

DOI: 10.3901/JME.2021.10.187

对流和辐射换热对金属高周疲劳 能量耗散估计的影响*

杨文平^{1,2} 郭杏林^{1,2} 赵延广^{1,2}

(1. 大连理工大学工业装备结构分析国家重点实验室 大连 116024;

2. 大连理工大学工程力学系 大连 116024)

摘要: 疲劳断裂是引起工程结构和构件失效的主要原因。传统疲劳性能预测方法存在周期长和经济成本高等缺点, 基于红外热像法的金属高周疲劳性能快速评估受到广泛关注。在金属高周疲劳试验中, 引起试样温升的不可逆能量耗散作为红外热像法中的关键指标, 其估计值的精度决定了疲劳性能评估的准确性。基于红外热像法提出一种金属高周疲劳过程中的能量耗散估计方法, 根据传热学理论引入自然对流和辐射热阻, 并通过数值模拟和试验来验证方法的正确性和精度。研究发现, 在高周疲劳试验过程中进行能量耗散估计时, 自然对流和辐射造成的热损失占比较大, 均不可直接忽略。与文献中同样考虑了对流和辐射效应的温降方法进行对比发现, 温降方法适用于局部能量耗散的估计, 且对时间非常敏感, 估计结果不够稳定; 而所提方法更适用于光滑平板试样的疲劳试验, 且流程简单, 结果稳定可靠, 便于工程实际中的应用。

关键词: 红外热像法; 能量耗散; 高周疲劳; 对流和辐射换热

中图分类号: O346

Effects of Convection and Radiation Heat Transfer on Energy Dissipation Estimation of Metal in High-cycle Fatigue

YANG Wenping^{1,2} GUO Xinglin^{1,2} ZHAO Yanguang^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Structure Analysis for Industrial Equipment,

Dalian University of Technology, Dalian 116024;

2. Department of Engineering Mechanics, Dalian University of Technology, Dalian 116024)

Abstract: Fatigue fracture is the main reason of failure for engineering structures and components. Due to the disadvantages of traditional fatigue prediction methods, such as long cycle and high economic cost, the rapid evaluation of high cycle fatigue performance of metals based on infrared thermography has attracted wide attention. During the high-cycle fatigue experiments of metal materials, the irreversible energy dissipation which causes the temperature rise of the sample is taken as a key index in the infrared thermography method, and the accuracy of the estimated dissipation determines the precision of the fatigue performance evaluation. A high-cycle fatigue energy dissipation estimation method is proposed based on infrared thermography, and a natural convection and radiation heat resistance is introduced according to the heat transfer theory. The correctness and precision of the present method are verified through the numerical simulation and experimental procedure. It is found that the heat loss caused by natural convection and radiation cannot be directly ignored when energy dissipation is estimated in high-cycle fatigue experiments. The present method is compared with the temperature drop method which also considered convection and radiation effects. The results show that the temperature drop method is suitable for the estimation of local energy dissipation and is very sensitive to time, while the present method is more suitable for the fatigue experiment of smooth flat sample, and the process is simple with stable results, which is convenient for the application in engineering practice.

* 大连理工大学工业装备结构分析实验室开放课题资助项目(GZ19107)。
20200701 收到初稿, 20201223 收到修改稿

Key words: infrared thermography; energy dissipation; high-cycle fatigue; convection and radiation heat transfer

0 前言

疲劳断裂是机械结构的主要失效形式^[1-3]。疲劳损伤的累积过程是材料内部局部微观组织结构在循环载荷作用下发生演化破坏的结果,并伴随着能量耗散,其宏观表现为温度变化。在金属材料高周疲劳试验中,试样表面常可以观测到明显的温度变化,并由此发展了一系列金属疲劳极限^[4-7]和 S-N 曲线^[8]的快速预测方法,即红外热像法——借助红外热像仪记录试件在循环应力作用下的温度场数据,并结合相关理论进行能量转换分析,进而对材料或结构的疲劳性能进行快速评估。相较于传统疲劳性能预测方法,红外热像法不仅可以快速预测材料的疲劳性能,而且可以通过能量这一本质因素来探究疲劳的产生机理。

疲劳试验中引起试样温度变化的因素较为复杂,比如滞弹性和非弹性效应等内部因素,以及对流和辐射等外部因素,试样的热响应很容易受到非理想因素的干扰^[9-11],尤其是直接基于温度进行疲劳性能快速评估^[4-8, 12-13]。因此,利用疲劳温度数据建立循环加载下的试样热源预测模型十分重要。此外,直接基于温度进行疲劳性能预测不仅缺乏明确的理论依据,而且稳定性和可重复性较差,不利于红外热像法在疲劳性能预测中的工程应用和标准化;能量耗散是材料能量变化的直接反映,与微观组织的演变关系更为密切,将其作为材料的疲劳损伤指标具有更明确的物理意义^[14]。

在金属材料的高周疲劳试验过程中,当循环载荷超过疲劳极限时,试样的温度演化可以分为三个阶段:① 由于试样在循环载荷下产生能量耗散,试样温度随加载次数振荡增大;② 当试样的能量耗散与热扩散(热传导、热对流和热辐射)达到平衡时,试样温度表现为在一定数值附近循环变化,称之为稳定温升阶段,即试样表面的平均温度不再增大,而循环变化是由热弹性效应引起的,属于可逆的能量变化;③ 当试样经历长时间的循环加载后,由于产生的微裂纹开始快速扩展并释放大量能量,试样裂纹附近的温度也会急剧增大,该过程在高周疲劳中通常很快。

