

折叠翼缘冷弯薄壁C型钢构件抗弯性能研究

王春刚, 陈立平, 张壮南*

(沈阳建筑大学 土木工程学院, 沈阳 110168)

摘要: 将普通C型钢截面翼缘段弯折形成折叠翼缘截面,可以降低翼缘宽厚比并增大截面高度,从而改善受弯构件的稳定性能并提高其抗弯承载力。为了研究折叠翼缘冷弯薄壁C型钢构件在纯弯状态下的抗弯性能,采用ABAQUS有限元软件建立了数值计算模型,分析了板件宽厚比、板件间角度和板件相对尺寸对构件极限承载力、屈曲破坏模式、变形特征及应力分布的影响,并与普通C型钢构件的抗弯性能进行对比分析。在此基础上,开展了抗弯承载力计算方法研究。数值分析结果表明:折叠翼缘构件发生了畸变屈曲以及局部和畸变的相关屈曲,并且翼缘与卷边的不同组合形成了两种不同类型的畸变屈曲变形。相同材料用量下,翼缘弯折角度取 105° 、卷边弯折角度取 90° 时构件承载力最大。当板件间角度不变时,随着弯折后翼缘段宽度比值的增加,折叠翼缘构件的抗弯承载力逐渐提高,提高幅度约为 $14\% \sim 49\%$ 。此外,采用AISI S100中的直接强度法公式计算了折叠翼缘构件的极限承载力,并与有限元分析结果进行了对比。对比结果表明,采用直接强度法计算的局部与整体相关屈曲的抗弯承载力离散程度较大,故基于参数分析结果对计算公式进行了修正。

关键词: 冷弯薄壁型钢; 折叠翼缘截面; 屈曲破坏模式; 抗弯承载力; 直接强度法

中图分类号: TU392.1

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)02-0034-11

DOI: 10.13969/j.jzgjgz.20230913002

Flexural Behavior of Folded Flange Cold-Formed Thin-Walled C-shaped Steel Members

WANG Chungang, CHEN Liping, ZHANG Zhuangnan*

(School of Civil Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang 110168, China)

*Corresponding author: zhuangnanzh@163.com

Abstract: Bending the flange section of ordinary C-shaped steel section to form a folded flange section can reduce the width-to-thickness ratio of the flange and increase the height of the section, thereby improving the stability of the flexural members and enhancing the flexural bearing capacity. In order to study the flexural behavior of folded flange cold-formed thin-walled C-shaped steel members under pure bending, a numerical calculation model was established using the ABAQUS finite element software. The effects of the width-to-thickness ratio of the plates, the angle between the plates, and the relative dimensions of the plates on the ultimate bearing capacity, buckling failure mode, deformation characteristics and stress distribution of the members were analyzed, and compared with the flexural behavior of ordinary C-shaped steel members. On this basis, the calculation method of flexural bearing capacity was studied. The results show that the folded flange members have distortional buckling and local-distortional interaction buckling. The

收稿日期: 2023-09-13

基金项目: 国家自然科学基金(51978422)

作者简介:

王春刚(1978—),男,博士,教授,主要从事轻钢结构、多高层钢结构等方面的研究。E-mail: ralphysy@163.com。

陈立平(1993—),男,博士研究生,主要从事轻钢结构方面的研究。

通信作者:

张壮南(1977—),女,博士,教授,主要从事多高层钢结构、钢结构稳定理论、轻钢结构等方面的研究。

E-mail: zhuangnanzh@163.com。

different combinations of flange and lip lead to two different types of distortional buckling. Under the same material usage, the bearing capacity of the members is maximized when the flange bending angle is 105° and the lip bending angle is 90° . When the angle between the plates is constant, with the increase in the ratio of the flange section width after bending, the flexural bearing capacity of the folded flange members gradually increases, and the increase range is about 14%-49%. In addition, the ultimate bearing capacity of the folded flange members was calculated using the direct strength method formula in AISI S100, and compared with the finite element analysis results. The results show that the flexural bearing capacity calculated by the direct strength method with local-global interactive buckling has a large degree of dispersion. According to the parametric analysis result, the direct strength method formula was modified.

Keywords: cold-formed thin-walled steel; folded flange section; buckling failure mode; flexural bearing capacity; direct strength method

冷弯型钢(cold formed steel, CFS)构件由于截面形式灵活多样、生产工艺简便以及易于处理等优点,被广泛应用于各类民用和工业建筑中。近年来,随着先进生产技术的快速发展,出现了一些创新型、复杂型的构件截面形式^[1-3]。这些特殊的截面形状在提高构件刚度和承载能力的同时,也使得构件受力时的屈曲模式和截面应力分布变得更加复杂。因此,研究新型截面构件在不同受力状态下的稳定性能具有重要现实意义。

目前,CFS构件新型截面设计主要集中在腹板、翼缘加劲肋的使用以及卷边形式和角度的变化。YE等^[4]选择了6种在不同板件处设置加劲肋的C型钢截面构件,以抗弯强度为优化目标进行了构件截面形状及尺寸的优化研究。结果表明,腹板中间设置加劲肋的构件承载能力最高,与普通C型钢构件相比,其承载能力提高了25%。BAGHERI SABBAGH等^[5-6]提出了将普通C型钢构件翼缘段弯折成曲线的弯曲翼缘截面构件。研究结果表明,弯曲翼缘截面构件可提供比普通C型钢构件更高的强度、刚度和延性。然而,这种截面形式不便于生产且很难连接至典型的楼板系统中。为了获得更为优越的截面形状,并解决楼板系统连接问题, YE等^[7]根据弯曲翼缘构件受力原理并结合规范相关要求以及制造和实际限制,提出了用折叠式翼缘近似代替弯曲式翼缘的截面构件,提高了其在实际工程应用中的适用性。优化后10种不同截面构件的承载力计算结果对比表明,折叠翼缘构件可提供比相同材料用量的普通C型钢构件高57%的抗弯承载力。在之后的研究中, YE等^[8]首先以CFS构件的几何和材料高度非线性的屈曲后性能作为优化准则,以提高构件耗能能力和延性为优化目标,对普通C型钢截面和折叠翼缘截面构件的几何形状及尺寸进行了优化研究。研究结果表明,折叠翼缘截面构件相比于普通C型钢构件拥有更高的抗弯承载力与更优的屈曲后性能。其次, MOJTABAEI等^[9]以欧洲规范对CFS构件截面尺寸的限值作为约束条件,在极限荷载和正常使用荷载条件下优化设计了具有最大抗弯强度和最小挠度的构件。研究结果表明,相比于相同材料用量的普通C型钢

构件,折叠翼缘截面构件在两种荷载条件下的抗弯强度分别提高了58%和41%。GATHEESHGAR等^[10]的研究表明,与相同材料用量的普通C型钢截面构件相比,折叠翼缘截面构件可提供超过59%的抗弯承载力。

