

引文格式:褚云朋,江天勇,陈雪琴,等.采用混合连接的冷弯薄壁型钢工字形拼合柱轴压性能试验研究[J].建筑科学与工程学报,2025,42(4):64-75.

CHU Yunpeng, JIANG Tianyong, CHEN Xueqin, et al. Experimental study on axial compression properties of cold-formed thin-walled steel I-shaped column with hybrid connection[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2025, 42(4): 64-75.

DOI:10.19815/j.jace.2023.10004

# 采用混合连接的冷弯薄壁型钢工字形拼合柱轴压性能试验研究

褚云朋,江天勇,陈雪琴,伏金蓉,夏 琿

(西南科技大学 土木工程与建筑学院,四川 绵阳 621010)

**摘要:**为分析连接方式对冷弯薄壁型钢双肢开口拼合工字形柱轴压力学性能的影响,对 24 根自攻螺钉与拉铆钉混合连接方式下的双肢开口拼合工字形柱开展试验研究,得到了试件的极限承载力、破坏模式、荷载-应变曲线及荷载-轴向位移曲线等,并将试验结果与纯自攻螺钉连接的双肢开口拼合工字形柱进行对比。结果表明:与纯自攻螺钉连接方式相比,两种混合连接方式的双肢开口拼合工字形短柱极限承载力分别提高了 8.5% 和 8.6%,而中柱分别提高了 18.1% 和 15.9%;连接方式对拼合短柱与中柱的屈曲荷载影响较大,对短柱的极限承载力影响较大,对中柱的极限承载力影响则较小;采用混合连接方式的拼合柱极限承载力普遍高于纯自攻螺钉连接的拼合柱,随连接件纵距增加,混合连接方式下的拼合柱极限承载力均逐步降低,但始终高于纯自攻螺钉连接的拼合柱,说明混合连接能有效提升拼合柱的稳定性;根据试验结果对北美规范的直接强度法进行修正,为采用混合连接的双肢开口拼合柱的极限承载力计算提供参考。

**关键词:**冷弯薄壁型钢;混合连接;双肢开口拼合柱;试验研究;修正直接强度法

中图分类号:TU392

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2025)04-0064-12

## Experimental study on axial compression properties of cold-formed thin-walled steel I-shaped column with hybrid connection

CHU Yunpeng, JIANG Tianyong, CHEN Xueqin, FU Jinrong, XIA Hui

(School of Civil Engineering and Architecture, Southwest University of Science and Technology,  
Mianyang 621010, Sichuan, China)

**Abstract:** In order to analyze the influence of connection mode on the axial compressive mechanical properties of cold-formed thin-walled steel double-limb open-ended assembled I-shaped columns, the experimental study on 24 double-limb open-ended assembled I-shaped columns under the mixed connection mode of self-tapping screws and rivets was carried out. The ultimate bearing capacity, failure mode, load-strain curve and load-axial displacement curve of the specimens were obtained, and the experimental results were compared with those of the double-limb open-ended assembled I-shaped columns connected by pure self-tapping screws. The results show that compared with the pure self-tapping screw connection method, the ultimate bearing

capacity of the double-limb open-ended assembled I-shaped short columns of the two hybrid connection methods is increased by 8.5% and 8.6%, respectively, while the middle column is increased by 18.1% and 15.9%, respectively. The connection mode has a great influence on the buckling load of the short column and the middle column, and has a great influence on the ultimate bearing capacity of the short column, but has little influence on the ultimate bearing capacity of the middle column. The ultimate bearing capacity of the combined column with mixed connection is generally higher than that of the combined column with pure self-tapping screw connection. With the increase of the longitudinal distance of the connector, the ultimate bearing capacity of the combined column with mixed connection is gradually reduced, but it is always higher than that of the combined column with pure self-tapping screw connection, indicating that the mixed connection can effectively improve the stability of the combined column. According to the test results, the direct strength method of the North American code is modified to provide a reference for the calculation of the ultimate bearing capacity of the double-limb split column with hybrid connection.

**Key words:** cold-formed thin-walled steel; hybrid connection; double-limb open-section column; experimental study; modified direct strength method

**Author resume:** CHU Yunpeng (1979-), male, PhD, professor, E-mail: chuyunpeng@swust.edu.cn.

## 0 引言

冷弯薄壁型钢构件宽肢薄壁且多为开口截面,受压时易发生屈曲失稳,因此单肢构件多无法满足独立承载的要求<sup>[1]</sup>。为提高此类构件的承载能力,由C形和U形截面单肢构件通过自攻螺钉等连接件拼接成各种截面形式的多肢构件,被广泛用于结构中。因拼合截面构件的轴压承载力与各单肢构件能否协同工作、拼合处的连接件间距及类型等多种因素有关,这使得拼合截面柱的轴压承载力理论计算变得更为复杂。

目前轴压柱承载力计算方法主要有《冷弯薄壁型钢结构技术规范》<sup>[2]</sup>的有效宽度法及北美规范<sup>[3]</sup>的直接强度法(DSM)。《冷弯薄壁型钢结构技术规范》<sup>[2]</sup>计算拼合柱承载力时仅将各单肢构件的有效截面积进行简单叠加,并未考虑连接件对试件的影响及各单肢试件间的相互作用。北美规范<sup>[3]</sup>的直接强度法则是采用修正长细比的方式计算拼合柱承载力。目前拼合柱单肢间多采用自攻螺钉连接,当柱进入大变形阶段时,易出现自攻螺钉拉脱现象,结构破坏模式中均包含畸变屈曲,畸变屈曲会影响结构屈曲后的强度储备,故考虑将拉铆钉用于拼合柱连接中,以改善拼合柱承载性能。

Stone等<sup>[4]</sup>对拼合的工形截面柱进行试验,结果表明:北美规范中的有效宽度法计算所得结果偏

于保守;刘慧颖<sup>[5]</sup>对开口拼合短柱进行了轴压试验,得出其极限承载力不完全是肢数的倍数关系;李元齐等<sup>[6]</sup>对拼合箱形截面进行轴压试验,结果表明拼合构件轴压承载力比按单肢构件承载力简单叠加提高10%~20%;崔瑶等<sup>[7]</sup>通过对多肢拼合柱进行轴压试验后,基于有效宽度法,提出了组合截面承载力计算方法;Sang等<sup>[8]</sup>对采用自攻螺钉连接的拼合短柱进行试验,给出了柱的局部屈曲承载力计算方法;姚行友等<sup>[9]</sup>对不同横截面和长细比的冷弯薄壁型钢拼合工字形截面进行了轴压试验,提出了拼合工字形截面柱的直接强度法修正公式。Chen等<sup>[10]</sup>提出了一种不锈钢槽钢立柱的直接强度法计算公式,并证明其能准确预测立柱在轴压状态下的极限承载力。聂少锋等<sup>[11-17]</sup>对冷弯薄壁型钢拼合截面柱进行大量研究,明确了螺钉间距、宽厚比与长细比等对极限承载力的影响。Selvaraj等<sup>[18]</sup>对31根CFS双肢闭合箱形截面柱进行了轴压试验,结果表明螺钉间距对极限承载力有一定影响,并提出了北美直接强度法的修正建议。董事尔等<sup>[19]</sup>通过ABAQUS计算轴压作用下拼合柱的极限承载力,通过回归分析建立了采用自攻螺钉连接的柱修正DSM极限承载力计算公式。

