DOI:10.11918/202507056

冷弯型钢腹板加劲双肢拼合短柱受力性能

李艳春[1],周天华[2],汪志昊[1],乔梦慧[1],王乙兵[1],李伟华[1]

(1.华北水利水电大学 土木与交通学院,郑州 450045;2.长安大学 土木工程与智能建造学院,西安 710018)

摘 要:为研究冷弯型钢腹板加劲双肢拼合短柱的受力性能,通过试验研究、数值模拟和理论分析相结合,系统考察腹板高厚比、加劲角、翼缘宽厚比和螺钉间距等参数对构件力学性能的影响,并对比中国规范 GB/T 50018—2025 和北美规范 AISI S100—2016 中有效宽度法和直接强度法的承载力预测结果。结果表明:试件主要发生畸变屈曲和畸变-局部相关屈曲;极限承载力随加劲角与翼缘宽厚比增大而提高,加劲角为10°和20°时,最大提升幅度分别达22.09%和19.46%;腹板高厚比增大会导致承载力显著下降,降幅为9.45%~22.42%;螺钉间距对中长柱(如2 000 mm和2 500 mm试件)的极限承载力影响更为显著;北美规范 AISI S100—2016 有效宽度法承载力计算结果更接近试验结果,而中国规范 GB/T 50018—2025 有效宽度法和北美规范 AISI S100—2016 直接强度法均偏于保守。在此基础上,结合试验和有限元数据对规范方法进行修正,提出更精确的承载力计算方法,并对其可靠性进行验证。所提出的计算方法兼顾加劲效应与拼合作用,具备较好的预测精度与适用性,为相关规范的修订和设计实践提供理论依据。

关键词:冷弯薄壁型钢;腹板加劲双肢拼合柱;加劲角;计算方法

中图分类号:TU398 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0095-13

Mechanical performance of cold-formed steel web-stiffened double-limb built-up short columns

Li Yanchun[1], Zhou Tianhua[2], Wang Zhihao[1], Qiao Menghui[1], Wang Yibing[1], Li Weihua[1]

(1. School of Civil Engineering and Transportation, North China University of Water Resources and Electric Power, Zhengzhou 450045, China; 2. School of Civil Engineering and Smart Construction, Chang'an University, Xi'an 710018, China)

Abstract: To study the mechanical performance of cold-formed steel web-stiffened double-limb built-up short columns, the effects of parameters, such as the web height-to-thickness ratio, stiffening angle, flange width-to-thickness ratio, and screw spacing, on the mechanical properties of members were systematically investigated by combining experimental research, numerical simulation, and theoretical analysis. In addition, the prediction results of bearing capacity from the effective width method and the direct strength method in the Chinese code GB/T 50018—2025 and the North American code AISI S100—2016 were compared. The results show that the specimens mainly undergo distortional buckling and distortional-local interactive buckling; the ultimate bearing capacity increases with the increase of stiffening angle and flange width-to-thickness ratio, and the maximum improvements reach 22.09% and 19.46% at stiffening angles of 10° and 20°, respectively; the increase in web height-to-thickness ratio leads to a significant decrease in bearing capacity, with a decrease ranging from 9.45% to 22.42%; the screw spacing has a more significant impact on the ultimate bearing capacity of medium-to-long columns (such as 2 000 mm and 2 500 mm specimens); the calculation results of bearing capacity using the effective width method in the North American code AISI S100—2016 are closer to the experimental results, while the effective width method in the Chinese code GB/T 50018—2025 and the direct strength method in the North American code AISI S100—2016 are both conservative. On this basis, the code methods were modified by combining the experimental and finite element data, a more accurate calculation method for bearing capacity was proposed, and its reliability was verified. The proposed calculation method takes into account both the stiffening effect and the built-up effect and has good prediction accuracy and applicability, providing a theoretical basis for the revision of relevant codes and design practice.

Keywords: cold-formed thin-walled steel; web-stiffened double-limb built-up column; stiffening angle; calculation method

收稿日期:2025-07-23;**录用日期**:2025-09-01;**网络首发日期**:2025-10-10

网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251010.1509.004

基金项目:河南省科技攻关项目(242102321151);河南省高等学校重点科研项目(23A560011);河南省基础设施腐蚀防控重点实验室开放基金(HNICP202408);河南省杰出青年科学基金(242300421014);河南省科技攻关项目(242102321152);内蒙古自治区自然科学基金青年基金(2025SHZR1887);河南省自然科学基金青年基金(252300423421)

作者简介:李艳春(1992—),女,副教授,硕士生导师;周天华(1963—),男,教授,博士生导师;李伟华(1971—),女,教授,博士生导师

通信作者:李伟华,liweihua@ncwu.edu.cn

冷弯薄壁型钢(cold-formed thin-walled steel, CFS)因其质轻、高强、截面形式多样、性能优越等特点,普遍作为承重柱、抗侧力体系中的墙架柱等,广泛应用于低多层轻钢结构建筑、模块化建筑、装配式住宅以及既有建筑加固等领域[1]。但其壁厚较薄,极易发生屈曲失稳,导致构件发生破坏。为提高各类构件的极限承载力,学者们[2-6]对冷弯薄壁型钢开展了深入的研究,在原有截面的基础上,提出了不同的截面优化方法,主要包括对腹板和翼缘进行加劲等形式,有效地减小板件的宽厚比,从而提高其承载力和钢材的利用率。

学者们针对加劲单肢构件和无加劲拼合构件展开大量研究,于欣永等[7]通过有限条软件对单肢普通卷边槽钢在翼缘不同位置设计加劲肋进行弹性屈曲应力计算,发现在翼缘中间设置加劲肋稳定性能效果最好。王春刚等[8]分别对不加劲、腹板Σ形和V形加劲的复杂卷边槽钢进行试验和有限元分析,结果表明,对腹板加劲可以大幅度提高试件极限承载力,尤其Σ形腹板加劲承载力提升效果最好。黄丽华等[9]对CFS卷边槽钢不同位置进行加劲,并进行轴压试验和有限元参数分析,给出加劲的弯折深度选择翼缘宽度12%左右的建议,不仅能将构件承载力提升30%,还保留一定的延性。王晓建等[10]对3种不同截面形式的短柱进行轴压试验和理论计算,结果表明,对腹板进行加劲的截面形式可以有效提高试件的极限承载力,试验结果与北美直接强度法计算结果相比,后者偏于保守,说明直接强度法不能很好预测腹板加劲截面形式的承载力。姚永红等[11]对腹板加劲CFS卷边槽钢构件进行轴压试验并提出关于畸变屈曲承载力的计算方法。Landesmann等[12]、Manikandan等[13]和Yap等[14]对加劲CFS卷边槽钢柱构件进行试验和理论研究,并提出该截面的设计方法。姚行友等[15-16]对双肢拼合柱屈曲模式和极限承载力的影响因素展开了研究,并提出拼合截面柱的计算公式。周天华等[17-24]对CFS拼合构件开展了大量的试验和理论研究,在CFS拼合柱子的失稳机制和承载力计算理论等方面有了新的突破。而关于CFS加劲拼合构件研究较少,何子奇等[25]对腹板加劲双肢拼合构件进行压弯试验,研究Σ形加劲、腹板孔位、偏心荷载作用位置对试件屈曲行为和极限承载力的影响,并评估现行各国规范计算方法适用性,结果表明,对腹板进行加劲可以有效抑制腹板局部屈曲,腹板开孔对屈曲模式没有改变,偏心荷载作用位置对试件畸变屈曲行为有显著影响,中美规范计算结果偏于安全。Zhang等[26]对CFS腹板加劲开口截面进行试验与理论研究,共设计4种有限条模型计算其弹性屈曲应力,分别是腹板拼合处板厚的1倍、1.2倍、1.5倍和2倍,将得到弹性屈曲应力代入到北美和澳洲规范中的直接强度法公式进行比较,发现腹板拼合处1.2倍板厚有限条模型计算结果与试验结果,吻合良好且偏于安全。AbuHamd等[27]和Deepak等[28]对加劲拼合构件在试验基础上进行有限元研究,并对北美规范直接强度法进行评估。

综上,对加劲单肢构件和无加劲拼合构件展开了大量研究,但对加劲拼合构件研究却不多。目前,中国规范GB/T 50018—2025《冷弯型钢结构技术标准》[29]有效宽度法和北美规范AISI S100—2016[30]有效宽度法以及直接强度法都是针对单肢C形截面构件提出,对于拼合构件和加劲构件并未有相关规定。大部分学者对CFS拼合构件和CFS加劲构件展开了试验研究与理论分析,并在直接强度法或者有效宽度法的基础上,提出了适用于拼合构件和加劲构件的修正计算公式。然而,加劲构件计算公式主要集中在长细比修正、宽厚比和加载方式影响等方面,对加劲角考虑不足,导致相关计算公式的适用性和精度仍有待进一步验证和完善。因此,本研究对18根CFS腹板加劲单肢柱和36根CFS腹板加劲双肢拼合柱进行轴压试验和数值分析,验证有限元正确性,进而深入研究腹板高厚比、加劲角、螺钉间距等因素对CFS腹板加劲双肢拼合柱屈曲特征和承载力的影响规律。基于分析结果,对几种预测该类构件承载力的现行冷弯薄壁型钢规范进行验证,提出更准确的承载力计算方法,为装配式轻钢结构体系的安全设计与工程应用提供理论依据与实践指导。

