

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2024.097



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



腐蚀钢柱轴压极限强度损失计算方法

桑笑晗, 杨霞, 李杨, 陈琳, 孔庆钊

(同济大学土木工程防灾国家重点实验室; 结构防灾减灾工程系, 上海 200092)

摘要:为研究 Q345 级 H 型钢柱在点蚀后的轴压性能, 通过理论推导和数值模拟相结合的方法, 提出一种计算点蚀后 H 型钢柱在轴压作用下的极限强度损失计算方法。基于理论推导, 提出点蚀后 H 型钢柱极限强度损失的计算方法, 并采用经试验验证的有限元模型开展参数分析。为了更深入地探究随机点蚀的尺寸和位置对柱强度损失的影响, 建立点蚀坑的贡献函数, 量化单个点蚀坑对柱强度损失的影响。同时, 通过引入相互作用系数来反映点蚀坑之间的相互作用效应, 更全面地考虑点蚀坑的相对大小、距离和角度。最后, 构建一组考虑点蚀坑随机性的有限元模型, 对提出的计算方法进行进一步可行性验证。结果表明, 该方法能够有效预测点蚀后 H 型钢柱的极限强度损失。

关键词: 腐蚀钢柱; 点蚀; 极限强度; 强度损失; 计算方法; 数值模拟

中图分类号: TU391 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2026)05-0246-11

A computational method for estimation of ultimate strength loss of the corroded steel column under axial compression

SANG Xiaohan, YANG Xia, LI Yang, CHEN Lin, KONG Qingzhao

(State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering; Department of Disaster Mitigation for Structures, Tongji University, Shanghai 200092, P. R. China)

Abstract: This paper aims to investigate the axial compression performance of Q345-grade H-shaped steel columns after pitting corrosion. By combining theoretical derivation with numerical simulation, a method is proposed for calculating the loss of ultimate strength of H-shaped steel columns under axial compression after pitting corrosion. The study begins with axial compression tests on Q345-grade H-shaped steel columns to obtain baseline data, which are then used to validate the finite element model. This method is then validated through numerical simulations to ensure its accuracy and reliability. To further explore the impact of random pit size and location on the strength loss of the columns, a contribution function is established, quantifying the influence of individual pits on strength loss. Additionally, by introducing an interaction coefficient, the mutual interaction effects between pits are reflected, taking into account the relative size, distance, and angle of the pits more comprehensively. Finally, a series of finite element models incorporating randomly distributed pits is

收稿日期: 2024-08-19

基金项目: 国家自然科学基金(52308327)

作者简介: 桑笑晗(1996-), 男, 博士生, 主要从事损伤结构评估研究, E-mail: 2011514@tongji.edu.cn。

杨霞(通信作者), 女, 博士生, E-mail: xiay@tongji.edu.cn。

Received: 2024-08-19

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (No. 52308327)

Author brief: SANG Xiaohan (1996-), PhD candidate, main research interest: damaged structure analysis, E-mail: 2011514@tongji.edu.cn.

YANG Xia (corresponding author), PhD candidate, E-mail: xiay@tongji.edu.cn.

developed, and the finite element results are compared with the predictions of the proposed method to evaluate its applicability. Results indicate that this method can effectively predict the loss of ultimate strength in H-shaped steel columns after pitting corrosion, providing important theoretical support for related engineering applications.

Keywords: corroded steel column; pitting corrosion; ultimate strength; strength loss; computational method; numerical simulation

随着建筑领域对结构性能要求的日益提升,钢结构以其独特的优势在大型地标性建筑项目中得到了广泛应用^[1-2]。然而,长期暴露于侵蚀环境中,使得腐蚀问题成为钢构件面临的主要威胁之一^[3-4]。钢材腐蚀除了带来昂贵的维护成本外,还可能导致结构安全隐患。

在腐蚀过程中,均匀腐蚀和点蚀是两种主要腐蚀类型^[5]。均匀腐蚀和点蚀均会导致钢构件极限强度的极大损失,尤其是点蚀,由于应力集中效应,更容易对钢结构造成严重危害^[6-8]。Li等^[9]考虑随机点蚀形态,对点蚀钢管混凝土短柱的轴压和压弯性能进行有限元分析发现,与整体腐蚀相比,点蚀会导致构件力学性能出现更为严重的退化。李建伟等^[10]对点蚀钢管混凝土柱的轴压性能开展了有限元分析,对比了随机点蚀和均匀局部腐蚀对钢管混凝土柱轴压性能的影响,结果表明,点蚀深度概率分布对构件轴压性能的影响可以忽略,相比均匀腐蚀,点蚀对承载力影响更大。鉴于点蚀损伤的随机特性,如何准确评估其对钢构件性能的影响成为亟待解决的关键问题。

近年来,围绕点蚀对钢构件极限强度影响的研究日益深入,采用实验与数值模拟相结合的方法,涵盖了不同截面类型的钢板、热轧及焊接构件^[11-17]。数值模型通常将点蚀简化为具有特定形状的有限元模型,如长方体、圆锥形、圆柱形及半球形等,深入探讨了点蚀坑的形状、尺寸、数量及分布对性能的影响^[18-22]。研究表明,点蚀显著降低了钢构件的极限强度,且点蚀坑的分布模式对强度退化具有显著作用。然而,当前研究多聚焦于特定钢种与截面尺寸,对点蚀随机性及其他截面形状钢构件的探讨尚显不足^[23]。

为了精准建立腐蚀损伤与力学性能退化之间的联系,研究者们提出了多种腐蚀程度评估参数,如钢板厚度等,但其难以全面反映点蚀特征^[24-26]。随后,诸如点蚀强度(DOP)、点蚀体积度(DOV)、点蚀深度及最大截面积损失等参数相继问世,其中DOV综合考虑了点蚀区域与深度,更为合理,因为钢构件的机械性能深受点蚀深度的影响^[27-34]。笔者通过控制DOV参数来考虑随机蚀坑对构件极限强

度的影响。

首先,通过对比完好的与含点蚀坑的H型Q345钢柱的轴向加载试验,获取破坏模式及荷载-位移曲线数据;随后,建立有限元模型,并通过实验验证其准确性;进而详细阐述计算方法的基本原理,并通过多组有限元分析,深入探讨单个点蚀坑对钢柱强度损失的贡献,同时考虑点蚀坑间的相互作用效应,对计算方法进行优化;最后,构建包含随机点蚀坑的有限元模型,进一步验证计算方法的可行性与有效性。

1 轴压试验

1.1 试件准备

完整试件A1和点蚀试件A2焊接H型钢柱的设计、加工和轴向加载如表1所示。试件几何形状相同,如图1所示,试件长细比为46.17。点蚀试件上共分布94个圆柱形点蚀坑,每个翼缘板34个,腹板26个,如图2所示。点蚀坑的半径为12 mm,深度为3 mm。

表 1 试验样本参数

Table 1 Test sample parameters

试件	横截面	L/mm	工况	F_u/kN
A1	I:100 × 100 × 8	1 120	完整	651.50
A2	I:100 × 100 × 8	1 120	点蚀	571.50

