

冷弯薄壁型钢四肢拼合立柱轴压承载力设计方法

聂少锋¹, 周天华¹, 杨东华², 张亚江¹

(1. 长安大学 建筑工程学院, 西安 710061; 2. 西部机场集团, 西安 710075)

摘要:建立了考虑材料、几何和接触非线性的有限元模型,在对冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱的轴压性能试验试件进行模拟分析,验证有限元方法正确性的基础上,对考虑长细比、截面翼缘宽厚比等因素的一系列试件进行了数值分析,并得到其轴压承载力。在相关规范“有效宽度法”和“直接强度法”的基础上,提出了冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱轴压承载力的设计方法:有效计算长度法和修正系数法。研究表明:试件最终破坏均呈现局部屈曲和畸变屈曲的破坏模式;在未考虑计算长度系数折减的情况下,当长细比小于50时,各规范公式计算值均略低于试验值和有限元值,吻合较好,当长细比大于50时,公式计算结果过于保守。

关键词:冷弯薄壁型钢;试验研究;承载力;数值分析;有效宽度法;直接强度法

中图分类号:TU392.5 **文献标志码:**A **文章编号:**1674-4764(2011)04-0020-09

Axial Bearing Capacity Design Method of Cold-Formed Steel Quadruple-C Built-up Section Members

NIE Shao-feng¹, ZHOU Tian-hua¹, YANG Dong-hua², ZHANG Ya-jiang¹

(1. School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, China;

2. China West Airport Group, Xi'an 710075, China)

Abstract: The finite element model involving geometric large deformation, materials and contact nonlinearity is established. Specimens of cold-formed steel quadruple-C built-up section members are simulated and the finite element models are proved to be valid. Then, numerical analysis on the behavior of specimens with different slenderness ratio and flange flakiness ratio are carried out, and then the axial bearing capacities of specimens are obtained. Based on effective width method and direct strength method (DSM) in related codes, two design methods of cold-formed steel quadruple-C built-up section members under axial compression are proposed: effective length method and correction factor method. It is shown that: the final failure characteristics of all specimens are local buckling and distortional buckling. In the case of not considering the reduction of effective length, the results calculated by each code are slightly lower than those of test and FEM when the slenderness ratio is less than 50, while the results are too conservative when the slenderness ratio is more than 50.

Key words: cold-formed steel; experimental analysis; bearing capacity; numerical analysis; effective width method; direct strength method

冷弯薄壁型钢结构作为一种新型结构体系,近年来得到了越来越广泛的应用,尤其在都江堰震后恢复重建工程中被大量采用。由C型和U型截面基本构件通过自攻螺钉连接形成各种拼合截面形式

的立柱,作为主要承重构件被广泛应用于冷弯薄壁型钢结构住宅墙体边角处、门窗洞口等需要加强的部位^[1-2]。目前这类拼合构件承载力设计方法的研究成果较少,中国《冷弯薄壁型钢结构技术规范》

收稿日期:2011-01-06

基金项目:陕西省自然科学基金项目资助(SJ08E211)

作者简介:聂少锋(1981-),男,博士,主要从事钢结构、组合结构和计算风工程研究,(E-mail)niesf126@126.com。

(GB 50018—2002)^[5](以下简称“GB 50018”)尚无此类构件的设计规定,其他国家相关规范^[3-4]仅有双肢拼合构件承载力的计算规定,相关研究也多仅限于双肢拼合构件。

Peters G K^[6]通过研究C型和U型构件组成的拼合截面立柱的受压性能表明螺钉间距对双肢抱合柱受力性能影响较大。Stone T A^[7]对由2个C型冷弯薄壁型钢连接的工字型截面立柱进行了轴压性能试验研究,并且与北美AISI规范计算结果进行对比分析。Whittle J^[8]研究表明北美AISI规范修正长细比的设计方法对双肢面对面拼合截面柱轴压承载力的计算偏于保守。Young B^[9-12]对不同截面形式的单根立柱和由2个Σ型冷弯薄壁型钢构件翼缘通过自攻自钻螺钉连接而成的拼合立柱进行了轴压试验研究。武胜^[13]采用数值方法对2种由冷弯Σ型截面构件两两拼合点焊的新型箱形拼合截面的轴压构件的受力性能进行了相关研究。国内外对复杂多肢拼合截面立柱的轴压性能缺乏试验研究和实用的设计计算方法。

笔者对不同截面类型的冷弯薄壁型钢多肢拼合立柱的轴压性能进行了系列研究。该文建立了考虑材料、几何和接触非线性的有限元模型,在对冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱的轴压性能试验试件进行模拟分析,在验证有限元方法正确性的基础上,对考虑长细比、截面翼缘宽厚比等因素的一系列试件进行了数值分析,并得到其极限承载力。进而,在相关规范“有效截面法”和“直接强度法”的基础上,提出了冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱轴压承载力的设计方法。

1 试验概况

1.1 试件

四肢拼合立柱均由C型(C140×41×14×1.6)和U型(U144×34.5×1.6)冷弯薄壁型钢基本构件通过ST4.8自攻自钻螺钉连接而成,见图1。试件根据长度不同分为3种系列:LC、MC和SC,对应长度分别为3000mm、1200mm和450mm,每组为2~3个完全相同试件,共计8个试件。自攻自钻螺钉沿构件长度方向间距:SC系列试件为150mm;MC和LC系列试件为300mm,并在立柱底部100mm处加强连接。经材性试验确定钢材屈服强度为334.04MPa,抗拉强度为444.73MPa,弹性模

量为 2.23×10^5 MPa,泊松比为0.3。

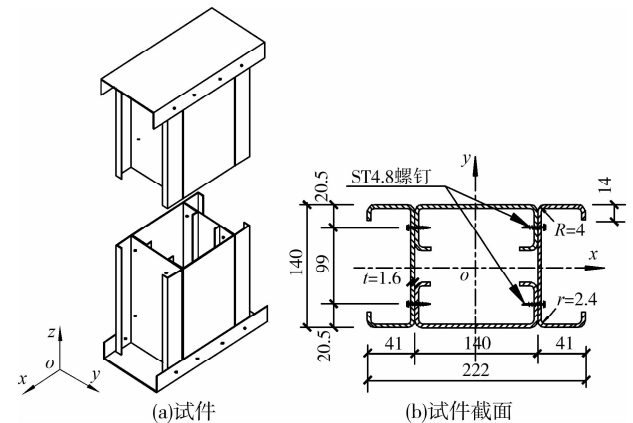


图1 试件尺寸及构造详图

1.2 试验装置、测点布置及加载制度

LC系列试件采用液压千斤顶加载;MC和SC系列试件采用YE-2000A型液压式构件压力试验机加载。在试件中间位置及试件上端布置位移计,见图2;试验采取手动控制、缓慢匀速的加载方法,每级加载为预估最大荷载的5%左右,持荷1~2min;当试件截面出现屈曲变形或所加荷载达到预估最大荷载的80%后减小加载幅度;荷载达到最大值后继续加载,直到荷载下降到最大荷载的85%时,停止加载。

