

门式起重机主梁蚀坑-裂纹模型应力强度因子研究

王欣^{*1}, 张峰¹, 郭晓光², 王远友², 滕儒民¹

(1. 大连理工大学 机械工程学院, 辽宁 大连 116024;

2. 大连船舶重工集团有限公司, 辽宁 大连 116000)

摘要: 造船门式起重机长期服役在沿海的潮湿盐雾环境中, 主梁多处受腐蚀疲劳形成了蚀坑, 影响了结构强度. 腐蚀疲劳裂纹成核是一个局部损伤演化的过程, 应力强度因子准则是判定蚀坑处萌生裂纹的临界条件之一. 在门式起重机有限元模型的基础上建立了蚀坑-裂纹模型, 并使用 ANSYS 软件对复杂边界条件下应力强度因子进行了仿真计算. 结果显示, 预制裂纹深度和蚀坑深径比影响了应力强度因子的取值, 随着蚀坑深径比的增大, 蚀坑-裂纹模型的应力强度因子明显增大. 应力集中现象可能是引起裂纹萌生的主要因素, 蚀坑半径的变化对应力强度因子的影响并不明显. 根据半椭圆点蚀假设, 提出了蚀坑处应力强度因子与应力集中系数的关系式, 发现蚀坑对应力强度因子的影响与应力集中系数正相关; 随着蚀坑深径比的增大, 裂纹萌生位置会随着应力集中位置的变化而变化.

关键词: 门式起重机; 蚀坑; 有限元; 应力强度因子

中图分类号: TH213

文献标识码: A

doi: 10.7511/dllgxb202402007

0 引言

门式起重机在沿海露天环境中盐氯离子的长期腐蚀下会产生较大的蚀坑, 这些蚀坑对门式起重机结构造成何种程度的影响是研究其剩余疲劳寿命的关键. 当门式起重机受载工作时, 蚀坑边缘会产生严重的应力集中现象, 导致裂纹萌生, 严重危害构件的强度和损伤容限性能, 最终会导致金属板材的断裂失效.

为了解蚀坑对裂纹萌生扩展的影响, 大量学者进行了深入的研究. Pidaparti 等^[1]对蚀坑边缘的应力集中现象进行了系统分析. Kondon^[2]最早研究了蚀坑向腐蚀疲劳裂纹过渡并提出了理论模型. Pyun 等^[3]在 Kondon 提出的模型基础上进行了进一步的研究, 发现在腐蚀疲劳耦合作用过程中早期点蚀演化占主导地位, 随后被腐蚀疲劳裂纹扩展所替代. Rokhlin 等^[4]研究了裂纹在蚀坑处的萌生位置. 黄小光等^[5]研究了点蚀演化及腐蚀疲劳裂纹成核的能量原理, 根据蚀坑向腐蚀疲劳裂纹成核转化的应力强度因子准则确定了裂纹

成核的临界蚀坑尺寸, 并基于能量原理预测腐蚀疲劳裂纹成核寿命. Taylor^[6]和 Pluvinaige^[7]通过理论分析和试验验证提出了基于临界距离的缺口、裂纹的统一模型和缺口应力强度因子的概念. Remes 等^[8]基于滑移带塑性不可逆的疲劳机制, 提出了一种微观短裂纹的模拟方法, 获得了腐蚀疲劳裂纹成核以及微观短裂纹的扩展规律. Tanaka 等^[9]基于微观短裂纹的成核机制, 提出了 Tanaka-Mura 模型.

国内也有很多学者将腐蚀疲劳相关理论用于工程实际中, 徐善华等^[10]研究了桥梁锈蚀高强度钢丝的疲劳性能以及疲劳断裂机理, 并为基于断裂力学理论的锈蚀高强度钢丝疲劳寿命评价提供了试验依据; 宋德双等^[11-12]研究了管道在内压作用下的蚀坑-裂纹应力强度因子的变化规律; 郁大照等^[13]对航空用铝合金进行了疲劳试验, 分析了将蚀坑等效为表面裂纹的可行性.

当金属构件同时受到腐蚀和交变荷载作用时, 应力集中易发生在初始缺陷处, 腐蚀疲劳损伤

收稿日期: 2023-01-07; 修回日期: 2024-01-08.

基金项目: 辽宁省高校创新团队资助项目(LT2014001).

作者简介: 王欣^{*}(1972—), 女, 博士, 副教授, 硕士生导师, E-mail: wangx@dlut.edu.cn; 张峰(1997—), 男, 硕士生, E-mail: 1254239774@qq.com.

也在该处累积,当损伤值达到临界状态时裂纹开始萌生,很多学者在进行金属试件的预腐蚀疲劳加载试验后发现裂纹总是从蚀坑处萌生并扩展^[13-16]. 本文通过分析不同尺寸参数下蚀坑肩部和底部应力,发现最大应力集中处会随着深径比的增大逐渐从蚀坑底部过渡到蚀坑肩部,蚀坑边缘也易产生裂纹,这与 Kondon 假设的裂纹萌生临界深度和其他学者^[10-12]所采用的预制在蚀坑底部的裂纹模型有所不同,因此进一步研究蚀坑处的应力集中现象,分析蚀坑这一初始缺陷对裂纹萌生的影响以及蚀坑处腐蚀疲劳裂纹成核临界尺寸仍有重要意义. 为此本文引入半椭圆点蚀假设,分析蚀坑处腐蚀疲劳裂纹成核与蚀坑深径比之间的关系,计算蚀坑向裂纹转化的临界特征应力及腐蚀疲劳裂纹成核寿命预测,所得结果可为门式起重机寿命安全评估提供参考.