国内学者于欣永等^[11]研究了在普通C型钢受压翼缘不同位置设置加劲肋的弹性屈曲应力,发现在受压翼缘中间设置加劲肋对于提高构件稳定性能的效果最好。随后,于欣永^[12]选取了3种复杂截面构件进行纯弯受力试验研究。结果表明,复杂截面构件均出现了明显的局部屈曲、畸变屈曲以及局部和畸变的相关屈曲破坏模式。邓露等^[13]的研究表明,腹板加劲的折叠翼缘截面构件具有比腹板翼缘加劲的槽钢截面构件更优异的受力性能。王子豪^[14]的研究表明,增大腹板高厚比会使折叠翼缘C形腹板中间加劲短梁构件的受剪承载力提高。

综上所述,国内外学者的研究表明,在CFS截面板件处设置加劲肋、改变截面形状均可有效提高构件的承载能力。特别是YE等^[7-9]近年来提出的折叠翼缘截面构件,相比传统板件处设置加劲肋的构件,其更易于加工成型且受力性能表现更加优异,在民用和工业建筑中的应用也具有更加经济的效果,相同材料用量下能够获得更高的承载力和刚度,在CFS框架结构和刚架体系应用中具有更大优势。但目前对于折叠翼缘截面构件稳定性影响因素分析的研究还较少,不同失效模式下其极限承载力计算方法的研究还有待进一步完善。因此,有必要针对折叠翼缘截面构件的稳定性能和相应失稳模式下的承载力计算方法开展深入研究,为此类构件的工程应用及相关规范编制提供参考。

1 有限元模型选取及验证

1.1 有限元模型建立

根据YU等^[15-16]描述的C型钢构件畸变屈曲试验过程,建立了相应的数值模型。试验中,一对平行试件由热轧矩形钢管在加载点和支撑点处通过螺栓连接,避免其发生剪切和腹板损坏。两个加载点之间的研究区段无附加约束,加载点和支撑点之间的非研究区段设置了标准

钢板,三分点加载试验的整体布置如图1所示。

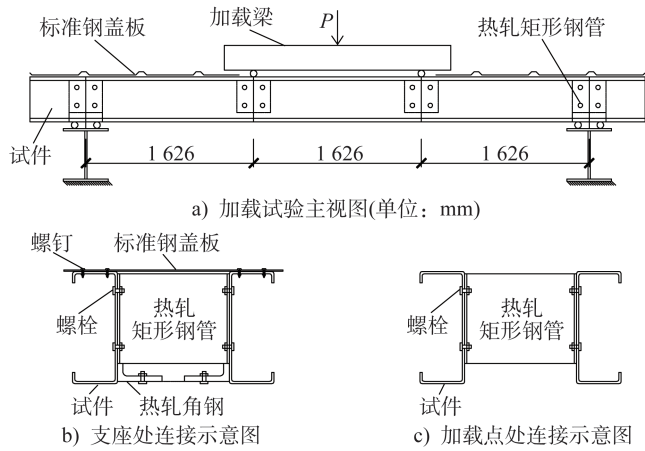


图1 三分点加载试验整体布置

Fig. 1 Overall arrangement of three-point loading test

ABAQUS数值模型采用壳单元S8R5建立,材料性能选用文献[16]附录A中拉伸试件的试验实测值。基于单元网格敏感性分析,将模型腹板和翼缘板件划分为 $15\text{ mm}\times 15\text{ mm}$ 的网格单元,卷边横向设置3个节点,纵向单元尺寸设置为 15 mm ,热轧矩形钢管和标准钢盖板网格划分为 $20\text{ mm}\times 20\text{ mm}$ 。在加载点处热轧矩形钢管顶部设置耦合约束点A和B,在耦合钢管腹板中线位置施加竖向荷载,以模拟试件三分点加载的试验过程。非线性屈曲分析采用一般静态分析法,并附加阻尼来稳定结构。在支撑点处矩形钢管底部设置耦合约束点C和D,在耦合钢管腹板中线位置施加 $U_1=U_2=U_{R3}=0$ 的边界条件,限制构件跨中位置 U_3 方向的自由度。其中, U_1 、 U_2 和 U_3 分别对应 x 、 y 和 z 轴的平动位移, U_{R3} 对应绕 z 轴的转动位移。有限元模型边界条件如图2所示。

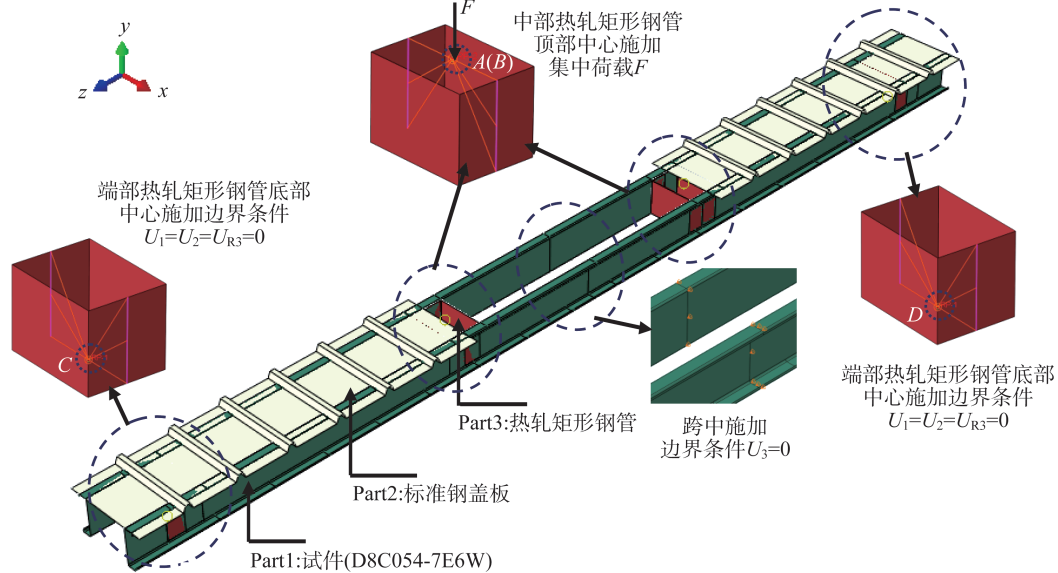


图2 有限元模型边界条件

Fig. 2 Boundary conditions of finite element model

“Tie”约束方式用于热轧钢管与试件腹板的连接以及标准钢盖板与试件翼缘的连接。在CFS试件加工过程中,弯角处的残余应力与材料屈服强度的增加对构件承载力的影响效果相反,倾向于相互补偿^[17]。文献[18]指出,当只考虑冷弯型钢材料的理想弹塑性关系时,有限元分析可以获得与试验结果极度吻合的极限承载力和屈曲变形模式。因此,本文并未单独模拟残余应力与冷弯效应的影响。

1.2 有限元分析结果与试验结果对比

极限荷载的有限元预测值与试验值的对比如表1所示,试件荷载-跨中位移曲线变化趋势的对比如图3所示。由对比结果可以发现,有限元分析所得的极限

荷载以及荷载作用下试件变形的发展过程均与试验结果吻合较好。其中,试验试件极限荷载的有限元预测值与试验值之比的平均值为1.05,标准差为0.04。试件D8C054-7E6W试验和有限元模拟所得的屈曲破坏模式对比如图4所示,结果表明,二者破坏模式基本相同。

