

## 锈损冷弯薄壁 C 形钢轴压短柱试验研究

徐善华<sup>1</sup>, 孙建设<sup>1,2</sup>, 聂彪<sup>1†</sup>

(1. 西安建筑科技大学 土木工程学院, 陕西 西安 710055; 2. 山东省冶金设计院股份有限公司, 山东 济南 250101)

**摘要:** 研究了锈蚀对冷弯薄壁 C 形钢轴压短柱承载性能的影响. 通过板材单调拉伸试验, 研究了锈损冷弯薄壁钢板材的力学性能退化规律; 通过对 5 根锈损 C 形钢短柱进行轴压试验, 分析了其破坏模式、变形特征和承载力, 并讨论了锈损 C 形钢轴压短柱极限荷载的计算方法. 研究表明: 锈损板材屈服平台变短甚至消失, 屈服强度随锈蚀率的增大呈线性下降趋势; 锈损 C 形钢轴压短柱的破坏模式为腹板局部屈曲, 局部屈曲多发生在腹板最薄弱处; 极限荷载随着平均厚度损失率的增大呈线性下降趋势; 考虑钢材力学性能退化并利用厚度折减修正的有效宽度法和直接强度法均能较好地预估锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载, 但修正后的直接强度法更接近试验结果, 修正后的有效宽度法则偏于保守.

**关键词:** 锈损; 冷弯薄壁 C 形钢; 轴压; 短柱; 极限荷载

**中图分类号:** TU392.1; TU317.1

**文献标志码:** A

## Experimental Investigation on Corroded Cold-formed Thin-walled C-shaped Steels Short Columns under Axial Compression

XU Shanhua<sup>1</sup>, SUN Jianshe<sup>1,2</sup>, NIE Biao<sup>1†</sup>

(1. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;

2. Shandong Province Metallurgical Engineering Co Ltd, Jinan 250101, China)

**Abstract:** This paper studies the influence of corrosion on the bearing capacity of cold-formed thin-walled C-shaped steel short columns under axial compression. Through the monotonic tensile test of the plate, the mechanical property degradation law of the corroded cold-formed thin-walled steel plate was studied. Five corroded cold-formed thin-walled columns were subjected to axial compression test. Failure mode, deformation characteristics and bearing capacity of the columns were analyzed. The calculation method of the ultimate load was discussed. The experimental results show that the yield platform of corroded steel becomes shorter or even disappears, and its yield strength decreases linearly with the increase of corrosion rates. The failure mode of the corroded C-shaped short column under axial compression is local buckling failure of the web, but local buckling occurs mostly at the weakest part of the web. The ultimate load decreases linearly with the increase of the average thickness loss rate. The effective width method and the direct strength method, considering the degradation of the mechanical properties of the corroded steel and thickness reduction, can predict the ultimate load of the C-shaped steel short columns under axial compression. However, the modified direct strength method is closer to the test results, and the modified effective width method is more conservative.

**Key words:** corrosion; cold-formed thin-walled C-shaped steel; axial compression; short column; ultimate load

\* 收稿日期: 2020-04-17

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51378417), National Natural Science Foundation of China(51378417); 国家十三五重点研发计划项目(2016YFC0701305), The China National Key R & D Program During the 13th Five-year Plan Period(2016YFC0701305)

作者简介: 徐善华(1963—), 男, 江苏南通人, 西安建筑科技大学教授, 博士生导师

† 通信联系人, E-mail: xnniebiao@163.com

相比热轧钢,冷弯薄壁型钢具有轻质高强、抗震性能好、截面设计灵活、受力合理且易于工业化等优点而被广泛应用<sup>[1]</sup>。但因其多为开口截面且壁厚较薄、板件宽厚比较大,稳定性问题更为突出,因此对冷弯薄壁型钢的研究主要集中在稳定性和屈曲理论等方面<sup>[2-3]</sup>。长期暴露在工业环境中的钢材不可避免地产生一定程度的锈蚀,锈蚀不仅导致钢材截面面积损失和材料性能退化,而且降低结构的承载性能<sup>[4-7]</sup>。

目前,关于锈损钢材力学性能和锈损钢构件承载性能的研究已获得较多成果。张世骥等对锈损 Q235 钢板进行拉伸试验,发现锈蚀对钢板的抗拉强度、屈服强度均有影响<sup>[8]</sup>。徐善华等指出锈蚀导致冷弯薄壁型钢材料强度和延性发生退化,且点蚀对延性的影响高于全面锈蚀,锈蚀对冷弯薄壁型钢材料性能的影响高于热轧型钢<sup>[9-10]</sup>;讨论了锈损 H 型钢偏心受压柱的整体稳定承载性能参数随锈蚀率的变化趋势,分析了锈蚀导致偏心受压钢柱承载性能发生劣化的原因<sup>[11]</sup>。Karagah 等对局部锈损 H 型钢柱进行轴压试验,得出翼缘锈蚀对承载力的影响比腹板锈蚀更显著<sup>[12]</sup>。徐善华等通过低周往复荷载试验,研究了锈损 H 型钢柱的侧向承载力和耗能能力,发现翼缘锈损钢柱的耗能能力迅速下降<sup>[13]</sup>。Beaulieu 等研究了锈蚀对角钢抗压承载力的影响<sup>[14]</sup>。史伟洲等发现截面损失是影响锈损焊接 H 型钢梁承载性能的主要因素,翼缘或腹板锈蚀越严重,承载力越低<sup>[15]</sup>。Sharifi 等研究了锈损钢梁剩余弯矩的计算方法,并给出了厚度损失和剩余弯矩之间的定量关系<sup>[16]</sup>。聂彪等发现锈损钢梁的截面模量、名义屈服强度和极限承载力随锈蚀时间的延长逐渐降低,并且锈损钢梁的可靠指标或失效概率会急剧恶化<sup>[17]</sup>。Wang 等分析了锈蚀对焊接钢节点抗震性能的影响,焊接区的锈坑加剧了梁翼缘的脆性断裂破坏,导致焊接钢节点的延性和耗能能力显著降低<sup>[18]</sup>。Cascini 等发现由于冷弯薄壁型钢壁厚较薄可能会加剧锈蚀的危险性,且锈蚀与屈曲之间的耦合作用会显著地降低结构的承载能力<sup>[19]</sup>。锈损钢构件的研究主要针对热轧钢,而冷弯薄壁型钢经过冷加工,其力学性能与热轧钢存在明显不同,但是目前对锈损冷弯薄壁型钢构件的研究鲜有报道。因此,锈损冷弯薄壁型钢构件的承载性能是亟待解决的问题。

本文主要研究了锈蚀对冷弯薄壁 C 形钢轴压短柱承载性能的影响,通过板材单调拉伸试验,研究了

锈损钢材力学性能的退化规律;通过对 5 根锈损 C 形钢短柱进行轴压试验,分析了锈蚀对轴压短柱的破坏模式、变形特征、临界屈曲荷载和极限荷载的影响,并讨论了极限荷载的计算方法。

## 1 试验方案

### 1.1 材性试验

试件取自某工业厂房服役 9 年的冷弯薄壁 C 形钢檩条,原始截面尺寸为 C200 mm × 65 mm × 15 mm × 2.5 mm,钢材强度等级为 Q235。从每根锈损 C 形钢的腹板中间部位线切割得到拉伸试件,如图 1 所示。试件除锈后采用超声波测厚仪测量标距段内 5 个截面的厚度,各截面取 5 个测点,然后对各截面厚度取均值,并将 5 个截面均值中的最小值定义为最小厚度  $d$ 。试验装置采用 DNS300 型号电子万能试验机,按照文献[20]的要求进行单调拉伸试验,试件屈服前加载速率取为 0.75 mm/min,屈服后加载速率取为 5 mm/min。

