

## 冷弯薄壁型钢拼合箱形截面短柱承载力叠加法

周天华,李艳春<sup>†</sup>,吴函恒,桑刘睿,张蕾  
(长安大学 建筑工程学院,陕西 西安 710061)

**摘要:**基于中国规范 GB 50018—2002 中的有效宽度法和北美规范中的有效宽度法及直接强度法,利用已有的试验数据和文章中有限元参数分析结果,计算了 66 根通过 ST4.8 自攻螺钉将单肢 C 形及单肢 U 形截面构件连接而成的冷弯薄壁型钢(CFS)拼合箱形截面短柱局部屈曲的承载力.理论值与试验和有限元值比较分析表明:中国规范 GB 50018—2002 和北美规范有效宽度法计算结果偏于保守,而北美规范直接强度法可以准确预测构件的承载力,但会存在不安全现象.基于以上结果,给出了关于冷弯薄壁型钢拼合箱形截面短柱局部屈曲承载力的计算方法——叠加法,并提出了关于 CFS 拼合箱形截面轴压短柱的理论计算公式.然后依据 48 根有限元试件的变参数结果,回归分析得出理论计算公式的组合系数  $\alpha$ ,得到计算拼合柱极限承载力的公式.最后通过与试验数据及中美规范计算结果对比,验证了承载力叠加法的适用性与准确性,也为 CFS 拼合箱形截面短柱承载力的计算提供了简易的方法.

**关键词:**冷弯薄壁型钢;拼合箱形截面短柱;局部屈曲;试验;有限元分析;叠加法  
**中图分类号:**TU391,TU317.1 **文献标志码:**A

## Superposition Method for Bearing Capacity of Cold-formed Thin-walled Steel Built-up Box Section Short Columns

ZHOU Tianhua, LI Yanchun<sup>†</sup>, WU Hanheng, SANG Liurui, ZHANG Lei  
(School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, China)

**Abstract:** Based on the effective width method (EWM) in the Chinese code GB50018-2002 and the EWM and direct strength method (DSM) in the North American code, the local buckling bearing capacity of 66 cold-formed thin-walled steel (CFS) built-up box section short columns composed of C-section and U-section assemblies connected by ST4.8 self-tapping screws was calculated by using the available results from experiment and finite element parametric analysis. The comparison between theoretical values and experimental and finite element (FE) values shows that the calculation results obtained from the EWM in GB50018-2002 and American Iron and Steel Institute (AISI) are conservative, while the results calculated by DSM are accurate but unsafe. Based on the above results, a superposition method was presented, and a theoretical calculation model for CFS built-up box-section short columns failed in local buckling under axial compression was proposed. Then, according to the variable parameter results of 48 finite element specimens, the combination coefficient ( $\alpha$ ) of the theoretical calculation formula was obtained from re-

\* 收稿日期:2019-11-10

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51878055), National Natural Science Foundation of China(51878055)

作者简介:周天华(1963—),男,陕西西乡人,长安大学教授,工学博士

<sup>†</sup> 通讯联系人, E-mail: liyanchun@chd.edu.cn

gression analysis, and the formula for calculating the ultimate bearing capacity of the built-up columns was obtained. Finally, the applicability and accuracy of the proposed design method were verified by comparing with the test data and the calculation results of Chinese and American codes. It also provides a simple method for calculating the bearing capacity of CFS built-up box-section short columns.

**Key words:** cold-formed thin-walled steel; built-up box section short columns; local buckling; experiment; finite element analysis; superposition method

由 C 形和 U 形冷弯薄壁型钢(CFS)基本构件通过自攻螺钉连接而成的 CFS 拼合箱形截面在冷弯薄壁型钢结构住宅体系中运用越来越广泛. 该类复杂截面形式立柱作为 CFS 结构住宅体系的主要承重构件, 常被用于门窗洞口和墙体边角等需加强的地方.

国内外相关研究人员对该类截面构件的结构性能进行了研究. 袁涛涛<sup>[1]</sup>和聂少锋等<sup>[2]</sup>对 CFS 双肢拼合箱形轴压柱的破坏模式及承载力性能进行试验研究, 结果表明, CFS 拼合箱形截面柱存在局部屈曲、整体失稳等屈曲模式, 并通过对比单肢与拼合构件承载力, 验证了  $1+1>2$  的拼合效应. 然而, 拼合截面构件的结构性能易受连接方式的影响, 故有学者对拼合截面构件在不同螺钉布置下的受力性能进行了试验和数值研究<sup>[3]</sup>, 提出拼合截面构件的设计准则, 提高了预测强度的准确性. 赵阳等<sup>[4]</sup>通过有限元分析总结出不同螺钉间距对 CFS 拼合箱形截面承载力性能的影响规律. Zhang 等<sup>[5-6]</sup>对由  $\Sigma$  形截面组成的拼合箱形柱进行试验和有限元研究, 并依据试验和有限元结果提出了适用于该截面的承载力计算方法. 在研究新方法的基础上, Kherbouche 等<sup>[7]</sup>对冷弯薄壁型钢组合柱在均布荷载作用下的受力性能进行了数值研究, 并提出了基于直接强度法(DSM)的新方法.

Young<sup>[8]</sup>对由两腹板加劲的槽形截面组成的箱形截面构件进行了研究, 但这种截面板易发生畸变屈曲, 降低了构件承载力. Dewolf 等<sup>[9]</sup>对由两个槽形截面组合而成的抱合箱形截面构件展开研究, 结果表明较大的腹板宽厚比容易导致构件发生局部屈曲, 从而降低了构件的承载力. 由 C 形截面拼合而成的拼合构件的承载力性能及计算方法也被展开研究<sup>[10-11]</sup>, 但结果对比表明, 这种计算方法偏于保守. 因此, 目前不论是美国规范 GB 50018—2002<sup>[12]</sup>还是美国规范 AISI<sup>[13]</sup>均没有一套计算由基本构件 C 形和 U 形截面型钢经自攻螺钉拼合而成的 CFS 拼合箱形截

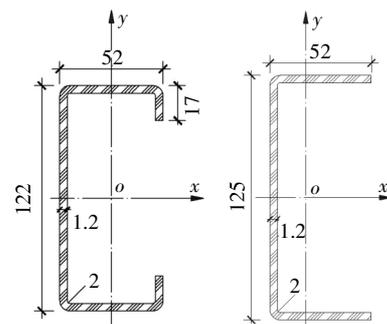
面构件极限承载力的公式.