2 有限元模型基本参数选取

折叠翼缘截面腹板高度 h 取 160 mm 、 200 mm 和 240 mm ,共设计了567个模型,腹板高度取值相同时,模型横截面展开长度保持一致。模型截面基本参数包括:翼缘弯折角度 θ_1 (记为 A_1)、卷边弯折角度 θ_2 (记为 A_2)、折线段翼缘宽度 b 与平直段翼缘宽度 c 的比值 w ($w=$

表1 极限荷载的有限元预测值与试验值的对比

Table 1 Comparison of the ultimate load between finite element predicted and test results

试件编号	极限荷载 /kN		FEA/TEST
	TEST	FEA	
D8C097-7E6W	58.78	62.60	1.06
D8C068-6E7W	29.02	31.93	1.10
D8C054-7E6W	13.49	13.50	1.00
D8C043-4E2W	11.93	12.52	1.05
D6C063-2E1W	14.55	15.21	1.05
平均值			1.05
标准差			0.04

注:TEST表示文献[15]中的试验值,FEA表示有限元预测值。

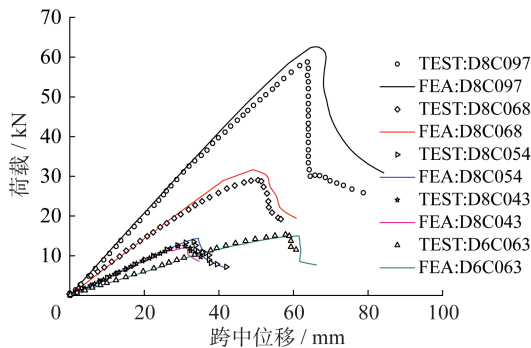


图3 试验和有限元分析荷载-跨中位移曲线对比

Fig. 3 Comparison of load-midspan displacement curves between test and finite element analysis results

b/c)和卷边宽度 d 与平直段翼缘宽度 c 的比值 $v(v=d/c)$,截面形式和几何参数的定义如图5a)所示,折叠翼缘截面记为FF。翼缘弯折角度 θ_1 以 15° 为取值间隔,从 90° 变化至 180° 。其中,当 θ_1 取 90° 和 180° 时为普通C型钢截面,记为CF,如图5b)所示。卷边弯折角度 θ_2 以 30° 为取值间隔,从 30° 变化至 150° ,板件厚度取 0.8 mm 、 1.2 mm 和 1.6 mm 。选用经验证的数值模型进行模拟分析,材料弹性模量 $E=2.06 \times 10^5\text{ MPa}$,泊松比 $\mu=0.3$,屈服强度 f_y 分别取 345 MPa 、 460 MPa 和 550 MPa 。

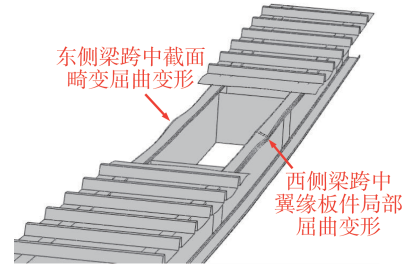
文献[19]研究表明,为了降低边界条件对非线性屈曲分析结果的影响并避免发生横向扭转屈曲,数值模型长度可选为畸变屈曲半波长度的2倍。因此,本文模型研究区段长度选为 $1\ 600\text{ mm}$,总长度为 $5\ 100\text{ mm}$ 。所有模型均采用名义外轮廓尺寸来计算,板件间弯曲内径与板厚相同。模型编号规则如图6所示,例如:FF0.8-A₁105表示折叠翼缘模型,板件厚度取为 0.8 mm ,翼缘弯折角度取为 105° 。



a) 东侧梁屈曲破坏模式



b) 西侧梁屈曲破坏模式



c) 有限元模拟屈曲破坏模式

图4 试件D8C054-7E6W试验^[15]与有限元模拟屈曲模式对比

Fig. 4 Comparison of buckling modes between test^[15] and finite element simulation of specimen D8C054-7E6W

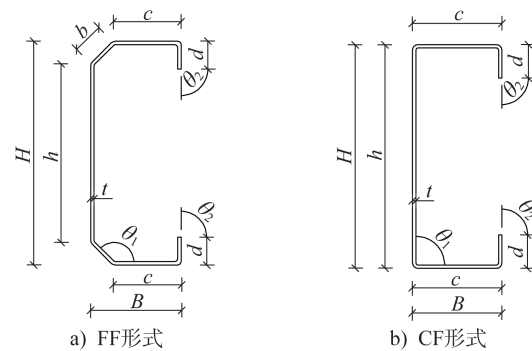


图5 截面形式和几何参数定义

Fig. 5 Cross section forms and definition of geometric parameters

3 折叠翼缘模型稳定性分析

3.1 屈曲破坏模式

折叠翼缘模型在纯弯段发生了畸变屈曲以及局部和畸变的相关屈曲。由于不同屈服强度模型的结果相似,因此受篇幅所限,表2中仅列出了屈服强度为 345 MPa 的模型的有限元计算结果。从表中数据可知,随着截面

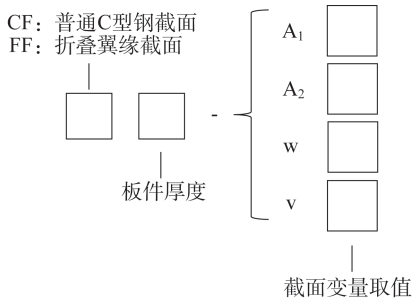


图6 模型编号规则

Fig. 6 Numbering rules of models

腹板高度的增加,折叠翼缘模型更容易发生局部和畸变的相关屈曲,其中局部屈曲变形大多先出现在腹板受压区,如图7a)所示。由于翼缘段的弯折减小了翼缘板件的宽厚比,延缓了其受压时局部屈曲破坏的趋势,随着截面

板件厚度的增加,折叠翼缘模型开始出现畸变屈曲。随着 w 的增加,折叠翼缘模型出现了两种不同的畸变屈曲破坏模式:(1)平直段翼缘和卷边组件绕翼缘交点 S_1 旋转的屈曲变形,记为D1,如图7b)所示;(2)折线段翼缘、平直段翼缘和卷边组件绕折线段翼缘与腹板交点 S_2 旋转的屈曲变形,记为D2,如图7c)所示。出现两种畸变屈曲破坏模式的原因是:当折线段翼缘宽厚比较小,折线段翼缘相比于平直段翼缘和卷边组件在受压后抵抗变形的能力更强,即发生D1形式的畸变屈曲。随着折线段翼缘宽厚比的增加,其在受压时更容易发生屈曲,即发生D2形式的畸变屈曲。图7d)~f)中随着翼缘弯折角度的增加,折叠翼缘模型的畸变屈曲形式由D1转变为D2。

