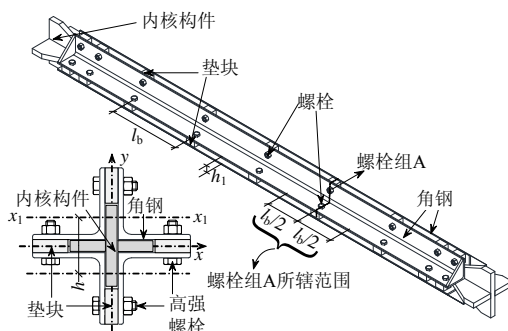


图1 四角钢组合约束型防屈曲支撑示意图

Fig.1 Schematic diagram of a four-angle ABRB

论其约束比设计计算方法。由于外围构件的受力状态是影响构件整体受力性能的核心因素,故本文将着重分析外围构件上的应力状态,并将其控制在合适的范围内,以保证外围构件的安全性。

## 1 外围约束刚度的简化计算方法

计算防屈曲支撑构件的整体屈曲荷载,首先必须获取其抗弯刚度。作者曾针对这种四角钢组合约束型防屈曲支撑的外围约束刚度提出了一种计算方法<sup>[9]</sup>,利用一个简化空腹桁架模型,通过求解多维矩阵方程组的方式,确定出外围刚度折减系数 $\mu$ 。但其须借助计算机编程处理,使用不方便。

双肢剪力墙的设计方法给出如下启示,可通过一种“连续连杆法”<sup>[10]</sup>,将外围构件之间的离散连系关系连续化,从而使计算过程得以简化。

具体如图2所示,将沿纵向离散的剪力用连续分布剪力 $\tau(z)$ 代替。这样,对单侧角钢而言,其将承受连续分布轴力 $\tau(z)$ 与连续分布弯矩 $m(z)/2 (= \tau(z)h/2)$ , $h$ 为两侧角钢各自的与肢边平行轴之间的距离)的共同作用。考虑到弯曲中性面不发生任何纵向变形即 $\delta = 0$ <sup>[10]</sup>,则可得到:

$$\delta = -h\theta_1 + \frac{1}{EA_1} \int_z^{l/2} \int_0^z \tau(z) dz dz + \frac{\tau(z)l_b h^3}{12EI_2} = 0 \quad (3)$$

式中: $\theta_1$ 为单侧角钢分肢的转角变形; $l_b$ 为螺栓间距; $A_1$ 为单个角钢的面积; $EI_2$ 为单组螺栓连接的连系刚度,计算方法见文献<sup>[9]</sup>。

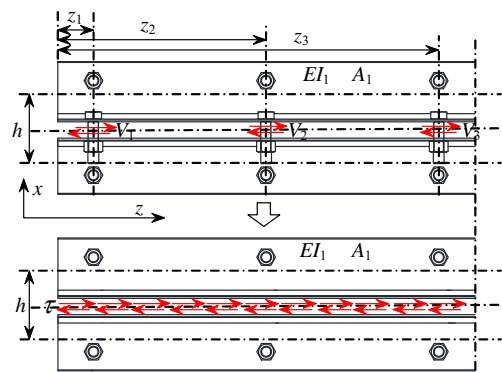


图2 外围约束构件的离散剪力连续化

Fig.2 Continuum of shear forces between restraining parts

另外,外围构件所受整体弯矩 $M_t$ 可表示为两部分之和,见式(4),一部分为各角钢分肢独自承受的弯矩 $M_{t1}$ ,另一部分是由各角钢分肢所承受的轴力 $N_1$ 贡献。此式可用于确定分肢转角 $\theta_1$ 与分布剪力 $\tau(z)$ 之间的关系,见式(5)。

$$M_t = 4M_{t1} + 2N_1 h \quad (4)$$

$$\theta_1'' = \frac{1}{4EI_1} \left[ -V_0 \cos\left(\frac{\pi z}{l}\right) + h\tau(z) \right] \quad (5)$$

式中,  $V_0$  为外围构件端部所受集中剪力值<sup>[4]</sup>。

将式(5)代入式(3), 可得:

$$m''(z) - \frac{\gamma^2}{(l/2)^2} m(z) = -V_0 \frac{\gamma_1^2}{(l/2)^2} \cos\left(\frac{\pi z}{l}\right) \quad (6)$$

式中,  $\gamma$  与  $\gamma_1$  是计算参数, 按下两式确定:

$$\gamma_1 = \sqrt{\frac{3I_2(l/2)^2}{I_1 l_b h}} \quad (7)$$

$$\gamma = \sqrt{\frac{3I_2(l/2)^2}{I_1 l_b h} + \frac{12I_2(l/2)^2}{A_1 l_b h^3}} \quad (8)$$

式中,  $I_1$  为单角钢绕与肢边平行轴的惯性矩。

对式(6)求解, 可得第  $i$  组螺栓所受纵向剪力为:

$$V_i = m(z) \frac{l_b}{h} = \frac{4\gamma_1^2 \cos(\pi z/l)}{4\gamma^2 + \pi^2} V_0 \frac{l_b}{h} \quad (9)$$

利用图乘法可得跨中最大变形为:

$$\Delta = \frac{\pi^2 N(v_0 + g)}{l^2(1 - N/N_{cr,g})} \frac{1}{2EI_1} \frac{l^4 [1 - \lambda(\gamma, \gamma_1)]}{\pi^4} \quad (10)$$

式中, 参数  $\lambda(\gamma, \gamma_1) = \frac{4\gamma_1^2}{4\gamma^2 + \pi^2}$ 。

与外围完全整体式构件所得最大变形  $\Delta_s$  相比, 就可给出外围刚度折减系数  $\mu$  的表达式为:

$$\mu = \frac{\Delta_s}{\Delta} = \frac{1}{1 - \lambda(\gamma, \gamma_1)} \frac{4I_1}{I} \quad (11)$$

式中,  $I$  为将外围约束构件完全视作整体式计算得到的组合截面惯性矩。

这样, 整体屈曲荷载  $N_{cr,g}$  应按下式计算:

$$N_{cr,g} = \mu \frac{\pi^2 EI}{l^2} \quad (12)$$

## 2 单向变形状态下约束比设计要求

图3给出四角钢组合约束型防屈曲支撑的截面示意图。对于组合截面而言, 有两个弯曲主轴( $x$ - $x$ 轴与  $y$ - $y$ 轴); 对于单个角钢而言, 有平行于组合截面主轴的  $x_1$ - $x_1$ 轴及  $y_1$ - $y_1$ 轴, 而其独自弯曲时的主轴则为  $u$ - $u$ 轴与  $v$ - $v$ 轴。

为清晰把握内核与外围约束构件的相互作用机理以及外围构件的受力状态, 本节基于构件仅发生单向弯曲变形假设, 对外围构件的应力状态进行分析。假设构件沿  $x$ 轴方向(或绕  $y$ 轴)变形。

