

基于连续强度法的不锈钢梁抗剪切性能研究

付怡乐*, 徐红玉, 焦燊烽

(河南科技大学 土木工程学院, 河南 洛阳 471000)

摘要: 不锈钢结构因具有良好的耐腐蚀性、容易维护等优点, 逐渐成为工程建设领域中广泛使用的高性能绿色建筑材料。但不锈钢具有应变强化特性, 现有设计规范计算工字形截面梁的抗剪切承载力结果较为保守, 基于连续强度法, 对不锈钢工字形截面梁的剪切屈曲承载性能进行研究, 考虑了不锈钢材料几何非线性和几何初始缺陷的影响。基于试验验证的有限元数值模型, 开展不锈钢梁抗剪切承载力影响的参数分析, 探究各关键参数对其的影响规律, 并与现行规范(中国、美国、欧洲)的计算结果进行对比。结果表明, 在腹板厚度等参数不变的情况下, 不锈钢工字形梁腹板的极限承载力会随着腹板宽高比的增加而降低。中国规范计算结果较为保守, 低于构件的实际抗剪切承载力。连续强度法可以对不锈钢工字形截面的抗剪切承载力进行较为准确的计算。

关键词: 不锈钢工字梁; 剪切性能; 参数分析; 连续强度法; 承载力; 有限元分析

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)01-0051-08

DOI: 10.13969/j.jzgjz.20230821001

Research on Shear Behavior of Stainless Steel Beams Based on Continuous Strength Method

FU Yile*, XU Hongyu, JIAO Yufeng

(School of Civil Engineering, Henan University of Science and Technology, Luoyang 471000, China)

*Corresponding author: 382478236@qq.com

Abstract: Stainless steel structures have increasingly become high-performance, environmentally-friendly building materials in engineering and construction due to their excellent corrosion resistance, low maintenance requirements, and other benefits. Despite this, stainless steel displays strain hardening, and currently employed design codes for calculating the shear bearing capacity of I-section beams are relatively conservative. The present study investigates the shear buckling bearing performance of stainless steel I-section beams based on continuous strength method, considering the geometrical nonlinearity of the material and the influence of geometrical initial defects. Using an experimentally verified finite element numerical model, a parametric analysis was conducted to examine the influence of each key parameter on the shear bearing capacity of stainless steel beams. The calculation results were compared with those of the current codes in China, the United States, and Europe. The study demonstrates that the ultimate bearing capacity of the web of stainless steel I-beams reduces as the web width-to-height ratio increases, given that the web thickness and other parameters remain constant. Moreover, the results of the Chinese code calculations are deemed insufficient, underestimating the

收稿日期: 2023-08-21

基金项目: 国家自然科学基金(U11804145), 国家重点研究计划(2018YFB2000405)

作者简介:

付怡乐(1995—), 男, 硕士, 主要从事钢结构方面的研究。E-mail: 382478236@qq.com。(通信作者)

徐红玉(1972—), 男, 博士, 教授, 主要从事机械工程方向研究。

actual shear capacity of the members. In contrast, utilizing the continuous strength method yields a more precise estimation of the shear capacity of stainless steel I-beam sections.

Keywords: stainless steel I-beam; shear property; parametric analysis; continuous strength method; bearing capacity; finite element analysis

随着不锈钢研究的发展和相关设计规范的修订,不锈钢在土木工程领域的应用越来越广泛。不锈钢结构具有良好的耐腐蚀性、容易维护等优点,逐渐成为工程建设领域中应用广泛的高性能绿色建筑材料。

国外对不锈钢结构的研究较早且相对成熟, HASSANEIN等^[1]通过研究双相不锈钢梁强度和性能,对带有非刚性加劲肋的工字形奥氏体不锈钢梁进行了数值模拟,通过对比有限元模拟结果与设计规范的计算结果,发现了现行规范的计算公式相对保守。SALIBA等^[2]考虑腹板长宽比和腹板长细比对构件承载力的影响,通过试验研究双向不锈钢梁的破坏模式,并根据现行可靠度标准,验证了规范 EN 1993-1-4 中的剪力设计公式。

国内对不锈钢抗剪切性能的研究较少。陈晓婉等^[3]等通过焊接工字形截面不锈钢梁的试验和有限元分析,研究了其在弯剪共同作用下的临界屈曲应力。江开富^[4]修正了不锈钢荷载计算式,利用有限元软件分析了不锈钢材料的非线性对四边简支板的屈曲和承载力的影响。齐红丽等^[5]通过有限元分析了影响梁抗剪极限承载力的因素和规律。袁焕鑫等^[6]针对7个不锈钢薄腹板试件开展了剪切屈曲加载试验,并结合有限元方法分析了不锈钢焊接梁的剪切屈曲承载性能,探究了局部几何初始缺陷、材料强度指标和应变硬化指数对不锈钢梁抗剪承载力的影响,并对规范 GB 50017—2017^[7]与 EN 1993-1-4^[8]中的计算方法进行修正和整合,提出了更为准确的抗剪承载力计算式。