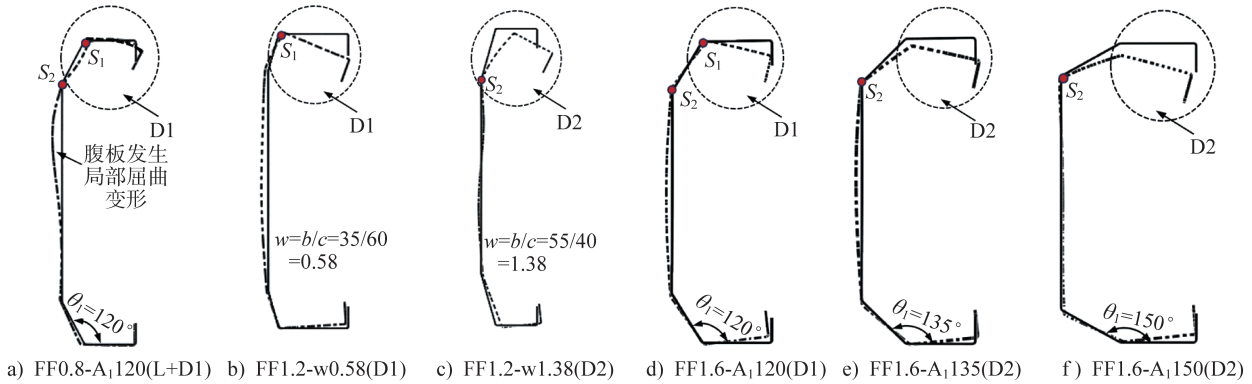


图7 折叠翼缘模型屈曲破坏模式

Fig. 7 Buckling failure modes of folded flange models

表2 有限元计算结果

Table 2 Finite element calculation results

模型编号	$h=160\text{ mm}$		$h=200\text{ mm}$		$h=240\text{ mm}$	
	$M_u/(kN\cdot m)$	破坏模式	$M_u/(kN\cdot m)$	破坏模式	$M_u/(kN\cdot m)$	破坏模式
CF0.8-A ₁ 90	4.23	L+D	4.79	L+D	5.55	L+D
FF0.8-A ₁ 105	5.00	L+D1	6.14	L+D1	7.08	L+D1
FF0.8-A ₁ 120	4.74	L+D1	5.68	L+D1	6.90	L+D1
FF0.8-A ₁ 135	4.37	L+D1	5.32	L+D1	6.31	L+D1
FF0.8-A ₁ 150	4.19	L+D2	5.00	L+D2	5.69	L+D2
FF0.8-A ₁ 165	3.61	L+D2	4.38	L+D2	4.97	L+D2
CF0.8-A ₁ 180	2.37	L+D	3.00	L+D	3.73	L+D
CF1.2-A ₁ 90	9.23	L+D	10.52	L+D	11.69	L+D
FF1.2-A ₁ 105	10.49	L+D1	12.84	L+D1	14.62	L+D1
FF1.2-A ₁ 120	9.87	L+D1	12.11	L+D1	14.34	L+D1
FF1.2-A ₁ 135	9.09	L+D1	11.42	L+D1	13.63	L+D1
FF1.2-A ₁ 150	8.32	L+D2	10.42	L+D2	12.18	L+D2
FF1.2-A ₁ 165	7.43	D2	9.24	L+D2	10.72	L+D2

续表

模型编号	$h=160\text{ mm}$		$h=200\text{ mm}$		$h=240\text{ mm}$	
	$M_u/(\text{kN}\cdot\text{m})$	破坏模式	$M_u/(\text{kN}\cdot\text{m})$	破坏模式	$M_u/(\text{kN}\cdot\text{m})$	破坏模式
CF1.2-A ₁ 180	5.02	L+D	6.42	L+D	7.85	L+D
CF1.6-A ₁ 90	13.16	L+D	15.35	L+D	17.80	L
FF1.6-A ₁ 105	14.31	D1	17.81	L+D1	21.93	L+D1
FF1.6-A ₁ 120	15.16	D1	17.66	L+D1	21.03	L+D1
FF1.6-A ₁ 135	13.90	D2	16.74	L+D2	20.13	L+D2
FF1.6-A ₁ 150	12.66	D2	16.00	D2	18.83	D2
FF1.6-A ₁ 165	11.47	D2	14.68	D2	16.92	D2
CF1.6-A ₁ 180	7.91	L+D	10.77	L+D	13.27	L+D
FF0.8-A ₂ 30	3.73	L+D1	4.74	L+D1	5.38	L+D1
FF0.8-A ₂ 60	4.65	L+D1	5.84	L+D1	6.72	L+D1
FF0.8-A ₂ 90	5.00	L+D1	6.14	L+D1	7.08	L+D1
FF0.8-A ₂ 120	4.86	L+D1	5.83	L+D1	6.79	L+D1
FF0.8-A ₂ 150	4.46	D1	5.42	D1	6.31	D1
FF1.2-A ₂ 30	7.00	D1	7.59	L+D1	9.52	L+D1
FF1.2-A ₂ 60	10.34	L+D1	12.36	L+D1	14.01	L+D1
FF1.2-A ₂ 90	10.49	L+D1	12.84	L+D1	14.62	L+D1
FF1.2-A ₂ 120	9.36	D1	12.41	L+D1	13.93	L+D1
FF1.2-A ₂ 150	8.47	D1	11.57	D1	12.66	D1
FF1.6-A ₂ 30	11.06	D1	12.44	D1	13.96	L+D1
FF1.6-A ₂ 60	13.94	D1	15.43	D1	21.69	L
FF1.6-A ₂ 90	14.31	D1	17.81	L+D1	21.93	L+D1
FF1.6-A ₂ 120	13.91	D1	17.69	D1	20.86	L
FF1.6-A ₂ 150	11.76	D1	13.18	D1	14.75	D1
FF0.8-w0.36	3.64	L+D1	4.36	L+D1	5.48	L+D1
FF0.8-w0.58	4.30	L+D1	5.09	L+D1	6.09	L+D1
FF0.8-w0.90	5.00	L+D1	6.14	L+D1	7.08	L+D1
FF0.8-w1.38	5.31	L+D2	6.53	L+D2	7.49	L+D2
FF0.8-w2.17	5.53	L+D2	6.76	L+D2	7.75	L+D2
FF1.2-w0.36	7.30	D1	9.73	D1	11.61	L+D1
FF1.2-w0.58	8.39	D1	11.40	D1	13.14	L+D1
FF1.2-w0.90	10.49	D1	12.84	D1	14.62	L+D1
FF1.2-w1.38	10.77	D2	13.12	D2	15.42	L+D2
FF1.2-w2.17	10.91	L+D2	13.71	L+D2	15.71	L+D2
FF1.6-w0.36	13.16	D1	16.04	D1	18.54	L+D1
FF1.6-w0.58	13.89	D1	16.67	D1	19.76	L+D1
FF1.6-w0.90	14.31	D2	17.81	L+D1	21.93	L+D1
FF1.6-w1.38	15.02	D2	18.46	L+D1	22.40	L+D2
FF1.6-w2.17	15.70	L+D2	19.14	L+D2	22.57	L+D2
FF0.8-v0.17	3.81	L+D1	4.56	L+D1	5.30	L+D1
FF0.8-v0.40	5.00	L+D1	5.94	L+D1	7.08	L+D1
FF0.8-v0.75	5.58	L+D2	6.37	L+D2	6.94	L+D2