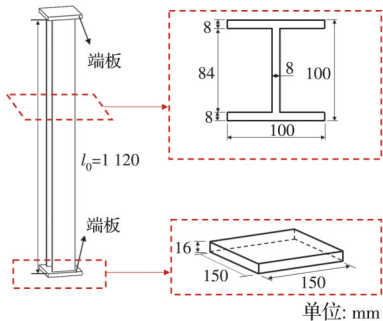


图 1 试件的几何形状

Fig. 1 Specimen geometry

材料为Q345级H型钢柱,对其进行标准材性试验,获得了材料性能参数。其应力-应变曲线如图3所示,弹性模量为193 966 MPa,屈服应力为375 MPa,抗拉强度为527 MPa。

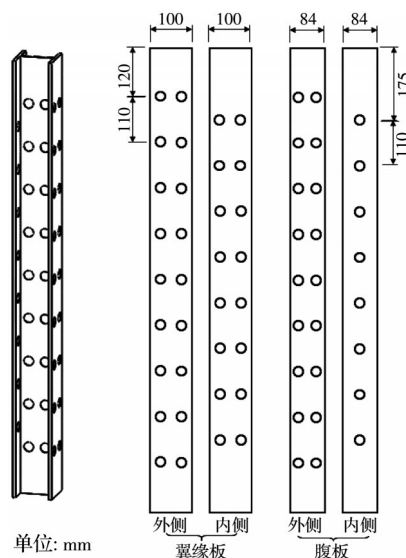


图 2 试件 A2 的点蚀分布

Fig. 2 Pitting distribution on specimen A2

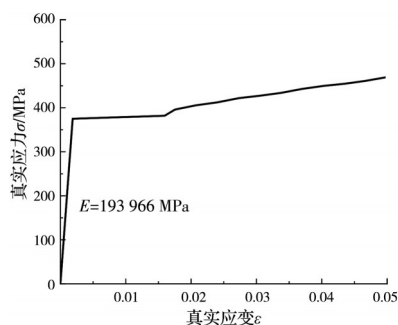


图 3 钢材的真实应力-应变曲线

Fig. 3 Real stress-strain curve of steel

1.2 测试装置和加载方案

轴压试验采用万能试验机进行,试验装置如图 4 所示。采用一对铰支座,试件可绕弱轴旋转。采用 2 个 LVDT 监测轴向位移。采用分阶段控制方法,在达到峰值负载点前采用力控制模式,以 0.5 kN/s 的速率施加荷载。当试件达到峰值负载时,切换至位移控制,以 0.2 mm/min 的速率继续加载。当负载下降到峰值负载的 80% 以下时,测试终止。

1.3 试验现象及结果

在加载过程中,完整试件 A1 与点蚀试件 A2 显示出相似的试验现象,载荷均随轴向位移的增加而呈清晰的线性增长趋势。当这一载荷接近峰值荷载的 85% 临界点时,试件开始呈现显著的整体屈曲现象,标志着材料即将达到其承载能力的极限。随后,试件的横向挠度迅速加剧,而与此同时,所承受的荷载则急剧下降,直至试验最终结束。在这一过程中,沿着试件弱轴方向发生了明显的整体屈曲破坏模式,如图 5 所示,展示了试件在极端条件下的失效形态。在整个试验期间,无论是完整试样 A1 还是点蚀试样 A2,均未观察到显著的局部变形迹象,

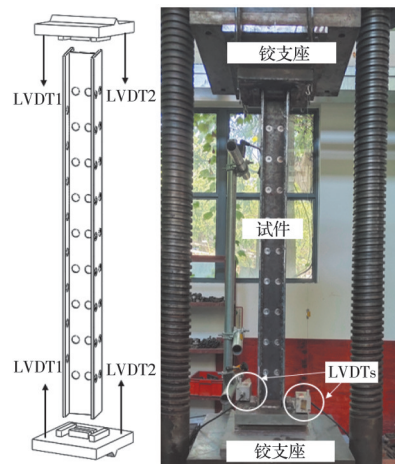


图 4 试验装置

Fig. 4 Experimental setup

表明两者在宏观层面上的失效模式具有一致性,而点蚀对试件整体屈曲行为的影响可能主要体现在对峰值荷载及后续承载能力上。

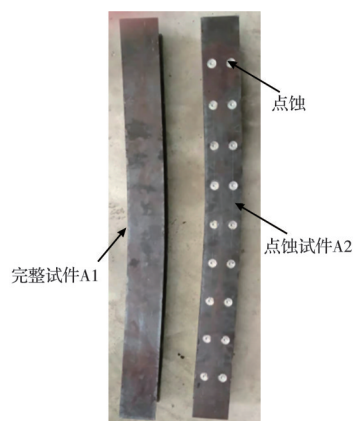


图 5 试件的破坏模式

Fig. 5 Failure mode of specimens

荷载-位移曲线如图 6 所示,各试件的峰值荷载 F_u 见表 1,试件 A2 的极限强度损失率为 12.28%。

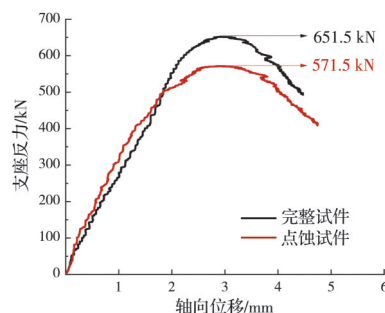


图 6 荷载-位移曲线

Fig. 6 Load-displacement curves

2 有限元模型

2.1 建模策略

首先,在 SOLIDWORKS 软件中建立试样 A1 和 A2 的几何模型。对每个几何模型施加初始几何

缺陷,沿弱轴进行初始弯曲,最大挠度为 $l_0/1\,000$ 。然后将建立的几何模型导入ANSYS软件中,进行有限元模型分析。

在数值模拟中,采用八节点单元(SOLID185)。端板作为刚体处理。由于点蚀坑的形状为圆柱形,故采用曲率网格法,曲率角设为 30° ,单元尺寸为8 mm,如图7所示。材料采用双线性本构模型,关键材料参数由上述试件试验得出,如图8所示。其中,弹性模量 E 为193 966 MPa,泊松比为0.3,屈服应力 f_y 为375 MPa,切线模量 E_t 为3 040 MPa。

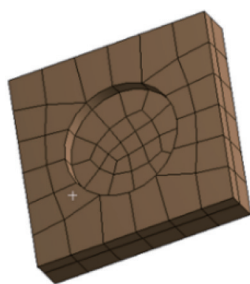


图7 点蚀坑的网格划分

Fig. 7 Grid division of pitting pits

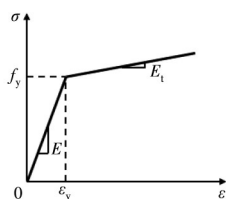


图8 Bilinear 本构模型

Fig. 8 Bilinear constitutive model

边界条件和载荷均施加于端板上。对于上端板,允许其绕弱轴自由旋转并释放纵向位移。底端板除了绕弱轴的旋转自由度外,其余所有自由度均被完全约束。在加载方式上,采用轴向压缩位移直接作用于顶端板的方法,通过控制位移来实现对试件的加载。采用位移收敛准则作为判定标准,其优势在于能够轻松超越峰值点,从而捕捉到试件从弹性到塑性直至破坏的全过程。收敛容差设定为小于0.5%。

