

960 MPa 高强度钢材轴压柱 局部稳定性能及设计方法*

徐克龙,施刚[†],林错错

(土木工程安全与耐久教育部重点实验室,清华大学土木工程系,北京 100084)

摘要:为研究 960 MPa(屈服强度标准值)高强度钢材轴心受压构件的局部稳定受力性能,本文使用 ANSYS 软件建立有限元模型,对 4 个箱形截面和 4 个工字形截面轴心受压构件进行了有限元分析.模型考虑了几何初始缺陷及焊接残余应力的影响,提取构件的极限承载力和局部屈曲临界承载力的有限元计算结果与试验实测结果进行对比,验证了模型的有效性.利用这种建模方法,对 960 MPa 高强度钢材箱形和工字形轴心受压构件的局部稳定受力性能进行了有限元参数分析,并将有限元计算结果,以及本文汇总的已有试验结果,与中国、美国和欧洲的钢结构设计规范中轴心受压构件的设计曲线进行了对比,并提出了新的设计公式.结果表明,本文使用的有限元建模方法能够准确地分析计算 960 MPa 高强度钢材轴心受压构件的局部屈曲受力性能;几何初始缺陷和残余应力对构件的极限应力的影响很小,但是对板件宽厚比较大构件的局部屈曲应力的影响相对较大;相对于中美欧现行钢结构设计规范中的设计方法,本文提出的设计公式更适用于 960 MPa 高强度钢材轴心受压构件的局部屈曲应力和屈曲后极限应力的设计计算.

关键词:高强度钢材;轴心受压;局部稳定;有限元方法;设计

中图分类号:TU391

文献标志码:A

Analysis and Design Method on Local Buckling Behavior of 960 MPa High Strength Steel Columns under Axial Compression

XU Kelong, SHI Gang[†], LIN Cuocuo

(Key Laboratory of Civil Engineering Safety and Durability of China Education Ministry, Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: In order to examine the local buckling behavior of 960 MPa (yield strength standard) high strength steel (HSS) columns under axial compression, finite element models were developed by using the finite element (FE) software, ANSYS. Local buckling of four welded box section and four welded I-section columns under axial compression considering the initial geometric imperfections and welding-induced residual stresses was investigated. The FE model was then verified by comparing the ultimate bearing capacity and bearing capacity governed by local buckling of

* 收稿日期:2015-12-15

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51478244), National Natural Science Foundation of China(51478244); 国家自然科学基金优秀青年基金资助项目(51522806), The Excellent Young Scientist Programme of the National Natural Science Foundation of China(52522806)

作者简介:徐克龙(1988-),男,吉林德惠人,清华大学博士研究生

[†] 通讯联系人, E-mail: shigang@tsinghua.edu.cn

the existing test results. Using the validated FE modeling approach, parametric analyses were conducted on the local buckling behavior of 960 MPa HSS box section and I-section columns under axial compression. Moreover, the FE analysis results and the existing test results summarized in this paper were compared with the design curves in Chinese, American and European codes. It is found that the FE model established in this paper can accurately simulate the local buckling behavior of 960 MPa HSS columns under axial compression. The initial geometric imperfection and the residual stress have little influence on the ultimate stress of 960 MPa HSS columns, but exhibit a great influence on the local buckling stress. Compared with the design methods in the Chinese, American and European codes, the new design formulae proposed in this paper were recommended for the design of the local buckling stress and post-buckling ultimate stress of 960 MPa HSS columns under axial compression.

Key words: high strength steel; axial compression; local buckling; finite element method; design

相对于普通强度钢材而言,960 MPa 高强度钢材的应力-应变曲线无明显的屈服平台并且材料的屈强比较大,并不满足大多数设计规范中对结构用钢材的材性要求,这限制了 960 MPa 高强度钢材在工程中的应用.而由于力学性能的变化,由此种钢材构成的焊接截面构件的受力性能将不同于普通强度钢材.此外,为了充分发挥高强度钢材强度高的优势,高强度钢材构件通常采用板件宽厚比较大的截面形式,这将导致构件的局部稳定性能成为重要的制约因素,钢构件由稳定性能控制而不是由强度性能控制的特性将更加显著^[1-2].相关研究表明,对于高强度钢材受压构件,截面残余应力与钢材屈服强度的比值要比普通钢材构件小,从而能够提高受压构件的局部稳定承载力.此外,高强度钢材构件可以考虑利用板件局部屈曲后强度进行设计.

目前,国内外对于 960 MPa 高强度钢材构件的局部稳定性能的研究较为有限,其中清华大学施刚等^[3]对 4 个箱形截面构件和 4 个工字形截面构件进行了轴压试验研究.

本文运用通用有限元软件 ANSYS,建立引入几何初始缺陷和残余应力的有限元模型,将计算结果与已有试验结果进行对比,验证有限元模型.随后利用此有限元模型,对 960 MPa 高强度钢材箱形截面和工形截面轴心受压构件的局部屈曲受力性能进行参数分析,将参数分析结果与中美欧的钢结构设计规范中相关计算公式进行对比分析,并提出新的设计计算方法.

1 有限元模型验证

1.1 有限元建模

本文选取文献^[3]中 960 MPa 高强度钢材箱形截面和工字形截面短柱的轴心受压试验进行有限元

模型的验证,采用通用有限元软件 ANSYS 进行分析计算,选取 SHELL181 单元和 SOLID95 单元建立有限元模型模拟轴心受压试验,建模计算过程与文献^[4]和^[5]所述类似.

根据钢材力学性能试验结果^[3],所有试件的有限元模型均采用 von Mises 屈服准则,本构关系均采用三折线各向同性强化模型,如图 1 所示.试件的试验实测数据平均值如表 1 所示,其中, f_y 表示钢材屈服强度, f_u 表示极限强度, ϵ_y 表示屈服应变, ϵ_{st} 表示屈服平台末端应变, ϵ_u 表示极限应变, E 表示钢材弹性模量, ν 表示泊松比.

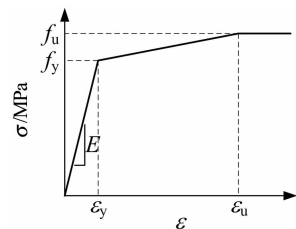


图 1 材料模型

Fig. 1 Material model

表 1 材料属性

Tab. 1 Material properties

厚度 /mm	f_y /MPa	f_u /MPa	ϵ_y	ϵ_u	E /GPa	f_u/f_y
14	973.24	1051.99	0.005	0.019	208.03	1.08

在进行钢构件的局部屈曲分析时,有限元模型一般以特征值屈曲分析中构件的第一阶局部屈曲模态作为构件的初始几何缺陷模态,如图 2 所示.缺陷模态的幅值采用文献^[3]给出的所有试件的实测平均值.