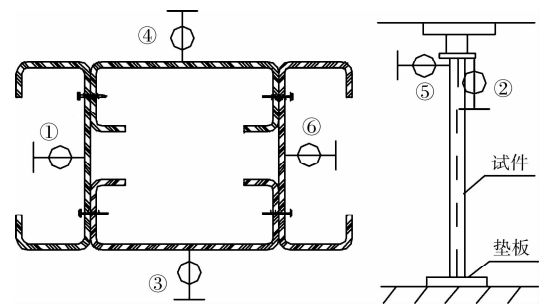


图2 试件位移计布置图

1.3 试验现象及试验结果

3组试件的试验现象和破坏特征趋于一致:在加载初期,整个试验系统逐渐趋向于密实状态,以致试件发出轻微响声,但试件没有明显的变形;随着荷载的增加,均在腹板部位发生明显局部屈曲;当荷载继续增加时,试件局部屈曲变形加剧,并在试件的开口两侧发生畸变屈曲,屈曲后强度较大,局部屈曲与畸变屈曲之间的相关作用明显;由于试件长细比较小,最终均呈现出局部屈曲和畸变屈曲的破坏模式,见图3。试件通过间距为150~300mm的自攻自钻螺钉连接可以满足其整体协同工作性能。各试件的荷载-轴向位移曲线见图4;各试件最大承载力见表1。

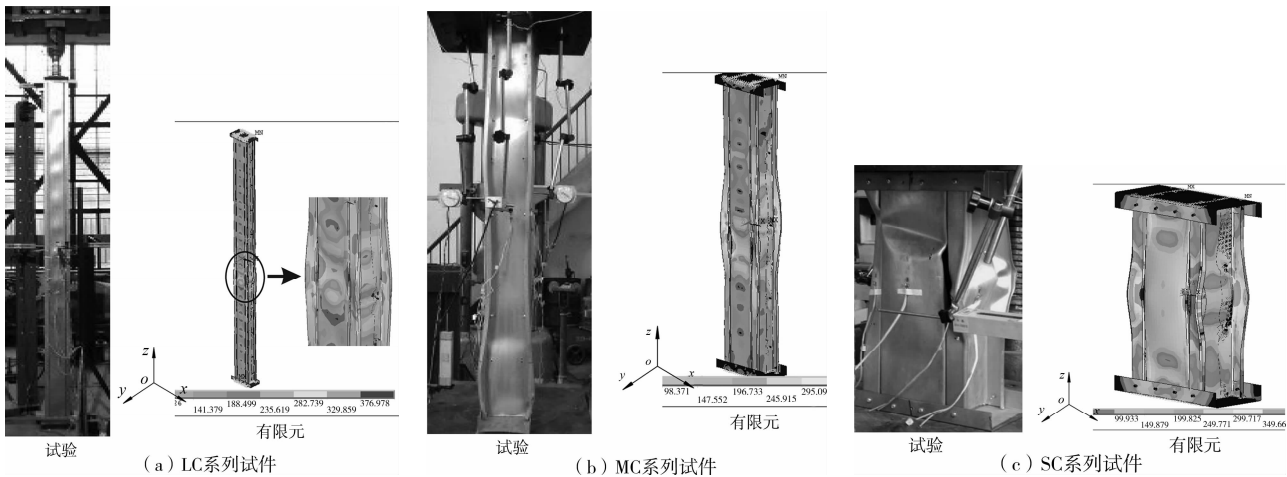


图 3 试件破坏特征

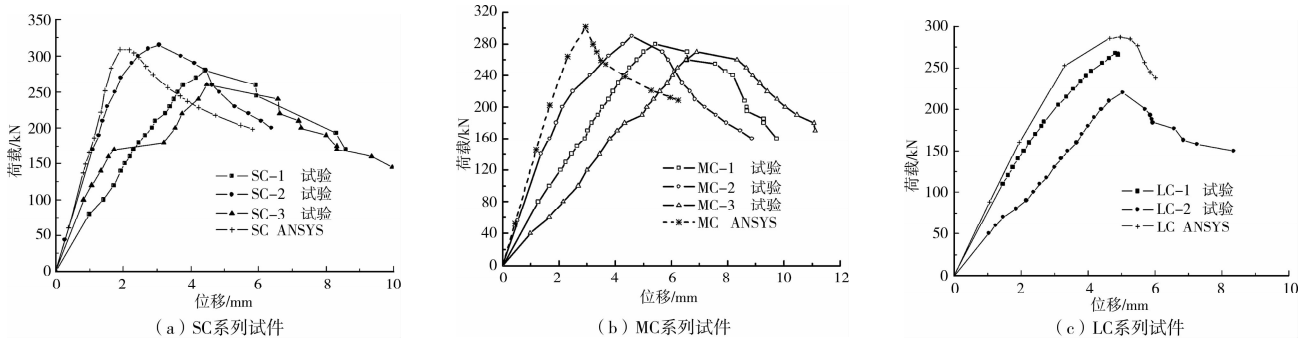


图 4 各试件荷载-轴向位移曲线比较分析

表 1 各试验试件轴压承载力试验值与理论计算值对比分析

试件 编号	l/mm	λ_x	λ 折减	$P_u^t /$ kN	$P_u^A /$ kN	方法一				方法二					
						$N_u^1 /$ kN	$N_u^2 /$ kN	$N_u^3 /$ kN	P_u^A / P_u^t	P_u^t / N_u^1	P_u^t / N_u^2	P_u^t / N_u^3	γ	$P_u^2 /$ kN	$P_u^t /$ P_u^2
LC-1	3 000	52.6	34.2	270	277.72	266.67	274.17	276.15	1.03	1.012	0.985	0.978	1.061	262.54	1.028
LC-2				220					—	—	—	—			—
MC-1	1 200	21	13.7	270	292.66	276.79	285.58	287.62	1.08	0.975	0.945	0.939	1.019	278.61	0.969
MC-2				290					1.01	1.048	1.015	1.008			1.041
MC-3				280					1.05	1.012	0.980	0.974			1.005
SC-1	450	7.9	5.1	280	308.80	280.45	287.09	289.13	1.10	0.998	0.975	0.968	1.026	296.45	0.944
SC-2				315					0.98	1.123	1.097	1.089			1.063
SC-3				260					1.19	—	—	—			—

