

# 基于有限元法和锁相热像法对 含缺陷构件的应力分析与 疲劳性能评估

Stress Analysis and Fatigue Behavior  
Assessment of Components with  
Defect Based on FEM and  
Lock-in Thermography

樊俊铃<sup>1,2</sup>, 郭 强<sup>1</sup>, 赵延广<sup>3</sup>, 郭杏林<sup>1</sup>

(1 大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室,  
辽宁 大连 116024; 2 中国飞机强度研究所, 西安 710065;

3 北京航空材料研究院, 北京 100095)

FAN Jun-ling<sup>1,2</sup>, GUO Qiang<sup>1</sup>, ZHAO Yan-guang<sup>3</sup>, GUO Xing-lin<sup>1</sup>

(1 State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment,  
Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning, China;

2 Aircraft Strength Research Institute of China, Xi'an 710065, China;

3 Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095, China)

**摘要:** 基于有限元法研究含盲孔缺陷构件的应力集中系数  $K_t$  随盲孔深度  $h$  和盲孔直径  $\phi$  的变化规律。利用锁相热像法的热弹性分析模式(E-Mode)研究盲孔附近的应力分布,预测不同深度盲孔的  $K_t$ ,与有限元结果相比较发现吻合良好。通过 Altair Li 软件中的耗散模式(D-Mode)和 Altair 软件分别研究构件在疲劳过程中的固有耗散量和温度信号的变化规律,以评估疲劳损伤的演化过程。以固有耗散和温度信号的变化规律作为疲劳损伤的指标,快速预测带盲孔试件的疲劳极限,进而预测试件的疲劳缺口系数  $K_f$ 。理论计算的结果证明了锁相热像法的有效性。

**关键词:** 锁相热像法;应力集中;热弹性应力分析;固有耗散;疲劳性能

**doi:** 10.11868/j.issn.1001-4381.2015.08.011

**中图分类号:** TG115.5;O343.6 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-4381(2015)08-0062-10

**Abstract:** The relationships between the stress concentration factor  $K_t$  with the depth  $h$  and diameter  $\phi$  of the blind hole were investigated based on the FEM. The thermo-elastic analysis mode (E-Mode) built-in the lock-in thermography was utilized to study the stress distribution around the blind hole, and to predict the variation of  $K_t$  of different depth. Good predictions were achieved between the thermography and FEM. The variations of the intrinsic dissipation and the temperature signal during fatigue process were studied respectively using the dissipation mode (D-Mode) of Altair Li and Altair software, to evaluate fatigue damage evolution. These two signals were considered as fatigue damage markers to rapidly predict the fatigue limit and the fatigue notch factor  $K_f$  of the component with blind hole. The theoretical result validates the capability of the lock-in thermography.

**Key words:** lock-in thermography(LT); stress concentration; thermo-elastic stress analysis(TSA); intrinsic dissipation; fatigue behavior

应力集中是由于构件的局部几何形状(缺口或截面突变),材料性质(内部缺陷或材料交接)或是承受载荷的不连续性造成构件局部应力增加的现象。局部的

应力集中往往会是导致结构疲劳强度降低的主要因素<sup>[1]</sup>。盲孔常见于工程结构中,它们的存在破坏了结构的连续性,导致局部的应力集中,容易成为裂纹萌生

和扩展的有利位置,是一种潜在的危险。因此,有必要对结构局部的应力分布规律进行研究,以便开展局部应力评估,局部损伤检测以及局部疲劳强度的分析,这对保证工程结构和机械设备的可靠性和安全性,具有很大的现实意义<sup>[2,3]</sup>。

红外热像法作为一种无损、实时、全场、非接触的测试手段,不仅能够用于对结构局部损伤(内部或外部缺陷等)的检测<sup>[4,5]</sup>,而且可通过热弹性应力分析对结构局部的应力状态进行评估<sup>[6,7]</sup>。红外热像法借助于红外热像仪中的焦平面阵列探测器接收外界物体所放射出来的红外辐射,再由信号处理系统转变为被测目标的红外热像图,并在外部显示器上以灰度或伪色彩显示出来,从而得到被测物体表面的应力场,固有耗散和温度场的分布信息<sup>[8]</sup>。通过相应的控制软件获取承载结构的热像图后,就可以研究结构的应力状态,温度信号(与热耗散相关)和局部损伤在疲劳过程中的演变规律,达到快速预测控制结构疲劳强度的局部临界应力的目的,从而克服传统疲劳实验周期长,成本高等不足<sup>[9-12]</sup>。

本工作应用有限元方法对盲孔附近的应力集中系数随盲孔深度和盲孔直径的变化规律进行研究。基于热弹性应力分析获取不同尺寸盲孔缺陷的局部应力集中系数  $K_t$ ,并与有限元方法的结果进行对比。利用红外热成像法对含盲孔构件在疲劳过程中的固有耗散和温度信号的变化规律进行实验研究,分析构件的局部疲劳损伤演化状态。根据疲劳演化过程中的固有耗散和温度信号的变化规律,快速预测含缺陷构件的疲劳极限  $\sigma_{df}$ 。通过已知的光滑试件的疲劳极限  $\sigma_{sf}$ ,计算带盲孔构件的疲劳缺口系数  $K_f$ ,并与有限元理论计算的结果进行对比分析。

## 1 理论背景

### 1.1 热弹性应力分析

变形体承受拉应力时,温度降低;承受压应力时,温度升高的现象就是热弹性效应。热弹性效应并不会改变疲劳过程中试件表面的平均温度值,它只使试件表面的温度在某一特定的平均值附近发生周期性的变化。热弹性应力分析是基于热弹性理论的结构应力分析方法。温度变化量与主应力之和的变化量之间的关系如下<sup>[12]</sup>:

$$\Delta T_{\text{the}} = -\frac{\alpha}{\rho C_p} \cdot T \cdot \Delta \sigma \quad (1)$$

式中: $\Delta T_{\text{the}}$ 为某平均温度值下温度波动的幅值; $\alpha$ 为线膨胀系数; $\rho$ 为材料密度; $C_p$ 为比热容; $T$ 为绝对温度;