续表

模型编号	h=160 mm		h=200 mm		h=240 mm	
	$M_u/(kN \cdot m)$	破坏模式	$M_u/(kN \cdot m)$	破坏模式	$M_u/(kN \cdot m)$	破坏模式
FF0.8-v1.33	5.36	L+D2	5.98	L+D2	6.41	L+D2
FF1.2-v0.17	6.72	D1	7.50	D1	10.43	L+D1
FF1.2-v0.40	10.49	L+D1	12.13	L+D1	14.62	L+D1
FF1.2-v0.75	10.98	L+D2	12.35	L+D2	14.39	L+D2
FF1.2-v1.33	10.37	L+D2	11.37	L+D2	12.23	L+D2
FF1.6-v0.17	10.82	D1	12.28	D1	13.47	D1
FF1.6-v0.40	14.31	D1	17.81	L+D1	21.93	L+D1
FF1.6-v0.75	14.88	D2	18.28	L+D2	20.74	L+D2
FF1.6-v1.33	13.12	D2	16.22	L	19.06	L+D2

注： M_u 为有限元计算的抗弯承载力值；屈曲破坏模式中L表示局部屈曲，D表示畸变屈曲，D1表示折叠翼缘截面第1类畸变屈曲，D2表示折叠翼缘截面第2类畸变屈曲，L+D1表示局部和D1形式畸变的相关屈曲，L+D2表示局部和D2形式畸变的相关屈曲。

3.2 变形特征

图8所示为截面参数变化时折叠翼缘模型的跨中弯矩-挠度曲线，由于不同腹板宽厚比模型的曲线变化趋势相似，因此，图中仅给出了 $h/t=250$ 的模型曲线。可以看出，加载初期，弯矩随着跨中挠度的增加而呈线性增长，模型处于弹性受力阶段；当继续加载至弹塑性阶段时，由于模型出现屈曲变形，曲线开始呈非线性变化，且大多数

模型达到极限承载力之后，荷载迅速下降，但同时变形增加并不明显。当折叠翼缘截面 θ_1 减小或 w 增加时，曲线上直线段部分的斜率增大，模型刚度随之增大(图8a、c)；当 θ_2 或 v 变化时，模型刚度基本保持一致(8b、d)。对于达到极限弯矩后的曲线下降段，随着 θ_1 的增加，曲线趋于平缓，模型塑性变形能力有所提高，而改变截面其他参数时，模型塑性变形能力并没有得到显著改善。

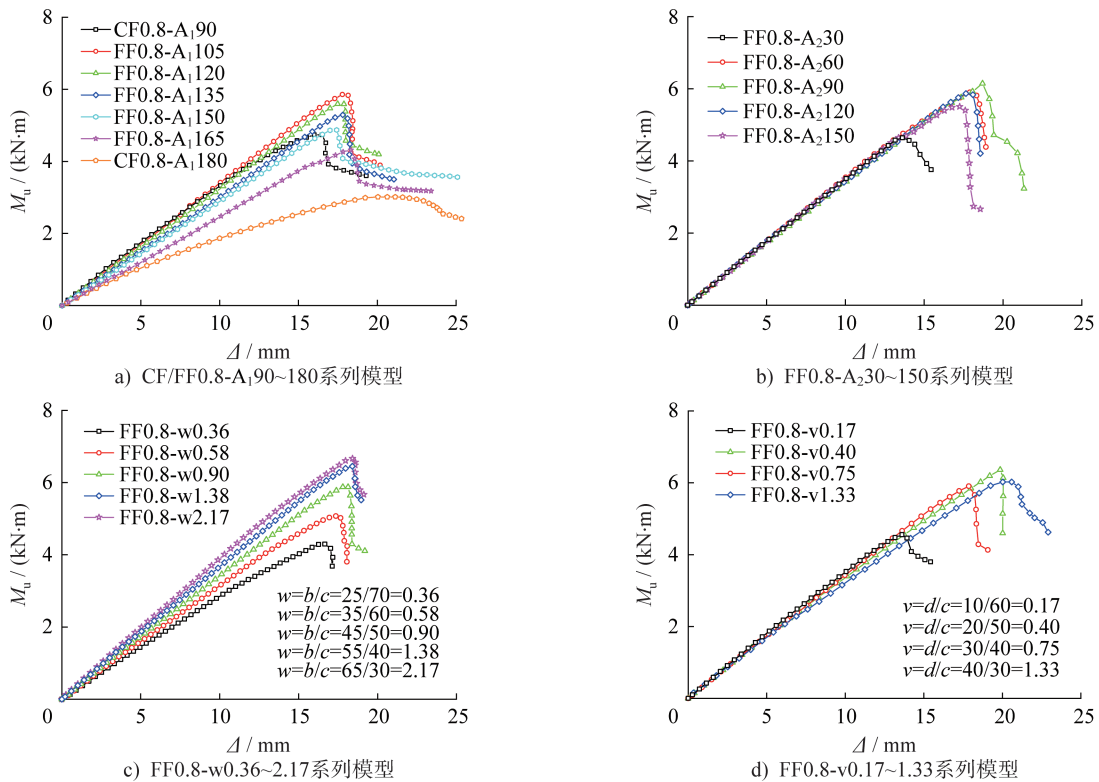


图8 折叠翼缘模型跨中弯矩-挠度曲线

Fig. 8 Mid-span moment-deflection curves of folded flange models

3.3 应力分布

图9所示为FF和CF模型在极限荷载作用下的应力分布云图。可以看出:在纯弯受力状态下,两种模型的最大压应力和拉应力主要集中分布于上、下翼缘及其棱线附近;腹板所受应力呈梯度变化,中性轴处应力最小;FF模型跨中上翼缘截面存在较大压应力的集中分布,与之对应的CF模型的较大压应力则主要集中分布于翼缘与

腹板和卷边相交的棱线处。两种模型应力分布不同的原因是:FF模型翼缘弯折使得翼缘板件宽厚比减小,弯折后翼缘刚度增大,有利于受压翼缘承受更大的荷载。当模型达到极限荷载状态时,其上翼缘截面仍然具有一定的承载能力,而此时的CF模型则主要由板件交线位置承担荷载。

