

局部宽浅型蚀坑的简化表征形式研究*

STUDY ON SIMPLIFIED CHARACTERIZATION FORM OF LOCAL WIDE AND SHALLOW CORROSION PITS

陈 鸿** 袁丽佳 彭修宁***

(广西大学 土木建筑工程学院, 南宁 530004)

CHEN Hong YUAN LiJia PENG XiuNing

(School of Civil Engineering and Architecture, Guangxi University, Nanning 530004, China)

摘要 为评估 24 个钢材试件上局部宽浅型蚀坑的合理简化形式,分别选取半椭球体、球冠形两种常用的简化表征方法,先推导了蚀坑的体积、横断面轮廓线曲率半径计算式;再分析电化学加速锈蚀试验误差,对比 4 个典型坑蚀钢材试件单轴拉伸有限元分析结果与其实际疲劳断裂情况。结果表明,在一定的通电时间下,与由法拉第定律计算的预定锈损体积相比,由实测蚀坑尺寸得到的半椭球体蚀坑体积最大偏差达到 53.2%,平均偏差为 20.26%;而球冠形蚀坑体积最大偏差仅 32.3%,平均偏差为 12.8%;半椭球体蚀坑最大应力点位于蚀坑口边缘;而球冠形蚀坑最大应力点大部分位于坑底,仅深径比较大时位于坑底与坑口连线上偏向坑口的三分点附近,所指示的危险区域与试件疲劳断裂过程中主裂纹萌生位置吻合得更好。两种简化形式下,试件上蚀坑体积、横断面轮廓线曲率半径差异随深径比减小而增大,其中后者相对偏差可达 90%以上,是造成应力分布差别较大的主要原因。

关键词 宽浅型蚀坑 简化形式 电化学 加速锈蚀 疲劳断裂

中图分类号 TG171

Abstract In order to evaluate the reasonable simplified form of local wide and shallow corrosion pits on 24 steel specimens, two commonly used simplified characterization methods of semi-ellipsoid and spherical cap shape were selected respectively. Firstly, the calculation formulas for the volume of corrosion pits and the curvature radius of the profile of the cross section were derived. Then, the test errors of electrochemical accelerated corrosion were analyzed, and the uniaxial tension finite element analysis results of four typical steel specimens with corrosion pits were compared with their actual fatigue fracture situations. The results show that under a certain power on time, compared with the predetermined rust volume calculated by Faraday's law, the maximum deviation of the semi-ellipsoidal corrosion pits' volume obtained from the measured sizes of corrosion pits reaches 53.2%, with an average deviation of 20.26%, while the maximum deviation of the spherical cap shaped corrosion pits' volume is only 32.3%, with an average deviation of 12.8%. The maximum stress points of the semi-ellipsoidal corrosion pits are located at the edge of the top, while the maximum stress points of the spherical cap shaped corrosion pits are mostly located at the bottom. Only when the ratio of depth to radius is larger, it is located on the trisection point of the connecting line between the bottom and the top, near the pit mouth. The danger areas indicated by the spherical cap shaped corrosion pits are in better agreement with the initiation positions of the main cracks in the fatigue fracture process of the specimens. Under two simplified forms, the differences between the pits corrosion volume and the curvature radius of the cross section profile on the specimens increase with the decrease of the ratio of depth to radius, and the relative deviation of the latter can be more than 90%, which is the main reason for the larger differences in the stress distribution.

Key words Wide and shallow pit; Simplified form; Electrochemistry; Accelerated corrosion; Fatigue fracture

Corresponding author: PENG XiuNing, E-mail: xiuningpeng@163.com

The project supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51168002).

Manuscript received 20221201, in revised form 20230204.

* 20221201 收到初稿, 20230204 收到修改稿。国家自然科学基金项目 (51168002) 资助。

** 陈 鸿, 男, 1994 年生, 广西桂平人, 汉族, 广西大学硕士研究生, 主要研究方向为钢材的锈蚀与疲劳。

*** 彭修宁 (通信作者), 男, 1973 年生, 广西全州人, 汉族, 广西大学教授, 主要研究方向为钢结构的抗震及脆断性能。

0 引言

目前,我国大部分在役钢结构遭受的腐蚀往往是坑蚀(局部锈蚀)。坑蚀甚至比均匀锈蚀更危险,因为坑蚀可能会在不表现出明显的质量损失的同时造成应力集中,并在使用载荷下引发裂缝,导致钢结构的耐久性加速退化^[1]。蚀坑形状对坑蚀钢构件应力集中程度有显著影响^[2-3],越尖锐的蚀坑越危险^[4]。因此,在分析坑蚀对构件静力学性能或疲劳性能的影响前,应明确对蚀坑采用何种简化表征形式。借助三维扫描技术结合逆向工程软件能较准确地还原蚀坑形貌并用于有限元软件建模^[5],但这无疑会大量增加分析成本,对蚀坑形状进行简化仍是必要的。

