

文章编号:1673-2049(2019)03-0083-08

坑蚀对结构钢材低周疲劳性能的影响

沈玲华^{1,2,3}, AMOAKO-ATTA Godwin¹, 王彤²

(1. 浙江科技学院 土木与建筑工程学院, 浙江 杭州 310023; 2. 浙江大学 建筑工程学院, 浙江 杭州 310058;
3. 浙江大学 浙江省空间结构重点实验室, 浙江 杭州 310058)

摘要:为研究坑蚀对钢材低周疲劳性能的影响,以中国常用的结构钢材 Q345 为例,通过有限元分析并基于微观断裂判据循环空穴扩张模型(CVGM),对坑蚀钢材试件进行低周疲劳断裂预测,并通过与完好试件的结果对比,分析了蚀坑对钢材低周疲劳寿命的影响机理。在此基础上,研究了蚀坑的几何特征、分布形式以及荷载的应变幅等因素对钢材低周疲劳寿命的影响规律。结果表明:由于蚀坑断裂起始点等效塑性应变的加倍累积,与均匀锈蚀相比,蚀坑的存在更显著地改变了钢材的应力分布,进而降低其低周疲劳寿命,降低幅度可达 50% 以上;蚀坑深度和直径分别达到截面宽度的 5% 和厚度的 20% 以上时,断裂起始点的等效塑性应变随蚀坑深度增大而增加,低周疲劳寿命相应减小;多蚀坑试件的低周疲劳寿命总体上比单蚀坑试件明显降低,降幅为 20%~30%;随应变幅增大,坑蚀对钢材低周疲劳性能的影响逐渐增大;基于强度等效原则的等效厚度设计方法无法反映坑蚀对钢材低周疲劳性能的影响。

关键词:钢材;坑蚀;低周疲劳;循环空穴扩张模型;等效塑性应变

中图分类号:TU391 **文献标志码:**A

Effect of Pitting Corrosion on Low Cycle Fatigue Behavior of Structural Steels

SHEN Ling-hua^{1,2,3}, AMOAKO-ATTA Godwin¹, WANG Tong²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University of Science & Technology, Hangzhou 310023, Zhejiang, China; 2. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China; 3. Zhejiang Provincial Key Laboratory of Space Structures, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China)

Abstract: In order to investigate the effect of pitting corrosion on the low fatigue behavior of steel, the commonly used structural steel Q345 in China was taken as example. Through finite element analysis and based on the micromechanical fracture criteria of cyclic void growth model (CVGM), the low fatigue fracture initiation of the pitting corrosion steel specimens was predicted, and the results were compared with those of intact specimens to explore the effect mechanism of pitting on low cycle fatigue life of steels. On the basis, the effects of the geometrical characteristics, distribution and strain amplitude of the pits on the low cycle fatigue life of steel were studied. The results show that in comparison with uniform corrosion, pitting corrosion can obviously change the stress distribution of steel, and further significantly reduce the low cycle fatigue life of steel by more than 50%, which mainly due to the multiply accumulation

收稿日期:2019-01-14

基金项目:国家自然科学基金项目(51708506);浙江省空间结构重点实验室开放基金项目(201702)

作者简介:沈玲华(1988-),女,浙江德清人,浙江科技学院讲师,工学博士,E-mail:116033@zust.edu.cn.

of equivalent plastic strain at the fracture initiation points in the pits. When the depth and diameter of pit reach 5% of the width and 20% of the thickness of the section, respectively, the equivalent plastic strain at the fracture initiation points in the pits increases with increasing of pit depth, and the low cycle fatigue life decreases accordingly. Besides, the low cycle fatigue life of multi-pit specimens is significantly lower by 20%-30% than that of single pit ones. Furthermore, as the strain amplitude increases, the effect of pitting corrosion on the low cycle fatigue properties of steel increases gradually. The equivalent thickness design method based on strength equivalence principle can not reflect the effect of pitting on low cycle fatigue properties of steel.

Key words: steel; pitting corrosion; low cycle fatigue; cyclic void growth model; equivalent plastic strain

0 引言

随着钢产量的提高,既有桥梁中钢桥的数量正在快速增加。为了评价服役钢桥的抗震性能,正确认识腐蚀和疲劳损伤等对材料性能退化的影响是最重要的基础工作之一。钢桥地震损伤除了结构失稳等典型的失效模式外,低周疲劳破坏也时有发生。迄今为止,一些学者对钢桥的地震破坏机理和验算方法进行了研究^[1-2],并提出了钢桥构件的低周疲劳损伤评价方法,但是考虑腐蚀影响的既有钢桥抗震性能评估方法仍鲜有研究。

钢材腐蚀从形貌上可分为均匀锈蚀和坑蚀 2 种形式^[3-4]。均匀锈蚀的主要特征是钢材局部区域的厚度同程度减薄。坑蚀是指在钢材表面因腐蚀引起明显的凹陷。相对于均匀锈蚀而言,坑蚀对材料性能的影响更加显著。根据 Nakai 等^[5]的研究结果可知,含坑蚀的钢材拉伸和压缩承载力均明显低于相同等效厚度的均匀锈蚀试件,坑蚀引起的强度下降最高可达到均匀锈蚀的 2.5 倍。