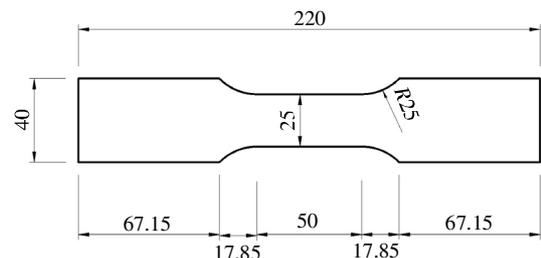


图 1 拉伸试件尺寸(单位:mm)

Fig.1 Tensile specimen size(unit:mm)

拉伸试件的锈蚀率采用截面损失率  $\eta$  表征,按式(1)计算:

$$\eta = \frac{d_0 - d}{d_0} \times 100\% \quad (1)$$

式中: $d_0$ 为试件原始厚度( $d_0=2.5$  mm); $d$ 为最小厚度。

拉伸试件的应力-应变曲线如图 2 所示,主要表现为弹性阶段变短、屈服点下降、屈服平台变短甚至消失,仅 AC1 和 AC3 存在屈服平台。表 1 给出了材性试验的力学性能参数,其中  $d_a$  为试件平均厚度,  $E_s$  为弹性模量,  $f_y$  为屈服强度(统一取残余应变为 0.2% 时的应力),  $f_u$  为极限强度。从表 1 可看出随着截面损失率的增大,钢材屈服强度显著降低,但极限强度降幅不大。屈服强度  $f_y$  与截面损失率  $\eta$  的拟合曲线如图 3 所示,  $f_y$  随着  $\eta$  的增大呈线性下降趋势,其关系为式(2)。

$$f_y = 280.02 - 473.88\eta \quad (2)$$

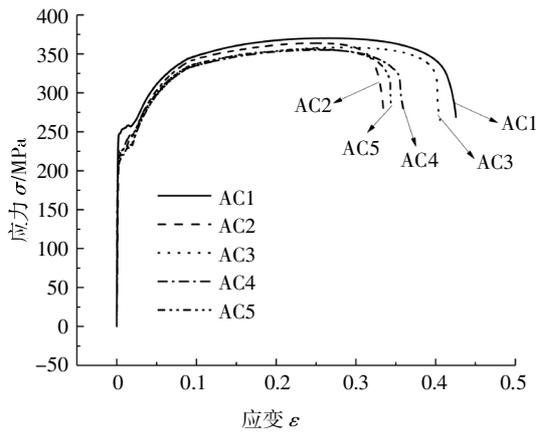


图2 应力-应变曲线

Fig.2 Stress-strain curves

表1 材性试验结果

Tab.1 Results of material properties test

| 试件编号 | $d_s/mm$ | $d/mm$ | $\eta/\%$ | $E_s/(10^5 MPa)$ | $f_y/MPa$ | $f_u/MPa$ |
|------|----------|--------|-----------|------------------|-----------|-----------|
| AC1  | 2.384    | 2.313  | 7.49      | 1.92             | 247.91    | 370.39    |
| AC2  | 2.326    | 2.214  | 11.44     | 1.79             | 217.21    | 363.86    |
| AC3  | 2.420    | 2.210  | 11.58     | 1.87             | 227.02    | 358.52    |
| AC4  | 2.220    | 2.155  | 13.79     | 1.90             | 213.64    | 355.26    |
| AC5  | 2.201    | 2.125  | 14.98     | 1.85             | 213.40    | 356.28    |

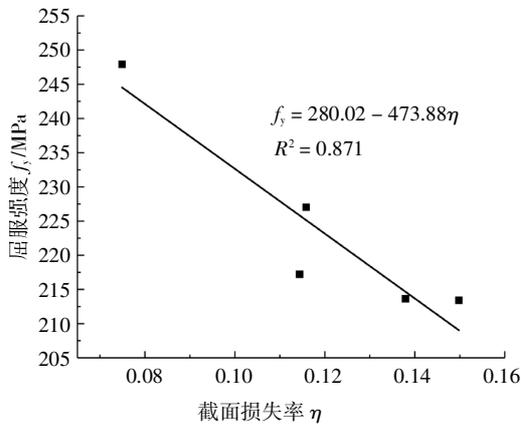


图3 屈服强度退化规律

Fig.3 Yield strength degradation law

锈损试件表面粗糙不平,较薄处应力发展较快,导致截面应力分布不均匀是钢材力学性能退化的主要原因.其次冷加工改变了钢材的力学性能,虽提高了钢材的强度,但同时降低了钢材的延性,使其力学性能更易受到锈蚀的影响.

1.2 试件设计

为消除整体屈曲的影响,短柱的长度不宜过长,但也不宜过短以免支座约束板件局部屈曲.参考美

国结构稳定研究文员的建议<sup>[21]</sup>,短柱的长度  $L$  应符合式(3)要求:

$$3b_{max} \leq L \leq 20i_{min} \quad (3)$$

式中: $b_{max}$  为板件的最大宽度; $i_{min}$  为截面主轴的最小回转半径.

为保证试件在加载过程中均匀受力,在试件两端焊接尺寸为  $240\text{ mm} \times 110\text{ mm} \times 10\text{ mm}$  的端板.试验前对试件截面尺寸进行测量,取4个测点的平均值,测量结果见表2.表中符号定义如图4所示,其中  $L$  为试件长度, $A$  为截面面积, $h$  为腹板高度, $b_1$ 、 $b_2$  为翼缘宽度, $a_1$ 、 $a_2$  为卷边宽度.

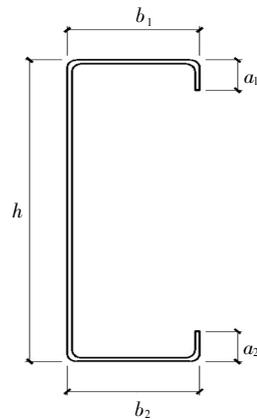


图4 试件截面

Fig.4 Specimen cross section

表2 试件尺寸实测值

Tab.2 Measured dimensions of the specimens

| 试件编号 | $L/mm$ | $A/mm^2$ | $h/mm$ | $b_1/mm$ | $b_2/mm$ | $a_1/mm$ | $a_2/mm$ |
|------|--------|----------|--------|----------|----------|----------|----------|
| AC1  | 698.00 | 829.53   | 193.25 | 62.50    | 64.75    | 14.17    | 14.96    |
| AC2  | 698.50 | 816.43   | 192.50 | 62.25    | 64.25    | 15.10    | 15.78    |
| AC3  | 697.50 | 831.87   | 197.50 | 64.50    | 62.25    | 15.09    | 14.79    |
| AC4  | 698.75 | 804.57   | 192.75 | 64.50    | 62.50    | 14.75    | 15.50    |
| AC5  | 699.50 | 799.34   | 192.75 | 64.00    | 62.75    | 15.58    | 14.35    |

1.3 厚度测量

锈损试件厚度的不均匀变化对轴压试件的屈曲位置和承载性能影响较大,因此需对试件进行厚度测量.将试件沿长度方向均匀分成14个截面,同一截面取11个测点(腹板5个测点、两侧翼缘各2个测点、两侧卷边各1个测点),然后采用精确度0.01 mm的超声波测厚仪测量各测点的厚度.试件厚度测量结果见表3,其中  $t_a$  为试件平均厚度, $\eta_a$  为试件平均厚度损失率, $C_v$  为厚度变异系数.

试件的锈蚀损伤指标采用平均厚度损失率  $\eta_a$  表征,  $\eta_a$  按式(4)计算:

$$\eta_a = \frac{t_0 - t_a}{t_0} \times 100\% \quad (4)$$

式中:  $t_0$  为未锈损试件原始厚度( $t_0 = 2.5 \text{ mm}$ ).

$C_v$  可体现出锈蚀后试件厚度的离散程度及锈蚀的不均匀程度, 按式(5)计算, 由表 3 可知随着  $\eta_a$  的增大,  $C_v$  逐渐增加.

$$C_v = \frac{\sigma}{t_a} \quad (5)$$

式中:  $\sigma$  为厚度测量结果的标准差.