国内外学者基于红外热像法进行了大量研究^[15-23],很多研究中忽略了对流和辐射效应,对于高周疲劳过程中对流和辐射对能量耗散估计的影响

研究也较少。金属在高周疲劳试验时的应力水平很低,试验表明,疲劳试件在一个循环周期内单位体积的能量耗散相对较小,若对流和辐射产生的热损失占比比较大时可能会导致能量耗散估计出现较大误差,因此研究对流和辐射换热对能量耗散估计结果的影响具有重要意义。本文提出了一种简单的一维热扩散模型,结合传热学估计了自然对流和辐射系数,通过数值仿真和试验验证了本文方法的正确性和精度,研究了自然对流和辐射的影响,并与文献中的温降测量方法进行了对比,分析方法的优点及其适用性。

1 能量耗散估计方法

1.1 研究假定

基于热力学定律和传热学相关理论,做出如下假定。

(1) 本文疲劳试验的试样均为细长薄板形式,试样的截面尺寸相对于长度方向较小,热传导主要影响试样沿长度方向的温度分布。因此,假设试样截面内温度为均匀分布,可以将试样的温度场简化为一维形式。

(2) 一般来说,在高周疲劳过程中,导致疲劳损伤的能量耗散主要是由材料局部微塑性引起的,其分布并不均匀。而温度场是能量耗散的宏观响应,是被测区域内所有微塑性效应共同作用的结果,是平均值。因此,本文将单位体积的能量耗散作为试样疲劳的评价指标,假定在某一确定的循环荷载下的单周循环能量耗散为常数。

(3) 在本文的高周疲劳试验中,频率设置为 30 Hz,试验过程中试样温度小于 35 °C,对热力学参数影响不大。故假定试样的弹性模量、比热容和导热系数等都是材料常数,在试验过程中不随温度变化。

1.2 温降法

MENEGHETTI^[14]通过拟合试样在高周疲劳试验过程中的稳定温升阶段骤停后短时间内温度下降的斜率来估计能量耗散,其中考虑了对流和辐射的影响。在稳定温升阶段,该方法描述能量守恒(热力学第一定律)为

$$\text{机械能}(W) = \text{热耗散}(Q) + \text{内能变化}(\Delta U) \quad (1)$$

式中,热耗散 Q 表示以热的形式耗散的能量,宏观表现为试样的温度变化,包括热传导、热对流和热辐射等能量,分别对应的面积为 S_{cd} 、 S_{cv} 和 S_{ra} ,若

试样的有效体积为 V , 能量转换过程如图 1 所示。

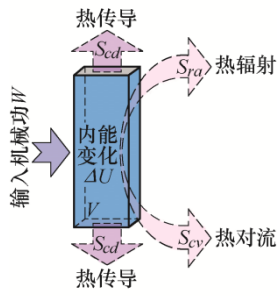


图1 疲劳载荷下试样的能量转换示意图

在稳定温升阶段, 试样在疲劳载荷下的能量耗散与热传导、热对流以及热辐射造成的热扩散达到动态平衡, 此时试样的温度变化仅由热弹性效应引起, 并且在每个加载周期的初始和终了时刻的温度相同。即热弹性效应在一个循环加载中不会产生不可逆的能量耗散, 在加载频率为 f_L 的一个周期内对温度场 T 进行平均为 $\tilde{T} = f_L \int_{\tau}^{\tau+1/f_L} T dt$, \tilde{T} 不再随时间发生变化, 则温度引起的试样能量变化为 $\rho C \partial \tilde{T} / \partial t = 0$, 其中 ρ 和 C 分别表示材料的密度和比热容。那么, 式(1)的功率表达式为^[14]

$$\int_V \left(\oint \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \right) f_L dV = \int_{S_{cd}} -k \cdot \text{grad} \tilde{T}(x, y, z) \cdot n dS_{cd} + \int_{S_{cv}} h_c (\tilde{T} - T_\infty) dS_{cv} + \int_{S_{ra}} \kappa \sigma_n (\tilde{T}^4 - T_\infty^4) dS_{ra} + \int_V \dot{E}_p dV \quad (2)$$

式中, σ_{ij} 和 ϵ_{ij} 分别表示应力和应变张量, $\text{grad} \tilde{T}(x, y, z; t)$ 表示温度场梯度, k 为导热系数, n 为 S_{cd} 的单位法向矢量, h_c 表示对流换热系数, κ 为表面辐射率, T_∞ 表示室温, $\sigma_n = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$ 为 Stefan-Boltzmann 常数, $\int_V \dot{E}_p dV$ 表示所谓的储能变化率, 是指机械输入能量中引起材料微观结构变化的部分(如晶体缺陷的重排及滑移带形成等)^[14]。对式(2)进行体积平均可以得到

$$\left(\oint \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \right) f_L = (P_{cd} + P_{cv} + P_{ra}) + \dot{E}_p \quad (3)$$

式中, P_{cd} 、 P_{cv} 和 P_{ra} 为单位体积、单位时间内, 由于热传导、热对流和热辐射造成的能量损失。在稳定温升阶段, 能量耗散与热扩散达到动态平衡, 文献[14]定义能量耗散为 $d_1 = P_{cd} + P_{cv} + P_{ra}$ 。

如果在 t_s 时刻疲劳试验已经处于稳定温升阶段, 若此时突然停止循环加载, 也就是式(3)中的机械能输入 $\left(\oint \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \right) f_L = 0$ 和储能 $\dot{E}_p = 0$, 但热扩散会使温度发生变化, 导致温度变化造成的能量变化

$\rho C \partial T / \partial t \neq 0$ 。式(3)可以改写为

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = -P \quad (4)$$

式中, $P = P_{cd} + P_{cv} + P_{ra}$ 为 t_s 时刻后, 单位时间单位体积的热损失总能量, 由试样的瞬时温度和室温决定。上述过程试样的温度演化示意图如图 2 所示。