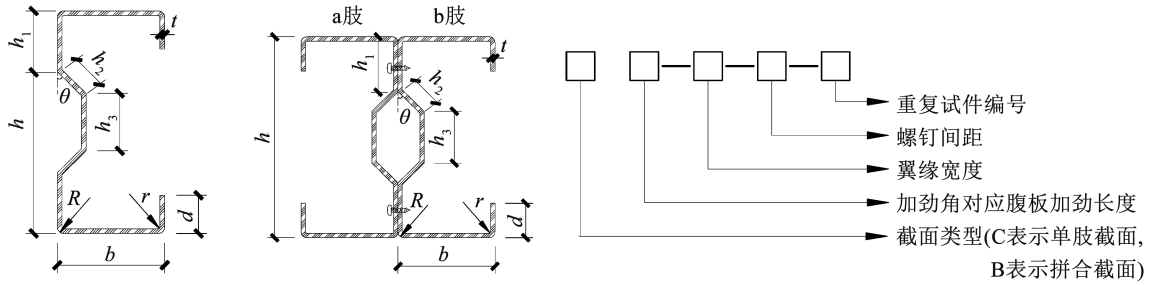
1　试　验

1.1　试件设计与制作

本文共设计2种截面形式,分别是腹板加劲单肢截面和腹板加劲双肢拼合截面,如图1(a)和1(b)所示。

试验主要对CFS腹板加劲双肢拼合短柱屈曲性能和承载力特征进行研究,利用CUFSM有限条软件[31]对试件的弹性屈曲临界荷载进行分析,确定腹板高度为150 mm,翼缘宽度分别为35 mm和50 mm。加劲角分别为30°、45°、60°,腹板加劲长度分别为23.10、28.28、40.00 mm。试件长度为450 mm,厚度为1.5 mm,共6种截面尺寸。试件命名规则如图1(c)所示,如C23.10-35-A1,C代表单肢构件,23.10 mm代表加劲角30°对应的腹板加劲长度,翼缘宽度为35 mm,A1为试件编号。同时对CFS单肢

和双肢柱分别设置 3 个平行试件，以保证试验准确性。两个腹板加劲单肢截面通过自攻螺钉 ST4.8（直径4.8 mm，长度 25 mm）在其腹板处进行拼合形成拼合截面，如图 1（b）所示，设计 100 mm 和 150 mm 两种螺钉间距，螺钉间距布置如图 2 所示。

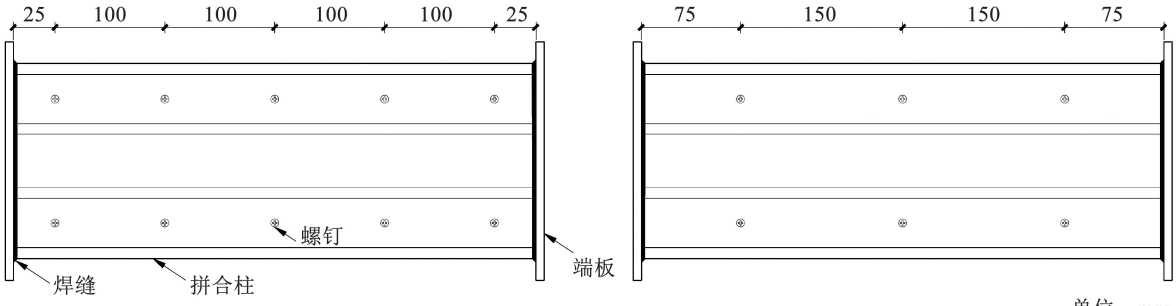


(a) 单肢截面　　(b) 拼合截面　　(c) 试件命名规则

注：b、d 和 h 分别为该截面翼缘宽度、卷边长度和腹板高度，h_2 为腹板加劲长度且把腹板分成3 个直板件，h_1 为连接翼缘部分长度，h_3 为加劲中间部分长度，t 为板厚，θ 为加劲角，R 为弯角外径，r 为弯角内径。

图 1　构件截面形式

Fig. 1　Cross-sectional forms of specimens



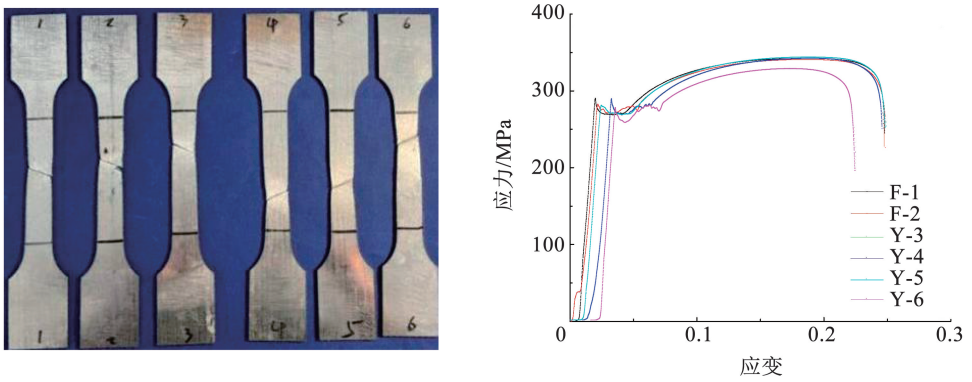
(a) 螺钉间距100 mm　　(b) 螺钉间距150 mm

图 2　螺钉间距布置

Fig. 2　Arrangement of screw spacing

1.2　材性试验

构件材料为 Q235 钢材，板件厚度为 1.5 mm，试验试样分别取自立柱的腹板与翼缘板（沿立柱长度方向截取）。本次材性试验共截取 6 个标准构件，其中，2 个由腹板截取，2 个由左翼缘板截取，2 个由右翼缘板截取，采用 100 kN 微机控制电子万能试验机拉伸构件，试验方法及过程、标准试样尺寸及加工要求均按照 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分：室温试验方法》[32] 中的规定进行。试件断后图及应力-应变曲线如图 3 所示，实测力学性能指标见表 1。



(a) 构件断后图　　(b) 应力-应变曲线

图 3　材性试验

Fig. 3　Material property test

表 1 材性试验结果

Tab. 1 Results of material property test

试样编号	极限应力 f_u/MPa		屈服应力 f_y/MPa		弹性模量 E/GPa	
	试验值	平均值	试验值	平均值	试验值	平均值
F-1	343		269		208	
F-2	341		270		207	
Y-3	345	340.70	271	267.50	206	207
Y-4	342		268		207	
Y-5	344		269		208	
Y-6	329		258		208	

1.3 测点布置

为能准确得到试件变形情况和屈曲模式,对试件进行位移计和应变片布置,如图 4 所示,其中,“D”代表位移计,“S”代表应变片。在柱高 1/2 处分别布置位移计和应变片。对于单肢截面,分别在左右翼缘中间和靠近两侧翼缘与卷边交线处以及前后腹板加劲中间部分布置应变片,位移计则布置在左右翼缘中间和前后腹板加劲中间部分。对于双肢拼合柱截面,应变片布置在 a 肢柱和 b 肢柱左右翼缘中间、a 肢柱和 b 肢柱靠近两侧翼缘与卷边交线处以及 a 肢柱和 b 肢柱腹板加劲中间部分,位移计则布置在双肢拼合柱截面 a 肢柱右翼缘中间和腹板加劲中间部分以及 b 肢柱左翼缘中间和腹板加劲中间部分。