表 3 厚度测量结果

Tab.3 Thickness measurement results

| 试件编号 | $t_a/\text{mm}$ | $\eta_a/\%$ | $C_v/\%$ |
|------|-----------------|-------------|----------|
| AC1  | 2.382           | 4.74        | 2.96     |
| AC2  | 2.336           | 6.55        | 2.70     |
| AC3  | 2.340           | 6.40        | 4.53     |
| AC4  | 2.307           | 7.72        | 6.95     |
| AC5  | 2.292           | 8.32        | 7.84     |

图 5 给出了腹板厚度沿试件长度方向的变化曲线, 其中  $t_w$  为腹板各截面 5 个测点的平均厚度, 将  $t_w$  最小值所对应的截面定义为腹板最薄弱处.

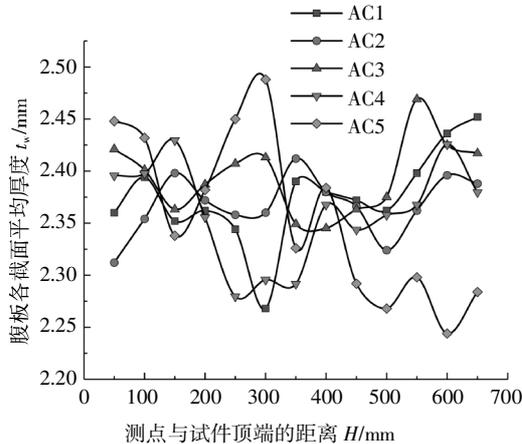


图 5 腹板厚度变化曲线

Fig.5 Variation curves of web thickness

### 1.4 测点布置

侧向位移计主要布置在中间高度处, 如图 6(a) 所示. 由于锈蚀的随机性, 锈损 C 形钢短柱屈曲位置不易确定, 为反映试件可能发生的局部屈曲变形, 在腹板中心线处增设 4 个侧向位移计, 如图 6(b) 所示. 为测量试件的轴向压缩位移, 上下端板形心各布置

一个轴向位移计, 编号分别为 12 和 13.

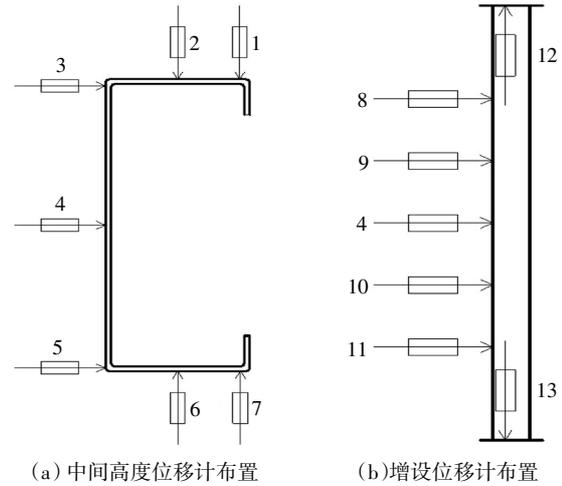


图 6 位移计布置

Fig.6 Arrangement of displacement transducers

为获得试件不同高度处的应力分布, 除在试件中间截面处布置应变片外, 另在距试件中间截面上下间隔 100 mm 和 200 mm 处增设 4 组应变片. 所有应变片均在 C 形钢内外侧对称布置, 应变片具体布置及编号如图 7 所示.

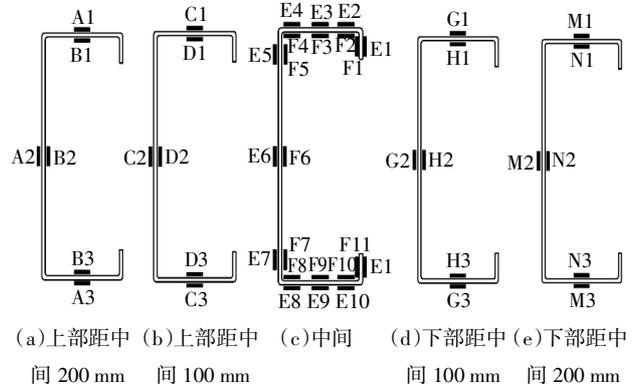


图 7 应变片布置

Fig.7 Arrangement of strain gauges

### 1.5 加载方案

试验采用单刀铰支座, 加载装置如图 8 所示. 试件安装时先进行几何对中, 然后加载至 0.15 ~ 0.5 倍预估极限荷载, 当试件 4 个角部应变的最大与最小值之比不超过 1.15 时, 物理对中满足要求. 对中结束后, 卸载至 1 kN, 然后开始正式逐级加载. 每级荷载不超过预估极限荷载的 5%, 当出现局部失稳或达到预估极限荷载的 80% 后, 荷载增量取值减小. 试验进入卸载阶段, 进行卸载曲线的测量, 当荷载降至极限荷载的 80% 时, 试验结束.

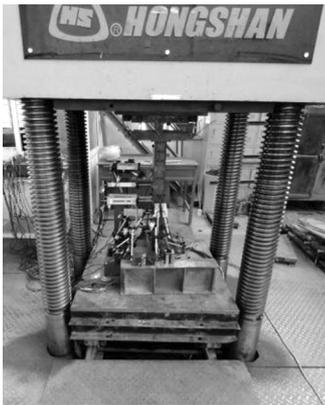


图8 加载装置  
Fig.8 Loading device

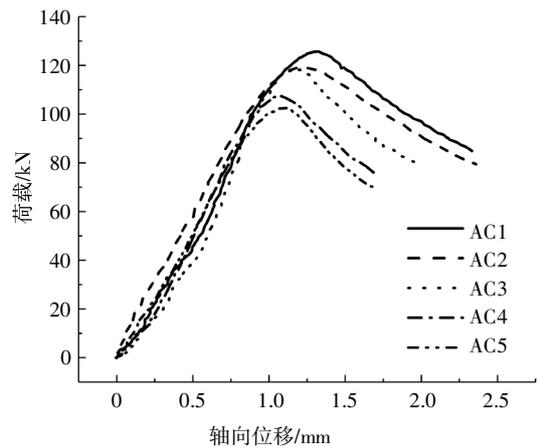


图10 荷载-轴向位移曲线  
Fig.10 Load-axial displacement curves

## 2 试验结果分析

### 2.1 试验现象

图9给出了试件的破坏模式.随着荷载的增加,腹板沿试件纵向出现3~4个半波的局部屈曲,半波长度约等于腹板宽度.当加载接近极限荷载时,腹板最薄弱处局部屈曲明显,最终破坏模式为腹板局部屈曲.在极限荷载之前,翼缘和卷边变形不明显;达到极限荷载之后,翼缘有轻微侧向位移.

由图9可知不同锈蚀程度试件的破坏模式均为腹板局部屈曲,但锈蚀会影响试件的屈曲位置,多数试件在腹板最薄弱处破坏.其中AC1、AC2、AC3和AC4在腹板最薄弱处附近破坏,AC5在腹板局部初始缺陷最大处破坏.