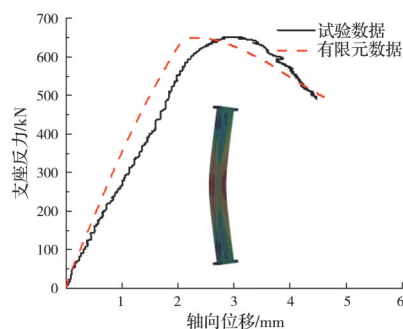
2.2 有限元模型验证

为了验证建模策略,对试件A1和A2的轴压特性进行仿真。有限元分析得到的荷载-位移曲线与试验结果的对比如图9所示。由图9可以看出,有限元曲线与试验曲线吻合较好,尤其是极限强度曲线,表明建模策略合理,可用于进一步的研究。

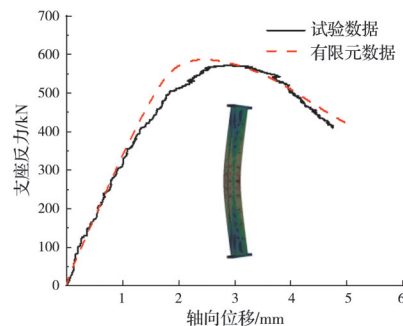
3 计算模型的建立

3.1 模拟组设置

为研究随机点蚀坑对轴压下H型钢柱极限强



(a) 试件A1



(b) 试件A2

图9 试验与有限元荷载-位移曲线的对比

Fig. 9 Comparison of load-displacement curves between test and finite element results

度的影响,考虑点蚀发生位置、蚀坑尺寸以及深度的随机性,建立41个含点蚀坑H型钢柱的有限元模型和1个完整H型钢柱模型。根据点蚀坑参数的不同,将模型分为7组,分别为A、B、C、D、E、F、G组,所有模型的尺寸均与试验试件A1相同。任何情况下点蚀坑的半径与深度之比保持恒定,为4:1。

A组共7个模型,每个模型沿截面均匀分布15个点蚀坑,每个坑的半径为12 mm,如图10(a)所示。模型的唯一变量为纵向位置($l_0=50, 140, 224, 280, 336, 448, 560$ mm),取值范围为 $0.05l_0 \sim 0.5l_0$ 。

B组和C组的点蚀半径不同,从4 mm到12 mm不等。在两组模型中,点蚀坑均位于柱跨中,其中, $y=0.5l_0$,如图10(b)所示。B组沿翼缘板均匀分布10个坑,C组沿腹板均匀分布5个坑。

D组~F组主要探讨两点蚀坑的交互作用效果。在每个模型的翼缘跨中处均有2个点蚀坑,定义两个点蚀坑的角度为 θ 、距离比为 μ_1 、半径比为 μ_2 ,如图10(d)所示。根据对称性, $0 \leq \theta \leq \pi/2$ 。此外,当 $\mu_1=1$ 时,两个坑相互接触。每组只有一个参数改变,而另外两个参数不变。具体来说,在D组, $\mu_1=1.5, \mu_2=1, \theta$ 从0到 $\pi/2$ 。E组中 $\theta=\pi/2, \mu_2=1, \mu_1$ 的范围为1~2.25。F组中 $\theta=\pi/2, \mu_1=1.5, \mu_2$ 的取值范围为0.67~1.33。

根据 θ 、 μ_1 、 μ_2 的不同,G 组分为 4 种情况,各参数的具体取值如图 10(e)所示。每种情况建立 2 个模型,每个模型的翼缘板上都有 2 个点蚀坑。在任何情况下,对于第 1 个模型,点蚀坑都位于翼缘板的同一侧,而对于第 2 个模型,点蚀坑都位于相对的一侧,如图 10(e)所示。

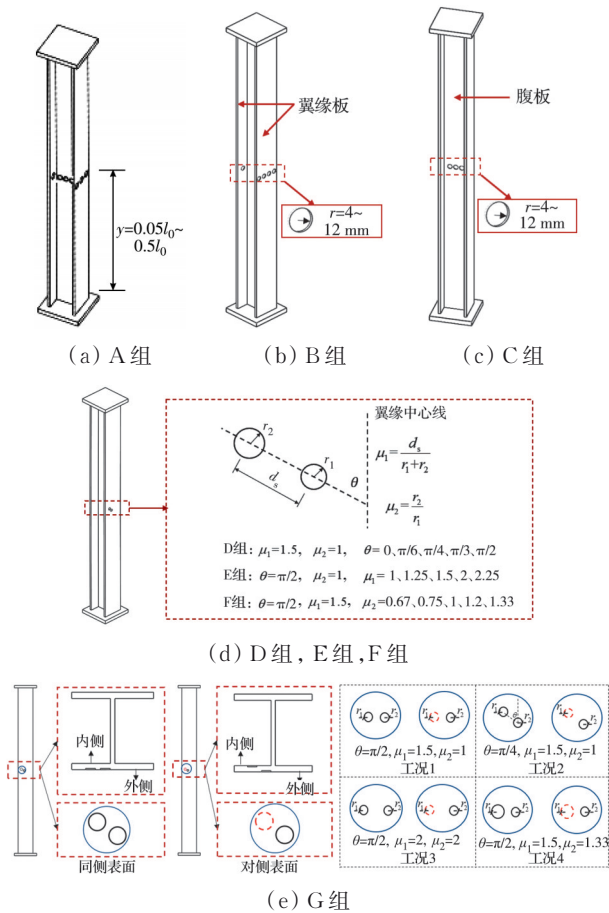


图 10 各组试件的点蚀分布

Fig. 10 Pitting corrosion distribution of each group of specimens

3.2 计算方法的基本原理

在钢柱遭受腐蚀影响的情况下,若仅存在一个孤立的点蚀坑,则其强度损失直接且完全归因于这一单点蚀坑的存在。然而,当多个点蚀坑并存时,点蚀坑之间会产生相互影响效应,进一步加剧柱体整体强度的下降。柱体的总强度损失并非各点蚀坑独立影响的简单加和,而需要综合考虑各点蚀坑在相互作用下对强度的真实、累积贡献。这一计算原理构成了评估多点蚀钢柱强度损失的基础,其数学表达式如式(1)所示,有效地量化了在考虑坑间相互作用前提下每个点蚀坑对柱体强度降低的具体贡献,并实现了这些贡献的叠加计算。

$$\eta = \sum C_i \tag{1}$$

式中: η 为极限强度损失率; C_i 为考虑坑间相互作用

后第 i 个坑对强度损失率的真实贡献。

3.3 单个点蚀坑的贡献函数

对于轴压下有点蚀坑的柱,贡献函数定义为极限强度损失与单个点蚀坑参数的关系,如式(2)所示。其中,贡献函数可分为两个分量,即点蚀坑位置分量和点蚀坑尺寸分量,分别反映了单个点蚀坑位置和单坑尺寸对强度损失的独立影响。

$$C_{i0}(y,r) = C_{i,loc}(y) \times C_{i,R}(r) \tag{2}$$

式中: $C_{i0}(y,r)$ 为第 i 个坑的贡献函数; $C_{i,loc}(y)$ 为 $C_{i0}(y,r)$ 点蚀坑的位置分量; $C_{i,R}(r)$ 为 $C_{i0}(y,r)$ 点蚀坑的尺寸分量; y 为第 i 个坑的纵坐标; r 为第 i 个坑的半径。