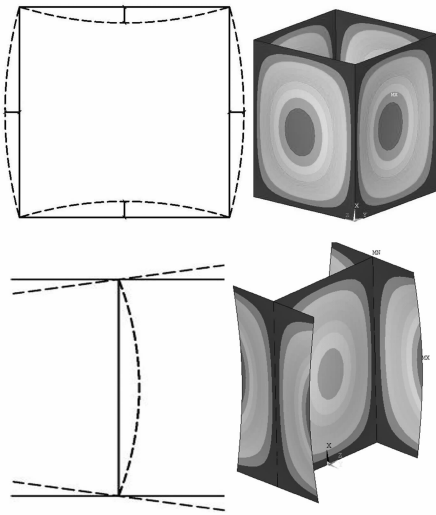


图2 初始几何缺陷模式
Fig. 2 Geometric imperfection model

本文分别根据文献[6]和[7]提出的残余应力分布模型和计算公式施加箱形截面和工字形截面试件的焊接残余应力,施加残余应力后试件的典型应力分布如图3所示。

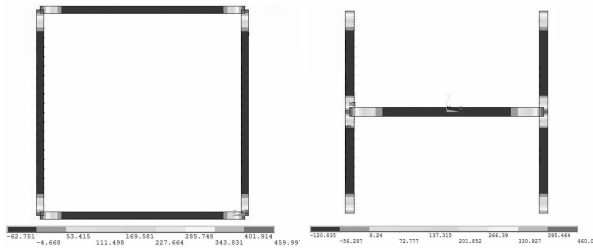


图3 构件残余应力分布
Fig. 3 Residual stress distribution of specimens

1.2 有限元结果与试验结果对比

本文对所建立的有限元模型的分析计算过程均分为四步,分别为静力求解、特征值屈曲分析、施加初始缺陷后非线性静力求解和提取计算结果。提取结果具体操作是分别提取时间步的最大值和构件鼓凸点中平面应变的最大压应变值对应的时间步,乘以所施加的轴压力,得到构件模型的极限承载力和局部屈曲承载力的有限元计算值,其中,根据“最大中平面应变法”^[4]判定板件是否达到局部屈曲承载力。具体分析过程可参考文献[5]和[8]。

两组试件极限承载力的有限元计算结果和试验结果的对比如表2所示。其中 F_T 为试验值, F_E 为有限元计算值, Δ 为 $(F_E - F_T)/F_T$ 。可见,本文所建立的有限元模型能够准确地分析计算960 MPa高强

度钢材轴心受压构件的局部屈曲极限承载力。

表2 极限承载力试验值与有限元计算值对比
Tab. 2 Comparison between test results and FEA results

构件编号	F_T /kN	F_E /kN	Δ /%
B-960-1	7 172.6	7 347.6	2.44
B-960-2	11 522.2	11 518.9	-0.03
B-960-3	16 778.5	17 580.9	4.78
B-960-4	15 320.8	15 769.7	2.93
I-960-1	8 389.5	8 646.9	3.07
I-960-2	10 291.7	10 118.9	-1.68
I-960-3	11 217.4	10 619.3	-5.33
I-960-4	10 436.1	10 090.8	-3.31
		平均值	0.36
		标准差	3.55

第一组试件局部屈曲承载力的有限元计算结果与试验结果对比如表3所示。其中 F_{TC} 为试验值, F_{EC} 为有限元计算值, Δ 为 $(F_E - F_T)/F_T$ 。第二组试件局部屈曲承载力有限元计算结果与试验结果的对比如表4所示。其中, F_{TCF} 和 F_{ECF} 分别为翼缘局部屈曲承载力的试验值和有限元计算值, Δ_{CF} 为 $(F_{ECF} - F_{TCF})/F_{TCF}$; F_{TCW} 为试验腹板局部屈曲承载力, F_{ECW} 为有限元计算腹板局部屈曲承载力, Δ_{CW} 为 $(F_{ECW} - F_{TCW})$ 与 F_{TCW} 的比值。

表3 箱形试件局部屈曲承载力试验与有限元结果对比
Tab. 3 Comparison between test results and FEA results of box section specimens

构件编号	F_{TC} /kN	F_{EC} /kN	Δ /%
B-960-1	7 172.5	7 347.6	2.44
B-960-2	11 522.2	11 518.9	-0.03
B-960-3	14 409.7	14 762.1	2.45
B-960-4	12 943.8	13 502.6	4.32
		平均值	2.29
		标准差	1.78

表4 工字形试件局部屈曲承载力试验有限元结果对比
Tab. 4 Comparison between test results and FEA results of I-section specimens

编号	F_{TCF} /kN	F_{ECF} /kN	Δ_{CF} /%	F_{TCW} /kN	F_{ECW} /kN	Δ_{CW} /%
I-960-1	7 815.0	8 333.2	6.63	8 389.4	8 646.9	3.07
I-960-2	9 459.3	9 520.1	0.64	10 291.7	10 118.9	-1.68
I-960-3	9 538.2	9 070.9	-4.90	10 495.6	9 822.9	-6.41
I-960-4	8 983.6	8 696.2	-3.20	9 659.0	9 684.1	0.26
		平均值	-0.21		平均值	-1.19
		标准差	5.11		标准差	3.99

可见,上述对比结果偏差的平均值及标准差均较小,验证了此有限元模型的准确性和可靠性,能够准确模拟960 MPa高强度钢材轴心受压构件的局部稳定受力性能。

2 参数分析

采用上述经过验证的建模方法,对 960 MPa 高强度钢材轴心受压构件的屈曲后极限承载力和局部屈曲承载力进行参数分析研究. 由于工字形构件腹板与箱形构件板件的支承条件相似,轴心受压下其局部屈曲受力性能变化规律一般认为与箱形构件板件相同. 因此,本文只研究板件宽厚比、局部几何初始缺陷幅值和残余压应力值对箱形截面构件板件和工字形截面构件翼缘的屈曲后极限应力和屈曲临界应力的影响.

箱形截面和工字形截面标准组构件的截面形式和构件尺寸分别如图 4,表 5 和表 6 所示. 根据实际工程经验,选定箱形构件钢板厚度为 10 mm,工字形构件翼缘、腹板厚度分别为 14 mm,10 mm;工字形构件腹板的宽厚比取为 20,避免腹板发生局部屈曲而影响翼缘的局部屈曲;箱形构件钢板宽厚比范围为 10~70,工字形构件翼缘宽厚比范围为 5~35;