由国内外学者的研究成果可知,目前针对不锈钢材料力学性能、局部稳定性以及残余应力方面的研究均存在试验数据不足的问题。特别是对于工字形梁腹板在剪切作用下的稳定性理论,相关研究仍然存在明显的不足。对于不锈钢工字形梁的剪切性能设计,现行的美国、中国、欧洲规范都没有充分地考虑腹板的屈曲后强度,无法得到合理且经济的设计。

连续强度法(continuous strength method, CSM)是近年来提出的一种考虑截面变形能力的金属结构设计方法。CSM通过截面变形能力和全截面长细比来替代传统的截面分类,从而更有效地利用钢材的应变强化能力。可采用连续性函数公式对构件的承载力进行计算,适用于不锈钢、铝合金等塑性承载力的设计。

本文开展了不锈钢工字形截面梁的剪切性能试验,详细分析了其受力特性、破坏模式及屈曲变形,并利用 ABAQUS 有限元软件构建了精细化非线性有限元模型。通过对比破坏形态、荷载-位移曲线等验证了有限元模型的准确性和可靠性。首先,采用与试验结果对比的方法对有限元结果进行参数校核,随后进行参数分析,参数范围涵盖几何参数和力学参数。通过对比分析结果与国内外相关规范的计算结果,评估模型的准确性和可靠性。目前,CSM 尚未应用于不锈钢梁的剪切性能研究,且工字形钢梁抗剪切的相关试验较少。基于试验数据,结合 CSM,通过参数分析探讨在剪切荷载下影响工字梁极限承载力的因素,并与现行规范(中国、美国、欧洲)的计算结果进行对比,评估 CSM 计算结果的准确性和可靠性。

1 试验研究

1.1 试验概述

对4个奥氏体 S304 不锈钢焊接工字形截面梁进行了跨中受剪局部稳定性能试验,所有试件均在两端设置封头肋,未设置封头肋的不锈钢构件将在验证有限元模型之后的参数分析部分研究。试件几何示意如图1所示,试件编号以及名义几何尺寸如表1所示。

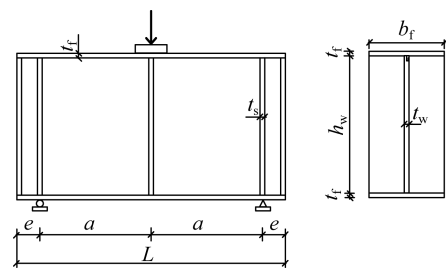


图1 试件几何形状示意

Fig. 1 Schematic of specimen geometry

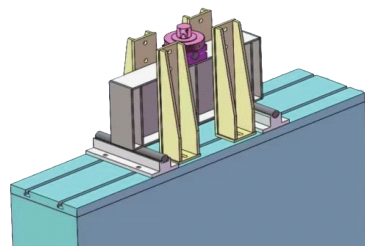


图2 试验装置示意

Fig. 2 Schematic diagram of test setup

试验采用简支梁三点弯曲加载装置,竖向荷载由5 000 kN 液压作动器提供,如图2所示。试件1(编号V-304-500R-4w-ad1)与试件2(编号V-304-500R-8w-ad1)均布置18个应变测点和8个位移测点;试件3(编号V-304-400R-ad1.5)和试件4(编号V-304-400R-ad2)布置20个应变测点和8个位移测点。试件编号中V-304表示其钢材牌号为奥氏体不锈钢S30,500R表示其腹板高度 h_w 为500 mm且设置有封头肋(不含R则表示没有封头肋),ad1表示其腹板宽高比 a/h_w 为1.0,4w则表示其腹板厚度 t_w 为4 mm。

表1 试件编号及名义几何尺寸

Table 1 Specimen naming and nominal geometry

试件编号	$L/$ mm	$a/$ mm	$h_w/$ mm	$b_f/$ mm	$t_f/$ mm	$t_w/$ mm	a/h_w	$e/$ mm
V-304-500R-4w-ad1	1 174	500	500	200	14	4	1.0	80
V-304-500R-8w-ad1	1 174	500	500	200	14	8	1.0	80
V-304-400R-ad1.5	1 374	600	400	200	14	4	1.5	80
V-304-400R-ad2	1 774	800	400	200	14	8	2.0	80

注: L 为试件长度; a 为腹板宽度; h_w 为腹板高度; b_f 为翼缘宽度; t_f 为翼缘厚度; t_w 为腹板厚度; e 为支座到边缘的距离。

1.2 试验现象

在加载过程中,对于试件V-304-500R-4w-ad1与试件V-304-400R-ad1.5,随着荷载和竖向位移的持续增大,梁腹板出现平面外的鼓曲变形并逐渐发展,腹板中部形成拉力带并锚固于上翼缘与横向加劲板肋中,从而使工字形不锈钢梁具有一定的屈曲后强度。试件V-304-500R-8w-ad1的破坏模式为明显出现整体左倾的迹象,翼缘与加劲肋间形成框架约束,拉力带快速形成并锚固于翼缘与加劲肋,其刚度变形远大于其他试件的刚度变形,其极限承载力也比其他试件的极限承载力要高。试件V-304-500R-4w-ad1与试件V-304-400R-ad1.5在达到剪切屈曲时,跨中翼缘处的竖向位移并不明显,随后荷载逐渐增加,腹板中的拉力带逐步扩展分布于对角线区格,表现出较强的塑性与延性。试件V-304-500R-8w-ad1与试件V-304-400R-ad2都具有较大的初始刚度,在卸载之后仍具有较好的延性。各试件最终破坏模式如图3所示。