3.3.1 点蚀位置分量 $C_{i,loc}(y)$

采用 A 组结果测定 $C_{i,loc}(y)$,得到各模型的极限强度,并计算强度损失率 η_A ,如表 2 所示。然后通过式(3)来确定每个模型的 $C_{i,loc}$ 值。忽略点蚀坑截面位置和点蚀坑相互作用的影响, $C_{i,loc}$ 的结果如图 11 所示。 $C_{i,loc}$ 与 y 的关系由式(4)二次拟合,根据对称性,可以画出完整的规律曲线,如图 11 所示。由图 11 可知,当点蚀坑位于试件末端时($y=0$),可认为其不影响柱的极限强度。

$$C_{i,loc} = \frac{\eta_A}{\eta_{0.5l_0}} \tag{3}$$

$$C_{i,loc} = -4\left(\frac{y}{l_0}\right)^2 + 4\frac{y}{l_0} \tag{4}$$

式中: η_A 为 A 组各模型的强度损失率; $\eta_{0.5l_0}$ 为点蚀坑位于跨中时的强度损失率, $y=0.5l_0$ 。

表 2 A 组各模型的总强度损失率

Table 2 Total strength loss rate of each model in Group A

y	$\eta_A/\%$	y	$\eta_A/\%$
$0.5l_0$	8.66	$0.2l_0$	5.17
$0.4l_0$	8.32	$0.125l_0$	2.76
$0.3l_0$	7.37	$0.05l_0$	0.60
$0.25l_0$	6.53		

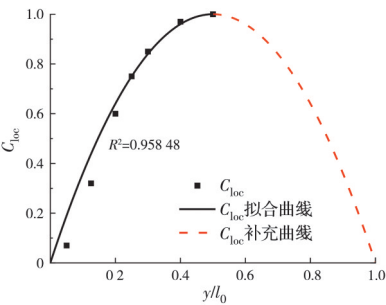


图 11 $C_{i,loc}$ 和 y/l_0 的关系

Fig. 11 Correlation between $C_{i,loc}$ and y/l_0

3.3.2 点蚀尺寸分量 $C_R(r)$

由于腹板坑和翼缘坑对柱的极限强度影响不同,分别对腹板坑(C_{Rw})和翼缘坑(C_{Rf})建立 C_R 。 C_{Rw} 和 C_{Rf} 分别根据B组和C组的结果确定。B组(η_B)、C组(η_C)各模型强度损失率见表3。与 $C_{i,loc}$ 、 C_{Rw} 和 C_{Rf} 的定义相似,用单坑诱导强度损失率定义,如式(5)和式(6)所示。用指数函数(式(7)和式(8))描述 C_R 与 r 的关系,如图12所示。可以看出,随着 r 的增加, C_{Rw} 和 C_{Rf} 均呈非线性增加。

$$C_{Rf} = \frac{\eta_B}{n} \quad (5)$$

$$C_{Rw} = \frac{\eta_C}{n} \quad (6)$$

式中: C_{Rw} 和 C_{Rf} 分别为腹板和翼缘板的 C_R ; η_B 和 η_C 分别为B和C组模型的强度损失率; n 为模型上点蚀坑的数量。

表3 B组(η_B)和C组(η_C)各模型的总强度损失率
Table 3 Total strength loss rate of each model in Group B and C

r/mm	$\eta_B/\%$	$\eta_C/\%$
4	0.03	0.09
6	0.59	1.04
8	2.34	2.59
10	3.60	4.03
12	8.66	7.11

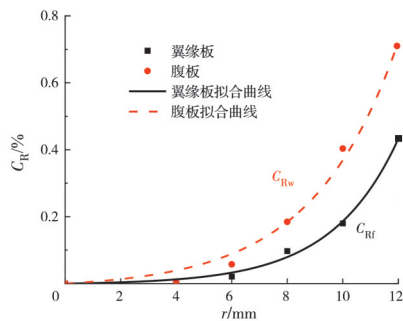


图12 C_R 和 r 的相关曲线

Fig. 12 Fitting curves between C_R and r

$$C_{Rf} = -0.003 \times (1 - e^{0.42r}), R^2 = 0.9954 \quad (7)$$

$$C_{Rw} = \frac{\eta_C}{n}, R^2 = 0.9887 \quad (8)$$

根据上述结果,将式(2)进一步表达为式(9)。

$$C_{i0} = C_{i,loc}(y)C_{i,R}(r) = \left[-\left[4\left(\frac{y}{l_0}\right)^2 + 4\frac{y}{l_0} \right] \times (-0.003 \times (1 - e^{-0.42r})) \right] \left[-\left[4\left(\frac{y}{l_0}\right)^2 + 4\frac{y}{l_0} \right] \times (-0.014 \times (1 - e^{-0.33r})) \right] \quad (9)$$

3.4 多点蚀坑的相互作用效应

3.4.1 相互作用系数 β_{ij} 的定义

由于点蚀坑间的相互作用,多个点蚀坑对强度损失率的总贡献应叠加每个点蚀坑的真实贡献,而不是线性叠加。为了反映相互作用的效果,可以将相互作用系数乘以修正第 i 个点蚀坑的真实贡献,如式(10)所示,其中包含了第 i 个点蚀坑与其余各点蚀坑之间的相互作用效应。

$$C_i = \beta_{i1}\beta_{i2}\cdots\beta_{im}C_{i0} = \prod_{j=1}^n \beta_{ij}C_{i0} \quad (10)$$

式中: C_i 为考虑点蚀坑间相互作用后,第 i 个坑对强度损失率的真实贡献; β_{ij} 为第 i 个坑与第 j 个坑之间的相互作用系数,当 $i=j$ 时, $\beta_{ij}=1$ 。

根据点蚀坑中心Mises应力的变化,定量分析相互作用效应。其中,在相同荷载作用下,如果不存在相互作用,则第 i 个坑中心的Mises应力为 σ_i ,而考虑第 i 个坑与第 j 个坑之间的相互作用后,Mises应力为 σ_{ij} 。实际上, $\sigma_{ij} \neq \sigma_i$,因此定义变量 α_{ij} 为应力比,如式(11)所示。验证了在弹性加载过程中 α_{ij} 对同一模型保持恒定,因此,在任何弹性载荷下均可得到

$$\alpha_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{\sigma_i} \quad (11)$$

式中: α_{ij} 为应力比; σ_i 为不考虑坑间相互作用时坑中心的Mises应力; σ_{ij} 为考虑第 i 个坑与第 j 个坑相互作用时第 i 个坑中心的Mises应力。