$\Delta \sigma$ 为主应力之和的变化。此方程仅在绝热条件下有效。

本实验加载频率  $f_L = 15 \text{ Hz}$ ,由于加载频率大于  $3 \text{ Hz}$  时<sup>[13]</sup>,机械能与热形式的能量耗散之间保持着动态平衡,即认为满足绝热条件,所以此方程有效。那么,利用红外热像法所测得的试件表面局部温度信号的变化规律,即可通过式(1)进行结构应力状态的评估,故有:

$$\Delta \sigma = \left| \frac{\Delta T_{\text{the}}}{K_m T} \right| \quad (2)$$

式中  $K_m = \alpha / (\rho C_p)$  定义为材料的热弹性系数,与材料本身的物理性质有关。

上述的热弹性应力可以通过锁相红外热像系统的控制软件 Altair Li 中的热弹性分析模式(E-Mode)来实现<sup>[14]</sup>。热像法不仅能够直接呈现出承载构件的交变应力场,而且能准确定位构件局部易发的损伤。相比于有限元建模方法,热像法实时、全场、非接触的优势,为结构整体应力评估提供了便利。

### 1.2 锁相热像法

疲劳是能量耗散的不可逆过程。根据热力学两大定律,则有局部疲劳损伤的热力耦合方程:

$$\rho C \dot{T} - \text{div}(k: \text{grad} T) = (\sigma - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \epsilon}) : \dot{\epsilon} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \alpha} \cdot \dot{\alpha} + \rho T \frac{\partial^2 \psi}{\partial T \partial \epsilon} : \dot{\epsilon} + \rho T \frac{\partial^2 \psi}{\partial T \partial \alpha} \cdot \dot{\alpha} + q_e \quad (3)$$

式中: $\dot{T}$ 为试件表面温度变化率; $k$ 为热传导系数; $\sigma$ 为柯西应力张量; $\dot{\epsilon}$ 为应变率张量; $\alpha$ 为表征材料内部微结构变化的内变量; $\psi$ 为赫姆霍兹自由能; $q_e$ 为外热源,可通过差分红外热像法及图像处理技术予以消除。在式(3)中,疲劳损伤引起的固有能量耗散源为

$$d = (\sigma - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \epsilon}) : \dot{\epsilon} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \alpha} \cdot \dot{\alpha} \quad (4)$$

热弹性源和内耦合源分别为

$$\begin{cases} s_{\text{the}} = \rho T \frac{\partial^2 \psi}{\partial T \partial \epsilon} : \dot{\epsilon} \\ s_{\text{ic}} = \rho T \frac{\partial^2 \psi}{\partial T \partial \alpha} \cdot \dot{\alpha} \end{cases} \quad (5)$$

通常,单周循环内的固有耗散源引起的温度变化远比热弹性热源引起的温度变化要小<sup>[14]</sup>,所以需要利用特殊的手段才能进行提取。锁相热像法就是在红外热像系统中加入数字锁相技术,对所采集的热像数据进行快速傅里叶变换。该技术能够通过耗散模式(D-Mode)将疲劳过程中每周内固有耗散源  $d$  引起的微小温度变化实时地提取出来,用于结构的应力评估和疲劳性能分析。

由于耗散能与塑性变形、疲劳及损伤之间有密切的关系,所以很多研究人员利用红外热像法研究疲劳过程中的固有耗散、温度及循环载荷之间的关系,以快速评估材料的疲劳极限。Brémond 等<sup>[14]</sup>用锁相热像系统的 D-Mode 提取试件在疲劳演化过程中每个周期内的热耗散量,以此作为试件疲劳损伤状态的评估指标开展疲劳热像法的研究。Krapez 等<sup>[15]</sup>利用锁相技术处理疲劳过程中的热耗散温升及热弹性温度的变化规律,以预测多种金属材料的疲劳参数。Luong<sup>[16]</sup>则研究了从低应力到高应力下构件的固有耗散的变化规律,将导致固有耗散发生突变的临界应力点作为材料或构件的疲劳极限,该模型中消除了非塑性效应(黏性、滞弹性等)引起的预测误差。由于临界应力点的波动误差,Curà 等<sup>[17]</sup>建立了一种迭代的方法,以确定临界应力(耗散能突变的拐点)的唯一性,结果证明该方法能更准确地预测材料的疲劳极限。李萌等<sup>[18]</sup>基于锁相热成像技术测定了铝合金铆接结构件在疲劳过程中的能量耗散,快速预测其疲劳极限,与实验结果吻合良好。

运用高速、高灵敏度的焦平面阵列红外热像仪 Cedic Jade III 及其控制软件系统 Altair 和 Altair Li 来研究疲劳损伤演化过程中温度信号及固有耗散的演化规律。由于温度信号与固有耗散的变化规律与材料的疲劳损伤过程密切相关,故可利用温度信号

$\Delta T$ 、固有耗散  $d$  与循环应力  $\sigma$  之间的演化规律实现对材料和构件疲劳极限的快速预测:

$$\begin{cases} d_1 = a_1 \cdot \sigma_a + b_1 \text{ 或 } \begin{cases} \Delta T_1 = \gamma_1 \cdot \sigma_a + \beta_1 & \sigma_a < \sigma_f \\ \Delta T_2 = \gamma_2 \cdot \sigma_a + \beta_2 & \sigma_a > \sigma_f \end{cases} \\ d_2 = a_2 \cdot \sigma_a + b_2 \end{cases} \quad (6)$$

式中: $d_1, d_2$  和  $\Delta T_1, \Delta T_2$  分别为疲劳极限之下和之上的固有耗散和温升; $a_1, a_2, b_1, b_2, \gamma_1, \beta_1, \gamma_2, \beta_2$  为材料常数; $\sigma_a, \sigma_f$  为应力幅和疲劳极限。

基于前面的研究工作,本工作利用阶梯式连续加载的方法,通过红外热像技术研究疲劳过程中的固有耗散  $d$  和相对稳定温升  $\Delta T$  的变化规律,以快速确定带不同深度盲孔缺陷构件的疲劳极限,进而计算其疲劳缺口系数  $K_t$ ,并与理论计算的结果相对比。

2 研究方法

2.1 实验材料及试件

实验所用的材料为广泛应用于工程结构和机械零件的低碳钢 Q235 钢,其基本的物理力学性能如表 1 所示<sup>[19]</sup>。通过机加工将  $t=5\text{mm}$  厚钢板加工成带不同深度的圆形盲孔缺陷的平板试件,如图 1 所示,试件的长度方向与钢板的轧制方向保持一致。盲孔中心位于试件的对称轴上,且盲孔具有相同的直径  $\phi=6\text{mm}$ ,盲孔的深度  $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$ 。

表 1 Q235 钢的物理力学性能<sup>[19]</sup>

Table 1 Physical and mechanical properties of Q235 steel<sup>[19]</sup>

$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$E/\text{MPa}$	$\nu$	$C/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$\alpha/10^{-5} \text{K}^{-1}$	$\sigma_b/\text{MPa}$	$\sigma_y/\text{MPa}$	$\sigma_f/\text{MPa}$
7860	$2.06 \times 10^5$	0.25	504	12.1	407	260	178

Note:  $\sigma_y$  was yield strength;  $\sigma_f$  was fatigue limit strength.