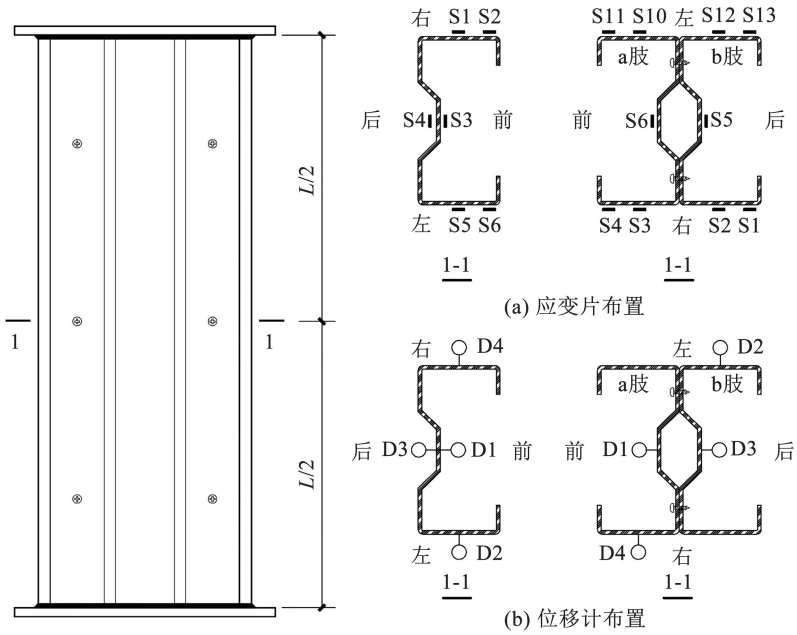


图 4 测点布置

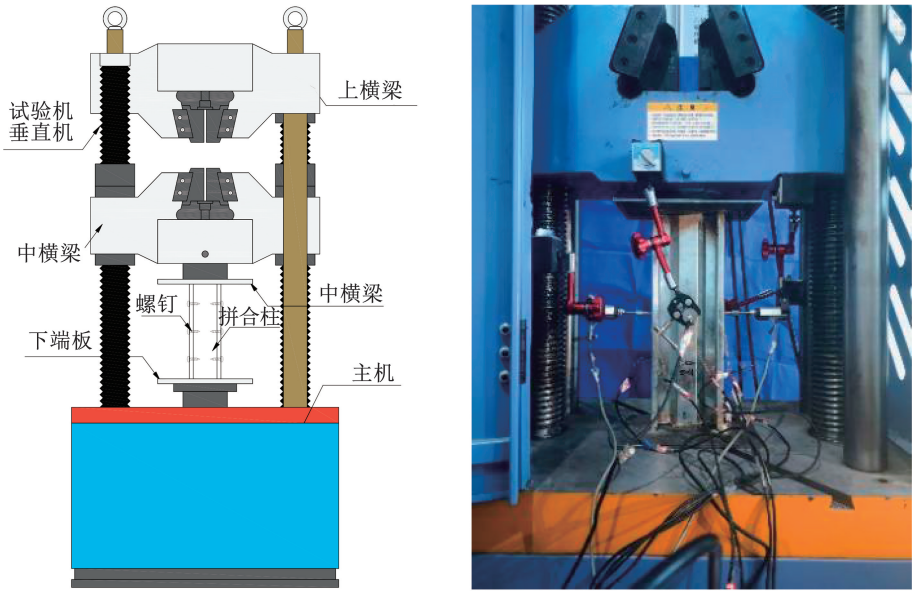
Fig. 4 Arrangement of measurement points

1.4 试验装置及加载机制

本试验采用 WA-1000CI 型电液伺服万能试验机加载系统,装置如图 5 所示。通过 DH3816 静态测试仪器采集试验试件位移测量值和应变值。为使试件加载端均匀受力,对柱两端焊接 280 mm × 200 mm × 16 mm 的端板。在加载前将构件进行几何对中,试件安装后首先施加 1 kN 的预应力,并使其固定,然后暂停加载,观察采集器上应变片和位移计数是否正常。随后开始进行位移加载,加载速率为 0.5 mm/min,启动加载装置施加荷载的同时,开始采集应变片及位移计的数据,荷载降至极限荷载的 75% 时停止加载,结束试验。

1.5 试验现象及其结果分析

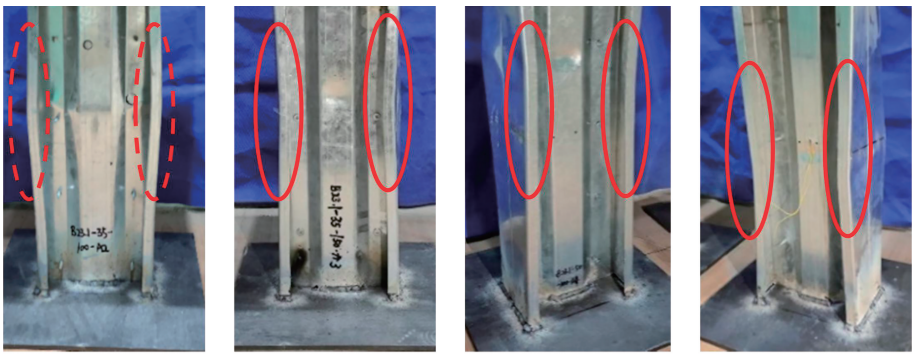
B23.10 系列试件主要发生畸变屈曲和畸变–局部相关屈曲。试件在加载前期没有发生任何变化,随着荷载不断增大,试件开始发生变形,除 B23.10-50-100-A1 试件变形靠近上端部,其他试件变形均发生在中部。试件 B23.10-35-100-A2 和 B23.10-35-150-A3 在两侧翼缘与卷边交线处分别发生外张或者内收,带动其对应的腹板发生内凹变形和外凸变形,试件发生畸变屈曲。试件 B23.10-50-100-A1 和 B23.10-50-150-A3 两侧翼缘–卷边交线处都发生外张或内收后,翼缘发生鼓曲和凹陷,试件发生畸变–局部相关屈曲,试件破坏形态如图 6 所示。图中红色实线框和红色虚线框分别表示翼缘与卷边交线处出现内收和外张,蓝色线框表示板件发生鼓曲或凹陷局部屈曲现象,以下试件破坏图中的线框同理。



(a) 示意图　　(b) 实物图

图 5　加载装置

Fig. 5　Loading device

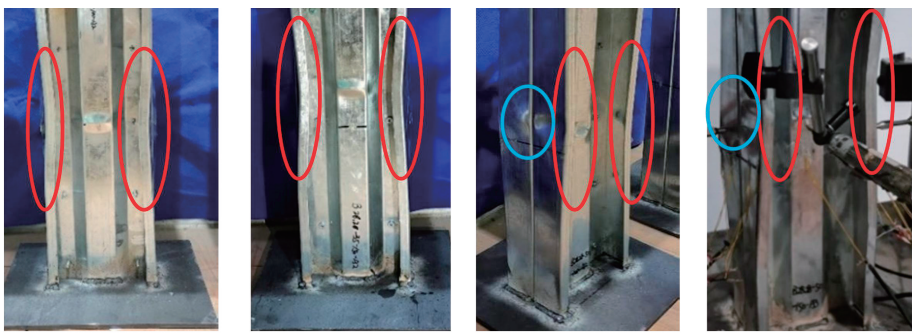


(a) B23.10-35-100-A2　(b) B23.10-35-150-A3　(c) B23.10-50-100-A1　(d) B23.10-50-150-A3

图 6　B23.10 系列试件试验现象

Fig. 6　Test phenomena of B23.10 series specimens

B28.28 系列试件主要发生畸变屈曲和畸变–局部相关屈曲。试件在加载前期没有发生任何变化，随着荷载不断增大，所有试件变形均发生在沿柱长 1/2 处。试件 B28.28-35-100-A2 和 B28.28-35-150-A3 在两侧翼缘与卷边交线处发生外张或者内收，带动其对应的腹板发生内凹变形和外凸变形，试件发生畸变屈曲。试件 B28.28-50-100-A2 和 B28.28-50-150-A3 两侧翼缘与卷边交线处都发生外张或内收后，翼缘发生鼓曲或内陷，试件发生畸变–局部相关屈曲，如图 7 所示。

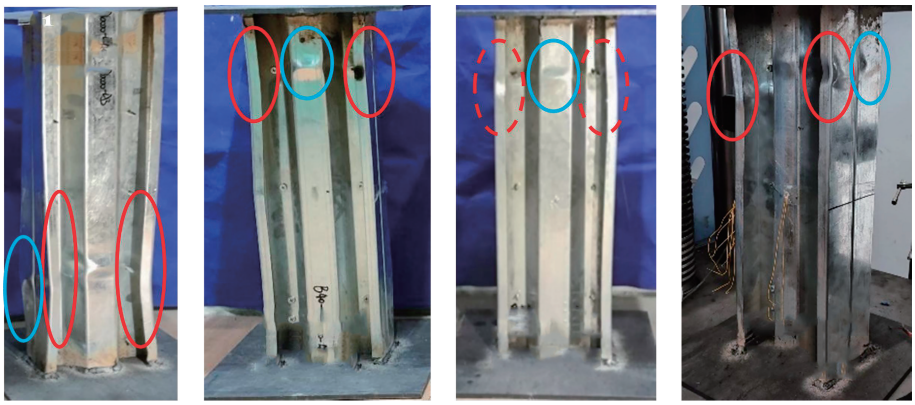


(a) B28.28-35-100-A2　(b) B28.28-35-150-A3　(c) B28.28-50-100-A2　(d) B28.28-50-150-A1

图 7　B28.28 系列试件试验现象

Fig. 7　Test phenomena of B28.28 series specimens

B40.00 系列试件全部发生畸变–局部相关屈曲。试件在加载前期没有发生任何变化,随着荷载不断增大,除了试件 B40.00-35-100-A3 变形发生在下部端部,其他所有试件变形均发生在上部端部。试件在两侧翼缘与卷边交线处发生外张或者内收且带动其对应的腹板发生内凹变形和外凸变形后,翼缘发生鼓曲或内陷,试件均发生畸变–局部相关屈曲,试件的破坏形态如图 8 所示。