相互作用系数 β_{ij} 可以通过 α_{ij} 乘以一个常数 k_1 来定义,如式(12)所示。

$$\beta_{ij} = k_1\alpha_{ij} \quad (12)$$

3.4.2 应力比 α_{ij}

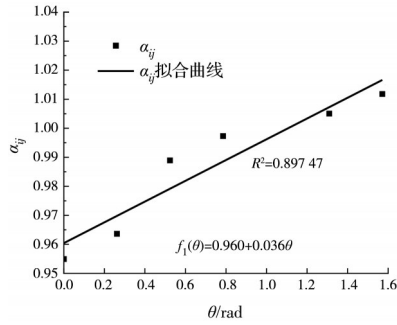
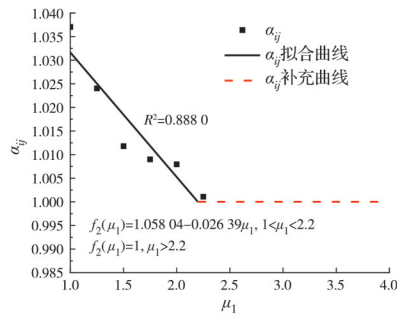
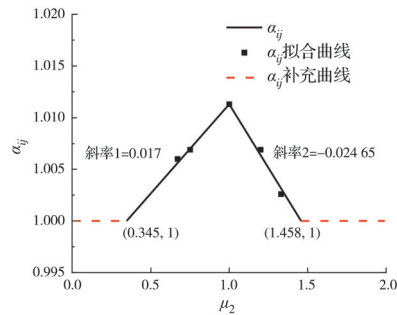
α_{ij} 主要受3个因素影响,包括两个点蚀坑的尺寸、两个坑之间的距离和角度。如果板的尺寸与点蚀坑相比足够大,则可以忽略板的边缘效应,也可以忽略坑的绝对尺寸。因此, α_{ij} 可以描述为3个变量乘积的函数,如式(13)所示。函数的变量为角度 θ 、距离比 μ_1 和半径比 μ_2 , α_{ij} 随这3个因素的变化如图13~图15所示。根据 β_{ij} 的定义,可以推断:当 μ_1 趋于无穷时, β_{ij} 趋于0,当 $\mu_1=1$ 时, β_{ij} 取得最大值。此外,当 μ_2 趋于0或无穷时, β_{ij} 趋于0。

$$\alpha_{ij} = \Theta(\theta)M_1(\mu_1)M_2(\mu_2) \quad (13)$$

式中: $\Theta(\theta)$ 为 α_{ij} 的角度分量; $M_1(\mu_1)$ 为 α_{ij} 的距离分量; $M_2(\mu_2)$ 为 α_{ij} 的尺寸分量。

1) 角度分量 $\Theta(\theta)$

根据D组的有限元分析结果得到 $\Theta(\theta)$ 的值,其中,D组各模型的 α_{ij} 根据式(11)计算。然后对 α_{ij} 和

图 13 α_{ij} 和 θ 的拟合曲线Fig. 13 Fitting curve between α_{ij} and θ 图 14 α_{ij} 和 μ_1 的拟合曲线Fig. 14 Fitting curve between α_{ij} and μ_1 图 15 α_{ij} 和 μ_2 的拟合曲线Fig. 15 Fitting curve between α_{ij} and μ_2

θ 的数据集进行线性拟合, 拟合结果为 $f_1(\theta)$ (式(14)), 反映了当 $\mu_1 = 1.5$ 、 $\mu_2 = 1$ 时 α_{ij} 与 θ 之间的关系。最后, 根据 $f_1(\theta)$ 确定 $\Theta(\theta)$, 如式(15)所示。

$$f_1(\theta) = 0.960 + 0.036\theta, 0 \leq \theta \leq 1.57 \quad (14)$$

$$\Theta(\theta) = \frac{1}{M_1(1.5)M_2(1)} f_1(\theta) \quad (15)$$

2) 距离分量 $M_1(\mu_1)$

$M_1(\mu_1)$ 为 E 组有限元模型分析结果。首先, 根据式(11)计算 E 组各模型的 α_{ij} 值。然后对 α_{ij} 和 μ_1 的数据集进行线性拟合, 揭示了 $\theta = \pi/2$ 、 $\mu_2 = 1$ 时, α_{ij} 和 μ_1 的关系。由拟合曲线可以看出, 随着 μ_1 的增加, α_{ij} 逐渐减小, 当 $\mu_1 = 2.2$ 时, $\alpha_{ij} = 1$ 。因此, 可以推断, 当 $\mu_1 > 2.2$ 时, 两个坑之间没有相互影响。拟合曲线可以修改为分段函数 $f_2(\mu_1)$, 如式(16)所示。最后, 根据 $f_2(\mu_1)$ 确定 $M_1(\mu_1)$, 如式(17)所示。

$$f_2(\mu_1) = \begin{cases} 1.058 - 0.026\mu_1, & 1 \leq \mu_1 < 2.2 \\ 1, & \mu_1 \geq 2.2 \end{cases} \quad (16)$$

$$M_1(\mu_1) = \frac{1}{\Theta\left(\frac{\pi}{2}\right)M_2(1)} f_2(\mu_1) \quad (17)$$

3) 尺寸分量 $M_2(\mu_2)$

$M_2(\mu_2)$ 为 F 组有限元模型分析结果, 且有 $\theta = \pi/2$ 、 $\mu_1 = 1.5$ 。首先, 根据式(11)计算 F 组各模型的 α_{ij} 值。结果表明, 当 $\mu_2 = 1$ 时, 即两个坑大小相等时, α_{ij} 达到最大值, 与预期结果一致。并且, 对于第 i 个和第 j 个坑, μ_2 的值互反, 且 $\alpha_{ij} = \alpha_{ji}$ 。因此, 用 α_{ij} 和 μ_2 的数据集拟合两条直线, 直线的拐点在 $\mu_2 = 1$ 处。这些线被描述为分段函数 $f_3(\mu_2)$ (式(18))。则可根据 $f_3(\mu_2)$ 确定 $M_2(\mu_2)$, 如式(19)所示。

$$f_3(\mu_2) = \begin{cases} 0.994 + 0.017\mu_2, & 0.345 \leq \mu_2 < 1 \\ 1.036 - 0.025\mu_2, & 1 \leq \mu_2 < 1.458 \\ 1, & \mu_2 \leq 0.345 \text{ 或 } \mu_2 \geq 1.458 \end{cases} \quad (18)$$

$$M_2(\mu_2) = \frac{1}{\Theta\left(\frac{\pi}{2}\right)M_1(1.5)} f_3(\mu_2) \quad (19)$$

基于上述讨论, 可以将函数 α_{ij} 表示为式(20), 式中, k_2 (式(21)) 为一个常数, 可以通过 $\theta = \pi/2$ 、 $\mu_1 = 1.5$ 、 $\mu_2 = 1$ 时的模型得到。

$$\alpha_{ij} = k_2 f_1(\theta) f_2(\mu_1) f_3(\mu_2) \quad (20)$$

$$k_2 = \frac{1}{\alpha_{ij}^2\left(\frac{\pi}{2}, 1.5, 1\right)} = 0.97 \quad (21)$$