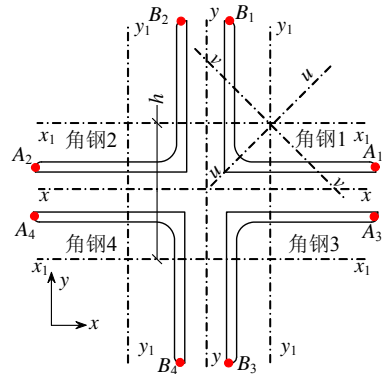


图3 四角钢组合防屈曲支撑截面示意图

Fig.3 Diagrammatic sketch of the section of ABRB

### 2.1 内核构件与外围构件的相互作用

如图4所示, 当外围约束构件发生整体侧向弯曲时, 内核构件会随之发生整体变形, 外围构件受到内核构件的侧向挤压力  $q_x'$  作用, 其按下式计算<sup>[4]</sup>; 相应地在端部存在集中侧向力  $F_{end,x}'$ 。

$$q_x'(z) = \frac{\pi^2}{l^2} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N/N_{cr,g}} \sin\left(\frac{\pi z}{l}\right) \quad (13)$$

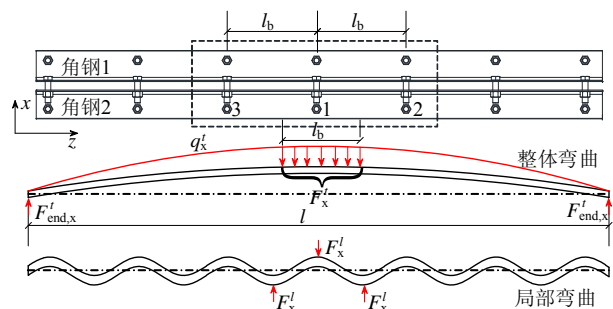


图4 内核构件变形与内核与外围构件的相互作用力

Fig.4 Deformation of the core and interaction between the core and the restraining component

可将  $q_x'$  在跨中螺栓组的辖区内(注意: 某组螺栓的辖区指其两侧长度各为  $l_b/2$  范围内的构件段) 积分, 得到由整体变形在跨中螺栓组处引起的侧向挤压力总量  $F_x'$  为:

$$F_x' = 2 \frac{\pi}{l} \frac{N(v_0 + g)}{1 - N/N_{cr,g}} \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \quad (14)$$

此外, 当内核构件屈服后, 尚会发生局部多波形变形, 在变形波形的波峰处, 外围构件将承受内核构件的局部挤压力  $F_x^l$  的作用, 其最大值为<sup>[11]</sup>:

$$F_x^l = N4g / l_w \quad (15)$$

式中,  $l_w$  为内核构件多波形变形的最小半波长, 按下式计算:

$$I_w = \sqrt{\pi^2 E_t I_c / N_y} \quad (16)$$

其中： $I_c$  为内核构件的惯性矩； $E_t$  为内核钢材屈服后的切线模量； $N_y$  为内核屈服荷载。

## 2.2 跨中截面应力状态的初步分析

取出跨中截面附近的部分构件段作进一步讨论，其包含跨中截面附近的三组螺栓以及其间包含的角钢构件段，如图 5 所示。下文中将相邻螺栓组之间的角钢构件段称为自由构件段。

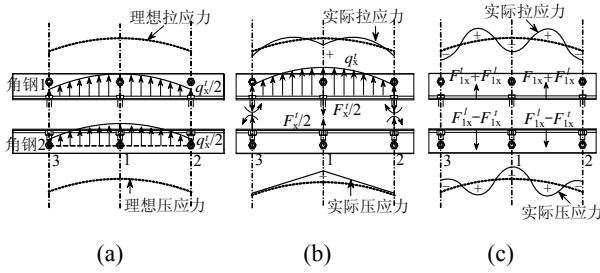


图 5 外围约束构件的受力状态

Fig.5 Stress state in assembled restraining component

首先设外围构件沿纵向均保持平截面假定，任一截面均按照所形成的组合截面共同工作。整体变形侧向力  $q_x^t$  可均匀分配至受压侧与受拉侧角钢上，外围构件发生正弦式整体弯曲变形。弯矩  $M_x^t$  沿纵向同样按正弦式分布，位于弯曲方向截面边缘处的最大拉、压应力也呈正弦形分布，见图 5(a)。最大弯矩  $M_{\max,x}^t$  出现在跨中，所致最大纵向应力为：

$$\sigma_{\max,x}^t = M_{\max,x}^t / W_{e1} = \frac{N(v_0 + g)}{1 - N / N_{\text{cr,g}}} \frac{1}{W_{e1}} \quad (17)$$

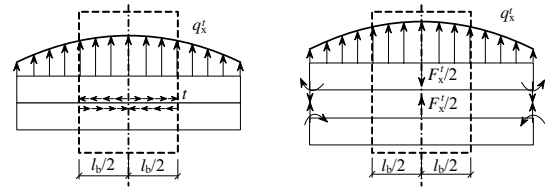
式中， $W_{e1}$  为四角钢组合截面对边缘点的截面模量，即图 3 中整个组合截面对  $y$  轴对边缘点  $A_1$ (或  $A_2$ ) 的截面模量。

但在实际构件中只有处于弯曲受拉侧的角钢才直接承受  $q_x^t$  作用，位于受压侧的角钢则依靠螺栓传递的集中力(在除跨中以外的其余螺栓组处还有集中弯矩)参与工作。跨中截面处受压侧角钢构件段的受力状态并不会如图 5(a)所示，而是如图 5(b)所示承受螺栓的集中拉力作用，集中拉力按此螺栓组辖区内的整体变形侧向挤压力的一半  $F_x^t / 2$  考虑。

受拉侧角钢同样受到此集中力作用。

图 5(a)与图 5(b)所示受力状态在侧向力作用方式上存有明显差异。假设构件所受的侧向力在跨中截面两侧对称。若按图 5(a)假设受力状态工作，受拉侧与受压侧的角钢之间应有连续分布剪应力：此剪应力在跨中截面两侧方向相反(图 6(a))，虽然其

沿纵向总量为零，但却对拉、压两侧角钢的共同工作起重要作用。在图 5(b)中，在除跨中螺栓组以外的其余螺栓组处，位于受弯中面上的螺栓承受纵向剪力作用以保证两侧角钢截面共同工作，但跨中螺栓不承受任何纵向剪力作用，不存在前述共同工作机制，即跨中螺栓组辖区内的角钢分肢在承受此范围内的侧向力作用时处于独自工作状态(图 6(b))，这将使角钢承受附加弯矩作用。值得注意的是，这里所指弯矩增量，是跨中螺栓组辖区内的侧向力在使构件发生整体弯曲时出现的弯矩增量，而非其作用在自由构件段上所致弯矩增量，后者见下小节。



(a) 理想受力状态 (b) 实际可能的受力状态

图 6 跨中截面处的应力增量计算

Fig.6 Calculation of incremental stress in mid-span

考察图 5(b)所示受力状态。在受拉侧，跨中螺栓组辖区角钢上的受力为整体侧向力(分布力，总量为  $F_x^t$ )与跨中螺栓集中拉力(总量为  $F_x^t / 2$ ，与整体侧向力方向相反)的组合；在受压侧，跨中角钢分肢上的受力为总量为  $F_x^t / 2$  的螺栓集中拉力。受压侧角钢的受力状态更为不利。