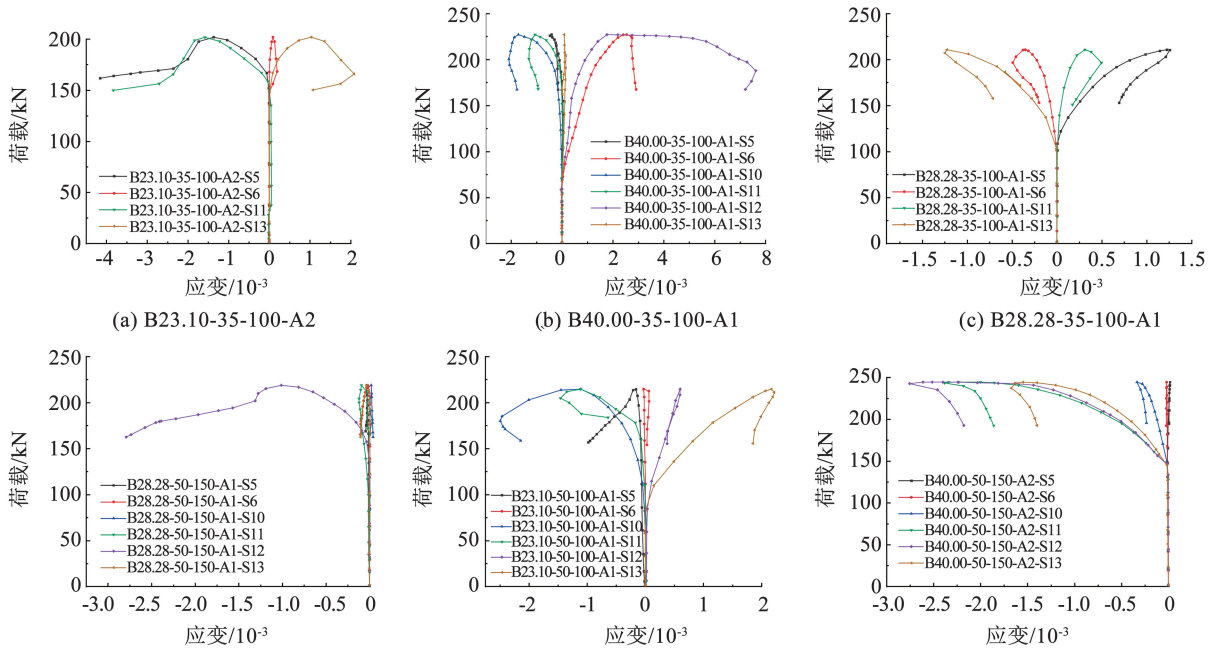
(a) B40.00-35-100-A3 (b) B40.00-35-150-A1 (c) B40.00-50-100-A2 (d) B40.00-50-150-A1

图 8 B40.00 系列试件试验现象

Fig. 8 Test phenomena of B40.00 series specimens

1.5.1 荷载–应变曲线

观察荷载–应变曲线可以判断试件的屈曲模式。在凸起位置的应变片会被拉伸,采集到的数据为正值,同理在凹陷处的应变数据为负。其中,S5 和 S6 分别表示 a 肢柱和 b 肢柱腹板处应变片,S11 和 S13 分别是 a 肢柱和 b 肢柱翼缘与卷边交线处应变片,S10 和 S12 分别是 a 肢柱和 b 肢柱翼缘板处应变片,荷载–应变曲线如图 9 所示。分别以试件 B23.10-35-100-A2 和 B23.10-50-100-A1 为例,试件 B23.10-35-100-A2 在加载的开始阶段,大部分试件应变与荷载呈线性,应变片的实测值向负方向变大的趋势,即都是处于受压状态,说明此时还没有出现屈曲,当达到某个荷载值时,S5 和 S6 分别为负值和正值,S11 和 S13 分别为负值和正值,表明腹板内凹变形和外凸变形,翼缘与卷边交线处发生内收和外张,试件发生畸变屈曲。试件 B23.10-50-100-A1 在 a 肢柱翼缘板上的应变片 S10 为负值,说明翼缘发生向内凹变形,b 肢柱翼缘板上的 S12 为正值,说明翼缘发生向外鼓曲破坏,S11 和 S13 分别为负值和正值,表明翼缘–卷边交线处发生内收和外张,试件发生畸变–局部相关屈曲破坏。



(a) B23.10-35-100-A2 (b) B40.00-35-100-A1 (c) B28.28-35-100-A1

(d) B28.28-50-150-A1 (e) B23.10-50-100-A1 (f) B40.00-50-150-A2

图 9 荷载–应变曲线

Fig. 9 Load–strain curves

1.5.2　承载力试验结果

54 根试验试件的极限承载力及破坏模式见表 2。对于长度 450 mm 的拼合柱试件，螺钉间距从 100 mm 增加到 150 mm，试件的极限承载力变化较小，另外，改变螺钉间距对于长度 450 mm 拼合柱的屈曲模式也没有影响。

试件极限承载力随加劲角增加而增大。当试件翼缘宽度为 35 mm，螺钉间距为 100 mm，加劲角从 30°增加到 45°，各个拼合试件增幅为 3% ~6%，当加劲角从 45°增加到 60°，各个拼合试件增幅为 5% ~8%。同理，保持翼缘宽度不变，螺钉间距为 150 mm，各个拼合试件增幅随加劲角增加分别为 4% ~7% 和 5% ~6%。在试件翼缘宽度为 50 mm，螺钉间距为 100 mm 条件下，各个拼合试件增幅随加劲角增加分别为 4% ~5% 和 8% ~10%，当螺钉间距为 150 mm，各个拼合试件增幅随加劲角增加分别为 2% ~3% 和 10% ~11%。总体来说，各个拼合试件随加劲角增大极限承载力增幅为 2% ~11%，说明加劲角在 30° ~60°对拼合柱极限承载力具有一定影响。

试件极限承载力随翼缘宽厚比增大而增大。当螺钉间距为 100 mm，各个 B23.10 系列、B28.28 系列和 B40.00 系列拼合试件分别随翼缘宽厚比增大极限承载力增幅为 5% ~7%、6% ~7% 和 6% ~11%，当试件螺钉间距 150 mm 时，各个 B23.10 系列、B28.28 系列和 B40.00 系列拼合试件极限承载力增幅分别为 5% ~9%、4% ~5% 和 8% ~10%。总体来说，各个拼合试件随翼缘宽厚比增大极限承载力增幅为 4% ~11%，说明翼缘宽厚比对 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的极限承载力影响显著。

表 2　构件极限承载力结果

Tab.2　Results of ultimate bearing capacity of members

试件编号	P_t/ kN	P_A/ kN	屈曲模式	P_A/P_t	试件编号	P_t/ kN	P_A/ kN	屈曲模式	P_A/P_t
C23.10-35-A1	97.57	98.45	D	1.01	B28.28-35-150-A1	209.58	216.14	D	1.03
C23.10-35-A2	98.47	99.54	D	1.01	B28.28-35-150-A2	210.52	216.85	D	1.03
C23.10-35-A3	98.96	100.41	D	1.01	B28.28-35-150-A3	211.72	219.74	D	1.04
C23.10-50-A1	106.10	108.66	D-L	1.02	B40.00-35-100-A1	227.04	226.39	D-L	1.00
C23.10-50-A2	104.90	107.57	D-L	1.03	B40.00-35-100-A2	223.85	224.54	D-L	1.00
C23.10-50-A3	104.50	108.42	D-L	1.04	B40.00-35-100-A3	223.72	225.41	D-L	1.01
C28.28-35-A1	104.03	107.79	D	1.04	B40.00-35-150-A1	220.94	225.91	D-L	1.02
C28.28-35-A2	103.03	105.77	D	1.03	B40.00-35-150-A2	223.34	224.64	D-L	1.01
C28.28-35-A3	105.10	110.14	D	1.05	B40.00-35-150-A3	224.74	224.78	D-L	1.00
C28.28-50-A1	108.73	110.96	D-L	1.02	B23.10-50-100-A1	214.56	218.75	D-L	1.02
C28.28-50-A2	111.71	112.50	D-L	1.01	B23.10-50-100-A2	215.84	216.25	D-L	1.00
C28.28-50-A3	110.88	110.31	D-L	0.99	B23.10-50-100-A3	214.12	217.52	D-L	1.02
C40.00-35-A1	112.65	115.67	D-L	1.03	B23.10-50-150-A1	212.08	218.79	D-L	1.03
C40.00-35-A2	110.96	111.69	D-L	1.01	B23.10-50-150-A2	216.09	219.54	D-L	1.02
C40.00-35-A3	109.91	110.70	D-L	1.01	B23.10-50-150-A3	216.64	217.58	D-L	1.00
C40.00-50-A1	119.99	121.72	D-L	1.01	B28.28-50-100-A1	223.11	227.00	D-L	1.02
C40.00-50-A2	120.41	120.30	D-L	1.00	B28.28-50-100-A2	224.95	226.57	D-L	1.01
C40.00-50-A3	121.42	122.07	D-L	1.01	B28.28-50-100-A3	224.66	227.58	D-L	1.01
B23.10-35-100-A1	203.64	205.50	D	1.01	B28.28-50-150-A1	218.82	230.89	D-L	1.06
B23.10-35-100-A2	201.56	202.45	D	1.00	B28.28-50-150-A2	220.26	224.51	D-L	1.02
B23.10-35-100-A3	200.93	202.74	D	1.01	B28.28-50-150-A3	221.92	223.47	D-L	1.01
B23.10-35-150-A1	201.76	203.61	D	1.01	B40.00-50-100-A1	240.89	245.99	D-L	1.02
B23.10-35-150-A2	200.89	202.14	D	1.01	B40.00-50-100-A2	244.16	245.78	D-L	1.01
B23.10-35-150-A3	198.64	200.98	D	1.01	B40.00-50-100-A3	247.22	250.91	D-L	1.01
B28.28-35-100-A1	210.71	211.76	D	1.00	B40.00-50-150-A1	242.30	252.14	D-L	1.04
B28.28-35-100-A2	209.35	211.88	D	1.01	B40.00-50-150-A2	244.46	245.52	D-L	1.00
B28.28-35-100-A3	212.32	215.73	D	1.02	B40.00-50-150-A3	243.31	245.67	D-L	1.01