已有文献中常将构件局部单一蚀坑简化成半椭球体^[6-7]、半球形^[8],对于蚀坑口半径大于深度的宽浅型蚀坑还可以简化成球冠形^[9-10]。但这些简化基于对蚀坑形貌的大致观察后进行假设,并未提供严谨的简化依据。研究发现,蚀坑在表面的发展大于沿深度方向的发展,即形成宽浅型蚀坑是优选的^[11]。因此,为探究宽浅型蚀坑的合理简化表征形式,先推导了宽浅型蚀坑在经典的半椭球体、球冠形简化表征下的体积、横断面轮廓线曲率半径计算式;并基于已有 Q235 钢材试件电化学加速锈蚀试验、单轴拉压应变控制疲劳试验结果^[12]²²⁻⁵⁵,尝试从化学与物理力学两个角度,论证以上两种简化表征方法的适用性。

1 宽浅型蚀坑的两种简化表征形式及其几何性质差异

已有研究表明,腐蚀坑在构件表面上近似呈圆形^[13],因此可将其简化为旋转几何体。定义蚀坑口半径大于深度者为宽浅型蚀坑,则常有半椭球体、球冠形两种简化表征形式。

1.1 半椭球体简化表征

测量蚀坑口半径、深度两个方向的尺寸之后,将其简化成由四分之一椭圆绕其短轴旋转一周所得的半椭球体,则从蚀坑中间横截面切开,可得蚀坑剖面是一个半椭圆。分别以蚀坑口半径 w 、蚀坑深度 h 作为上述半椭圆的长半轴长、短半轴长,则描述该半椭圆的方程为

$$\frac{x^2}{w^2} + \frac{y^2}{h^2} = 1 \quad (1)$$

1.2 球冠形简化表征

若将局部宽浅型蚀坑处理成半球体的一部分,则其横断面轮廓线是一段劣弧,如图 1 所示。

根据垂径定理,圆心在 y 轴上,不难得到:

$$(r - h)^2 + w^2 = r^2 \quad (2)$$

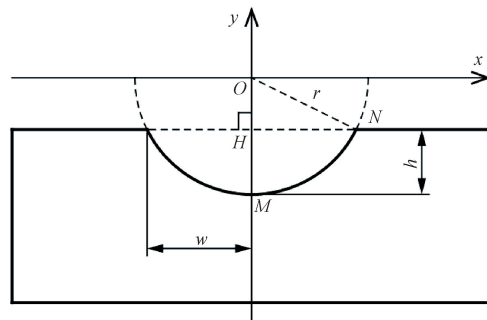


图 1 球冠形蚀坑示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the spherical cap shaped corrosion pit

于是进一步地可得圆的方程为

$$x^2 + y^2 = \frac{(h^2 + w^2)^2}{4h^2} \quad (3)$$

1.3 两种简化形式下蚀坑的几何性质差异

在后续分析中,电化学加速锈蚀试验需要根据预定得到的蚀坑的体积来控制通电锈蚀时间,而曲率半径反映形状改变的快慢从而影响蚀坑处应力分布,因此有必要讨论两种简化形式下,蚀坑体积及其横断面轮廓线曲率半径的相对偏差。

1.3.1 蚀坑体积差异

半椭球体蚀坑体积为

$$V_E = \int_0^h \pi \left[\sqrt{\left(1 - \frac{y^2}{h^2}\right) w^2} \right]^2 dy = \frac{2}{3} \pi w^2 h \quad (4)$$

球冠形蚀坑体积为

$$V_S = \int_{r-h}^r \pi (r^2 - y^2) dy = \pi r h^2 - \frac{1}{3} \pi h^3 \quad (5)$$

其中,由式(2)得出 $r = \frac{h^2 + w^2}{2h}$,代入式(5),则

$$V_S = \frac{1}{2} \pi w^2 h + \frac{1}{6} \pi h^3 \quad (6)$$

若定义蚀坑深径比为 $q = h/w$,并以蚀坑的球冠形简化表征为基准,可得半椭球体、球冠形蚀坑体积的相对偏差为

$$(V_E - V_S)/V_S = \left(\frac{1}{6} \pi q - \frac{1}{6} \pi q^3 \right) / \left(\frac{1}{2} \pi q + \frac{1}{6} \pi q^3 \right) = f(q) \quad (7)$$

进一步地,对 $f(q)$ 求导可得

$$f'(q) = -\frac{2}{9} \pi^2 q^3 / \left(\frac{1}{2} \pi q + \frac{1}{6} \pi q^3 \right)^2 \quad (8)$$

对于宽浅型蚀坑, $0 < q \leq 1$ 。令 $f(q) = 0$ 得 $q = 1$, 又 $f'(q) < 0$, 则 $f(q) \geq 0$, 说明采用半椭球简化表征相较于球冠形简化表征,所得蚀坑体积偏大,并且随着深径比减小,蚀坑体积相对偏差变大。

1.3.2 蚀坑横断面轮廓线曲率半径差异

蚀坑横断面半椭圆轮廓线与圆弧形轮廓线有一点很明显的区别:圆弧形轮廓线上各点曲率半径一致,而

半椭圆轮廓线上各点的曲率半径与点的位置有关。若蚀坑横断面轮廓线是半椭圆,根据切线斜率改变的速度可知,在其底部取到最大的曲率半径,在坑口处曲率半径最小。通过推导半椭圆上任一点的曲率半径可对此做进一步的解释。

假设半椭圆的方程由式(1)描述,根据对称性,取椭圆在第一象限内的图像研究其上任一点曲率,于是先有

$$y = \sqrt{\left(1 - \frac{x^2}{w^2}\right)h^2} = \frac{h}{w}\sqrt{w^2 - x^2}, 0 \leq x \leq w, 0 \leq y \leq h \quad (9)$$