目前,关于坑蚀对钢材力学性能影响的研究不多。Nakai 等^[5]通过人工钻孔模拟蚀坑的钢材拉压试验和有限元分析研究了蚀坑数量和分布与构件强度的关系;Paik 等^[3-4]使用变厚度板壳单元类比蚀坑,讨论蚀坑密度、深度等参数对四边简支板的压缩和剪切承载力的影响;Nouri 等^[6]采用板壳单元模拟单面坑蚀加劲板,分析蚀坑几何特征和分布形式对板件压缩强度的影响。上述研究仅关注钢板整体强度,并未精细模拟蚀坑的分布,也未考虑蚀坑处可能出现局部破坏的影响。与上述研究不同,Kolios 等^[7]使用精细三维实体单元模拟了大量不规则分布的蚀坑,分析蚀坑形状和分布对应力集中系数的影响;Rajabipour 等^[8]以承受内压和轴力的钢管壁节

段模型为对象,研究了蚀坑几何特征对其周边塑性域分布的影响;潘晓宇等^[9]以拱桥吊杆钢丝为研究对象,通过精细有限元分析研究蚀坑形貌对钢丝力学性能的影响,建立了蚀坑参数与钢丝极限应变的定量关系。

以上研究均只讨论坑蚀对钢材在单调荷载下强度或极限应变的影响,并未考虑坑蚀对钢材疲劳性能的影响。徐善华等^[10]采用点蚀因数描述人工加速锈蚀多蚀坑钢材的表面特征,通过试验建立点蚀因数和疲劳寿命的函数关系,但研究以低应力水准的高周疲劳为对象。为此,本文着眼于坑蚀对钢材低周疲劳性能的影响机理,通过精细有限元分析,基于塑性损伤机制的循环空穴扩张模型建立低周疲劳性能与蚀坑参数的定量关系。

1 钢材的低周疲劳断裂判据

在强震作用下,钢桥主要通过塑性变形耗散地震能量,墩底、拱脚等关键结构部位往往经历非常大的循环应变幅,例如谢旭等^[11]、Tang 等^[12-13]对实际钢拱桥在强震作用下的弹塑性时程分析表明,上承式钢拱桥立柱底部、中承式钢拱桥拱梁结合处等关键受力部位在强震下的循环应变幅可达到屈服应变的数倍至数十倍。由于钢桥在地震作用下发生 100 次以上大应变幅循环的可能性极低,因此,钢桥的地震破坏不同于中等应变幅循环作用引起的低周疲劳,而属于超低周疲劳(Extremely Low Cycle Fatigue, ELCF)问题。对于这种形式的疲劳破坏,用一般低周疲劳的 Coffin-Manson 公式计算将会高估构件的疲劳寿命^[14]。因此,本文选取适用于超低周疲劳断裂预测的微观力学模型 CVGM 进行断裂预测。

微观断裂判据 CVGM 由 Kanvinde 等^[15-16]提

出,该理论认为钢材延性断裂取决于内部空穴的扩张、收缩与聚合过程。使用 CVGM 判据进行断裂预测主要有以下特点:模型的物理意义明确,能描述等效塑性应变和应力三轴度对材料内部微观结构的影响;仅需进行高精度有限元分析得到单元应力、应变,即可预测断裂;适用于超低周疲劳断裂;断裂预测的准确性得到较充分的试验验证^[15-16]。

CVGM 判据采用空穴成长指数(Void Growth Index,VGI)作为断裂预测的参数。在循环荷载下,VGI 体现了空穴在拉、压循环中扩张、收缩的累积结果,其运算式如下

$$I_1 = \sum \int_{\epsilon_1^p}^{\epsilon_2^p} \exp(|1.5T|) d\epsilon_p - \sum \int_{\epsilon_1^{p'}}^{\epsilon_2^{p'}} \exp(|1.5T|) d\epsilon_p'$$

(1)

式中: I_1 为循环荷载下 VGI 取值; $\epsilon_1^p, \epsilon_2^p$ 分别为受拉循环中等效塑性应变的下限和上限; $d\epsilon_p$ 为受拉循环中的等效塑性应变增量; $\epsilon_1^{p'}, \epsilon_2^{p'}$ 分别为受压循环中等效塑性应变的下限和上限; $d\epsilon_p'$ 为受压循环中的等效塑性应变增量; T 为应力三轴度。

T 的运算式为

$$T = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$$

(2)

式中: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 为 3 个方向的主应力。

I_1 始终为正值,当出现负值时认为其为 0;当 I_1 达到临界空穴成长指数时,即认为发生断裂。在循环荷载下,临界空穴成长指数 I_2 会随塑性损伤的累积逐步下降

$$I_2 = I_3 \exp(-\lambda \epsilon_p')$$

(3)