注:1) l 为试件长度; λ_x 为试件绕弱轴的长细比; P_u^t 为试件轴压承载力试验值; P_u^A 为有限元值; N_u^1 为 GB 50018 计算值; N_u^2 为 AISI 规范有效宽度法计算值; N_u^3 为 AISI 规范直接强度法计算值; λ 折减为折减后的长细比;2) P_u^2 为方法二计算结果; γ 为拼合效应修正系数;3)因试件加工误差和初始缺陷原因,LC-2 和 SC-3 试件试验误差较大,该文对该试件不进行理论对比分析。

2 有限元分析

采用 ANSYS 有限元程序,对各试验试件进行模拟分析:Shell181 单元模拟立柱基本构件,Solid45 单元模拟自攻自钻螺钉,材料特性采用多线性随动强化本构模型;约束立柱下端导梁平面所有节点在坐标 x 、 y 、 z 方向的线位移 U_x 、 U_y 、 U_z 和上端导梁平面所有节点在坐标 x 、 y 方向的线位移 U_x 、 U_y 。在立柱端部和导梁之间建立点-面接触,在立柱的各分肢

之间建立面-面接触;将立柱上端导梁平面所有节点的 z 方向位移耦合到一个关键点上,然后在此关键点上施加 z 向位移荷载。得到试件破坏时的 Von. Mises 应力云图及破坏特征见图 3;试件荷载-轴向位移曲线和试验结果对比见图 4;各试件最大承载力对比分析见表 1。

由图 3、图 4 及表 1 可知:各试件的试验破坏特征和有限元分析结果吻合较好;荷载-轴向位移曲线的形状、走势及最大荷载基本一致,吻合较好;大部分

试件试验最大承载力和有限元计算结果误差在 10% 以内,个别试件误差较大(如 LC-2 和 SC-3 试件),主要是由于试验试件存在加工误差及初始缺陷等原因造成的。表明数值分析方法具有较高的计算精度。

采用相同的有限元分析方法,对考虑长细比、截面翼缘宽厚比等因素的一系列四肢拼合立柱的轴压承载力进行了数值分析,有限元计算结果详见表 2 和表 3。分析中对有限元模型进行统一编号,以编号 C140-t1.6-l3000 为例进行说明:C140 表示组成四肢拼合立柱的基本 C 型构件截面形式为 C140×41×14×t;t1.6 表示基本 C 型构件的截面厚度 $t=1.6\text{ mm}$;l3000 表示试件的几何长度 $l=3\ 000\text{ mm}$ 。

3 冷弯薄壁型钢结构轴压承载力计算方法

3.1 有效截面法

冷弯薄壁型钢结构设计中不仅允许板件出现局部屈曲,还可以利用板件的屈曲后强度。Von Karman 最早提出有效宽度概念^[14]。完善平板的屈曲临界应力 σ_{cr} 等于屈服应力 f_y 时的板宽为有效宽度,于是得到:

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (1)$$

实际中,各国规范均采用简便实用的半理论、半经验的有效宽度法计算公式,即 Winter 公式:

$$b_e = 0.95t \sqrt{\frac{kE}{f_y}} \left[1 - 0.208 \frac{t}{b} \sqrt{\frac{kE}{f_y}} \right] \quad (2)$$

式中: b_e 为板件有效宽度; E 为钢材的弹性模量; k 为板件屈曲系数; b 为板件的宽度; t 为板件厚度; f_y 为钢屈服强度,可由板件实际边缘最大应力 σ_{max} 代替。

3.1.1 美国 AISI 有效截面法 美国 AISI^[3] 规范中,冷弯薄壁型钢轴压构件的承载力由下式计算:

$$P_n = \varphi_c A_e f_n \quad (3)$$

式中: f_n 为额定屈曲应力; A_e 为有效截面面积, φ_c 为轴心受压构件抗力系数,取 0.85。

额定屈曲应力 f_n 由下式确定:

$$\begin{cases} \lambda_c \leq 1.5 & f_n = (0.658^{\lambda_c^2}) f_y \\ \lambda_c > 1.5 & f_n = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2} \right) f_y \end{cases} \quad (4)$$

其中, $\lambda_c = \sqrt{\frac{f_y}{f_e}}$, $f_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{i}\right)^2}$ (5)

式中: f_e 为弹性弯曲、扭转、弯扭屈曲应力的最小值; E 为弹性模量; f_y 为钢材的屈服强度,取为 334.04 MPa; K 为有效长度系数; L 为构件无支承

长度; i 为构件毛截面回转半径。

应力为 f_n 时的有效截面面积 A_e 通过式(6)计算构件各板件的有效宽度 b_e 来确定。

$$\begin{cases} \lambda_1 \leq 0.673 & b_e = b \\ \lambda_1 > 0.673 & b_e = \frac{1}{\lambda_1} \left(1 - \frac{0.22}{\lambda_1} \right) b \end{cases} \quad (6)$$

$$\text{其中: } \lambda_1 = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{b}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} \quad (7)$$

式中: λ_1 为板件柔度系数; f 为板件最大受压边缘应力,即式(4)得到的 f_n 。

美国 AISI 规范有效截面法并未考虑相邻板件约束作用,为方便计算结果对比分析,本文考虑腹板与翼缘的相互约束的影响,且由腹板与翼缘连接处位移相同的条件,可得板件局部相关屈曲系数为^[15]:

$$k_w = 7 - \frac{1.8 \frac{b}{h}}{0.15 + \frac{b}{h}} - 1.43 \left(\frac{b}{h} \right)^3 \quad (8a)$$

$$k_f = k_w \left(\frac{b}{h} \right)^2 \quad (8b)$$

$$k_l = k_f \left(\frac{d}{b} \right)^2 \quad (8c)$$

式中: h 、 b 和 d 分别为腹板、翼缘和卷边宽度。

3.1.2 GB 50018-2002 有效宽厚比法 中国“GB 50018”规范^[5] 规定轴心受压构件极限承载力按式(9)计算:

按强度计算:

$$N_u = A_{en} f \quad (9a)$$

按稳定性计算:

$$N_u = \varphi A_e f \quad (9b)$$

式中: A_{en} 为有效净截面面积; φ 为整体稳定系数,按式(10)计算; A_e 为有效截面面积; f 为钢材强度设计值,为方便对比分析,取为钢材屈服强度 334.04 MPa。

$$\varphi = \frac{\left[1 + \frac{(1 + \epsilon_0)}{\bar{\lambda}^2} \right]}{2} - \sqrt{\frac{\left[1 + \frac{(1 + \epsilon_0)}{\bar{\lambda}^2} \right]^2}{4} - \frac{1}{\bar{\lambda}^2}} \quad (10)$$