下面计算跨中截面处按图 5(b)所示受力状态相比图 5(a)中的受力状态增加的应力。在图 5(a)中，由  $F_x^t$  产生的弯矩由整个组合截面(截面模量为  $W_{e1}$ )承受，计算由其产生的应力可将侧向力  $F_x^t$  近似成均匀分布情况(每侧角钢上的分布力为  $F_x^t / 2l_b$ )，这种近似处理方式的误差很小；在图 5(b)中，由跨中集中拉力  $F_x^t / 2$  所产生的弯矩直接作用在受压侧角钢截面上，单个角钢绕其平行于肢边的最小截面模量用  $W_{x1e}$ (见图 3， $W_{x1e}$  为单个角钢绕  $y_1$ - $y_1$  轴的最小截面模量)表示。于是可得，这两种受力状态在跨中截面边缘的应力差  $\Delta\sigma_{\text{mid},x}^t$  按下式计算：

$$\Delta\sigma_{\text{mid},x}^t = \frac{\pi}{4} M_{\max,x}^t \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \left( \frac{1}{2W_{x1e}} - \frac{2-l_b/l}{W_{e1}} \right) \quad (18)$$

另外，内核发生多波形变形后，会对外围构件产生集中侧向力  $F_x^t$  作用，将其直接作用在跨中螺栓组截面处所产生的最大弯矩为：

$$M'_{\max,x} = \frac{1}{4} F'_x l_w = Ng \quad (19)$$

弯矩  $M'_{\max,x}$  作用在组合截面上, 故计算由其在截面边缘处产生的应力  $\sigma'_{\max,x,l}$  时, 采用惯性矩  $W_{e1}$ 。

跨中截面边缘的应力状态应考虑前面给出的各项应力, 以不屈服作为其控制条件, 则应有:

$$\sigma_{\text{mid},x} = \sigma'_{\max,x} + \sigma'_{\max,x,l} + \Delta\sigma'_{\text{mid}1,x} \leq f_{ye} \quad (20)$$

### 2.3 自由构件段受力状态分析

按照式(20)可保证构件跨中截面的受力满足要求, 但没有计入内核构件的侧向力作用在螺栓间的自由构件段上所引起的内力效应, 所以并不能保证自由构件段不先于整体构件发生破坏。

如果螺栓沿纵向等间距布置, 跨中螺栓组两侧受拉侧的自由构件段受力状态最为危险。其上不仅有由整体弯矩  $M'_x$  所致应力, 而且还会直接承受侧向力的作用。此处侧向力须同时考虑内核整体变形与多波形变形的影响。设整体变形所引起的侧向挤压力为  $F'_{1x}$ , 可按下式计算:

$$F'_{1x} = \int_{l/2}^{l/2+l_w} q'_x dz = \frac{\pi}{l} M'_{\max,x} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) \quad (21)$$

多波形变形所引起的挤压力仍为  $F'_x$ 。见式(15)。在受拉侧,  $F'_{1x}$  会与  $F'_x$  叠加, 增大侧向力总量; 而在受压侧二者有相互抵消的趋势。结合式(21)与式(15), 得到作用在受拉侧角钢自由构件段上的侧向挤压力  $F_{x1}$  为:

$$F_{x1} = F'_{1x} + F'_x = \frac{\pi}{l} M'_{\max,x} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) + N \frac{4g}{l_w} \quad (22)$$

自由构件段的实际受力状态可能比较复杂, 但式(22)描述的是自由构件段中部受到最大集中侧向力的情况, 对应于最不利受力状态。

下面考察上述侧向力  $F_{x1}$  在外围角钢上所致弯矩。在跨中截面两侧的自由构件段外侧再增加两个自由构件段, 以考察周边构件段对跨中两个自由构件段的约束作用, 见图 7, 所取出的构件段在螺栓连接处均取为铰接。这种处理方式偏于安全。

一般限制螺栓间距以满足  $l_b < 2l_w$ , 那么在每段自由构件段内内核最多形成两个变形半波, 每侧自由构件段仅会与内核在一个波峰相互接触。故对每段自由构件段仅需考虑一处侧向挤压力, 将其作用于自由构件段中部是一种最不利的工况, 即将侧向力  $F_{x1}$  按图 7(a)所示方式作用, 在自由构件段中部引起的最不利局部弯矩  $M'_{1\max,x}$  为:

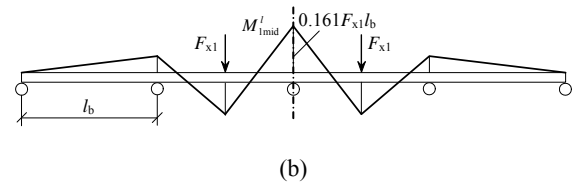
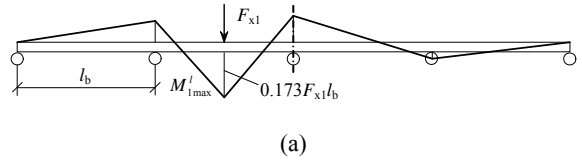


图 7 侧向力作用方式对约束角钢弯矩的影响<sup>[12]</sup>  
Fig.7 Influence of contact force imposing mode on the bending moment in angle steels

$$M'_{1\max,x} = 0.173 F_{x1} l_b = M'_{1\max,x,t} + M'_{1\max,x,l} = 0.173 \frac{\pi}{l} M'_{\max,x} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) l_b + 0.692 Ng \frac{l_b}{l_w} \quad (23)$$

$M'_{1\max,x}$  由位于受拉侧的两个角钢承受。可认为两个角钢单独受力, 其将发生斜弯曲。如图 8 所示, 将弯矩  $M'_{1\max,x}$  按角钢截面的两个主轴方向( $u-u$  轴与  $v-v$  轴)进行分解, 那么依据分解弯矩在边缘点  $A_1$  处分别产生的应力之和就可反算出一个等效的截面模量  $W_{1e}$ , 为:

$$W_{1e} = \sqrt{2} \sqrt{\left(\frac{1}{W_{ue}} + \frac{1}{W_{ve}}\right)} \quad (24)$$

式中:  $W_{ue}$  为单个角钢截面绕  $u-u$  轴对边缘  $A_1$  点的截面模量;  $W_{ve}$  则为绕  $v-v$  轴对边缘  $A_1$  点的截面模量。

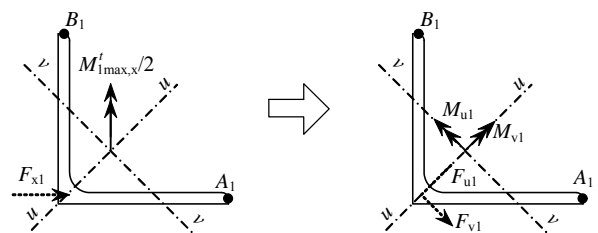


图 8 角钢受弯的应力计算

Fig.8 Stress in angle steel when bending separately

计算  $M'_{1\max,x}$  在角钢分肢边缘点所产生的应力  $\sigma'_{1\max}$  应采用截面模量  $2W_{1e}$ 。由  $M'_{1\max,x}$  在受压侧角钢自由构件段截面边缘所产生的应力为拉应力, 会减小组合后的应力总量, 并不起控制作用; 受拉侧角钢自由构件段的受力起控制作用。见图 9 所示, 对自由构件段而言, 位于受拉侧的角钢 1 与角钢 3 的控制点 2 处于最不利受力状态。