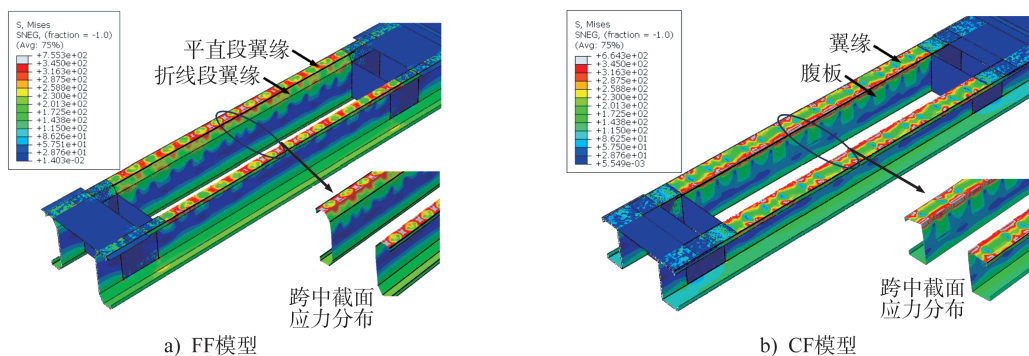


图9 极限荷载作用下模型应力分布云图(单位:MPa)

Fig. 9 Stress distribution contours of models under ultimate load (unit: MPa)

3.4 截面参数变化的影响

折叠翼缘模型的抗弯承载力随截面板件间角度、板件相对尺寸变化的趋势如图10所示。当 $\theta_1=105^\circ$ 时,FF模型的截面高度最大,因此抗弯承载力最高,随着 θ_1 的增加,模型的抗弯承载力逐渐降低,如图10a)所示。由表2数据可知,当 θ_1 从 105° 增大至 165° 时, M_u 降低了22.85%~29.80%。当 θ_1 固定取为 105° 时, $\theta_2=90^\circ$ 的FF模型承载力最高,且与 $\theta_2=60^\circ$ 或 120° 时对应的承载力差距较小,平均差距为4.28%,如图10b)所示。当 w 增加时,FF模型的截面高度逐渐增大,抗弯承载力有较大幅度的提高,然而当 w 值超过1.38时, M_u 的增加幅度减缓,如图10c)所示。当 w 从0.36增加至1.38时,由表2可知 M_u 提高了14.13%~49.77%,且板件宽厚比越大, M_u 的提高幅度越大;当 w 从1.38增加至2.17时, M_u 平均仅提高了3.09%,并且随着 w 的增加,折线段翼缘宽厚比增大,受压时板件稳定性能降低,使得其对平直段翼缘的约束作用减弱,畸变屈曲变形由D1形式转变为D2形式。当 $v=0.17$ 时,由于卷边宽度较小,对翼缘的约束作用有限,此时FF模型的抗弯承载力最低,随着 v 值的增加,模型承载力呈现出先增大后降低的变化趋势,如图10d)所示。对于腹板高度为160 mm、200 mm的模型, $v=0.75$ 时FF模型的承载力最高,而对于腹板高度为240 mm的模型, $v=0.40$ 时FF模型的承载力最高,且 $v=0.40$ 和 0.75 时模型承载力的平均差异仅为3.32%。

4 折叠翼缘构件承载力计算方法研究

目前国内外针对冷弯薄壁型钢构件的设计常采用有效截面法、直接强度法和折减强度法等。与另外两种设计方法相比,直接强度法(direct strength method, DSM)^[20]无需计算板件的有效宽度、有效截面特性和强度折减系数,仅需确定截面的弹性临界弯矩,即可直接通过公式求解构件的极限承载力,计算简便且精度较高。特别是对于复杂型和高强型构件的设计,DSM的优势更加明显,并且AISI S100^[21]和AS/NZS 4600^[22]规范已经采用DSM作为冷弯型钢构件极限状态设计的基本方法。其中,AISI S100^[21]中受弯构件的DSM公式分别考虑了局部-整体相关屈曲和畸变屈曲两种屈曲模式。

当构件发生局部-整体相关屈曲破坏时,其抗弯承载力计算公式为:

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

式中: M_{cr1} 、 M_{ne} 分别为弹性局部屈曲临界弯矩和受弯构件整体屈曲弯矩; $\lambda_1 = \sqrt{M_{ne}/M_{cr1}}$ 。其中, M_{ne} 可以按照式(2)进行计算。

$$M_{ne} = \begin{cases} M_{cre} & M_{cre} < 0.56M_y \\ \frac{10}{9} M_y \left(1 - \frac{10M_y}{36M_{cre}} \right) & 0.56M_y \leq M_{cre} \leq 2.78M_y \\ M_y & M_{cre} > 2.78M_y \end{cases} \quad (2)$$

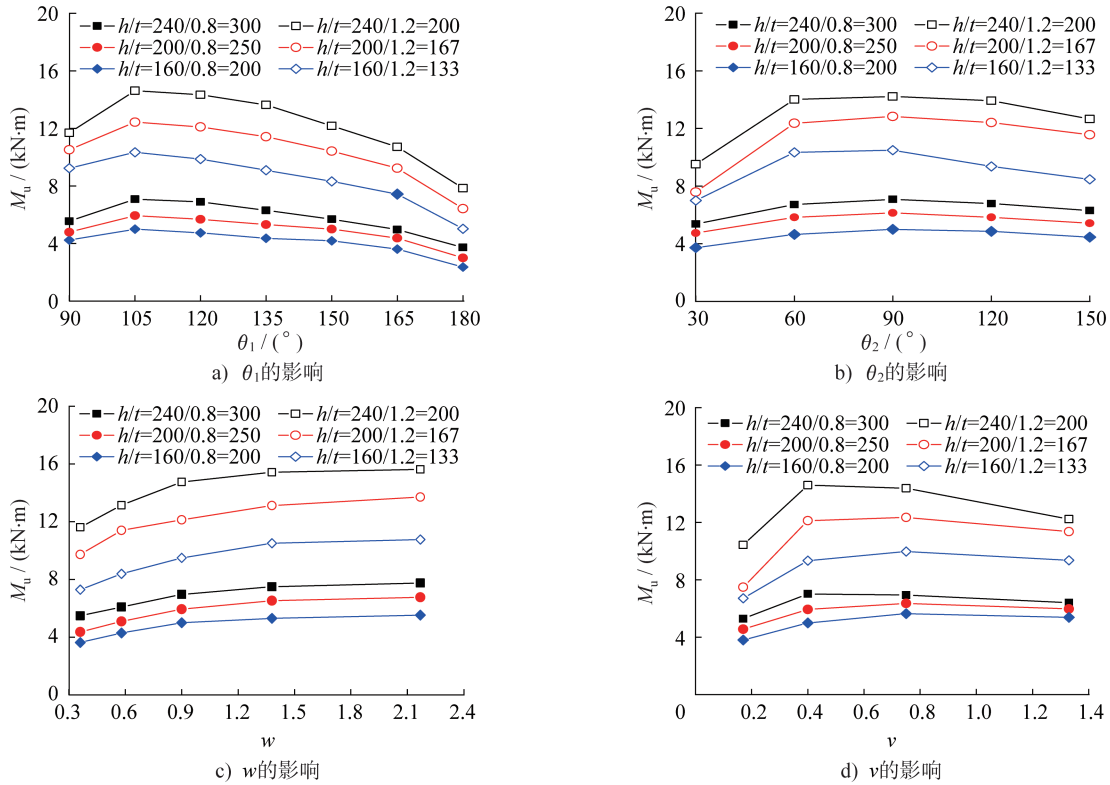


图10 FF模型截面参数变化对其抗弯承载力的影响

Fig. 10 Influence of sectional parameter variations on the flexural bearing capacity of FF models