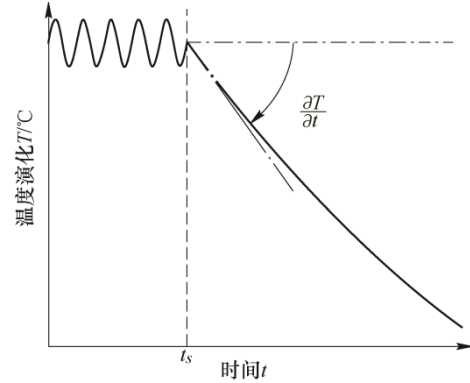


图2 稳定温升阶段的 t_s 时刻突然停止疲劳加载的温度演化

综上可知, 稳定温升阶段停止加载前单位时间内的能量耗散密度等于停止后的瞬间热损失率, 即

$$d_1 \Big|_{t=(t_s)^-} = -\rho C \frac{\partial T}{\partial t} \Big|_{t=(t_s)^+} \quad (5)$$

1.3 能量耗散二次多项式法

根据传热学的相关理论, 无量纲 Biot 数定义为固体的导热热阻与交界表面对流热阻之比^[24-25]

$$Bi = \frac{h_c l}{k} \quad (6)$$

式中, k 为固体的导热系数, h_c 为固体表面与周围环境的热对流系数, l 为固体的特征长度。

文献[24]指出, 当 $Bi < 0.1$ 时, 可以假定整个固体的温度分布是均匀的。本文试样为细长薄板试样, 试样横截面最大尺寸为 0.012 m, 文献[24-25]提供的自然对流换热系数范围为 $h_c = 5 \sim 25 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$, 本文材料的导热系数为 $k = 15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, 则 $Bi = 0.02 \ll 0.1$ 。意味着截面处的温度场可以假设为均匀的, 而长度方向温度场由于夹头可以视为对试样施加了恒温的边界条件, 故不能将其视为均匀不变, 进而可以将试样表的面温度场简化为一维形式, 且进一步验证了第 2.1 节的假定(1)的合理性。

基于本文假定, 结合热力学定律, 可以将细长薄板试样的一维热扩散模型表示为

$$\rho C \frac{\partial \theta}{\partial t} + q_{cv} + q_{ra} + q_{cd} = s_e + d_1 \quad (7)$$

式中, $\theta = T - T_0$ 为试样的一维温升场, T_0 表示试样初始温度场(与室温 T_∞ 相等), $\rho C \partial \theta / \partial t$ 表示温度变化引起的材料能量变化, $q_{cd} = -k \partial^2 \theta / \partial x^2$ 、 q_{cv} 和 q_{ra}

分别表示单位时间单位体积内由热传导、热对流和热辐射引起的能量损失, x 为试样长度方向, s_e 和 d_1 则分别表示可逆热弹性效应引起的能量变化和不可逆能量耗散。对流和辐射引起的热损失可以通过暴露在空气中的试样表面进行计算, 本文的能量耗散是体积平均值, 根据传热学理论, 可以将对流和辐射的能量以热流密度的形式进行表达如下。

热对流

$$q_{cv} = \frac{2h_c(w_0L + v_0L)\theta}{w_0v_0L} = \frac{2h_c(w_0 + v_0)\theta}{w_0v_0} \quad (8)$$

热辐射

$$q_{ra} = \frac{2\kappa\sigma_n(w_0L + v_0L)}{w_0v_0L}(T^4 - T_0^4) = \frac{2\kappa\sigma_n(w_0 + v_0)}{w_0v_0}(T^4 - T_0^4) \quad (9)$$

式中, v_0 、 w_0 和 L 分别为试样标距区域(等截面区域)的宽度、厚度和长度。需要注意的是, 在计算热辐射的能量损失时, 应采用热力学温度。

在常幅循环加载中, 当达到稳定温升阶段时, 试样的温度场仅因热弹性效应发生循环变化, 也就是其在时间上的均值为常数(一维温升场)

$\bar{\theta} = \frac{f_L}{n} \int_{\tau}^{\tau+n/f_L} \theta dt$ 。热弹性效应引起的能量变化为

$\bar{s}_e = \frac{f_L}{n} \int_{\tau}^{\tau+n/f_L} s_e dt = 0$, 能量耗散均值为

$\bar{d}_1 = \frac{f_L}{n} \int_{\tau}^{\tau+n/f_L} d_1 dt$ 。试样标距内一维温度场的空间平

均值记为 $\bar{\theta} = \frac{1}{L} \int_{-L/2}^{L/2} \bar{\theta} dx$, 坐标轴原点位于试样的几何中心。

本文在计算对流和辐射引起的热损失时, 采用试样标距区域的空间平均温度进行估计, 这样可以将该部分热损失与温升视为线性关系, 并引入热阻

$$R = \frac{1}{\frac{2h_c(w_0 + v_0)}{w_0v_0} + \frac{2\kappa\sigma(w_0 + v_0)}{w_0v_0}(T^2 + T_0^2)(T + T_0)} = \frac{w_0v_0}{2(w_0 + v_0)(h_c + h_r)} \quad (10)$$

式中, $h_r = \kappa\sigma_n(T^2 + T_0^2)(T + T_0)$ 表示热辐射效应对应的传热系数(等效热辐射系数)。那么, 对流和辐射热阻引起的能量损失可以表示为

$$\bar{d}_1^R = q_{cv} + q_{ra} = \frac{\bar{\theta}}{R} \quad (11)$$

可以看出, 上述推导中将对流-辐射热阻引起的

能量损失 \bar{d}_1^R 假定为常数。式(7)在试验达到稳定温升阶段时可以简化为

$$-k \frac{\partial^2 \bar{\theta}}{\partial x^2} = \bar{d}_1 - \bar{d}_1^R = \bar{d}_1^k \quad (12)$$

式中, \bar{d}_1^k 表示能量耗散中的热传导部分。式(12)的通解为

$$\bar{\theta}(x) = A_1x^2 + A_2x + A_3 \quad (13)$$

式中, $A_1 = -\bar{d}_1^k/2k$, A_2 和 A_3 为与边界条件相关的待定系数。通过对试样在稳定温升阶段的一维温度场进行简单的二次多项式拟合, 就可以得到 $\bar{d}_1^k = -2kA_1$, 那么能量耗散的估计值为 $\bar{d}_1 = \bar{d}_1^R + \bar{d}_1^k$ 。