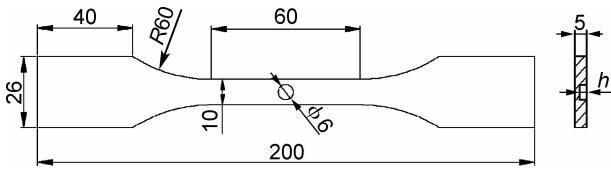


图 1 试件尺寸

Fig. 1 Size of specimens

2.2 有限元模型及边界条件

由于实验试件的对称性特点,利用 ABAQUS 进行有限元建模时只建立试件标距范围的 1/4 模型,如图 2 所示,所选用的单元类型为 C3D8I<sup>[20]</sup>。在模型的对称面上分别施加对称边界条件,即在 XOZ 面上有  $u_y=0$  且沿 X, Z 轴的转角  $u_{r1}=u_{r3}=0$ ,在 YOZ 面上则有  $u_x=0$  且沿 Y, Z 轴的转角  $u_{r2}=u_{r3}=0$ ;在实验过

程中模型两端被夹具夹持,故在 XOY 面上  $u_z=0$ ;随后在模型左部施加沿 Y 正向的均布拉伸载荷。有限元分析计算过程采用静态求解方式。

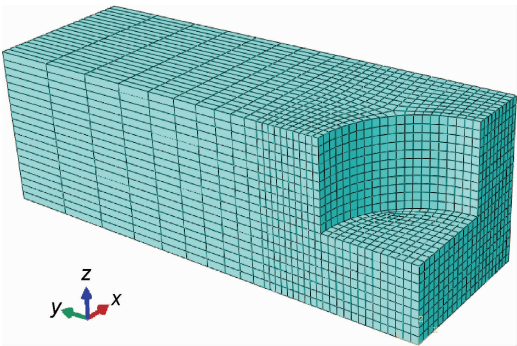


图 2 四分之一模型

Fig. 2 Quarter model

2.3 实验研究

疲劳实验系统包括 MTS810 伺服液压试验机、红外热成像仪、数字锁相盒及相应的设备控制软件和图像采集和数据后处理软件<sup>[21]</sup>。Cedip Jade III 红外热成像仪的响应光谱范围为 3~5μm,空间分辨率达到 320×240 像素,采样频率可达 170Hz,在 25℃ 时热分辨率一般小于 0.025℃。锁相技术通过快速傅里叶变换进行实时的数据处理,能够汲取周期载荷下材料热耗散引起的微小温升。利用数字锁相技术对采集的热像信号进行实时的处理后,可使最小温度分辨率达到 0.001℃<sup>[2,3]</sup>。

疲劳实验在常温的实验室环境中开展,加载前利用细砂纸对所有被测试件的表面边界棱角处进行打磨处理,减小或消除棱角处的应力集中和边界效应对实验结果的影响。然后在所有疲劳试件表面均匀喷涂一层薄薄的黑色亚光漆,以提高试件表面的热发射率,使之达到约 0.95 左右。待黑色亚光漆晾干之后,在应力比为  $R=-1$ 、加载频率  $f_L=15\text{Hz}$  的条件下进行阶梯式连续加载的疲劳实验<sup>[22]</sup>。循环应力以正弦波的形式加载,根据不同的盲孔深度  $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$ ,初始应力幅值  $\sigma_a=100, 70, 80\text{MPa}$ ,各级应力增量为 5~10MPa,各级应力水平下的循环次数为 4000 周次(此时试件表面状态达到相对稳定),连续加载直至试件出现宏观裂纹或发生疲劳断裂为止。在疲劳实验的过程中,利用 Altair Li 软件中的 E-Mode 和 D-Mode 分别采集试件表面的应力场和耗散场,同时通

过 Altair 软件记录试件表面的温度场信号。这样通过热像图中局部热点区域的应力、耗散和温度信号,就可以对疲劳演化过程中的应力状态变化、损伤程度进行分析研究。根据这些信号的演化规律,就可以从物理意义上对材料和构件的疲劳参数进行快速预测。

3 结果分析与讨论

3.1 有限元应力分析

关于盲孔附近应力分布的解析解尚未导出<sup>[23]</sup>,所以本工作利用有限元软件 ABAQUS 对带盲孔构件的应力分布状态进行了分析。有限元模拟所加的均布载荷使得盲孔处的名义应力水平  $\sigma_a=170\text{MPa}$ 。图 3 是通过有限元模拟所获得的相同盲孔直径  $\phi=6\text{mm}$ 、不同盲孔深度  $h$  下的主应力场状况。盲孔附近模拟应力场的分布形状为经典的类蝴蝶结形,最大主应力  $\sigma_{\max}$  位于垂直于试件加载方向的盲孔截面上<sup>[24]</sup>,通过计算可知,相应的理论应力集中系数  $K_t=\sigma_{\max}/\sigma_a=1.6371, 1.8976, 2.0139, 2.0327, 2.1681$ 。图 4 是垂直于加载方向的盲孔截面上从盲孔底部到顶部路径  $h(x)$  上的理论应力集中系数  $K_t$  分布图。此处应力集中系数  $K_t$  定义为路径上每个点的主应力值与盲孔截面名义应力的比值。可知:盲孔上应力集中程度最大的位置不在盲孔底根部,而是在靠近盲孔顶部的孔壁上。

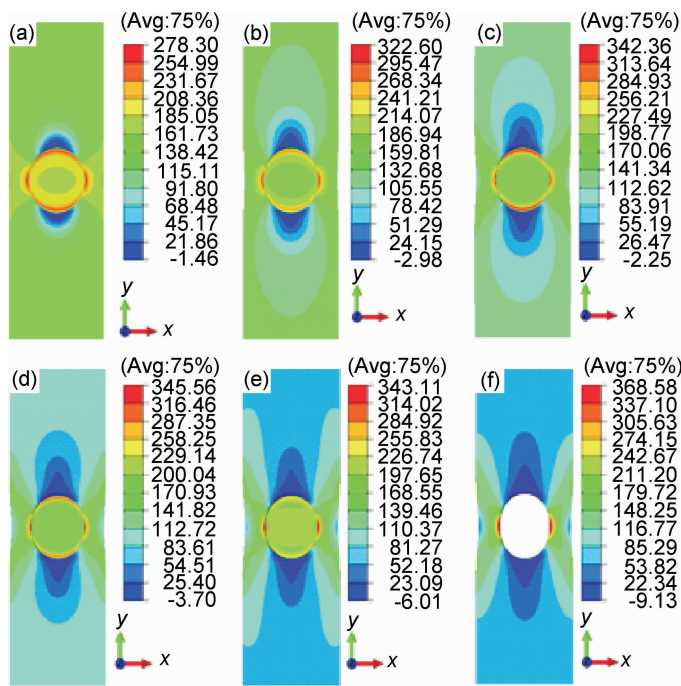


图 3 随盲孔深度变化的应力场 (a)0.9mm;(b)1.8mm;(c)2.7mm(d)3.6mm;(e)4.5mm;(f)5.0mm

Fig. 3 Evolution of stress field with the depth of blind hole (a)0.9mm;(b)1.8mm;(c)2.7mm(d)3.6mm;(e)4.5mm;(f)5.0mm