注：P_t 为试验极限承载力，P_A 为有限元极限承载力，D 表示畸变屈曲，D-L 表示畸变-局部相关屈曲。P_A/P_t 平均值为 1.01，标准差为 0.01。

2 有限元分析

2.1 有限元模型的建立

根据 1.2 节材性试验结果，屈服强度 f_y = 267.5 MPa，弹性模量 E = 174 GPa，泊松比 υ = 0.3。有限元模型均采用试件的实际尺寸，构件的上、下端板均采用解析刚体，有限元模型拼合柱采用 S4R 壳体单元，自攻螺钉采用 C3D8R 实体单元。本研究将有限元模型的各部件网格尺寸设置为5 mm × 5 mm，螺钉采用自由划分，网格大小为 1 mm × 1 mm。端板与柱端采用 Tie 连接，腹板与腹板采用 Surf-Surf 接触，螺钉与螺钉孔采用 Tie 连接。为确保加载方式为轴向荷载，分别在上、下端板中心位置建立参考点 RP-1 与 RP-2，RP-1 点约束所有自由度，RP-2 点仅释放轴向平动自由度并施加轴向荷载，如图 10 所示。

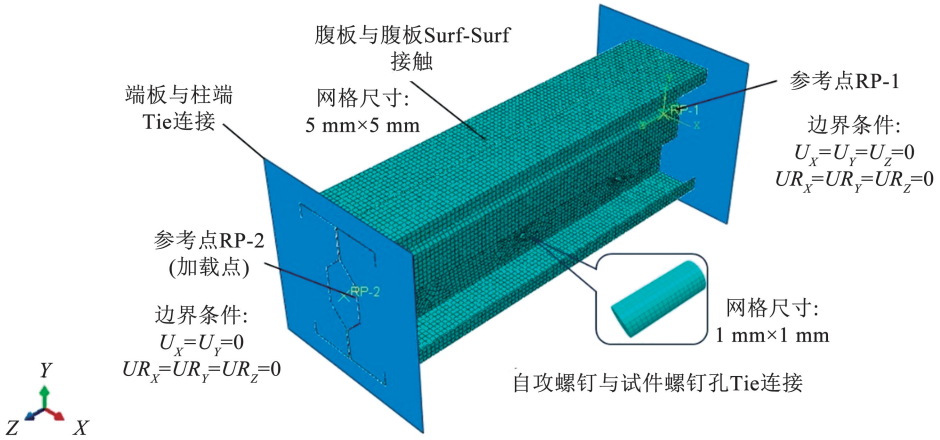


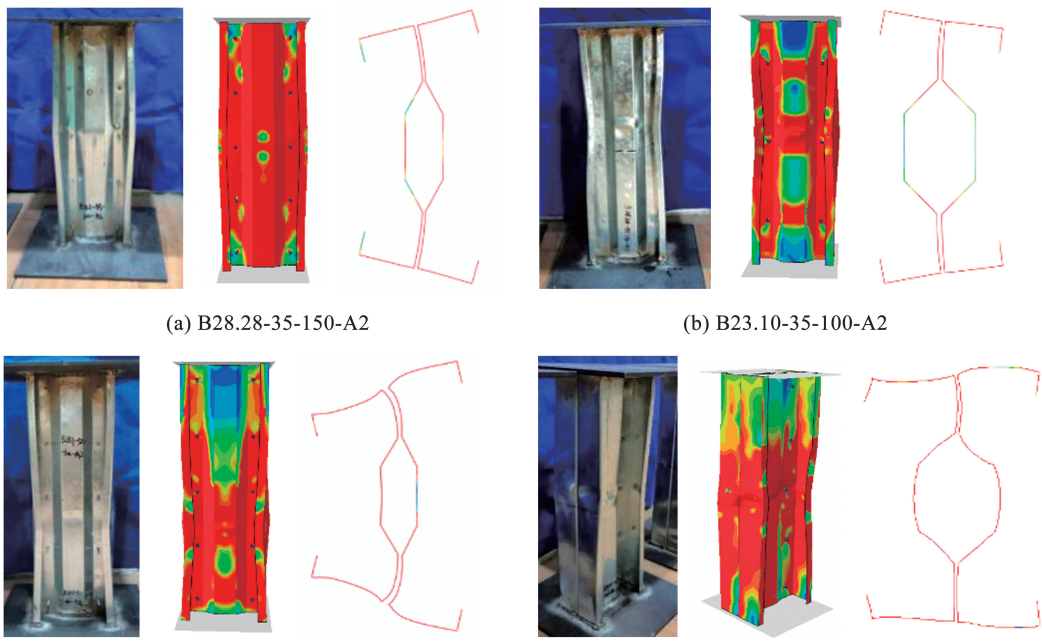
图 10 有限元模型

Fig. 10 Finite element model

2.2 有限元模型验证

2.2.1 破坏模式与承载力对比

为验证有限元模型的正确性，采用试验试件的实际测量尺寸建立模型，并且考虑试件在加工及焊接中产生误差，通过特征值分析在屈曲变形较大的模态下引入初始缺陷。如图 11 所示，以 B23.10 和 B28.28 系列试件为例，试件破坏形态的有限元结果与试验结果对比可以看出，各个试件破坏位置与有限元分析的破坏位置一致，与试验吻合良好，符合要求。由表 2 分析可以得到，有限元构件计算的极限承载力与试验极限承载力之比平均值为 1.01，标准差为 0.01，且两者极限承载力非常接近，说明建立的有限元模型是可靠的，可为有限元变参数分析奠定基础。



(a) B28.28-35-150-A2 (b) B23.10-35-100-A2

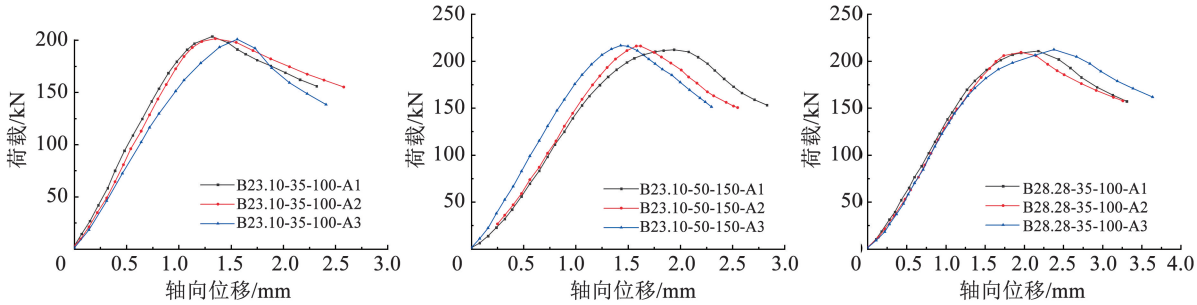
(c) B23.10-50-100-A2 (d) B28.28-50-100-A2

图 11 试件有限元结果与试验结果对比

Fig. 11 Comparison between finite element results and experimental results of specimens

2.2.2　荷载–轴向位移曲线对比

图 12 给出了试验与有限元的荷载–轴向位移曲线对比，当试件达到极限荷载之前，有限元分析结果与试验曲线的刚度有所差异，但是二者曲线的变化趋势基本一致，且极限荷载相近。具体而言，有限元模拟曲线表现更为陡峭是因为有限元模型为理想化试件，未考虑实际工程中的各种不利因素，其整体刚度较试验试件更大。相比之下，试验曲线呈现相对平缓的上升趋势，这主要是实际试件存在初始几何缺陷、焊接残余应力、试件拼装误差等因素的影响，导致其刚度有所降低。在荷载下降阶段，有限元模拟曲线与试验曲线表现出不同的下降速率，有限元结果的下降趋势相对平缓，而试验曲线下降更为急剧。这种差异主要源于在试件达到极限承载力后进入下降阶段，其承载能力显著降低，同时屈曲变形迅速增大。此外，初始几何缺陷的分布差异会影响鼓曲变形的发展速率，从而导致有限元模拟结果与试验得到的荷载–轴向位移曲线在下降段的斜率存在一定偏差，但两者的整体变化趋势仍保持较好的一致性。



(a) B23.10-35-100　(b) B23.10-50-150　(c) B28.28-35-100

图 12　试验与有限元荷载–轴向位移曲线对比

Fig. 12　Comparison of axial load–displacement curves between experiment and finite element models

3　有限元参数分析

3.1　腹板高厚比的影响

其他截面尺寸不变的条件下，仅改变试件厚度来研究对腹板加劲双肢拼合柱屈曲模式和极限承载力的影响。选取腹板高厚比为 75 ~ 150，共计 30 个构件。构件在不同腹板高厚比下的极限荷载见表 3。可以看出，在轴压条件下，随着截面高厚比（h/t）逐渐增大，试件的极限承载力明显降低。对于翼缘宽度为 35 mm 的试件来说，3 个不同截面试件的高厚比（h/t）从 75 增至 150 时，对应的极限承载力降幅分别为 51.87%、52.55% 和 54.34%。对于翼缘宽度为 50 mm 的试件，3 个不同截面试件的极限承载力降低约为 56%。而且可以看出，厚度可以改变试件屈曲模式，除了 B40.00-35-100 试件和 B40.00-50-100 试件发生畸变–局部相关屈曲，其他 4 个试件均发生屈曲变化。以 B23.10-35-100 试件为例，截面高厚比为 75 ~ 100，试件发生畸变屈曲，截面高厚比为 125 ~ 150，试件发生畸变–局部相关屈曲。不同截面试件高厚比变化的下降段趋势相近。