1 门式起重机有限元模型与子模型分析

根据研究对象 900 t×182 m 造船门式起重机的结构,建立有限元模型,如图 1(a)所示,单元总数为 386 916,节点总数为 425 224,边界条件依据研究工况,在主梁跨中处施加 900 t 荷载. 由于门式起重机整体结构有限元模型由板壳单元建立,无法直接模拟微小的椭圆形蚀坑,且整体模型网格划分时尺寸较大,在进行局部分析时需要细化网格,于是采用局部结构分析的子模型法. 子模型法又称切割边界位移法或特定边界位移法,其理论基础为圣维南原理,采用子模型法可实现精细化分析和不同单元之间的边界条件转换. 具体过程为计算整体结构模型,切割需要分析的位置,提取板壳单元边界条件进行插值计算并施加到子模型中,最后进行子模型的求解.

子模型为中心带有椭圆形蚀坑的平板,尺寸为 2 000 mm×1 000 mm×80 mm,位于门式起重机板壳模型主梁跨中下盖板,如图 1(b)所示. 对板壳单元建立的门式起重机有限元模型在此处提取边界条件,并施加到子模型中,便可在子模型中研究应力强度因子的影响.

在有限元方法中计算应力强度因子主要有相互积分法和扩展有限元法,为验证其准确性,采用两种方法在子模型中对裂纹进行仿真,在光滑表面无蚀坑时的下表面垂直于主梁跨度方向预设半圆形裂纹,裂纹为厚度为零的二维表面裂纹,形状

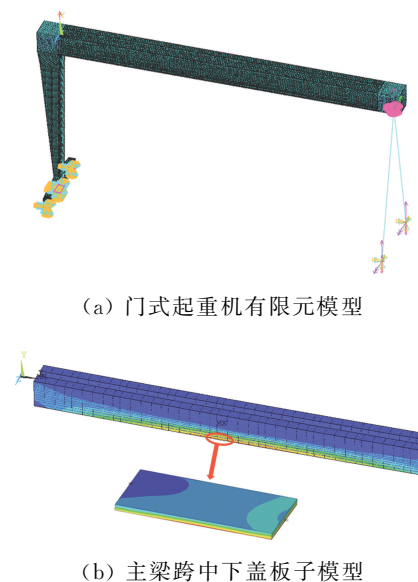


图1 门式起重机有限元模型与子模型

Fig. 1 Portal crane finite element model and sub-model

如图 2(a)所示. 计算裂纹在门式起重机跨中受载时的应力强度因子, I、II、III 型裂纹应力强度因子有限元计算值如图 2(b)、(c)、(d)所示.

分析门式起重机主梁截面可知,如图 3(a)所示,当跨中处受载时,主梁截面箱型结构承受弯矩,对于主梁上、下盖板来说其远离形心,进行力学分析时可将其认为只受沿轴线方向的压应力与拉应力,有限元计算结果也表明跨中下盖板子模型第一主应力沿截面宽度方向的应力梯度分布绝对值较小,如图 3(b)所示,因此在进行应力强度因子计算时可将其等效为受轴线方向均匀拉力,理论计算与有限元仿真结果对比也表明其合理性.

剖面为半椭圆形的表面裂纹承受均匀拉力时裂纹前缘强度因子可写为^[17]

$$K_I = M_I \sigma \frac{\sqrt{\pi b}}{E(k)} \left[\sin^2 \theta + \left(\frac{b}{a} \right)^2 \cos^2 \theta \right]^{1/4} \quad (1)$$

式中:应力 σ 由计算工况下子模型结果给出,取值为 152.36 MPa; $E(k)$ 为第二类完全椭圆积分; M_I 为表面形状修正系数,查表取固定值 1.03; a 为裂纹半径; b 为裂纹深度; 裂纹形状比 b/a 取 1. 门式起重机跨中下盖板板厚为 80 mm.

相互积分法和扩展有限元法与理论计算公式(1)的计算结果对比见表 1,可以看出相互积分法的精度更高,其采用对称网格可以减少局部离散误差,且相互积分法与路径无关,可绕开裂尖奇异区. 因此本文后续分析均采用相互积分法计算蚀