1.4 自然对流换热系数估算

对流换热系数取决于流体的导热系数、温差和温度梯度。温度梯度或温度场取决于流体的热物理流动状态(层流或湍流)、流量的大小和表面的粗糙度分布, 即温度场取决于流场。速度场和温度场由对流换热微分方程确定, 包括质量、动量和能量守恒方程^[24-25]。综上所述, 对流系数与大量的物理参数有关, 其确定非常复杂, 通常采用相似原理和量纲分析。本文的高周疲劳试验是在一个静室中进行的, 可以认为与周围环境形成自然对流换热。自然对流是由于流体的温度场不均匀所引起的流动, 不受泵或风机等外力的驱动, 非均匀温度场只出现在传热固体壁面附近的薄层中。自然对流传热的无量纲参数通常有以下几个。

Nusselt 数 $Nu = h_c l / k_a$, 表示流体在壁面上的无量纲温度梯度, 其中, h_c 和 k_a 分别为空气的对流换热和导热系数, l 为壁面的特征长度。

Prandtl 数 Pr , 是流体的动量扩散厚度与热扩散厚度之比, 根据本文试验过程中的试样温度场, 取为 0.71。

Grashof 数 $Gr = g\beta\Delta T l^3 / \nu^2$, 表示浮力与黏度之比的量度, 其中, $g = 9.8 \text{ m/s}^2$ 为重力加速度, $\beta = 1/T_f$ 为体积膨胀系数, $T_f = (T_w + T_\infty)/2$ 表示膜温度, T_w 和 T_∞ 分别为壁面和室内空气的温度, $\Delta T = T_w - T_\infty$ 为壁面与空气的温度差, ν 为空气的运动黏度, l 为壁面的特征长度。

多年的研究发现, 平均自然对流换热系数可以用以下经验公式进行计算^[24]。

$$Nu_f = \alpha(Gr_f Pr_f)^\gamma \quad (14)$$

根据本文试验中试样的放置形式, 文献[24]给出: $\alpha = 0.59$, $\gamma = 0.25$ 。由上述无量纲参数, 可以得到

$$h_c = 0.59k_a \left(\frac{0.71g\beta\Delta T}{\nu^2} \right)^{0.25} l^{-1/4} \quad (15)$$

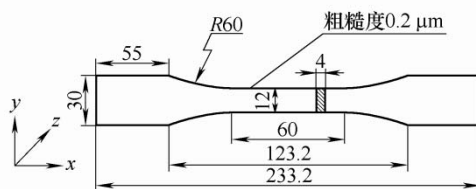
综上所述, 可以由式(10)计算对流和辐射热阻 R , 进而估计能量耗散数值。

2 数值验证

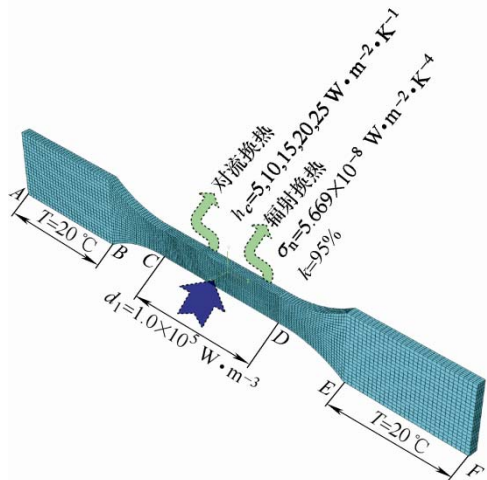
为了验证本文方法的有效性并分析自然对流和热辐射对试样能量耗散估计精度的影响, 采用 ABAQUS 软件对试样进行传热模拟。模拟过程简化为对试样施加一定的热流密度作为试样高周疲劳中产生的能量耗散, 采用与试验类似的边界条件, 最终得到输入能量与散热达到平衡时试样的一维温度场, 并在之后取消能量输入得到温降曲线; 分别采用温降法和本文的二次多项式方法来估计试样的输入能量, 与模拟过程中的真实输入能量对比计算误差。模拟过程中, 施加的单位体积热流密度为 $d_1^{\text{true}} = 1.0 \times 10^5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-3}$ (下称能量耗散), 试样的几何示意图如图 3a 所示, 对应的材料常数分别为: 密度 $\rho = 7800 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, 比热容 $C = 500 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 和导热系数 $k = 15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 。试样的有限元模型如图 3b 所示, 其中, 热对流系数设置为 $h_c = 5, 10, 15, 20$ 和 $25 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ (经验自然对流系数取值范围), 由于试

验过程中试样表面均匀涂有黑色哑光漆, 热辐射率设置为 $\kappa = 0.95$, AB 段和 EF 段由疲劳试验机的夹头夹持, 设置其为与室温相同的 $T_\infty = 20^\circ \text{C}$ 。

3 000 s 后, 试样最大温度随时间的演化过程如图 4a 所示。可以看出, 在上述模拟参数下, 试样温度在 1 000 s 之后不再发生变化, 达到稳定温升阶段。对取消热输入之后的 10 s 的温度数据进行线性拟合, 得到温降过程的初始斜率随着对流系数增加分别约为 -0.0254°C/s , -0.0253°C/s , $-0.02519^\circ \text{C/s}$, $-0.02509^\circ \text{C/s}$ 和 $-0.02498^\circ \text{C/s}$, 如图 4b 局部放大视图所示。根据式(5)和材料参数即可估计能量耗散, 列入表 1。采用本文方法估计模拟过程中的能量输入, 结果也列入表 1; 在 2 000 s 时的试样一维温度场和二次多项式拟合如图 5 所示, 可以看出, 温度数据与拟合曲线吻合良好; 而且随着对流系数增大, 试样的温度整体呈减小趋势, 一维温度场的弯曲程度有所减弱, 意味着热传导减弱。在表 1 中, $Effect = \left(\overline{d_1^R} / \overline{d_1} \right) \times 100\%$, 表示对流和辐射造成的热损失占本文方法估计结果的百分比, 误差 $\delta_1 = \left[\left(\overline{d_1} - d_1^{\text{true}} \right) / d_1^{\text{true}} \right] \times 100\%$ 表示本文方法估计能量的误差; $\overline{d_1^{\text{cool}}}$ 表示温降法估计的能量耗