代入曲率半径公式,得

$$R(x) = \frac{1}{K(x)} = \frac{(1 + y'^2)^{3/2}}{|y''|} = \frac{[(h^2 - w^2)x^2 + w^4]^{3/2}}{w^4 h}, \quad 0 \leq x \leq w, 0 \leq y \leq h \quad (10)$$

要分析椭圆上不同点曲率半径的变化情况,可对曲率半径函数求一阶导数:

$$R'(x) = \frac{d}{dx} \left\{ \frac{[(h^2 - w^2)x^2 + w^4]^{3/2}}{w^4 h} \right\} = \frac{3\sqrt{(h^2 - w^2)x^2 + w^4}}{w^4 h} (h^2 - w^2)x, \quad 0 \leq x \leq w, 0 \leq y \leq h \quad (11)$$

对于宽浅型蚀坑,有 $h \leq w$, 则在第一象限内, $R'(x) \leq 0$ 恒成立,因此第一象限内椭圆上任意位置处曲率半径随着 x 的增大而减小。这意味着将蚀坑简化成半椭圆体时,蚀坑横断面底部曲率半径最大,为 $R_{\max} = R(0) = w^2/h$; 而坑口曲率半径最小,为 $R_{\min} = R(w) = h^2/w$ 。

对于圆形缺口, R 等于圆的半径。在给定蚀坑的 w, h 时,若以蚀坑的球冠形简化表征为基准,则蚀坑横断面轮廓线底部曲率半径的相对偏差为

$$\frac{R_{\text{EL}} - R_{\text{SL}}}{R_{\text{SL}}} = \frac{1 - q^2}{1 + q^2} = g(q) \quad (12)$$

式中, $R_{\text{EL}}, R_{\text{SL}}$ 分别为半椭圆、圆坑底部曲率半径。

蚀坑横断面轮廓线顶部曲率半径的相对偏差为

$$\frac{R_{\text{ET}} - R_{\text{ST}}}{R_{\text{ST}}} = \frac{2q^3 - q^2 - 1}{q^2 + 1} = h(q) \quad (13)$$

式中, $R_{\text{ET}}, R_{\text{ST}}$ 分别为半椭圆、圆坑顶部曲率半径。

分别对 $g(q), h(q)$ 进一步求导可得

$$g'(q) = \frac{-4q}{(q^2 + 1)^2} \quad (14)$$

$$h'(q) = \frac{2q^4 + 6q^2}{(q^2 + 1)^2} \quad (15)$$

对于宽浅型蚀坑, $0 < q \leq 1$ 。令 $g(q) = 0$ 得 $q = 1$, 又 $g'(q) < 0$, 则 $g(q) \geq 0$, 说明采用半椭圆简

化表征相较于球冠形简化表征,所得蚀坑横断面轮廓线底部曲率半径偏大,并且随着深径比减小,即蚀坑越宽、越浅,坑底曲率半径相对偏差越大。令 $h(q) = 0$ 得 $q = 1$, 又 $h'(q) > 0$, 则 $h(q) \leq 0$, 说明将宽浅型蚀坑简化成半椭圆体相较于简化成球冠形,所得坑口曲率半径偏小,且随着深径比减小,偏离程度愈加显著。

2 基于电化学加速锈蚀试验结果的蚀坑简化表征分析

2.1 电化学加速锈蚀试验

以进行锈蚀 Q235 钢材低周疲劳试验为目的设计了 24 个试件^{[12]22-30}, 试件尺寸如图 2 所示,厚度为 8 mm。先对蚀坑采用上述半椭圆体简化表征方法,再以 $2w, h$ 为试验因子, $2w$ 设置成 5、6、8 mm 三水平, h 设计成 0.6、0.9、1.5、2.0 mm 四水平,共计 12 组,每组有两个试件形成对照。电化学加速锈蚀试验预处理过程及装置与文献[14]中描述的相似。利用环氧树脂对试件进行密封仅在其表面正中心位置留出一个一定面积的圆形裸露区域(圆形区域直径为 $2w$),在试件两个端头面各焊接一段引出电线的铜芯导线,先用环氧树脂密封再用防水胶带包裹,处理好的试件如图 3 所示。

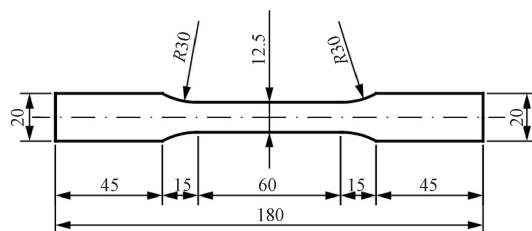


图2 试件总体尺寸

Fig. 2 Overall dimension of specimens



图3 处理好的试件

Fig. 3 Processed specimens

为保证通电锈蚀过程中各试件电流密度一致,将预定蚀坑直径相同的每 8 个试件分成 A、B 两组分别串联,直流电源正极与试件相连,负极与铜片相连,试件、铜片一起浸泡于 5% 的 NaCl 溶液中,试验装置如图 4 所示。