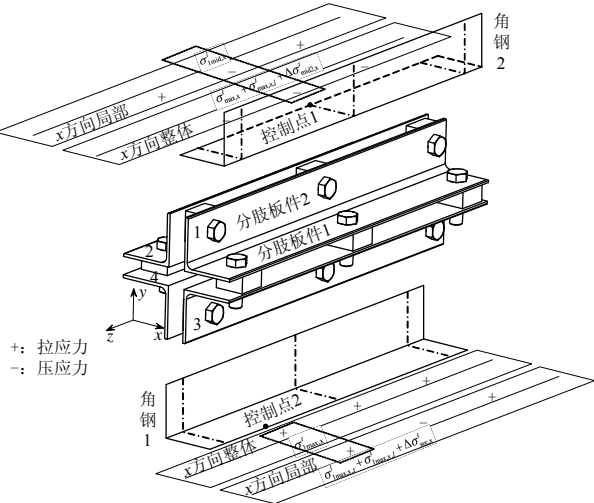


图9 外围约束构件截面边缘的应力

Fig.9 Stress in section edge of restraining component

图9中“整体”与“局部”分别代表侧向力的整体效应与局部效应。所谓整体效应，指由侧向力引起的整体弯曲而在截面上产生的应力；所谓局部效应，指由侧向力直接作用在自由构件段上而产生的应力。如由整体侧向力作用在自由构件段上所致应力 $\sigma_{1\max,x,t}^l$ 属局部效应，由多波形侧向力作用在跨中截面处所致应力 $\sigma_{\max,x,l}^t$ 则属整体效应。

与跨中最大弯矩 $M_{\max,x}^t$ 一致的、作用在所考虑的自由构件段中部截面处的整体弯矩 $M_{1\max,x}^t$ 为：

$$M_{1\max,x}^t = M_{\max,x}^t \sin\left(\frac{\pi(l-l_b)}{2l}\right) \quad (25)$$

再考察与前文跨中截面处应力差 $\Delta\sigma_{\text{mid},x}^t$ 相一致的、自由构件段中部截面处的应力增量 $\Delta\sigma_{\text{sec},x}^t$ 。由于此时侧向力作用方式发生变化，需要重新计算。这里先假设内核构件按照如图10(a)所示的方式与外围构件接触，即在跨中截面两侧分别仅与受拉

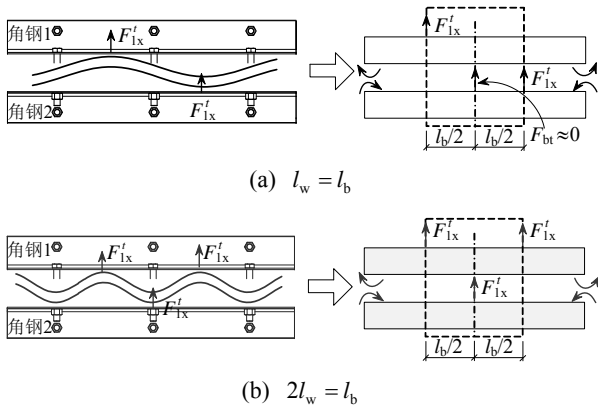


图10 自由构件段应力差(应力增量)的计算

Fig.10 Calculation of incremental stress in free segments

侧、受压侧的自由构件段中部发生接触，有 $l_w = l_b$ 。此时受拉侧自由构件段上的局部弯矩即为式(23)。整体侧向力并不会直接作用在受压侧自由构件段中部，其是以减小侧向力总量的方式表现的，但在仅考虑整体侧向力效应时，仍可认为其直接作用在受压侧角钢上，大小为 $F_{1x}^t$ 。由于仅考虑跨中螺栓组辖区内的侧向力，所以 $F_{1x}^t$ 仅按照一半考虑。此时，跨中螺栓拉力近似为零。那么，与图5(a)所示受力状态相比，此受力状态中在跨中截面处的应力增量可按下式计算：

$$\Delta\sigma_{\text{sec},x}^t = \frac{\pi}{8} M_{\max,x}^t \sin\left(\frac{\pi l_b}{l}\right) \left(1 - \frac{l_b}{l}\right) \left(\frac{1}{2W_{x1e}} - \frac{2}{W_{e1}}\right) \quad (26)$$

式(26)仍可用于近似计算 $l_w < l_b$ 或 $l_w > l_b$ 情况下的应力增量，主要基于如下考虑：当 $l_w > l_b$ 时， $l_w = l_b$ 可代表所有情况作为最不利状态。当 $l_w < l_b$ 时，在受拉侧内核与自由构件段中部接触时，在受压侧二者的接触点会更靠近跨中截面；不妨按极限情况考虑，取 $2l_w = l_b$ ，见图10(b)，此时应力增量按下式计算：

$$\Delta\sigma_{\text{sec},x}^t = \frac{\pi}{4} M_{\max,x}^t \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \left(1 - \frac{l_b}{l}\right) \left(\frac{1}{2W_{x1e}} - \frac{2}{W_{e1}}\right) \quad (27)$$

式(27)的应力增量稍大于式(26)，但因其计算图式发生改变，此时自由构件段上的局部弯矩会小于式(23)，而由于 $M_{1\max,x}^t$ 往往对自由构件段受力影响最显著，故按式(26)计算应力增量、并按式(23)计算 $M_{1\max,x}^t$ 基本能控制自由构件段的最不利受力状态。

设由 $M_{1\max,x}^t$ 在截面边缘点所产生的应力为 $\sigma_{1\max,x}^t$ ，那么控制点2处的应力应满足：

$$\sigma_{\text{sec},x}^t = \sigma_{1\max,x}^t + \Delta\sigma_{\text{sec},x}^t + \sigma_{1\max,x,t}^l + \sigma_{1\max,x,l}^t = \frac{M_{1\max,x}^t}{W_{e1}} + \Delta\sigma_{\text{sec},x}^t + \frac{M_{1\max,x,t}^l}{2W_{1e}} + \frac{M_{1\max,x,l}^t}{2W_{1e}} \leq f_{ye} \quad (28)$$

将各项应力代入式(28)，并进行系列处理，可得到约束比设计要求式为：

$$\zeta \geq \frac{\eta \chi_{\text{sec}}^l \gamma W_e f_{ye}}{\chi_{\text{sec}}^l \gamma W_e f_{ye} - \chi_{\text{sec}}^l N(v_0 + g)} \quad (29)$$

式中： $\gamma$ 为塑性发展系数，可取为1.2；系数 $\chi_{\text{sec}}^l$ 与 $\chi_{\text{sec}}^t$ 分别为：



$$\chi_{sec}^l = 1 - 0.346 \frac{N_u g l_b W_{e1}}{\gamma W_e f_e l_w W_{1e}} \quad (30)$$

$$\chi_{sec}^t = \sin\left(\frac{\pi l - l_b}{2l}\right) + \frac{\pi}{8} \sin\left(\frac{\pi l_b}{l}\right) \left(1 - \frac{l_b}{l}\right) \times \left(\frac{W_{e1}}{2W_{x1e}} - 2\right) + 0.087\pi \frac{l_b}{l} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) \frac{W_{e1}}{W_{1e}} \quad (31)$$

### 2.4 计入局部受力影响的跨中截面受力状态分析

在对自由构件段的受力行为建立起清晰的认识之后,下面延续 2.2 节的工作,进一步考察跨中截面的应力状态。

内核多波形变形所形成的波峰与受压侧自由构件段直接发生接触时,所产生的最大集中侧向力  $F_{x2}$  为:

$$F_{x2} = -F_{1x}^t + F_x^l = -\frac{\pi}{l} M_{max,x}^t \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) + N \frac{4g}{l_w} \quad (32)$$