鉴于此, 本文对由 1 根 C 形截面和 1 根 U 形截面型钢组合而成的箱形截面构件承载力进行试验、有限元及理论研究. 基于中国规范 GB 50018—2002 和美国规范中的有效宽度法(EWM)及直接强度法(DSM)计算结果的对比, 本文提出了一套适用于拼合箱形截面短柱的承载力计算方法——承载力叠加法, 以解决目前没有一套能够准确计算该拼合截面构件承载力设计方法的问题, 并推进冷弯薄壁型钢在我国的应用.

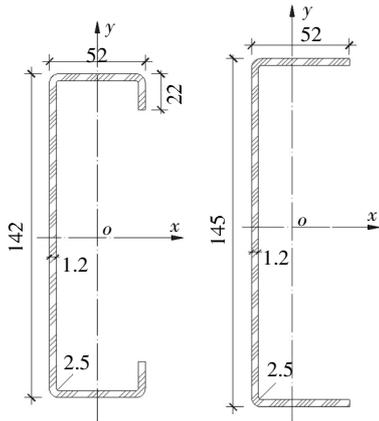
## 1 试验概况

### 1.1 试件设计

试验主要研究了冷弯薄壁型钢(CFS)局部屈曲的箱形截面短柱, 试件分为两个系列: 120 系列: C122×52×17×1.2、U125×52×1.2; 140 系列: C142×52×22×1.2、U145×52×1.2, 构件基本尺寸如图 1(a)和(b)所示. 拼合截面形式如图 2 所示. 试件板材厚度均为 1.2 mm, 长度均取 3 倍腹板高度. 试件均使用 ST4.8 级平头自攻自钻螺钉连接而成. 本文在设计螺钉纵距时, 以 C 形基本构件截面局部屈曲半波长( $\lambda_c$ )为基准. 120 系列构件的纵向螺钉间距分别取 45 mm、90 mm 和 150 mm; 140 系列构件的纵向螺钉间距分别取 50 mm、100 mm 和 150 mm.



(a) 120 系列



(b)140系列

图1 构件截面形式及尺寸

Fig.1 Section form and dimension of components

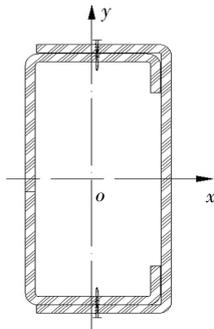


图2 CFS拼合箱形截面

Fig.2 CFS built-up box section

### 1.2 材料性能

钢材等级为 S280. 按照《金属材料 拉伸试验 第1部分: 室温试验方法》(GB/T 228.1—2010)<sup>[4]</sup>的有关规定确定试件的截面形状和尺寸. 每组设计3个重复试件(T1.2-1、T1.2-2、T1.2-3). T1.2表示厚度为1.2 mm, 数字1、2、3指重复的试件编号. 试件的实际测量力学性能见表1.

表1 钢材力学性能

Tab.1 Mechanical properties of steel

材料	$f_y$ /MPa	$f_u$ /MPa	$E$ /kPa	$\delta$ /%
钢材	289.24	350.76	189.9	42

注:  $f_y$  为屈服强度;  $f_u$  为抗拉强度;  $E$  为弹性模量;  $\delta$  为伸长率.

### 1.3 试验装置及测点布置

#### 1.3.1 试验装置

采用 WAW31000W 电液伺服万能试验机(50 t)施加轴向荷载, 通过 DH3820 高速静态应变测试系统采集应变片和位移计的数据. 边界条件为两端固结, 利用万能试验机可移动夹头调整试件与加载装

置之间的距离, 并利用底部球铰圆盘自动找平以确保轴向加载. 试验装置及实物如图3所示.

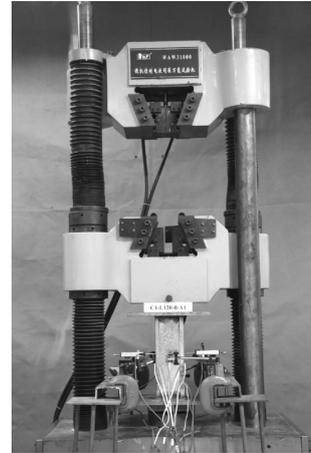


图3 加载装置

Fig.3 Loading device

#### 1.3.2 测点布置

为更准确地捕捉试件的屈曲临界荷载, 沿试件纵向跨中及距离跨中正负 100 mm(100 mm 约等于 C 形基本截面的半波长)处布置了应变片. 此外, 位移计 D1~D4 布置在跨中位置, D5 布置在底部端板上, 如图4所示.

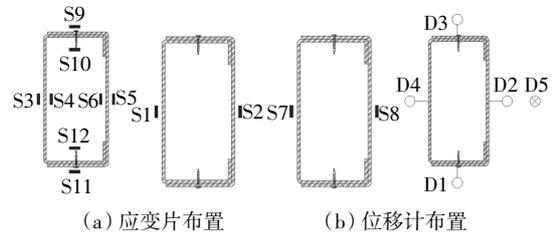


图4 测点布置

Fig.4 Layout of measuring points

## 2 试验结果分析

### 2.1 试验现象

#### 1) C3-120 截面

C3-120-45-A(试件编号规则如图5所示)系列试件破坏特征: A1、A2 试件均在荷载加载至 52 kN 左右时, 发生局部屈曲, A3 试件出现局部屈曲现象时, 荷载为 47.65 kN. 三者均是 C 形截面构件的腹板先发生内凹, U 形构件的翼缘在相应位置外胀. 继续加载, 屈曲现象越来越明显, 直至最终发生局部弯折破坏. 具体见图6和表2.

C3-120-90-A 系列试件破坏过程与 C3-120-45-A 系列试件基本一致, A1、A2 和 A3 试件发生局

部屈曲时的荷载分别为 56.21 kN、54.16 kN 和 56.19 kN,最终也是局部受压屈曲破坏.具体见图 7 和表 2.