式中: I_3 为材料在单调荷载作用下的临界空穴成长指数,为常数; λ 为材料在循环荷载下的损伤退化参数; ϵ_p' 为最后一个受拉循环开始时的等效塑性应变。

随着疲劳损伤的累积,当式(1)的计算结果大于式(3)时,即认为材料发生断裂。由于延性断裂是材料的整体行为,因此 CVGM 判据必须在特征长度 l^* 上得到满足才能对延性断裂进行预测。对于带坑蚀的钢材,由于蚀坑处的应力、应变梯度大, l^* 的大小对断裂预测结果有较大影响。 l^* 值与材料微观结构有关,确定方法较复杂,一般仅能测得其上、下限和均值^[17]。Liao 等^[17]通过圆周平滑槽口试件循环载入试验校准了中国常用 Q345B 钢材的微观断裂判据参数,结果如表 1 所示。

表 1 Q345B 钢材 CVGM 微观断裂判据参数

Tab.1 CVGM Micromechanical Fracture Criteria

Parameters of Q345B Steel

材料	I_3	λ	特征长度 l^*/mm		
			下限	平均值	上限
母材	2.55	0.20	0.087	0.201	0.473

2 蚀坑对钢材低周疲劳性能的影响

2.1 计算模型和材料参数

首先以表面有单一蚀坑的钢材低周疲劳试件为例给出基于 CVGM 判据的断裂预测过程,并说明蚀坑对钢材低周疲劳性能的影响机理。试件尺寸如图 1 所示,在试件有效长度中点挖一坑穴模拟蚀坑。由于常见的蚀坑形状为圆锥形或球形,其直径 d 与深度 h 之比一般在 4~10 之间^[5],因此设置圆锥形蚀坑的直径与深度分别为 2 mm 和 0.5 mm。另外根据文献[6]的研究,钢板单面坑蚀比双面坑蚀更不利,本文以单面坑蚀试件为研究对象。

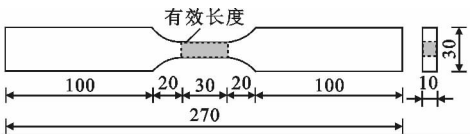


图 1 试件尺寸(单位:mm)

Fig.1 Specimen Size (Unit:mm)

为得到蚀坑处的应力、应变分布和塑性损伤累积,采用 ABAQUS 建立完好试件和带蚀坑试件的有限元计算模型。有限元模型如图 2 所示,采用精细的六面体单元,并对预期发生破坏的蚀坑附近进行网格加密。网格加密区域平均网格尺寸取为 0.3 mm×0.3 mm,通过弹性分析发现,网格划分已基本收敛,继续增加网格密度对蚀坑处最大 Mises 应力的影响已非常小。此外,由表 1 可知,0.3 mm 恰好位于 Q345 钢材微观断裂特征长度的上、下限之间,与平均值较接近,因此仅需取得一个最不利单元的应力、应变结果即可预测断裂。

为确定材料滞回本构关系,在 Instron 万能试验机上开展渐增循环荷载下钢材的单轴拉压试验。得到的 Q345 钢材应力-应变($\sigma\epsilon$)滞回曲线如图 3 所示,并给出了按修正双曲面模型和 Chaboche 混合强化模型 2 种循环本构关系的计算结果。由图 3 可以看出,修正双曲面模型能够精确反映材料的滞回特性,具有较高计算精度,但该模型需自定义用户材料属性,与 ABAQUS 自带材料属性相比计算效率较低。综合计算效率和精度,本文采用基于 Von

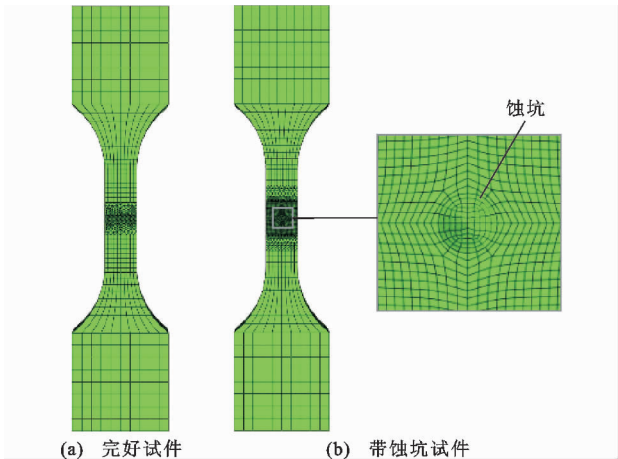


图 2 精细有限元计算模型

Fig. 2 Fine Finite Element Analysis Model

Mises 流动法则的 Chaboche 混合强化模型作为材料本构模型。

表 2 Q345 钢材循环强化参数

Tab. 2 Cyclic Hardening Parameters of Q345 Steel

σ_0 /MPa	Q_∞ /MPa	b_{iso}	$C_{kin,1}$ /MPa	γ_1	$C_{kin,2}$ /MPa	γ_2	$C_{kin,3}$ /MPa	γ_3
300	21	10	40 000	850	18 000	320	3 000	25

2.2 加载方式

加载采用一端约束,另一端施加位移循环荷载的方式。由于材料受到拉伸时 I_1 累积值增大,受力较为不利,但可以减小加载过程中发生屈曲变形的影响。因此,本文采用如图 4 所示的拉伸加载制度进行循环加载,其中 Δ 为强制位移, N 为循环次数。位移峰值为 0.8 mm,相应有效长度内的最大轴向应变约为 2.0%。