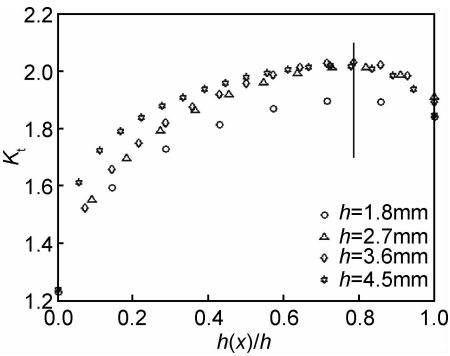


图 4 孔底至孔顶的  $K_t$  变化

Fig. 4 Variation of  $K_t$  from bottom to top of the hole

在研究盲孔附近的应力集中系数  $K_t$  与盲孔深度  $h$  和盲孔直径  $\phi$  之间的关系时,(I)保持盲孔直径  $\phi$  不

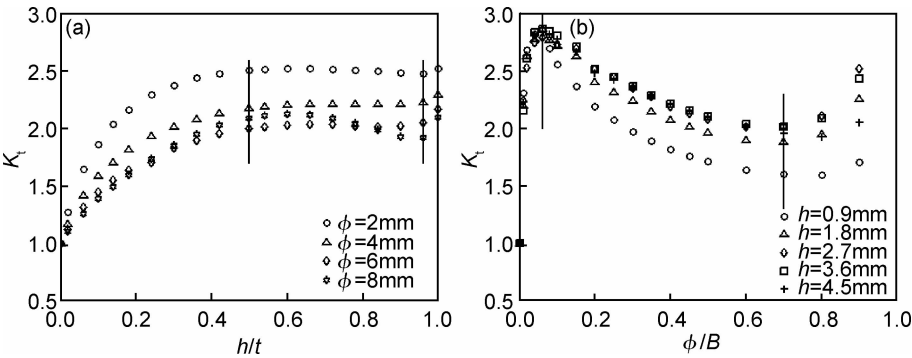


图 5 盲孔深度(a)、盲孔直径(b)与应力集中系数  $K_t$  的关系

Fig. 5 Relationship between the depth(a), the diameter(b) of the blind hole with the stress concentration coefficient  $K_t$

3.2 热弹性应力分析

图 6 是应用锁相热像系统自带的 Altair Li 软件中的热弹性分析模式(E-Mode)计算得到的盲孔附近主应力场的分布。由热像图可知,在试件的盲孔周围存在着明显的应力集中现象,盲孔附近的应力场分布与有限元的主应力场相似,也是典型的蝴蝶结形状。在垂直于加载方向的平面上,实际应力水平较高(红色区域),而平行于加载方向的平面上的实际应力水平较低(蓝色区域)。通过热像图还可以直观准确地确定承

载构件表面最大主应力的位置和数值。对盲孔直径  $\phi=6\text{mm}$ 、深度  $h=0.9\text{mm}$  的试件,在名义应力幅  $\sigma_a=150,170,190\text{MPa}$  下,图 6 中所给出的最大主应力值  $\sigma_{\max}=222,261,334\text{MPa}$ ,由此可计算相应的理论应力集中系数  $K_t=\sigma_{\max}/\sigma_a=1.48,1.5353,1.7579$ 。可见低应力下(150,170MPa)  $K_t$  变化不大;而当应力升高至 190MPa 时,  $K_t$  变化较大,热弹性应力分析受到了疲劳损伤程度的影响。

图 7 是图 6(c)中的沿试件标距内不同路径的应

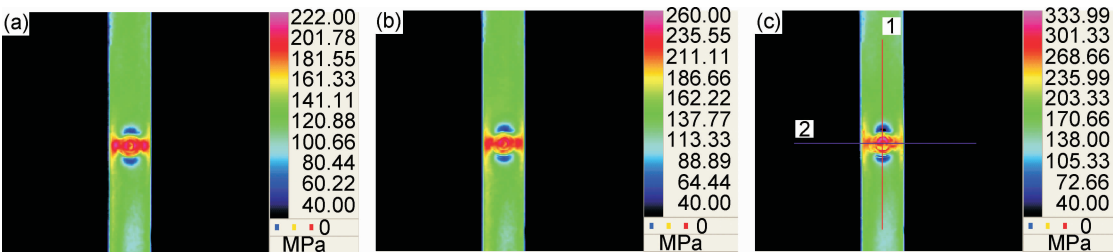


图 6 不同应力幅下盲孔附近的应力分布 (a)  $\sigma_a=150\text{MPa}$ ; (b)  $\sigma_a=170\text{MPa}$ ; (c)  $\sigma_a=190\text{MPa}$

Fig. 6 Stress distribution around the blind hole under different stress amplitudes (a)  $\sigma_a=150\text{MPa}$ ; (b)  $\sigma_a=170\text{MPa}$ ; (c)  $\sigma_a=190\text{MPa}$