式中： M_{cre} 、 M_y 分别为弹性整体屈曲临界弯矩和截面边缘纤维屈服弯矩。

当构件发生畸变屈曲破坏时，其抗弯承载力计算公式为：

$$M_{nd} = \begin{cases} M_y & \lambda_d \leq 0.673 \\ \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \left[1 - 0.22 \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \right] M_y & \lambda_d > 0.673 \end{cases} \quad (3)$$

式中： M_{crd} 为弹性畸变屈曲临界弯矩； $\lambda_d = \sqrt{M_y / M_{crd}}$ 。

由于DSM是半理论半经验设计方法，且该公式是在针对几类特定截面形式构件研究的基础上得到的，对于不在该研究范围的折叠翼缘截面形式，公式是否适用还需进一步研究。本文采用有限条软件CUFSM计算折叠翼缘截面的弹性屈曲临界弯矩，然后基于上述DSM公式计算了折叠翼缘模型的极限抗弯承载力，并与数值分析结果进行对比，以评估式(1)~(3)的适用性。

将有限元分析结果按照折叠翼缘截面参数的变化分为4组，包括A₁系列模型、A₂系列模型、w系列模型和v系列模型的结果，每组系列模型均包括腹板高度、板件厚度和材料屈服强度的变化。分别计算了4组系列模型和所有模型的 M_u / M_{nl-org} 和 M_u / M_{nd} 值，并将其平均值与标准差的结果列于表3中。从表中可以看出，以局部屈曲为主和以畸变屈曲为主的破坏模式中，4组系列模型的DSM公式计算结果与有限元参数分析结果的平均误差

均在10%以内，所有模型 M_u / M_{nl-org} 和 M_u / M_{nd} 的平均值分别为1.05和1.04，标准差分别为0.15和0.11。由此表明现行规范(AISI)中DSM公式计算的以局部屈曲为主要破坏模式的折叠翼缘构件抗弯承载力的离散程度较大，而以畸变屈曲为主要破坏模式的折叠翼缘构件抗弯承载力的计算结果准确且偏于安全。

图11a)、b)分别为 M_u / M_{ne} 与 λ_1 、 M_u / M_y 与 λ_d 的关系曲线，其中虚线分别表示依据式(1)和式(3)计算得到的DSM原始曲线，散点分别表示以局部屈曲和以畸变屈曲为主要破坏模式的有限元计算结果。由图11a)散点分布趋势可知，部分散点距离DSM原始曲线较远，离散性较大。这是因为原始DSM公式在建立过程中未考虑折叠翼缘截面形式的影响，且以局部屈曲为主要破坏模式的构件中包含局部和畸变的相关屈曲作用。为了能够更精确地计算折叠翼缘构件的极限承载力，基于有限元参数分析结果对式(1)进行了修正：

$$M_{nl} = \begin{cases} M_{ne} & \lambda_1 \leq 0.928 \\ \left(\frac{M_{cr1}}{M_{ne}} \right)^{0.53} \left[1 - 0.07 \left(\frac{M_{cr1}}{M_{ne}} \right)^{0.53} \right] M_{ne} & \lambda_1 > 0.928 \end{cases} \quad (4)$$

由图11b)可以看出，折叠翼缘构件的两种畸变屈曲模式D1和D2的散点分布较为集中且表3的评估结果表明以畸变屈曲为主要破坏模式的有限元计算结果分布趋势与DSM曲线吻合良好，因此可以选用一条

表3 抗弯承载力的DSM计算结果

Table 3 DSM calculation results of flexural bearing capacity

模型	以局部屈曲为主要破坏模式				以畸变屈曲为主要破坏模式	
	M_u/M_{nl-org} 平均值	M_u/M_{nl-mod} 平均值	M_u/M_{nl-org} 标准差	M_u/M_{nl-mod} 标准差	M_u/M_{nd} 平均值	M_u/M_{nd} 标准差
A ₁ 系列	1.05	1.04	0.12	0.07	1.07	0.09
A ₂ 系列	1.09	1.06	0.14	0.12	1.03	0.11
w系列	0.97	0.98	0.16	0.15	1.05	0.11
v系列	1.06	1.06	0.13	0.10	0.98	0.12
所有	1.05	1.03	0.15	0.12	1.04	0.11

注: M_u 为有限元计算的抗弯承载力值; M_{nl-org} 和 M_{nl-mod} 分别为DSM式(1)和修正公式(式(4))计算值; M_{nd} 为DSM式(3)计算值。

DSM曲线来预测构件的承载能力。将修正后的DSM曲线绘制于图11a)中, M_u/M_{nl-mod} 的平均值和标准差列

于表3中。数据结果表明,修正后的DSM公式可准确且偏于安全地预测折叠翼缘构件的抗弯承载力。

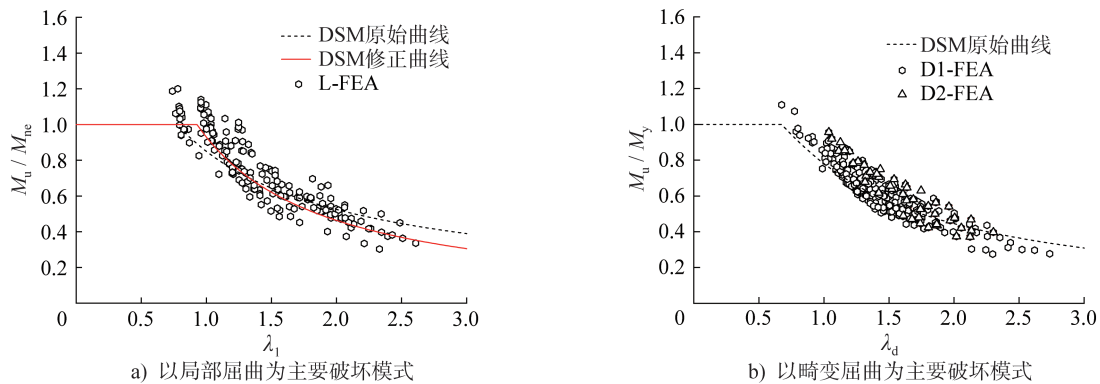


图11 FF模型有限元分析结果与DSM曲线对比

Fig. 11 Comparison of FF models between finite element analysis results and DSM curves

综上所述,当折叠翼缘构件截面高宽比 $H/B=2\sim 5$ 时,运用本文给出的公式可以得到较为准确且偏于安全的承载力预测结果。

5 结论

本文对折叠翼缘构件在纯弯受力状态下的屈曲破坏模式、变形特征和应力分布等进行了分析和讨论,研究了不同板件宽厚比、板件间角度和板件相对尺寸变化对构件抗弯性能的影响。将有限元分析结果与规范(AISI)中DSM公式计算结果进行比较,评估了公式的适用性,可以得出以下主要结论:

(1) 折叠翼缘构件在纯弯受力状态下发生了畸变屈曲以及局部和畸变的相关屈曲。由于翼缘宽度比值 w 的变化,折线段翼缘和平直段翼缘间的约束刚度发生改变,使得折叠翼缘截面在受力时出现了两种不同类型的畸变屈曲。随着翼缘宽度比值 w 和翼缘弯折角度 θ_1 的增大,畸变屈曲形式由D1转变为D2。

(2) 翼缘弯折角度 θ_1 减小或翼缘宽度比值 w 增加时,折叠翼缘构件的刚度随之增大;而卷边弯折角度 θ_2 或

卷边与平直段翼缘宽度比值 v 变化时,构件刚度基本保持一致。在纯弯状态下,折叠翼缘截面构件在翼缘处的应力分布更加集中。

(3) 相同材料用量下,当翼缘弯折角度 $\theta_1=105^\circ$ 、卷边弯折角度 $\theta_2=90^\circ$ 时,折叠翼缘构件的抗弯承载力和刚度最大,且随着 θ_1 的增大,其抗弯承载力和刚度逐渐降低。当板件间角度不变时,折叠翼缘构件的抗弯承载力随着翼缘宽度比值 w 的增加有明显提高,当 w 由0.36增加至1.38时,构件抗弯承载力提高了14.13%~49.77%,然而当 w 值超过1.38时,抗弯承载力的增幅减缓。

(4) 基于有限元参数分析结果,对规范(AISI)中局部与整体相关屈曲的直接强度法计算公式进行了修正,修正公式计算结果准确且偏于安全。

参考文献:

- [1] NEVES M, BASAGLIA C, CAMOTIM D. Stiffening optimisation of conventional cold-formed steel cross-sections based on a multi-objective Genetic Algorithm and using Generalised Beam Theory[J]. Thin-Walled Structures, 2022, 179: 109713. DOI:10.1016/j.tws.2022.109713.

- [2] 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.DOI:10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.12.004.
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. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.12.004. (in Chinese)
- [3] HADIDANE Y, KOUIDER N, BENZERARA M. Flexural behavior of delta and bi-delta cold-formed steel beams: experimental investigation and numerical analysis[J]. Fracture & Structural Integrity, 2022, 16(61):69-88. DOI: 10.3221/IGF-ESIS.61.05.
- [4] YE J, HAJIRASOULIHA I, BECQUE J, et al. Optimum design of cold-formed steel beams using Particle Swarm Optimisation method [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 122:80-93. DOI:10.1016/j.jcsr.2016.02.014.
- [5] BAGHERI SABBAGH A, PETKOVSKI M, PILAKOUTAS K, et al. Development of cold-formed steel elements for earthquake resistant moment frame buildings[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 53:99-108. DOI:10.1016/j.tws.2012.01.004.
- [6] BAGHERI SABBAGH A, PETKOVSKI M, PILAKOUTAS K, et al. Experimental work on cold-formed steel elements for earthquake resilient moment frame buildings[J]. Engineering Structures, 2012, 42: 371-386. DOI: 10.1016/j.engstruct.2012.04.025.
- [7] YE J, HAJIRASOULIHA I, BECQUE J, et al. Development of more efficient cold-formed steel channel sections in bending [J]. Thin-Walled Structures, 2016, 101: 1-13. DOI:10.1016/j.tws.2015.12.021.
- [8] YE J, BECQUE J, HAJIRASOULIHA I, et al. Development of optimum cold-formed steel sections for maximum energy dissipation in uniaxial bending [J]. Engineering Structures, 2018, 161:55-67. DOI:10.1016/j.engstruct.2018.01.070.
- [9] MOJTABAEI S M, YE J, HAJIRASOULIHA I. Development of optimum cold-formed steel beams for serviceability and ultimate limit states using Big Bang-Big Crunch optimisation [J]. Engineering Structures, 2019, 195: 172-181. DOI:10.1016/j.engstruct.2019.05.089.
- [10] GATHEESHGAR P, POOLOGANATHAN D K, GUNALAN D S, et al. Structural behaviour of optimized cold-formed steel beams [J]. Steel Construction, 2020, 13(4):294-304. DOI: 10.1002/stco.201900024.
- [11] 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):68-71. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2012.06.S062.
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(Suppl. 1) : 68-71. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.06.S062. (in Chinese)
- [12] 于欣永.新型截面冷弯薄壁型钢受弯构件稳定性性能研究[D].沈阳:沈阳建筑大学,2013.
YU Xinyong. Stability behavior research on cold-formed thin-walled with innovative sections steel flexural member [D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University, 2013. (in Chinese)
- [13] 邓露,钟玉婷,杨远亮,等.冷弯薄壁型钢受弯构件承载力与延性优化研究[J].工程力学,2021,38(4):93-101. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.05.0327.
DENG Lu, ZHONG Yuting, YANG Yuanliang, et al. Optimization on bearing capacity and ductility of cold-formed thin-walled steel flexural member [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38 (4) : 93-101. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.05.0327. (in Chinese)
- [14] 王子豪.折叠翼缘C形腹板中间加劲不锈钢短梁受剪承载力试验及模型化研究[D].昆明:昆明理工大学,2022.
WANG Zihao. Experimental and modeling study on shear capacity of middle stiffened stainless steel short beam with folded flange C-shaped web [D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2022. (in Chinese)
- [15] YU C, SCHAFER B W. Distortional buckling tests on cold-formed steel beams [J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(4):515-528. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2006)132:4(515).
- [16] YU C. Distortional buckling of cold-formed steel members in bending [D]. Baltimore: Johns Hopkins University, 2005.
- [17] DUBINA D, UNGUREANU V. Effect of imperfections on numerical simulation of instability behaviour of cold-formed steel members [J]. Thin-Walled Structures, 2002, 40(3):239-262. DOI:10.1016/S0263-8231(01)00046-5.
- [18] ABDEL-RAHMAN N, SIVAKUMARAN K S. Material properties models for analysis of cold-formed steel members [J]. Journal of Structural Engineering, 1997, 123(9):1135-1143. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1997)123:9(1135)
- [19] SHIFFERAW Y, SCHAFER B W. Inelastic bending capacity of cold-formed steel members [J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(4):468-480. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000469.
- [20] 王春刚,孔德礼,张耀春.冷弯薄壁型钢构件承载力计算方法对比研究[J].建筑钢结构进展,2017,19(6):51-59. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2017.06.007.
WANG Chungang, KONG Deli, ZHANG Yaochun. Comparative study on calculation methods of bearing capacity of cold-formed thin-walled steel members [J]. Progress in Steel Building Structures, 2017, 19 (6) : 51-59. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2017.06.007. (in Chinese)
- [21] American Iron and Steel Institute. North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members: AISI S100-2016 [S]. Washington, D. C.: American Iron and Steel Institute, 2016.
- [22] Standards Australia. Cold-Formed Steel Structures: AS/NZS 4600:2018 [S]. Sydney: Standards Australia, 2018.