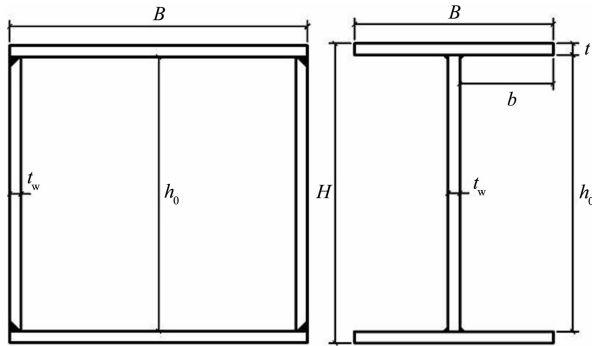


图 4 两种截面形式
Fig. 4 Two kinds of section types

表 5 箱形截面标准组构件尺寸

Tab. 5 Dimensions of normal specimens with box section

编号	L /mm	h ₀ /mm	t _w /mm	h ₀ /t _w	L /h ₀
BZ-1	120	100	10	10	1.2
BZ-2	180	150	10	15	1.2
BZ-3	240	200	10	20	1.2
BZ-4	300	250	10	25	1.2
BZ-5	360	300	10	30	1.2
BZ-6	420	350	10	35	1.2
BZ-7	480	400	10	40	1.2
BZ-8	540	450	10	45	1.2
BZ-9	600	500	10	50	1.2
BZ-10	660	550	10	55	1.2
BZ-11	720	600	10	60	1.2
BZ-12	780	650	10	65	1.2
BZ-13	840	700	10	70	1.2

箱形构件长度取为 1.2 倍的钢板净宽度,工字形构件长度取为 1.2 倍翼缘宽度和 1.2 倍腹板净高的较大值,该长度满足构件发生单个半波的局部屈曲.

表 6 工字形截面标准组构件尺寸

Tab. 6 Dimensions of normal specimens with I section

编号	L /mm	b _f /mm	t _f /mm	h _w /mm	t _w /mm	b _f /t _f	h _w /t _w	L /b _f
IZ-1	240	150	14	200	10	5	20	1.6
IZ-2	240	178	14	200	10	6	20	1.3
IZ-3	248	206	14	200	10	7	20	1.2
IZ-4	281	234	14	200	10	8	20	1.2
IZ-5	315	262	14	200	10	9	20	1.2
IZ-6	348	290	14	200	10	10	20	1.2
IZ-7	516	430	14	200	10	15	20	1.2
IZ-8	684	570	14	200	10	20	20	1.2
IZ-9	852	710	14	200	10	25	20	1.2
IZ-10	1 020	850	14	200	10	30	20	1.2
IZ-11	1 188	990	14	200	10	35	20	1.2

采用 von Mises 屈服准则,Q960 高强度钢材本构关系采用无屈服平台的三折线各向同性强化模型,如图 1 所示. 根据文献[10],Q960 高强度钢材标准材性数据如表 7 所示.

表 7 标准材性数据

Tab. 7 Normal material properties

f _y /MPa	f _u /MPa	ε _y	ε _u	E /GPa	ν
960	980	0.004 7	0.055	206	0.3

标准组构件参数分析引入几何初始缺陷和焊接残余应力的不利影响,其中局部几何初始缺陷模态依然采用特征屈曲分析中第一阶局部屈曲模态,根据《钢结构工程施工质量验收规范》(GB 50205—2001)^[9],箱形构件钢板和工字形构件翼缘、腹板的缺陷幅值分别取为 h₀/200 和 B/100, h_w/200. 残余应力采用班慧勇等人^[6-7]所提出的分布模型和计算方法,如图 5 和图 6 所示,其中,图 5 为焊接箱形截面,图 6 为火焰切割翼缘的焊接工字形截面.

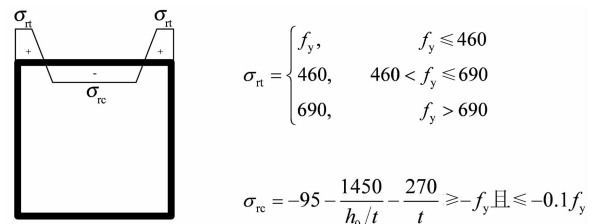


图 5 箱形截面残余应力分布及计算公式
Fig. 5 Patterns and calculation formulas of residual stresses for box section

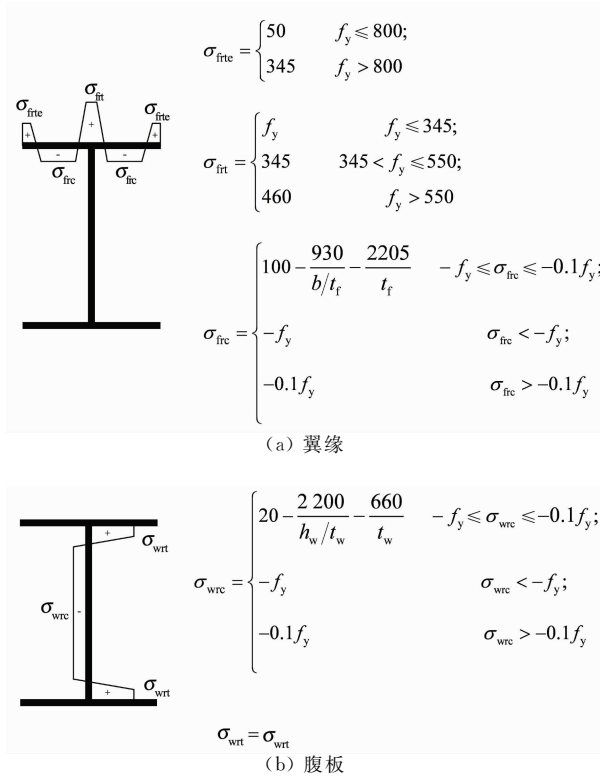


图6 工字形截面残余应力分布及计算公式
Fig.6 Patterns and calculation formulas of residual stresses for I section

2.1 板件宽厚比

以板件宽厚比为研究参数,计算得到标准组构件的箱形构件钢板和工字形构件翼缘局部屈曲后极限应力和局部屈曲应力,计算结果分别如表8和表9所示,其中,屈曲后极限应力和局部屈曲应力分别为极限承载力和局部屈曲承载力除以截面面积得到的平均截面应力。

表8 箱形构件板件屈曲后极限应力
和局部屈曲应力计算结果

Tab.8 Post-buckling ultimate stresses and local buckling stresses of box section member plates

编号	钢板极限应力 σ_{ub}/MPa	钢板局部屈曲应力 σ_{crb}/MPa	比值 σ_{crb}/σ_{ub}
BZ-1	966.28	966.28	1.000
BZ-2	947.66	947.66	1.000
BZ-3	880.04	880.04	1.000
BZ-4	761.46	761.46	1.000
BZ-5	651.70	632.15	0.970
BZ-6	577.22	548.94	0.951
BZ-7	521.36	464.53	0.891
BZ-8	486.08	412.68	0.849
BZ-9	448.84	343.81	0.766
BZ-10	417.48	293.91	0.704
BZ-11	390.04	243.00	0.623
BZ-12	365.54	200.00	0.547
BZ-13	343.98	155.82	0.453

表9 工字形构件翼缘屈曲后极限应力
和局部屈曲应力计算结果

Tab.9 Post-buckling ultimate stresses and local buckling stresses of I-section member flanges