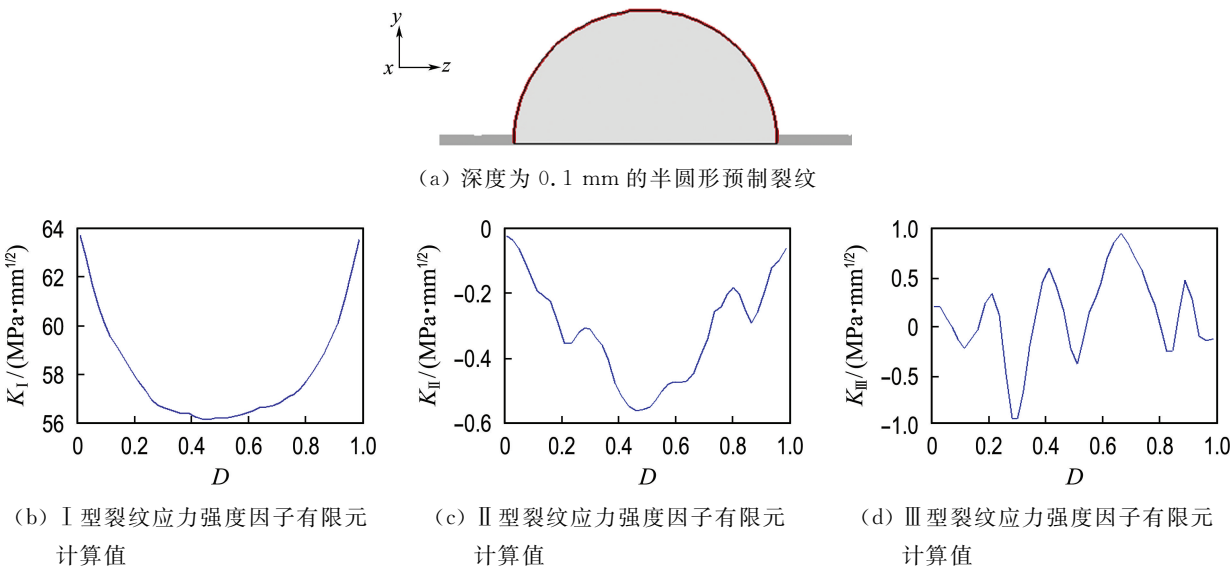


图 2 无蚀坑时主梁跨中下盖板下表面裂纹应力强度因子有限元计算值

Fig. 2 Finite element calculated value of stress intensity factor for cracks on the lower surface of the lower cover at mid-span of the main girder without corrosion pits

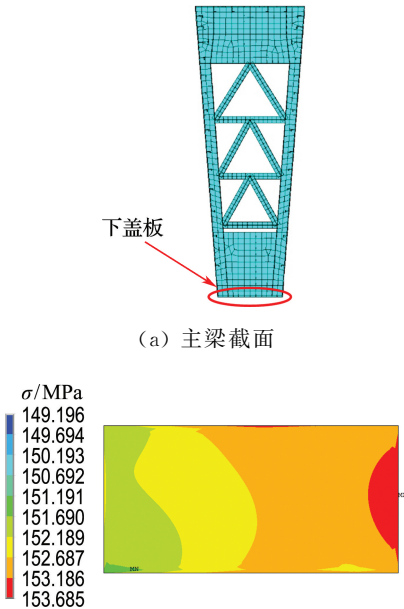


图 3 门式起重机主梁截面结构与跨中下盖板子模型第一主应力云图

Fig. 3 The main girder cross-sectional structure of portal crane and the first principal stress nephogram of the lower cover at mid-span in sub-model

坑-裂纹模型的应力强度因子,将蚀坑和裂纹作为一个整体模型,研究门式起重机受载下主梁跨中下盖板下表面蚀坑形态及裂纹形态对裂纹应力强度因子的影响规律.

表 1 主梁跨中下盖板下表面光滑无蚀坑时 I 型裂纹应力强度因子

Tab. 1 Type I crack stress intensity factor for the lower smooth surface of the lower cover at mid-span of the main girder without corrosion pits

裂纹半径 a/mm	裂纹最深处 $K_I / (\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2})$			相对误差 / %	
	理论计算	相互积分法	扩展有限元法	相互积分法	扩展有限元法
0.1	56.00	56.13	53.44	0.23	-4.57
0.2	79.19	79.41	75.49	0.28	-4.67
0.3	96.99	97.16	93.56	0.18	-3.54
0.4	111.99	112.19	110.35	0.18	-1.46
0.5	125.21	125.02	122.75	-0.15	-1.96
1.0	177.08	176.21	169.36	-0.49	-4.36

2 蚀坑-裂纹模型

由于蚀坑多发现于主梁盖板中部积水位置,远离焊缝,因此蚀坑模型建立在金属母材处,不考虑焊缝等影响,椭球形蚀坑三维模型如图 4 所示.蚀坑表面形状为半径为 r 的圆形,竖直方向剖面为半椭圆形, d 为蚀坑深度.蚀坑-裂纹模型中的裂纹均简化为半圆形的表面裂纹,方向垂直于门式起重机主梁跨度方向,如图 4(b)所示.蚀坑处的裂纹萌生过程是在腐蚀和疲劳荷载的共同影响下发生的,Zhao 等^[18]通过腐蚀疲劳试验,发现当

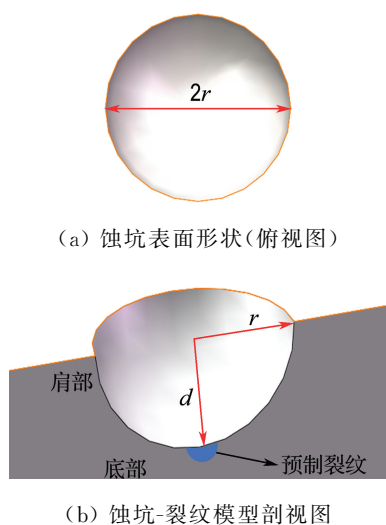


图4 椭球形蚀坑三维模型

Fig. 4 3D model of an ellipsoidal corrosion pit

峰值应力接近或高于材料屈服应力时,裂纹由蚀坑处萌生成核,而后在蚀坑底部或肩部应力集中处转变为裂纹.这一过程的主要原因是蚀坑造成的应力集中,使得腐蚀疲劳裂纹成核处应力强度因子超过门槛应力强度因子 ΔK_{th} .

由图5可知,对于相同深径比的蚀坑,蚀坑沿半径方向的扩展对应力集中的影响较弱,随着深径比的增大应力集中系数 K_t 随蚀坑半径 r 的增大上升速率有所增加,但并不明显;对应力集中影响较大的因素是深径比,对于相同半径的蚀坑,深径比的增大会极大地引起应力集中现象,最大应力增加幅度在50%左右;深径比较小时蚀坑底部的应力集中现象较蚀坑肩部更为明显,随着深径比的增大,最大应力集中区域从蚀坑底部逐渐过渡到蚀坑肩部,这意味着蚀坑较浅时裂纹更有可能从蚀坑底部萌生,当蚀坑较深时更易从蚀坑肩部萌生表面裂纹.