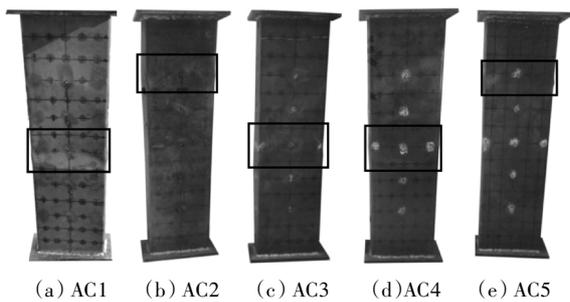


图9 破坏模式  
Fig.9 Failure modes

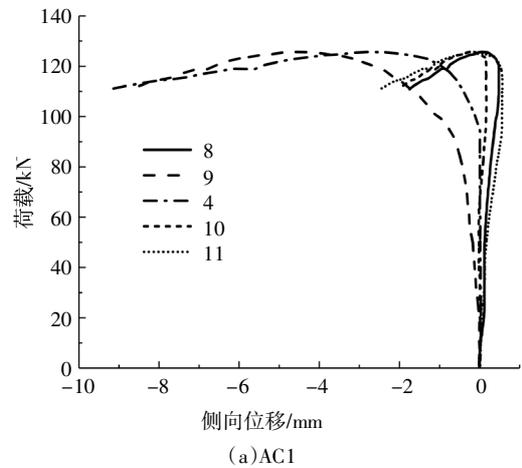
### 2.2 荷载-应变(位移)曲线

#### 2.2.1 荷载-轴向位移曲线

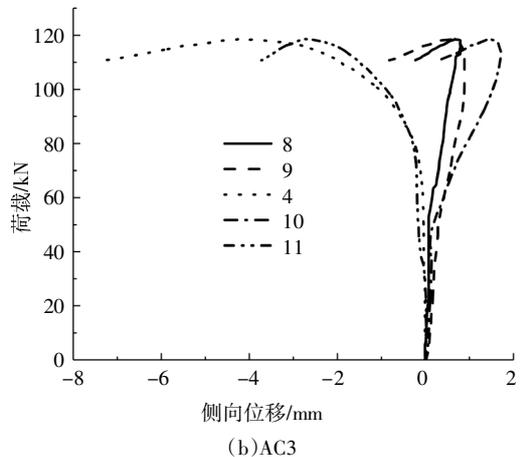
试验荷载-轴向位移曲线如图10所示.加载初期,荷载随位移的增加呈线性增长,加载至约极限荷载的80%时,曲线斜率显著降低.在曲线下降段,随着锈蚀率增大,荷载下降速率逐渐增加,表明试件锈蚀后塑性变形能力降低,延性变差.

#### 2.2.2 荷载-侧向位移曲线

腹板典型的荷载-侧向位移曲线如图11所示,侧向位移以内凹为负、外凸为正.从图11可看出部分曲线的侧向位移出现正值,主要原因是随着荷载的增加,腹板沿试件纵向出现多个局部屈曲半波,达到极限荷载后,侧向位移均变为负值.



(a)AC1



(b)AC3

图11 荷载-侧向位移曲线

Fig.11 Load-lateral displacement curves

为研究锈蚀对侧向位移发展的影响,图 12 给出了破坏位置处腹板的荷载-侧向位移曲线.由图 12 可知随着锈蚀率的增大,侧向位移的增长速率逐渐增加,主要原因是试件锈蚀越严重,腹板宽厚比越大,翼缘对腹板的约束作用降低,局部屈曲越容易发生,变形增长速率也逐渐增加.另外随着锈蚀率的增大,达到极限荷载时所对应的侧向位移逐渐增大,说明屈曲后变形发展较充分.

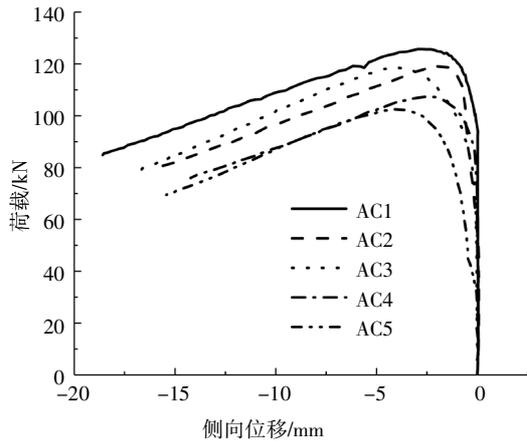
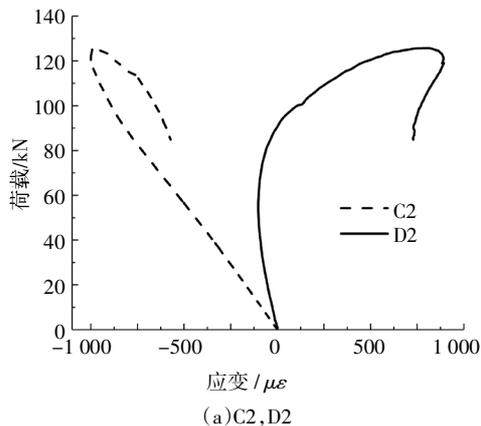


图 12 破坏位置处腹板的荷载-侧向位移曲线  
Fig.12 Load-lateral displacement curves of the web at the failure location

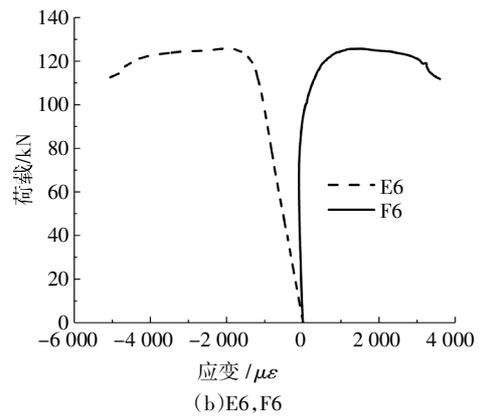
### 2.2.3 荷载-应变曲线

腹板典型的荷载-应变曲线如图 13、图 14 所示,拉应变为正,压应变为负.从图可看出腹板中心线处内外侧对称应变差别较大,且在加载后期因发生局部屈曲,应变差值逐渐增大并出现应变反向现象.

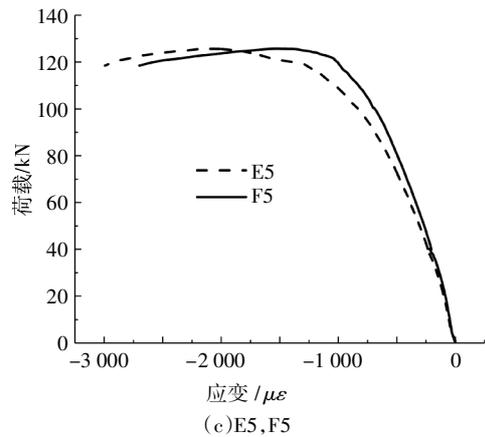
为研究锈蚀对应变发展的影响,图 15 给出了腹板与翼缘相交处的荷载-应变曲线,曲线横坐标分别取 E5 与 F5 的应变均值、E7 与 F7 的应变均值.由图 15 可知随着锈蚀率增大,应变的增长速率逐渐增加,主要原因是试件锈蚀后截面面积减小.



(a)C2, D2

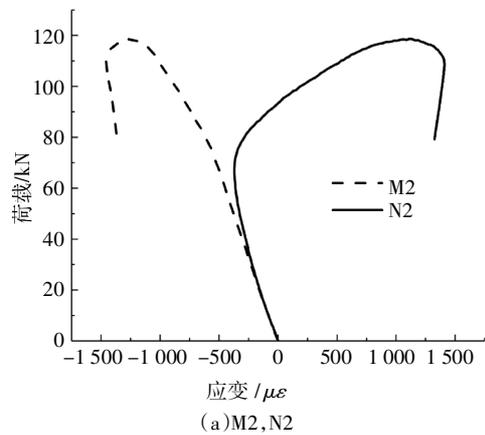


(b)E6, F6

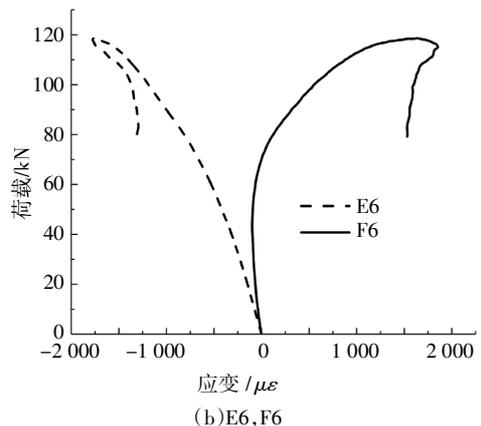


(c)E5, F5

图 13 腹板荷载-应变曲线(AC1)  
Fig.13 Load-strain curves of the web(AC1)