编号	翼缘极限应力 σ_{uf}/MPa	翼缘局部屈曲应力 σ_{crf}/MPa	比值 σ_{crf}/σ_{uf}
IZ-1	960.00	931.00	0.970
IZ-2	934.96	905.52	0.969
IZ-3	889.72	864.36	0.971
IZ-4	844.82	825.16	0.977
IZ-5	799.18	752.64	0.942
IZ-6	755.09	696.78	0.923
IZ-7	634.23	436.10	0.688
IZ-8	573.53	342.02	0.596
IZ-9	522.37	288.12	0.552
IZ-10	478.29	194.04	0.406
IZ-11	430.95	171.50	0.398

根据标准组构件计算结果可见:

1)随着板件宽厚比的增大,箱形构件板件和工字形构件翼缘的屈曲后极限应力和局部屈曲应力均随之减小。

2)对于箱形截面构件,当板件宽厚比小于30时并没有发生局部屈曲,局部屈曲承载力与极限承载力相同;当板件宽厚比大于30时,板件出现局部屈曲,且应力比(σ_{crb}/σ_{ub})随宽厚比的增大而减小,这表明板件的屈曲后强度在提高。

3)对于腹板高厚比为20的工字形截面构件,当翼缘宽厚比大于5时,翼缘先于腹板发生局部屈曲,且应力比(σ_{crf}/σ_{uf})随宽厚比的增大而减小,这表明板件的屈曲后强度在提高。

2.2 工字形构件腹板对翼缘的约束作用

针对工字形构件翼缘,以腹板高厚比为研究参数,本文分别选取工字形构件腹板高厚比为20(标准组),40和60的三组构件,其他参数均相同,计算分析翼缘的局部屈曲受力性能。三组构件翼缘局部屈曲后极限应力的计算结果如表10所示。可以看出,翼缘极限应力随腹板高厚比的增大呈减小的趋势,并且在翼缘宽厚比较小时,腹板高厚比的影响较大,但偏差均小于20%。因此,工字形构件翼缘和腹板的屈曲后极限承载力可以分开独立计算。

三组构件翼缘局部屈曲应力的计算结果如表11所示,需要说明的是,本文仅关注先屈曲板件的局部屈曲临界应力。可以看出,随着腹板高厚比的增大,翼缘宽厚比较小的试件腹板先于翼缘发生局部屈曲,先屈曲的翼缘的局部屈曲应力均随着腹板高厚比增大而减少,且偏差较大。但为了简化设计方法,本文将偏于安全地以计算结果的下限值分别提出翼缘和腹板的局部屈曲应力的独立设计公式。

表 10 工字形构件翼缘屈曲后极限应力
随腹板高厚比变化结果

Tab. 10 Variation of post-buckling ultimate stresses of I-section member flanges with different web height-to-thickness ratios

编号	标准组 σ_{uf}/MPa	腹板高厚比 $40\sigma_{uf1}/MPa$	比值 σ_{uf1}/σ_{uf}	腹板高厚比 $60\sigma_{uf2}/MPa$	比值 σ_{uf2}/σ_{uf}
IZ-1	960.00	814.02	0.85	780.72	0.81
IZ-2	934.96	798.28	0.85	778.14	0.83
IZ-3	889.72	772.92	0.87	759.01	0.85
IZ-4	844.82	742.53	0.88	732.84	0.87
IZ-5	799.18	705.09	0.88	701.88	0.88
IZ-6	755.09	674.16	0.89	671.38	0.89
IZ-7	634.23	599.04	0.95	603.57	0.95
IZ-8	573.53	562.09	0.98	555.27	0.97
IZ-9	522.37	528.06	1.01	513.98	0.98
IZ-10	478.29	484.98	1.01	480.93	1.01
IZ-11	430.95	421.03	0.98	445.13	1.03

表 11 工字形构件翼缘局部屈曲应力随腹板高厚比变化结果

Tab. 11 Variation of local buckling stresses of I-section member flanges with different web height-to-thickness ratios

编号	标准组 σ_{crf}/MPa	腹板高厚比 $40\sigma_{crf1}/MPa$	比值 $\sigma_{crf1}/\sigma_{crf}$	腹板高厚比 $60\sigma_{crf2}/MPa$	比值 $\sigma_{crf2}/\sigma_{crf}$
IZ-1	931.00	—	—	—	—
IZ-2	905.52	—	—	—	—
IZ-3	864.36	—	—	—	—
IZ-4	825.16	—	—	—	—
IZ-5	752.64	—	—	—	—
IZ-6	696.78	—	—	—	—
IZ-7	436.10	288.12	0.66	—	—
IZ-8	342.02	213.64	0.63	167.58	0.49
IZ-9	288.12	163.66	0.57	98.00	0.34
IZ-10	194.04	127.40	0.66	99.96	0.52
IZ-11	171.50	97.02	0.57	57.82	0.34

2.3 局部几何初始缺陷

以局部几何初始缺陷幅值为研究参数,本文分别选取箱形构件钢板局部几何初始缺陷幅值为 $h_0/500$, $h_0/200$ (标准组)和 $h_0/50$ 以及工字形构件翼缘局部几何初始缺陷幅值为 $b_f/500$, $b_f/200$ (标准组)和 $b_f/25$,其他参数均相同,进行对比分析.三组构件板件屈曲后极限应力的计算结果对比如表 12 所示.可以看出,局部几何初始缺陷幅值变化对于极限应力的影响不超过 15%.因此,局部几何初始缺陷幅值的变化对于 960 MPa 轴心受压柱的极限承载力的影响很小.

三组构件板件局部屈曲应力计算结果对比如表 13 所示.可以看出,当缺陷幅值减小时,板件局部屈曲应力增大;当缺陷幅值增大时,板件局部屈曲应力减小.并且,对于部分板件宽厚比较大的构件,缺陷幅值对其屈曲应力的影响超过 50%.因此,在 960 MPa 轴压受压构件的加工过程中,需要严格控制加工工艺以减小局部几何初始缺陷的不利影响.