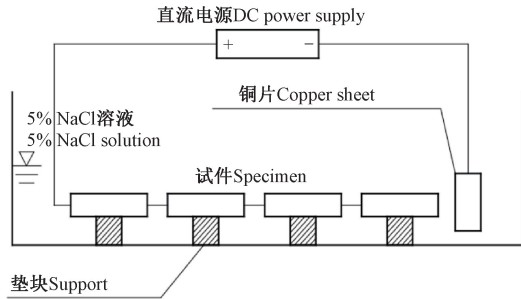


图 4 锈蚀试验装置
Fig. 4 Corrosion test device

在给定的电化学腐蚀试验条件下, 蚀坑体积与通电时间的关系可由法拉第定理描述:

$$\Delta V = \frac{\Delta m}{\rho} = \frac{AIt}{ZF\rho} \quad (16)$$

式中, ΔV 和 Δm 分别为钢材试件由于锈蚀而损失的体积和质量, 单位分别是 mm^3 和 g ; ρ 为钢材密度, $\rho = 7.85 \times 10^{-3} \text{ g/mm}^3$; A 为锈蚀物的原子量, 对于钢材取 $A = 56$; I 为通电电流, 试验中 $I = 0.01 \text{ A}$; t 为通电时间, 单位是 s ; Z 为反应电极化学价, 试验中铜极取 $Z = +2$; F 为法拉第常数, 一般 $F = 96\,500 \text{ A}\cdot\text{s}$ 。结合法拉第定理, 由预计得到的半椭球体蚀坑的体积计算并控制通电时间, 如表 1 所示。

待试件全部锈蚀完成后, 去除试件表面的环氧树脂, 用稀盐酸酸洗以去除蚀坑处表面浮锈, 酸洗之后用清水洗净、烘干, 如图 5 所示。用游标卡尺测量局部锈坑的二维尺寸, 即蚀坑口半径和蚀坑的深度 (取蚀坑最深处所对应的数值), 记录数值如表 1 所示。24 个试件上宽浅型蚀坑的深径比在 0.171 (S31A) ~ 0.782 (S14B), 因此蚀坑体积相对偏差为 16.3% ~ 32.5%, 蚀坑横断面轮廓线底部、顶部曲率半径相对偏差 (取绝对值) 则分别达到了 19.4% ~ 94.3%、40.7% ~ 99.0%。

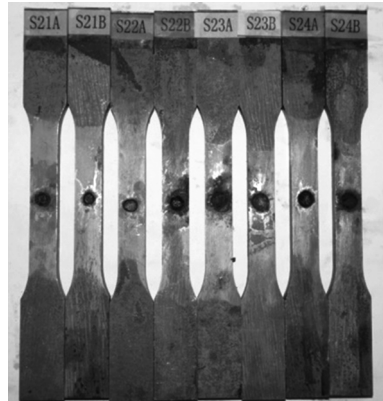


图 5 酸洗后试件
Fig. 5 Specimens after pickling

表 1 实测蚀坑体积与预定锈损量对比

Tab. 1 Comparison between measured pits' volumes and the scheduled corrosion loss

试件编号 Specimen number	通电时间 Power on time /h	w/mm	h/mm	$\Delta V/\text{mm}^3$	V_E/mm^3	V_S/mm^3	$e_1/\%$	$e_2/\%$
S11A	5.9	2.350	0.60	7.851	6.940	5.318	-11.6	-32.3
S11B	5.9	2.415	0.80	7.851	9.772	7.597	24.5	-3.2
S12A	8.9	2.600	1.10	11.843	15.574	12.377	31.5	4.5
S12B	8.9	2.590	1.06	11.843	14.892	11.793	25.8	-0.4
S13A	14.8	2.715	1.60	19.694	24.701	20.671	25.4	5.0
S13B	14.8	2.640	1.53	19.694	22.334	18.625	13.4	-5.4
S14A	19.7	2.825	1.89	26.214	31.591	27.228	20.5	3.9
S14B	19.7	2.685	2.10	26.214	31.708	28.630	21.0	9.2
S21A	8.5	2.890	0.63	11.311	11.020	8.396	-2.6	-25.8
S21B	8.5	2.795	0.74	11.311	12.107	9.293	7.0	-17.8
S22A	12.8	3.140	0.84	17.032	17.346	13.320	1.8	-21.8
S22B	12.8	3.200	1.05	17.032	22.519	17.495	32.2	2.7
S23A	21.2	3.565	1.38	28.210	36.733	28.926	30.2	2.5
S23B	21.2	3.505	1.52	28.210	39.109	31.171	38.6	10.5
S24A	28.3	3.255	2.08	37.657	46.156	39.328	22.6	4.4
S24B	28.3	3.325	2.02	37.657	46.773	39.395	24.2	4.6
S31A	15.1	3.735	0.64	20.093	18.699	14.162	-6.9	-29.5
S31B	15.1	3.755	0.78	20.093	23.034	17.524	14.6	-12.8
S32A	22.7	3.760	1.15	30.206	34.051	26.335	12.7	-12.8
S32B	22.7	3.830	1.09	30.206	33.487	25.794	10.9	-14.6
S33A	37.8	4.300	1.99	50.299	77.063	61.924	53.2	23.1
S33B	37.8	4.260	2.01	50.299	76.397	61.549	51.9	22.4
S34A	50.4	4.250	1.81	67.065	68.472	54.459	2.1	-18.8
S34B	50.4	4.160	1.87	67.065	67.778	54.257	1.1	-19.1