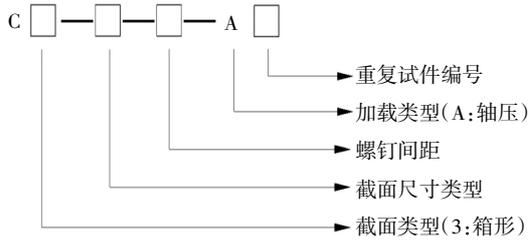


图 5 试件编号规则

Fig.5 Numbering rules of specimen

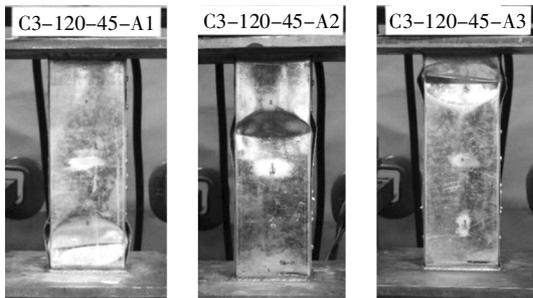


图 6 C3-120-45-A 系列试件破坏形式

Fig.6 Failure modes of C3-120-45-A specimens

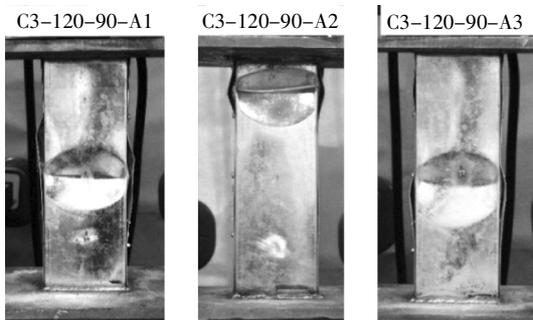


图 7 C3-120-90-A 系列试件破坏形式

Fig.7 Failure modes of C3-120-90-A specimens

C3-120-150-A 系列中 A1 试件当荷载加载至 52.37 kN 时,试件开始发生局部屈曲,左右翼缘中部外张明显.达到极限荷载时,C 形构件腹板中部出现较为明显的内凹现象. A2 试件加载至 54.54 kN 时,U 形构件左翼缘中部开始外张. A3 试件发生局部屈曲时荷载为 50.71 kN,此时试件左右翼缘中部发生外张.由此可知,本组试件最终均发生局部弯折破坏,见图 8 和表 2.

2)C3-140 截面

C3-140-50-A 系列 A1、A2、A3 试件发生局部屈曲时对应的荷载分别为 39.44 kN、38.15 kN、32.32 kN.最终破坏特征均为局部屈曲弯折破坏,其中 A1

试件破坏位置靠近中部,A2 和 A3 受焊接残余应力影响较大,最终破坏位置靠近端板处,见图 9 和表 2.

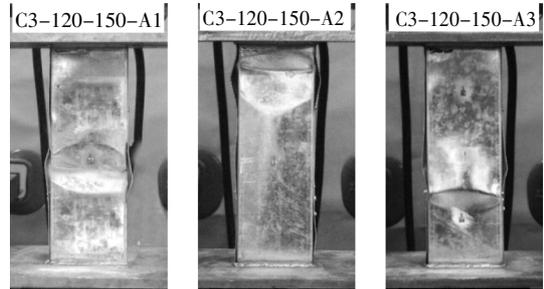


图 8 C3-120-150-A 系列试件破坏形式

Fig.8 Failure modes of C3-120-150-A specimens

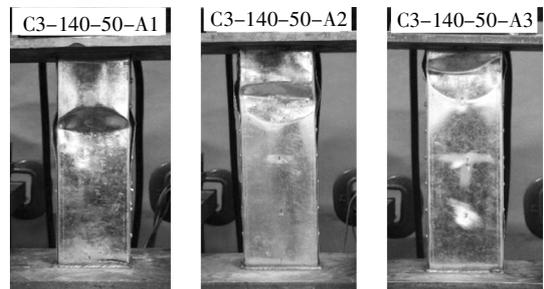


图 9 C3-140-50-A 系列试件破坏形式

Fig.9 Failure modes of C3-140-50-A specimens

C3-140-100-A 系列中 A1 试件当荷载加载至 33.14 kN 时,试件开始发生局部屈曲,随着荷载的增大,左右翼缘下端外张现象明显. A2 试件在荷载加载至 44.65 kN 时,U 形构件左翼缘的中部开始外张,试件屈曲. A3 试件发生局部屈曲时荷载为 40.16 kN.试件最终破坏特征也是局部弯折破坏,见图 10 和表 2.

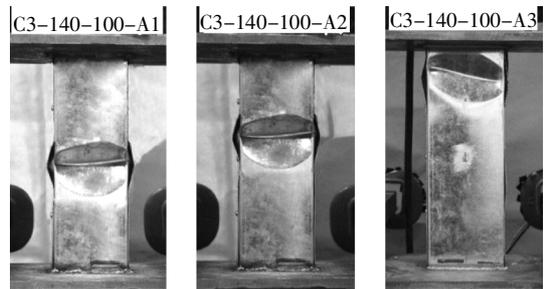


图 10 C3-140-100-A 系列试件破坏形式

Fig.10 Failure modes of C3-140-100-A specimens

C3-140-150-A 系列试件破坏过程和 C3-140-100-A 系列试件基本一致,A1、A2 和 A3 试件发生局部屈曲时的荷载分别为 43.33 kN、46.25 kN 和 47.47 kN,最终破坏也是局部受压屈曲破坏.具体破坏位置及破坏形式见图 11 和表 2.

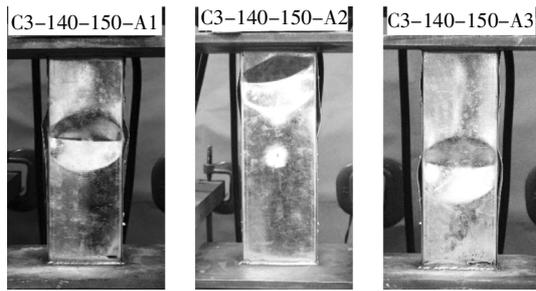


图 11 C3-140-150-A 系列试件破坏形式  
Fig.11 Failure modes of C3-140-150-A specimens

表 2 试验试件的承载力

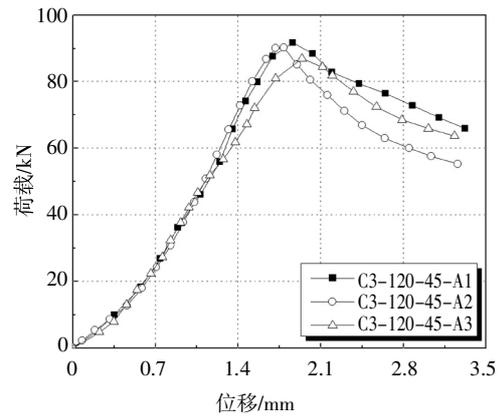
Tab.2 Bearing capacity of the test specimens