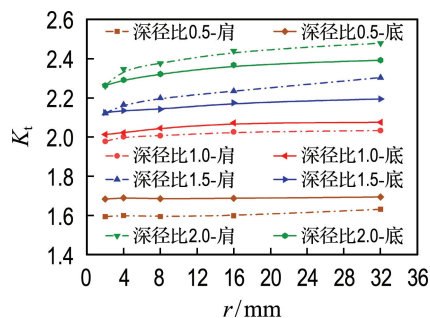
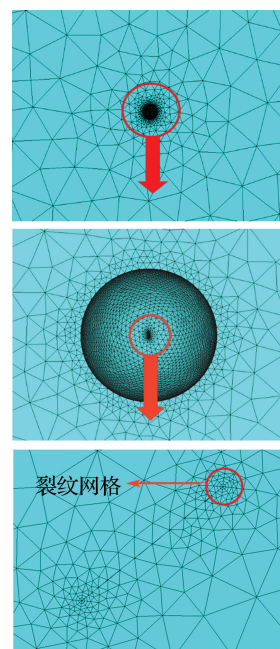


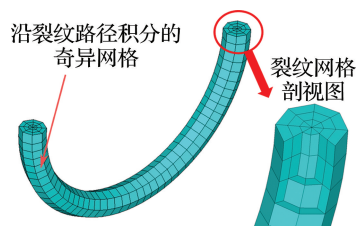
图5 不同尺寸下蚀坑肩部和底部的应力集中系数

Fig. 5 Stress concentration coefficients at the shoulder and bottom of corrosion pits under different sizes

Harlow 等^[19]通过研究金属表面点蚀演化分布情况,认为点蚀演化始终为半椭球体,因此在蚀坑-裂纹实体建模中采用不同深径比的半球形凹坑模拟蚀坑,如图6(a)所示.蚀坑处的裂纹由于需要采用相互积分法保证应力强度因子的计算精度,需在裂纹尖端植入奇异单元,如图6(b)所示.



(a) 蚀坑-裂纹有限元模型



(b) 裂纹前缘处奇异网格

图6 蚀坑-裂纹有限元模型和裂纹前缘处奇异网格

Fig. 6 Corrosion pit-crack finite element model and singular mesh at the crack front

3 蚀坑-裂纹模型应力强度因子分析

本文建立的蚀坑-裂纹模型基于单一优势缺陷法^[20],即尽管实际金属板材会同时产生多个蚀坑(单独或连成片),但只考虑达到临界深度的蚀坑转变为裂纹的条件.由于门式起重机主梁跨中下盖板下表面三向应力以拉应力为主,对于可能出现的沿主梁截面方向的张开型裂纹最为危险,应力强度因子计算也表明以Ⅰ型裂纹应力强度因子为主,Ⅱ、Ⅲ型裂纹应力强度因子过小可忽略不

计,因此本文主要分析最危险的 I 型裂纹应力强度因子与蚀坑尺寸之间的关系。

本文建立了不同深径比的蚀坑-裂纹模型,蚀坑对不同初始深度下预制裂纹应力强度因子的影响如图 7 所示.可以明显看出不同深径比的蚀坑均极大程度地影响了裂纹前缘的应力强度因子,深径比增大时应力强度因子均有所增大;随着预制裂纹深度的增大,应力强度因子的增长趋势不断减小,这与应力强度因子表达式中应力强度因子随裂纹半径的 $1/2$ 次方成正比相对应;随着深径比的增大,不同裂纹深度下的应力强度因子增长幅度均逐渐变缓,这可能是由于深径比的增大导致蚀坑内壁的最大应力集中位置发生了变化.基于这一规律,继续探究不同深径比对蚀坑底部表面裂纹应力强度因子和蚀坑肩部裂纹应力强度因子的影响。

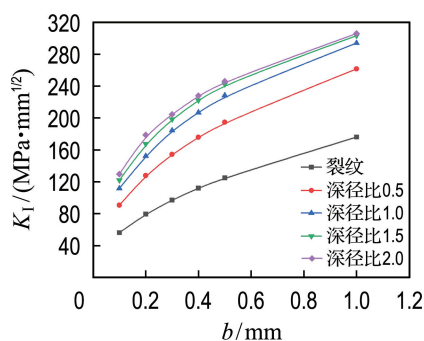


图 7 蚀坑尺寸与预制裂纹深度对应力强度因子的影响 ($r=8$ mm)

Fig. 7 The impact of corrosion pits size and precast crack depth on stress intensity factor ($r=8$ mm)

本文研究蚀坑向裂纹转变的临界条件,蚀坑-裂纹模型的裂纹尺寸需远小于蚀坑尺寸,但通常认为微裂纹尺寸过小时裂纹扩展缓慢,只有当应力强度因子达到扩展门槛值时裂纹才开始扩展,综合考虑选取半径为 0.1 mm 的半圆形裂纹作为预制裂纹进行后续分析.设置不同半径和深度的蚀坑,尺寸参数见表 2.不同深径比下裂纹在蚀坑底部时 I 型应力强度因子变化趋势如图 8 所示,蚀坑底部裂纹第一主应力云图如图 9 所示.可以看出,应力强度因子对蚀坑半径的变化并不敏感,在蚀坑半径有较大增长时,图 8 中 4 条曲线的上升趋势都较为平缓.而深径比增大时,不同蚀坑半径的应力强度因子均有较大幅度的增长,这一现象与前文中不同尺寸参数下蚀坑肩部和底部的应力变化规律相同.腐蚀疲劳裂纹成核过程可能并不与