1.3 试验结果

试件的荷载 F -竖向位移 Δ 曲线如图4所示。在加载初期各试件均处于弹性阶段,位移与荷载的增加趋势几乎相同,曲线段的重合度接近一致。试件V-304-500R-4w-ad1与试件V-304-400R-ad1.5在达到剪切屈曲时,跨

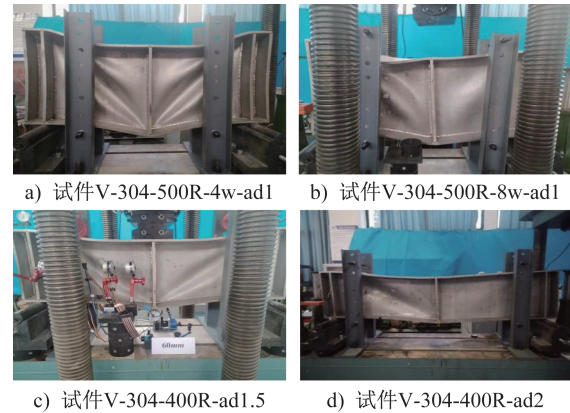


图3 试件破坏模式

Fig. 3 Specimen failure modes

中翼缘处的竖向位移并不明显,随着荷载逐渐增加,腹板中的拉力带逐步扩展分布于对角线区格,形成具有较强塑性与延性的平缓长平台段。

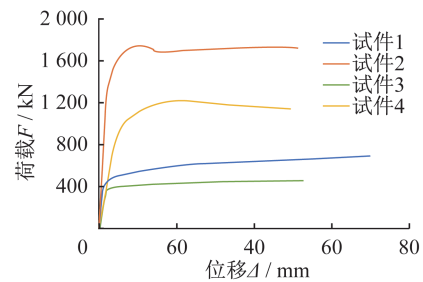


图4 各试件位移-荷载曲线

Fig. 4 Displacement-load curves of specimens

2 有限元数值模拟

2.1 本构关系

不锈钢材料特性通过Ramberg-Osgood公式^[9]进行计算,得到真实的应力-应变曲线,Ramberg-Osgood相关公式如式(1)~(2)所示。其中 E 为弹性模量, n 、 m 分别为第一阶段应变强化系数和第二阶段应变强化系数, f_y 为名义屈服强度, f_u 为材料的极限抗拉强度, $E_{0.2}$ 为对应于名义屈服强度点的切线模量, ϵ 、 $\epsilon_{0.2}$ 分别为应变与塑性应变为0.2%对应应力的总应变。

$$\frac{f}{E} + 0.002 \left(\frac{f}{f_y} \right)^n \quad 0 < f < f_y \quad (1)$$

$$\epsilon = \frac{f - f_y}{E_{0.2}} + \left(\epsilon_u - \epsilon_{0.2} - \frac{f_u - f_y}{E_{0.2}} \right) \left(\frac{f - f_y}{f_u - f_y} \right)^m \quad 0 < f < f_y \quad (2)$$

以往的有限元模型基于早期的Ramberg-Osgood公式拟合工程应力应变,但因为其只考虑了第一阶段的应变强化系数 n ,从而使有限元材料的应变强化能力高于实际的应变强化能力。本文所使用的有限元模型考虑了两种不同阶段的不同应变强化系数,可以更好地模拟试件

在试验加载过程中的变形与荷载。

2.2 有限元模型

采用有限元软件ABAQUS对不锈钢工字梁剪切性能试验进行了数值模拟^[10]。选取简化积分的4节点壳单元S4R,在厚度方向取5个积分点。S4R单元可有效计算几何非线性问题,且已被成功应用于不锈钢构件稳定性分析的数值分析中^[11]。网格尺寸选为15 mm×15 mm以保证较高的计算效率和结果准确度。模型的边界条件为:将上翼缘与上翼缘的跨中参考点绑定形成刚性端面,限制下翼缘两支座在x、y方向的线位移以及在y、z方向的角位移以匹配试验加载条件。有限元模型如图5所示,边界条件模型如图6所示。