应当指出的是, 以上未考虑点蚀坑分布在相对表面上的情况。因此, 需进行补充分析, 以反映相对表面点蚀坑对 α_{ij} 的影响。数据来源于 G 组各模型的分析结果, 见表 4。引入系数 k_3 来表示相对表面点蚀坑的修正, k_3 的定义如式(22)所示。由表 4 可以看出, 4 种情况下 k_3 的值都有波动, 因此取 4 种工况的平均值 0.985 5。

$$k_3 = \frac{\alpha_{ij\text{-opposite}}}{\alpha_{ij\text{-same}}} \quad (22)$$

其中, 当点蚀坑在同侧表面时, $k_3 = 1$; 当点蚀坑在对侧表面时, $k_3 = 0.98$ 。 α_{ij} 的表达式可进一步写为

$$\alpha_{ij} = k_2 k_3 f_1(\theta) f_2(\mu_1) f_3(\mu_2) \quad (23)$$

式中: k_3 为相对表面点蚀坑的修正系数; $\alpha_{ij\text{-opposite}}$ 为点蚀坑在相对表面时的值; $\alpha_{ij\text{-same}}$ 为点蚀坑位于同一表面时的值。

3.4.3 k_1 的校准

根据式(1)和式(10), 强度损失率可通过式(24)计算。

表 4 G 组不同参数组合下同一表面与相对表面点蚀坑的相互作用系数 α_{ij} 及修正系数 k_3

Table 4 Interaction coefficient α_{ij} for pits located on the same and opposite surfaces and correction factor k_3 under different parameter combinations in Group G

工况	参数设置	$\alpha_{ij\text{-opposite}}$	$\alpha_{ij\text{-same}}$	k_3
1	$\theta = \pi/2, \mu_1 = 1.5, \mu_2 = 1$	0.98	1.01	0.97
2	$\theta = \pi/4, \mu_1 = 1.5, \mu_2 = 1$	1.01	0.99	1.01
3	$\theta = \pi/2, \mu_1 = 2, \mu_2 = 1$	0.99	1.01	0.99
4	$\theta = \pi/2, \mu_1 = 1.5, \mu_2 = 1.33$	0.97	1.00	0.97

$$\eta = \sum_{i=1}^n C_i = \sum_{i=1}^n \prod_{j=1}^{n-1} \beta_{ij} C_{i0} \tag{24}$$

当 $i=j$ 时, $\beta_{ij} = 1$, 则式(24)可进一步写成

$$\eta = \sum_{i=1}^n C_i = k_1^{n-1} \sum_{i=1}^n \prod_{j=1}^{n-1} \alpha_{ij} C_{i0} \tag{25}$$

根据式(25), k_1 可以通过有限元模型进行校准。具体而言, 对于带有分布点蚀坑的模型可以根据上述方法得到 α_{ij} 和 C_{i0} , 并通过有限元分析确定 η , 然后 k_1 就可以被校准。

A 组第 7 个模型可用于校准 k_1 , 其中 $y=560$ mm, 如图 16 所示。首先, 由表 1 可知, 对于该模型, $\eta=8.66\%$ 。其次, 由于该模型点蚀坑尺寸恒定, 所以每个点蚀坑的 C_{i0} 也相同, 且可以通过式(9)计算。则 α_{ij} 可由式(23)确定, 每个点蚀坑的 C_{i0} 和 α_{ij} 值如表 5 所示, ID 如图 16 所示。最后, 由式(25)可得 k_1 , $k_1=0.98$ 。

表 5 A 组第 7 个模型的 C_{i0} 和 α_{ij} 结果

Table 5 C_{i0} and α_{ij} results for the 7th model in Group A

点蚀 ID	C_{i0}	C_i
1	0.86	0.92
2	0.86	0.95
3	0.87	0.92
4	0.87	0.91
5	0.87	0.91

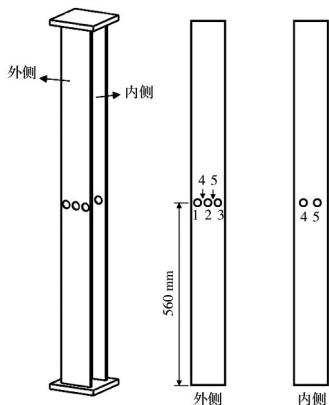


图 16 A 组第 7 个模型

Fig. 16 7th model in Group A

3.4.4 β_{ij} 的表达式

综上所述, 最终得到 β_{ij} 的函数表达式为

$$\beta_{ij} = k_1 k_2 k_3 f_1(\theta) f_2(\mu_1) f_3(\mu_2) \tag{26}$$

式中: $k_1=0.98$; $k_2=0.97$; 当点蚀坑在同侧表面时, $k_3=1$; 当点蚀坑在对侧表面时, $k_3=0.98$ 。

$$f_1(\theta) = 0.960 + 0.036\theta$$

$$f_2(\mu_1) = \begin{cases} 1.058 - 0.026\mu_1, & 1 \leq \mu_1 < 2.2 \\ 1, & \mu_1 \geq 2.2 \end{cases}$$

$$f_3(\mu_2) = \begin{cases} 0.994 + 0.017\mu_2, & 0.345 \leq \mu_2 < 1 \\ 1.036 - 0.025\mu_2, & 1 \leq \mu_2 < 1.458 \\ 1, & \mu_2 \leq 0.345 \text{ 或 } \mu_2 \geq 1.458 \end{cases}$$

4 计算方法的验证

4.1 随机点蚀坑的几何建模

由于钢构件上的点蚀坑具有明显的随机特征, 且点蚀坑不规则, 因此用随机点蚀柱来验证提出的计算方法。在建立有限元模型过程中考虑了坑的位置和大小的随机性。随机点蚀坑的建立包括 4 个主要步骤: 1) 确定初始坑数量 n_0 ; 2) 生成位置和半径的随机序列; 3) 根据边界条件和重叠条件筛选点蚀坑; 4) 获得左侧点蚀坑的信息。

对于随机位置, 使用两个随机变量(x 和 y) 来确定坑的中心位置。每一个都由符合均匀分布的随机序列产生。 y 的定义同第 1 节, x 定义为横截面方向上的位置。具体来说, 柱子的 8 个表面可以沿着横截面展开。然后将其表面视为一个整体, 如图 17 所示。根据定义, x 和 y 的取值区间分别为 $(0, 552)$ 和 $(0, 1120)$ 。

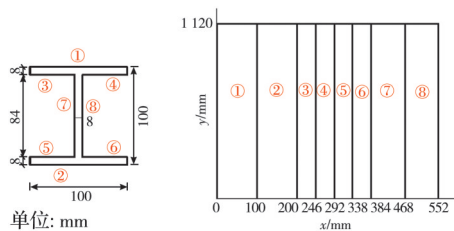


图 17 柱面展开示意图

Fig. 17 Cylinder development diagram

对于点蚀坑的随机尺寸, 半径 r 符合均匀分布的随机变量, 用一组随机数表示。

对于列, 随机点蚀坑的位置由 (x_i, y_i, r_i) 确定。此外, 筛选点蚀坑还应考虑一些特殊条件: 首先, 点蚀坑不能跨越相邻两个表面的边界, 即如果第 j 个表面的点蚀坑位置和尺寸不满足式(27), 则放弃该点蚀坑; 其次, 如果两个点蚀坑完全或部分重叠, 则删除其中一个。即任意两个点蚀坑都要满足