(a)M2, N2



(b)E6, F6

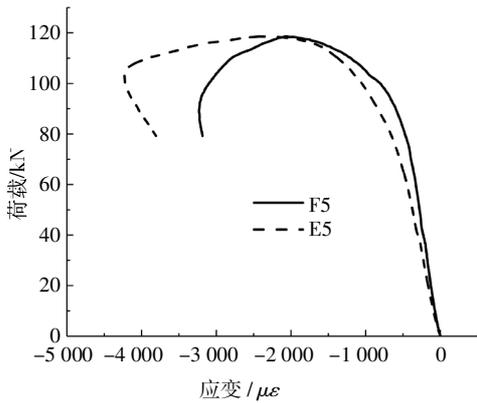
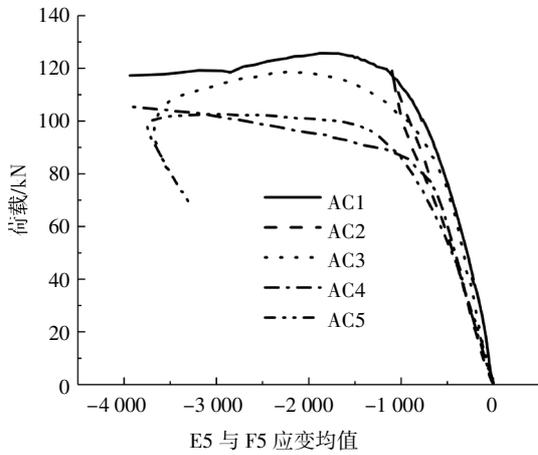
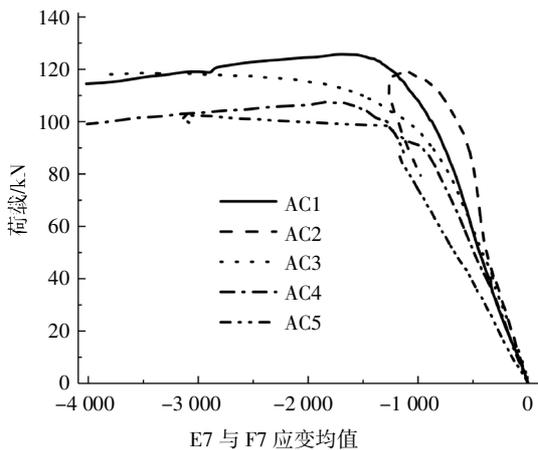


图 14 腹板荷载-应变曲线(AC3)

Fig.14 Load-strain curves of the web(AC3)



(a)腹板与翼缘 1 相交处荷载-应变曲线



(b)腹板与翼缘 2 相交处荷载-应变曲线

图 15 腹板与翼缘相交处荷载-应变曲线

Fig.15 Load-strain curves at the intersection of the web and flange

限于篇幅,文中仅给出了腹板典型的荷载-应变曲线及荷载-侧向位移曲线.翼缘和卷边内外侧应变差别较小,且在极限荷载之前未出现拉应变;翼缘的

侧向位移在达到极限荷载之前均小于 1.5 mm,且在试验过程中无明显畸变.

### 2.3 承载性能退化结果

表 4 给出了锈损轴压短柱的力学性能参数,其中  $\eta_a$  为试件平均厚度损失率;  $C_v$  为厚度变异系数;  $\Delta_u^0$  为极限位移;  $P_u^0$  为极限荷载;  $P_{cr}^0$  为临界屈曲荷载;  $\sigma_u^0$  为极限应力,按  $\sigma_u^0 = P_u^0/A$  计算,  $A$  为截面面积.

由表 4 可知极限位移  $\Delta_u^0$  和极限应力  $\sigma_u^0$  均随着平均厚度损失率  $\eta_a$  的增大而逐渐降低,说明锈蚀导致试件提前破坏,钢材强度得不到充分发挥.主要原因是锈蚀导致试件表面粗糙不平,厚度较薄处局部应力较大,当局部应力达到一定水平后试件即发生破坏,剩余截面的强度无法充分发展.

表 4 轴压短柱力学性能参数

Tab.4 Mechanical properties of short columns under axial compression

| 试件编号 | $\eta_a/\%$ | $C_v/\%$ | $\Delta_u^0/\text{mm}$ | $\sigma_u^0/\text{MPa}$ | $P_u^0/\text{kN}$ | $P_{cr}^0/\text{kN}$ | $P_u^0/P_{cr}^0$ |
|------|-------------|----------|------------------------|-------------------------|-------------------|----------------------|------------------|
| AC1  | 4.74        | 2.96     | 1.32                   | 151.53                  | 125.70            | 56.95                | 0.453            |
| AC2  | 6.55        | 2.70     | 1.22                   | 146.06                  | 119.25            | 33.15                | 0.278            |
| AC3  | 6.40        | 4.53     | 1.20                   | 142.69                  | 118.70            | 42.55                | 0.358            |
| AC4  | 7.72        | 6.95     | 1.09                   | 133.67                  | 107.55            | 61.15                | 0.569            |
| AC5  | 8.32        | 7.84     | 1.10                   | 128.36                  | 102.60            | 30.60                | 0.298            |

极限荷载  $P_u^0$  随着  $\eta_a$  的增大显著降低,当  $\eta_a$  从 4.74% 增加至 8.32% 时,  $P_u^0$  下降了 18.37%. 图 16 为  $P_u^0$  的退化曲线,可看出  $P_u^0$  随着  $\eta_a$  的增大呈线性下降趋势,下降速率  $k_1 = 660.95$ . 极限荷载下降如此之快的主要原因是锈蚀导致试件截面损失和钢材力学性能下降.

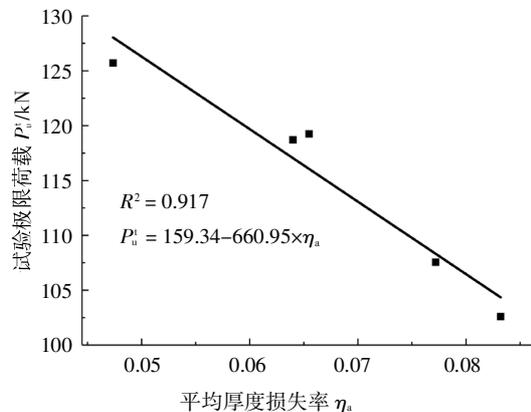


图 16  $P_u^0$  与  $\eta_a$  的关系

Fig.16 Relationship between  $P_u^0$  and  $\eta_a$

临界屈曲荷载  $P_{cr}^c$  根据应变反向准则确定<sup>[22]</sup>, 例: 图 14(a)中 N2 的最大压应变所对应的荷载即为  $P_{cr}^c$ .  $P_{cr}^c$  变化幅度较大, 约为  $P_u^c$  的 0.25 ~ 0.55 倍, 其与腹板的宽厚比和初始缺陷密切相关. 腹板局部初始缺陷越大, 则该位置更易发生屈曲; 锈蚀越严重, 试件越薄, 腹板宽厚比越大, 则临界屈曲应力越低.

试件的理论临界屈曲荷载  $P_{cr}^c = \sigma_{cr} A$ ,  $A$  为截面面积,  $\sigma_{cr}$  为腹板 (按四边简支的均匀受压板考虑) 的弹性临界屈曲应力, 按式 (6) 计算, 式中泊松比取  $\nu = 0.3$ , 弹性模量取  $E_s = 1.85 \times 10^5$  MPa, 腹板的弹性稳定系数取  $k_w = 4$ .

$$\sigma_{cr} = \frac{k_w \pi^2 E_s}{12(1 - \nu^2)(b/t_a)^2} \quad (6)$$

由式 (6) 可知, 锈蚀越严重, 腹板宽厚比  $b/t_a$  越大, 则弹性临界屈曲应力  $\sigma_{cr}$  越低, 临界屈曲荷载降幅越大. 经计算,  $P_{cr}^c/P_u^c$  的均值为 0.566, 说明将腹板简化为四边简支的均匀受压板将高估锈损试件的临界屈曲荷载, 究其原因因为锈蚀后腹板呈不均匀受压状态且翼缘对腹板的约束作用降低, 弹性稳定系数  $k_w$  宜适当减小.