表 12 标准组构件板件屈曲后极限应力
随局部几何初始缺陷幅值变化结果

Tab. 12 Variation of post-buckling ultimate stresses of normal specimen plates with different amplitudes of local initial geometrical imperfections

编号	标准组 σ_{ub} 或 σ_{uf}/MPa	缺陷减小 σ_{u1}/MPa	σ_{u1}/σ_{ub} 或 σ_{u1}/σ_{uf}	缺陷增大 σ_{u2}/MPa	σ_{u2}/σ_{ub} 或 σ_{u2}/σ_{uf}
BZ-1	966.28	975.94	1.01	927.63	0.96
BZ-2	947.66	957.14	1.01	862.37	0.91
BZ-3	880.04	924.04	1.05	774.44	0.88
BZ-4	761.46	799.53	1.05	677.70	0.89
BZ-5	651.70	671.25	1.03	606.08	0.93
BZ-6	577.22	582.99	1.01	548.36	0.95
BZ-7	521.36	526.57	1.01	505.72	0.97
BZ-8	486.08	486.08	1.00	466.64	0.96
BZ-9	448.84	448.84	1.00	439.86	0.98
BZ-10	417.48	417.48	1.00	413.31	0.99
BZ-11	390.04	390.04	1.00	386.14	0.99
BZ-12	365.54	365.54	1.00	361.88	0.99
BZ-13	343.98	343.98	1.00	343.98	1.00
IZ-1	960.00	988.80	1.03	844.80	0.88
IZ-2	934.96	981.71	1.05	804.07	0.86
IZ-3	889.72	960.90	1.08	765.16	0.86
IZ-4	844.82	920.85	1.09	734.99	0.87
IZ-5	799.18	871.11	1.09	711.27	0.89
IZ-6	755.09	807.95	1.07	687.13	0.91
IZ-7	634.23	640.57	1.01	602.52	0.95
IZ-8	573.53	579.27	1.01	556.32	0.97
IZ-9	522.37	522.37	1.00	511.92	0.98
IZ-10	478.29	483.07	1.01	468.72	0.98
IZ-11	430.95	435.26	1.01	430.95	1.00

表 13 标准组构件板件局部屈曲应力
随局部几何初始缺陷幅值变化结果

Tab. 13 Variation of local buckling stresses of normal specimen plates with different amplitudes of local initial geometrical imperfections

编号	标准组 σ_{crb} 或 σ_{crf}/MPa	缺陷减小 σ_{c1}/MPa	σ_{c1}/σ_{crb} 或 σ_{c1}/σ_{crf}	缺陷增大 σ_{c2}/MPa	σ_{c2}/σ_{crb} 或 σ_{c2}/σ_{crf}
BZ-1	966.28	975.94	1.01	927.63	0.96
BZ-2	947.66	957.14	1.01	862.37	0.91
BZ-3	880.04	924.04	1.05	774.44	0.88
BZ-4	761.46	799.53	1.05	670.08	0.88
BZ-5	632.15	663.76	1.05	581.58	0.92
BZ-6	548.94	565.41	1.03	510.51	0.93
BZ-7	464.53	469.18	1.01	427.37	0.92
BZ-8	412.68	416.81	1.01	383.79	0.93
BZ-9	343.81	354.12	1.03	316.31	0.92
BZ-10	293.91	293.91	1.00	273.34	0.93
BZ-11	243.00	243.00	1.00	196.83	0.81
BZ-12	200.00	199.50	1.00	166.00	0.83
BZ-13	155.82	155.81	1.00	123.10	0.79
IZ-1	931.00	949.62	1.02	847.21	0.91
IZ-2	905.52	923.63	1.02	787.80	0.87
IZ-3	864.36	916.22	1.06	760.64	0.88
IZ-4	825.16	882.92	1.07	726.14	0.88
IZ-5	752.64	827.90	1.10	722.53	0.96
IZ-6	696.78	794.33	1.14	710.72	1.02
IZ-7	436.10	627.98	1.44	392.49	0.90
IZ-8	342.02	444.63	1.30	229.15	0.67
IZ-9	288.12	371.67	1.29	141.18	0.49
IZ-10	194.04	228.97	1.18	95.08	0.49
IZ-11	171.50	176.65	1.03	65.17	0.38

2.4 残余压应力值

以残余压应力值为研究参数,本文分别选取残余压应力值为标准组构件板件残余压应力值0.5倍和1.5倍的构件组与其进行比较,其他参数均相同.三组构件板件的局部屈曲后极限应力的计算结果对比如表14所示.可以看出,残余压应力的变化对于极限应力的影响不超过5%.因此,残余压应力的变化对于960 MPa轴心受压柱的局部屈曲后极限承载力的影响很小.

三组构件板件的局部屈曲应力计算结果对比如表15所示.可以看出,当残余压应力值减小时,板件局部屈曲应力增大;当残余压应力值增大时,板件局部屈曲应力减小.并且,对于部分板件宽厚比较大的构件,残余压应力值对其屈曲应力的影响超过20%.因此,在计算960 MPa轴压受压构件局部屈曲承载力时,需要考虑残余压应力的不利影响.

表14 与标准组构件对比的极限应力计算结果

Tab. 14 Comparison with results of normal specimens

编号	标准组 σ_{ub} 或 σ_{uf} /MPa	压应力减小 σ_{u3} /MPa	σ_{u3}/σ_{ub} 或 σ_{u3}/σ_{uf}	压应力增大 σ_{u4} /MPa	σ_{u4}/σ_{ub} 或 σ_{u4}/σ_{uf}
BZ-1	966.28	966.28	1.00	966.28	1.00
BZ-2	947.66	947.66	1.00	947.66	1.00
BZ-3	880.04	888.84	1.01	880.04	1.00
BZ-4	761.46	791.92	1.04	746.23	0.98
BZ-5	651.70	677.77	1.04	638.67	0.98
BZ-6	577.22	600.31	1.04	554.13	0.96
BZ-7	521.36	542.21	1.04	516.15	0.99
BZ-8	486.08	490.94	1.01	471.50	0.97
BZ-9	448.84	453.33	1.01	439.86	0.98
BZ-10	417.48	421.65	1.01	409.13	0.98
BZ-11	390.04	393.94	1.01	382.24	0.98
BZ-12	365.54	369.20	1.01	358.23	0.98
BZ-13	343.98	347.42	1.01	340.54	0.99
IZ-1	960.00	960.00	1.00	960.00	1.00
IZ-2	934.96	934.96	1.00	934.96	1.00
IZ-3	889.72	889.72	1.00	889.72	1.00
IZ-4	844.82	844.82	1.00	844.82	1.00
IZ-5	799.18	799.18	1.00	799.18	1.00
IZ-6	755.09	755.09	1.00	755.09	1.00
IZ-7	634.23	634.23	1.00	634.23	1.00
IZ-8	573.53	573.53	1.00	574.27	1.00
IZ-9	522.37	522.37	1.00	522.37	1.00
IZ-10	478.29	478.29	1.00	478.29	1.00
IZ-11	430.95	430.95	1.00	431.26	1.00

综合上述参数分析结果,总结发现:

1) 板件的宽厚比对屈曲后极限应力和局部屈曲应力具有决定性影响,二者均随宽厚比的增大而减小;

2) 工字形构件腹板高厚比的变化对翼缘的屈曲后极限应力影响较小,对局部屈曲应力影响较大;

3) 局部几何初始缺陷和残余压应力的变化对于构件的屈曲后极限应力的影响很小,但对于构件的局部屈曲应力却有显著的影响,并且钢板的宽厚比越大,影响越大;

4) 相对于残余压应力而言,局部几何初始缺陷的变化对于构件的局部屈曲受力性能的影响更为显著,构件加工过程中更应注意初始缺陷的控制.