式中: $\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_E}} = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}}$, σ_E 为欧拉屈曲应力, ϵ_0 为等效偏心率, λ 为构件长细比。

计算闭口截面、双轴对称的开口截面轴心受压构件的稳定系数 φ 时,其长细比取 λ_x 和 λ_y 的最大值:

$$\lambda_x = \frac{l_{0x}}{i_x}; \lambda_y = \frac{l_{0y}}{i_y} \quad (11)$$

计算单轴对称开口截面轴心受压构件的稳定系

数 φ 时,其长细比应取按式(11)和式(12)算得的最大值。

$$\lambda_w = \lambda_x \sqrt{\frac{s^2 + i_0^2}{2s^2} + \sqrt{\left(\frac{s^2 + i_0^2}{2s^2}\right)^2 - \frac{i_0^2 - \alpha e_0^2}{s^2}}} \quad (12a)$$

$$s^2 = \frac{\lambda_x^2}{A} \left(\frac{I_w}{l_w^2} + 0.039 I_t \right) \quad (12b)$$

$$i_0^2 = e_0^2 + i_x^2 + i_y^2 \quad (12c)$$

式中: λ_x, λ_y 为构件对截面主轴的长细比; l_{0x}, l_{0y} 为构件在垂直于截面主轴的平面内计算长度; i_x, i_y 为构件毛截面对其主轴的回转半径; λ_w 为弯扭屈曲换算长细比; I_w 为毛截面扇性惯性矩; I_t 为毛截面抗扭惯性矩; e_0 为毛截面的弯心在对称轴上的坐标; l_w 为扭转屈曲的计算长度。

对 Q235 钢,其等效偏心率 ϵ_0 按式(13)计算:

$$\begin{cases} \text{当 } \bar{\lambda} \leq 0.5 \text{ 时:} & \epsilon_0 = 0.25 \bar{\lambda} \\ \text{当 } 0.5 < \bar{\lambda} \leq 1.0 \text{ 时:} & \epsilon_0 = 0.05 + 0.15 \bar{\lambda} \\ \text{当 } \bar{\lambda} \geq 1.0 \text{ 时:} & \epsilon_0 = 0.05 + 0.15 \bar{\lambda}^2 \end{cases} \quad (13)$$

各板件有效宽度由式(14)计算:

$$\text{当 } \frac{b}{t} \leq 18\alpha\rho \text{ 时} \quad \frac{b_e}{t} = \frac{b_c}{t} \quad (14a)$$

当 $18\alpha\rho < \frac{b}{t} < 38\alpha\rho$ 时

$$\frac{b_e}{t} = \left[\sqrt{\frac{21.8\alpha\rho}{\frac{b}{t}} - 0.1} \right] \frac{b_c}{t} \quad (14b)$$

$$\text{当 } \frac{b}{t} \geq 38\alpha\rho \text{ 时} \quad \frac{b_e}{t} = \frac{25\alpha\rho b_c}{\frac{b}{t}} \quad (14c)$$

式中: α 为计算系数, $\alpha = 1.15 - 0.15\psi$, 当 $\psi < 0$ 时,取 $\alpha = 1.15$, ψ 为压应力分布不均匀系数; b_c 为板件受压区宽度,当 $\psi \geq 0$ 时, $b_c = b$; 当 $\psi < 0$ 时, $b_c = b / (1 - \psi)$; $\rho = \sqrt{\frac{205k_1k}{\sigma_1}}$; k_1 为板组约束系数,若不计相邻板件的约束作用,可取 $k_1 = 1$; k 为板件受压稳定系数,对于轴心受压构件:加劲板件 $k = 4$; 部分加劲板件 $k = 0.98$; 非加劲板件 $k = 0.425$; $\sigma_1 = \varphi f_y$ 。为与试验结果进行比较,本文取 $\rho = \sqrt{\frac{235k_1k}{\sigma_1}}$ 。

3.2 直接强度法

Schafer B M 和 Peköz T 教授提出了直接强度法,目前,该方法已被大量试验数据所证实,其计算公式已被列入北美规范 AISI-2006^[16] 中。

轴压构件的极限承载力 $P_n^D = \min(P_{ne}, P_{nl}, P_{nd})$, 其中, P_{ne}, P_{nl}, P_{nd} 分别为整体屈曲荷载、局部屈曲荷载和畸变屈曲荷载,分别按式(15—17)计算。

$$\begin{cases} \lambda_c \leq 1.5 & P_{ne} = (0.658^{\lambda_c^2}) P_y \\ \lambda_c > 1.5 & P_{ne} = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2} \right) P_y \end{cases} \quad (15)$$

式中: $\lambda_c = \sqrt{\frac{P_y}{P_{cre}}}$, $P_y = Af_y$, P_{cre} 为弯曲屈曲荷载、弯扭屈曲荷载和扭转屈曲荷载的较小值; A 为构件毛截面面积; f_y 为钢材屈服强度。

$$\begin{cases} \lambda_1 \leq 0.776 & P_{nl} = P_{ne} \\ \lambda_1 > 0.776 & P_{nl} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{P_{cr1}}{P_{ne}} \right)^{0.4} \right] \left(\frac{P_{cr1}}{P_{ne}} \right)^{0.4} P_{ne} \end{cases} \quad (16)$$

式中: $\lambda_1 = \sqrt{\frac{P_{ne}}{P_{cr1}}}$, $P_{cr1} = Af_{cr1}$, P_{cr1} 为构件弹性局部屈曲荷载, f_{cr1} 为构件弹性局部屈曲临界应力。

$$\begin{cases} \lambda_d \leq 0.561 & P_{nd} = P_{ne} \\ \lambda_d > 0.561 & P_{nd} = \left[1 - 0.25 \left(\frac{P_{crd}}{P_{ne}} \right)^{0.6} \right] \left(\frac{P_{crd}}{P_{ne}} \right)^{0.6} P_{ne} \end{cases} \quad (17)$$