2.2 实测蚀坑体积与预定锈蚀量对比

式 (16) 反映,进行电化学加速锈蚀试验的前提是先预设蚀坑形状,从而才能计算蚀坑体积并控制通电时间。因此,若预设的蚀坑形状越接近电化学腐蚀所得蚀坑真实形貌,锈蚀试验后实测蚀坑尺寸与预定得到的蚀坑尺寸整体相对偏差越小,意味着相应的半椭球体积 V_E 或球冠形体积 V_S 应与预定锈蚀体积 ΔV 越接近。表 1 中给出了体积相对偏差 $e_1 = (V_E - \Delta V)/\Delta V$ 、 $e_2 = (V_S - \Delta V)/\Delta V$, 以反映 V_E 或 V_S 与 ΔV 的接近程度。

从表 1 中可以看出,各蚀坑的深度都小于坑口半径,属于宽浅型蚀坑。若简化成半椭球体蚀坑,则实测蚀坑体积对比电化学算法预定锈蚀量整体偏大,仅 3 个蚀坑体积比预定锈蚀量小;而如果简化成球冠形蚀坑,则蚀坑体积对比电化学腐蚀预定锈蚀量有大有小,整体上分布均匀。对于半椭球体简化表征,蚀坑实测体积对比预定锈蚀量最大偏差达到 53.2%,简化成球冠形蚀坑时只有 32.3%。以上说明,蚀坑的球冠形简化表征相较于半椭球体简化表征,更能体现电化学加速锈蚀过程的稳定性。再分别取体积相对偏差的绝对值,求和并取平均,可得对应半椭球体简化表征方法的实际蚀坑体积与预定蚀坑体积的平均偏差是 20.26%,而对应球冠形简化表征方法的平均偏差只有 12.80%。显然后者相较于前者,由蚀坑造成的试件体积损失与预定锈蚀量更加接近。综上,可初步认为试件上宽浅型蚀坑真实形貌更接近球冠形。

3 基于疲劳断裂试验结果的蚀坑简化表征分析

3.1 疲劳断裂试验

锈蚀后试件的疲劳试验在室温下进行^{[12]30-55},试验装置为 MTS809 型拉扭电液伺服材料试验机,加载方式选择如下:轴向应变控制;按三角波形加载;单轴不对称循环加载,应变比为 $-1/3$,其中拉应变为 0.3%,压应变为 0.1%;加载频率为 0.5~1 Hz。试验采用匀速缓慢加载方式,不考虑应变速率的影响。应变由拉扭引伸计测量,所使用引伸计的型号为 MTS632.68F-08,其在试件上的安装如图 6 所示,轴向标距为 25 mm,两个刀口对称放置于试件蚀坑区域外的两侧。每个坑蚀试件疲劳试验结束的标志均为试件的最终断裂。最后从试件疲劳断裂处截取了长约 1 cm 的试样,先用酒精溶液对试件断口进行超声波清洗,再使用光学显微镜对试件的宏观疲劳断口进行拍摄。典型试件 S12B、S14B、S21A 和 S34B 的疲劳断口如图 7 所示。

3.2 有限元模型的建立

先以蚀坑的半椭球体简化表征为例,结合试件几

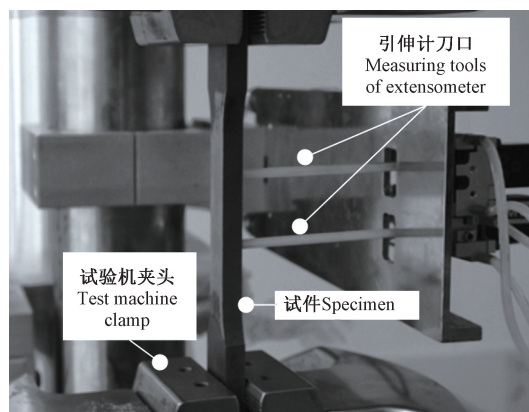


图 6 应变疲劳试验加载装置

Fig. 6 Loading device of the strain fatigue test

何、约束条件的对称性,在 Ansys WorkBench 中可只取试件有效标段的 1/4 结构进行分析。材料特性按试件 Q235 钢的真实情况输入,弹性模量 $E = 215\,000\text{ MPa}$,取泊松比 $\mu = 0.23$ 。选用二阶四面体单元 Solid187,采用自由网格划分,网格过渡设置为“Slow”,以更好地适应蚀坑处不规则的几何形貌。但为了准确分析蚀坑处的应力分布,还应在蚀坑局部选取蚀坑曲面、试件对称平面上与蚀坑相交的三条边线进行局部网格加密,如图 8 所示。

因为拉力大小不影响单轴拉伸时危险点判定,所以可在对称结构模型远离蚀坑的端面上施加大小为 100 MPa 的拉力,沿着蚀坑横纵两个方向切面施加“Symmetry”对称约束。在进行计算求解前,应明确分析该获取何种应力结果。首先,观察到在疲劳试验过程中,试件疲劳破坏之前,没有任何征兆,都表现为脆性破坏^{[12]32-35},而经典材料力学理论认为最大拉应力准则更适用于脆性断裂;其次,文献[15-16]发现用最大拉伸主应力预测疲劳裂纹萌生位置和路径,能与试验观测结果吻合良好。因此,拟获取最大拉伸主应力作为有限元分析结果。