3.2　加劲角的影响

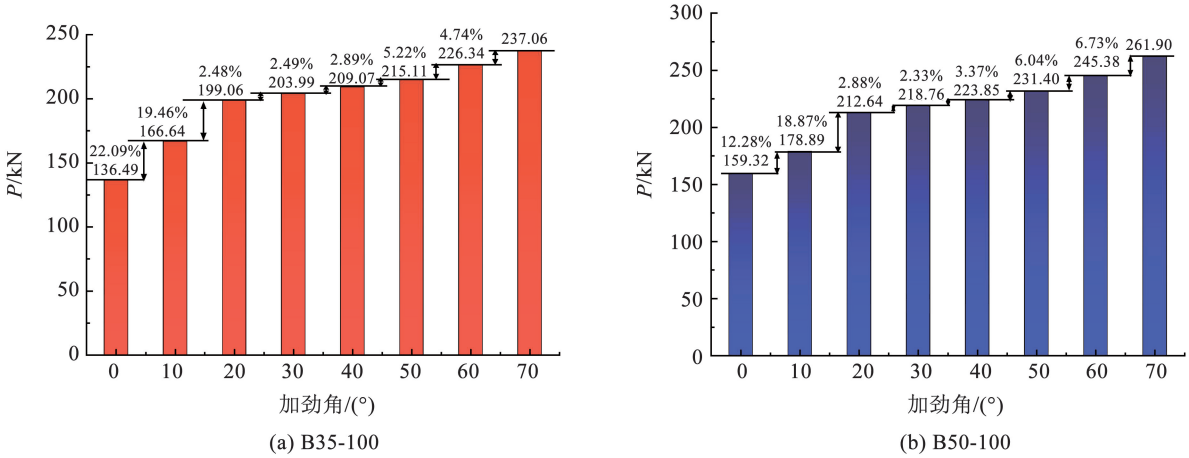
本文试验和 Zhang 等[33]在有限元变参分析中都对加劲角 30°、45°、60°进行屈曲模式和极限承载力研究，且对其他加劲角研究比较少。为进一步探究加劲角对拼合柱极限承载力的影响，分别以翼缘宽度 35 mm 和 50 mm 的试件，螺钉间距为 100 mm，在保持其他截面尺寸不变下，仅改变加劲角且分别选取 0°、10°、20°、30°、40°、50°、60° 和 70°，共计 16 个试件，荷载–加劲角结果如图 13 所示。可以看出，改变加劲角对腹板加劲双肢拼合柱的极限承载力有一定的影响，随着加劲角不断增大，试件的极限承载力逐渐增加。对于 B35-100 组试件，当加劲角在 0° ~ 20°变化时，加劲角每增加 10°其极限承载力分别提升了 22.09% 和 19.46%，承载力提升显著，当加劲角在 20° ~ 70°变化时，试件极限承载力随加劲角增大，其增幅为 2.48% ~ 5.22%，可以看出与前面相比，试件极限承载力增加幅度相对较小。同理，对于 B50-100 试件，当加劲角分别为 10°和 20°，试件极限承载力增幅分别为 12.28% 和 18.87%，当加劲角在 20° ~ 70°，试件极限承载力随加劲角增大，其增幅为 2.33% ~ 6.73%。综合分析可知，两组试件都是加劲角为 10°和 20°，其承载力提升显著，当加劲角大于 20°，承载力增加幅度较小，因此，建议加劲角为 20°，提升试件承载力效果最优，并为实际工程中构件截面的设计提供参考。

表 3 构件极限承载力结果

Tab. 3 Results of ultimate bearing capacity of members

试件编号	截面高厚比 h/t	P_A/ kN	降幅/%	屈曲模式
B23. 10-35-100-75	75(t = 2. 0 mm)	272. 82	10. 04	D
B23. 10-35-100-83	83(t = 1. 8 mm)	245. 42	16. 89	D
B23. 10-35-100-100	100(t = 1. 5 mm)	203. 98	21. 64	D
B23. 10-35-100-125	125(t = 1. 2 mm)	159. 83	17. 84	D-L
B23. 10-35-100-150	150(t = 1. 0 mm)	131. 32	51. 87	D-L
B28. 28-35-100-75	75(t = 2. 0 mm)	288. 93	11. 42	D
B28. 28-35-100-83	83(t = 1. 8 mm)	255. 93	17. 26	D
B28. 28-35-100-100	100(t = 1. 5 mm)	211. 76	21. 53	D
B28. 28-35-100-125	125(t = 1. 2 mm)	166. 16	17. 49	D-L
B28. 28-35-100-150	150(t = 1. 0 mm)	137. 1	52. 55	D-L
B40. 00-35-100-75	75(t = 2. 0 mm)	311. 75	9. 45	D-L
B40. 00-35-100-83	83(t = 1. 8 mm)	282. 3	19. 81	D-L
B40. 00-35-100-100	100(t = 1. 5 mm)	226. 38	21. 21	D-L
B40. 00-35-100-125	125(t = 1. 2 mm)	178. 36	20. 20	D-L
B40. 00-35-100-150	150(t = 1. 0 mm)	142. 33	54. 34	D-L
B23. 10-50-100-75	75(t = 2. 0 mm)	310. 15	10. 37	D
B23. 10-50-100-83	83(t = 1. 8 mm)	277. 98	21. 30	D
B23. 10-50-100-100	100(t = 1. 5 mm)	218. 76	22. 37	D-L
B23. 10-50-100-125	125(t = 1. 2 mm)	169. 83	20. 64	D-L
B23. 10-50-100-150	150(t = 1. 0 mm)	134. 77	56. 55	D-L
B28. 28-50-100-75	75(t = 2. 0 mm)	319. 71	13. 09	D
B28. 28-50-100-83	83(t = 1. 8 mm)	277. 85	18. 30	D
B28. 28-50-100-100	100(t = 1. 5 mm)	227. 00	22. 42	D-L
B28. 28-50-100-125	125(t = 1. 2 mm)	176. 10	20. 71	D-L
B28. 28-50-100-150	150(t = 1. 0 mm)	139. 63	56. 33	D-L
B40. 00-50-100-75	75(t = 2. 0 mm)	345. 99	13. 19	D-L
B40. 00-50-100-83	83(t = 1. 8 mm)	300. 34	18. 30	D-L
B40. 00-50-100-100	100(t = 1. 5 mm)	245. 38	21. 26	D-L
B40. 00-50-100-125	125(t = 1. 2 mm)	193. 2	21. 66	D-L
B40. 00-50-100-150	150(t = 1. 0 mm)	151. 35	56. 26	D-L

注:以 B23. 10-35-100 构件为例,截面高厚比由 75 增加至 83 时承载力降幅为 10. 04% ,由 83 增加至 100 降幅为 16. 89% ,由 100 增加至 125 降幅为 21. 64% ,由 125 增加至 150 降幅为 17. 84% ,由 75 增加至 150 降幅为 51. 87% 。



(a) B35-100 (b) B50-100

图 13 加劲角对试件承载力的影响

Fig. 13 Influence of stiffening angle on bearing capacity of specimens

3.3 螺钉间距的影响

本试验发现螺钉间距对试件的极限承载力影响很小,为进一步探索螺钉间距对试件极限承载力的影响,分别设置试件长度为 450、1 000、1 500、2 000、

2 500 mm，截面尺寸以加劲角 30°、翼缘宽为 35 mm 的试件进行有限元模拟分析，结果见表 4。

表 4　螺钉间距对试件承载力和屈曲模式的影响

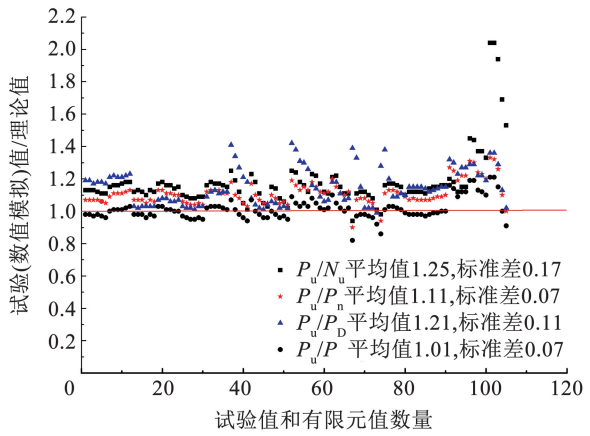
Tab. 4　Influence of screw spacing on bearing capacity and buckling modes of specimens