试件编号	计算长度/mm	$P_{u-l}$ /kN	$P_A$ /kN	破坏位置
C3-120-45-A1	365	92.05	101.0	距下端 4.0 cm
C3-120-45-A2	364	91.04	97.7	距上端 12.5 cm
C3-120-45-A3	365	86.93	95.0	距上端 4.0 cm
C3-120-90-A1	350	92.02	100.3	距上端 14.5 cm
C3-120-90-A2	360	89.85	98.3	距上端 6.0 cm
C3-120-90-A3	364	94.84	100.1	柱中
C3-120-150-A1	361	97.18	99.4	柱中
C3-120-150-A2	362	86.61	95.3	距上端 5.5 cm
C3-120-150-A3	362	89.03	97.4	距下端 14.5 cm
C3-140-50-A1	420	95.63	98.9	距上端 15.0 cm
C3-140-50-A2	421	93.74	98.8	距上端 8.0 cm
C3-140-50-A3	422	86.61	88.7	距上端 5.0 cm
C3-140-100-A1	421	88.28	95.5	柱中
C3-140-100-A2	422	93.09	102.3	距上端 18.5 cm
C3-140-100-A3	420	95.77	104.9	距上端 5.5 cm
C3-140-150-A1	420	91.98	98.8	距上端 18.7 cm
C3-140-150-A2	415	95.82	101.2	距上端 5.5 cm
C3-140-150-A3	421	103.4	105.7	柱中

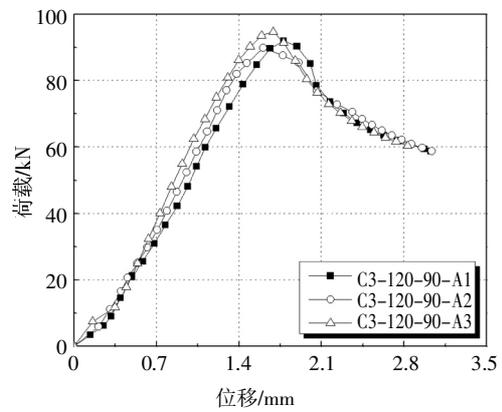
注： $P_{u-l}$  为试验极限承载力； $P_A$  为有限元极限承载力。

### 2.2 荷载-轴向位移曲线

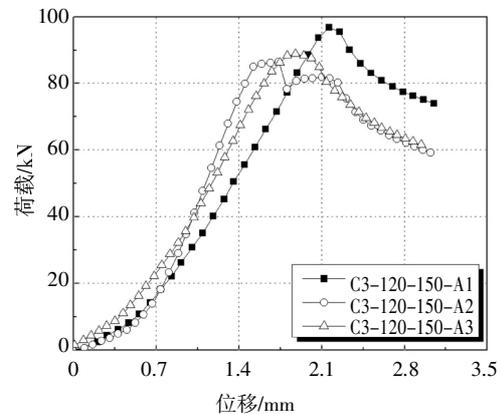
试件的轴向位移是通过布置在上端板的位移计测量的,具体如图 12 所示.由图 12 可得出,各组试件在加载初期,荷载-轴向位移曲线保持线性增长,说明各试件刚度基本不变;接近极限荷载时,试件的曲线不再呈线性增长,刚度略下降;但达到极限荷载以后,曲线呈非线性下降,且荷载快速降低,位移快速增大,直至试件发生塑性破坏.除个别试件外,同组各个试件的刚度几乎一致.



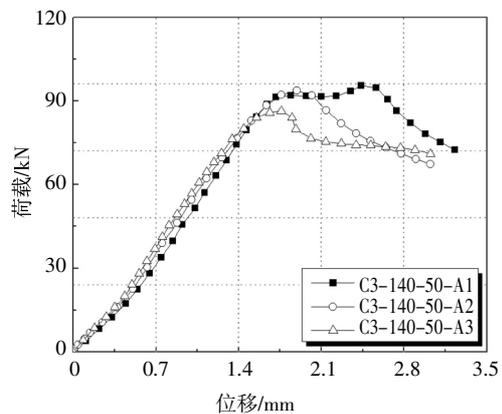
(a)C3-120-45-A



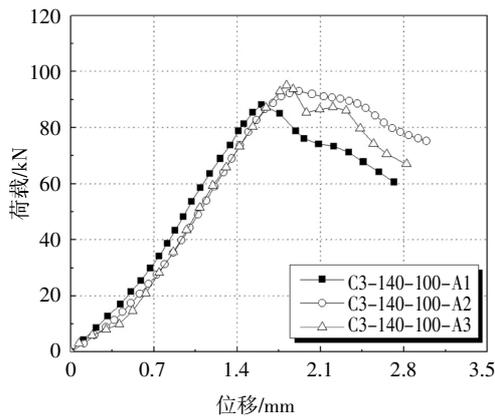
(b)C3-120-90-A



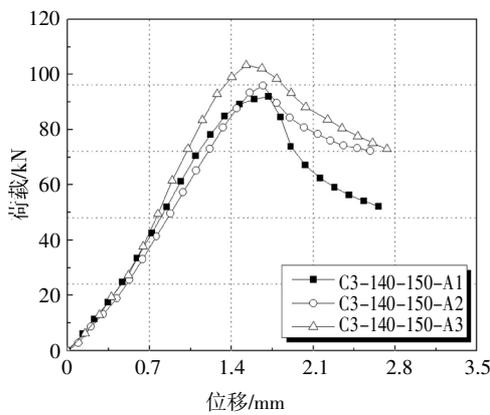
(c)C3-120-150-A



(d)C3-140-50-A



(e) C3-140-100-A



(f) C3-140-150-A

图 12 荷载-轴向位移曲线

Fig.12 Load-axial displacement curve

### 3 有限元分析

#### 3.1 有限元模型的建立

采用 ABAQUS<sup>[15]</sup>软件建立有限元模型,试件的上下端板均采用解析刚体单元,柱子采用 S4R 壳体单元,螺钉采用 C3D8R 实体单元.柱网格划分尺寸为 5 mm×5 mm,螺钉为 1 mm×1 mm,有限元模型如图 13 所示.有限元模型采用理想弹塑性模型,屈服强度  $f_y$  为 289.24 MPa,泊松比  $\nu$  为 0.3,弹性模量为  $1.899 \times 10^5$  MPa.

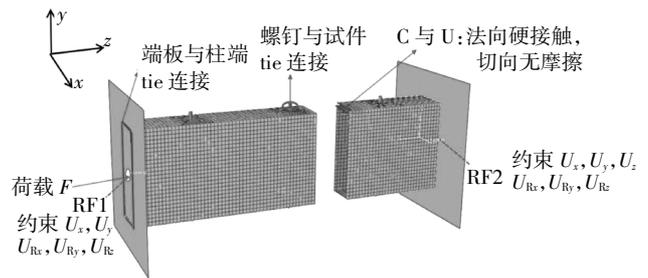


图 13 有限元模型

Fig.13 Finite element model

柱端与端板直接 tie 在一起以模拟现实焊接情况.另外,选择螺栓为主面,两个基本构件与螺栓接触部分为从面将其 tie 在一起.边界条件保持与试验一致,均为两端固结,通过约束上端板中心参考点 RF1 的  $U_x, U_y$  方向的 2 个平动自由度与 3 个转动自由度( $U_{Rz}, U_{Ry}, U_{Rz}$ )以及下端板中心参考点 RF2 的 6 个自由度( $U_x, U_y, U_z, U_{Rz}, U_{Ry}, U_{Rz}$ )以实现固结,在参考点 RF1 上施加轴向位移荷载,如图 13 所示.