依照上述分析流程,建立起蚀坑的半椭球体表征下 24 个局部锈蚀试件有限元模型。对单元尺寸的研究表明,当“整体+局部”的网格精度达到“0.5 mm + 0.1 mm”时所有试件模型应力分析结果收敛。当蚀坑简化成球冠形时,经验证可采用与半椭球体简化表征时一致的有限元分析流程。

3.3 有限元分析结果与试验结果对比

无论将蚀坑简化成半椭球体还是球冠形,各试件危险区域都位于正中净截面积最小的横截面上,与试件实际疲劳断裂面一致。以典型试件 S12B、S14B、S21A 和 S34B 为例,选择蚀坑横断面(危险截面)轮廓线(图 1 中弧段 MN)定义“Path”,还能得到蚀坑横断面轮廓线上应力分布情况,如图 9 所示。

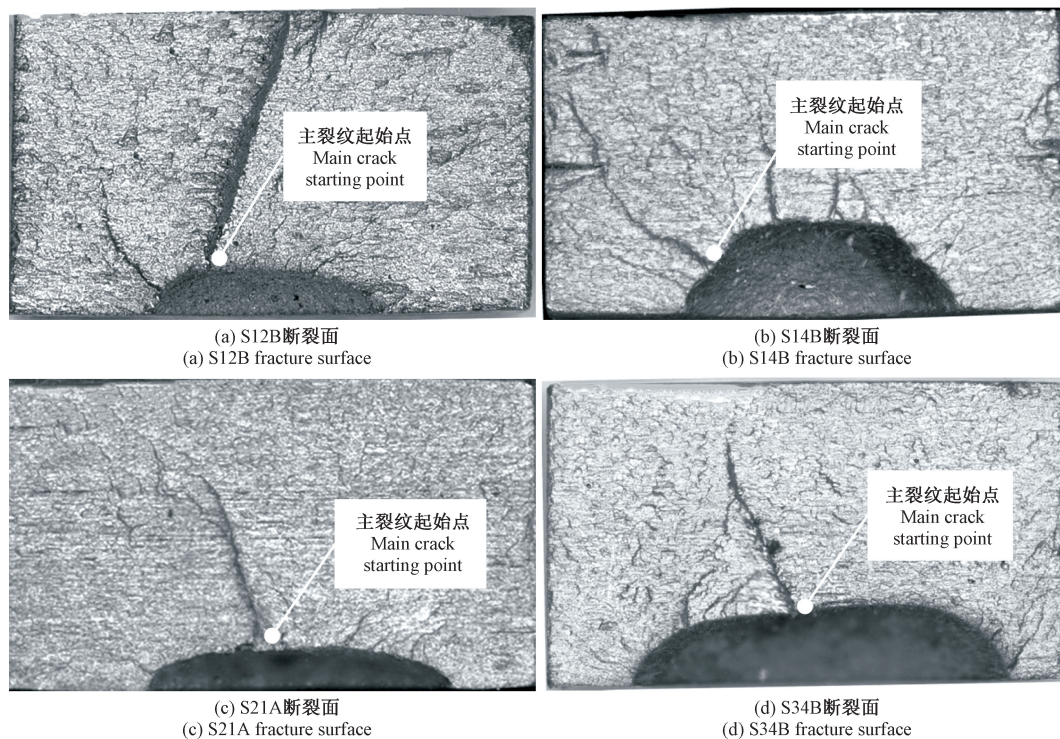


图7 典型试件宏观疲劳断口

Fig. 7 Macro fatigue fracture of typical specimens

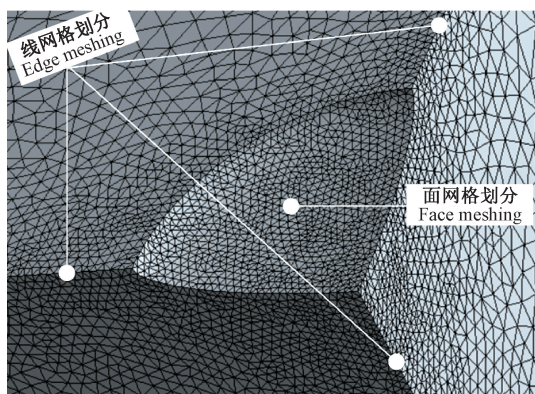


图8 有限元分析几何模型

Fig. 8 Finite element analysis geometric model

结合图9与图7可以看出,若将蚀坑简化成半椭球体,单轴拉伸时典型坑蚀试件模型危险点(最大应力点)均在蚀坑口边缘,而实际上试件的疲劳主裂纹却不会从蚀坑口附近萌生;若将蚀坑简化成球冠形,3个典型试件应力数值自坑底向坑口递减,危险区域位于蚀坑底部,仅深径比 h/w 较大的S14B危险点会明显偏向坑口方向。特别地,以S14B为例,由图9(b)可以看出,半椭球体简化表征时蚀坑危险点与坑口距离占整段轮廓曲线长度的 $(3.772-3.574)/3.772=5\%$,而球冠形简化表征时占比为 $(3.672-2.481)/3.672=32\%$,实际疲劳主裂纹也大致萌生于相应蚀坑横断面轮廓线稍偏坑口方向的三分点处;并且,采用半椭球体简化表征时坑底、坑口应力数值差别较大,而采用球冠