为获得轴压力作用下采用自攻螺钉与拉铆钉混合连接下的双肢开口拼合工字形柱的工作机理及力学性能,开展轴压性能试验,基于试验结果对直接强

度法计算公式进行了修正,为该类拼合柱的极限承载力计算提供参考。

## 1 试验概况

### 1.1 试件设计

试件采用 2 个板厚为 1.5 mm、强度为 Q235B 的单肢 C 形截面构件,通过 ST4.8 级自攻螺钉与钉芯直径为 4 mm 的拉铆钉连接拼合而成,截面尺寸见图 1,其中  $h$ 、 $b$ 、 $d$  分别为 C 形截面试件的腹板高度、翼缘宽度、卷边高度, $e$  为连接件相对截面形心轴距离, $R$  为弯角的外半径,此处为  $R=2.4$  mm。构件连接方式见图 2,两种连接方式中的自攻螺钉与拉铆钉的总数量保持一致。依据试件的长细比将其划分为短柱(SC)与中柱(MC)两个系列,以编号 SC50-A 试件为例,表示短柱(柱长  $L=450$  mm),连接件间纵距为 50 mm,A 连接方式,试件基本参数见表 1。

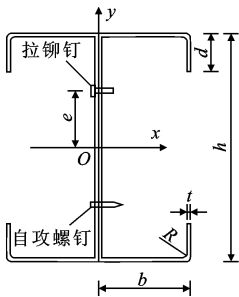


图 1 截面尺寸  
Fig. 1 Section size

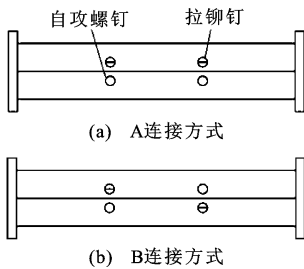


图 2 混合连接方式  
Fig. 2 Mixed connection mode

薄壁构件对加工、安装及运输阶段造成的初始缺陷较为敏感,故在试验前对初始缺陷进行测量,测量时均需将构件平放在刚性面上。拼合构件初弯曲取两单肢 C 形截面试件两端及中部位置读数的平均值,构件的不平整度取测量位置处放置刚性杆和移除刚性杆后读数的差值。试件初始缺陷测量工具如图 3 所示,测量结果见表 2。可以看出,同系列试件初始缺陷相差较小,除极个别试件外,初弯曲与不

表 1 试件基本参数  
Table 1 Basic parameters of specimens

试件编号	连接件纵距/mm	$e$ /mm	$L$ /mm	$h$ /mm	$b$ /mm	$d$ /mm
SC50-A	50	53	450	140	43	15
SC50-B	50	53	450	140	43	15
SC100-A	100	53	450	140	43	15
SC100-B	100	53	450	140	43	15
SC150-A	150	53	450	140	43	15
SC150-B	150	53	450	140	43	15
MC150-A	150	53	1 500	140	43	15
MC150-B	150	53	1 500	140	43	15
MC300-A	300	53	1 500	140	43	15
MC300-B	300	53	1 500	140	43	15
MC450-A	450	53	1 500	140	43	15
MC450-B	450	53	1 500	140	43	15

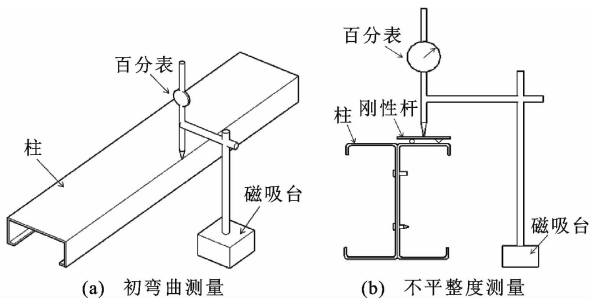


图 3 试件几何缺陷测量

Fig. 3 Measurement of geometric defects of specimens  
平整度最大值均小于  $L/1\,000$ 。

### 1.2 材性试验

依据 GB/T 228.1—2010<sup>[20]</sup> 中的规定,对 3 组冷弯薄壁型钢标准试件进行拉伸试验并取结果均值,得到材料性能指标见表 3。

### 1.3 试验加载

短柱直接放置于万能试验机加载端板和承压端板之间进行加载。长柱则采用长柱试验机开展轴压试验,通过两端设置双向刀铰支座模拟铰接。加载装置如图 4 所示。试件安装就位后,采用垂直对中仪器进行几何对中。随后,施加一定的预加载(约 2 kN),观察试件对称测点处应变值的变化情况,进行物理对中后开始正式加载。加载时采用位移控制,增幅为 0.5 mm,加载速度为  $5\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ ,每级持荷 2 min 后采集数据。当试件截面出现屈曲变形或施加荷载达到预估最大荷载的 80% 后减小加载幅度,荷载达最大值后继续加载,直到荷载下降到最大荷载的 85% 时,停止加载。

### 1.4 应变及位移计布置

短柱与中柱系列试件的位移计与应变片具体布

表 2    初始缺陷测量结果  
Table 2    Initial defect measurement results

试件编号	L/mm	初始缺陷		分枝	截面尺寸						
		不平整度	初弯曲		h/mm	b <sub>1</sub> /mm	b <sub>2</sub> /mm	d <sub>1</sub> /mm	d <sub>2</sub> /mm	t/mm	A <sub>0</sub> /mm <sup>2</sup>
SC50-A	450	0.24	0.39	a	140.00	42.84	42.98	15.31	15.26	1.48	758.91
				b	139.79	42.83	43.05	15.12	15.15	1.48	757.58
SC100-A	450	0.39	0.42	a	139.90	42.88	42.87	14.78	14.53	1.47	754.67
				b	140.04	42.76	42.61	14.33	14.22	1.49	751.72
SC150-A	450	0.38	0.60	a	139.97	43.26	42.93	15.23	15.11	1.48	759.23
				b	139.94	43.01	42.89	15.27	15.07	1.49	758.29
SC50-B	450	0.22	0.37	a	139.67	43.05	43.09	15.21	15.12	1.47	758.16
				b	139.75	43.02	43.93	15.18	15.08	1.48	760.59
SC100-B	450	0.25	0.55	a	139.82	42.91	42.90	14.24	14.16	1.47	751.93
				b	140.13	42.99	42.80	14.25	14.13	1.46	752.71
SC150-B	450	0.11	0.45	a	140.12	42.96	42.97	15.16	15.15	1.47	758.81
				b	139.93	43.14	42.96	15.24	14.93	1.49	758.35
MC150-A	1 501	0.49	0.26	a	139.80	42.91	42.93	15.10	15.08	1.47	757.23
				b	139.91	43.06	42.92	15.12	14.35	1.49	755.85
MC300-A	1 502	0.41	1.17	a	139.99	43.10	42.80	15.17	14.90	1.46	757.64
				b	139.85	42.95	42.84	15.25	15.04	1.47	757.55
MC450-A	1 502	0.51	0.72	a	139.97	42.86	42.93	15.18	15.01	1.48	757.60
				b	139.92	42.86	42.88	15.15	15.03	1.47	757.29
MC150-B	1 502	0.58	0.80	a	139.91	42.86	42.96	15.14	14.93	1.47	757.15
				b	139.88	42.94	42.96	15.26	15.11	1.46	758.20
MC300-B	1 503	0.49	1.25	a	139.99	42.86	42.84	15.48	15.01	1.46	758.29
				b	139.93	42.86	42.87	15.39	14.94	1.47	757.73
MC450-B	1 503	0.50	0.33	a	140.01	42.81	42.87	15.14	14.92	1.46	757.02
				b	139.89	42.85	42.85	15.28	14.96	1.48	757.26