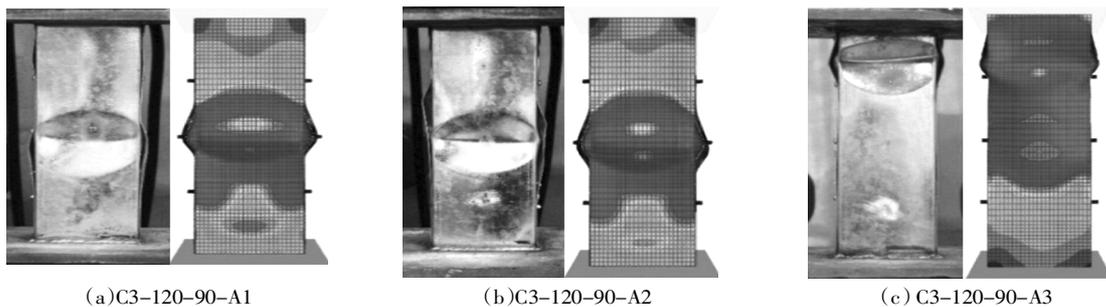
#### 3.2 有限元模型正确性验证

为验证有限元模型的正确性,本文采用试验试件的实际测量尺寸建立模型,通过有限元分析结果与试验结果对比,验证有限元模型的正确性和合理性.建立模型时,本文充分考虑了试件的加工及焊接误差,通过特征值分析在屈曲变形较大的模态下引入初始缺陷.以下以 C3-120-90-A 试件为例,将其有限元模型与试验比较,如图 14 所示.

由图 14 可知:C3-120-90-A1 和 C3-120-90-A3 破坏位置均在腹板和翼缘中间,而 C3-120-90-A2 的破坏位置靠近试件上端,分析其主要原因是试件加工及焊接误差导致.但综合考虑,各个试件有限元分析的破坏位置和试验吻合较好,符合要求.分析表 2 可得:试件有限元极限承载力普遍比试验值高出 2%~10%,且在允许误差范围内,结果表明本文建立的有限元模型是准确可靠的.

#### 3.3 有限元变参数分析

腹板高厚比不仅对局部屈曲轴压拼合柱临界荷



(a) C3-120-90-A1

(b) C3-120-90-A2

(c) C3-120-90-A3

图 14 C3-120-90-A 系列试件有限元和试验对比

Fig.14 Comparison of the finite element and test of the C3-120-90-A series specimens

载有很大的影响,也是影响其极限承载力的重要因素.为研究其影响规律,本文设计4种长度的试件:270 mm、360 mm、450 mm和600 mm.每种长度的试件有3种翼缘宽度尺寸.另外,在此基础上本文设计4种截面厚度:0.8 mm、1.0 mm、1.2 mm和1.5 mm,腹板高厚比变化范围为60~250,共48个试件.有限元结果见表3,且由表3可得以下结论:

1)腹板高度为90 mm的系列柱,当腹板高厚比从60增至112.5时,3种翼缘宽度拼合柱的极限承载力降低63.1%~65.6%;对于腹板高度为120 mm的系列柱,当腹板高厚比从80增至150时,3种翼缘宽度拼合柱的极限承载力约降低64.1%~66.2%;对于腹板高度为150 mm的系列柱,当腹板高厚比由100增至187.5时,3种翼缘宽度拼合柱的极限承载力约降低63%~65.4%;对于腹板高度为200 mm的系列柱,当腹板高厚比由133.3增至250时,3种翼缘宽度拼合柱的极限承载力约降低63.4%~66.4%.

2)4个系列12个试件,每组试件的极限承载力随着腹板高厚比增加显著降低.除个别试件外,腹板高厚比每增大25%,极限承载力降低幅度均为30%.因此腹板高厚比是影响拼合柱极限承载力的重要因素.

#### 4 承载力叠加法的提出

为研究CFS局部屈曲拼合箱形截面短柱的承载力计算方法,本文提出一种不同于中国规范GB 50018—2002<sup>[12]</sup>、美国规范AISI<sup>[13]</sup>有效宽度法(EWM)和直接强度法(DSM)的计算方法——承载力叠加法.具体计算方法:以DSM中的局部屈曲承载力计算公式计算出拼合箱形截面短柱基本组成构件单肢C形构件的极限承载力 $P_{u1}$ ,再以文献[16]修正后的局部屈曲承载力公式计算单肢U形构件的极限承载力 $P_{u2}$ ,然后将 $P_{u1}$ 和 $P_{u2}$ 进行叠加再乘以组合系数 $\alpha$ 得到以直接强度法计算的拼合箱形截面柱的叠加承载力.而组合系数 $\alpha$ 是通过有限元参数分析结果 $P_A$ 和 $P_{u1}$ 与 $P_{u2}$ 之和 $P_{us}$ 回归分析得到的,通过线性回归最后提出拼合箱形截面柱极限承载力的计算公式模型为: $P_u = \alpha(P_{u1} + P_{u2}) + a$ ,如图15所示.

##### 4.1 单肢构件承载力计算

1)单肢C形截面计算公式:

表3 不同高厚比的极限承载力结果

Tab.3 Ultimate bearing capacity results of different ratios of height-to-thickness

试件编号	腹板高厚比	$P_A/kN$	试件编号	腹板高厚比	$P_A/kN$
C3-90-30-1.5	60	130.3	C3-150-40-1.5	100	145.6
C3-90-30-1.2	75	95.2	C3-150-40-1.2	125	101.7
C3-90-30-1.0	90	68.9	C3-150-40-1.0	150	77.7
C3-90-30-0.8	112.5	48.1	C3-150-40-0.8	187.5	53.9
C3-90-35-1.5	60	138.2	C3-150-50-1.5	100	152.8
C3-90-35-1.2	75	98.5	C3-150-50-1.2	125	107.8
C3-90-35-1.0	90	71.1	C3-150-50-1.0	150	80
C3-90-35-0.8	112.5	49.3	C3-150-50-0.8	187.5	54.7
C3-90-40-1.5	60	145.5	C3-150-60-1.5	100	158.3
C3-90-40-1.2	75	103.3	C3-150-60-1.2	125	109.4
C3-90-40-1.0	90	72.8	C3-150-60-1.0	150	81.5
C3-90-40-0.8	112.5	50	C3-150-60-0.8	187.5	54.8
C3-120-40-1.5	80	145.6	C3-200-40-1.5	133.3	148.8
C3-120-40-1.2	100	105.1	C3-200-40-1.2	166.7	105.4
C3-120-40-1.0	120	75.2	C3-200-40-1.0	200	77.6
C3-120-40-0.8	150	52.2	C3-200-40-0.8	250	54.4
C3-120-50-1.5	80	151.6	C3-200-50-1.5	133.3	156.3
C3-120-50-1.2	100	108.6	C3-200-50-1.2	166.7	110
C3-120-50-1.0	120	78.1	C3-200-50-1.0	200	83.9
C3-120-50-0.8	150	52.4	C3-200-50-0.8	250	55
C3-120-60-1.5	80	156.5	C3-200-60-1.5	133.3	163.8
C3-120-60-1.2	100	113	C3-200-60-1.2	166.7	115.1
C3-120-60-1.0	120	76.6	C3-200-60-1.0	200	84.3
C3-120-60-0.8	150	52.9	C3-200-60-0.8	250	55