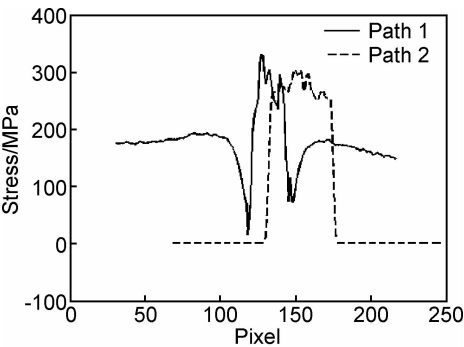


图 7 190MPa 下沿两条路径的应力分布

Fig. 7 Stress distribution along the two paths under 190MPa

力分布状态。可知在盲孔附近应力明显较高,应力梯度较大,在远离盲孔的试件标距内,受到应力集中的影响较小,应力分布也较为均匀。

图 8 是阶梯式连续加载条件下由热像图所获得的相同盲孔直径  $\phi=6\text{mm}$ 、不同盲孔深度 ( $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$ ) 的构件应力集中系数  $K_t$  的变化规律。在名义应力水平  $\sigma_a$  较低时 ( $h=0.9\text{mm}, \sigma_a<190\text{MPa}$ ;  $h=1.8\text{mm}, \sigma_a<135\text{MPa}$ ;  $h=2.7\text{mm}, \sigma_a<110\text{MPa}$ ), 盲孔附近仍以可逆的弹性变形为主,并没有较大的塑性变形,所以热弹性应力分析依然有效,能准确确定盲孔的应力集中系数  $K_t$ ;但是当名义应力水平增大到一定程度时 ( $h=0.9\text{mm}, \sigma_a\geq 190\text{MPa}$ ;  $h=1.8\text{mm}, \sigma_a\geq 135\text{MPa}$ ;  $h=2.7\text{mm}, \sigma_a\geq 110\text{MPa}$ ), 由于盲孔附近较大的塑性变形进一步加剧了应力集中,使得应力水平显著提高,热弹性效应不再适用,所以测得的应力集中系数  $K_t$  发生了突变。为了与图 3(a)~(c)中有限元计算的应力集中系数  $K_t$  进行比较,计算了不同盲孔深度 ( $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$ ) 的试件在低应力下应力集中系数

的平均值  $K_{mt}=1.4537, 1.7253, 1.8642$ 。它们与图 3(a)~(c)中有限元模拟所计算的  $K_t=1.6371, 1.8976, 2.0139$  之间的误差分别为 11.2%, 9.08%, 7.43%。

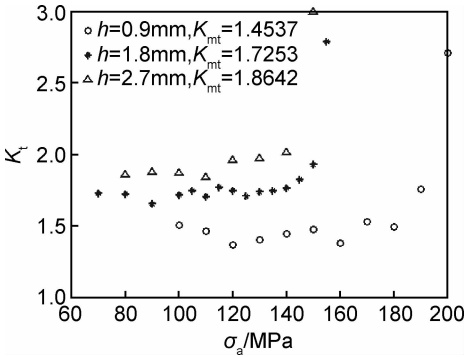


图 8 不同应力幅下的应力集中系数  $K_t$

Fig. 8 The stress concentration coefficient  $K_t$  under different stress amplitudes

这说明了热弹性应力分析在研究承载结构的应力分布方面的可行性和可靠性。在实际工程结构和机械设备的零部件服役过程中,大部分寿命都处于宏观弹性变形阶段,所以热弹性应力分析在研究结构局部应力集中、局部损伤状态的方向上具有光明的发展前景。

3.3 耗散场和温度场

图 9 是红外热像系统所采集的盲孔深度  $h=0.9\text{mm}$  的试件在名义交变应力幅分别为 150, 170, 190MPa 下循环 4000 周次时的表面耗散场和温度场信号的变化。随着加载应力水平的增大,盲孔局部的高应力集中使局部微塑性变形不断累积,疲劳微裂纹开始在位向有利的晶粒处成核、萌生、合并和扩展,疲

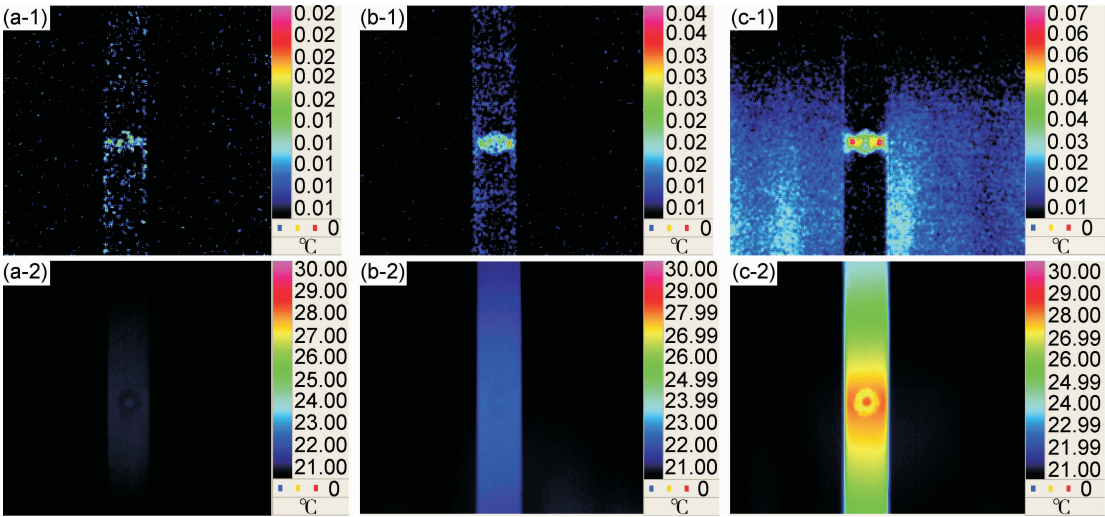


图 9 不同应力下的耗散场(1)和温度场(2) (a)  $\sigma_a=150\text{MPa}$ ; (b)  $\sigma_a=170\text{MPa}$ ; (c)  $\sigma_a=190\text{MPa}$

Fig. 9 Dissipation field(1) and temperature field(2) under different stresses (a)  $\sigma_a=150\text{MPa}$ ; (b)  $\sigma_a=170\text{MPa}$ ; (c)  $\sigma_a=190\text{MPa}$

劳损伤程度不断加剧,也使得该区域固有耗散的能量不断增多,从而引起了试件表面温度场信号的不断升高,这里往往是宏观疲劳裂纹预先出现的位置。因此,构件局部温度信号的变化与其局部的应力状态和损伤累积程度息息相关,这就可以通过疲劳演化过程中的固有耗散和表面温度信号变化规律进行在役结构的安全性评估,减少或避免疲劳失效事故的突然发生。

图 10 和图 11 分别是在名义应力幅  $\sigma_a=190\text{MPa}$  下的固有耗散场和温度信号沿不同路径的分布图。分析可知,与应力场分布相似,在盲孔周围的耗散和温度有明显的梯度变化,在远离盲孔的试件标距内,由于受到应力集中的影响较小,耗散量和温升值的变化均较小,而且场分布也比较均匀,说明这些地方的疲劳损伤

程度均匀,累积程度也较小。同时,通过固有耗散、温度和应力沿路径的分布曲线还可以定量计算盲孔缺陷的平面尺寸。本工作中试件的实际宽度  $B=10\text{mm}$ ,在热像图中对应 42 个像素点,而通过分析固有耗散、温度与应力沿不同路径的分布曲线上的突变点,可以获得盲孔缺陷区域所占的平均像素点为 27.67,计算其所对应的尺寸为 6.59mm,与盲孔的实际直径  $\phi=6\text{mm}$  的误差约为 10%。由于定量热成像法所采集的热像图为试件表面的可视部分,所以不能给出盲孔缺陷的具体深度。但是锁相红外热像技术作为一种无损检测手段,可通过构件表面温度信号的相位及幅值信息确定含缺陷构件一定深度范围内( $<10\text{mm}$ )的缺陷尺寸<sup>[25,26]</sup>。