式中: $\lambda_d = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crd}}}$, $P_{crd} = Af_{crd}$, P_{crd} 为构件弹性畸变屈曲荷载, f_{crd} 为构件弹性畸变屈曲临界应力。 f_{cr1} 与 f_{crd} 采用有限条 CUFSM 程序进行计算。

第三,轴心受压构件承载力设计值 P :

$$P = \min(\varphi_c P_l, \varphi_c P_d) \quad (18)$$

4 冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱轴压承载力设计方法

4.1 有效计算长度法(方法一)

轴心受压构件的有效计算长度根据其端部支承条件引入计算长度系数 μ 来进行修正。冷弯薄壁型钢结构住宅体系中轴压立柱的端部支承介于铰接和固接之间,但考虑安全和方便设计,大多按两端铰接计算,即取 $\mu = 1.0$ 。文献[17]认为当两侧无墙体结构面板时,墙架柱的计算长度系数 μ 在 0.5~0.8 之间,设计时可偏安全地取为 $\mu = 0.8$ 。Miller T H 和 Pekoz T 通过试验和理论研究^[18-19] 发现计算冷弯薄壁型钢截面立柱轴压承载力时按铰接来考虑太过保守,建议取 $\mu = 0.65$ 。本文四肢拼合截面立柱端部约束条件与其相近,参考其结果,亦取计算长度系数 $\mu = 0.65$ 。

各试件轴压承载力试验值与考虑有效计算长度系数的公式计算值对比分析见表 1;其它各试件有限元分析结果与公式计算值对比见表 2;各试件轴压承载力随长细比变化曲线对比分析见图 5,试件轴压承载力随翼缘宽厚比变化曲线图 6。

由表 1、表 2 及图 5 可知:由图 5 和表 2 知:未考

虑计算长度系数折减($\mu=1.0$)的情况下,当 $\lambda < 50$ 时,GB 50018 计算值、直接强度法计算值和 AISI 有效宽度法计算值均略低于试验值和有限元值,吻合较好,且计算结果偏于保守;当 $\lambda > 50$ 时,GB 50018 计算值、直接强度法计算值和 AISI 有效宽度法计算值远低于试验值和有限元值,相差较大,计算结果过于保守,造成材料浪费。考虑计算长度系数折减

($\mu=0.5$)的情况下,对于 C140-t1.6、C89-t1.6 和 C89-t1.0 系列试件,GB 50018 计算值和 AISI 有效宽度法计算值均略低于试验值和有限元值,大部分试件相差在 20% 以内,吻合较好,且计算结果偏于安全;对于 C89-t1.6 系列试件,仅当 $10 < \lambda < 60$ 时,DSM 值略大于有限元值,但误差均在 4%,其余情况均略小于有限元值,表明吻合较好。