### 3 极限荷载计算方法

《冷弯型钢结构技术规范》(征求意见稿) 的有效宽度法考虑了畸变屈曲对部分加劲板件受压稳定系数的影响, 弥补了现行规范<sup>[23]</sup> 的不足. 由于有效宽度法计算过程繁琐, 直接强度法 (DSM) 越来越受科研人员的青睐, 其采用全截面特性计算冷弯薄壁型钢的极限荷载, 并充分考虑了畸变屈曲的影响. 文献 [23] 第 1.0.3 条指出该标准未考虑受有侵蚀作用的冷弯型钢结构的特殊要求, 因此, 有效宽度法和直接强度法能否用于计算锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载还有待研究. 本文将考虑钢材力学性能退化和厚度折减对有效宽度法和直接强度法进行修正, 使其适用于计算锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载.

#### 3.1 有效宽度法

文献 [23] 中均匀受压板件的有效宽厚比按式 (7) 计算, 其中计算系数  $\rho$  按式 (8) 计算, 极限荷载按  $P_u^c = \varphi f_y A_e$  计算.

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{b}{t} \leq 18\alpha\rho \text{ 时, } \frac{b_e}{t} = \frac{b}{t} \\ 18\alpha\rho < \frac{b}{t} < 38\alpha\rho \text{ 时, } \frac{b_e}{t} = \left[ \sqrt{\frac{21.8\alpha\rho}{\frac{b}{t}} - 0.1} \right] \frac{b}{t} \\ \frac{b}{t} \geq 38\alpha\rho \text{ 时, } \frac{b_e}{t} = 25\alpha\rho \end{array} \right. \quad (7)$$

$$\rho = \sqrt{\frac{205k_1 k}{\sigma_1}} \quad (8)$$

式中:  $b$  为板件宽度;  $t$  为板件厚度;  $b_e$  为板件有效宽度;  $k$  为板件受压稳定系数;  $k_1$  为板组约束系数;  $\sigma_1 = \varphi f_y$ ,  $\varphi$  为轴心受压构件稳定系数,  $f_y$  为屈服强度.

若将试件平均厚度  $t_a$  与  $f_y$  代入计算公式, 得出的计算极限荷载  $P_{ui}^c$  见表 5,  $P_{ui}^c$  与  $\eta_a$  的关系见图 17. 文献 [24] 采用新修订的有效宽度法计算了 202 个未锈损的冷弯型钢轴压柱, 得出试验结果与计算结果的均值为 1.124, 但本文的  $P_{ui}^c/P_u^c$  均值为 0.990, 标准差为 0.034. 从图 17 可看出虽然  $P_{ui}^c$  也随着  $\eta_a$  的增大呈线性下降, 但其下降速率  $k_2 = 537.12$ , 比试验极限荷载的下降速率  $k_1 = 660.95$  要小很多.

表 5 有效宽度法计算结果对比

Tab.5 Comparison of calculation results of effective width method

| 试件编号 | $\eta_a/\%$ | $P_u^c/\text{kN}$ | $P_{ui}^c/\text{kN}$ | $P_{ui}^c/\text{kN}$ | $P_u^c/P_{ui}^c$ | $P_{ui}^c/P_u^c$ |
|------|-------------|-------------------|----------------------|----------------------|------------------|------------------|
| AC1  | 4.74        | 125.70            | 127.64               | 116.52               | 0.985            | 1.079            |
| AC2  | 6.55        | 119.25            | 114.02               | 102.24               | 1.046            | 1.166            |
| AC3  | 6.40        | 118.70            | 118.87               | 105.12               | 0.999            | 1.129            |
| AC4  | 7.72        | 107.55            | 110.07               | 95.73                | 0.977            | 1.123            |
| AC5  | 8.32        | 102.60            | 108.90               | 91.50                | 0.942            | 1.121            |
| 平均值  | —           | —                 | —                    | —                    | 0.990            | 1.123            |
| 标准差  | —           | —                 | —                    | —                    | 0.034            | 0.028            |

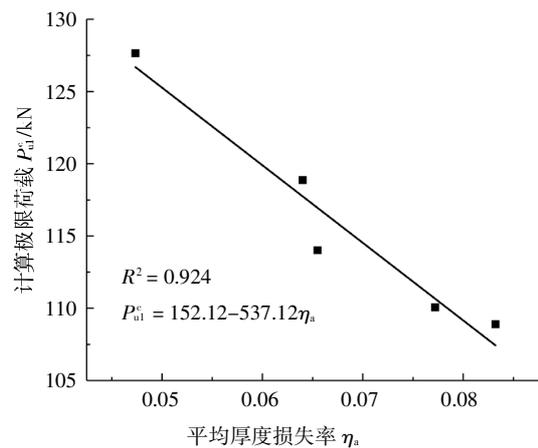


图 17  $P_{ui}^c$  与  $\eta_a$  的关系

Fig.17 Relationship between  $P_{ui}^c$  and  $\eta_a$

综上所述, 采用有效宽度法计算锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载时, 若按试件平均厚度进行计算将高估其承载力, 因此需考虑厚度不均匀变化对极

限荷载的影响。

文献[25]发现随着锈蚀率的增大,冷弯薄壁型钢的弹性模量  $E_s$  逐渐降低,但新修订的有效宽度法未考虑弹性模量变化对有效宽厚比的影响,式(7)默认钢材的弹性模量为  $2.06 \times 10^5$  MPa。文献[26]给出了有效宽度  $b_e$  的计算过程, $b_e$  与  $E_s$  的关系详见式(9),可看出  $b_e$  与  $\sqrt{E_s}$  成正比。为考虑弹性模量的降低对锈损试件极限荷载的影响,将式(10)代替式(7)计算有效宽厚比,其中  $E_0 = 2.06 \times 10^5$  MPa,  $E_s$  参照表 1 的实测结果。此外,为考虑锈损短柱的截面损失和厚度不均匀变化,将式(10)中的厚度  $t$  均按式(11)计算。

$$b_e = 0.9b \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} = 0.9b \sqrt{\frac{k_1 k \pi^2 E_s}{12(1-\nu^2)(b/t)^2} \cdot \frac{1}{f_y}} \quad (9)$$

$$\begin{cases} \frac{b}{t} \leq 18\alpha\rho \text{ 时, } \frac{b_e}{t} = \frac{b}{t} \\ 18\alpha\rho < \frac{b}{t} < 38\alpha\rho \text{ 时, } \frac{b_e}{t} = \left[ \sqrt{\frac{21.8\alpha\rho}{\frac{b}{t}} - 0.1} \right] \frac{b}{t} \sqrt{\frac{E_s}{E_0}} \\ \frac{b}{t} \geq 38\alpha\rho \text{ 时, } \frac{b_e}{t} = 25\alpha\rho \cdot \sqrt{\frac{E_s}{E_0}} \end{cases} \quad (10)$$

$$t = \frac{t_a}{1 + C_v} = \frac{t_0(1 - \eta_a)}{1 + C_v} \quad (11)$$

修正后有效宽度法得出的计算极限荷载  $P_{u1}^c$  见表 5,  $P_u^c/P_{u1}^c$  的均值为 1.123, 标准差为 0.028。图 18 给出了有效宽度法计算结果与试验结果的对比,可看出  $P_{u1}^c$  的下降速率为  $k_{r1} = 694.19$ , 与  $P_u^c$  的下降速率  $k_1 = 660.95$  比较接近。综上所述,修正后的有效宽度法能较好地预估锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载,并留有足够的安全储备。