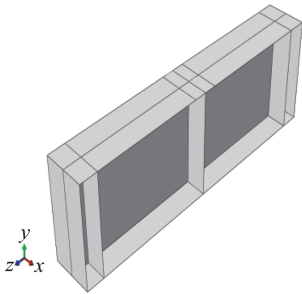


图5 有限元几何模型
Fig.5 Finite element geometric model

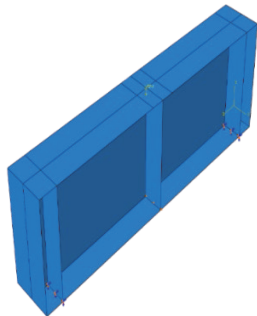


图6 有限元边界条件
Fig.6 Finite element boundary condition

2.3 几何初始缺陷

初始缺陷影响试件的承载力和破坏模式。取有限元模型特征值屈曲计算的一阶模态作为其局部几何初始缺陷,如图7所示。

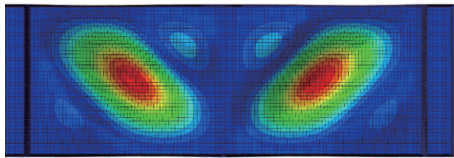


图7 一阶屈曲模态
Fig.7 First-order buckling mode

使用命令* IMPERFECTION更新模型中对应节点的几何图形。采用*INITIAL CONDITION, TYPE=STRESS命令定义初始应力场。局部缺陷值为B/100,B为翼缘宽度。有限元模型未考虑残余应力的影响,因不锈钢工字梁腹板截面的残余应力很小故可以忽略不计。

2.4 数值模拟结果分析

为了验证有限元分析的准确性,本文将由有限元分析得到的剪切屈曲破坏模式和荷载-位移曲线与不锈钢

工字形梁剪切性能的试验结果进行了对比。

2.4.1 荷载-位移曲线

将试件V-304-500R-4w-ad1的试验结果与有限元计算结果进行对比分析,结果如图8所示。在加载的早期阶段,腹板处于纯剪切状态(即主平面与水平面呈45°角倾斜)。一旦施加的剪切力超过弹性剪切屈服荷载,沿拉伸对角线的应力将继续增大,而沿压缩对角线方向的应力则以较小的速率继续发展,因此主平面开始向水平方向旋转,最终腹板在组合应力场下屈服,达到极限承载力。

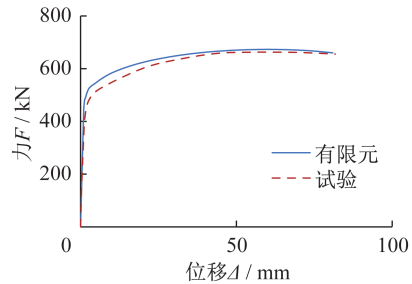


图8 有限元与试验结果对比
Fig.8 Comparison between finite element and test result

有限元模型仍然存在一定的缺陷,虽其结果与试验曲线大致吻合,但仍小于试验值,且无法达到原试验的上升峰值。分析认为这可能是因为本构模型在国内外仍处于研究阶段。郑宝峰等^[11]提出了不锈钢的三阶段本构模型,需要修改本构模型的计算公式或引入新的参数,这将是后续不锈钢材料研究的重要方向之一。

2.4.2 破坏模式

以试件V-304-R500-ad1为例,破坏模式的试验结果与有限元结果的对比如图9所示。不锈钢工字形梁有限元模型出现屈曲失稳现象,与试验破坏模式吻合良好。结果表明所采用的有限元分析方法能够准确模拟不锈钢梁剪切屈曲试验的全过程。

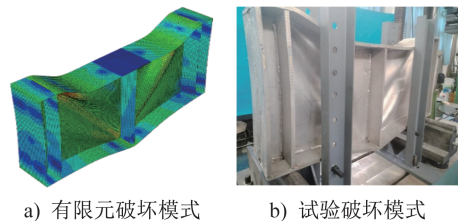


图9 试验与有限元模拟结果破坏模式对比

Fig.9 Comparison of failure modes between test and finite element simulation

3 参数分析

为了探究极限承载力或剪切屈曲失效形式的影响因素,在已验证有限元模型准确性的基础上,分析不锈钢材料力学性能、剪跨比、翼缘宽厚比、梁端刚性封头肋板等因素对不锈钢梁受剪承载力的影响规律。

3.1 参数选取

在本节中仅对使用较为广泛的奥氏体不锈钢S304进行研究。取试件组V-304-R500ad1的尺寸数据,基于已验证的有限元模型,选取不同的材料力学性能数据,根据《钢结构设计规范》(GB 50017—2017)^[7]中所给出的构

造要求,分别取应变强化系数 $n=9\sim 15$,包含了各种不同材性的不锈钢材料,共9组材料力学性能参数组合。 n 的数值反映了材料的应变强化能力,且材料的应变强化能力随着 n 的减小而增大。

根据GB 50017—2017^[7],取梁腹板的剪跨比分别为1.0、1.5、2.0。腹板高度为500 mm,有效腹板宽度的变化与相应的剪跨比匹配。根据GB 50017—2017^[7]的设计构造规定数值,选取合理的参数进行分析。本文取翼缘宽度 $b_f=200$ mm不变,通过改变翼缘厚度来对比分析,所选取的翼缘宽度为12 mm和15 mm,并通过不同的腹板宽度进行组合,共计39个组合,部分数据如表2所示。