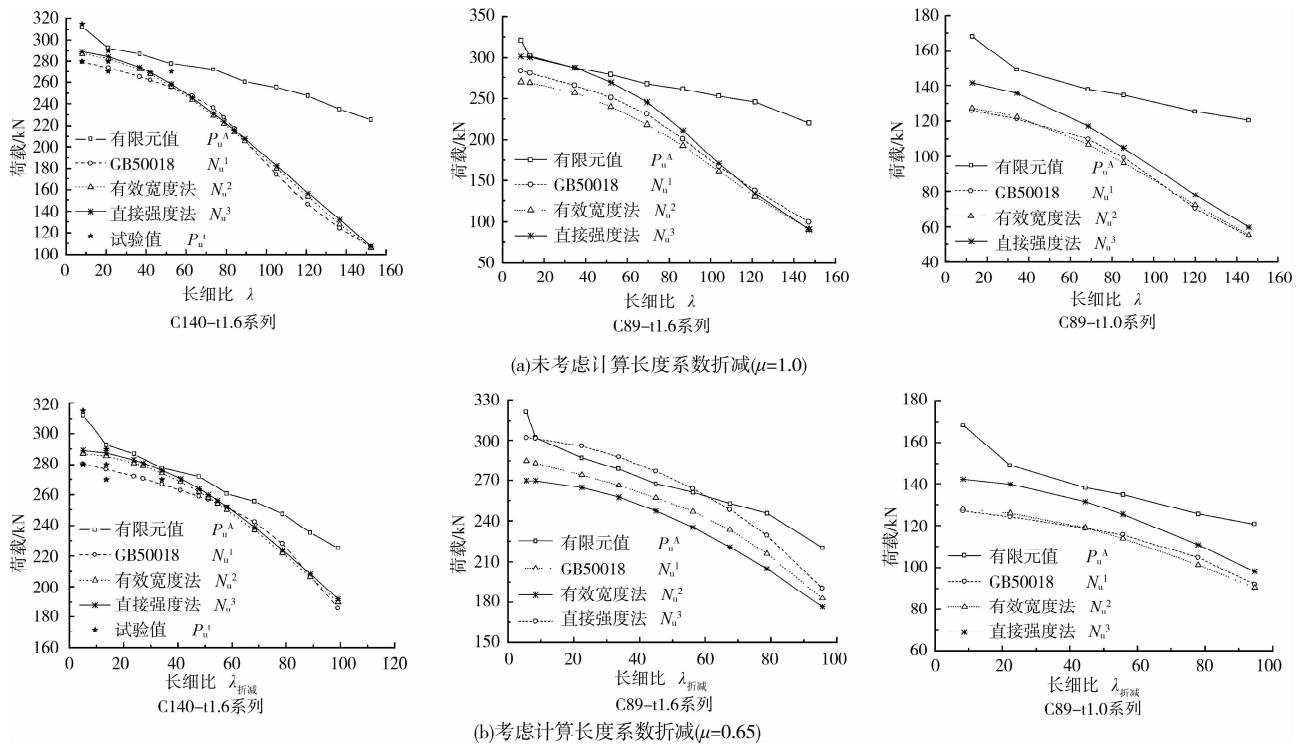


图 5 试件轴压承载力随长细比变化曲线对比分析

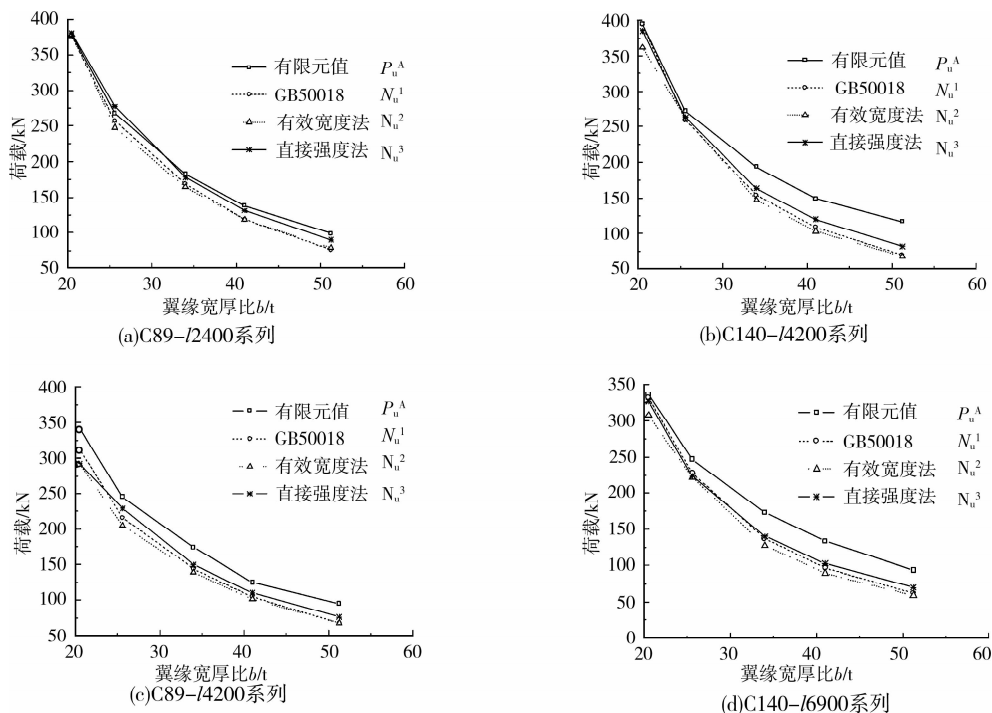


图 6 试件轴压承载力随翼缘宽厚比变化曲线

表 2 试件轴压承载力有限元值与方法一计算值对比分析

试件编号	λ_x	λ 折减	P_u^A/kN	N_u^1/kN	N_u^2/kN	N_u^3/kN	P_u^A/N_u^1	P_u^A/N_u^2	P_u^A/N_u^3
C140-t1.6-l450	7.9	5.1	312.02	280.45	287.09	289.14	1.113	1.087	1.079
C140-t1.6-l1200	21	13.7	292.66	276.79	285.58	287.62	1.057	1.025	1.018
C140-t1.6-l2100	36.8	23.9	286.83	272.09	281.05	283.06	1.054	1.021	1.013
C140-t1.6-l3000	52.6	34.2	277.72	266.67	274.17	276.15	1.041	1.013	1.006
C140-t0.8-l4200	71.1	46.2	116.83	69.58	67.59	81.76	1.679	1.729	1.429
C140-t1.0-l4200	71.1	46.2	149.24	108.71	103.12	120.12	1.373	1.447	1.242
C140-t1.2-l4200	71.1	46.2	194.06	154.4	147.5	164.01	1.257	1.316	1.183
C140-t1.6-l4200	71.1	46.2	271.91	258.8	261.63	263.58	1.051	1.039	1.032
C140-t2.0-l4200	71.1	46.2	394.43	393.58	361.72	385.0	1.002	1.090	1.025
C140-t1.6-l5100	89.4	58.1	260.39	251.65	249.99	251.92	1.035	1.042	1.034
C140-t1.6-l6000	105.2	68.4	255.47	242.14	236.69	238.63	1.055	1.079	1.071
C140-t0.8-l6900	121	78.7	93.46	62.24	58.91	70.1	1.502	1.586	1.333
C140-t1.0-l6900	121	78.7	133.12	96.38	89.56	102.79	1.381	1.486	1.295
C140-t1.2-l6900	121	78.7	173.44	136.82	127.34	140.08	1.268	1.362	1.238
C140-t1.6-l6900	121	78.7	247.38	228.02	222.02	224.02	1.085	1.114	1.104
C140-t2.0-l6900	121	78.7	336.48	331.62	307.35	326.21	1.015	1.095	1.031
C140-t1.6-l7800	136.7	88.9	235.2	207.03	206.27	208.39	1.136	1.140	1.129
C140-t1.6-l8700	152.5	99.1	225.2	185.86	189.75	192.06	1.212	1.187	1.173
C89-t1.6-l300	8.7	5.6	321.21	284.92	269.94	301.98	1.127	1.190	1.064
C89-t1.6-l450	13	8.4	301.51	283.22	269.87	301.47	1.065	1.117	1.000
C89-t1.6-l1200	34.6	22.5	287.15	274.33	264.78	295.89	1.047	1.084	0.970
C89-t1.6-l1800	51.9	33.7	278.81	266.12	257.47	287.95	1.048	1.083	0.968
C89-t0.8-l2400	70.9	46.1	99.03	76.04	79.04	90.03	1.302	1.253	1.100
C89-t1.0-l450	13	8.4	168.28	126.95	127.96	142.23	1.326	1.315	1.183
C89-t1.0-l1200	34.6	22.5	149.15	124.2	125.89	139.74	1.201	1.185	1.067
C89-t1.0-l2400	70.9	46.1	138.04	118.8	118.88	131.39	1.162	1.161	1.051
C89-t1.0-l3000	86.5	56.2	134.73	115.5	113.85	125.44	1.166	1.183	1.074
C89-t1.0-l4200	121	78.7	125.49	104.78	101.32	110.78	1.198	1.239	1.133
C89-t1.0-l5100	147.1	95.6	120.59	91.97	90.31	98.13	1.311	1.335	1.229
C89-t1.2-l2400	70.9	46.1	182.98	168.98	164.47	178.2	1.083	1.113	1.027
C89-t1.6-l2400	70.9	46.1	267.56	257.11	247.52	277.15	1.041	1.081	0.965
C89-t2.0-l2400	70.9	46.1	379.35	376.61	379.21	381.35	1.007	1.000	0.995
C89-t1.6-l3000	86.5	56.2	261.11	247.03	235.2	263.82	1.057	1.110	0.990
C89-t1.6-l3600	103.8	67.5	252.83	233.38	220.84	248.32	1.083	1.145	1.018
C89-t0.8-l4200	121	78.7	95.34	67.64	67.82	76.16	1.410	1.406	1.252
C89-t1.2-l4200	121	78.7	173.85	143.9	139.14	149.76	1.208	1.249	1.161
C89-t1.6-l4200	121	78.7	245.49	215.99	204.81	229.29	1.137	1.199	1.071
C89-t2.0-l4200	121	78.7	342.26	313.66	292.49	292.49	1.091	1.170	1.170
C89-t1.6-l5100	147.1	95.6	220.2	182.73	176.42	190.22	1.205	1.248	1.158