表15 与标准组构件对比的局部屈曲应力计算结果

Tab. 15 Comparison with results of normal specimens

编号	标准组 σ_{crb} 或 σ_{crf} /MPa	压应力减小 σ_{c3} /MPa	σ_{c3}/σ_{cb} 或 σ_{c3}/σ_{cf}	压应力增大 σ_{c4} /MPa	σ_{c4}/σ_{cb} 或 σ_{c4}/σ_{cf}
BZ-1	966.28	966.28	1.00	966.28	1.00
BZ-2	947.66	947.66	1.00	947.66	1.00
BZ-3	880.04	888.84	1.01	880.04	1.00
BZ-4	761.46	791.92	1.04	738.62	0.97
BZ-5	632.15	676.40	1.07	606.86	0.96
BZ-6	548.94	587.37	1.07	521.49	0.95
BZ-7	464.53	501.69	1.08	441.30	0.95
BZ-8	412.68	437.44	1.06	367.29	0.89
BZ-9	343.81	371.31	1.08	319.74	0.93
BZ-10	293.91	329.18	1.12	252.76	0.86
BZ-11	243.00	279.45	1.15	201.69	0.83
BZ-12	200.00	232.00	1.16	158.00	0.79
BZ-13	155.82	183.87	1.18	129.33	0.83
IZ-1	931.00	903.07	0.97	921.69	0.99
IZ-2	905.52	896.46	0.99	887.41	0.98
IZ-3	864.36	855.72	0.99	847.07	0.98
IZ-4	825.16	808.66	0.98	808.66	0.98
IZ-5	752.64	760.17	1.01	752.64	1.00
IZ-6	696.78	696.78	1.00	710.72	1.02
IZ-7	436.10	436.10	1.00	436.10	1.00
IZ-8	342.02	342.02	1.00	342.02	1.00
IZ-9	288.12	288.12	1.00	247.78	0.86
IZ-10	194.04	194.04	1.00	194.04	1.00
IZ-11	171.50	171.50	1.00	142.35	0.83

3 设计方法研究

3.1 局部屈曲后极限应力

利用有限元参数分析计算结果,与中国钢结构设计规范(GB 50017—2003)^[11]、美国钢结构设计规范(AISC 360—10)^[12]以及欧洲钢结构设计规范(Eurocode 3)^[13]中关于轴压柱屈曲后极限承载力的设计计算结果进行对比.板件宽厚比统一进行归一化处理,取为Eurocode 3中的表达式.其中,箱形构件板件和工字形构件腹板的正则化宽厚比 λ_{pw} 如式(1);工字形构件翼缘的正则化宽厚比 λ_{pf} 如式(2).

$$\lambda_{pw} = \frac{h_0/t_w}{28.4 \sqrt{235/f_y}} = \frac{h_0/t_w}{56.8 \sqrt{235/f_y}} \quad (1)$$

$$\lambda_{pf} = \frac{b/t}{28.4 \sqrt{235/f_y}} = \frac{b/t}{18.5 \sqrt{235/f_y}} \quad (2)$$

中国钢结构设计规范(GB 50017-2003)通常采用限制板件宽厚比的方法,防止轴压柱发生局部失稳.当箱形构件板件或工字形构件腹板宽厚比超过规定限值时,给出了板件边缘范围内两侧有效宽度各为 $20t_w \sqrt{235/f_y}$ 来计算截面承载能力,因此板件极限应力 σ_u 可通过式(3)求得.而对于工字形翼缘,中国规范并没有考虑其屈曲后强度.

$$\sigma_u = \frac{2 \times 20t_w \sqrt{235/f_y}}{h_0} f_y = \frac{0.704}{\lambda_{pw}} f_y \leq f_y \quad (3)$$

美国钢结构设计规范(AISC 360-10)通过定义折减系数计算板件的极限应力,如式(4):

$$\sigma_u = Q f_y = Q_s Q_a f_y \quad (4)$$

式中: Q_s 为针对工字形构件翼缘的折减系数, Q_a 为针对工字形构件腹板和箱形截面板件的折减系数.

Q_s 系数的计算公式如式(5)所示:

$$Q_s = \begin{cases} 1.0, & \frac{b}{t} \leq 0.64W \\ 1.415 - \frac{0.65}{W} \left(\frac{b}{t}\right), & 0.64W < \frac{b}{t} \leq 1.17W \\ 0.90 \left(\frac{W}{b/t}\right)^2, & 1.17W < \frac{b}{t} \end{cases} \quad (5)$$

式中: $W = \sqrt{\frac{E k_c}{f_y}}$, $0.35 \leq k_c = \frac{4}{\sqrt{h_0/t_w}} \leq 0.76$.

Q_a 系数考虑有效截面方法,计算公式如式(6)~式(8)所示:

$$Q_a = \frac{A_e}{A} \quad (6)$$

对于箱形截面构件腹板和工字形截面构件,当板件宽厚比大于 $1.49 \sqrt{E/f_y}$,

$$h_e = 1.92t_w \sqrt{\frac{E}{f_y}} \left[1 - \frac{0.34}{h_0/t_w} \sqrt{\frac{E}{f_y}}\right] \leq h_0 \quad (7)$$

对于箱形截面构件翼缘,当板件宽厚比大于 $1.40 \sqrt{E/f_y}$ 时,

$$h_e = 1.92t_w \sqrt{\frac{E}{f_y}} \left[1 - \frac{0.38}{h_0/t_w} \sqrt{\frac{E}{f_y}}\right] \leq h_0 \quad (8)$$

欧洲钢结构设计规范(Eurocode 3)通过有效截面系数计算板件的屈曲后极限应力,箱形构件板件和工字形构件腹板的系数计算公式如式(9)所示,工

字形构件翼缘的系数计算公式如式(10)所示.

$$\rho = \begin{cases} \frac{\lambda_{pw} - 0.22}{\lambda_{pw}^2}, & 0.673 < \lambda_{pw} \\ 1.0, & \lambda_{pw} \leq 0.673 \end{cases} \quad (9)$$

$$\rho = \begin{cases} \frac{\lambda_{pf} - 0.188}{\lambda_{pf}^2}, & 0.748 < \lambda_{pf} \\ 1.0, & \lambda_{pf} \leq 0.748 \end{cases} \quad (10)$$

3.1.1 箱形构件板件及工字形构件腹板

选取箱形构件板件及工字形构件腹板屈曲后极限应力有限元计算结果,以及文献[3]中的试验结果,与中国规范、美国规范和欧洲规范的设计曲线进行对比,结果如图7所示.从各规范计算结果的对比可见,中国规范计算结果最小,美国规范计算结果最大,欧洲规范介于二者之间.从有限元计算结果、试验结果与规范计算结果的对比可见,美国规范和欧洲规范的计算结果均略偏于不安全;中国规范计算结果在板件宽厚比较大时安全,在板件宽厚比较小时偏于不安全.因此,对于960 MPa高强度箱形轴心受压构件的局部屈曲极限应力,本文建议采用公式(11)进行设计计算,以确保设计结果的安全合理,设计曲线如图7所示.