注: $P_A$ 为有限元计算结果.

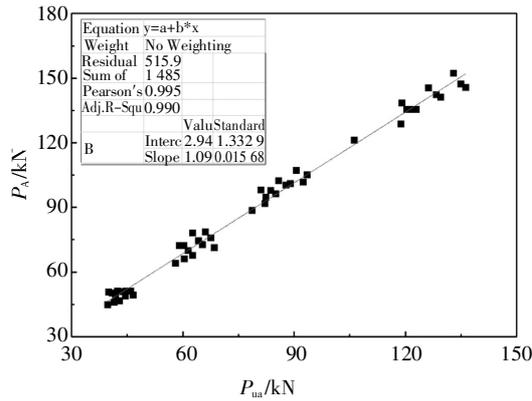


图 15 理论值与有限元值回归曲线

Fig.15 The regression curve between theoretical value and finite element value

$$\begin{cases} \text{当 } \lambda_1 \leq 0.776 \text{ 时, } P_{n1} = P_y; \\ \text{当 } \lambda_1 > 0.776 \text{ 时, } P_{n1} = \left[ 1 - 0.15 \left( \frac{P_{cr1}}{P_y} \right)^{0.4} \right] \left( \frac{P_{cr1}}{P_y} \right)^{0.4} P_y. \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $\lambda_1 = \sqrt{P_y/P_{cr1}}$ ,  $P_{cr1} = A_g f_{cr1}$ ,  $P_{cr}$  指 C 形构件的局

部屈曲临界荷载,  $f_{cr1}$  为 C 形构件的局部屈曲临界应力,  $f_{cr1}$  借助有线软件 CUFSM<sup>[17]</sup> 计算获得.

2) 单肢 U 形截面计算公式:

$$\begin{cases} \text{当 } \lambda_1 \leq 0.528 \text{ 时, } P_{n1} = P_y; \\ \text{当 } \lambda_1 > 0.528 \text{ 时, } P_{n1} = \left[ 1 - 0.24 \left( \frac{P_{cr1}}{P_y} \right)^{0.4} \right] \left( \frac{P_{cr1}}{P_y} \right)^{0.4} P_y. \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $P_{cr1} = A_g f_{cr1}$ ,  $P_{cr}$  是 U 形构件的局部屈曲临界荷载,  $f_{cr1}$  是 U 形构件的局部屈曲临界应力,  $P_{cr}$  借助广义梁 GBTUL<sup>[18]</sup> 软件获得.

#### 4.2 CFS 拼合箱形截面短柱承载力叠加法

将本文有限元分析设计的 48 根试件综合分析, 其横截面的  $h/t$ 、 $b/t$ 、 $h/b$ 、 $b/d$  等参数变化范围均较广. 具体的回归方法是: 在基本组成构件承载力计算公式(1)和(2)计算出单肢 C 形和单肢 U 形构件承载力  $P_{u1}$  和  $P_{u2}$  的基础上, 通过将变参数试件的基本组成构件  $P_{u1}$  与  $P_{u2}$  之和  $P_{ua}$  与有限元分析得出的拼合柱极限承载力进行对比回归, 以  $P_{ua}$  为横坐标, 以有限元分析结果  $P_A$  为纵坐标, 回归得到 CFS 拼合箱形截面短柱承载力的公式, 如图 15 所示, 具体数据见

表 4 有限元值与理论计算值对比

Tab.4 Comparison of finite element value and theoretical value

kN

试件编码	$P_{u1}$	$P_{u2}$	$P_{ua}$	$P_A$	$P_n$	试件编码	$P_{u1}$	$P_{u2}$	$P_{ua}$	$P_A$	$P_n$
C3-90-30-0.8	23.5	16.3	39.8	48.1	46.3	C3-120-40-0.8	24.0	17.8	41.9	52.2	48.6
C3-90-30-1.0	34.3	23.5	57.9	68.9	66.0	C3-120-40-1.0	35.4	25.9	61.3	75.2	69.8
C3-90-30-1.2	46.7	31.7	78.4	95.2	88.4	C3-120-40-1.2	48.4	35.2	83.6	105.1	94.0
C3-90-30-1.5	67.4	45.3	112.7	130.3	125.8	C3-120-40-1.5	70.5	50.8	121.3	145.6	135.1
C3-90-35-0.8	24.6	16.8	41.4	49.3	48.1	C3-120-50-0.8	25.9	18.6	44.4	52.4	51.4
C3-90-35-1.0	35.8	24.4	60.2	71.1	68.6	C3-120-50-1.0	38.1	27.2	65.2	78.1	74.0
C3-90-35-1.2	48.9	32.9	81.8	98.5	92.1	C3-120-50-1.2	52.0	36.9	88.8	108.6	99.8
C3-90-35-1.5	71.1	47.1	118.2	138.2	131.8	C3-120-50-1.5	75.8	53.3	129.1	151.6	143.7
C3-90-40-0.8	25.7	17.2	42.9	50	49.7	C3-120-60-0.8	27.7	18.8	46.5	52.9	53.6
C3-90-40-1.0	37.6	24.9	62.5	72.8	71.1	C3-120-60-1.0	49.6	33.4	82.9	113	93.3
C3-90-40-1.2	51.1	33.7	84.8	103.3	95.4	C3-120-60-1.2	45.6	31.1	76.7	76.6	86.5
C3-90-40-1.5	74.1	48.3	122.4	145.5	136.4	C3-120-60-1.5	81.2	54.7	135.9	156.5	151.0
C3-150-40-0.8	23.1	17.7	40.9	53.9	47.5	C3-200-40-0.8	22.4	17.6	40.1	54.4	46.6
C3-150-40-1.0	34.1	26.1	60.2	77.7	68.6	C3-200-40-1.0	33.0	26.0	59.0	77.6	67.3
C3-150-40-1.2	46.7	35.5	82.3	101.7	92.6	C3-200-40-1.2	45.4	35.6	81.0	105.4	91.2
C3-150-40-1.5	68.4	51.6	120.0	145.6	133.7	C3-200-40-1.5	66.7	52.1	118.7	148.8	132.4
C3-150-50-0.8	24.6	19.0	43.7	54.7	50.5	C3-200-50-0.8	23.5	18.9	42.4	55	49.1
C3-150-50-1.0	36.4	27.8	64.2	80	73.0	C3-200-50-1.0	34.7	27.8	62.6	83.9	71.2
C3-150-50-1.2	49.8	37.9	87.7	107.8	98.5	C3-200-50-1.2	47.8	38.0	85.7	110	96.4
C3-150-50-1.5	73.0	55.0	128.0	152.8	142.4	C3-200-50-1.5	70.3	55.6	125.9	156.3	140.2
C3-150-60-0.8	26.3	19.7	45.9	54.8	53.0	C3-200-60-0.8	24.8	19.9	44.6	55	51.6
C3-150-60-1.0	38.7	28.9	67.5	81.5	76.5	C3-200-60-1.0	36.6	29.3	66.0	84.3	74.9
C3-150-60-1.2	53.0	39.3	92.3	109.4	103.5	C3-200-60-1.2	50.4	40.1	90.5	115.1	101.6
C3-150-60-1.5	77.5	57.2	134.7	158.3	149.7	C3-200-60-1.5	74.0	58.7	132.8	163.8	147.6