总体来说,采用方法一计算四肢拼合立柱的轴压承载力与试验值及有限元值吻合较好,且偏于安全,可用于指导工程应用设计。

4.2 修正系数法(方法二)

以 GB 50018—2002 有效宽厚比法为基础,在式(9)的基础上进行修正,冷弯薄壁型钢四肢拼合立柱轴压承载力由式(18)计算。该方法不仅包含了长细比及板件宽厚比对立柱轴压承载力的影响,还考虑了拼合效应对其轴压承载力的影响。

按强度计算:

$$N_u \leq \gamma A_{en} f \quad (18a)$$

按稳定性计算:

$$N_u \leq \gamma \varphi A_e f \quad (18b)$$

式中: φ 为整体稳定系数; A_{en} 为有效净截面面积; A_e 为有效截面面积; f 为钢材强度设计值,本文取为钢材屈服强度 334.04MPa; γ 为拼合效应修正系数。

其中, γ 的计算过程如下:

将立柱的轴压承载力有限元值 P_u^A 除以 GB50018 规范理论计算值 P_u^1 (计算长度系数取为 1.0)得到修正系数 γ_1 ,即:

$$\gamma_1 = P_u^A / P_u^1$$

进而绘制 γ_1 和 λ 的关系曲线,见图 7。将 γ_1 - λ 关系进行曲线回归并偏于安全的进行修正,得到 γ 的计算公式:

$$\gamma = 0.000\ 078\lambda^2 - 0.005\ 5\lambda + 1.1 \quad (19)$$

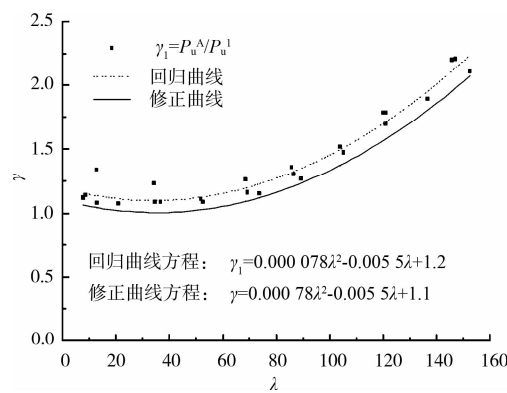


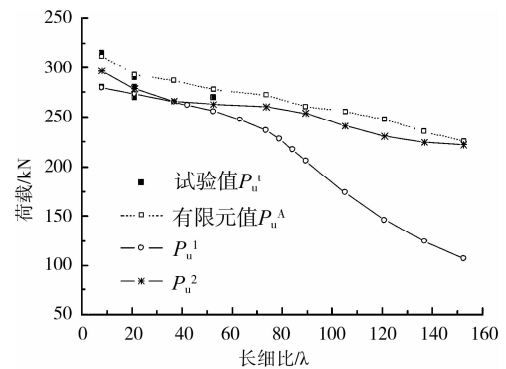
图 7 λ - γ 关系曲线

方法二计算结果与有限元结果和试验结果对比分析分别见表 3 和表 1,试件轴压承载力随长细比变化曲线见图 8。

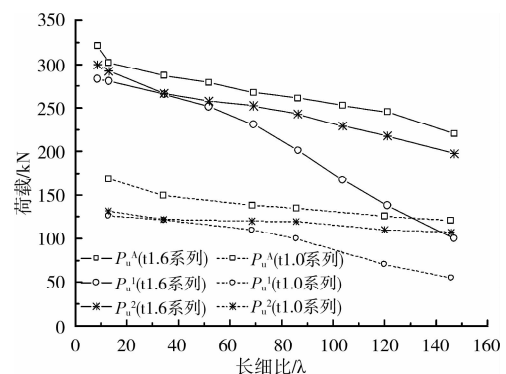
表 3 试件轴压承载力有限元值与方法二计算值对比分析

试件编号	λ_x	P_u^A /kN	P_u^1 /kN	γ_1	γ	P_u^2 /kN	P_u^A/P_u^2
C140-t1.6-l450	7.9	312.02	279.28	1.117	1.061	296.45	1.053
C140-t1.6-l1200	21	292.66	273.47	1.07	1.019	278.62	1.050
C140-t1.6-l2100	36.8	286.83	265.11	1.082	1.003	265.97	1.078
C140-t1.6-l3000	52.6	277.72	255.76	1.086	1.026	262.54	1.058
C140-t1.6-l4200	71.1	271.91	236.27	1.151	1.101	260.13	1.045
C140-t1.6-l5100	89.4	260.39	205.91	1.265	1.232	253.64	1.027
C140-t1.6-l6000	105.2	255.47	173.87	1.469	1.385	240.73	1.061
C140-t1.6-l6900	121	247.36	146.14	1.693	1.576	230.33	1.074
C140-t1.6-l7800	136.7	235.2	124.23	1.893	1.806	224.42	1.048
C140-t1.6-l8700	152.5	225.2	106.95	2.106	2.076	221.99	1.014
C89-t1.6-l300	8.7	321.21	283.08	1.135	1.058	299.57	1.072
C89-t1.6-l450	13	301.51	280.44	1.075	1.042	292.15	1.032
C89-t1.6-l1200	34.6	287.15	265.42	1.082	1.003	266.24	1.079
C89-t1.6-l1800	51.9	278.81	251.28	1.11	1.025	257.49	1.083
C89-t1.6-l2400	70.9	267.56	230.93	1.159	1.093	252.42	1.060
C89-t1.6-l3000	86.5	261.11	200.94	1.299	1.208	242.76	1.076
C89-t1.6-l3600	103.8	252.83	167.08	1.513	1.370	228.88	1.105
C89-t1.6-l4200	121	245.49	137.8	1.781	1.578	217.5	1.129
C89-t1.6-l5100	147.1	220.2	99.82	2.206	1.979	197.53	1.115
C89-t1.0-l450	13	168.28	126.09	1.335	1.956	131.4	1.281
C89-t1.0-l1200	34.6	149.15	121.43	1.228	1.564	121.8	1.225
C89-t1.0-l2400	70.9	138.04	109.99	1.255	1.202	119.87	1.152
C89-t1.0-l3000	86.5	134.74	99.48	1.354	1.090	119.58	1.127
C89-t1.0-l4200	121	125.49	70.3	1.785	1.003	109.97	1.141
C89-t1.0-l5100	147.1	120.59	54.83	2.199	1.042	107.26	1.124