蚀坑的扩展直接相关,蚀坑在受到腐蚀疲劳耦合作用的过程中充当了一种媒介,其宏观和微观的形貌变化造成了严重的应力集中现象.蚀坑前缘的金属材料受到较大的应力,在交变荷载及腐蚀环境的影响下腐蚀疲劳裂纹成核并扩展形成微裂纹。

表 2 不同深径比下裂纹在蚀坑底部时 I 型应力强度因子

Tab. 2 Type I stress intensity factor for cracks at the bottom of corrosion pits under different depth to radius ratios

深径比	$K_I / (\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2})$				
	$r=2$ mm	$r=4$ mm	$r=8$ mm	$r=16$ mm	$r=32$ mm
0.5	88.18	90.33	90.66	92.45	94.84
1.0	106.26	108.90	111.70	113.97	116.66
1.5	115.90	119.87	122.10	125.92	129.56
2.0	124.76	126.99	129.65	133.88	141.26

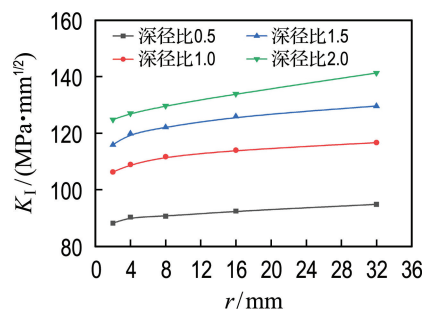


图 8 不同深径比下裂纹在蚀坑底部时 I 型应力强度因子变化趋势

Fig. 8 The variation trend of type I stress intensity factor for cracks at the bottom of corrosion pits under different depth to radius ratios

进一步分析应力集中现象与应力强度因子之间的相关性,根据半椭圆点蚀假设,包含半球形凹坑的半无限大体与包含二维半圆形表面裂纹的无限大平面等效^[21],因此蚀坑处的应力强度因子 K_p 可以写成应力集中系数、应力和裂纹尺寸的表达式:

$$K_p = \left(\frac{2M}{\pi} \right) K_t \sigma \sqrt{\pi b} \quad (2)$$

式中: K_t 为应力集中系数; M 为形状修正因子. 上式可进一步写为

$$K_{Ip} = \left(\frac{2M}{\pi} \right) K_t K_I \quad (3)$$

式中: K_I 为光滑无缺陷材料的 I 型应力强度因子,分析时用表 1 中相互积分法计算出的数值代替,将其代入式(3),得到理论计算值 K_{Ip} ,与蚀坑

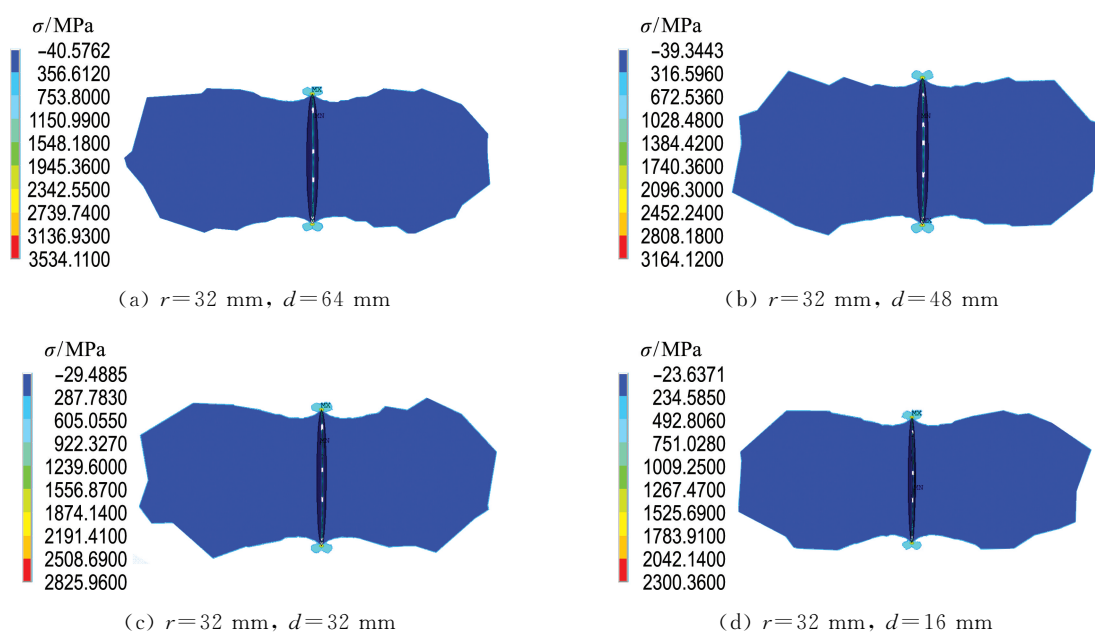


图9 不同深度和半径蚀坑底部裂纹第一主应力云图(变形放大30倍)

Fig. 9 The first principal stress nephograms of cracks at the bottom of corrosion pits with different depths and radii (deformation magnified by $30\times$)

处预制裂纹计算出的应力强度因子对比,如图10所示。蚀坑深径比对形状修正因子的取值存在区间效应,不同深径比下的形状修正因子 M 见表3,其随着深径比的增大缓慢增大。从图10可以看出,不同深径比下应力强度因子的理论计算值曲线与本文有限元计算值曲线均能较好地拟合,深径比较小时 K_{Ip} 计算精度更高,整体误差在5%以内,可以认为式(3)能以较好的精度计算出蚀坑处的应力强度因子。这也说明腐蚀疲劳裂纹成核可