注:  $b_1$ 、 $b_2$  分别为上、下翼缘宽度;  $d_1$ 、 $d_2$  分别为上、下卷边高度;  $A_0$  为单肢 C 形试件截面面积。

表 3    材料性能指标  
Table 3    Material performance indexes

t/mm	屈服强度 $f_y$ /MPa	抗拉强度 $f_u$ /MPa	弹性模量 $E/10^5$ MPa	延伸率 $\delta/\%$
1.5	306.78	350.61	205	30.7

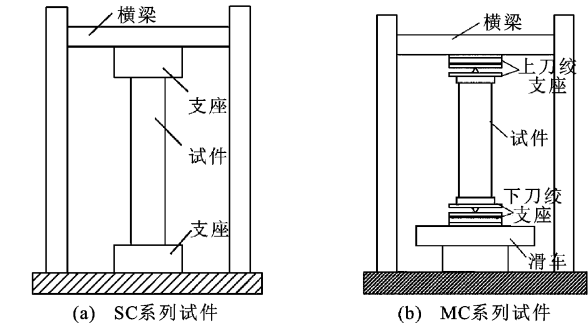


图 4    试验加载装置  
Fig. 4    Test loading device

置见图 5,位移计布置在腹板截面及翼缘单侧 1/2 处,应变片布置在柱中截面 1/2 处的腹板与翼缘处。

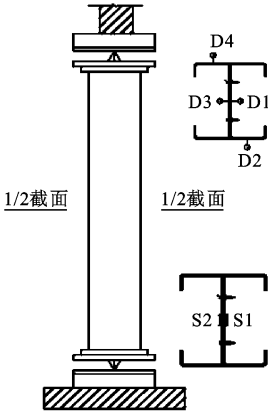


图 5    测点布置  
Fig. 5    Measuring point arrangement

2    试验现象

2.1    短柱系列

短柱系列试件试验现象见图 6~11。可以看出:同组试件的试验现象和破坏特征趋于一致;加载

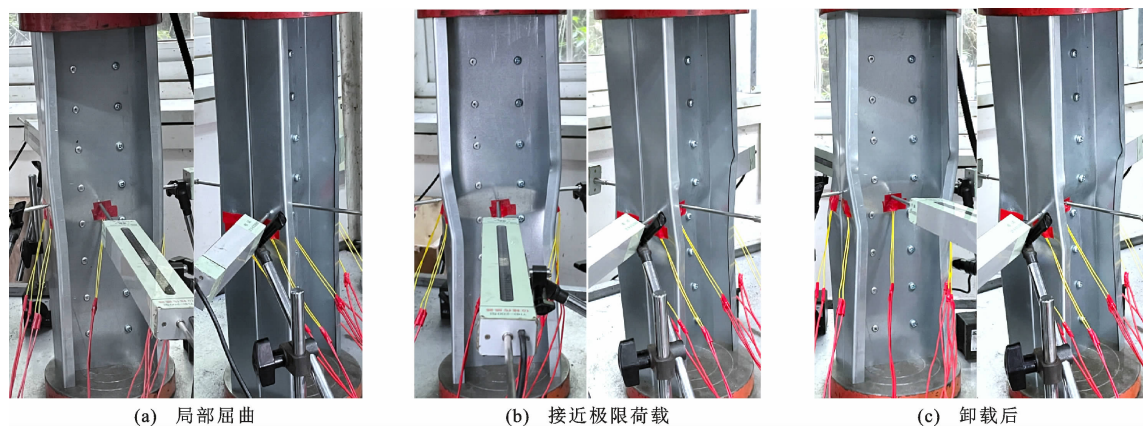


图 6 SC50-A 破坏过程  
Fig. 6 Failure process of SC50-A

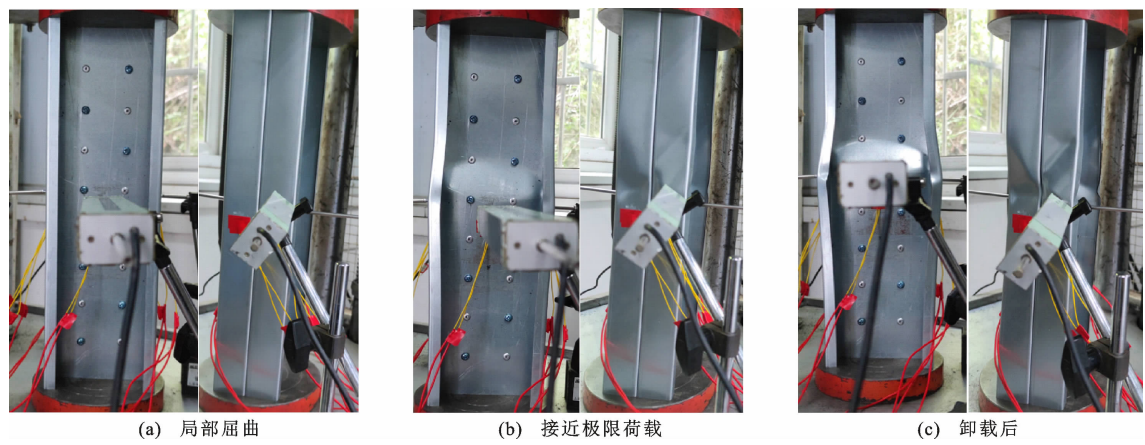


图 7 SC50-B 破坏过程  
Fig. 7 Failure process of SC50-B

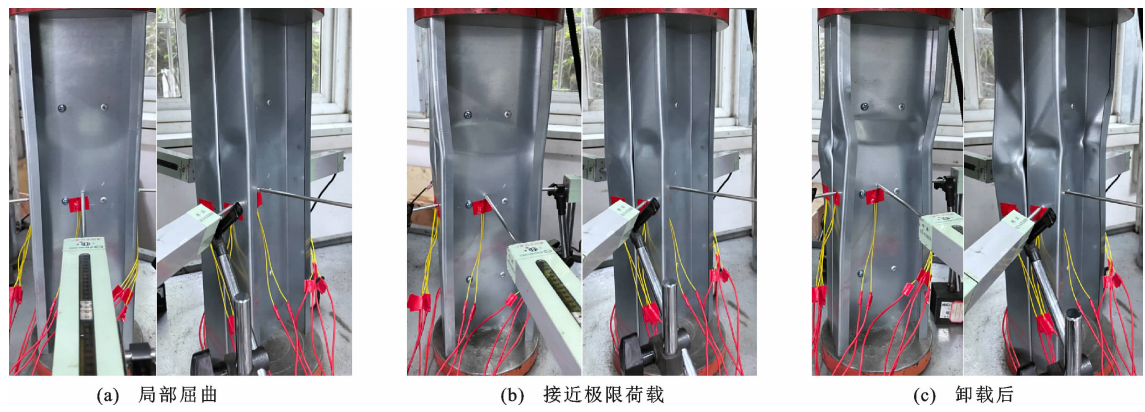


图 8 SC100-A 破坏过程  
Fig. 8 Failure process of SC100-A

初期试件的腹板与翼缘沿长度方向开始出现多个波浪状鼓曲波(局部屈曲);继续加载时逐步出现翼缘卷边楞线的张口变形(畸变屈曲),试件的屈曲模式为局部-畸变相关屈曲。当荷载达峰值时,在变形较大截面处,自攻螺钉与拉铆钉均未发生破坏,拼合效果良好。