试件编号	螺钉间距/mm	P_A/kN	P_A 变化比	屈曲模式
B23. 10-35-450-50	50	203. 72	—	D
B23. 10-35-450-100	100	203. 99	1. 00	D
B23. 10-35-450-150	150	203. 61	1. 00	D
B23. 10-35-450-200	200	203. 82	1. 00	D
B23. 10-35-450-300	300	202. 54	0. 99	D
B23. 10-35-1000-100	100	199. 07	—	D
B23. 10-35-1000-150	150	200. 99	1. 01	D
B23. 10-35-1000-200	200	201. 93	1. 01	D
B23. 10-35-1000-300	300	202. 87	1. 01	D
B23. 10-35-1000-400	400	203. 42	1. 00	D
B23. 10-35-1500-100	100	189. 39	—	D-G
B23. 10-35-1500-150	150	186. 50	0. 99	D-G
B23. 10-35-1500-200	200	177. 68	0. 95	D-G
B23. 10-35-1500-300	300	182. 55	1. 03	D-G
B23. 10-35-1500-400	400	182. 66	1. 00	D-G
B23. 10-35-2000-100	100	179. 31	—	D-G
B23. 10-35-2000-150	150	179. 04	1. 00	D-G
B23. 10-35-2000-200	200	169. 92	0. 95	D-G
B23. 10-35-2000-300	300	169. 39	1. 00	D-G
B23. 10-35-2000-400	400	165. 42	0. 97	D-G
B23. 10-35-2500-100	100	167. 82	—	D-G
B23. 10-35-2500-150	150	167. 42	1. 00	D-G
B23. 10-35-2500-200	200	159. 25	0. 90	D-G
B23. 10-35-2500-300	300	138. 72	0. 87	D-G
B23. 10-35-2500-400	400	126. 16	0. 91	D-G

从表 4 可以看出，当试件长度为 450 mm 时，螺钉间距从 50 mm 变化到 300 mm，其他试件长度时，设置螺钉间距从100 mm变化到 400 mm。螺钉间距对不同长度的 CFS 腹板加劲双肢拼合截面柱的极限承载力影响具有显著差异。对于短柱试件(450 mm 和 1 000 mm)，极限承载力随螺钉间距的变化幅度较小，表明螺钉间距对短柱的承载性能影响有限。两组试件的破坏模式均表现为畸变屈曲。对于长度为 1 500 mm 的试件，当螺钉间距在 100 ~ 200 mm 变化时，试件的极限承载力随螺钉间距的增大而减小，但当螺钉间距从 200 mm 增加至 400 mm 时，试件极限承载力随螺钉间距增加而增大，因为螺钉能约束试件屈曲半波数，使得极限承载力有所提高。对于长柱试件(2 000 mm 和 2 500 mm)，螺钉间距的增大导致极限承载力降低。具体而言，2 000 mm试件在螺钉间距从 150 mm 增至 200 mm 时，承载力下降 5%，当螺钉间距进一步增至 300 ~ 400 mm 时，降幅为 2. 3%。相比之下，螺钉间距变化对 2 500 mm 试件的承载力影响较大，在 150 ~ 400 mm 范围内，承载力依次下降 5%、13% 和 9%。这一趋势表明，随着柱长的增加，螺钉间距对整体稳定性的影响愈发显著。对于长柱(2 500 mm)，过大的螺钉间距可能导致连接刚度不足，无法有效抑制整体屈曲的发展，从而显著降低承载力。因此，在工程设计中，建议长柱宜采用较密的螺钉布置，以确保其稳定性。

4　计算方法

观察图 14 可以得出，使用中国规范 GB/T 50018—2025[29] 有效宽度法和北美规范 AISI S100—2016[30] 有效宽度法以及直接强度法计算 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的轴压承载力，其计算结果都小于试验和有限元结果，P_u/N_u、P_u/P_n、P_u/P_D 对应均值分别为 1. 25、1. 11 和 1. 21，标准差分别为 0. 17、0. 07 和 0. 11，计算方法都偏于保守。相比中国规范的有效宽度法和北美规范直接强度法，北美规范的有效宽度法与试验和有限元结果更为接近，因此，在北美规范的有效宽度法公式的基础上对系数进行修正。



注：P_u 为试验和有限元结果，N_u 为中国规范 GB/T 50018—2025 有效宽度法计算结果，P_n 为北美规范 AISI S100—2016 有效宽度法计算结果，P_D 为北美规范 AISI S100—2016 直接强度法计算结果，P 为本文提出方法计算结果。

图 14　试验值和模拟值与理论计算值对比

Fig. 14　Comparison of experimental values, simulated values, and theoretical calculated values

在北美规范有效宽度法计算极限承载力基础上，提出 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的计算公式，即

$$P = aA_eF_n \tag{1}$$

式中：a 为修正系数，A_e 为有效截面面积，F_n 为额定屈曲应力。

将 105 个试验和有限元值作为纵坐标 y，理论计算值为横坐标 x，并进行线性拟合。由图 15 可知，以 P_n 为横坐标，P_u 为纵坐标，拟合结果 a =

1.096,基于北美规范有效宽度法公式修正的 CFS 腹板加劲双肢拼合柱计算式为

$$P = 1.096 A_e F_n \tag{2}$$

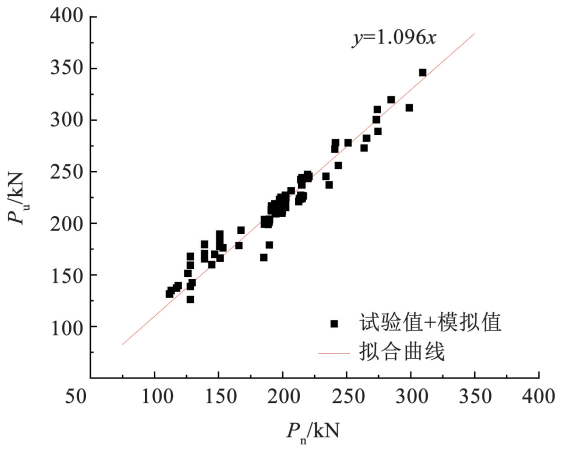


图 15 试验值和模拟值与理论计算值拟合曲线

Fig. 15 Fitting curve of experimental and simulated values to theoretical calculated values

将北美规范有效宽度法理论计算值代入上述拟合得到的计算公式(2),运用试验和数值模拟数据(P_u)对本文提出公式的计算结果(P)进行了验证,如图 14 所示。可以看出,除了极个别试件计算值有一定偏差外,大部分试件试验及有限元值与理论计算值整体吻合良好,均值为 1.01,标准差为 0.07,说明本文提出的 CFS 腹板加劲双肢拼合柱承载力计算公式具有较高的可靠性。

5 结 论

本文对 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的轴压性能开展了系统的试验研究、数值模拟与理论分析,旨在揭示其屈曲机制与承载力特性,建立适用于该类构件的承载力计算方法。研究不仅获得了多项量化指标,更在理论模型构建与构件行为认知方面取得了进展,主要结论如下:

1)试件主要发生畸变屈曲及畸变–局部相关屈曲,表明该类拼合柱具有明显的多模态耦合失稳特征。参数分析表明,极限承载力随加劲角与翼缘宽厚比增大而提高,增幅分别为 2% ~11% 和 4% ~11%,说明适度增强截面约束可有效提升整体稳定性能。

2)腹板高厚比是影响承载力和屈曲模式的关键因素,其增大导致极限承载力显著降低,并诱发屈曲模式由畸变屈曲向畸变–局部相关屈曲转变,体现出腹板局部稳定性对整体力学行为的控制作用。

3)试件极限承载力随着加劲角逐渐增加而增大,两组试件从 0°加劲到 10°,以及 10°加劲到 20°,最大增幅分别为 22.09% 和 19.46%。超过 20°后承载力增强效果趋缓,故推荐 20°为兼顾经济性与承载力的最优加劲角度,为实际工程中构件的截面设计提供了理论依据。

4)螺钉间距对中长柱的承载力影响显著。短柱(如 450、1 000 mm)对其不敏感;中长柱(2 000、2 500 mm)承载力随间距增大而下降,尤其对 2 500 mm 试件的极限承载力影响较大,说明连接刚度对整体稳定性能的作用随柱长增加而凸显。

5)所提出的设计建议与计算方法可直接用于指导冷弯薄壁钢结构中的拼合柱设计,提升工程的安全性和经济性。可进一步研究其在复杂边界条件、动力荷载及火灾工况下的力学行为,以推动该类高性能构件在更广泛场景中的应用,并促进相关设计规范的修订与完善。

参考文献

[1]唐金华. 一种高效、经济型钢材:冷弯薄壁型钢[J]. 化工设计,1995(3):37
Tang Jinhua. An efficient and economical steel-cold-formed thin-walled steel[J]. Chemical Engineer Design, 1995(3): 37. DOI: 10.15910/j.cnki.1007-6247.1995.03.010

[2]姚永红, 武振宇. 腹板 V 形加劲冷弯薄壁卷边槽钢柱试验研究[J]. 实验力学, 2013, 28(6): 741
Yao Yonghong, Wu Zhenyu. Experimental study of thin-walled cold-formed steel edge-curled channel columns with V-shaped stiffener web[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2013, 28(6): 741. DOI: 10.7520/1001-4888-12-173

[3]何子奇, 杨光, 周绪红, 等. 腹板加劲冷弯薄壁拼合 H 形钢压弯构件畸变性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(10): 237
He Ziqi, Yang Guang, Zhou Xuhong, et al. Experimental investigation on distortional performance of cold-formed steel built-up channel columns with web-stiffeners under eccentric compression[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(10): 237. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0207