能并不与蚀坑深度直接相关,而是腐蚀引起了宏观和微观形貌变化,造成局部应力集中引发裂纹,并且由上文的分析得知应力集中位置也并非总是在蚀坑底部。

为进一步探究裂纹萌生情况,在之前建立的蚀坑模型基础上找出不同尺寸参数蚀坑的最大应力集中位置,在最大应力集中处预制裂纹,与之前计算得到的蚀坑底部预制裂纹的应力强度因子比较,结果如图11所示。可以看出,在深径比较小时

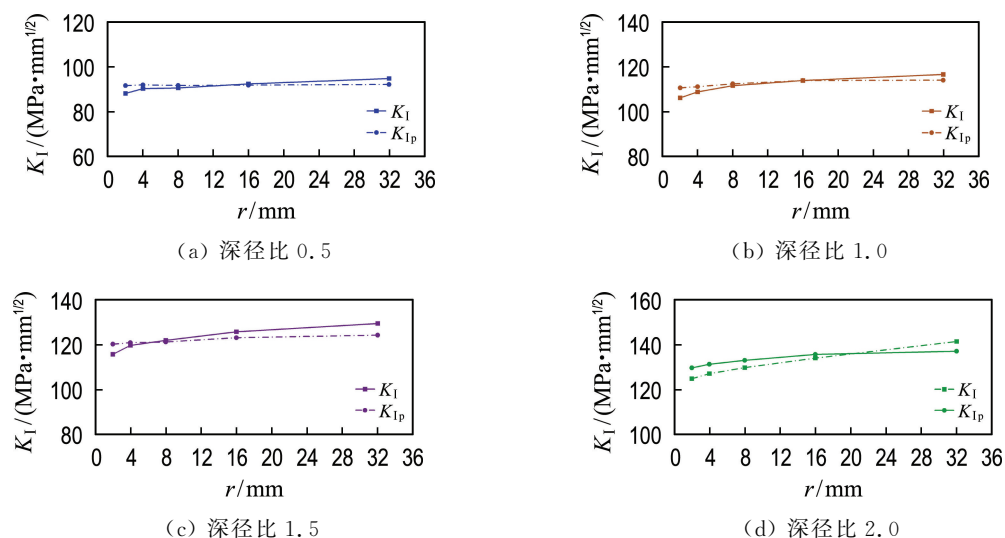
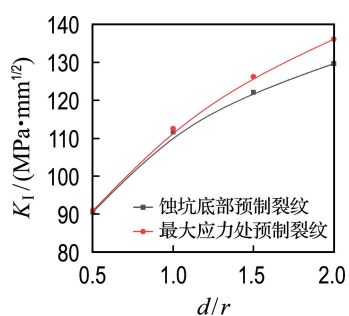
图10 有限元计算值 K_I 与理论计算值 K_{Ip} 的对比图Fig. 10 Comparison diagrams between the finite element calculated value K_I and the theoretical calculated value K_{Ip}

表 3 理论计算值 K_{Ip} Tab. 3 Theoretical calculated value K_{Ip}

深径比	$K_{Ip}/(\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2})$					M
	$r=2 \text{ mm}$	$r=4 \text{ mm}$	$r=8 \text{ mm}$	$r=16 \text{ mm}$	$r=32 \text{ mm}$	
0.5	91.66	91.99	91.72	91.87	92.21	0.97
1.0	110.71	111.24	112.48	113.97	114.13	0.98
1.5	120.45	121.05	121.41	123.27	124.40	1.01
2.0	129.55	131.17	132.91	135.53	136.95	1.02

图 11 不同深径比下预制裂纹不同位置处应力强度因子 ($r=8 \text{ mm}$)Fig. 11 Stress intensity factors at different locations of precast crack under different depth to radius ratios ($r=8 \text{ mm}$)

尽管应力集中位置与蚀坑底部不重合,但二者的应力强度因子较为接近;随着深径比的增大,最大应力向蚀坑肩部靠近,预制裂纹在最大应力处的应力强度因子有明显的增长,说明此处更有可能萌生裂纹。

4 腐蚀疲劳裂纹成核寿命预测

即使金属构件是无缺陷理想光滑部件,虽然受到的名义应力小于材料屈服极限,但在微观下材料是不均匀的,构件表面局部区域仍然会产生滑移。在外部交变荷载作用下多次反复的循环滑移过程,便会产生金属挤出和挤入的滑移带,由此形成微裂纹的核。通常情况下,腐蚀疲劳裂纹成核的过程在整体腐蚀疲劳寿命中占据大部分时间。

在腐蚀疲劳演化过程中,初始阶段主要是蚀坑占主导,随后为腐蚀疲劳裂纹扩展所替代。Kondon^[2]根据点蚀演化与腐蚀疲劳裂纹扩展之间的竞争机制,提出了蚀坑向腐蚀疲劳裂纹的转化判据,即蚀坑发展成腐蚀疲劳裂纹要满足一定的条件:

$$\Delta K \geq \Delta K_{th}, \Delta a_{crack} \geq \Delta a_{pit} \quad (4)$$

本文假设导致材料损坏的裂纹仅在达到临界

应力集中的蚀坑处立即形成,但裂纹萌生时间实际上是蚀坑生长到这一阶段的时间,即当腐蚀疲劳裂纹增长率超过蚀坑增长率时,从蚀坑过渡到裂纹。蚀坑深度可表示为

$$d = C_p t^{1/3} = C_p (N/f)^{1/3} \quad (5)$$

式中: C_p 为系数, t 为时间, N 为应力循环次数, f 为频率。

Mura 等^[22]提出了基于腐蚀疲劳裂纹萌生的吉布斯自由能变化理论,即假设应力循环累积的能量达到临界值便会引起裂纹萌生,但其并未考虑循环荷载和腐蚀环境相互作用的影响。裂纹萌生和生长不仅与电化学腐蚀相关,也受到疲劳应力的影响^[23]。Ishihara 等^[24]的研究发现,疲劳应力的影响表现为指数形式 C^σ , 蚀坑深度与时间之间的关系可进一步表达为

$$d = \left(\frac{3M_c}{2\pi n F \rho} \right)^{1/3} I_p^{1/3} C^\sigma t^{1/3} \quad (6)$$