进入破坏阶段时,采用 A 连接方式的拼合短柱两分肢变形表现为一肢变形幅度较大而另一肢较小,试件变形的幅度随连接件间距的增加而增大。采用 B 连接方式的拼合短柱两分肢变形较为一致,变形量随连接件纵距增加而增大。

总体而言,采用 A 连接方式的拼合短柱变形幅



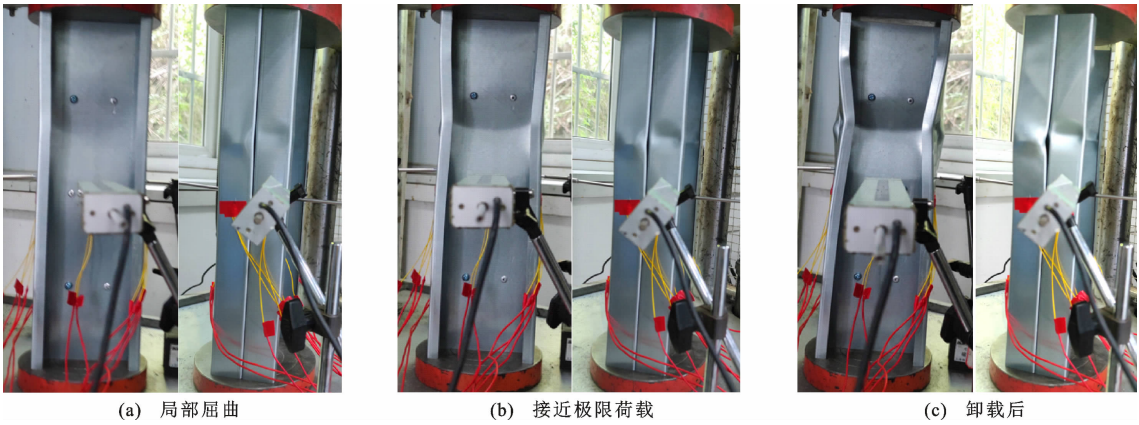


图 9 SC100-B 破坏过程  
Fig. 9 Failure process of SC100-B

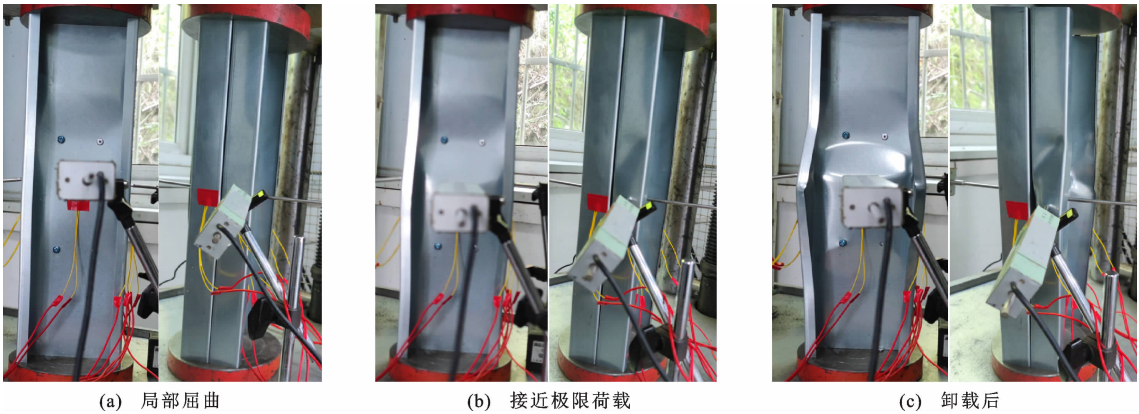


图 10 SC150-A 破坏过程  
Fig. 10 Failure process of SC150-A



图 11 SC150-B 破坏过程  
Fig. 11 Failure process of SC150-B

度大于采用 B 连接方式。连接件纵距的变化对屈曲模式影响较小。短柱系列试件腹板出现 1~2 个屈曲半波,半波长约为 150 mm。

纯自攻螺钉连接的短柱<sup>[21]</sup>与混合连接的拼合短柱破坏模式对比见图 12,纯自攻螺钉连接的短柱各类屈曲模式出现的顺序与混合连接的试件一致,

均为局部-畸变相关屈曲。纯自攻螺钉连接下的拼合短柱翼缘的张口变形明显大于混合连接,且混合连接下的拼合短柱腹板鼓曲程度明显更大,说明拉铆钉与自攻螺钉混合连接能够有效改善拼合构件的畸变屈曲变形程度,但混合连接并未改变拼合短柱的最终屈曲模式。

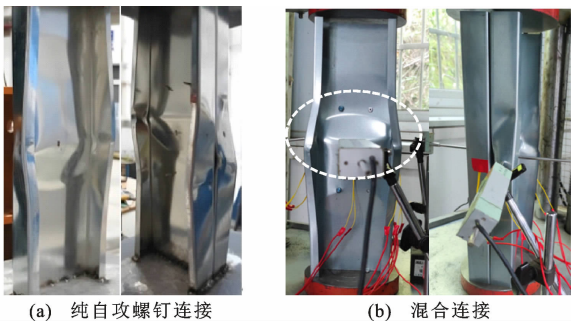


图 12 不同连接方式下的短柱破坏模式对比

Fig. 12 Comparison of short column failure modes under different connection modes

短柱系列试件的极限承载力及破坏模式见表 4。可以看出:混合连接对短柱的屈曲荷载与极限承载力影响都较为明显;A、B 连接方式下,连接件纵距为 150 mm 时的拼合短柱极限承载力与纯自攻螺钉连接的拼合短柱相比分别提高了 8.5%、8.6%;混合连接方式与连接件纵距对拼合短柱极限承载力的影响较小,但仍始终高于纯自攻螺钉连接的拼合短柱,说明连接件纵距在 50~150 mm 范围内变化时对拼合短柱的极限承载力削弱并不明显;当连接件纵距从 50 mm 增加至 100 mm 及 150 mm 时,A 连接方式的短柱屈曲荷载先增大 20.8%后又降低了 22.1%,B 连接方式的短柱屈曲荷载随连接件纵距的增加分别增大 4.7%、62.6%。

表 4 短柱试件破坏模式及荷载特征值

Table 4 Failure modes and load characteristic values of short column specimens

试件编号	破坏模式	屈曲荷载 $P_{cr}/\text{kN}$	极限承载力 $P_t/\text{kN}$	$P_t/P_{cr}$	破坏位置
SC50-A	局部-畸变	102.7	160.8	1.6	$L/2$
SC50-B	局部-畸变	76.4	159.5	2.1	$L/2$
SC100-A	局部-畸变	124.1	156.8	1.3	$2L/3$
SC100-B	局部-畸变	80.0	155.9	1.9	$2L/3$
SC150-A	局部-畸变	80.4	148.0	1.8	$L/2$
SC150-B	局部-畸变	124.2	148.1	1.2	$L/2$
SC150-S <sup>[21]</sup>	局部-畸变	86.0	136.2	1.6	$L/2$