表2 不锈钢工字梁参数分析部分尺寸参数

Table 2 Part of stainless steel I-beam parameter analysis parameters

编号	L/mm	a/mm	h_w/mm	b_f/mm	t_f/mm	t_w/mm	a/h_w	e/mm
V-304-r500*200*12*4ad1	1 200.2	500	500	200	12	4	1.0	100.1
V-304-r500*200*12*5ad1	1 200.2	500	500	200	12	5	1.0	100.1
V-304-r500*200*12*6ad1	1 200.2	500	500	200	12	6	1.0	100.1
V-304-r500*200*12*7ad1	1 200.2	500	500	200	12	7	1.0	100.1
V-304-r500*200*12*9ad1	1 200.2	500	500	200	12	9	1.0	100.1
V-304-r500*200*12*11ad1	1 200.2	500	500	200	12	11	1.0	100.1
V-304-r500*200*12*4ad1.5	1 700.2	750	500	200	12	4	1.5	100.1
V-304-r500*200*12*5ad1.5	1 700.2	750	500	200	12	5	1.5	100.1
V-304-r500*200*12*6ad1.5	1 700.2	750	500	200	12	6	1.5	100.1
V-304-r500*200*12*8ad1.5	1 700.2	750	500	200	12	8	1.5	100.1
V-304-r500*200*12*10ad1.5	1 700.2	750	500	200	12	10	1.5	100.1
V-304-r500*200*12*12ad1.5	1 700.2	750	500	200	12	12	1.5	100.1
V-304-r500*200*12*4ad2	2 200.2	1 000	500	200	12	4	2.0	100.1
V-304-r500*200*12*5ad2	2 200.2	1 000	500	200	12	5	2.0	100.1
V-304-r500*200*12*6ad2	2 200.2	1 000	500	200	12	6	2.0	100.1
V-304-r500*200*12*8ad2	2 200.2	1 000	500	200	12	8	2.0	100.1
V-304-r500*200*12*10ad2	2 200.2	1 000	500	200	12	10	2.0	100.1
V-304-r500*200*12*12ad2	2 200.2	1 000	500	200	12	12	2.0	100.1
V-304-r500*200*15*4ad1.5	1 700.2	750	500	200	15	4	1.5	100.1

3.2 参数分析结果

不锈钢工字形梁的有限元参数分析结果如表3~6所示。根据力学性能分析结果,随着应变强化系数 n 的增

加,各试件模型的极限承载力也有所提高, $n=8$ 对应试件的极限承载力高于 $n=9$ 对应试件的极限承载力,与归一化屈服强度有关。

表3 应变强化系数对应的极限承载力

Table 3 Ultimate bearing capacity corresponding to strain intensification factor

n	5.0	8.0	9.0	9.4	11.5	11.6	15.8
V/kN	603.089	652.468	685.770	645.598	745.598	794.182	785.507

表4 $t_f=12\text{ mm}$ 系列不锈钢工字梁极限承载力Table 4 $t_f=12\text{ mm}$ series stainless steel I-beam ultimate bearing capacity

kN

剪跨比	是否带封头	$t_w=4\text{ mm}$	$t_w=5\text{ mm}$	$t_w=6\text{ mm}$	$t_w=7\text{ mm}$	$t_w=9\text{ mm}$	$t_w=11\text{ mm}$
ad1	R	562.058	1 048.980	1 052.390	1 257.77	1 648.93	2 107.70
	NR	—	683.689	937.174	1 296.76	1 759.82	2 187.49

注:剪跨比与是否带封头的表示方式与表1试件编号中保持一致,R表示带封头板肋梁,NR表示无封头板肋梁。

表5 $t_f=15\text{ mm}$ 系列不锈钢工字梁极限承载力Table 5 $t_f=15\text{ mm}$ series stainless steel I-beam ultimate bearing capacity

kN

剪跨比	是否带封头	$t_w=4\text{ mm}$	$t_w=5\text{ mm}$	$t_w=6\text{ mm}$	$t_w=7\text{ mm}$
ad1	NR	683.689	968.476	1 075.790	1 306.92
ad1.5	R	784.016	879.537	1 149.400	1 195.45
ad2	R	445.160	931.144	953.575	1 089.75

表6 $t_f=16\text{ mm}$ 系列不锈钢工字梁极限承载力Table 6 $t_f=16\text{ mm}$ series stainless steel I-beam ultimate bearing capacity

kN

剪跨比	是否带封头	$t_w=4\text{ mm}$	$t_w=5\text{ mm}$	$t_w=6\text{ mm}$	$t_w=8\text{ mm}$	$t_w=10\text{ mm}$	$t_w=12\text{ mm}$
ad1.5	R	626.609	688.888	928.665	1 428.770	1 802.10	2 124.03
	NR	466.682	829.594	—	—	—	—
ad2	R	437.385	634.573	886.268	995.978	1 478.45	1 675.17
	NR	426.398	652.299	—	—	—	—

当剪跨比一定时,带有封头板的不锈钢梁与未设置封头板的不锈钢梁都随着腹板厚度的增加而增加,且带有封头板的不锈钢梁明显具有更高的极限承载力,可见封头板对不锈钢的抗剪切性能有增强作用。