此式与式(22)一致。若按式(32)所得  $F_{x2} < 0$ , 应取  $F_{x2} = 0$ , 即在此处内核与外围角钢相脱离。

从连续梁受力分析可知,若  $F_{x2}$  直接作用于受压侧自由构件段上,会在其两端截面(即布有螺栓组的截面)处产生附加弯矩作用;此弯矩方向与整体弯矩  $M_{max,x}^t$  方向一致。对跨中螺栓组截面受压侧的边缘点而言,附加弯矩会增大应力总量,故应与式(20)中的各项应力同时考虑。

侧向力  $F_{x2}$  按照图 7(b)所示方式作用时,对跨中截面最为不利,产生的弯矩  $M_{1mid,x}^l$  为:

$$M_{1mid,x}^l = 0.161F_{x2}l_b = -\sigma_{1mid,t}^l + \sigma_{1mid,t}^l = -0.161 \frac{\pi}{l} M_{max,x}^t \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) l_b + 0.644Ng \frac{l_b}{l_w} \quad (33)$$

如图 11 所示,承受弯矩  $M_{1mid,x}^l$  的角钢 2 与角钢 4 受到垫块约束,其变形模式介于角钢单独受力斜弯曲与两角钢绕  $y_1-y_1$  轴共同受力弯曲之间。偏于安全地按照斜弯曲计算其在边缘点处的应力,用于

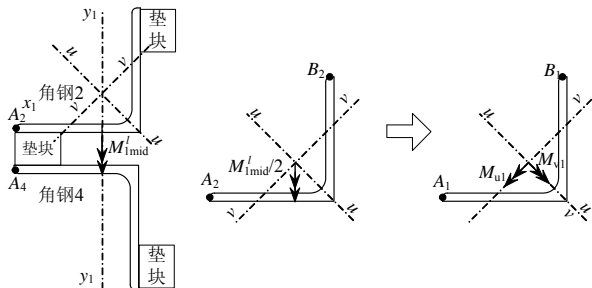


图 11 端部弯矩引起的应力计算

Fig.11 Calculation of stress caused by the moment in section with bolt connections

计算边缘点  $A_2$ (或  $A_4$ )处压应力的等效截面模量仍为  $2W_{1e}$ 。记由  $M_{1mid,x}^l$  产生的应力为  $\sigma_{1mid,x}^l$ 。

由于侧向力作用模式发生改变,此时跨中截面处的应力增量  $\Delta\sigma_{mid,x}^t$  也发生变化。假设内核构件按图 12 所示方式与外围构件发生接触,即在受压侧与自由构件段中部发生接触,而在受拉侧与螺栓组截面发生接触,实际上有  $l_w = l_b / 2$ 。此状态下由自由构件段局部变形在跨中截面处所产生弯矩即为式(33)。计算应力差时仅考虑整体变形侧向力,这里近似地将作用于受拉侧跨中截面处、受压侧自由构件段中部截面处的作用力均取为  $F_{1x}^t$ 。由于仅考虑跨中螺栓组辖区内的侧向力,故受压侧自由构件段上的  $F_{1x}^t$  仅按一半考虑。跨中螺栓组辖区内拉压两侧的角钢所受的侧向力几乎相等,故跨中螺栓所受拉力可忽略不计。相比图 5(a)所示受力状态,此受力状态在跨中截面边缘点处所产生的应力增量按下式计算:

$$\Delta\sigma_{mid2,x}^t = \frac{\pi}{4} M_{max,x}^t \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \left(\frac{1-l_b/l}{2W_{x1e}} - \frac{2-l_b/l}{W_{e1}}\right) \quad (34)$$

对于  $l_w \neq l_b / 2$  的情况,式(34)为近似解。随着变形半波长  $l_w$  与螺栓间距  $l_b$  的大小关系发生变化,跨中截面处的应力增量为变化值;而由自由构件段局部受力在跨中截面处产生的附加应力  $\sigma_{1mid,x}^l$ ,也是介于 0 与式(33)计算值之间的某个值。这表明  $\Delta\sigma_{mid2,x}^t$  与  $\sigma_{1mid,x}^l$  是相关的。鉴于  $\Delta\sigma_{mid2,x}^t$  的变化幅度较小,而  $\sigma_{1mid,x}^l$  的变化幅度较大,故应按照  $\sigma_{1mid,x}^l$  的最不利情况考虑,即  $\sigma_{1mid,x}^l$  按照式(33)弯矩计算,而  $\Delta\sigma_{mid2,x}^t$  按照式(34)计算,基本能包络跨中截面受压侧处的最不利受力状态。

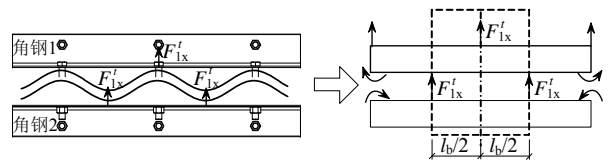


图 12 跨中截面处的应力增量计算

Fig.12 Calculation of incremental stress in mid-span

这样,对应于图 9 中的控制点 1,式(20)应写为:

$$\sigma_{mid} = \sigma_{max,x}^t + \sigma_{max,x,l}^t + \Delta\sigma_{mid2,x}^t + \sigma_{1mid,x}^l = \frac{M_{max,x}^t}{W_{e1}} + \frac{M_{max,x}^t}{W_{e1}} + \Delta\sigma_{mid2,x}^t + \frac{M_{1mid,x}^l}{2W_{1e}} \leq f_{ye} \quad (35)$$

此式同时反映了构件整体受力与自由构件段局部受力的影响。根据式(35), 可得到约束比要求式为:

$$\zeta \leq \frac{\eta \chi_{\text{mid}}^l \gamma W_{\text{el}} f_{\text{ye}}}{\chi_{\text{mid}}^l \gamma W_{\text{el}} f_{\text{ye}} - \chi_{\text{mid}}^l N(v_0 + g)} \quad (36)$$

式中, 系数  $\chi_{\text{mid}}^l$  与  $\chi_{\text{mid}}^t$  分别为:

$$\chi_{\text{mid}}^l = 1 - \frac{Ng}{\gamma W_{\text{el}} f_{\text{ye}}} - 0.322 \frac{Ng}{\gamma W_{\text{el}} f_{\text{ye}}} \frac{l_b}{l_w} \frac{W_{\text{el}}}{W_{\text{le}}} \quad (37)$$

$$\begin{aligned} \chi_{\text{mid}}^t = & 1 + 0.25\pi \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \left( \frac{W_{\text{el}}}{2W_{\text{xle}}} \left(1 - \frac{l_b}{l}\right) - 2 + \frac{l_b}{l} \right) - \\ & 0.081\pi \frac{l_b}{l} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) \frac{W_{\text{el}}}{W_{\text{le}}} \quad (38) \end{aligned}$$

在式(29)与式(36)中, 系数  $\chi_{\text{mid}}^l$  与  $\chi_{\text{mid}}^t$  均为与内核多波形变形直接相关的系数, 故只有在内核构件形成充分的多波形变形后才会形成充分影响, 所以此两式给出的约束比要求对应于外围构件最不利的受力情况。