$$\sigma/f_y = \begin{cases} 1.0, & \lambda_{pw} \leq 0.658 \\ -\frac{0.11}{\lambda_{pw}^2} + \frac{0.825}{\lambda_{pw}}, & \lambda_{pw} > 0.658 \end{cases} \quad (11)$$

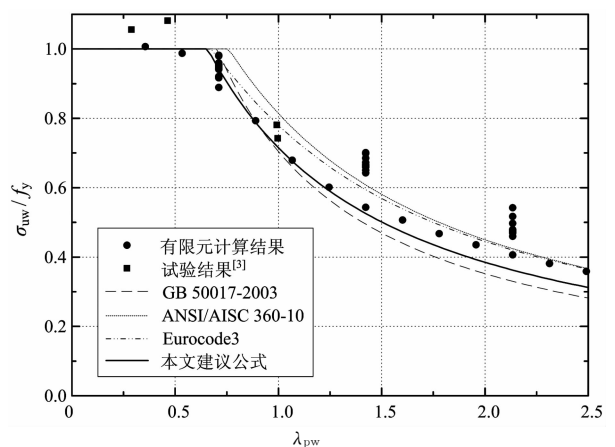


图7 箱形构件板件及工字形构件腹板屈曲后极限应力试验结果、有限元分析结果与设计结果对比

Fig. 7 Comparison of post-buckling ultimate stress between test results, FEA results and design results for box section member plate and I-section member web

3.1.2 工字形构件翼缘

选取工字形构件翼缘屈曲后极限应力有限元计

算结果,与美国规范和欧洲规范的设计曲线进行对比,结果如图8所示.从各规范计算结果的对比可见,美国规范考虑了不同腹板高厚比对翼缘极限应力的影响,设计曲线在一定区域内变化,本文选取了 h_o/t_w 为20,40和60的三种情况进行了设计曲线的绘制.从有限元计算结果与规范计算结果的对比可见,在翼缘宽厚比较小时,美国规范和欧洲规范的设计结果偏于不安全;而在宽厚比较大时,设计结果过于保守.此外,现有规范曲线与有限元计算结果以及试验结果的变化趋势偏差加大,不能准确地反应翼缘屈曲后极限应力随宽厚比的变化关系.因此,对于960 MPa高强度钢材轴心受压工字形构件翼缘的极限应力,本文建议采用公式(12)进行计算,以确保设计结果的安全合理,设计曲线如图8所示.

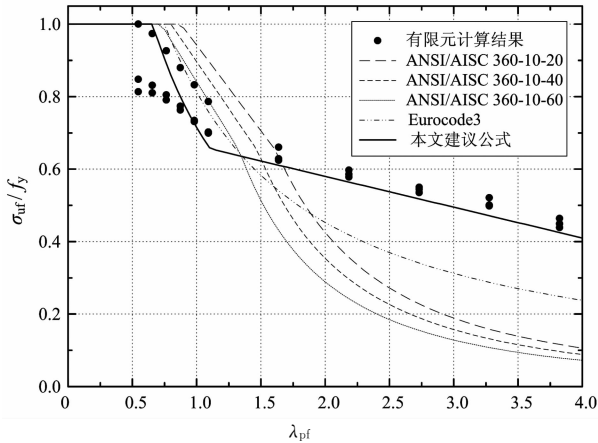


图8 工字形构件翼缘屈曲后极限应力有限元分析结果与设计结果对比
Fig.8 Comparison of post-buckling ultimate stress between FEA results and design results for I-section member flange

$$\sigma_{uf}/f_y = \begin{cases} 1.0, \lambda_{pf} \leq 0.658 \\ -\frac{0.11}{\lambda_{pf}^2} + \frac{0.825}{\lambda_{pf}}, 0.658 < \lambda_{pf} \leq 1.107 \\ 0.75 - 0.085\lambda_{pf}, \lambda_{pf} > 1.107 \end{cases} \quad (12)$$

3.2 局部屈曲应力

利用有限元参数分析计算结果,与规范中关于轴压柱局部屈曲承载力的设计计算结果进行对比,各板件正则化宽厚比同样采用式(1)及式(2)进行计算.中美欧三部规范中,仅中国规范(GB 50017-2003)给出了板件局部屈曲临界应力的计算方法,计算公式如式(13).何保康等^[14]根据切线模量理论,得到了适用于先发生局部屈曲短柱的弹性模量折减

系数 τ 的计算公式,如式(14).

$$\sigma_{cr} = \frac{\chi^k \pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b/t)^2} \sqrt{\tau} \quad (13)$$

$$\tau = 4.08 \frac{\sigma_{cr}}{f_y} \left(1 - \frac{\sigma_{cr}}{f_y}\right) \quad (14)$$

二者联立,可以求解得到局部屈曲应力计算公式(15),其中 λ_p 为板件相应的正则化宽厚比.

$$\sigma_{cr}/f_y = \frac{1}{1 + (\lambda_p^2/2.02)^2} \quad (15)$$

3.2.1 箱形构件板件及工字形构件腹板

选取箱形构件板件及工字形构件腹板局部屈曲应力有限元计算结果,以及文献[3]中的试验结果,与中国规范的设计曲线进行对比,如图9所示.可以看出,当板件宽厚比较小时,中国规范的计算结果大于部分有限元及试验结果,设计偏于不安全;当板件宽厚比较大时,中国规范的计算结果远小于有限元计算结果,设计过于保守.因此,对于960 MPa高强度钢材轴心受压箱形构件板件及工字形构件腹板的局部屈曲极限应力,本文建议采用公式(16)进行设计计算,设计曲线如图9所示.

$$\sigma_{crw}/f_y = \frac{1}{1 + (\lambda_{pw}^2/1.72)^{1.2}} \quad (16)$$

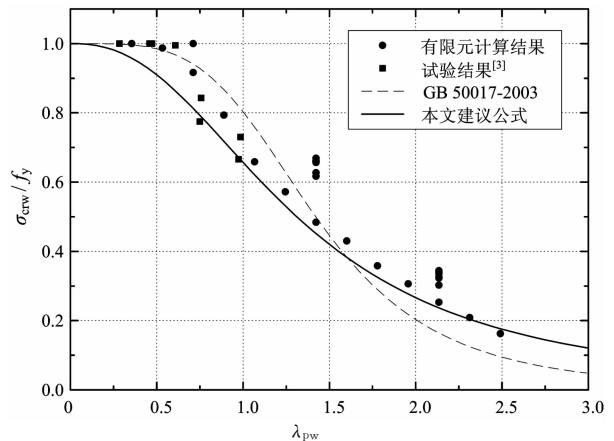


图9 箱形构件板件及工字形构件腹板局部屈曲应力试验结果、有限元分析结果与设计结果对比
Fig.9 Comparison of local buckling stress between test results, FEA results and design results for box section member plate and I-section member web