4 CSM及现有规范设计方法对比

4.1 CSM

CSM^[12]并未采用常规的截面分类方法,而是对于不同尺寸的截面,以其临界弹性屈曲应力表示截面变形能力。目前CSM尚未被运用于不锈钢梁的研究中,本文基于试验数据,与CSM相结合,通过参数分析考察剪切荷载下影响工字梁极限承载力的因素,并与各国(中国、美国、欧洲)现行规范的计算结果进行对比。

4.1.1 基本曲线

与传统的截面分类不同,CSM的截面分类考虑了截面长细比与变形能力两个因素^[13]。CSM中相关基础曲线的计算式如式(3)~(4)所示,分别适用于非细长截面与细长截面。

$$\epsilon_{\text{csm}} = \begin{cases} \frac{0.25}{\bar{\lambda}_p^{3.6}} \leq \min\left(15, C_1 \frac{\epsilon_u}{\epsilon_y}\right) & \bar{\lambda}_p \leq 0.68 \\ \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{0.05}} \left(1 - \frac{0.222}{\bar{\lambda}_p^{0.05}}\right) & \bar{\lambda}_p > 0.68 \end{cases} \quad (3)$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{\text{cr}}}} \quad (4)$$

式中: $\bar{\lambda}_p$ 为正则化宽厚比; f_y 为材料的屈服强度; σ_{cr} 为直接强度法中所使用的全截面弹性屈曲应力,可使用CUFSM软件求得其近似值; C_1 为材料参数,对于奥氏体不锈钢,取 $C_1=0.10$, E 为弹性模量。

4.1.2 基于剪切计算的CSM公式

计算构件剪切承载力的CSM公式^[14-15]与欧洲规范中的公式相似,相应的参数计算如式(5)~(15)所示。

$$N_{\text{csm, Rd}} = \frac{A \sigma_{\text{csm}}}{\gamma_{M0}} \quad (5)$$

$$\sigma_{\text{csm}} = E \epsilon_{\text{csm}} \quad \frac{\sigma_{\text{csm}}}{\sigma_y} \leq 1 \quad (6)$$

$$\sigma_{\text{csm}} = f_y + E_{\text{sh}} \epsilon_y \left(\frac{\epsilon_{\text{csm}}}{\epsilon_y} - 1 \right) \quad \frac{\epsilon_{\text{csm}}}{\epsilon_y} > 1 \quad (7)$$

$$\bar{\lambda}_{\text{csm}} = \sqrt{\frac{\tau_y}{\tau_{\text{cr}}}} \quad (8)$$

$$\tau_y = \frac{f_{y,w}}{\sqrt{3}} \quad (9)$$

$$M_{y, \text{csm, Rd}} = \begin{cases} \frac{W_{\text{el}} \sigma_{\text{csm}}}{\gamma_{M0}} & \frac{\epsilon_{\text{csm}}}{\epsilon_y} \leq 1 \\ \frac{W_{\text{pl}} f_y}{\gamma_{M0}} \left[1 + \frac{E_{\text{sh}} W_{\text{el}}}{E W_{\text{pl}}} \left(\frac{\epsilon_{\text{csm}}}{\epsilon_y} - 1 \right) - \left(1 - \frac{W_{\text{el}}}{W_{\text{pl}}} \right) / \left(\frac{\epsilon_{\text{csm}}}{\epsilon_y} \right)^a \right] & \frac{\epsilon_{\text{csm}}}{\epsilon_y} > 1 \end{cases} \quad (10)$$

$$\frac{\gamma_{csm}}{\gamma_y} = \frac{0.18}{\bar{\lambda}_w^{3.98}}, 1 \leq \frac{\gamma_{csm}}{\gamma_y} \leq \min\left(15, \frac{c_1 \gamma_u}{\gamma_y}\right) \quad (11)$$

$$\tau_{csm} = \begin{cases} G\gamma_{csm} & \gamma_{csm} \leq \gamma_y \\ \tau_{csm} + G_{sh}(\gamma_{csm} - \gamma_y) & \gamma_{csm} > \gamma_y \end{cases} \quad (12)$$

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \epsilon_u - \epsilon_y} \quad (13)$$

$$V_{bw, csm, Rd} = \frac{A_w \tau_{csm}}{\gamma_{M1}} \quad (14)$$

$$V_{bf, csm, Rd} = \left(\frac{b_f l_f^2 \sigma_{csm}}{c \gamma_{M1}}\right) \left[1 - \left(\frac{M_{ed}}{M_{f, csm, Rd}}\right)^2\right] \quad (15)$$