### 3 双向变形状态下约束比设计要求

在实际构件中, 由于内核与外围约束构件存在间隙, 使得构件在与主弯曲方向相垂直的方向(即图3中的y方向, 下文称此方向为次弯曲方向)同样会发生变形。在次弯曲方向, 内核构件同样会发生多波形变形。下面在上节单向变形受力分析所得结论的基础之上, 考察次弯曲方向变形的影响, 从而对约束比要求式进行补充完善。

#### 3.1 次弯曲方向侧向力与内力分析

在次弯曲方向, 外围构件的整体侧向变形完全由轴向荷载的偏心、即间隙  $g$  产生, 由此变形在外围构件跨中截面处所产生的最大弯矩  $M_{\text{max},y}^t$  为:

$$M_{\text{max},y}^t = \frac{Ng}{1 - N/N_{\text{cr},g}} \quad (39)$$

相应地, 次弯曲方向的整体变形侧向分布力  $q_y$ 、整体侧向力在跨中螺栓组辖区内的总量  $F_y^t$  及其在跨中截面处一个变形波长范围内的总量  $F_y^t$  分别为:

$$q_y^t = \frac{\pi^2}{l^2} M_{\text{max},y}^t \sin\left(\frac{\pi z}{l}\right) \quad (40)$$

$$F_y^t = \int_{l/2-l_b/2}^{l/2+l_b/2} q_y^t dz = 2 \frac{\pi}{l} M_{\text{max},y}^t \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \quad (41)$$

$$F_{ly}^t = \int_{l/2}^{l/2+l_w} q_y^t dz = \frac{\pi}{l} M_{\text{max},y}^t \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) \quad (42)$$

y 方向侧向力会使外围构件在 y 方向截面边缘产生最不利应力效应, 但其并不是关注重点, 因为其总是小于主应力方向截面边缘的应力。y 方向侧向作用力在平行于 x 轴的板件上所产生的应力才值得关注, 因为其会与此前得到的主弯曲方向截面边缘的应力相叠加, 提高外围构件的应力水平。

#### 3.2 最不利受力状态

考虑次弯曲方向变形后, 外围构件最不利受力位置, 可能出现在跨中, 也可能出现在自由构件段中部, 具体见图13。

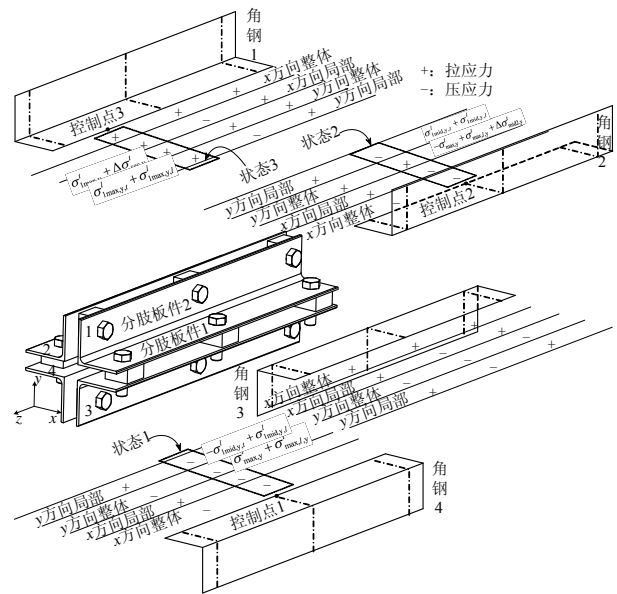


图13 内核构件双向变形对外围约束构件应力的影响  
Fig.13 Influence of deformations in two directions on the stress in restraining component

##### 1) 跨中截面

角钢1与角钢3的跨中截面受力状态均不起控制作用, 因其上由不同机制所形成的应力有拉有压, 会相互抵消。

对于角钢4而言, 其在主、次弯曲方向都处于受压侧, 故沿两方向整体弯曲均在边缘点产生压应力; 而由两方向侧向力作用在自由构件段上而在跨中截面均产生压应力; 这些压应力叠加会形成一种潜在的最不利受力状态, 记作受力状态1。

对于角钢2而言, 相比角钢4, y方向整体变形侧向力在其跨中截面会产生拉应力, 而其他应力项均为压应力, 但并不足以说明其不会处于控制状态。原因在于, 角钢2与角钢4分别位于次弯曲方向的受拉侧与受压侧, 计算自由构件段受力而在跨



中截面所致应力时所用侧向力不同, 对角钢 2 为  $F_{1y}^t + F_y^l$ , 而对角钢 4 则为  $-F_{1y}^t + F_y^l$ , 显然角钢 2 在其跨中截面产生更大压应力; 况且对角钢 2, 还需计入其沿  $y$  方向弯曲时在跨中截面处因角钢单独受力而增加的应力量, 故将此应力状态视作潜在的最不利受力状态, 记为受力状态 2。

2) 自由构件段

角钢 1 跨中两侧的自由构件段处于最不利的受力状态, 其主、次弯曲方向均处于受拉侧, 而由两方向侧向力作用在自由构件段上而在此处也引起拉应力。记组合后的应力状态为受力状态 3。

上述三种受力状态可对外围约束构件的最不利受力状态实现一个包络。

3.3 次弯曲方向受力分析

为方便组合, 下面借助前面主弯曲方向截面边缘各应力项的确定方法, 确定由次弯曲方向侧向力在各角钢上所产生的附加应力效应。

对单个角钢而言(图 14), 在  $y$  方向侧向力作用下发生斜弯曲时, 侧向力会使得平行于侧向力方向的边缘  $B_1$  点、垂直于侧向力方向的边缘  $A_1$  点均产生拉应力, 不过  $A_1$  处的拉应力小于  $B_1$  处; 计算  $A_1$  处的应力时所使用的截面模量也为一个等效的截面模量  $W_{2e}$ , 参照式(24), 按下式计算:

$$W_{2e} = \sqrt{2} \left/ \left( -\frac{1}{W_{ue}} + \frac{1}{W_{ve}} \right) \right. \quad (43)$$

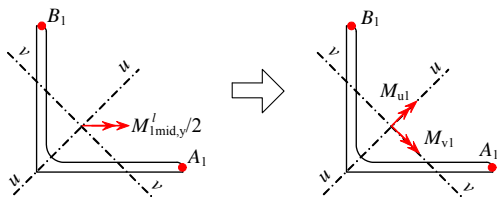


图 14 等效截面模量计算

Fig.14 Calculation of an equivalent section modulus

1) 与  $\sigma_{max,x}^t$  相对应的, 由  $y$  方向整体弯曲变形在跨中截面边缘点处所产生的应力为:

$$\sigma_{max,y}^t = \frac{M_{max,y}^t}{W_{e2}} = \frac{Ng}{1 - N/N_{cr,g}} \frac{1}{W_{e2}} \quad (44)$$

式中,  $W_{e2}$  为组合截面沿  $y$  轴弯曲时对角钢平行于  $x$  轴的板件的截面模量。此式计算得到的应力在角  $A_1$ 、 $A_2$  点处为拉应力, 在  $A_3$  点、 $A_4$  点处为压应力, 见图 3。