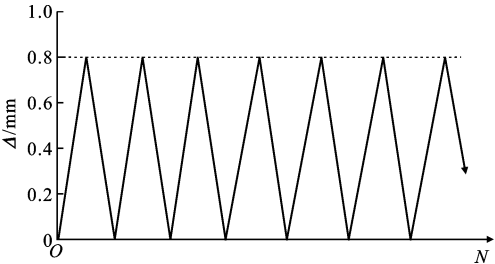


图 4 加载制度

Fig. 4 Loading System

2.3 Q345 钢材基于 CVGM 判据的断裂预测

图 5 为 $N=100$ 时弹塑性有限元分析得到的循环荷载下坑蚀试件蚀坑附近区域的等效塑性应变分布。由图 5 可以看出,钢材表面存在蚀坑时,蚀坑区域首先进入塑性,最大塑性损伤集中于蚀坑底部,对应的等效塑性应变为平均值的 2 倍左右。另外,计算结果还显示,当 $20 < N < 100$ 时,蚀坑附近等效塑性的分布规律与 $N=100$ 时基本一致,但损伤

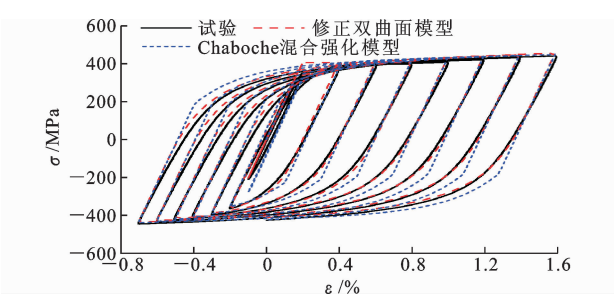


图 3 钢材应力-应变滞回曲线

Fig. 3 Stress-strain Hysteresis Curves of Steel

利用试验资料对 Q345 钢材的循环强化参数进行标定,结果见表 2,其中, σ_0 为初始屈服强度, Q_∞ 为屈服面强度的最大变化值, b_{iso} 为屈服面随塑性应变变化的比率, $C_{kin,i}$ 和 γ_i ($i=1,2,3$) 分别为表示背应力最大变化值和塑性变形增加时背应力减小速率的控制参数。

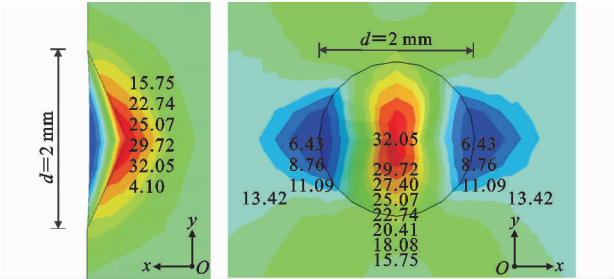


图 5 蚀坑附近等效塑性应变分布

Fig. 5 Equivalent Plastic Strain Distribution Near Pit

程度有所差异,蚀坑区域的等效塑性应变始终大于周边位置。

图 6 为基于 CVGM 判据的完好试件和单一蚀坑试件的损伤演化过程,图中 2 条曲线交汇时表示材料发生延性裂纹。两试件均选取塑性损伤最严重的单元进行断裂预测,完好试件的预期断裂位置为有效长度中点截面中心,坑蚀试件蚀坑底部中心为预期的断裂位置。

由图 6 可见,完好试件在 $N=147$ 时发生延性裂纹,属一般低周疲劳断裂。坑蚀试件由于蚀坑塑性损伤集中的影响, $N=73$ 时即发生延性裂纹,预测疲劳寿命比完好试件下降 50%,已属于超低周疲劳问题。由以上结果可知,影响钢材低周疲劳寿命的因素主要有两方面:一是循环荷载下随塑性损伤累积造成的临界空穴成长指数下降;二是加载过程

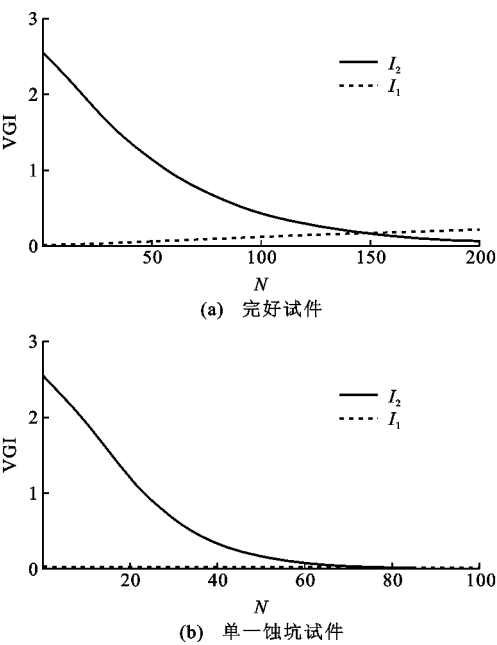


图 6 Q345 钢材试件的损伤演化过程

Fig. 6 Damage Evolution Process of Q345 Steel Specimens
中应力三轴度变化和拉压塑性应变增量不平衡引起的 I_1 向正值方向偏移。由图 6 还可知,导致坑蚀试件疲劳寿命降低的主要原因是断裂起始点临界空穴成长指数下降速度较快。