式中: A 为总截面面积; A_w 为腹板面积; E_{sh} 为应变强化斜率; $\epsilon_y = f_y/E$, 为材料的屈服应变; ϵ_{csm} 为截面的 CSM 极限应变; $\epsilon_u = C_3(1 - f_y/f_u)$, 为极限拉应力下的应变; $\bar{\lambda}_{csm}$ 作为考虑剪切屈曲时的腹板长细比; W_{el} 为弹性截面模量; W_{pl} 为塑性截面模量; α 为依赖于截面形状的参数, $\alpha = 2$; γ_{M0} 为截面阻力的部分安全系数取 1.1; γ_y 为材料的剪切屈服应变; γ_u 为极限剪切应变; G 为剪切模量; γ_{csm} 为截面的 CSM 极限剪切应变; f_u 为材料的极限拉应力; C_2 为材料参数取 0.16; τ_y 为弹性剪切屈曲应力; $f_{y,w}$ 为腹板的屈服强度; τ_{cr} 为 EN 1993-1-5 规定的腹板弹性临界剪切屈曲应力; σ_{csm} 与 ϵ_{csm} 为 CSM 所定义的应力与应变; $M_{y, csm, Rd}$ 为长轴抗弯能力; γ_{csm} 为截面的 CSM 极限剪切应变; τ_{csm} 为 CSM 极限剪应力; c 为翼缘内塑性铰与横向加劲肋支撑点的距离; $V_{bw, csm, Rd}$ 与 $V_{bf, csm, Rd}$ 为 CSM 所计算梁构件的腹板抗剪承载力和翼缘抗剪承载力。

4.1.3 CSM 计算结果

如图 10 所示, CSM 计算的长细比 $\bar{\lambda}_{csm}$ 与工字形截面梁极限抗剪承载力的关系曲线, 其中横坐标为 CSM 定义的腹板正则化长细比 $\bar{\lambda}_{csm}$, 纵坐标为 CSM 计算的极限抗剪承载力。从图中可看出, 设置封头板可有效提高腹板的抗剪强度, 表现为带封头板肋梁的数据点普遍都在无封头板肋梁数据点的上方, 但计算结果存在一定的离散性。

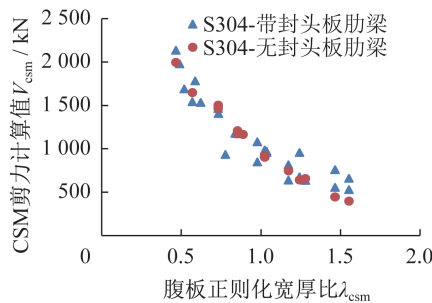


图 10 不锈钢梁受剪承载力随宽厚比变化趋势

Fig. 10 Trend of stainless steel beam shear bearing capacity with width-thickness ratio

4.2 结果对比

有限元参数分析计算结果 V_{FE} 与中国规范设计值、美国规范设计值、连续强度法 CSM 结果及欧洲规范设计值的比值如表 7、8 及图 11 所示, 其中 R 与 NR 的含义同前。结果表明, 相较于有限元参数分析计算结果 V_{FE} , 中国规范与美国规范的预测结果基本一致, 均未充分考虑不锈钢材料应变强化能力; 欧洲规范预测结果虽然较为可靠和精准, 但设计方法较为保守。

表 7 V_{FE} 与预测值的比值(R)

Table 7 Ratio of V_{FE} and predictions (R)

指标	中国规范	美国规范	CSM	欧洲规范
平均值	0.91	0.94	0.70	1.04
方差	0.15	0.14	0.31	0.11
最大值	1.06	1.21	1.15	1.26
最小值	0.81	0.80	0.41	0.84

表 8 V_{FE} 与预测值的比值(NR)

Table 8 Ratio of V_{FE} and predictions (NR)

指标	中国规范	美国规范	CSM	欧洲规范
平均值	0.96	0.95	0.89	1.01
方差	0.13	0.13	0.53	0.14
最大值	1.21	1.15	1.14	1.28
最小值	0.81	0.79	0.58	0.86

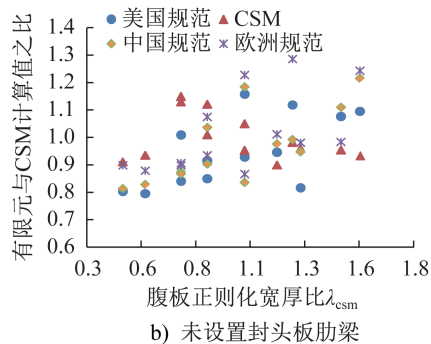
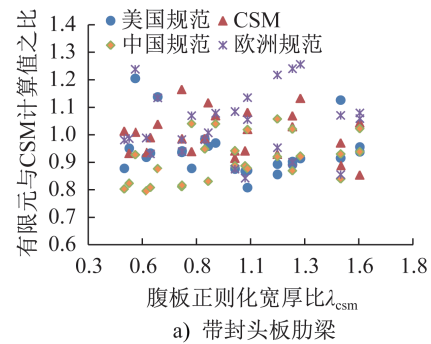


图 11 有无封头板肋梁受剪承载力预测值对比

Fig. 11 Comparison of predicted values of shear bearing capacity with and without head plate ribs

CSM能够体现不锈钢的真实材料特性,但对正则化宽厚比较小(小于1)的梁,计算结果存在误差且所预测的受剪承载力随正则化宽厚比的增大而减小。当剪跨比较小,加劲肋分布紧密时,其受剪承载力会有明显提高。

5 结论

(1) 在腹板厚度等因素不变的情况下,不锈钢工字形梁腹板的极限承载力会随着腹板宽高比的增大而降低。这意味着在薄腹板梁构件中,不能盲目增大梁构件的翼缘宽度、厚度与腹板高度。