注:  $P_{u1}$ 、 $P_{u2}$  分别为单肢 C 形、单肢 U 形构件的极限承载力理论值;  $P_{ua}$  为两单肢承载力之和;  $P_A$  为拼合柱承载力有限元结果;  $P_n$  为本文提出方法拼合柱的极限承载力理论值.

表 4. 由图 15 知, 皮尔逊相关系数为 0.995, Adj.R-Square 相关系数为 0.990, 说明 CFS 拼合箱形截面柱基本组成构件理论计算叠加值与拼合箱形构件有限元分析值呈线性相关, 回归直线与纵轴的截距为 2.94, 斜率为 1.09, 即组合系数  $\alpha$  为 1.09. 因此, 由以上分析得出 CFS 局部屈曲拼合箱形截面短柱承载力叠加法公式如式(3)所示.

$$P_u = 1.09(P_{u1} + P_{u2}) + 2.94 \text{ kN.} \quad (3)$$

### 4.3 本文叠加法的验证

将试验数据代入公式(3)进行验证, 见表 5. 观察

表 5 可知,  $P_1/N_u, P_1/N_{USA-e}$  均值和标准差分别为 1.33, 1.28 和 0.055, 0.054, 并且试验值比 GB 50018—2002、EWM 计算结果均高 25% 以上;  $P_1/N_{USA-d}, P_1/P_u$  均值和标准差分别为 0.96、1.04 和 0.053、0.035, 由此可知 DSM 和本文方法与试验结果接近(见图 16), 但美国规范的 DSM 计算结果离散性大且总体偏于不安全. 因此, 分析结果表明本文计算方法理论值与试验值吻合较好, 计算结果精确度较高, 规律性较强, 且离散性较小, 说明本文提出的计算方法是精确且可靠的.

表 5 中美规范及提出方法的计算结果与试验结果对比

Tab.5 Comparisons of calculation results and test results between Chinese and American codes and the proposed method kN

试件编号	$N_u$	$N_{USA-e}$	$N_{USA-d}$	$P_u$	$P_1$	$P_1/N_u$	$P_1/N_{USA-e}$	$P_1/N_{USA-d}$	$P_1/P_u$
C3-120-45-A1	68.8	72.1	98.6	89.0	92.1	1.34	1.28	0.93	1.03
C3-120-45-A2	68.8	72.3	99.9	89.0	91.0	1.32	1.26	0.91	1.02
C3-120-45-A3	67.0	70.4	97.4	86.5	86.9	1.30	1.23	0.89	1.00
C3-120-90-A1	69.9	73.4	100.8	90.1	92.0	1.32	1.25	0.91	1.02
C3-120-90-A2	68.2	71.5	98.3	87.9	89.9	1.32	1.26	0.91	1.02
C3-120-90-A3	70.3	73.5	100.2	90.1	94.8	1.35	1.29	0.95	1.05
C3-120-150-A1	67.3	70.7	98.6	89.3	97.2	1.44	1.37	0.99	1.09
C3-120-150-A2	66.7	70.1	96.3	86.1	86.6	1.30	1.24	0.90	1.01
C3-120-150-A3	68.5	71.7	98.9	88.2	89.0	1.30	1.24	0.90	1.01
C3-140-50-A1	70.7	72.7	94.1	87.5	95.6	1.35	1.32	1.02	1.09
C3-140-50-A2	70.4	72.5	93.2	85.6	93.7	1.33	1.29	1.01	1.10
C3-140-50-A3	69.9	71.8	93.6	86.4	86.6	1.24	1.21	0.93	1.00
C3-140-100-A1	69.5	71.5	92.5	85.3	88.3	1.27	1.23	0.95	1.03
C3-140-100-A2	75.0	76.7	98.2	91.0	93.1	1.24	1.21	0.95	1.02
C3-140-100-A3	70.6	72.5	94.9	87.3	95.8	1.36	1.32	1.01	1.10
C3-140-150-A1	70.8	72.8	94.4	91.9	92.0	1.30	1.26	0.97	1.00
C3-140-150-A2	69.1	71.0	93.0	91.9	95.8	1.39	1.35	1.03	1.04
C3-140-150-A3	71.5	73.3	95.3	94.4	103.4	1.45	1.41	1.08	1.10
均值		1.33	1.28	0.96	1.04				
标准差		0.055	0.054	0.053	0.035				

注:  $N_u$  为 GB 50018—2002 计算值;  $N_{USA-e}$  为 AISI 有效宽度法计算值;  $N_{USA-d}$  为 AISI 直接强度法计算值;  $P_u$  为承载力叠加法计算值;  $P_1$  为试验值.