式中: M_c 为腐蚀材料的相对分子质量, ρ 为密度, n 为腐蚀过程中释放的电子数, F 为法拉第常数, I_p 为蚀坑电流。式(2)中临界应力强度因子对应的蚀坑深度为 d_{th} , 将其代入式(6)整理得

$$t = \frac{2\pi n F \rho}{3M_c} d_{th}^3 \frac{1}{I_p} \left(\frac{1}{C^\sigma} \right)^3 \quad (7)$$

由式(8)得到腐蚀疲劳裂纹成核时的应力循环次数,需要注意的是,虽然式(8)是由 d_{th} 表示蚀坑生长腐蚀疲劳裂纹成核的临界寿命深度,但通过前面的分析可知,腐蚀疲劳裂纹成核并不与蚀坑深度直接相关,只有当实际蚀坑处的应力集中水平达到临界值,引起应力强度因子超过 ΔK_{th} 时,裂纹才会萌生,此时的蚀坑生长所用时间和应力循环次数可近似用式(7)、(8)表达。

$$N = f \frac{2\pi n F \rho}{3M_c} d_{th}^3 \frac{1}{I_p} \left(\frac{1}{C^\sigma} \right)^3 \quad (8)$$

通过上文分析可知,对门式起重机主梁进行检测时应多注意小且深的蚀坑,这些深径比较大的蚀坑易产生更为严重的应力集中现象,从而引

发裂纹. 较大且平缓的蚀坑深径比较小, 应重点检测蚀坑底部是否产生细小裂纹. 对于易引发裂纹的深径比较大的蚀坑可以对其进行打磨改变其形貌特征, 降低应力集中水平便能极大地延长腐蚀疲劳裂纹成核寿命.

5 结 论

(1) 蚀坑处的应力对蚀坑半径并不敏感, 其与深径比的关联性更强; 随着深径比的增大, 最大应力集中处的应力不断上升, 应力集中区域从蚀坑底部逐渐过渡到蚀坑肩部.

(2) 蚀坑的深度和深径比共同影响裂纹萌生, 但其对裂纹成核的影响更可能体现在蚀坑形貌造成的应力集中, 即应力集中才是诱发裂纹的主要因素, 裂纹也很大可能会在蚀坑侧壁及肩部萌生.

(3) 当建立的蚀坑-裂纹模型是理想模型时, 所施加的约束和应力都是均匀的, 这种情况下蚀坑的临界裂纹成核深度有着普适的规律, 但实际工程机械中金属材料所受的应力是复杂多变的, 此时单一的临界深度判定失去意义, 临界应力集中系数可能更能代表蚀坑向裂纹转化的判定标准.

(4) 本文对大型工程机械上的蚀坑进行的分析使预测腐蚀疲劳裂纹的成核寿命成为可能.

参考文献:

- [1] PIDAPARTI R M, PATEL R R. Correlation between corrosion pits and stresses in Al alloys [J]. **Materials Letters**, 2008, **62**(30): 4497-4499.
- [2] KONDON Y. Prediction of fatigue crack initiation life based on pit growth [J]. **Corrosion**, 1989, **45**(1): 7-11.
- [3] PYUN S I, ORR S J, NAM S W. Corrosion fatigue crack initiation of Al-Zn-Mg-Mn alloy in 0.5 M Na₂SO₄ solution [J]. **Materials Science and Engineering A**, 1997, **A241**(1/2): 281-284.
- [4] ROKHLIN S I, KIM J Y, NAGY H, *et al.* Effect of pitting corrosion on fatigue crack initiation and fatigue life [J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 1999, **62**(4/5): 425-444.
- [5] 黄小光, 许金泉. 点蚀演化及腐蚀疲劳裂纹成核的能量原理 [J]. **固体力学学报**, 2013, **34**(1): 7-12. HUANG Xiaoguang, XU Jinquan. Energy principle for pit evolution and corrosion fatigue crack nucleation [J]. **Chinese Journal of Solid Mechanics**, 2013, **34**(1): 7-12. (in Chinese)
- [6] TAYLOR D. Geometrical effects in fatigue: A unifying theoretical model [J]. **International Journal of Fatigue**, 2000, **21**(5): 413-420.
- [7] PLUVINAGE G. Notch effects in high cycles fatigue [C]// **Proceedings of the Nineth International Congress on Fracture (ICF9)**. Oxford: Pergamon, 1997: 1239-1250.
- [8] REMES H, VARSTA P, ROMANOFF J. Continuum approach to fatigue crack initiation and propagation in welded steel joints [J]. **International Journal of Fatigue**, 2012, **40**: 16-26.
- [9] TANAKA K, MURA T. A dislocation model for fatigue crack initiation [J]. **International Journal of Applied Mechanics**, 1981, **48**(1): 97-103.
- [10] 徐善华, 张海江, 张轶洵, 等. 静载作用下含中心裂纹锈蚀钢板断裂性能退化机理与退化规律 [J]. **东南大学学报(自然科学版)**, 2020, **50**(5): 808-813. XU Shanhua, ZHANG Haijiang, ZHANG Zhexun, *et al.* Fracture property degradation mechanism and degradation law of corroded steel plates with central cracks under static tension load [J]. **Journal of Southeast University (Natural Science Edition)**, 2020, **50**(5): 808-813. (in Chinese)
- [11] 宋德双, 周思柱, 曾 云, 等. 轴向载荷下油管点蚀坑-裂纹应力强度因子研究 [J]. **石油机械**, 2021, **49**(6): 116-122. SONG Deshuang, ZHOU Sizhu, ZENG Yun, *et al.* Study on stress intensity factor of pit-crack of tubing under axial load [J]. **China Petroleum Machinery**, 2021, **49**(6): 116-122. (in Chinese)
- [12] 余建星, 李修波, 谭玉娜, 等. 管道表面蚀坑-裂纹的应力强度因子分析 [J]. **天津大学学报(自然科学与工程技术版)**, 2019, **52**(5): 522-528. YU Jianxing, LI Xiubo, TAN Yuna, *et al.* Analysis of the stress intensity factor of a pipeline surface with a pit-crack [J]. **Journal of Tianjin University (Science and Technology)**, 2019, **52**(5): 522-528. (in Chinese)
- [13] 郁建星, 陈跃良, 柳文林, 等. 服役环境下腐蚀坑等效为表面裂纹的有效性分析 [J]. **应用力学学报**, 2011, **28**(1): 79-84, 112. YU Dazhao, CHEN Yueliang, LIU Wenlin, *et al.* Analysis of validation of real pit as surface crack under service environment [J]. **Chinese Journal of Applied Mechanics**, 2011, **28**(1): 79-84, 112. (in Chinese)
- [14] 张有宏. 飞机结构的腐蚀损伤及其对寿命的影响 [D]. 西安: 西北工业大学, 2007. ZHANG Youhong. The corrosion damage and its effect on life of aircraft structure [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2007. (in Chinese)