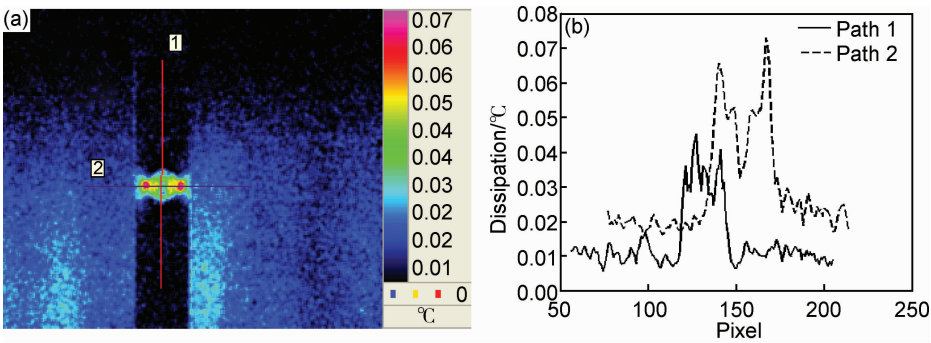


图 10 190MPa 下的耗散分布 (a)热像图;(b)两条路径上的耗散值  
Fig. 10 Dissipation distribution under 190MPa (a)thermal image;(b)dissipation along the two paths

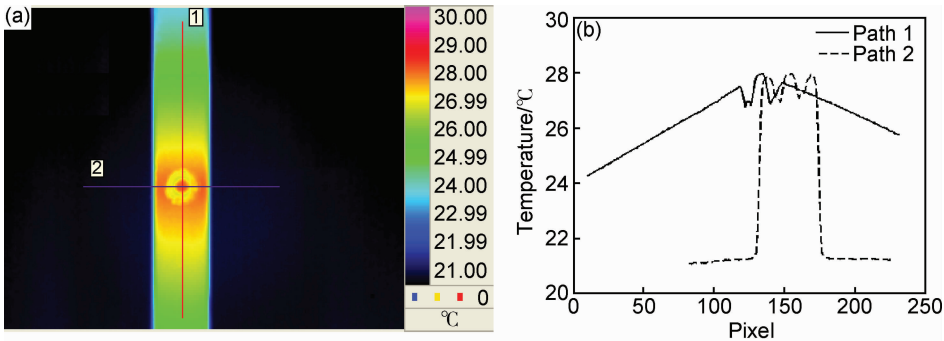


图 11 190MPa 下的温度分布 (a)热像图;(b)两条路径上的温度值  
Fig. 11 Temperature distribution under 190MPa (a)thermal image;(b)temperature along the two paths

3.4 疲劳极限的快速预测

利用传统的疲劳实验方法(成组法和升降法)来获取材料或构件的疲劳极限,实验周期长、资源消耗大。锁相红外热像法根据材料疲劳损伤过程中的固有耗散及其相应的温度信号的变化规律,为快速、准确地评估材料和构件的疲劳性能参数提供了有力的手段,而且大量的研究结果显示,由该方法所预测的材料和构件的疲劳极限与传统方法之间具有良好的吻合性<sup>[27-29]</sup>。

图 12 是采用阶梯式连续加载的方法,分别利用疲劳损伤累积过程中构件表面的固有耗散和温度信号的变化规律,所确定的不同盲孔深度的试件疲劳极限  $\sigma_{df}$ 。可知,疲劳过程中的固有耗散和温升变化规律均可以作为疲劳损伤的评估指标,用于快速预测评估材料和构件的疲劳极限。本工作中的盲孔试件  $\phi=6\text{mm}$ ,  $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$ ,这两种评估指标所预测的疲劳极限间的误差分别为 0.31%, 1.49%, 1.18%。由于盲孔的深度与应力集中程度相关,故图 12 中试件

的疲劳极限随着盲孔深度的增加而降低<sup>[30]</sup>。通过对失效试件的断口观察发现,疲劳微裂纹均萌生于盲孔顶部边缘附近,说明这里的应力集中加速了微裂纹的萌生和扩展,降低了疲劳寿命。

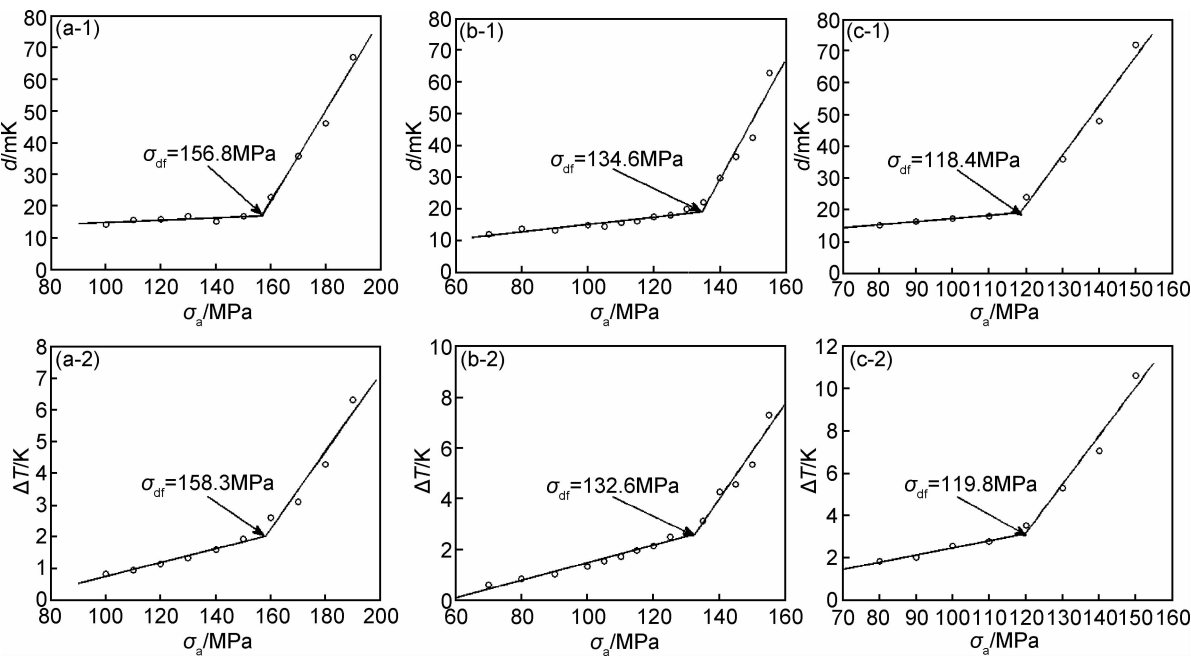


图 12 疲劳极限的预测 (1)固有耗散;(2)温升规律;(a) $h=0.9\text{mm}$ ;(b) $h=1.8\text{mm}$ ;(c) $h=2.7\text{mm}$