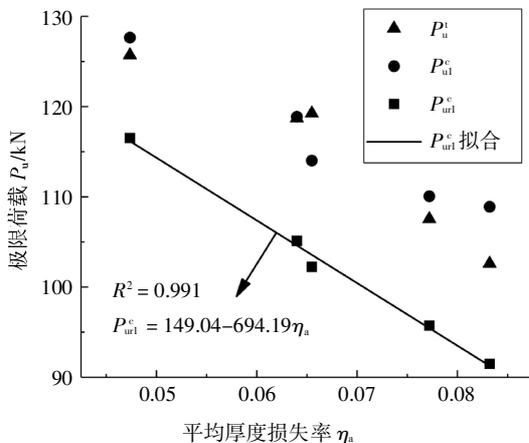


图 18 有效宽度法计算结果与试验结果对比  
Fig.18 Comparison of effective width method results and test results

### 3.2 直接强度法

《冷弯型钢结构技术规范》(征求意见稿)的附录给出了直接强度法计算轴压构件极限荷载的公式。局部与整体相关屈曲承载力应按式(12)计算:

$$N_{nl} = \begin{cases} N_{ne}, \lambda_1 \leq 0.847 \\ \left[ 1 - 0.10 \left( \frac{N_{cr1}}{N_{ne}} \right)^{0.36} \right] \left( \frac{N_{cr1}}{N_{ne}} \right)^{0.36} N_{ne}, \lambda_1 > 0.847 \end{cases} \quad (12)$$

式中:  $\lambda_1 = \sqrt{N_{ne}/N_{cr1}}$ ,  $N_{ne}$  为构件整体承载力,按式(13)计算;  $N_{cr1}$  为局部屈曲临界荷载,按式(14)计算。

$$N_{ne} = A \varphi f_y \quad (13)$$

$$N_{cr1} = A \sigma_{cr1} = A \frac{k_w \pi^2 E_s}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{h} \right)^2 \quad (14)$$

$$k_w = 7 - \frac{1.8 \frac{b}{h}}{0.15 + \frac{b}{h}} - 1.43 \left( \frac{b}{h} \right)^3 \quad (15)$$

式中:  $\sigma_{cr1}$  为弹性局部屈曲临界应力;  $k_w$  为腹板局部相关屈曲系数。

采用直接强度法计算锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载时,最重要的是计算  $N_{cr1}$ 。式(15)计算  $k_w$  时考虑了板组效应,目前尚无锈损试件板组效应的相关研究,因此修正后的直接强度法未考虑板组效应。另外,为考虑钢材力学性能下降的影响,屈服强度  $f_y$  和弹性模量  $E_s$  参照表 1 的实测结果;为考虑厚度不均匀变化对承载能力的降低,厚度  $t$  按式(11)计算。

图 19 给出了直接强度法计算结果与试验结果的对比,修正前后的计算结果见表 6 和表 7,其中  $P_{u2}^c$  为修正前的计算极限荷载,  $P_{u2}^c$  为修正后的计算极限荷载。  $P_u^c/P_{u2}^c$  的均值为 0.860, 标准差为 0.034;  $P_u^c/P_{u2}^c$  的均值为 1.045, 标准差为 0.026。因此,修正后的直

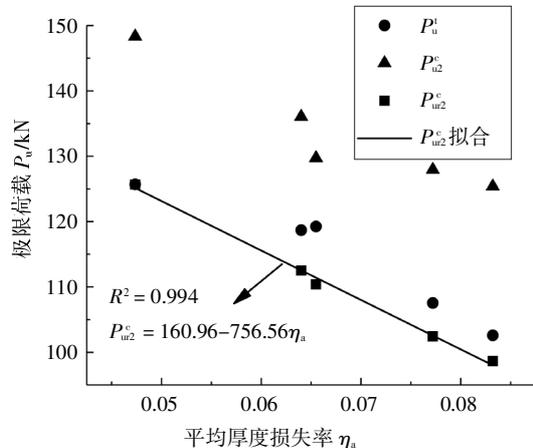


图 19 直接强度法计算结果与试验结果对比  
Fig.19 Comparison of direct strength method results and test results

接强度法能较好地预估锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载(强度曲线如图 20 所示),其安全性提高,计算结果离散程度减小.另从表 6 和表 7 可看出随着平均厚度损失率  $\eta_a$  的增大,试件的整体承载力  $N_{ne}$  和局部屈曲临界荷载  $N_{cr1}$  逐渐下降.修正后的  $N_{ne}$  和  $N_{cr1}$  减小,  $\lambda_1 = \sqrt{N_{ne}/N_{cr1}}$  增大,计算极限荷载  $P_{u2}^c$  降低.

表 6 修正前直接强度法的计算结果

Tab.6 Calculated results of direct strength method before modification

| 试件编号 | $\eta_a/\%$ | $P_u^i/\text{kN}$ | $N_{ne}/\text{kN}$ | $N_{cr1}/\text{kN}$ | $\lambda_1$ | $P_{u2}^c/\text{kN}$ | $P_u^i/P_{u2}^c$ |
|------|-------------|-------------------|--------------------|---------------------|-------------|----------------------|------------------|
| AC1  | 4.74        | 125.70            | 188.04             | 125.05              | 1.226       | 148.34               | 0.847            |
| AC2  | 6.55        | 119.25            | 163.15             | 111.17              | 1.211       | 129.73               | 0.919            |
| AC3  | 6.40        | 118.70            | 173.64             | 113.08              | 1.239       | 136.05               | 0.872            |
| AC4  | 7.72        | 107.55            | 158.48             | 113.14              | 1.184       | 127.94               | 0.841            |
| AC5  | 8.32        | 102.60            | 157.27             | 108.03              | 1.207       | 125.38               | 0.818            |
| 平均值  | —           | —                 | —                  | —                   | —           | —                    | 0.860            |
| 标准差  | —           | —                 | —                  | —                   | —           | —                    | 0.034            |

表 7 修正后直接强度法的计算结果

Tab.7 Calculated results of modified direct strength method

| 试件编号 | $\eta_a/\%$ | $P_u^i/\text{kN}$ | $N_{ne}/\text{kN}$ | $N_{cr1}/\text{kN}$ | $\lambda_1$ | $P_{u2}^c/\text{kN}$ | $P_u^i/P_{u2}^c$ |
|------|-------------|-------------------|--------------------|---------------------|-------------|----------------------|------------------|
| AC1  | 4.74        | 125.70            | 182.64             | 80.16               | 1.509       | 125.69               | 1.000            |
| AC2  | 6.55        | 119.25            | 158.85             | 71.82               | 1.487       | 110.40               | 1.080            |
| AC3  | 6.40        | 118.70            | 166.30             | 69.35               | 1.549       | 112.52               | 1.055            |
| AC4  | 7.72        | 107.55            | 148.74             | 65.45               | 1.508       | 102.44               | 1.050            |
| AC5  | 8.32        | 102.60            | 146.08             | 60.58               | 1.553       | 98.66                | 1.040            |
| 平均值  | —           | —                 | —                  | —                   | —           | —                    | 1.045            |
| 标准差  | —           | —                 | —                  | —                   | —           | —                    | 0.026            |

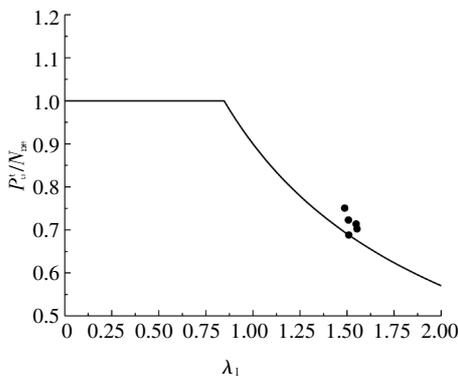


图 20 强度曲线

Fig.20 Strength curve

### 4 结 论

1)锈蚀导致冷弯薄壁 C 形钢的力学性能退化,屈服强度  $f_y$  随着锈蚀率的增大呈线性下降趋势,应力-应变曲线主要表现为弹性阶段变短、屈服点下降和屈服平台变短甚至消失.