式(28)。

$$x_i \in (X_m, X_{m+1}), x_i - r_i \geq X_m, x_i + r_i \geq X_{m+1} \quad (27)$$

$$\sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2} \geq r_i + r_j \quad (28)$$

式中: x_i 、 x_j 分别为第 i 个和第 j 个点蚀坑的 x 坐标; r_i 、 r_j 分别为第 i 个和第 j 个点蚀坑的半径; X_m 、 X_{m+1} 为沿 x 轴的第 m 和第 $m+1$ 个表面的边界, 其中, $m=1 \sim 7$ 。

根据上述步骤, 可以在 SOLIDWORKS 软件中建立随机点蚀坑柱的几何模型。利用有限元建模方法, 可以建立随机点蚀坑柱的有限元模型, 如图 18 所示。

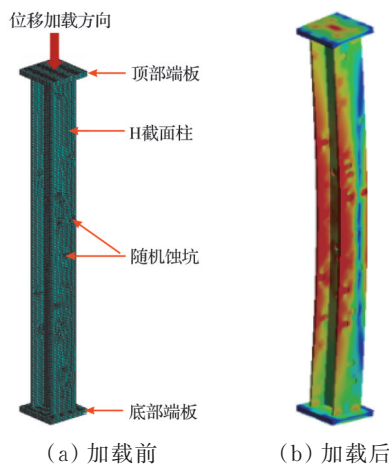


图 18 不规则点蚀坑的变形柱

Fig. 18 Deformation column of irregular pitting pits

4.2 计算方法的优化

为了使提出的方法适用于其他尺寸的 H 型截面, 对该方法做进一步优化。根据几何建模方法, 建立两组随机点蚀坑的模型 (H 组和 I 组)。H 组包含 5 个型号, I 组包含 7 个型号。各组完整柱截面尺寸见表 6, 柱的长度均为 1 120 mm。

表 6 H 组和 I 组完整柱的截面尺寸

Table 6 Complete column section dimensions of Group H and I

Group	t_f/mm	b_f/mm	示意图
H	8	100、105、 110、115、120	
I	8、8.5、9、9.5、 10、10.5、11	100	

实际上, 式(27)已经证明了截面尺寸对 k_1 和 k_3 的影响, k_1 主要受 b_f 的影响, 而 k_3 主要受 t_f 的影响。因此, 分别使用 H 组和 I 组的分析结果校准 k_1 和 k_3 , 其变化规律如图 19 和图 20 所示。

k_1 和 k_3 的线性拟合结果分别如式(29)和式(30)

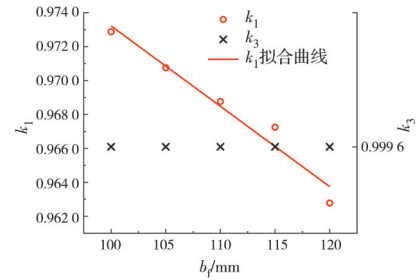


图 19 k_1 和 k_3 随 b_f 的变化规律

Fig. 19 Change law of k_1 and k_3 with b_f

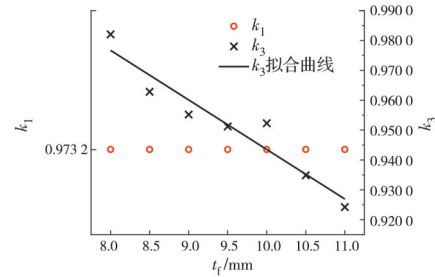


图 20 k_1 和 k_3 随 t_f 的变化规律

Fig. 20 Change law of k_1 and k_3 with t_f

所示。

$$k_1 = 1.02 - 0.04b_f/100, R^2 = 0.9585 \quad (29)$$

$$k_3 = 1.13 - 0.02t_f, R^2 = 0.9196 \quad (30)$$

式中: b_f 为翼缘板的宽度; t_f 为翼缘板的厚度, 则可将式(26)可进一步写为

$$\beta_{ij} = k_1 k_2 k_3 f_1(\theta) f_2(\mu_1) f_3(\mu_2) \quad (31)$$

式中: $k_1 = 1.02 - 0.04b_f/100$; $k_2 = 0.97$; 当点蚀坑在同侧表面时, $k_3 = 1$; 当点蚀坑在对侧表面时, $k_3 = 1.13 - 0.02t_f$;

$$f_1(\theta) = 0.960 + 0.036\theta$$

$$f_2(\mu_1) = \begin{cases} 1.058 - 0.026\mu_1, & 1 \leq \mu_1 < 2.2 \\ 1, & \mu_1 \geq 2.2 \end{cases}$$

$$f_3(\mu_2) = \begin{cases} 0.994 + 0.017\mu_2, & 0.345 \leq \mu_2 < 1 \\ 1.036 - 0.025\mu_2, & 1 \leq \mu_2 < 1.458 \\ 1, & \mu_2 \leq 0.345 \text{ 或 } \mu_2 \geq 1.458 \end{cases}$$

4.3 方法验证

将该计算方法应用于试验试件, 验证了其准确性。具体而言, 利用点蚀坑信息计算点蚀坑的极限强度损失率, 并将计算结果与试验结果进行对比。试验得到的极限强度损失率为 12.28%, 利用该方法计算得到的极限强度损失率为 13.43%, 误差为 9.4%, 说明该方法能有效确定点蚀坑试件的极限强度损失率。

5 结论

研究了 Q345 级 H 型钢柱在点蚀后的轴压性能, 提出一种计算其极限强度损失的新方法。主要

结论如下:

1)当钢柱上存在多个点蚀坑时,强度损失率可通过单个点蚀坑贡献的叠加来推导,但由于点蚀坑的相互作用,其贡献函数的叠加为非线性。

2)点蚀坑的相互作用效果可用相互作用系数来表示,相互作用系数主要受点蚀坑之间的角度、距离和点蚀坑相对大小的影响。此外,还受点蚀坑相对位置的影响。

3)通过有限元方法建立模型,验证了提出的极限强度损失率计算方法的有效性。

参考文献

- [1] Xu C X, Peng S, Deng J, et al. Study on seismic behavior of encased steel jacket-strengthened earthquake-damaged composite steel-concrete columns[J]. Journal of Building Engineering, 2018, 17: 154-166.
- [2] Soufeiani L, Foliente G, Nguyen K T Q, et al. Corrosion protection of steel elements in façade systems: a review[J]. Journal of Building Engineering, 2020, 32: 101759.
- [3] 王皓,徐善华.单调及循环荷载作用下锈蚀焊接钢板力学性能退化研究[J].土木工程学报,2022,55(11): 10-25.
Wang H, Xu S H. Study on mechanical property degradation laws of corroded welded steel plates under monotonic and cyclic loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2022, 55(11): 10-25. (in Chinese)
- [4] Jia C, Shao Y S, Guo L H, et al. Mechanical properties of corroded high strength low alloy steel plate[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 172: 106160.
- [5] Zhao Z W, Zhang M Z, Wu G, et al. Influence of compression force on the probability distribution of moment capacity for WHSJs with randomly located corrosion[J]. Journal of Building Engineering, 2020, 32: 101619.
- [6] Nakai T, Matsushita H, Yamamoto N. Effect of pitting corrosion on the ultimate strength of steel plates subjected to in-plane compression and bending[J]. Journal of Marine Science and Technology, 2006, 11(1): 52-64.
- [7] Wang R H, Ajit Sheno R, Sobey A. Ultimate strength assessment of plated steel structures with random pitting corrosion damage[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 143: 331-342.
- [8] 张宇,郑凯锋,衡俊霖,等.耐候钢和高性能钢腐蚀后疲劳性能2019年度研究进展[J].土木与环境工程学报(中英文),2020,42(5): 89-97.
Zhang Y, Zheng K F, Heng J L, et al. State-of-the-art review of the fatigue performance of corroded weathering steel and high performance steel in 2019[J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2020, 42(5): 89-97. (in Chinese)
- [9] Li G, Hou C, Shen L M. Combined compression-bending performance and design of CFST with localised pitting corrosion[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 192: 107247.
- [10] 李建伟,王岚兰,贾晨,等.点蚀圆钢管混凝土中长柱轴压性能研究[J].钢结构(中英文),2024,39(7): 47-54.
Li J W, Wang L L, Jia C, et al. Axial compression performance of slender concrete-filled circular steel tubular column with pitting corrosion damage[J]. Steel Construction (Chinese & English), 2024, 39(7): 47-54. (in Chinese)
- [11] Zhang J, Shi X H, Guedes Soares C. Experimental analysis of residual ultimate strength of stiffened panels with pitting corrosion under compression[J]. Engineering Structures, 2017, 152: 70-86.
- [12] 郑山锁,田忠祥,杨松,等.锈蚀钢材力学性能试验及等效本构模型研究[J].湖南大学学报(自然科学版),2024,51(3): 111-120.
Zheng S S, Tian Z X, Yang S, et al. Study on mechanical property test and equivalent constitutive model of corroded steel[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2024, 51(3): 111-120. (in Chinese)
- [13] 郭艳仙.局部锈蚀高性能钢梁承载性能试验研究[J].湖南交通科技,2022,48(3): 93-97.
Guo Y X. Test study on bearing capacity of locally corroded high performance steel beam[J]. Hunan Communication Science and Technology, 2022, 48(3): 93-97. (in Chinese)
- [14] Toledo K K, Kim H S, Jeong Y S, et al. Residual compressive strength of short tubular steel columns with artificially fabricated local corrosion damage[J]. Materials, 2020, 13(4): 813.
- [15] Rahmdel S, Kim K, Kim S, et al. A novel stepwise method to predict ultimate strength reduction in offshore structures with pitting corrosion[J]. Advances in Mechanical Engineering, 2015, 7(8): 1-10.
- [16] 洪绍正.蚀坑对H型钢梁抗弯承载力的影响[J].工程与建设,2023,37(3): 916-920, 1075.
Hong S Z. The influence of erosion pits on the bending bearing capacity of H-shaped steel beams[J]. Engineering and Construction, 2023, 37(3): 916-920, 1075. (in Chinese)
- [17] 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.
- [18] 李琦,余斌,李军委,等.基于分水岭算法的锈蚀钢板表面锈坑密度与锈坑深度变化研究[J].建筑结构,2023,53(增刊1): 1472-1476.
Li Q, Yu B, Li J W, et al. Study on rust pit density and

- rust pit depth change of corroded steel plate surface based on watershed algorithm[J]. *Building Structure*, 2023, 53(S1): 1472-1476. (in Chinese)
- [19] Nie B, Xu S H, Zhang Z X, et al. Surface morphology characteristics and mechanical properties of corroded cold-formed steel channel sections[J]. *Journal of Building Engineering*, 2021, 42: 102786.
- [20] Nakai T, Matsushita H, Yamamoto N, et al. Effect of pitting corrosion on local strength of hold frames of bulk carriers (1st report)[J]. *Marine Structures*, 2004, 17(5): 403-432.
- [21] Nakai T, Matsushita H, Yamamoto N. Effect of pitting corrosion on local strength of hold frames of bulk carriers (2nd report)—lateral-distortional buckling and local face buckling [J]. *Marine Structures*, 2004, 17(8): 612-641.
- [22] Mokhtari M, Melchers R E. Reliability of the conventional approach for stress/fatigue analysis of pitting corroded pipelines-development of a safer approach [J]. *Structural Safety*, 2020, 85: 101943.
- [23] Zhao Z W, Zhang H W, Xian L N, et al. Tensile strength of Q345 steel with random pitting corrosion based on numerical analysis[J]. *Thin-Walled Structures*, 2020, 148: 106579.
- [24] 黄莺, 李嘉晨, 朱彦飞, 等. 考虑腐蚀作用的钢框架结构连续性倒塌分析[J]. *土木与环境工程学报(中英文)*, 2023, 45(6): 21-28.
Huang Y, Li J C, Zhu Y F, et al. Progressive collapse analysis of steel frame structures with corrosion effect[J]. *Journal of Civil and Environmental Engineering*, 2023, 45(6): 21-28. (in Chinese)
- [25] Zhang Y, Huang Y, Meng F L. Ultimate strength of hull structural stiffened plate with pitting corrosion damage under uniaxial compression[J]. *Marine Structures*, 2017, 56: 117-136.
- [26] Sakakibara N, Kyriakides S, Corona E. Collapse of partially corroded or worn pipe under external pressure [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2008, 50(12): 1586-1597.
- [27] Nakai T, Matsushita H, Yamamoto N. Effect of corrosion on static strength of hull structural members (5th report)[J]. *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 2004, 2004(196): 161-168.
- [28] Ahmmad M M, Sumi Y. Strength and deformability of corroded steel plates under quasi-static tensile load[J]. *Journal of Marine Science and Technology*, 2010, 15(1): 1-15.
- [29] Ma H B, Yang Y, He Z, et al. Experimental study on mechanical properties of steel under extreme cyclic loading considering pitting damage[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 186: 106091.
- [30] Melchers R E. Pitting corrosion of mild steel in marine immersion environment: Part 2: variability of maximum pit depth [J]. *Corrosion*, 2004, 60(10): 937-944.
- [31] Bozorgzadeh N, Bathurst R J, Allen T M. Influence of corrosion on reliability-based design of steel grid MSE walls[J]. *Structural Safety*, 2020, 84: 101914.
- [32] Paik J K, Thayamballi A K, Kim D H. An analytical method for the ultimate compressive strength and effective plating of stiffened panels[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 1999, 49(1): 43-68.
- [33] Sharifi Y, Tohidi S, Paik J K. Ultimate compressive strength of deteriorated steel web plate with pitting and uniform corrosion wastage[J]. *Scientia Iranica*, 2016, 23 (2): 486-499.
- [34] Garbatov Y, Guedes Soares C, Parunov J, et al. Tensile strength assessment of corroded small scale specimens[J]. *Corrosion Science*, 2014, 85: 296-303.

(编辑 王秀玲)