图 7 给出了单蚀坑试件与完好试件断裂起始点等效塑性应变的比值 k 在加载过程中的变化。由计算结果可知,坑蚀试件的最大等效塑性应变始终为完好试件 2 倍以上,且比值随荷载循环的增加而逐渐增大,最终趋于稳定,达 3.5 倍以上。图 7 还给出了两试件断裂起始点应力三轴度在载入过程中的变化,其中 T_1, T_2 和 T_3, T_4 分别为完好和坑蚀试件在每个拉压循环过程中的应力三轴度均值。

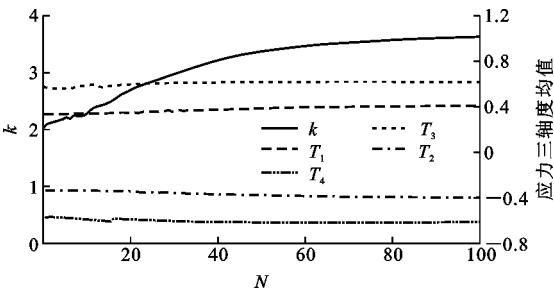


图 7 坑蚀与完好试件的等效塑性应变和应力三轴度比较
Fig. 7 Comparison of Equivalent Plastic Strain and Triaxiality Between Pitted and Intact Specimens

由图 7 可见,两试件在每个循环下的应力三轴度变化不大,坑蚀和完好试件断裂起始点的应力三轴度绝对值分别稳定在 0.6 和 0.4 左右,坑蚀试件应力三轴度水准虽较高,但并未引起 I_1 向正值方向

偏移,在应变幅不高的情况下对低周疲劳寿命的影响有限,甚至有利于延缓延性裂纹的发生。因此,应力三轴度增大对钢材低周疲劳寿命的降低并不起决定作用,而断裂起始点等效塑性应变累积速度快是坑蚀试件疲劳寿命降低的主要原因。

3 蚀坑几何特征和分布的影响

3.1 蚀坑几何特征的影响

为了考察不同几何特征的蚀坑对钢材低周疲劳性能的影响,分别建立了带不同形状、直径和深度蚀坑的试件模型,其中试件均为单一蚀坑,蚀坑位置同前。通过弹塑性有限元分析得到与图 6 类似的损伤演化过程,进而得到其低周疲劳寿命,结果在表 3 中给出。

表 3 不同蚀坑几何特征的钢材试件疲劳寿命

Tab. 3 Fatigue Lives of Steel Specimens with Different Pit Geometry Characteristics

试件 编号	蚀坑 形状	蚀坑深度 h/mm	蚀坑直径 d/mm	疲劳寿 命 N_f	延性断裂 位置
1				147	截面中部
2	圆锥	0.50	2.0	73	蚀坑底部
3	球体	0.50	2.0	77	蚀坑底部
4	圆锥	0.25	2.0	138	截面中部
5	圆锥	0.75	2.0	70	蚀坑侧面
6	圆锥	1.00	2.0	66	蚀坑侧面
7	圆锥	0.50	1.0	135	截面中部
8	圆锥	0.50	3.0	81	蚀坑底部
9	圆锥	0.50	4.0	77	蚀坑底部

注:试件 1 为完好试件。

由表 3 可以看出,坑蚀试件的破坏形式主要有 2 种,大部分试件的延性裂纹均发生在蚀坑处,与完好试件相比,其低周疲劳寿命受到蚀坑的影响而显著降低。当蚀坑直径或深度与试件截面尺寸相比很小时(试件 4,7),延性裂纹发生位置与完好试件类似,表明蚀坑对试件疲劳寿命的影响十分有限。根据本文计算结果,当蚀坑深度和直径分别达到截面宽度的 5% 和厚度的 20% 以上时,才会改变整个截面的破坏形式。

从各试件(除试件 4,7 外)的损伤演化曲线可以发现,单一蚀坑试件的断裂起始点等效塑性应变累积是影响其疲劳寿命的主要因素。图 8 给出了各坑蚀试件蚀坑处损伤最大点与完好试件断裂起始点等效塑性应变的比值在加载过程中的变化。从图 8(a)可以看出,蚀坑深度为 0.25 mm 时,蚀坑处的最大等效塑性应变与完好试件截面中心相比不断下降,

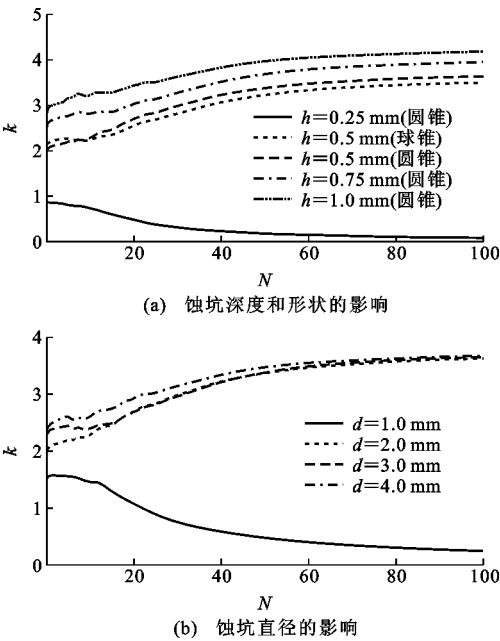


图 8 蚀坑几何特征对断裂点等效塑性应变的影响
Fig. 8 Effect of Pit Geometry Characteristic on Equivalent Plastic Strain at Fracture Point