- [15] DUQUESNAY D L, UNDERHILL P R, BRITTH J. Fatigue crack growth from corrosion damage in 7075-T6511 aluminium alloy under aircraft loading [J]. *International Journal of Fatigue*, 2003, **25**(5): 371-377.
- [16] YU Dazhao, CHEN Yueliang, HU Jialin, *et al.* Effects of pitting corrosion on fatigue life of aluminum alloy Y12CZ based on initial discontinuity state [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2006, **16**(s3): 1319-1322.
- [17] 中国航空研究院. 应力强度因子手册 [M]. 北京: 科学出版社, 1981.
Chinese Aeronautical Establishment. *Handbook of Stress Intensity Factors* [M]. Beijing: Science Press, 1981. (in Chinese)
- [18] ZHAO Tianliang, LIU Zhiyong, DU Cuiwei, *et al.* Corrosion fatigue crack initiation and initial propagation mechanism of E690 steel in simulated seawater [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2017, **708**: 181-192.
- [19] HARLOW D G, WEI R P. A probability model for the growth of corrosion pits in aluminum alloys induced by constituent particles [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1998, **59**(3): 305-325.
- [20] SRIRAMAN M R, PIDAPARTI R M. Crack initiation life of materials under combined pitting corrosion and cyclic loading [J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2010, **19**(1): 7-12.
- [21] WANG Q Y, PIDAPARTI R M, PALAKAL M J. Comparative study of corrosion-fatigue in aircraft materials [J]. *AIAA Journal*, 2001, **39**(2): 325-330.
- [22] MURA T, NAKASONE Y. A theory of fatigue crack initiation in solids [J]. *Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME*, 1990, **57**(1): 1-6.
- [23] CHANDRASEKARAN V, YOON Y I, HOEPPNERD W. Analysis of fretting damage using confocal microscope [J]. *ASTM Special Technical Publication*, 2000(1367): 337-351.
- [24] ISHIHARA S, SAKA S, NANZ Y, *et al.* Prediction of corrosion fatigue lives of aluminium alloy on the basis of corrosion pit growth law [J]. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 2006, **29**(6): 472-480.

Study of stress intensity factor of corrosion pit-crack model for main girder of portal crane

WANG Xin^{*1}, ZHANG Feng¹, GUO Xiaoguang², WANG Yuanyou², TENG Rumin¹

(1. School of Mechanical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. Dalian Shipbuilding Industry Co., Ltd., Dalian 116000, China)

Abstract: Shipbuilding portal cranes have been in long-term service in the coastal humid, salt and mist environment, and corrosion pits caused by corrosion fatigue in many places affect the structural strength of the main girder. Corrosion fatigue crack nucleation is a local damage evolution process, the stress intensity factor criterion is one of the critical conditions to discern the crack initiation at the corrosion pits, a corrosion pit-crack model is established based on the finite element model of the portal crane, and the stress intensity factor under complex boundary conditions is simulated and calculated using ANSYS software. The results show that the precast crack depth and depth to radius ratio of the corrosion pits affect the value of the stress intensity factor, the stress concentration phenomenon may be the main factor causing the crack initiation; and with the increase of the depth to radius ratio of the corrosion pits, the stress intensity factor of the corrosion pit-crack model is significantly increased. The change in the radius of the corrosion pits does not have a significant impact on the stress intensity factor. According to the hypothesis of semi-ellipsoidal pitting, the relationship between the stress intensity factor and the stress concentration coefficient at the corrosion pits is proposed, and it is found that the effect of the corrosion pits on the stress intensity factor is positively related with the stress concentration coefficient. With the increase of the depth to radius ratio of the corrosion pits, the location of crack initiation will change with the change of the stress concentration location.

Key words: portal crane; corrosion pits; finite element; stress intensity factor