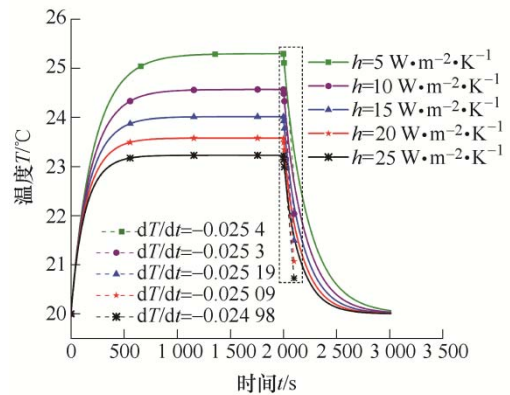


(a) 试样几何示意图(mm)

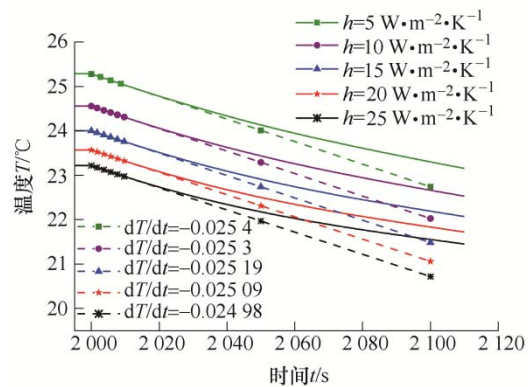


(b) 有限元模型和边界条件

图3 试样几何示意图、有限元模型和边界条件



(a) 温度演化过程



(b) 局部视图

图4 不同对流系数下试样最大温度演化过程

散输入, 误差 $2\delta_2 = \left[\left(\overline{d_1^{\text{cool}}} - d_1^{\text{true}} \right) / d_1^{\text{true}} \right] \times 100\%$, 表示温降法能量估计的误差。将 $\overline{d_1^R}$ 、 $\overline{d_1^k}$ 、 $\overline{d_1}$ 和 $\overline{d_1^{\text{cool}}}$ 绘入图 6。

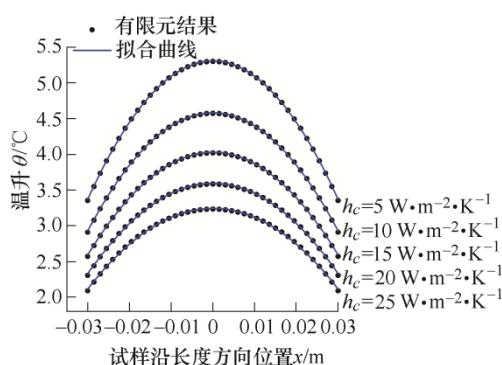


图 5 不同对流系数下试样的一维温度场数据和拟合曲线

根据表 1 和图 6 可以看出, 随着对流系数增大, 对流和辐射对能量耗散估计结果影响显著增加, 且在经验自然对流换热最小值 $5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$

时, 对流和辐射的影响为 33.55%, 不可忽略; 本文方法和温降法均能很好地估计能量耗散结果, 而温降法理论上比本文方法精度略高, 但是在实际试验中往往存在着噪声等测量误差的影响, 需要通过试验研究进一步分析两种方法的优劣。

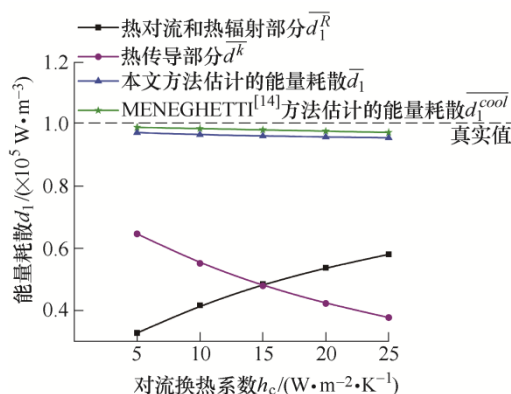


图 6 能量耗散估计和对流-辐射影响

表 1 能量耗散输入估计结果

对流系数 h_c $/(W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1})$	辐射系数 h_r $/(W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1})$	热阻损失 $\overline{d_1^R}$ $/(W \cdot m^{-3})$	热传导损失 $\overline{d_1^k}$ $/(W \cdot m^{-3})$	能量耗散 $\overline{d_1}$ $/(W \cdot m^{-3})$	Effect (%)	误差 1 (%)	能量耗散 $\overline{d_1^{\text{cool}}}$ $/(W \cdot m^{-3})$	误差 2 (%)
5	5.548 9	32 668	64 692	97 360	33.55	-2.64	99 078	-0.92
10	5.531 1	41 584	55 152	96 736	42.99	-3.26	98 671	-1.33
15	5.517 6	48 385	47 909	96 294	50.25	-3.71	98 259	-1.74
20	5.507 0	53 745	42 231	95 976	56.00	-4.02	97 848	-2.15
25	5.498 4	58 083	37 663	95 746	60.66	-4.25	97 438	-2.56