说明此时塑性损伤向截面中心集中,蚀坑对截面延性断裂的影响已很小。蚀坑深度大于 0.5 mm 时,蚀坑处的最大等效塑性应变在稳定后均达到完好试件断裂起始点的 3 倍以上,且随着蚀坑深度的增大而明显增加,疲劳寿命也相应减小(表 3)。

由图 8(b)可知,蚀坑直径为 1 mm 时,即使开口角度达到 45°,仍对截面延性断裂影响很小。蚀坑直径大于 2 mm 时,随直径增大,蚀坑处的最大等效塑性应变变化很小,稳定于同一水平,疲劳寿命略有延长。应力三轴度水平受蚀坑几何特征影响不大,稳定于 0.6 左右。另外,蚀坑形状对等效塑性应变影响很小,圆锥形蚀坑塑性损伤略大于球形蚀坑。

随蚀坑深度的增大,蚀坑处的延性断裂位置也逐渐由蚀坑底部向蚀坑侧面移动。图 9 为 $N=100$ 时的最大等效塑性应变。结果表明,坑蚀钢材的塑性损伤程度和延性断裂位置都受到蚀坑深度的影响。相同深度的蚀坑随直径增大,塑性损伤程度和延性断裂位置均无明显变化。

3.2 蚀坑分布的影响

各试件有效长度内的蚀坑分布如图 10 所示。保持蚀坑几何特征不变($d=2$ mm, $h=0.5$ mm, 圆锥形),建立不同蚀坑分布的钢材试件模型并进行疲劳寿命计算分析,结果如表 4 所示。

结果显示,各试件延性裂纹发生位置均位于蚀坑底部。对比试件 2, 10, 11 可看出,在破坏截面上

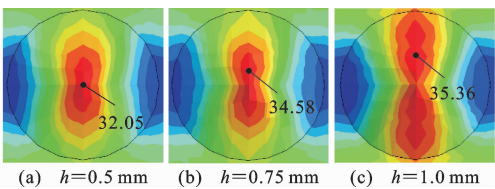


图 9 不同深度蚀坑的延性断裂位置
Fig. 9 Ductile Fracture Locations of Pits with Different Depths

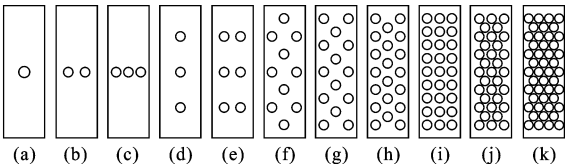


图 10 试件有效长度内蚀坑分布
Fig. 10 Distribution of Pits in Effective Length of Specimens

表 4 不同蚀坑分布的钢材试件疲劳寿命

Tab. 4 Fatigue Lives of Steel Specimens with Different Pit Distributions

试件编号	蚀坑数量	蚀坑分布密度 $P/\%$	蚀坑分布	疲劳寿命 N_f
2	1	1.0	图 10(a)	73
10	2	2.1	图 10(b)	72
11	3	3.1	图 10(c)	74
12	3	3.1	图 10(d)	58
13	6	6.3	图 10(e)	58
14	10	10.5	图 10(f)	51
15	14	14.7	图 10(g)	61
16	20	20.9	图 10(h)	55
17	27	28.3	图 10(i)	58
18	33	34.6	图 10(j)	51
19	46	48.2	图 10(k)	50

注:蚀坑分布密度为腐蚀面积与有效长度表面积之比。

增加蚀坑数量并未对低周疲劳寿命造成明显影响,但若试件在整个有效长度内分布多个蚀坑(试件 12~19),则低周疲劳寿命总体上比单蚀坑的明显降低,降幅达 20%~30%。多蚀坑试件的低周疲劳寿命并未随蚀坑分布密度的增大而单调减小。由于大部分试件疲劳寿命在 50~60 之间,图 11 给出了 $N=50$ 和 $N=60$ 时各试件蚀坑处损伤最大点与完好试件断裂起始点等效塑性应变的比值,同时也给出了疲劳寿命对比。

由图 11 可知,不同蚀坑分布的试件断裂点等效塑性应变差距并不大,与单一蚀坑试件相比,相差不超过 10%,远低于疲劳寿命 20%~30% 的降幅。疲劳寿命与等效塑性应变的变化趋势之间并无明显的规律,说明塑性应变累积速度不同并不是造成多蚀坑