Fig. 12 Fatigue limit prediction (1)intrinsic dissipation;(2)temperature variation;(a) $h=0.9\text{mm}$ ;(b) $h=1.8\text{mm}$ ;(c) $h=2.7\text{mm}$

疲劳缺口系数  $K_f$  是光滑试件与带缺口试件的疲劳极限的比值,  $K_f = \sigma_{sf} / \sigma_{df}$ 。另外,  $K_f$  与  $K_t$  之间也具有一定的关系<sup>[31]</sup>, 即  $K_t$  越大, 则应力集中程度就越严重, 构件的疲劳寿命就越短,  $K_f$  就越大。疲劳缺口敏感系数  $q$  定义二者之间的关系如下:

$$q = \frac{(K_f - 1)}{(K_t - 1)} \rightarrow K_f = 1 + q(K_t - 1) \quad (7)$$

疲劳缺口敏感系数  $q$  与缺口几何形状和材料性质有关, 当缺口的最大应力低于材料的屈服极限时, 可以利用 Neuber 公式来计算<sup>[32]</sup>:

$$q = \frac{1}{1 + \sqrt{a/r}}, \quad a = 0.0254 \left( \frac{2069}{\sigma_b} \right)^2 \quad (8)$$

式中:  $r$  为缺口根部半径, 此处为实验试件的盲孔半径,  $r=3\text{mm}$ ;  $\sigma_b=407\text{MPa}$ , 为材料的强度极限。

在 3.1 节中通过有限元模拟分别计算了盲孔直径  $\phi=6\text{mm}$ 、深度  $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$  试件的理论应力集中系数  $K_t$ 。通过公式(7), (8), 便可得相应的疲劳缺口系数  $K_f$ , 列入表 2 中。郭杏林和王晓钢<sup>[19]</sup>运用锁相红外热像技术研究了 Q235 钢光滑试件疲劳过程中固有耗散的变化规律, 并基于 Luong 双线法<sup>[16]</sup>确定其疲劳极限  $\sigma_{ITM}=178\text{MPa}$ 。因此, 结合图 12 中所预测的带不同深度( $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$ )盲孔试件的疲

劳极限均值  $\sigma_{df}=157.55, 133.6, 119.1\text{MPa}$ , 便可以快速确定盲孔试件的疲劳缺口系数  $K_f$ :

$$K_f = \frac{\sigma_{ITM}}{\sigma_{df}} \quad (9)$$

表 2 将有限元法、热弹性应力分析法及锁相热像法所预测的带盲孔试件的疲劳缺口系数  $K_f$  进行了比较, 说明了锁相热像技术在研究材料和构件疲劳性能方向上的可行性。

表 2 有限元法、热弹性应力分析法及锁相热像法的  $K_f$  比较

Table 2 Comparison of  $K_f$  obtained by FEM, TSA and LT

$h/\text{mm}$	FEM $K_f$	TSA $K_f$	LT $K_f$
0.9	1.4341	1.3091	1.1298
1.8	1.6115	1.4941	1.3323
2.7	1.6908	1.5888	1.4945

4 结论

(1)盲孔附近的最大应力不在孔底根部和孔顶, 而在接近孔顶的孔壁上。盲孔附近的应力集中程度并不是随着盲孔深度和直径的增大而线性的变化。当盲孔直径  $\phi=6\text{mm}$ 、深度  $h=0.9, 1.8, 2.7\text{mm}$  时, 热弹性应力分析所确定的  $K_t$  与有限元结果间的误差分别为



11.2%, 9.08%, 7.43%。因此,热弹性应力分析能够较为准确确定构件局部的应力集中系数  $K_t$ 。

(2)疲劳过程中固有耗散和温度信号的演化规律能够用于快速评估带不同深度盲孔试件的疲劳极限。结合光滑试件的疲劳极限,便可预测盲孔试件的疲劳缺口系数  $K_f$ 。有限元法、热弹性应力分析及锁相热像法所计算的疲劳缺口系数  $K_f$  之间的比较,说明了锁相红外热像技术在疲劳性能研究方面的可行性。