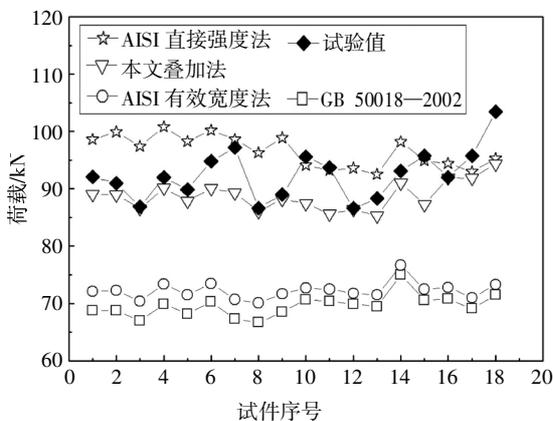


图 16 不同计算方法对比

Fig.16 Comparison of different calculation methods

## 5 结论与讨论

1) 通过分析试验现象和试验数据, 发现改变螺钉间距对拼合箱形截面短柱的极限承载力影响很小, 在考虑初始缺陷的情况下, 螺钉间距对拼合箱形截面短柱的极限承载力的影响在 12% 以内.

2) 变腹板高厚比的试件均发生局部屈曲破坏, 且其极限承载力随着截面腹板高厚比的增加显著降低. 结果表明腹板高厚比是影响 CFS 拼合箱形截面短柱极限承载力的重要因素.

3) 中国规范 GB 50018—2002 和美国规范 EWM

对于冷弯薄壁型钢拼合箱形截面柱的局部屈曲承载力计算理论偏保守,且随着高厚比的增大,计算结果变得越来越偏于保守.美国规范 DSM 计算值普遍高于试验值,相差在 10%以内,说明用美国规范直接强度法计算局部屈曲拼合箱形截面轴压柱试件的极限承载力是偏不安全的.而本文提出的叠加法计算值比美国规范 DSM 更加精确合理.

4)本文基于直接强度法提出的承载力叠加法,解决了计算 CFS 拼合箱形截面短柱的极限承载力的问题,可为该类截面的实际工程设计提供参考.

5)本文只研究了螺钉间距对 CFS 拼合箱形截面短柱承载力及屈曲半波长的影响,且螺钉间距变化对该类局部屈曲试件的极限承载力影响很小.此外,针对发生畸变屈曲和整体失稳的试件,螺钉间距对 CFS 拼合箱形截面柱的承载力及屈曲半波长的影响规律有待进一步研究.

## 参考文献

- [1] 袁涛涛. 闭合多肢冷弯薄壁型钢拼合截面立柱轴压承载力试验与理论研究[D]. 西安:长安大学建筑工程学院,2010:1—91.  
YUAN T T. Experimental and theoretical studies on the axial compressive bearing capacity of cold-formed thin-walled steel closed multi-limb built-up columns [D]. Xi'an: College of Architectural Engineering, Chang'an University, 2010: 1—91. (In Chinese)
- [2] 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 S F, ZHOU T H, YUAN T T, *et al.* Experimental study on axial compression behavior of cold-formed thin-walled steel built-up box-section columns [J]. Civil and Environmental Engineering, 2012, 34(4): 46—52. (In Chinese)
- [3] WANG L P, YOUNG B. Behaviour and design of cold-formed steel built-up section beams with different screw arrangements [J]. Thin-Walled Structures, 2018, 131: 16—32.
- [4] 赵阳,周天华,李东. 螺钉间距对冷弯薄壁拼合箱形截面短柱承载力性能的影响[J]. 钢结构,2018,33(12):28—31.  
ZHAO Y, ZHOU T H, LI D. Effect of screw spacing on the bearing capacity of cold-formed thin-walled built-up box-section short columns [J]. Steel Structure, 2018, 33(12): 28—31. (In Chinese)
- [5] ZHANG J H, YOUNG B. Finite element analysis and design of cold-formed steel built-up closed section columns with web stiffeners [J]. Thin-Walled Structures, 2018, 131: 223—237.
- [6] ZHANG J H, YOUNG B. Experimental investigation of cold-formed steel built-up closed section columns with web stiffeners [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 147: 380—392.
- [7] KHERBOUCHE S, MENOUNIF A. Numerical study and design of thin walled cold formed steel built-up open and closed section columns [J]. Engineering Structures, 2019, 179: 670—682.
- [8] YOUNG B. Design of cold-formed steel built-up closed sections with intermediate stiffeners [J]. Journal of Structural Engineering, 2008, 134(5): 727—737.
- [9] DEWOLF J T, OZT P, WINTER G. Local and overall buckling of cold-formed members [J]. Journal of Structural Engineering, 1974, 100(10): 2017—2036.
- [10] LI Y Q, LI Y L, WANG S, *et al.* Ultimate load-carrying capacity of cold-formed thin-walled columns with built-up box and I section under axial compression [J]. Thin-Walled Structures, 2014, 79: 202—217.
- [11] 管宇,周绪红,石宇,等. 轻钢组合楼盖面内刚度和承载力计算方法研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2019,46(9):31—43.  
GUAN Y, ZHOU X H, SHI Y, *et al.* Study on calculation method for in-plane stiffness and bearing capacity of thin-walled steel composite floor [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2019, 46(9): 31—43. (In Chinese)
- [12] GB 50018—2002 冷弯薄壁型钢结构技术规范[S]. 北京:中国计划出版社,2002:18—22.  
GB 50018—2002 Technical specification for cold-formed thin-walled steel structures [S]. Beijing: China Planning Press, 2002: 18—22. (In Chinese)
- [13] AISI. North American specification for the design of cold-formed steel structural members [S]. Washington, DC: American Iron and Steel Institute, 2016: 159—161.
- [14] GB/T 228.1—2010 金属材料 拉伸试验 第 1 部分:室温试验方法[S]. 北京:中国标准出版社,2011:9—11.  
GB/T 228.1—2010 Tensile test of metal materials Part 1: Room temperature test method [S]. Beijing: China Standards Press, 2011: 9—11. (In Chinese)
- [15] 庄茁. 基于 ABAQUS 的有限元分析和应用[M]. 北京:清华大学出版社,2009:151—168.  
ZHUANG Z. Finite element analysis and application based on ABAQUS [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2009: 151—168. (In Chinese)
- [16] 李东,周天华,赵阳. 冷弯薄壁 U 型钢轴压短柱承载力计算的直接强度法研究[J]. 钢结构,2018,33(12):18—23.  
LI D, ZHOU T H, ZHAO Y. Direct strength method for bearing capacity of cold-formed thin-walled U-section steel axially compressed short columns [J]. Steel Structures, 2018, 33(12): 18—23. (In Chinese)
- [17] SCHAFFER B W. CUFSM4.05—finite strip buckling analysis of thin-walled members [M/OL]. Baltimore, USA: Department of Civil Engineering, Johns Hopkins University, 2012. [2019-07-10] <http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm/>.
- [18] BEBIANO R, PINA P, SILVESTRE N, *et al.* GBTUL—buckling and vibration analysis of thin-walled members [M]. 2.0 ed. Lisbon: Department of Civil Engineering, Technical University of Lisbon, 2014: 10—28.