图 13 为短柱荷载-轴向位移( $N-\Delta$ )曲线。由图 13 可知:开始加载时,短柱荷载-位移曲线出现较为缓慢的上升,这是因为荷载克服了初始缺陷(构件断面不平整等);随着荷载的持续增加,加载端板和构件接触紧密,各试件曲线保持线性关系,整体刚度基本保持不变;当加载至临近屈曲荷载时,曲线变成非线性;荷载达峰值点后,曲线迅速下降,试件破坏。通过对比 A、B 连接方式下的短柱荷载-位移曲线发现,加载初期采用 B 连接方式的拼合短柱整体刚度

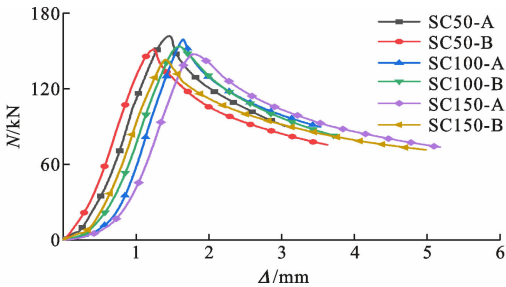


图 13 短柱荷载-轴向位移曲线

Fig. 13 Load-axial displacement curves of short columns

大于采用 A 连接方式,当连接件间距为 50~100 mm 时,采用 A 连接方式的拼合短柱延性优于 B 连接方式。

短柱腹板的荷载-应变( $N-\epsilon$ )曲线见图 14。可以看出,加载到一定程度时,混合连接下拼合短柱跨中腹板两侧的应变数据均开始出现分离后反向的现象,拼合短柱的腹板一侧受拉一侧受压,即试件发生局部屈曲。由图 14(a)、(c)、(e)可以看出,A 连接方式下,连接件纵距分别为 50、100、150 mm 时,短柱发生局部屈曲的荷载分别约为 100、120、80 kN,屈曲后强度储备随纵距增加变化较明显。由图 14(b)、(d)、(f)可以看出,B 连接方式下,连接件纵距分别为 50、100、150 mm 时,短柱发生局部屈曲的荷载分别约为 75、80、120 kN,且屈曲后的强度储备也逐渐降低。对比两种混合连接方式,B 连接方式的短柱屈曲后强度储备高于 A 连接方式。

## 2.2 中柱系列

中柱系列试件试验现象见图 15。可以看出,加载初期中柱试验现象与短柱相似,腹板与翼缘沿长度方向出现多个波浪状鼓曲,随荷载增加局部屈曲加剧,并伴随畸变屈曲,最终破坏模式表现为局部畸变-整体相关屈曲。

对于连接件纵距为 150 mm 与 300 mm 的拼合中柱,A 连接方式下的中柱双侧翼缘均出现了外凹,而 B 连接方式下的中柱只有单侧出现了外凹;对于连接件纵距为 450 mm 的拼合中柱,采用 A 连接方式的中柱只有单侧出现了外凹,而采用 B 连接方式的中柱双侧均出现了外凹。与连接件纵距为 150 mm 与 300 mm 的拼合中柱相比,连接件纵距为 450 mm 的拼合中柱破坏时,双臂间出现了较明显的间隙,加载过程中未见连接件脱落,表明该连接件纵距下采用 B 连接方式的拼合中柱相对偏于不安全。

混合连接与纯自攻螺钉连接的拼合中柱的试验现象对比见图 16。可以看出:两种连接方式下的拼合中柱最终破坏模式一致,但纯自攻螺钉连接的拼



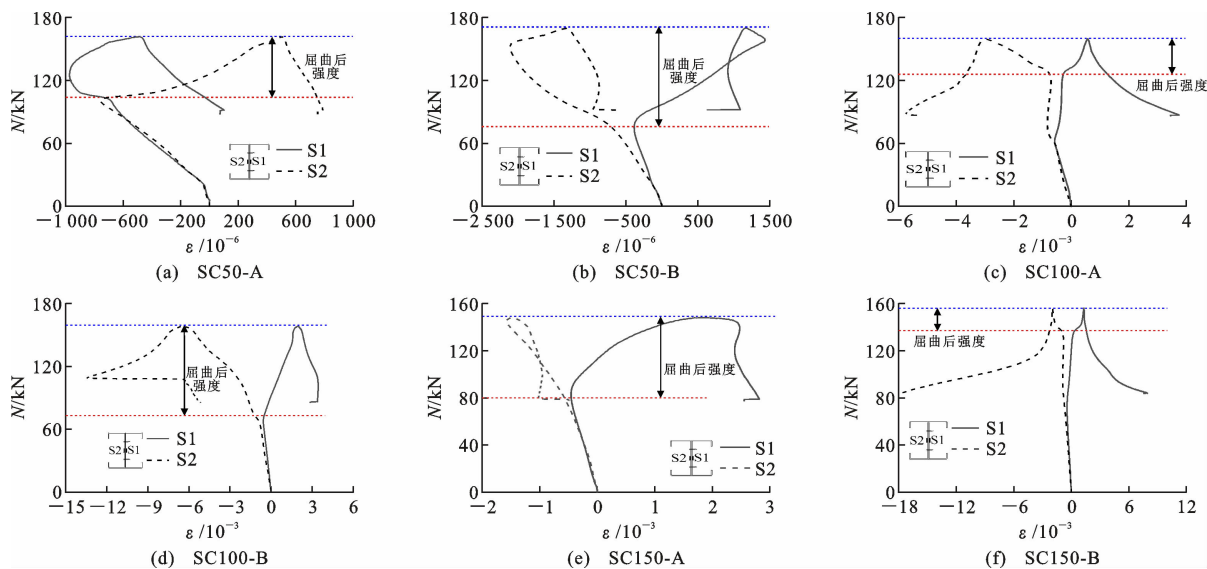


图 14 短柱腹板荷载-应变曲线

Fig. 14 Web load-strain curves of short columns

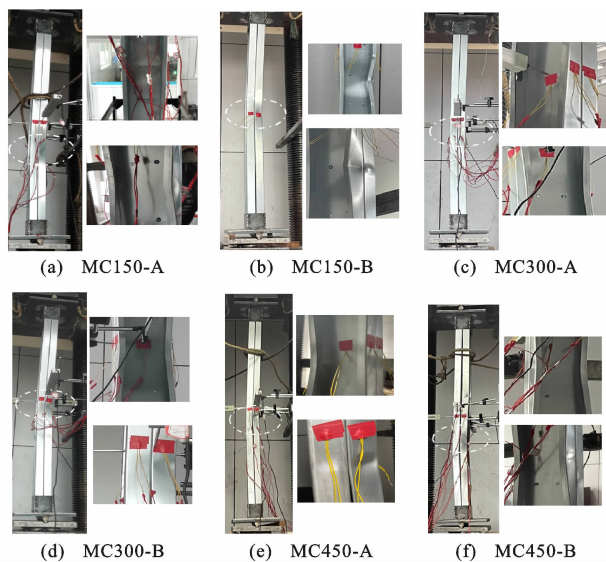


图 15 中柱试验现象

Fig. 15 Experimental phenomenon of middle columns

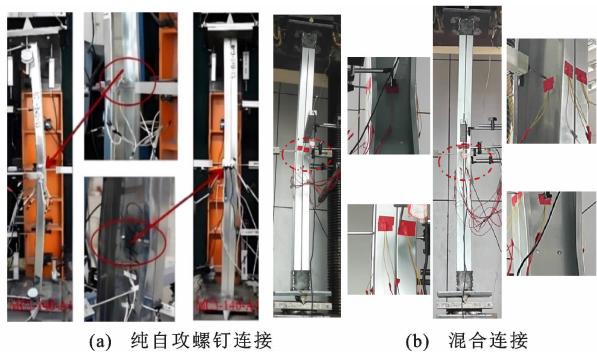


图 16 不同连接方式下的中柱破坏模式对比

Fig. 16 Comparison of middle column failure modes under different connection modes