3 试验研究及验证

3.1 材料和试验

本文疲劳试验采用沉淀硬化马氏体不锈钢 FV520B, 材料除铁元素以外的化学成分质量分数为 (%): C, 0.045; Si, 0.3; Mn, 0.54; P, 0.03; S, 0.02; Ni, 5.3; Cr, 13.76; Mo, 1.51; Cu, 1.48; Nb, 0.43。材料的热处理过程为: $850 \text{ }^\circ\text{C}$ 固溶强化 $1 \text{ h} + 1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 固溶强化 $1 \sim 1.25 \text{ h} \rightarrow 850 \text{ }^\circ\text{C}$ 调质处理 $1.25 \sim 1.5 \text{ h} \rightarrow 480 \text{ }^\circ\text{C}$ 时效处理 $2.5 \sim 3 \text{ h}$, 每种热处理后进行空冷。材料的屈服强度为 1071 MPa 。试样几何尺寸及材料属性与数值模拟一致。试样的表面喷涂黑色哑光漆以增加表面的辐射率, 喷漆后试样的表面辐射率取为 $\kappa = 0.95$ 。

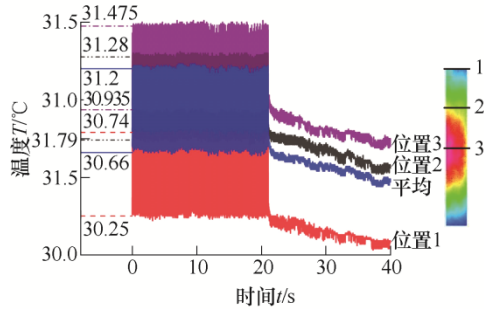
疲劳试验采用最高承载 100 kN 的 MTS810 伺服液压疲劳试验机进行力控制正弦加载, 加载频率为 30 Hz , 应力比为 -1 。试样表面温度场监测选用 Cedip Jade III 红外热像仪, 其 InSb 红外焦平面阵列探测器的像素为 320×240 , 辐射波长为 $3 \sim 5 \text{ } \mu\text{m}$, 在 $25 \text{ }^\circ\text{C}$

时的灵敏度(噪声等效温差, NETD)为 $0.025 \text{ }^\circ\text{C}$, 在 320×240 像素范围内的最高数据采样频率为 166 Hz 。选取一根试样, 应力幅值从 $400 \sim 520 \text{ MPa}$ 进行阶梯加载, 增量为 20 MPa 。在试验过程中, 每个应力幅值下加载 30000 个周期, 此时试样达到稳定温升阶段。红外热像仪的采样频率设置为 166 Hz 。在试验开始前采集 10 s 试样的初始温度数据进行平均以减小试样初始温度场的噪声和热像仪误差, 在第 30000 周期时停止加载前后, 分别记录停止前后 20 s 试样的温度数据, 每个阶梯加载前停机 30 min , 以确保试样温度在每次加载前冷却至室温。

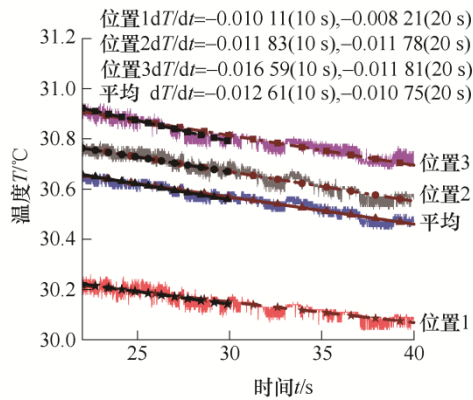
3.2 试验结果及验证

在应力幅值为 400 MPa 时, 试样在停机前后 20 s 的试验数据如图 7 所示, 其中图 7a 为对应于热像仪所记录的试样标距内位置 1, 2, 3 和平均的温度演化数据, 可以看出, 温降过程存在一定误差, 使得用温降法进行线性拟合的结果可能不够稳定, 在标距区域进行平均后数据噪声有所减小, 但仍然有一定影响; 图 7b 为分别对温降过程中的前 10 s 和前 20 s 温度数据进行拟合(温降单位为 $^\circ\text{C/s}$), 结果

显示, 局部位置的温降数据拟合结果会存在较大差异, 且温降斜率数值: 位置 3>位置 2>位置 1, 这与试样的温度场分布有关。因此, 温降法比较适用于局部能量耗散的估计, 比如缺口试样和裂纹扩展试样等, 但细长平板试样的温度演化属于标距内微塑性产生能量耗散的平均效应。



(a) 停机前后的温度演化



(b) 温降数据集拟合结果

图 7 应力幅值为 400 MPa 时停机前后的温度演化及温降拟合结果

采用本文方法估计试样疲劳试验中能量耗散的流程如图 8 所示, 可以将该过程分为两个部分, 即能量耗散的对流及辐射部分估计和热传导部分估计。用式(13)对不同应力幅值下的一维温升数据进行拟合, 如图 9 所示, 能量耗散的估计结果及参数列入表 2, 其中 σ_a 为应力幅值, h_c 和 h_r 分别表示自然对流和热辐射系数, \bar{d}_1^R 、 \bar{d}_1^k 和 \bar{d}_1^k 分别为本文方

法估计的能量耗散、自然对流和热辐射引起的热损失以及热传导的传热量, 比例 = $\bar{d}_1^R / \bar{d}_1^k \times 100\%$ 。可以看出, 本文试验过程中自然对流和热辐射的传热系数均随着应力幅值呈增大趋势, 这是因为试样的温度随着应力幅值增加而增大, 且自然对流和热辐射系数相差不大; 对流和辐射产生的热损失占能量耗散的比例为 37%~41%, 进一步表明其在能量耗散估计过程中不可忽略。