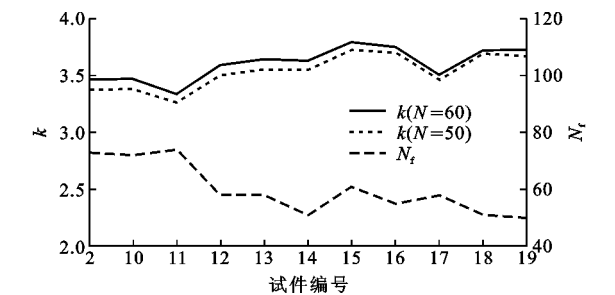


图 11 坑蚀分布对疲劳寿命和断裂点等效塑性应变的影响
Fig. 11 Effect of Pit Distribution on Fatigue Life and Equivalent Plastic Strain at Fracture Point

试件疲劳寿命降低的主要原因。另外从各试件的损伤演化曲线发现,由于应力三轴度的影响,多蚀坑试件(试件 12~19)出现 I_1 向正值方向偏移的现象,造成疲劳寿命下降。蚀坑处应力三轴度在加载过程中的变化与蚀坑的具体分布位置、间距等有关。蚀坑分布形式对裂纹发生的影响较为复杂,钢材疲劳寿命并不随蚀坑分布密度的增大而单调降低^[3-4]。

3.3 应变幅的影响

以上分析均为相同应变幅(2%)条件下的结果,为了研究应变幅的影响,分别计算完好试件 1 和单蚀坑试件 2 在应变最大值为 1.5% 和 2.5% 时的低周疲劳寿命,对应的最大加载位移分别为 0.625 mm 和 0.977 mm,结果如表 5 所示。由表 5 可知,随应变幅的增大,坑蚀试件的疲劳寿命与完好试件相比下降幅度呈增大趋势,反映出蚀坑对钢材低周疲劳性能的影响逐渐增大。

表 5 不同应变幅下钢材试件的疲劳寿命
Tab. 5 Fatigue Lives of Steel Specimens Under Different Strain Amplitudes

应变幅/%	完好试件疲劳寿命 N_{f1}	坑蚀试件疲劳寿命 N_{f2}	N_{f2}/N_{f1}
1.5	359	190	0.53
2.0	147	73	0.50
2.5	77	35	0.45

图 12 为不同应变幅下蚀坑试件与完好试件断裂起始点等效塑性应变的比值。由图 12 可以看出,应变幅越大,蚀坑处塑性损伤集中效应越明显, k 越快达到一稳定值,造成坑蚀与完好试件疲劳寿命的相对值相应减小。

3.4 应变幅的影响

对于坑蚀钢板在实际设计中的模拟,一些学者基于等强度原则,用等效厚度的完好钢板替代坑蚀钢板,并提出了等效厚度 t_{eq} 的取值公式。文献[3]建议的等效厚度为

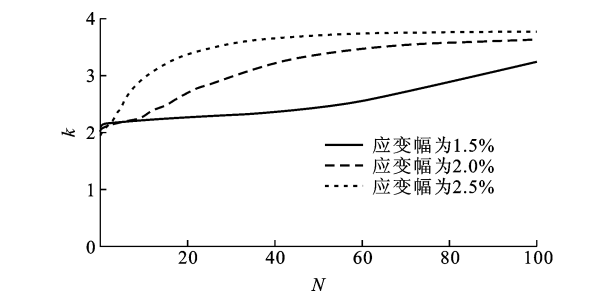


图 12 应变幅对蚀坑处等效塑性应变的影响
Fig. 12 Effect of Strain Amplitude on Equivalent Plastic Strain at Pit

$$t_{eq} = (\frac{A_0 - A_r}{A_0})^{1.6} t \tag{4}$$

式中: t 为钢板原厚度; A_0 , A_r 分别为最小截面处钢板原截面面积和腐蚀面积。

文献[6]进一步考虑了蚀坑几何特征和分布密度的影响,提出的等效厚度为

$$t_{eq} = 0.697 \frac{d^{0.05}}{h^{0.05} R^{0.05} P^{0.03}} t^{1.11} + 0.47 \tag{5}$$

式中: R 为有效长度的长宽比。

以蚀坑最密集的试件 19(表 4)为例,通过式(4),(5)计算出 t_{eq} ,建立相应厚度的完好试件计算模型,并用 CVGM 判据预测其低周疲劳寿命,结果如表 6 所示。由表 6 可知,即使蚀坑分布密度达到 48.2%,等效试件的低周疲劳寿命与完好试件 1 仍相差很少,但与坑蚀试件相差甚多。因此,基于强度等效原则提出的等效厚度设计方法无法反映坑蚀对钢材低周疲劳性能的影响。

表 6 等效试件的低周疲劳寿命
Tab. 6 Low Cycle Fatigue Life of Equivalent Specimens

试件编号	$P/\%$	疲劳寿命 N_f	等效厚度公式	t_{eq}/mm	等效试件疲劳寿命 $N_{f,eq}$
19	48.2	50	式(4)	9.68	141
			式(5)	9.78	143

4 结 语

(1) 蚀坑显著降低钢材的低周疲劳寿命,降低幅度可达 50% 以上。断裂起始点处等效塑性应变以较完好试件成倍的速度累积是坑蚀试件疲劳寿命降低的主要原因。

(2) 蚀坑直径或深度与试件截面尺寸相比很小时,蚀坑对试件疲劳寿命的影响十分有限,蚀坑深度和直径分别达到截面宽度的 5% 和厚度的 20% 以上时,才会改变截面的破坏形式。一般情况下蚀坑断裂起始点的等效塑性应变随蚀坑深度增大而增加,