2)锈损 C 形钢轴压短柱的平均厚度损失率  $\eta_a$  小于 10%时,试件的破坏模式为腹板局部屈曲.试件锈蚀后腹板表面粗糙不平,局部屈曲多发生在腹板最薄弱处.

3)锈损 C 形钢轴压短柱的侧向位移和应变的增长速率随着锈蚀率的增大而逐渐增加,且锈蚀越严重,腹板宽厚比越大,局部屈曲变形越充分,屈曲后荷载与极限荷载的比值有增大趋势.

4)锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载、极限位移和极限应力均随着平均厚度损失率的增大逐渐下降,其中极限荷载呈线性下降趋势.

5)考虑钢材力学性能退化并利用厚度折减修正的有效宽度法和直接强度法均能较好地预估锈损 C 形钢轴压短柱的极限荷载,但修正后的直接强度法更接近试验结果,修正后的有效宽度法偏于保守.

### 参考文献

[1] 张中权.冷弯薄壁型钢结构设计手册[M].北京:中国建筑工业出版社,1996:2—4.  
ZHANG Z Q. Design manual for cold-formed thin-walled steel structures [M]. Beijing: China Building Industry Press, 1996:2—4. (In Chinese)

[2] 李元齐,徐厚军.我国冷弯型钢结构发展现状及展望[J].建筑结构,2019,49(19):91—101.  
LI Y Q, XU H J. Research and development of cold-formed steel structures in China[J]. Building Structure, 2019, 49(19):91—101. (In Chinese)

[3] 彭雄,杨娜,王彬,等.冷弯卷边槽钢轴压屈曲机理试验与数值研究[J].湖南大学学报(自然科学版),2013,40(8):34—39.  
PENG X, YANG N, WANG B, et al. Experimental research and simulation on lipped channel under axial compression [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2013, 40 (8): 34—39. (In Chinese)

[4] 史炜洲,童乐为,陈以一,等.钢材腐蚀对住宅钢结构性能影响的评估[J].建筑结构,2013,43(16):88—92.  
SHI W Z, TONG L W, CHEN Y Y, et al. Assessment of influence of steel corrosion on behavior of residential steel structures [J]. Building Structure, 2013, 43(16):88—92. (In Chinese)

[5] 邱斌,徐善华.锈蚀钢板力学性能的退化规律[J].机械工

- 料, 2014, 38(10):60—63.
- QIU B, XU S H. Deterioration law of mechanical properties of corroded steel plates [J]. *Materials for Mechanical Engineering*, 2014, 38(10):60—63. (In Chinese)
- [6] 易伟建, 雷国强. 锈蚀钢筋混凝土偏心受压柱承载力试验研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2008, 35(3):6—10.
- YI W J, LEI G Q. Experimental research on the bearing capacity of corroded reinforced concrete columns [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2008, 35(3):6—10. (In Chinese)
- [7] 聂彪, 徐善华. 冷弯薄壁型钢腐蚀研究现状及展望[J]. *太原理工大学学报*, 2019, 50(6):743—748.
- NIE B, XU S H. Research status and prospect of cold-formed steel corrosion [J]. *Journal of Taiyuan University of Technology*, 2019, 50(6):743—748. (In Chinese)
- [8] 张世骥, 赵东拂, 辛坤涛, 等. 2 mm厚冷弯薄壁型钢腐蚀后材料力学性能研究[J]. *工业建筑*, 2016, 46(4):114—119.
- ZHANG S J, ZHAO D F, XING K T, *et al.* Study on material mechanical performance of corroded cold-formed 2 millimetre thin-walled steel [J]. *Industrial Construction*, 2016, 46(4):114—119. (In Chinese)
- [9] 徐善华, 李柔, 苏超, 等. 锈损冷弯薄壁型钢材料力学性能试验[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2018, 50(12):74—80.
- XU S H, LI R, SU C, *et al.* Mechanical property tests on cold-formed thin-walled steel materials with rust loss [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2018, 50(12):74—80. (In Chinese)
- [10] XU S H, ZHANG Z X, LI R, *et al.* Effect of cleaned corrosion surface topography on mechanical properties of cold-formed thin-walled steel [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 222:1—14.
- [11] 徐善华, 王皓, 薛南. 锈蚀钢材偏心受压钢柱承载性能退化规律[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2016, 48(6):157—163.
- XU S H, WANG H, XUE N. Deterioration law of bearing properties for corroded eccentric steel columns [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2016, 48(6):157—163. (In Chinese)
- [12] KARAGAH H, SHI C, DAWOOD M, *et al.* Experimental investigation of short steel columns with localized corrosion [J]. *Thin-Walled Structures*, 2015, 87:191—199.
- [13] XU S H, ZHANG Z X, QIN G C. Study on the seismic performance of corroded H-shaped steel columns [J]. *Engineering Structures*, 2019, 191:39—61.
- [14] BEAULIEU L V, LEGERON F, LANGLOIS S. Compression strength of corroded steel angle members [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2010, 66(11):1366—1373.
- [15] 史炜洲, 童乐为, 陈以一, 等. 腐蚀对钢材和钢梁受力性能影响的试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2012, 33(7):53—60.
- SHI W Z, TONG L W, CHEN Y Y, *et al.* Experimental study on influence of corrosion on behavior of steel material and steel beams [J]. *Journal of Building Structures*, 2012, 33(7):53—60. (In Chinese)
- [16] SHARIFI Y, RAHGOZAR R. Remaining moment capacity of corroded steel beams [J]. *International Journal of Steel Structures*, 2010, 10(2):165—176.
- [17] NIE B, XU S H, WANG Y D. Time-dependent reliability analysis of corroded steel beam [J]. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 2020, 24:255—265.
- [18] WANG H, XU S H, LI A B, *et al.* Experimental and numerical investigation on seismic performance of corroded welded steel connections [J]. *Engineering Structures*, 2018, 174:10—25.
- [19] CASCINI L, PORTIOLI F, LANDOLFO R. Probabilistic time variant assessment of thin-walled steel members under atmospheric corrosion attack [J]. *Journal of Civil Engineering and Management*, 2014, 20(3):404—414.
- [20] 金属材料拉伸试验第1部分:室温试验方法:GB/T 228.1—2010 [S]. 北京:中国标准出版社, 2010:1—19.
- Metallic materials—tensile testing—Part 1: Method of test at room temperature: GB/T 228.1—2010* [S]. Beijing: Standards Press of China, 2010:1—19. (In Chinese)
- [21] GALAMBOS T V. Guide to stability design criteria for metal structures [M]. 5th ed. New York: John Wiley and Sons, 1998:78—143.
- [22] 王春刚. 单轴对称冷弯薄壁型钢受压试件稳定性分析试验研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2007:26—32.
- WANG C G. Stability behavior analysis and experimental study on singly-symmetric cold-formed thin-walled steel members under compression loading [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2007:26—32. (In Chinese)
- [23] 冷弯薄壁型钢结构技术规范:GB50018—2002 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2002:18—34.
- Technical code of cold-formed thin-wall steel structures: GB50018—2002* [S]. Beijing: China Planning Press, 2002:18—34. (In Chinese)
- [24] 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.
- WANG C G, KONG D L, ZHANG Y C. 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. (In Chinese)
- [25] NIE B, XU S H, YU J, *et al.* Experimental investigation of mechanical properties of corroded cold-formed steels [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 162:1—12.
- [26] 陈绍蕃. 钢结构设计原理 [M]. 4版. 北京: 科学出版社, 2016:384—398.
- CHEN S F. Principles of steel structure design [M]. 4th ed. Beijing: Science Press, 2016:384—398. (In Chinese)