[4]李清扬, 王建超, 刘远鹏, 等. 冷弯薄壁加劲 C 型钢构件畸变性能有限元分析[J]. 建筑科学, 2013, 29(9): 17
Li Qingyang, Wang Jianchao, Liu Yuanpeng, et al. Finite element analysis on distortion performance of axial compression members made of thin-wall cold-formed stiffening C-section steel[J]. Building Science, 2013, 29(9): 17. DOI: 10.13614/j.cnki.11-1962/tu.2013.09.007

[5]杨钰, 刘占科. 翼缘加劲与未加劲 C 形轴压构件畸变屈曲临界应力计算简式[J]. 建筑钢结构进展, 2021, 23(6): 71
Yang Yu, Liu Zhanke. Simplified formulae for the critical distortional buckling stress of C-section columns with or without V-stiffeners at the flange[J]. Progress in Steel Building Structures, 2021, 23(6): 71. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.06.009

[6]赵金友, 李晶, 李莹. 翼缘 V 形加劲 G550 高强冷弯薄壁槽钢受弯构件屈曲性能试验及数值模拟[J]. 建筑结构, 2018, 48(23): 101
Zhao Jinyou, Li Jing, Li Ying. Buckling behavior experiment and numerical simulation on G550 high-strength cold-formed thin-walled channel steel flexural members with V-shaped stiffeners in flange[J]. Building Structure, 2018, 48(23): 101. DOI: 10.19701/j.jzjg.2018.23.018

[7]于欣永, 王春刚, 贾连光, 等. 翼缘加劲的冷弯薄壁型钢受弯构件弹性屈曲应力研究[J]. 工程力学, 2013, 30(增刊 1): 68
Yu Xinyong, Wang Chungang, Jia Lianguang, et al. Study on the

elastic buckling stress of cold-formed steel flexural members with stiffeners in the flange[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(S1): 68. DOI: 10.6052/i.issn.1000-4750.2012.06.S062

[8]王春刚，徐子风，张壮南，等. 腹板加劲冷弯薄壁复杂卷边槽钢受压构件承载力试验研究[J]. 建筑结构学报，2014，35(7)：96
Wang Chungang, Xu Zifeng, Zhang Zhuangnan, et al. Experimental investigation on channel columns with complex edge stiffeners and stiffeners in web under compression loading[J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(7): 96. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2014.07.012

[9]黄丽华，康磊. 加劲对冷弯薄壁卷边槽钢局部和畸变耦合屈曲作用[J]. 大连理工大学学报，2021，61(5)：514
Huang Lihua, Kang Lei. Effect of stiffener on local and distortional coupled buckling of cold-formed thin-walled lipped steel with channel section[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2021, 61(5): 514. DOI: 10.7511/dllgxb202105010

[10]王晓建，程光明，陈哲，等. 带腹板加劲肋高强薄壁钢柱局部稳定研究[J]. 工业建筑，2018，48(4)：126
Wang Xiaojian, Cheng Guangming, Chen Zhe, et al. Local buckling of thin-walled high strength steel columns with web stiffeners[J]. Industrial Construction, 2018, 48(4): 126. DOI: 10.13204/j.gyjz201804025

[11]姚永红，武振宇，何伟. 腹板 V 形加劲冷弯薄壁卷边槽钢中长柱畸变屈曲承载力分析[J]. 建筑结构，2014，44(16)：41
Yao Yonghong, Wu Zhengyu, He Wei. Distortional buckling load-carrying capacity analysis for cold-formed thin-walled steel lipped channel intermediate length columns with V-stiffener in the web[J]. Building Structure, 2014, 44(16): 41. DOI: 10.19701/j.jzjg.2014.16.009

[12]Landesmann A, Camotim D, Garcia R A. On the strength and dsm design of cold-formed steel web/flange-stiffened lipped channel columns buckling in distortional modes[J]. Thin-Walled Structures, 2016, 105: 248. DOI: 10.1016/j.tws.2016.03.023

[13]Manikandan P, Balaji S, Sukumar S, et al. Experimental and numerical analysis of web stiffened cold-formed steel channel column with various types of edge stiffener[J]. International Journal of Advanced Structural Engineering, 2017, 9(2): 129. DOI: 10.1007/s40091-017-0153-1

[14]Yap C D, Hancock J G. Experimental study of high-strength cold-formed stiffened-web C-sections in compression[J]. Journal of Structural Engineering, 2011, 137(2): 162. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000271

[15]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
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. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.12.004

[16]宋剑桥. 冷弯薄壁型钢双肢拼合截面构件轴心受压性能研究[D]. 沈阳：沈阳建筑大学，2018：20
Song Jianqiao. The study on axial compression performance of cold-formed steel built-up section columns[D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University, 2018: 20

[17]周天华，李艳春，吴函恒，等. 冷弯薄壁型钢拼合箱形截面短柱承载力叠加法[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2020，47(11)：46
Zhou Tianhua, Li Yanchun, Wu Hanheng, et al. Superposition method for bearing capacity of cold-formed thin-walled steel built-up box section short columns[J]. Journal of Hunan University(Natural Sciences), 2020, 47(11): 46. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2020.11.006

[18]李艳春，周天华，丁嘉豪，等. 冷弯薄壁型钢拼合箱形柱的畸变屈曲性能研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2021，48(11)：91
Li Yanchun, Zhou Tianhua, Ding Jiahao, et al. Investigation on distortion buckling behavior of cold-formed thin-walled steel built-up box-section columns[J]. Journal of Hunan University(Natural Sciences), 2021, 48(11): 91. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2021.07.005

[19]Li Yanchun, Zhou Tianhua, Zhang Lei, et al. Distortional buckling behavior of cold-formed steel built-up closed section columns[J]. Thin-Walled Structures, 2021, 166: 108069. DOI: 10.1016/j.tws.2021.108069

[20]Sang Liurui, Zhou Tianhua, Zhang Lei, et al. Experimental investigation on the axial compression behavior of cold-formed steel triple-limbs built-up columns with half open section[J]. Thin-Walled Structures, 2022, 172: 108913. DOI: 10.1016/j.tws.2022.108913

[21]Zhang Lei, Zhou Tianhua, Sang Liurui, et al. Experiments on local-distortional interaction buckling of cold-formed steel three-limbed built-up open-section columns[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 182: 110239. DOI: 10.1016/j.tws.2022.110239

[22]Li Yanchun, Li Ruibo, Zhou Tianhua, et al. Novel design method of screwed connections of cold-formed steel built-up plates[J]. Structures, 2023, 55: 2433. DOI: 10.1016/j.istruc.2023.07.056

[23]Li Yanchun, Zhou Tianhua, Lu Yan, et al. Experimental investigation on cold-formed steel built-up columns based on modular component method[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2025, 227: 109336. DOI: 10.1016/j.jcsr.2025.109336

[24]Li Yanchun, Li Ruibo, Zhou Tianhua, et al. Mechanics of cold-formed steel built-up box section columns in local buckling modes[J]. Structures, 2025, 71: 107957. DOI: 10.1016/j.istruc.2024.107957

[25]何子奇，杨光，周绪红，等. 腹板并合双肢冷弯薄壁 Σ 型钢压弯构件畸变性能试验研究[J]. 工程力学，2023，40(2)：25
He Ziqi, Yang Guang, Zhou Xuhong, et al. Experimental research on distortional behavior of cold-formed thin-walled Σ-shaped steel built-up sections under eccentric compression[J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(2): 25. DOI: 10.6052/iissn.1000-4750.2021.08.0626

[26]Zhang Jiahui, Young Ben. Compression tests of cold-formed steel I-shaped open sections with edge and web stiffeners[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 52: 1. DOI: 10.1016/j.tws.2011.11.006

[27]Abu-Hamd M, Abdel-Ghaffar M M, EI-Samman B. Buckling strength of axially loaded cold formed built-up I-sections with and without stiffened web[J]. Ain Shams Engineering Journal, 2017, 9(4): 3151. DOI: 10.1016/j.asej.2017.11.004

[28]Deepak M, Ananthi G B G, Mahendran K. Behaviour of thin-walled intermediate stiffened back-to-back columns under axial compression[J]. Materials Today: Proceedings, 2020, 37(2): 2145. DOI: 10.1016/j.matpr2020.07.575

[29]GB/T 50018—2025 冷弯型钢结构技术标准[S]
GB/T 50018—2025 Technical standard for cold-formed thin-walled steel structures[S]

[30]AISI S100—2016 North American specification for the design of cold-formed steel structural members[S]

[31]Schafer B W. CUFSM4.05—finite strip buckling analysis of thin-walled members[M]. Baltimore, USA: Department of Civil Engineering, Johns Hopkins University, 2012: 69

[32]GB/T 228.1—2021 金属材料 拉伸试验 第 1 部分：室温试验方法[S]
GB/T 228.1—2021 Metallic materials-tensile testing-part 1: method of test at room temperature[S]

[33]Zhang Jiahui, Young Ben. Numerical investigation and design of cold-formed steel built-up open section columns with longitudinal stiffeners[J]. Thin-Walled Structures, 2015, 89: 178. DOI: 10.1016/j.tws.2014.12.011

(编辑　刘　彤)