2) 外围构件沿  $y$  方向整体弯曲时, 在其跨中截面处同样会因角钢单独工作而增加部分应力。

跨中截面处角钢单独工作时, 对角钢 4 的边缘点  $A_4$  的受力是有利的, 因为从角钢 3 与角钢 4 的组合截面看, 当其独自工作时, 边缘点  $A_4$  处于次弯曲方向的受拉侧, 故可不予以考虑。

当角钢 1、角钢 2 组合截面单独受力时, 其处于次弯曲方向的受压侧, 故应力增量总起不利作用。参考式(34)的建立过程, 此处的应力增量  $\Delta\sigma_{mid2,y}^t$  近似按下式计算:

$$\Delta\sigma_{mid2,y}^t = \frac{\pi}{4} M_{max,y}^t \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \left( \frac{1-l_b/l}{2W_{x2e}} - \frac{2-l_b/l}{W_{e2}} \right) \quad (45)$$

式中,  $W_{x2e}$  为单个角钢绕  $x_1-x_1$  轴弯曲时的最大截面模量, 见图 3。

角钢 1 自由构件段中部边缘点  $A_1$  处的应力增量也起不利作用, 可参考式(26)计算:

$$\Delta\sigma_{sec,y}^t = \frac{\pi}{8} M_{max,y}^t \sin\left(\frac{\pi l_b}{l}\right) \left(1 - \frac{l_b}{l}\right) \left( \frac{1}{2W_{x2e}} - \frac{2}{W_{e2}} \right) \quad (46)$$

3) 由  $y$  方向多波形变形挤压力  $F_y^l$  所致弯矩在跨中截面边缘点处所产生的应力为:

$$\sigma_{max,y,l}^t = \frac{M_{max,y}^l}{W_{e2}} = \frac{Ng}{W_{e2}} \quad (47)$$

因  $F_y^l$  的方向不确定, 故依计算点的不同, 在叠加  $\sigma_{max,y,l}^t$  时可变化其符号以实现最不利状态。

4) 跨中截面由自由构件段承受  $y$  方向侧向力会增加部分应力。计算此项应力时应区分受拉侧与受压侧。受压侧角钢 4 上跨中截面边缘点  $A_4$  处因自由构件段承受  $y$  方向集中挤压力作用而增加的应力按式(48)计算, 受拉侧角钢 2 跨中截面边缘点  $A_2$  处增加的应力则按式(49)计算。

$$\sigma_{1mid,y}^l = \frac{M_{1mid}^l}{2W_{2e}} = -\sigma_{1mid,y,t}^l + \sigma_{1mid,y,l}^l = \left[ -0.161 \frac{\pi}{l} M_{max,y}^t \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) l_b + 0.644 Ng \frac{l_b}{l_w} \right] \frac{1}{2W_{2e}} \quad (48)$$

$$\sigma_{1mid,y}^l = \frac{M_{1mid}^l}{2W_{2e}} = \sigma_{1mid,y,t}^l + \sigma_{1mid,y,l}^l = \left[ 0.161 \frac{\pi}{l} M_{max,y}^t \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) l_b + 0.644 Ng \frac{l_b}{l_w} \right] \frac{1}{2W_{2e}} \quad (49)$$

5) 参照式(44), 角钢自由构件段上因  $y$  方向整

体弯曲而在其中部边缘点处产生的应力为:

$$\sigma_{1\max,y}^t = \frac{M_{\max,y}^t}{W_{e2}} \sin\left(\frac{\pi l - l_b}{2l}\right) \quad (50)$$

6) 角钢自由构件段因整体变形侧向力、多波形变形侧向力作用在其中部截面边缘点处而分别产生的局部应力按照式(51)与式(52)计算。

$$\sigma_{1\max,y,t}^l = \frac{M_{1\max,y,t}^l}{2W_{2e}} = 0.173 \frac{\pi}{l} M_{\max,y}^t \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) l_b \frac{1}{2W_{2e}} \quad (51)$$

$$\sigma_{1\max,y,l}^l = \frac{M_{1\max,y,l}^l}{2W_{2e}} = 0.692 Ng \frac{l_b}{l_w} \frac{1}{2W_{2e}} \quad (52)$$

### 3.4 受力状态的组合与约束比设计要求

下面对前面给出的各项应力组合,得到三种不利受力状态所对应的应力控制条件,在此基础上对前面已得到的约束比设计公式进行一定修正。

对于跨中截面,根据应力状态 1,有:

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{mid}} = & (\sigma_{\max,x}^t + \sigma_{\max,x,l}^t + \Delta\sigma_{\text{mid}2,x}^t)_{\text{整体}} + \\ & (-\sigma_{1\text{mid},x,t}^l + \sigma_{1\text{mid},x,l}^l)_{\text{局部}} + \\ & (\sigma_{\max,y}^t + \sigma_{\max,y,l}^t)_{\text{整体}} + \\ & (-\sigma_{1\text{mid},y,t}^l + \sigma_{1\text{mid},y,l}^l)_{\text{局部}} \leq f_{ye} \end{aligned} \quad (53)$$

根据应力状态 2,有:

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{mid}} = & (\sigma_{\max,x}^t + \sigma_{\max,x,l}^t + \Delta\sigma_{\text{mid}2,x}^t)_{\text{整体}} + \\ & (-\sigma_{1\text{mid},x,t}^l + \sigma_{1\text{mid},x,l}^l)_{\text{局部}} + \\ & (\Delta\sigma_{\text{mid}2,y}^t - \sigma_{\max,y}^t + \sigma_{\max,y,l}^t)_{\text{整体}} + \\ & (\sigma_{1\text{mid},y,t}^l + \sigma_{1\text{mid},y,l}^l)_{\text{局部}} \leq f_{ye} \end{aligned} \quad (54)$$

式中,对 y 方向整体变形侧向力所致应力项取  $-\sigma_{\max,y}^t$ ,对于多波形变形侧向力所致应力项取  $\sigma_{\max,y,l}^t$ ,其理由为:整体弯曲在控制点 2 处产生拉应力;而多波形变形侧向力的方向不确定,应按最不利方向取,与整体侧向力弯曲方向保持相反最为不利,此时其在边缘点  $A_2$  引起压应力,与式中起控制作用的应力项符号一致。

对于自由构件段,根据应力条件 3,有:

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{sec}} = & (\sigma_{1\max,x}^t + \Delta\sigma_{\text{sec},x}^t)_{\text{整体}} + \\ & (\sigma_{1\max,x,t}^l + \sigma_{1\max,x,l}^l)_{\text{局部}} + \\ & (\sigma_{1\max,y}^t + \Delta\sigma_{\text{sec},y}^t)_{\text{整体}} + \\ & (\sigma_{1\max,y,t}^l + \sigma_{1\max,y,l}^l)_{\text{局部}} \leq f_{ye} \end{aligned} \quad (55)$$

下面依据式(53)~式(55)给出约束比设计要求

式,其与前面的公式表达式一致,但在求解相关系数时需要增加考虑次弯曲方向相关应力项的影响。在下面给出的各组系数中,用下划线标出了与次弯曲方向变形及受力有关的计算项。