合中柱整体弯曲幅度大于混合连接,且破坏时翼缘的张口变形较明显,说明混合连接一定程度上可提高拼合中柱的稳定性。

中柱系列试件极限承载力及破坏模式见表 5。与短柱系列试件相同,纯自攻螺钉连接的中柱系列试件<sup>[11]</sup>中各类屈曲模式出现的顺序与混合连接的中柱一致,最终破坏模式也相同,但屈曲荷载大小不同。从表 5 可以看出:混合连接方式对中柱系列试件屈曲荷载影响较小,但对极限承载力影响较大;A、B 两种混合连接方式下,连接件间距为 150 mm 时拼合中柱的极限承载力与纯自攻螺钉连接的拼合中柱相比分别提高了 18.1% 和 15.9%,而屈曲荷载变化较小;混合连接方式与连接件纵距对中柱系列试件极限承载力影响较小,但始终大于纯自攻螺钉连接的拼合中柱,说明连接件间距在 150~450 mm 范围内变化时对拼合中柱的极限承载力影响不明显;当连接件纵距从 150 mm 增加至 300 mm 及 450 mm 时,A 连接方式的拼合中柱屈曲荷载分别降低 19.3%、28.8%,B 连接方式的拼合中柱屈曲荷载分别降低 4.3%、9.5%;与纯自攻螺钉连接的拼合中柱相比,采用混合连接的破坏位置沿柱有下移趋势,这是因为混合连接的拼合中柱采用的连接件不同,导致试件受力分布不均,引起破坏位置下移。

图 17 为中柱荷载-轴向位移曲线。由图 17 可知:在加载初期,中柱系列试件处于弹性阶段;随荷载增加,曲线斜率逐渐由正值变为负值,说明有效截面在减小;达到峰值荷载后,试件破坏。连接件纵距在 300~450 mm 时,采用 B 连接方式的拼合中柱整



表 5 中柱试件破坏模式及荷载特征值

Table 5 Failure modes and load characteristic values of middle column specimens

试件编号	破坏模式	屈服荷载 $P_{cr}/\text{kN}$	极限承载力 力 $P_t/\text{kN}$	$P_t/P_{cr}$	破坏位置
MC150-A	局部-畸变- 弯曲屈曲	92.6	130.9	1.4	2L/5
MC150-B	局部-畸变- 弯曲屈曲	74.6	129.9	1.7	3L/5
MC300-A	局部-畸变- 弯曲屈曲	74.7	130.3	1.7	2L/5
MC300-B	局部-畸变- 弯曲屈曲	71.4	127.8	1.8	L/2
MC450-A	局部-畸变- 弯曲屈曲	65.9	123.4	1.9	L/2
MC450-B	局部-畸变- 弯曲屈曲	67.5	128.6	1.9	2L/5
MC300-S <sup>[21]</sup>	局部-畸变- 弯曲屈曲	70.0	110.3	1.6	L/2

体刚度大于 A 连接方式。

图 18 为中柱系列试件腹板荷载-应变曲线。由图 18 可知,在加载到一定阶段时,中柱跨中腹板处两侧的应变开始出现分离后反向的现象,表明试件发生了局部屈曲。由图 18(a)、(c)、(e)可以看出,当采用 A 连接方式,连接件纵距分别为 150、300、450 mm 时,中柱发生局部屈曲的荷载分别为 90、70、65 kN,屈曲后的强度储备随纵距增加而逐渐增大。由图 18(b)、(d)、(f)可以看出,当采用 B 连接方式,连接件纵距分别为 150、300、450 mm 时,中柱发生局部屈曲的荷载分别为 75、70、65 kN,屈曲后的强度储备随纵距增加变化较小。对比两种混合连接方式,采用 B 连接方式的结构屈曲后强度储备均高于 A 连接方式。

3 拼合柱极限承载力计算方法

3.1 中国规范

当拼合柱采用拉铆钉与自攻螺钉混合连接时,由于拉铆钉自身具有较高的抗拉、抗剪与锁紧能力,相较于纯自攻螺钉连接的拼合柱,在轴压荷载下可以有效地约束板间变形,从而提高其极限承载力。拼合柱在截面拼合连接处得到有效保证时,可将其简化为一个整体截面,依据《冷弯薄壁型钢结构技术规范》<sup>[2]</sup> 计算拼合柱整体截面绕  $y$ - $y$  轴的稳定承载力  $N_u$  [式(1)],计算结果见表 6。

$$N_u = \varphi A_e f$$

(1)