3.2.2 工字形构件翼缘

选取工字形构件翼缘局部屈曲应力有限元计算结果,以及文献[3]中的试验结果,与中国规范设计曲线进行对比,如图10所示.可见,规范设计计算曲线与有限元计算结果和试验结果吻合良好.本文建议仍然采用中国规范公式计算960 MPa高强度钢

材轴心受压工字形构件翼缘的局部屈曲应力。

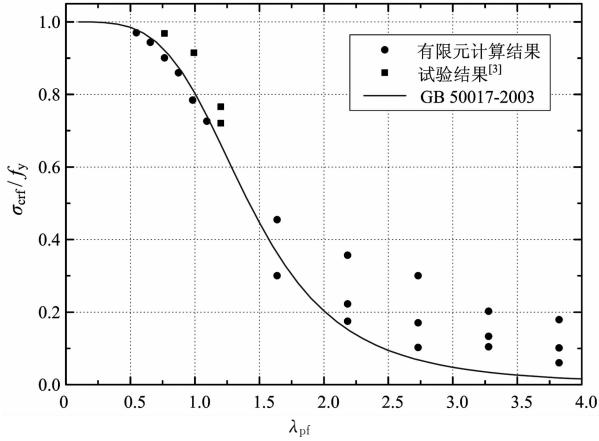


图 10 工字形构件翼缘局部屈曲应力试验结果、有限元分析结果与设计结果对比

Fig. 10 Comparison of local buckling stress between test results, FEA results and design results for I-section member flange

4 结 论

利用有限元软件 ANSYS 建立模型,对 960 MPa 高强度钢材箱形和工字形轴心受压构件的局部屈曲受力性能进行了研究,并将参数分析结果与中国、美国和欧洲的钢结构设计规范的设计曲线进行了对比,并提出了 960 MPa 高强度钢材箱形和工字形轴心受压构件板件屈曲后极限应力和局部屈曲应力的建议计算公式。基于上述工作,本文结论如下:

1)建立的有限元模型考虑了几何初始缺陷和焊接残余应力的影响,能够较为准确地分析计算 960 MPa 高强度钢材轴心受压构件的局部稳定受力性能。

2)板件屈曲后极限应力和局部屈曲应力随宽厚比增加而减小;几何初始缺陷和残余应力对屈曲后极限应力影响较小,对局部屈曲应力影响较大。

3)提出的建议设计公式(11)和(12)能够较好地预测 960 MPa 高强度钢材轴心受压箱形构件板件和工字形构件翼缘和腹板的屈曲后极限应力。

4)提出的建议设计公式(16)能够较好地预测 960 MPa 高强度钢材轴心受压箱形构件板件和工字形构件腹板的局部屈曲应力;本文建议仍然采用中国规范的设计公式计算 960 MPa 高强度钢材轴心受压工字形构件翼缘的局部屈曲应力。

参考文献

[1] 施刚,王元清,石永久. 高强度钢材轴心受压构件的受力性能[J]. 建筑结构学报,2009,30(2):92-97.
SHI Gang, WANG Yuanqing, SHI Yongjiu. Behavior of high

strength steel columns under axial compression [J]. Journal of Building Structures, 2009, 30(2): 92-97. (In Chinese)

[2] SHI Gang, HU Fangxin, SHI Yongjiu. Recent research advances of high strength steel structures and codification of design specification in China [J]. International Journal of Steel Structures, 2014, 14(4): 873-887.

[3] 施刚,林错错,周文静,等. 960MPa 高强度钢材轴心受压构件局部稳定试验研究[J]. 建筑结构学报,2014,35(1):126-135.
SHI Gang, LIN Cuocuo, ZHOU Wenjing, et al. Experimental study on local buckling of 960 MPa high strength steel columns under axial compression [J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(1): 126-135. (In Chinese)

[4] TILLMAN S C, WILLIAMS A F. Buckling under compression of simple and multicell plate columns [J]. Thin-Walled Structures, 1989, 8(2): 147-161.

[5] 施刚,徐克龙,林错错. 460MPa 高强度钢材工字形截面轴心受压柱局部稳定有限元分析和设计方法研究[J]. 工业建筑,2016,46(7):22-31.
SHI Gang, XU Kelong, LIN Cuocuo. Finite element analysis and design method study on the local buckling of 460MPa high strength steel I-section columns under axial compression [J]. Industrial Construction, 2016,46(7):22-31. (In Chinese)

[6] 班慧勇,施刚,石永久. 960MPa 高强钢焊接箱形截面残余应力试验及统一分布模型研究[J]. 土木工程学报,2013,46(11): 63-69.
BAN Huiyong, SHI Gang, SHI Yongjiu. Experimental study on residual stress in 960MPa high strength steel welded box sections and unified model [J]. China Civil Engineering Journal, 2013,46(11): 63-69. (In Chinese)

[7] 班慧勇,施刚,石永久. 高强钢焊接构件工字形横截面残余应力试验及统一分布模型研究[J]. 工程力学,2014,31(8):83-91.
BAN Huiyong, SHI Gang, SHI Yongjiu. Experimental and unified model investigations on residual stress within high strength steel welded I-sections [J]. Engineering Mechanics, 2014,31(8):83-91. (In Chinese)

[8] 施刚,林错错,周文静,等. 460MPa 高强钢箱形截面轴压柱局部稳定有限元分析和设计方法研究[J]. 工程力学,2014,31(5):128-136.
SHI Gang, LIN Cuocuo, ZHOU Wenjing, et al. Finite element analysis and design method study on the local buckling of 460MPa HSS box section axial compressed columns [J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(5):128-136. (In Chinese)

[9] GB 50205—2001 钢结构工程施工质量验收规范[S]. 北京:中国计划出版社,2001: 30-31.
GB 50205—2001 Code for acceptance of construction quality of steel structures [S]. Beijing: China Planning Press, 2001: 30-31. (In Chinese)

[10] 林错错. 高强度钢材焊接截面轴压构件局部稳定性和设计方法[D]. 北京:清华大学,2012: 60-79.
LIN Cuocuo. Local buckling and design method of high strength steel welded-section members under axial compression [D]. Beijing: Tsinghua University, 2012: 60-79. (In Chinese)

[11] GB 50017—2003 钢结构设计规范[S]. 北京:中国计划出版社,2003.
GB 50017—2003 Code for design of steel structures [S]. Beijing: China Planning Press, 2003. (In Chinese)

[12] AISC 360—10 Specification for Structural Steel Buildings [S]. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2010.

[13] EN 1993—1—5 Eurocode 3: Design of steel structures-Part 1-5: Plated structural elements [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2006.

[14] 何保康. 轴心压杆局部稳定试验研究[J]. 西安冶金建筑学院学报, 1985,41(1): 20-34.
HE Baokang. Experimental study of local buckling of the centrally compressed members [J]. Journal of Xi'an Institute of Metallurgy and Construction Engineering, 1985, 41(1): 20-34. (In Chinese)