低周疲劳寿命相应减小; 蚀坑直径对断裂起始点的等效塑性应变影响不大。

(3) 多蚀坑试件的低周疲劳寿命总体上比单蚀坑试件明显降低, 降幅可达 20%~30%, 塑性应变累积速度差异并不是造成此现象的主要原因; 蚀坑分布形式对裂纹发生的影响较为复杂。

(4) 随应变幅增大, 蚀坑对钢材低周疲劳性能的影响逐渐增大。

(5) 基于强度等效原则的等效厚度设计方法无法反映蚀坑对钢材低周疲劳性能的影响。

参考文献:

References:

- [1] GE H B, LUO X Q. A Seismic Performance Evaluation Method for Steel Structures Against Local Buckling and Extra-low Cycle Fatigue [J]. Journal of Earthquake and Tsunami, 2011, 5(2): 83-99.
- [2] GE H B, KANG L. Ductile Crack Initiation and Propagation in Steel Bridge Piers Subjected to Random Cyclic Loading[J]. Engineering Structures, 2014, 59: 809-820.
- [3] PAIK J K, LEE J M, KO M J. Ultimate Compressive Strength of Plate Elements with Pit Corrosion Wastage[J]. Journal of Engineering for the Maritime Environment, 2003, 217(4): 185-200.
- [4] PAIK J K, LEE J M, KO M J. Ultimate Shear Strength of Plate Elements with Pit Corrosion Wastage[J]. Thin-walled Structures, 2004, 42(8): 1161-1176.
- [5] 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.
- [6] NOURI Z H M E, KHEDMATI M R, SADEGHIFARD S. An Effective Thickness Proposal for Strength Evaluation of One-side Pitted Steel Plates Under Uniaxial Compression [J]. Latin American Journal of Solids and Structures, 2012, 9(4): 475-496.
- [7] KOLIOS A, SRIKANTH S, SALONITIS K. Numerical Simulation of Material Strength Deterioration Due to Pitting Corrosion [J]. Procedia CIRP, 2014, 13: 230-236.
- [8] RAJABIPOUR A, MELCHERS R E. A Numerical Study of Damage Caused by Combined Pitting Corrosion and Axial Stress in Steel Pipes[J]. Corrosion Science, 2013, 76: 292-301.
- [9] 潘晓宇, 谢旭, 李晓章, 等. 锈蚀高强度钢丝的力学性能与评级方法[J]. 浙江大学学报: 工学版, 2014, 48(11): 1917-1924.
- [10] PAN Xiao-yu, XIE Xu, LI Xiao-zhang, et al. Mechanical Properties and Grading Method of Corroded High-tensile Steel Wires [J]. Journal of Zhejiang University: Engineering Science, 2014, 48(11): 1917-1924.
- [11] 徐善华, 曾桃桃, 孔正义. 腐蚀对 Q235 钢疲劳性能影响的试验研究 [C]// 崔京浩. 第 21 届全国结构工程会议论文集第 III 册. 北京: 工程力学杂志社, 2012: 159-162.
- [12] XU Shan-hua, ZENG Tao-tao, KONG Zheng-yi. Study on the Fatigue Properties for Corrosion Q235 Steel [C]// CUI Jing-hao. Proceedings of the 21st National Conference on Structural Engineering Volume III. Beijing: Engineering Mechanics Press, 2012: 159-162.
- [13] 谢旭, 唐站站, 胡欣科, 等. 纤维模型在钢拱桥抗震设计中的适用性研究 [J]. 中国公路学报, 2015, 28(2): 33-42.
- [14] XIE Xu, TANG Zhan-zhan, HU Xin-ke, et al. Study on Applicability of Fiber Model in Seismic Design for Steel Arch Bridge [J]. China Journal of Highway and Transport, 2015, 28(2): 33-42.
- [15] TANG Z Z, XIE X, WANG Y, et al. Investigation of Elasto-plastic Seismic Response Analysis Method for Complex Steel Bridges [J]. Earthquakes and Structures, 2014, 7(3): 333-347.
- [16] TANG Z, XIE X, WANG T, et al. Study on FE Models in Elasto-plastic Seismic Performance Evaluation of Steel Arch Bridge [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 113: 209-220.
- [17] TATEISHI K, HANJI T, MINAMI K. A Prediction Model for Extremely Low Cycle Fatigue Strength of Structural Steel [J]. International Journal of Fatigue, 2007, 29(5): 887-896.
- [18] KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. Cyclic Void Growth Model to Assess Ductile Fracture Initiation in Structural Steels Due to Ultra Low Cycle Fatigue [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2007, 133(6): 701-712.
- [19] KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. Validation of Cyclic Void Growth Model for Fracture Initiation in Blunt Notch and Dogbone Steel Specimens [J]. Journal of Structural Engineering, 2008, 134(9): 1528-1537.
- [20] LIAO F F, WANG W, CHEN Y Y. Parameter Calibrations and Application of Micromechanical Fracture Models of Structural Steels [J]. Structural Engineering and Mechanics, 2012, 42(2): 153-174.