式中: $\varphi$ 为构件的稳定系数,可通过规范<sup>[3]</sup>附表确

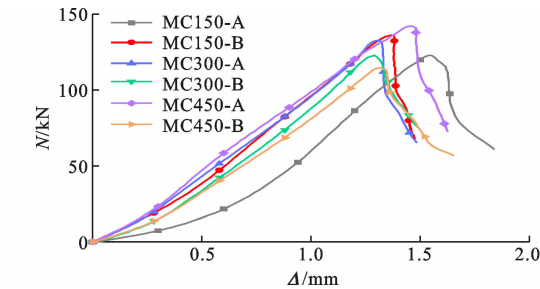


图 17 中柱荷载-轴向位移曲线

Fig. 17 Load-axial displacement curves of middle column

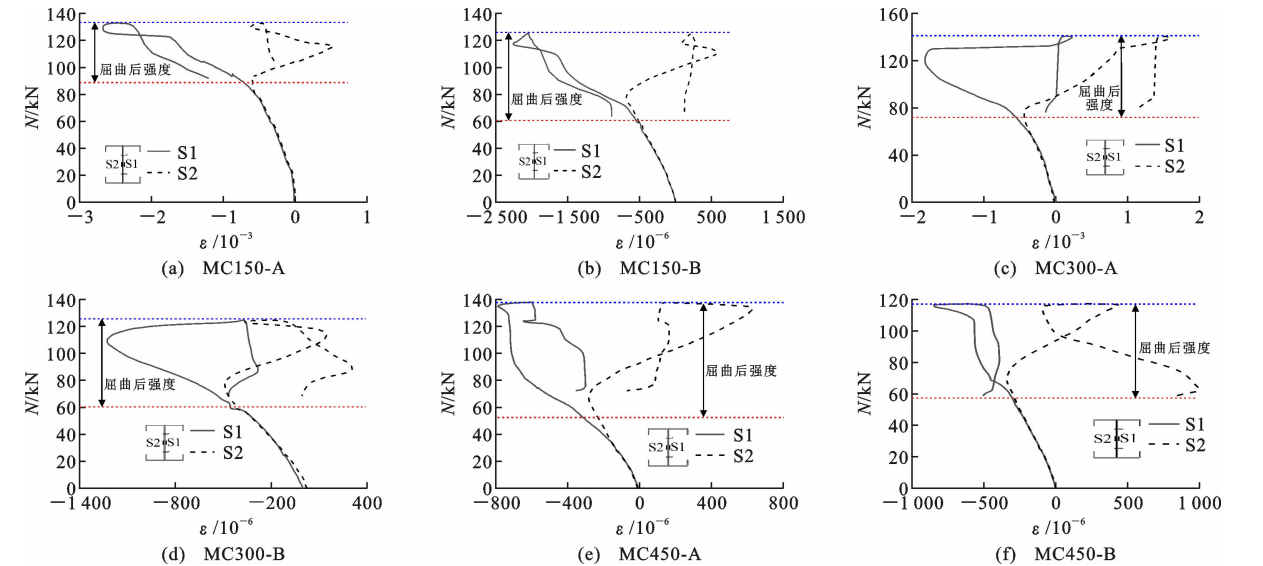


图 18 中柱试件腹板荷载-应变曲线

Fig. 18 Load-strain curves of web of middle column specimens

定; $A_e$  为构件按整体截面计算的有效截面面积,在计算  $A_e$  时,各板件有效宽度算法考虑了相邻板件的约束作用; $f$  为构件材料的强度设计值。

表 6 中国规范计算结果

Table 6 Chinese code calculation results

试件编号	$P_t/\text{kN}$	$N_u/\text{kN}$	$P_t/N_u$
SC50-A	160.8	126.3	1.3
SC50-B	159.5	126.1	1.3
SC100-A	156.8	126.9	1.2
SC100-B	155.9	127.4	1.2
SC150-A	148.0	125.1	1.2
SC150-B	148.1	124.5	1.2
MC150-A	130.9	93.8	1.4
MC150-B	129.9	91.8	1.4
MC300-A	130.3	91.7	1.4
MC300-B	127.8	91.1	1.4
MC450-A	123.4	90.8	1.4
MC450-B	128.6	91.0	1.4

短柱系列试件试验值比按《冷弯薄壁型钢结构技术规范》<sup>[2]</sup> 计算的计算值高 20%,中柱系列试件则高出约 40%,即按此规范计算的拼合柱极限承载力过于保守,安全储备过高,原因是按《冷弯薄壁型钢结构技术规范》<sup>[2]</sup> 计算拼合柱极限承载力时,只是对单肢极限承载力进行简单的数学叠加,并未考虑拼合柱的拼合效应与连接件的影响。

3.2 北美直接强度法

采用有限条法软件 CUFSM 建立拼合柱模型,通过限制拼合截面连接件处的平移与转动自由度,模拟自攻螺钉与拉铆钉对构件拼合截面处的限制作用,从而获得其局部、畸变以及整体屈曲临界应力。北美规范直接强度法对轴压试件承载力  $P_D$  取整体屈曲承载力  $P_{ne}$ 、局部屈曲承载力  $P_{nl}$  以及畸变屈曲承载力  $P_{nd}$  的最小值,其中  $P_{nl}$ 、 $P_{nd}$  的计算公式分别见式(2)、(3)。

$$P_{nl} = \begin{cases} P_{ne} & \lambda_1 \leq 0.776 \\ P_{ne} \left( \frac{P_{cr1}}{P_{ne}} \right)^{0.4} [1 - 0.5 \left( \frac{P_{cr1}}{P_{ne}} \right)^{0.4}] & \lambda_1 > 0.776 \end{cases} \quad (2)$$

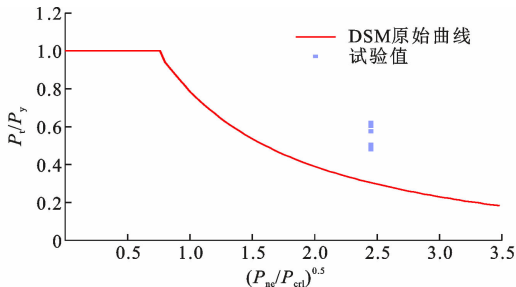
$$P_{nd} = \begin{cases} P_{ne} & \lambda_d \leq 0.561 \\ [1 - 0.25 \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6}] \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6} P_y & \lambda_d > 0.561 \end{cases} \quad (3)$$

式中: $P_{nl}$  为局部屈曲承载力; $\lambda_1 = \sqrt{P_{ne}/P_{cr1}}$ ,  $P_{cr1}$ 、 $P_{ne}$  分别为试件弹性局部屈曲和整体屈曲承载力,  $P_{ne} = A_g f_{ne}$ ,  $P_{cr1} = A_g f_{cr1}$ ,  $f_{ne}$  为弹性整体屈曲临界应力,  $f_{cr1}$  为弹性局部屈曲临界应力,  $A_g$  为全截面面积;  $\lambda_d = \sqrt{P_y/P_{crd}}$ ,  $P_{crd} = A_g f_{crd}$ ,  $f_{crd}$  为弹性畸变屈曲

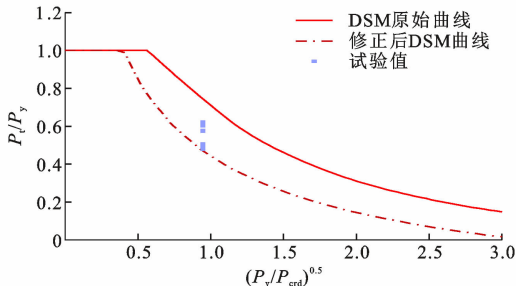
临界应力,  $P_y$ 、 $P_{crd}$  分别为构件全截面屈服荷载和构件的畸变屈曲承载力。

图 19 为拼合截面试验值与直接强度法和修正后直接强度法(DSM)曲线对比。由图 19(a)可以看出,局部-整体相关屈曲中,试验数据的点均落在 DSM 原始曲线上方,说明采用直接强度法预测此类构件的承载力是安全的,而在图 19(b)的畸变屈曲 DSM 曲线中,试验数据的点均处于 DSM 原始曲线下方,即采用直接强度法预测此类构件的承载力偏不安全,故需对此类构件的原始直接强度法计算公式进行修正,使试验所获得的数据点均落在曲线上方。修正后的畸变屈曲直接强度法计算公式为式(4)。

$$P_{nd} = \begin{cases} P_{ne} & \lambda_d \leq 0.397 \\ 0.775 [1.943 - 0.413 \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.604}] \cdot \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.604} P_y - 0.45 & \lambda_d > 0.397 \end{cases} \quad (4)$$



(a) 局部-整体相关屈曲



(b) 畸变屈曲

图 19 拼合截面试验值与直接强度法和修正后直接强度法曲线对比

Fig. 19 Comparison of test values of assembled section with direct strength method and modified direct strength method

4 结 语

(1)与纯自攻螺钉连接的拼合短柱相比,采用 A、B 连接方式的拼合短柱轴压极限承载力分别提高了 8.5%和 8.6%,而中柱系列分别提高了18.1%和 15.9%。

(2)采用 A 连接方式的拼合柱试件极限承载力

普遍高于 B 连接方式,且随连接件纵距增加,采用 A、B 连接方式的拼合柱极限承载力均逐步降低,但始终高于纯自攻螺钉连接的拼合柱,表明混合连接能有效提升拼合柱的稳定性。

(3)连接方式对拼合短柱与中柱的屈曲荷载影响较大,对短柱的极限承载力影响较大,对中柱的极限承载力影响则较小。

(4)AISI S100-2007 中的畸变屈曲直接强度法公式不适用于采用混合连接的拼合工字形柱,本文基于试验结果对其进行了修正,建立了直接强度法计算公式。

## 参考文献:

## References:

[1] 徐吉民,幸坤涛,高向宇,等. 锈损冷弯薄壁卷边槽钢短柱受压承载力试验研究[J]. 工程力学, 2021, 38(4):191-199,210.  
XU Jimin, XING Kuntao, GAO Xiangyu, et al. Experimental investigation on compressive bearing capacity of cold-formed thin-walled lipped channel short columns with corrosion[J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(4): 191-199, 210.