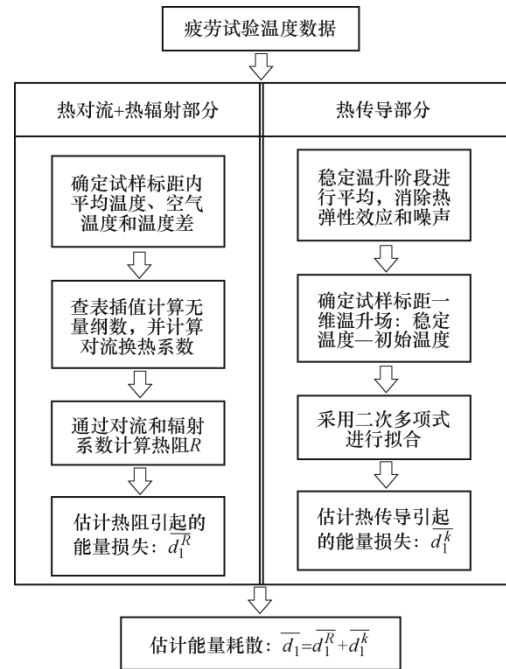


图 8 能量耗散估计流程

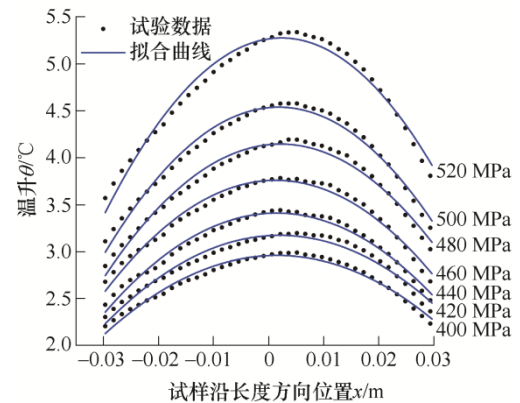


图 9 试样一维温升数据和拟合曲线

表 2 能量耗散估计结果

应力幅值 σ_a	对流系数 h_c	辐射系数 h_r	热阻损失 \bar{d}_1^R	热传导损失 \bar{d}_1^k	能量耗散 \bar{d}_1	比例
/MPa	/(W·m ⁻² ·K ⁻¹)	/(W·m ⁻² ·K ⁻¹)	/(W·m ⁻³)	/(W·m ⁻³)	/(W·m ⁻³)	(%)
400	3.92	5.97	17 804	25 649	43 453	40.97
420	3.99	5.99	19 216	28 210	47 426	40.52
440	4.05	6.00	20 719	32 738	53 457	38.76
460	4.15	6.02	22 974	37 071	60 045	38.26
480	4.25	6.04	25 571	41 546	67 117	38.10
500	4.34	6.05	28 186	46 892	75 078	37.54
520	4.50	6.07	33 260	54 491	87 751	37.90

将本文估计的自然对流系数、能量耗散以及试样在试验中的边界条件作为输入,通过数值模拟分别计算不同应力幅值对应的试样温度场,将数值模拟得到的一维温度场与试验数据绘入图 10。可以看出,试验数据和模拟结果吻合较好,仅在局部存在一些误差,这些误差可能是因为试验中测量误差以及有限元的边界条件与试验不完全一致导致,进一步证明了本文方法的正确性。

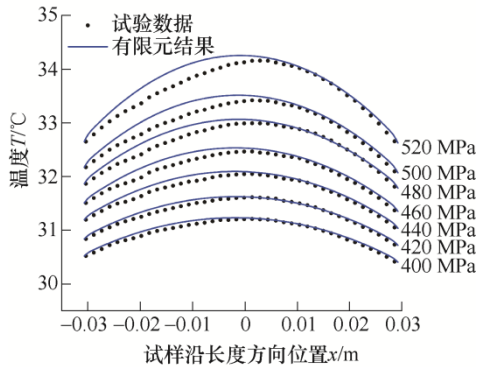


图 10 试验数据和数值模拟结果对比

温降法(位置 1, 2, 3 和平均的定义与图 8 一致)和本文方法得到的能量耗散估计结果,以及其中的自然对流+辐射和热传导部分如图 11 所示。可以看出,采用温降法对试验测得的前 10 s 温降数据进行拟合得到的能量耗散变化规律与理论情况(能量耗散随应力幅值呈递增趋势)不符,前 20 s 温降数据拟合结果的变化规律与本文方法吻合较好,但试样不同位置的结果存在差异,而标距内温度场平均值的结果与本文结果误差最小。因此,采用温降法进行能量耗散估计对温降数据的测试时间和试样局部位置较为敏感,不够稳定,在实际使用过程中要进行反复验证。而本文方法得到的能量耗散规律与理论相符合,可以稳定得到不同应力下的能量耗散值,

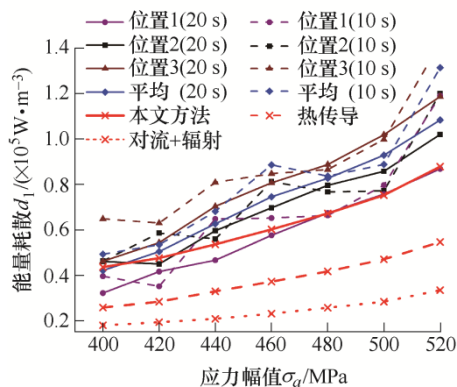


图 11 温降法和本文方法的能量耗散估计值

且其准确性在数值模拟中得到了验证(图 10)。此外,可以进一步直观地看出,对流和辐射效应对能量耗散估计的结果影响较大,不可忽略。

4 结论

基于红外热像法,提出了一种考虑自然对流换热和辐射换热的金属材料高周疲劳能量耗散估计方法,并通过数值模拟验证了方法的有效性和精度。结论如下。

- (1) 在高周疲劳能量耗散估计过程中,自然对流和辐射的影响占比较大,不可忽略。
- (2) 相较于温降方法,本文方法估计能量耗散的结果更为稳定和精确。
- (3) 本文方法主要针对细长薄板试样,方法简单且精度较高,适用于工程应用中对新材料高周疲劳性能的快速评估。

此外,对于棒状试样,需要将焦距调整到圆柱外表面,在符合本文一维热扩散模型的假设时(试样的横截面上温度场近似均匀),可以采用红外热像仪焦距上采集到的试样表面温度数据进行疲劳性能评估。