(2) 对比欧洲规范、中国规范和美国规范中对不锈钢工字形梁剪切性能的计算结果可知,欧洲规范的计算结果明显比中国规范和美国规范的计算结果更加准确和可靠。

(3) CSM可以更准确地体现不锈钢真实的材料特性。但正则化宽厚比较小(小于1)的梁计算结果显示,所预测的受剪承载力随正则化宽厚比的增大而减小。

参考文献:

- [1] HASSANEIN M F, SILVESTRE N. Flexural behavior of lean duplex stainless steel girders with slender unstiffened webs[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 85: 12-23. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.02.003.
- [2] SALIBA N, GARDNER L. Experimental study of the shear response of lean duplex stainless steel plate girders [J]. Engineering Structures, 2013, 46: 375-391. DOI: 10.1016/j.engstruct.2012.07.029.
- [3] 陈晓婉,袁焕鑫,杜新喜,等. 不锈钢焊接截面薄腹梁剪切屈曲计算方法[J]. 钢结构, 2018, 33(12): 37-42. DOI: 10.13206/j.gjg201812008.
CHEN Xiaowan, YUAN Huanxin, DU Xinxi, et al. Calculation method for shear buckling resistances of welded stainless steel plate girders[J]. Steel Construction, 2018, 33(12): 37-42. DOI: 10.13206/j.gjg201812008. (in Chinese)
- [4] 江开富. 不锈钢工字形梁抗剪承载力有限元分析[J]. 钢结构, 2016, 31(1): 39-41, 56. DOI: 10.13206/j.gjg201601010.
JIANG Kaifu. Nonlinear finite element analysis of the shear capacity of stainless steel I-beam [J]. Steel Construction, 2016, 31(1): 39-41, 56. DOI: 10.13206/j.gjg201601010. (in Chinese)
- [5] 齐红丽,王兆强. 不锈钢工字型梁抗剪承载力的参数分析[J]. 四川建筑科学研究, 2014, 40(6): 31-34. DOI: 10.3969/j.issn.1008-1933.2014.06.009.
QI Hongli, WANG Zhaoqiang. Parameter analysis of shear capacity of stainless steel I-beam [J]. Sichuan Building Science, 2014, 40(6): 31-34. DOI: 10.3969/j.issn.1008-1933.2014.06.009. (in Chinese)
- [6] 袁焕鑫,陈晓婉,杜新喜,等. 不锈钢薄腹梁受剪性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2019, 40(9): 148-156. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2017.0604.
YUAN Huanxin, CHEN Xiaowan, DU Xinxi, et al. Experimental study on shear behavior of stainless steel plate girders[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(9): 148-156. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2017.0604. (in Chinese)
- [7] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Standard for Design of Steel Structures: GB 50017—2017[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017. (in Chinese)
- [8] European Committee for Standardization. Eurocode 3: Design of Steel Structures-Part 1-4: General Rules-Supplementary Rules for Stainless Steels: EN 1993-1-4 [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2006.
- [9] GARDNER L, NETHERCOT D A. Experiments on stainless steel hollow sections: part 1: material and cross-sectional behaviour[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2004, 60(9): 1291-1318. DOI: 10.1016/j.jcsr.2003.11.006.
- [10] DUNDU M, VAN TONDER P. Local buckling strength of stainless steel beam webs subjected to a stress gradient [J]. Thin-Walled Structures, 2014, 77: 48-55. DOI: 10.1016/j.tws.2013.11.014.
- [11] 郑宝锋,舒赣平,沈晓明. 不锈钢材料常温力学性能试验研究[J]. 钢结构, 2011, 26(5): 1-6, 55. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9963.2011.05.001.
ZHENG Baofeng, SHU Ganping, SHEN Xiaoming. Experimental study on material properties of stainless steel at room temperature [J]. Steel Construction, 2011, 26(5): 1-6, 55. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9963.2011.05.001. (in Chinese)
- [12] 丁阳,赵亚新,刘锡良. 焊接工字钢梁腹板极限承载力的理论计算和试验[J]. 天津大学学报, 2004, 37(4): 288-293. DOI: 10.3969/j.issn.0493-2137.2004.04.002.
DING Yang, ZHAO Yaxin, LIU Xiliang. Theoretical analysis and experiment on the ultimate load capacity of web plates of welded I-section girders [J]. Journal of Tianjin University, 2004, 37(4): 288-293. DOI: 10.3969/j.issn.0493-2137.2004.04.002. (in Chinese)
- [13] AFSHAN S, GARDNER L. The continuous strength method for structural stainless steel design [J]. Thin-Walled Structures, 2013, 68: 42-49. DOI: 10.1016/j.tws.2013.02.011.
- [14] SALIBA N G, GARDNER L. Deformation-based design of stainless steel cross-sections in shear [J]. Thin-Walled Structures, 2018, 123: 324-332. DOI: 10.1016/j.tws.2017.11.035.
- [15] LALTHAZUALA R, SINGH K D. Structural performance of hybrid stainless steel plate girders under shear [J]. Thin-Walled Structures, 2019, 143: 106214. DOI: 10.1016/j.tws.2019.106214.