[2] 冷弯薄壁型钢结构技术规范:GB 50018—2002[S]. 北京:中国标准出版社,2003.  
Technical code of cold-formed thin-wall steel structures: GB 50018—2002[S]. Beijing: Standards Press of China, 2003.

[3] North American specification for the design of cold-formed steel structural members: AISI S100-2007 [S]. Washington: American Institute of Steel Construction, 2007.

[4] STONE T A, LABOUBE R A. Behavior of cold-formed steel built-up I-sections [J]. Thin-walled Structures, 2005, 43(12): 1805-1817.

[5] 刘慧颖. 开口拼合冷弯薄壁型钢轴压短柱试验与理论研究[D]. 西安:长安大学,2010.  
LIU Huiying. Experimental and theoretical study on split cold-formed thin-walled steel short columns under axial compression[D]. Xi'an: Chang'an University, 2010.

[6] 李元齐,姚行友,沈祖炎,等. 高强冷弯薄壁型钢抱合箱形截面受压构件承载力试验研究[J]. 建筑结构, 2011,41(6):36-41.  
LI Yuanqi, YAO Xingyou, SHEN Zuyan, et al. Load-carrying capacity of 550 MPa high-strength cold-formed thin-walled steel built-up box section columns[J]. Building Structure, 2011, 41(6): 36-41.

[7] 崔瑶,陈宇彤,宋世聪. 冷弯薄壁型钢多肢拼合柱轴压承载力计算方法对比分析[J]. 建筑钢结构进展, 2019,21(6):89-96.  
CUI Yao, CHEN Yutong, SONG Shicong. Comparison analysis of calculation methods for axial compression capacity of cold-formed thin-walled steel columns with built-up sections[J]. Progress in Steel Building Structures, 2019, 21(6): 89-96.

[8] SANG L R, ZHOU T H, ZHANG L, et al. Local buckling in cold-formed steel built-up I-section columns: experiments, numerical validations and design considerations[J]. Structures, 2023, 47: 134-152.

[9] 姚行友,李潇. 冷弯薄壁型钢拼合工字形截面柱畸变屈曲及相关屈曲轴压性能试验与直接强度法研究[J]. 建筑钢结构进展,2021,23(12):33-46.  
YAO Xingyou, LI Xiao. Tests and direct strength method on the distortional buckling and interactive buckling of cold-formed thin-walled steel built-up I-section columns under axial compression[J]. Progress in Steel Building Structures, 2021, 23(12): 33-46.

[10] CHEN M H, FAN S G, LIU J J, et al. Design of stainless steel lipped channel columns subjected to distortional-global interactive buckling using the direct strength method [J]. Thin-walled Structures, 2022, 179: 109698.

[11] 聂少锋,周天华,袁涛涛,等. 冷弯薄壁型钢拼合箱形截面立柱轴压性能试验研究[J]. 土木建筑与环境工程,2012,34(4):46-52.  
NIE Shaofeng, ZHOU Tianhua, YUAN Taotao, et al. Experimental analysis on behavior of cold-formed steel box built-up section columns under axial compression[J]. Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering, 2012, 34(4): 46-52.

[12] 周天华,聂少锋,刘向斌. 冷弯薄壁型钢开口三肢拼合立柱轴压性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2012, 33(3):22-29.  
ZHOU Tianhua, NIE Shaofeng, LIU Xiangbin. Experimental study on cold-formed steel three limbs built-up section members under axial compression [J]. Journal of Building Structures, 2012, 33(3): 22-29.

[13] LU Y, ZHOU T H, LI W C, et al. Experimental investigation and a novel direct strength method for cold-formed built-up I-section columns [J]. Thin-walled Structures, 2017, 112: 125-139.

[14] 聂少锋,霍洋洋,周天华,等. 冷弯薄壁型钢四肢拼合箱形柱偏压受力性能试验研究与数值分析[J]. 土木

- 工程学报,2016,49(10):1-10,17.
- NIE Shaofeng, HUO Yangyang, ZHOU Tianhua, et al. Experimental study and numerical analysis on cold-formed thin-walled quadruple-limb built-up box-section columns under eccentric compression [J]. China Civil Engineering Journal, 2016, 49(10): 1-10, 17.
- [15] 聂少锋,周天华,周绪红,等. 双肢冷弯薄壁型钢拼合箱形柱受压试验研究与有限元分析[J]. 建筑结构学报,2017,38(10):10-20.
- NIE Shaofeng, ZHOU Tianhua, ZHOU Xuhong, et al. Experimental study and numerical analysis on double limb cold-formed steel built-up closed section columns under compression[J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(10): 10-20.
- [16] 聂少锋,周天华,周绪红,等. 三肢冷弯薄壁型钢拼合双腔箱形柱受压性能试验研究与数值分析[J]. 东南大学学报(自然科学版),2019,49(1):25-33.
- NIE Shaofeng, ZHOU Tianhua, ZHOU Xuhong, et al. Experimental study and numerical analysis on compressive behavior of three-limb built-up cold-formed steel columns with double box section[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2019, 49(1): 25-33.
- [17] 张兴春. 冷弯薄壁型钢拼合工形截面轴压短柱基于“承载力单元”的叠加法研究[D]. 西安:长安大学, 2021.
- ZHANG Xingchun. Research on superposition method “bearing capacity unit” for axial compression of cold-formed steel built-up I-section short column[D]. Xi'an: Chang'an University, 2021.
- [18] SELVARAJ S, MADHAVAN M. Design of cold-formed steel built-up closed section columns using direct strength method[J]. Thin-walled Structures, 2022, 171: 108746.
- [19] 董事尔,杨博,张爱荣. 冷弯薄壁C型钢双肢闭合拼合柱的极限承载力研究[J]. 工业建筑,2022,52(11): 175-180,174.
- DONG Shier, YANG Bo, ZHANG Airong. Research on ultimate bearing capacity of cold-formed thin-walled C-section steel double-limbed closed built-up columns[J]. Industrial Construction, 2022, 52(11): 175-180, 174.
- [20] 金属材料 拉伸试验 第1部分:室温试验方法:GB/T 228.1—2021[S]. 北京:中国标准出版社,2021.
- Metallic materials — tensile testing: part 1: method of test at room temperature: GB/T 228.1—2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021.
- [21] 路延. 冷弯薄壁型钢双肢开口拼合轴压柱失稳机理和承载力设计方法研究[D]. 西安:长安大学,2018.
- LU Yan. Study on instability mechanism and bearing capacity design method of cold-formed thin-walled steel columns with two-limb split axial compression [D]. Xi'an: Chang'an University, 2018.