### 参考文献

- [1] PETERSON R E, PLUNKETT R. Stress concentration factors[J]. Journal of Applied Mechanics, 1975, 42(1): 248.
- [2] 王喜丰. 基于红外热像技术的应力分析关键技术研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2008.  
WANG X F. The research on key technology of stress analysis based on infrared thermographic technology[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2008.
- [3] 刘勋. 基于红外锁相热像的复合结构件应力分析及其实验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2012.  
LIU X. Analysis and experiment study on stress of structure based on lock-in thermography[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.
- [4] MALDAGUE X, MARINETTI S. Pulse phase infrared thermography[J]. Journal of Applied Physics, 1996, 79(5): 2694—2698.
- [5] ZHAO Y, GUO X, REN M. Lock-in infrared thermography for non-destructive testing of grid stiffened composite structure[J]. Advanced Science Letters, 2012, 5(2): 593—596.
- [6] OFFERMANN S, BEAUDOIN J L, BISSIEUX C, et al. Thermoelastic stress analysis under nonadiabatic conditions[J]. Experimental Mechanics, 1997, 37(4): 409—413.
- [7] YANG B, LIAW P K, MORRISON M, et al. Temperature evolution during fatigue damage[J]. Intermetallics, 2005, 13(3): 419—428.
- [8] MEOLA C, CARLOMAGNO G M. Recent advances in the use of infrared thermography[J]. Measurement Science and Technology, 2004, 15(9): 27.
- [9] UMMENHOFER T, MEDGENBERG J. On the use of infrared thermography for the analysis of fatigue damage processes in welded joints[J]. International Journal of Fatigue, 2009, 31(1): 130—137.
- [10] FAN J L, GUO X L, WU C W, et al. Research on fatigue behavior evaluation and fatigue fracture mechanisms of cruciform welded joints[J]. Materials Science and Engineering: A, 2011, 528(29): 8417—8427.
- [11] YAN Z, ZHANG H, WANG W, et al. Temperature evolution and fatigue life evaluation of AZ31B magnesium alloy based on infrared thermography[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2013, 23(7): 1942—1948.
- [12] ZHANG L, LIU X S, WU S H, et al. Rapid determination of fatigue life based on temperature evolution[J]. International Journal of Fatigue, 2013, 54: 1—6.
- [13] PITARRESI G, PATTERSON E A. A review of the general theory of thermoelastic stress analysis[J]. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 2003, 38(5): 405—417.
- [14] BRÉMOND P, POTET P. Lock-in thermography: a tool to analyze and locate thermomechanical mechanisms in materials and structures[A]. Proceedings of SPIE, Thermosense XXIII[C]. Orlando: SPIE Press, 2001. 560—566.
- [15] KRAPEZ J C, PACOU D. Thermography detection of damage initiation during fatigue tests[A]. Proceedings of SPIE, Thermosense XXIV[C]. Orlando: SPIE Press, 2002. 534—449.
- [16] LUONG M P. Fatigue limit evaluation of metals using an infrared thermographic technique[J]. Mechanics of Materials, 1998, 28(1): 155—163.
- [17] CURÀ F, CURTI G, SESANA R. A new iteration method for the thermographic determination of fatigue limit in steels[J]. International Journal of Fatigue, 2005, 27(4): 453—459.
- [18] 李萌, 李旭东, 张辉, 等. 基于锁相红外热成像技术对铝合金铆接结构件疲劳极限的快速测定[J]. 工程力学, 2012, 29(12): 28—33.  
LI M, LI X D, ZHANG H, et al. Rapid determination of the fatigue limit of aluminum alloy riveted component based on lock-in infrared thermography technique[J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(12): 28—33.
- [19] 郭杏林, 王晓钢. 基于锁相热像法的金属疲劳特性评估方法研究[J]. 机械强度, 2010, 32(2): 305—309.  
GUO X L, WANG X G. Research on the evaluation method of metal fatigue properties based on lock-in thermography[J]. Journal of Mechanical Strength, 2010, 32(2): 305—309.
- [20] 石亦平, 周玉蓉. ABAQUS有限元分析实例详解[M]. 北京: 机械工业出版社, 2007.  
SHI Y P, ZHOU Y R. Example explanation of finite element analysis of ABAQUS[M]. Beijing: China Machine Press, 2007.
- [21] FAN J, GUO X, WU C. A new application of the infrared thermography for fatigue evaluation and damage assessment[J]. International Journal of Fatigue, 2012, 44: 1—7.
- [22] RISITANO A, RISITANO G. Cumulative damage evaluation in multiple cycle fatigue tests taking into account energy parameters[J]. International Journal of Fatigue, 2012, 48: 214—222.
- [23] 李光铎, 乔务本. 盲孔对应力分布影响的三维有限元分析[J]. 焊接学报, 1989, 10(2): 111—118.  
LI G D, QIAO W B. Three dimensional finite elements analysis of the influence of small blind hole on stress distribution[J]. Transactions of the China Welding Institution, 1989, 10(2): 111—118.
- [24] 李旭东, 刘勋, 马渊, 等. 锁相红外热成像技术测量结构的应力分布[J]. 工程力学, 2011, 28(11): 218—224.  
LI X D, LIU X, MA Y, et al. Measuring structure stress distribution using lock-in infrared thermography technique[J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(11): 218—224.
- [25] 王永茂, 郭兴华, 李日华. 红外检测中的缺陷大小和深度的测量[J]. 激光与红外, 2002, 32(6): 404—406.  
WANG Y M, GUO X H, LI R H. Measuring defect diameter and depth in infrared testing[J]. Laser & Infrared, 2002, 32(6):

- 404—406.
- [26] 刘俊岩, 戴景民, 王洋. 红外锁相法热波检测技术及缺陷深度测量[J]. 光学精密工程, 2010, 18(1): 37—44.  
LIU J Y, DAI J M, WANG Y. Thermal wave detection and defect depth measurement based on lock-in thermography[J]. Optics and Precision Engineering, 2010, 18(1): 37—44.
- [27] 樊俊铃, 郭杏林, 赵延广, 等. 定量热像法预测焊接接头的 S-N 曲线和残余寿命[J]. 材料工程, 2011, (12): 29—33.  
FAN J, GUO X, ZHAO Y, et al. Predictions of S-N curve and residual life of welded joints by quantitative thermographic method[J]. Journal of Materials Engineering, 2011, (12): 29—33.
- [28] 王凯, 闫志峰, 王文先, 等. 循环载荷作用下镁合金温度演化及高周疲劳性能预测[J]. 材料工程, 2014, (1): 85—89.  
WANG K, YAN Z F, WANG W X, et al. Temperature evolution and fatigue properties prediction for high cycle fatigue of magnesium alloy[J]. Journal of materials Engineering, 2014, (1): 85—89.
- [29] 樊俊铃, 郭杏林, 吴承伟, 等. 热像法和能量法快速评估 Q235 钢的疲劳性能[J]. 材料工程, 2012, (12): 71—76.  
FAN J L, GUO X L, WU C W, et al. Fast evaluation of fatigue behavior of Q235 steel by infrared thermography and energy approach[J]. Journal of Materials Engineering, 2012, (12): 71—76.
- [30] 赵延广, 郭杏林, 任明法. 含缺陷疲劳试件的锁相红外热成像无损检测[J]. 光学学报, 2010, (10): 2776—2781.  
ZHAO Y G, GUO X L, REN M F. Lock-in infrared thermography for the non-destructive testing of fatigue specimen with defects[J]. Acta Optica Sinica, 2010, (10): 2776—2781.
- [31] 胡本润, 刘建中, 陈建峰. 疲劳缺口系数  $K_f$  与理论应力集中系数  $K_t$  之间的关系[J]. 材料工程, 2007, (7): 70—73.  
HU B R, LIU J Z, CHEN J F. Relationship between fatigue notch factor  $K_f$  and stress concentration factor  $K_t$ [J]. Journal of Materials Engineering, 2007, (7): 70—73.
- [32] 姚卫星. 结构疲劳寿命分析[M]. 北京: 国防工业出版社, 2003.  
YAO W X. Fatigue Life Prediction of Structures[M]. Beijing: Defense Industry Press, 2003.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(11072045)

收稿日期: 2013-12-03; 修订日期: 2014-09-04

通讯作者: 郭杏林(1955—), 男, 教授, 博导, 研究方向: 工程力学、实验力学、计算力学, 联系地址: 辽宁省大连市大连理工大学工程力学系工业装备结构分析国家重点实验室(116024), E-mail: xlguo@dlut.edu.cn