参 考 文 献

- [1] SURESH S. Fatigue of materials[M]. Cambridge: University Press, 1998.
- [2] 赵少汴. 抗疲劳设计[M]. 北京:机械工业出版社, 1994. ZHAO Shaobian. Anti-fatigue design[M]. Beijing: China Machine Press, 1994.
- [3] 杨新华, 陈传尧. 疲劳与断裂 [M]. 2 版. 武汉: 华中科技大学出版社, 2018. YANG Xinhua, CHEN Chuanyao. Fatigue and fracture [M]. 2nd ed. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology Press, 2018.
- [4] LUONG M P. Infrared thermographic scanning of fatigue in metals[J]. Nuclear Engineering and Design, 1995, 158(2-3): 363-376.
- [5] LUONG M P. Fatigue limit evaluation of metals using an infrared thermographic technique[J]. Mechanics of Materials, 1998, 28(1-4): 155-163.
- [6] LA R G, RISITANO A. Thermographic methodology for rapid determination of the fatigue limit of materials and mechanical components[J]. International Journal of Fatigue, 2000, 22(1): 65-73.
- [7] RISITANO A, RISITANO G. Cumulative damage

- evaluation of steel using infrared thermography[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2010, 54(2): 82-90.
- [8] FARGIONE G, GERACI A, LA R G, et al. Rapid determination of the fatigue curve by the thermographic method[J]. International Journal of Fatigue, 2002, 24(1): 11-19.
- [9] CHRYSOCHOOS A, LOUCHE H. An infrared image processing to analyse the calorific effects accompanying strain localisation[J]. International Journal of Engineering Science, 2000, 38(16): 1759-1788.
- [10] LOUCHE H, CHRYSOCHOOS A. Thermal and dissipative effects accompanying Lüders band propagation[J]. Materials Science & Engineering A, 2001, 307(1): 15-22.
- [11] BOULANGER T, CHRYSOCHOOS A, MABRU C, et al. Calorimetric analysis of dissipative and thermoelastic effects associated with the fatigue behavior of steels[J]. International Journal of Fatigue, 2004, 26(3): 221-229.
- [12] CRUPI V. An Unifying Approach to assess the structural strength[J]. International Journal of Fatigue, 2008, 30(7): 1150-1159.
- [13] CURA 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.
- [14] MENEGHETTI G. Analysis of the fatigue strength of a stainless steel based on the energy dissipation[J]. International Journal of Fatigue, 2007, 29(1): 81-94.
- [15] 童小燕, 王德俊, 徐灏. 低周疲劳损伤过程的自热温升变化特征[J]. 金属学报, 1991, 27(2): 71-74.
- TONG Xiaoyan, WANG Dejun, XU Hao. Infrared detection of self-heating process during low cycle fatigue damage[J]. Acta Metallurgica Sinica, 1991, 27(2): 71-74.
- [16] 郭强. 基于固有耗散的高周疲劳性能评估与热力响应分析研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2019.
- GUO Qiang. Research on high-cycle fatigue property evaluation and thermal-mechanical response analysis: based on intrinsic dissipation[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2019.
- [17] 闫志峰. 基于红外热像法镁合金及其焊接接头疲劳行为及评定理论研究[D]. 太原: 太原理工大学, 2014.
- YAN Zhifeng. Fatigue fracture behavior and assessment theory of magnesium alloy base on infrared thermography[D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2014.
- [18] 郭杏林, 王晓钢. 疲劳热像法研究综述[J]. 力学进展, 2009, 39(2): 217-227.
- GUO Xinglin, WANG Xiaogang. Overview on the thermographic method for fatigue research[J]. Advances in Mechanics, 2009, 39(2): 217-227.
- [19] 童小燕, 王德俊, 徐灏. 疲劳损伤过程的热能耗散分析[J]. 金属学报, 1992, 28(4): 21-27.
- TONG Xiaoyan, WANG Dejun, XU Hao. Heat energy dissipation in fatigue damage process of materials[J]. Acta Metallurgica Sinica, 1992, 28(4): 21-27.
- [20] 樊俊铃, 郭杏林, 吴承伟. 疲劳特性的红外热像定量分析方法研究进展[J]. 力学与实践, 2012, 34(6): 7-17.
- FAN Junling, GUO Xinglin, WU Chengwei. Fatigue characterisation based on quantitative infrared thermography[J]. Mechanics in Engineering, 2012, 34(6): 7-17.
- [21] DOUDARD C, CALLOCH S, CUGY P, et al. A probabilistic two-scale model for high-cycle fatigue life predictions[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 2005, 28(3): 279-288.
- [22] YANG W P, GUO X L, GUO Q, et al. Rapid evaluation for high-cycle fatigue reliability of metallic materials through quantitative thermography methodology[J]. International Journal of Fatigue, 2019, 124: 461-472.
- [23] YANG W P, FAN J L, GUO Q, et al. Experimental procedure for energy dissipation estimation during high-cycle fatigue loading of metallic material[J]. Experimental Mechanics, 2020, 60: 695-712.
- [24] HOLMAN J P. Heat transfer[M]. New York: McGraw-Hill, 1981.
- [25] HEATING ASO. 2005 ASHRAE handbook[M]. Atlanta: American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers Inc., 2005.

作者简介: 杨文平, 男, 1990 年出生, 博士研究生。主要研究方向为结构损伤识别技术与应用。

E-mail: 237543581@qq.com

郭杏林, 男, 1955 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为结构动态载荷识别的方法与应用、结构模态分析与应用、结构损伤识别方法与应用、材料与结构可靠性分析。

E-mail: xlguo@dlut.edu.cn

赵延广(通信作者), 男, 1981 年出生, 博士, 高级工程师。主要研究方向为疲劳、断裂及损伤容限性能测试与分析。

E-mail: ygzhao81@dlut.edu.cn