由受力状态 1,得到系数  $\chi_{\text{mid}1}^l$  与  $\chi_{\text{mid}1}^t$ :

$$\chi_{\text{mid}1}^l = 1 - \frac{N_u g}{\gamma W_{e1} f_{ye}} \left[ 1 + \frac{W_{e1}}{W_{e2}} + 0.322 \frac{l_b}{l_w} \left( \frac{W_{e1}}{W_{1e}} + \frac{W_{e1}}{W_{2e}} \right) \right] \quad (56)$$

$$\begin{aligned} \chi_{\text{mid}1}^t = & 1 + \frac{g}{v_0 + g} \frac{W_{e1}}{W_{e2}} + 0.25\pi \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \cdot \\ & \left( \frac{W_{e1}}{2W_{x1e}} \left( 1 - \frac{l_b}{l} \right) - 2 + \frac{l_b}{l} \right) - 0.081\pi \frac{l_b}{l} \cdot \\ & \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) \left( \frac{W_{e1}}{W_{1e}} + \frac{g}{v_0 + g} \frac{W_{e1}}{W_{2e}} \right) \end{aligned} \quad (57)$$

由受力状态 2,得到系数  $\chi_{\text{mid}2}^l$  与  $\chi_{\text{mid}2}^t$ :

$$\chi_{\text{mid}2}^l = \chi_{\text{mid}1}^l \quad (58)$$

$$\begin{aligned} \chi_{\text{mid}2}^t = & 1 - \frac{g}{v_0 + g} \frac{W_{e1}}{W_{e2}} + 0.25\pi \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l}\right) \times \\ & \left[ \left( \frac{W_{e1}}{2W_{x1e}} \left( 1 - \frac{l_b}{l} \right) - 2 + \frac{l_b}{l} \right) + \right. \\ & \left. \frac{g}{v_0 + g} \left( \frac{W_{e1}}{2W_{x2e}} \left( 1 - \frac{l_b}{l} \right) - \frac{W_{e1}}{W_{e2}} \times \left( 2 - \frac{l_b}{l} \right) \right) \right] - \\ & 0.081\pi \frac{l_b}{l} \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) \left( \frac{W_{e1}}{W_{1e}} - \frac{g}{v_0 + g} \frac{W_{e1}}{W_{2e}} \right) \end{aligned} \quad (59)$$

由受力状态 3,得到系数  $\chi_{\text{sec}1}^l$  与  $\chi_{\text{sec}1}^t$ :

$$\chi_{\text{sec}1}^l = 1 - 0.346 \frac{Ng}{\gamma W_{e1} f_{ye}} \frac{l_b}{l_w} \left( \frac{W_{e1}}{W_{1e}} + \frac{W_{e1}}{W_{2e}} \right) \quad (60)$$

$$\begin{aligned} \chi_{\text{sec}1}^t = & \sin\left(\frac{\pi l - l_b}{2l}\right) \left( 1 + \frac{g}{v_0 + g} \frac{W_{e1}}{W_{e2}} \right) + \\ & \frac{\pi}{8} \sin\left(\frac{\pi l_b}{l}\right) \left( 1 - \frac{l_b}{l} \right) \left[ \left( \frac{W_{e1}}{2W_{1xe}} - 2 \right) + \right. \\ & \left. \frac{g}{v_0 + g} \left( \frac{W_{e1}}{2W_{2xe}} - \frac{2W_{e1}}{W_{e2}} \right) \right] + 0.087\pi \frac{l_b}{l} \cdot \\ & \sin\left(\frac{\pi l_w}{l}\right) \left( \frac{W_{e1}}{W_{1e}} + \frac{g}{v_0 + g} \frac{W_{e1}}{W_{2e}} \right) \end{aligned} \quad (61)$$

如果令  $\bar{\chi}_{\text{mid}1} = \chi_{\text{mid}1}^l / \chi_{\text{mid}1}^t$ 、 $\bar{\chi}_{\text{mid}2} = \chi_{\text{mid}2}^l / \chi_{\text{mid}2}^t$ 、 $\bar{\chi}_{\text{sec}} = \chi_{\text{sec}}^l / \chi_{\text{sec}}^t$ ,并令:

$$\bar{\chi} = \max \{ \bar{\chi}_{\text{mid1}}, \bar{\chi}_{\text{mid2}}, \bar{\chi}_{\text{sec}} \} \quad (62)$$

那么, 约束比要求式可统一表示为:

$$\zeta \geq \frac{\eta \gamma W_{\text{el}} f_{\text{ye}}}{\gamma W_{\text{el}} f_{\text{ye}} - \bar{\chi} N (v_0 + g)} \quad (63)$$

式(63)全面反映了各因素对外围构件受力的影响, 这种影响包含了内核整体变形、多波形变形所引起的侧向力效应, 也计入了外围构件整体弯曲变形效应以及内核挤压外围自由构件段所致局部效应。按式(63)进行设计, 可保证防屈曲支撑在往复轴力作用下始终保持稳定承载力与耗能能力。

## 4 结论

本文针对一种四角钢组合约束型防屈曲支撑, 从其外围约束构件的受力特点出发, 探讨其约束比及其限值的设计计算理论。首先, 基于连续连杆法, 提出了一种外围约束刚度的简化计算方法。然后, 仅考虑单向变形情况, 考虑跨中截面与自由构件段截面受力, 初步推导了外围约束比计算设计公式。最后考虑次弯曲方向变形所带来的附加效应影响, 进一步给出了更为全面的约束比设计计算公式。

### 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 Engineering, AIJ, 1988, 34: 249—258. (in Japanese)
- [2] Nagao T, Mikuriya K, Takahashi S, et al. An experimental study on the elasto-plastic behavior of unbonded composite bracing (Part 5-7) [C]. Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of the Architectural Institute of Japan. Structural Engineering Section II. Tokyo, Japan: AIJ, 1989.
- [3] 郭彦林, 刘建彬, 蔡益燕, 等. 结构的耗能减震与防屈曲支撑[J]. 建筑结构, 2005, 35(8): 18—23.  
Guo Yanlin, Liu Jianbin, Cai Yiyang, et al. Structural energy dissipation and seismic mitigation method and buckling-restrained brace [J]. Building Structure, 2005, 35(8): 18—23. (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 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)

- [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] 郭彦林, 江磊鑫. 双矩管带肋约束型装配式防屈曲支撑的设计方法[J]. 建筑科学与工程学报, 2010, 27(2): 67—74.  
Guo Yanlin, Jiang Leixin. Design method of buckling-restrained braces assembled with dual ribbed rectangular hollow [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2010, 27(2): 67—74. (in Chinese)
- [7] 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)
- [8] Tsai K C, Lai J W, Hwang Y C, et al. Research and application of double-core buckling restrained braces in Taiwan [C]. Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering. Vancouver, BC, Canada, 2004.
- [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(11): 79—87.  
Guo Yanlin, Wang Xiaohan. Study on restrain stiffness of a four-angle assembled steel buckling-restrained brace [J]. China Civil Engineering Journal, 2012(11): 79—87. (in Chinese)
- [10] 包世华. 新编高层建筑结构[M]. 中国水利水电出版社, 2005: 110—131.  
Bao Shihua. Tall building structures [M]. China Water Power Press, 2005: 110—131. (in Chinese)
- [11] 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.
- [12] 国振喜, 张树义. 实用建筑结构静力计算手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 2009: 322—325.  
Guo Zhenxi, Zhang Shuyi. Static calculation book for practical structure [M]. Beijing: China Machine Press, 2009: 322—325. (in Chinese)