形简化表征时自坑底向危险点的弧段上应力变化平缓,应力数值接近,意味着若蚀坑真实形貌更接近球冠形,则可能在坑底与主裂纹之间还有多条清晰可见的裂纹,这与试件S14B疲劳断裂面裂纹分布情况吻合良好。

另外,图9反映出在蚀坑的两种简化形式下,蚀坑横断面轮廓线上应力分布差别较大。究其原因,推测主要受蚀坑横断面轮廓线曲率半径差异的影响。仍以试件S14B为例,若将试件上蚀坑分别简化成半椭球体、球冠形,则蚀坑横断面轮廓线底部、顶部曲率半径相对偏差(取绝对值)分别达到了94.3%、99%。并且,对于半椭球体蚀坑,应力数值近似从坑底向坑口递增,对应椭圆轮廓线的曲率半径自坑底向坑口递减的结论,曲率半径越小,一般可认为此处越尖锐,应力集中程度也更高;球冠形蚀坑对应圆弧轮廓线上曲率半径处处相同,这可能是造成S14B坑底至危险点连线之间应力数值接近的原因。

24个坑蚀钢材试件应力分布情况与实际疲劳主裂纹起始点的对比大致与这4个典型试件相同,将试件上宽浅型蚀坑简化成球冠形相较于简化成半椭球体明显能更好地描述疲劳主裂纹萌生状态,因此进一步认为蚀坑真实形貌更接近球冠形。

4 结论

先推导了同一宽浅型蚀坑采用半椭球体、球冠形

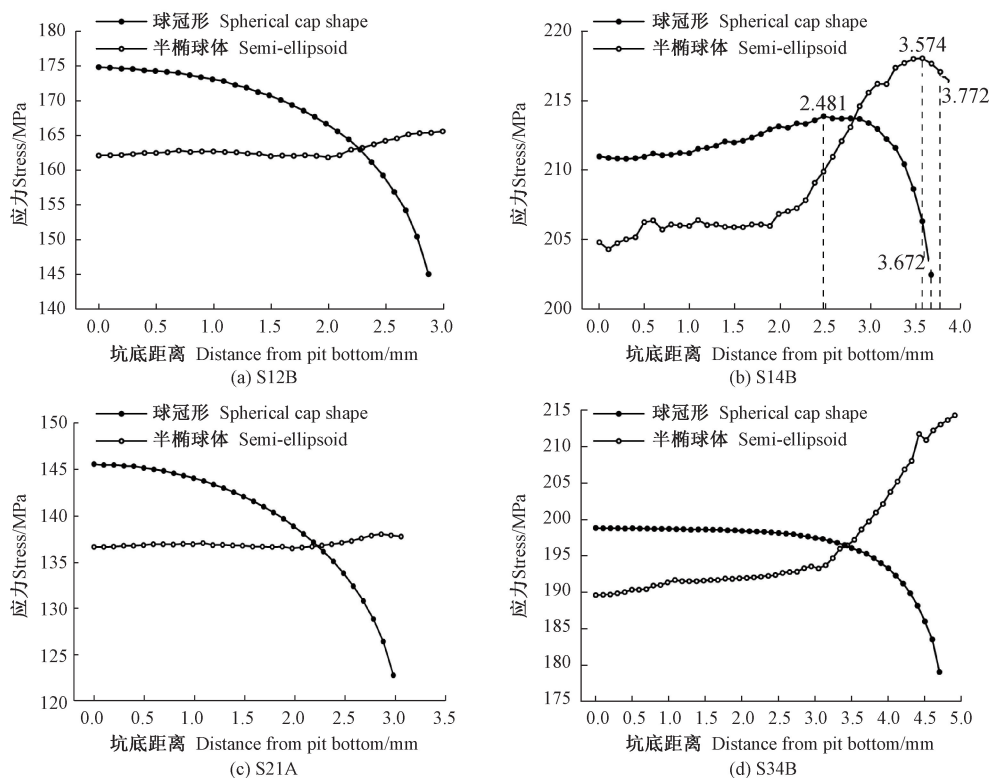


图9 典型试件蚀坑横断面轮廓线应力分布

Fig. 9 Stress distribution of cross section contour line of corrosion pits of typical specimens

简化形式时的几何性质差异,再分析以上两种不同蚀坑简化方法与坑蚀 Q235 钢材试件电化学加速锈蚀试验结果、应变疲劳试验断裂情况之间的关联,得出以下结论:

1) 将 24 个坑蚀钢材试件上局部宽浅型蚀坑分别简化成半椭球体、球冠形,并以球冠形简化表征方法为基准,则两种简化形式下,蚀坑体积、横断面轮廓线曲率半径差异均随着深径比的减小而增大,蚀坑体积相对偏差在 16.3% ~ 32.5%,蚀坑横断面轮廓线底部、顶部曲率半径相对偏差(取绝对值)分别为 19.4% ~ 94.3%、40.7% ~ 99.0%。