注: P_u^1 为 GB50018 计算承载力; P_u^2 为方法二计算结果; $\gamma_1 = P_u^A / P_u^1$; γ 为拼合效应修正系数。



(a) C140-1.6试件



(b) C89试件

图 8 试件轴压承载力随长细比变化曲线

由表3、表1及图8可知:当 $\lambda < 50$ 时,GB50018计算值低于试验值和有限元值7%~33%,吻合较好;当 $\lambda > 50$ 时,GB50018计算值远低于试验值和有限元值,计算结果过于保守,造成材料浪费。大部分立柱轴压承载力方法二计算值略低于试验结果和有限元值在1.4%~15%,仅C89-t1.0-1450试件相差28%。说明采用方法二计算冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱的轴压承载力是简单可行,且偏于安全的。

5 结语

提出了冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱轴压承载力的设计方法,通过分析可以得到如下主要结论:

1) 试验试件首先发生局部屈曲,且屈曲后强度较大;随着荷载的增加,试件出现畸变屈曲;最终,由于长细比较小,试件均呈现局部屈曲和畸变屈曲的破坏模式。试件通过间距为150~300 mm的自攻自钻螺钉连接可以满足其整体协同工作性能。有限元计算结果与试验结果吻合较好,两者最大承载力相差在10%以内,有限元方法可以较为准确的分析四肢拼合冷弯薄壁型钢截面立柱的轴压性能。

2) 在未考虑计算长度系数折减($\mu = 1.0$)的情况下,当 $\lambda < 50$ 时,各规范公式计算值均略低于试验值和有限元值,吻合较好,且计算结果偏于保守;当 $\lambda > 50$ 时,各规范公式计算值远低于试验值和有限元值,计算结果过于保守,造成材料浪费。

3) 采用有效计算长度法计算四肢拼合立柱的轴压承载力,其大部分试件计算值略低于试验值和有限元值,相差在20%以内,吻合较好,且计算结果偏于安全。采用修正系数法计算立柱轴压承载力,其大部分试件计算值略低于试验结果和有限元值在1.4%~15%,仅C89-t1.0-1450试件相差28%。说明采用修正系数法计算冷弯薄壁型钢四肢拼合截面立柱的轴压承载力是简单可行,且计算结果偏于安全。

参考文献:

- [1] 周绪红,石宇,周天华,等. 低层冷弯薄壁型钢结构住宅体系[J]. 建筑科学与工程学报,2005,22(2):1-14.
ZHOU XU-HONG, SHI YU, ZHOU TIAN-HUA, et al. Cold-formed steel framing system of low-rise residential building[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2005, 22(2): 1-14.
- [2] YU W W. Cold formed steel design[M]. 3rd ed. New York: John Wiley & Sons Inc, 2000.
- [3] American Iron and Steel Institute. North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members[S]. Washington D C: American Iron and Steel Institute, 2007.
- [4] AS/NZS 4600:2005. Cold-formed Steel Structures[S]. Sydney, 2005.
- [5] GB 50018—2002 冷弯薄壁钢结构技术规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2002.
- [6] PETERS G K. An investigation of the effects of fastener spacing in build-up cold-formed steel compression members [D]. Department of Civil Engineering, University of Dalhousie, Halifax, Canada, 2003.
- [7] STONE T A, LABOUBE R A. Behavior of cold-formed steel built-up I-sections [J]. Thin-Walled Structures, 2005, 43(12): 1805-1817.
- [8] WHITTLE J, RAMSEYER C. Buckling capacities of axially loaded, cold-formed, built-up C-channels [J]. Thin-Walled Structures, 2009, 47(2): 190-201.
- [9] YOUNG B. Research on cold-formed steel columns [J]. Thin-Walled Structures, 2008, 46(7/8/9): 731-740.
- [10] YOUNG B, ELLOBODY E. Design of cold-formed steel unequal angle compression members [J]. Thin-walled Structures, 2007, 45(3): 330-338.
- [11] YOUNG B, ELLOBODY E. Buckling analysis of cold-formed steel lipped angle columns [J]. Journal of Structural Engineering, 2005, 131(10): 1570-1579.
- [12] YOUNG B, CHEN J. Design of cold-formed steel built-up closed sections with intermediate stiffeners [J]. Journal of Structural Engineering, 2008, 134(5): 727-737.
- [13] 武胜, 张素梅. 冷弯新型箱行组合截面受压构件性能研究[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2008, 40(2): 196-202.
WU SHENG, ZHANG SU-MEI. Behaviors of two new kinds of cold-formed box composite section members under axial compression [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2008, 40(2): 196-202.
- [14] 周绪红, 王世纪. 薄壁构件稳定理论及其应用[M]. 北京: 科学出版社, 2009.
- [15] 陈骥. 钢结构稳定理论与设计[M]. 4版. 北京: 科学出版社, 2008.
- [16] American Iron and Steel Institute. Direct Strength Method (DSM) Design Guide [S]. Washington D C: American Iron and Steel Institute, 2006.
- [17] 秦雅菲, 张其林, 秦中慧, 等. 冷弯薄壁型钢墙柱骨架的轴压性能试验研究和设计建议[J]. 建筑结构学报, 2006, 27(3): 34-41.
QIN YA-FEI, ZHANG QI-LIN, QIN ZHONG-HUI. Experimental research and design suggestion on cold-formed wall-stud structures subject to centric axial loads [J]. Journal of Building Structures, 2006, 27(3): 34-41.
- [18] MILLER T H, PEKOZ T. Behavior of cold-formed steel wall stud assemblies [J]. Journal of Structural Engineering, 1993, 119(2): 641-651.
- [19] MILLER T H, PEKOZ T. Behavior of gypsum-sheathed cold-formed steel wall studs [J]. Journal of Structure Engineering, 1994, 120(5): 1644-1650.