2) 将钢材试件上宽浅型蚀坑简化成球冠形相较于简化成半椭球体,更能体现电化学加速锈蚀过程的稳定性,实测蚀坑体积对比由法拉第定律计算的预定锈蚀量偏差分布均匀,前者最大偏差与取绝对值后计算的平均偏差分别为 32.3%、12.8%,优于后者的 53.2%、20.26%,从化学角度论证了试件上宽浅型蚀坑的真实形貌更接近球冠形。

3) 若采用最大拉伸正应力值预测单轴拉压应变控制时疲劳主裂纹萌生位置,则球冠形蚀坑最大应力点大部分位于坑底,仅深径比较大时向上偏移,位于坑底与坑口连线之间偏坑口方向的三分点附近;半椭球体蚀坑最大应力点位于坑口边缘。球冠形蚀坑所指示的危险区域能更好地与试件实际疲劳主裂纹萌生位置

吻合,从物理力学角度说明了将试件上宽浅型蚀坑简化成球冠形是更合理的选择。

4) 半椭球体、球冠形蚀坑横断面轮廓线曲率半径的显著差异,是应力分布情况差别较大的主要原因。

参考文献 (References)

- [1] ZHANG X L, NOËL-HERMES N, FERRARI G, et al. Localized corrosion of mooring chain steel in seawater [J]. Corrosion and Materials Degradation, 2022, 3(4): 53-74.
- [2] 李优华,陈超,杨世豪,等.点蚀坑三维形貌对齿轮齿面应力集中影响的研究[J].机械强度,2022,44(2):376-382.
LI YouHua, CHEN Chao, YANG ShiHao, et al. Study on the influence of the three-dimensional morphology of the gear pitting pits on stress concentration of tooth surface [J]. Journal of Mechanical Strength, 2022, 44(2): 376-382 (In Chinese).
- [3] 马亚飞,王强,王磊,等.不同缺口类型钢筋力学性能试验及数值分析[J].建筑材料学报,2019,22(2):245-253.
MA YaFei, WANG Qiang, WANG Lei, et al. Experimental and numerical analysis on mechanical behavior of different notched steel bars [J]. Journal of Building Materials, 2019, 22(2): 245-253 (In Chinese).
- [4] 张川,姚卫星.危险蚀坑评判及疲劳寿命计算[J].机械强度,2013,35(2):207-213.
ZHANG Chuan, YAO WeiXing. Judgment of critical pits and calculation of fatigue life [J]. Journal of Mechanical Strength, 2013, 35(2): 207-213 (In Chinese).
- [5] SHOJAI S, SCHAUMANN P, BRAUN M, et al. Influence of pitting corrosion on the fatigue strength of offshore steel structures based on

- 3D surface scans [J]. International Journal of Fatigue, 2022, 164: 107128.
- [6] LI Z L, LI S L, XU G Q, et al. The framework of hot corrosion fatigue life estimation of a PM superalloy using Notch fatigue methodology combined with pit evolution [J]. International Journal of Fatigue, 2021, 153: 106483.
- [7] ÁLVAREZ M, MUÑOZ-CALVENTE M, URRESTI I, et al. Fatigue life estimation of pre-corroded 42CrMo4 subjected to accelerated pitting corrosion method [J]. International Journal of Fracture, 2022, 234 (1/2): 69-80.
- [8] MOLLAPOUR Y, POURSAEIDI E. Experimental and numerical analysis of Pitting Corrosion in CUSTOM 450 Stainless Steel [J]. Engineering Failure Analysis, 2021, 128: 105589.
- [9] RACOT A, AUBERT I, TOUZET M, et al. Statistical analysis of the pitting corrosion induced by potentiostatic pulse tests of wrought and SLM 316L stainless steels [J]. Corrosion Science, 2022, 197: 110036.
- [10] ZHAO Y X, XU X Y, WANG Y Z, et al. Characteristics of pitting corrosion in an existing reinforced concrete beam exposed to marine environment [J]. Construction and Building Materials, 2020, 234: 117392.
- [11] MOLLAPOUR Y, POURSAEIDI E, PEDRAM O. Study of pitting corrosion under actual operating conditions of a first stage compressor blade [J]. Engineering Failure Analysis, 2022, 131: 105822.
- [12] 袁丽佳. 局部锈蚀钢材低周疲劳性能的试验研究与理论分析 [D]. 南宁: 广西大学, 2015: 22-55.
- YUAN LiJia. Experimental study and theoretical analysis on low-cycle fatigue performance of local corroded steel [D]. Nanning: Guangxi University, 2015: 22-55 (In Chinese).
- [13] LI H, ZHANG J W, WU S C, et al. Corrosion fatigue mechanism and life prediction of railway axle EA4T steel exposed to artificial rainwater [J]. Engineering Failure Analysis, 2022, 138: 106319.
- [14] CHEN J, DIAO B, HE J J, et al. Equivalent surface defect model for fatigue life prediction of steel reinforcing bars with pitting corrosion [J]. International Journal of Fatigue, 2018, 110: 153-161.
- [15] BRANCO R, COSTA J D, BORREGO L P, et al. Comparison of different one-parameter damage laws and local stress-strain approaches in multiaxial fatigue life assessment of notched components [J]. International Journal of Fatigue, 2021, 151: 106405.
- [16] BRANCO R, PRATES P, COSTA J D, et al. On the applicability of the cumulative strain energy density for Notch fatigue analysis under multiaxial loading [J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2022, 120: 103405.