研究论文

一种基于耗散能计算的高周疲劳参数预测方法"

李源*,†,2) 韩旭*刘杰*姜潮*

*(汽车车身先进设计制造国家重点实验室,湖南大学机械与运载工程学院,长沙410082) [†](国防科学技术大学指挥军官基础教育学院,交通运输工程系,长沙410073)

摘要 在热力学框架下,基于薄板假设,建立金属材料薄板试样在高周疲劳载荷作用下的热传导方程,将试样 温度场数据和实时载荷信号导入,准确计算与高周疲劳损伤相关的单个循环内耗散能.基于该方法,以 316L 不 锈钢材料为例,通过实时监测试样不同应力水平下高周疲劳破坏全过程中耗散能的变化,拟合出耗散能-疲劳 寿命曲线,呈现与传统的应力-疲劳寿命曲线相同的规律;提出一种新的预测高周疲劳极限的能量法,确定的 疲劳极限与实验值相近.

关键词 高周疲劳,金属材料,耗散能,疲劳寿命,疲劳极限

中图分类号: O346.2 文献标识码: A DOI: 10.6052/0459-1879-12-300

引 言

通过传统的疲劳试验方法得到准确的高周疲劳 参数,往往耗费大量的费用和时间.如测定高周疲劳 极限的多幅测定法(要求至少50个试样)或升降法 (要求至少13个试样,一般为30个);确定应力-寿 命曲线(S-N)的成组试验法,通常需要在每级(至少 4~5级)应力水平下使用一组(一般需6~10个)试样. 因此,在满足比较准确地确定材料疲劳极限、S-N曲 线等高周疲劳参数的前提下,探讨缩短试验时间、 减少试验成本的快速预测高周疲劳性能的理论和实 验方法,引起国内外研究者的极大兴趣^[1].

能量法是高周疲劳参数快速预测研究的重要方法之一. 材料疲劳是一个耗散能量的过程, 在外部高周疲劳载荷作用下, 材料发生小的塑性变形, 同时产生能量耗散, 储存在材料内部的能量不断累积, 并导致微观结构演化, 产生疲劳损伤, 如位错的重排及滑移面等, 损伤不断累积直至破坏^[2]. 在高周疲劳载荷作用下, 第*i* 个循环周期内, 材料单位体积内的能量平衡方程为

$$W_{\rm m}^i = E_{d_1}^i + E_{\rm st}^i \tag{1}$$

其中, Wⁱⁿ 表示外部输入的机械功, Eⁱ_{d1} 表示导致材 料局部温升和能量损失的耗散能, Eⁱ_{st} 表示储存在材 料内部的能量^[3]. 疲劳过程中的能量耗散导致试样 局部温度升高, 采用一定的手段表征温度的变化, 可以深入研究其疲劳破坏机理. 红外热像技术的快速直观、非接触、热灵敏性高等特点, 在疲劳参数预测的能量法方面得到广泛应用.

已有的能量法,大多直接观测材料在不同应力 水平下的局部温升来预测疲劳参数,如以材料稳定 热耗散后温升值为指标的单线法 [4] 和双线法 [5], 以初始温升曲线函数为指标的 Amiri 法 ^[6],以内阻 尼为指标的定量热像法 [7] 和考虑疲劳寿命离散性 的自热法等[8-9]. 国内研究人员将单线法、双线法和 定量热像法等引入疲劳极限判定[10-11]、剩余寿命评 估[12] 和裂纹扩展[13] 等领域的应用研究中. 然而局 部温升与热传导、热对流、热辐射、热交换等边界条 件相关,且易受环境温度变化的影响,误差较大, 基于局部温升的预测方法自问世以来一直饱受争议. 在 Chrysochoos 等^[14] 推导出疲劳载荷下薄板试样的 二维局部热传导方程后, Meneghetti^[15] 才首次以相 对准确的耗散能为指标,预测双相钢的疲劳参数, Balandraud 等^[16]则研究了低周疲劳问题,但上述研 究均未考虑环境温度噪声的影响. Maquin 等 [17-18] 虽 求解出准确的单个循环内的耗散能,但未以耗散能 为指标来预测疲劳参数.

因此,本文首先建立一套耗散能测量的实验方 案,基于薄板试样的热传导方程,准确计算出试样 标定区域内单个循环内耗散能,以316L不锈钢薄板

1) 国家自然科学基金 (51175160), 装备预先研究 (62501036012) 和国防科技大学预先研究 (JC11-09-01) 资助项目.

²⁰¹²⁻¹⁰⁻²⁹ 收到第1稿, 2013-02-19 收到修改稿.

²⁾ 李源, 讲师, 主要研究方向: 实验力学、疲劳可靠性和结构失效分析与预防. E-mail: yuanli@nudt.edu.cn

试样为例,验证该方法的准确性.进而通过实时监测 不同应力水平下高周疲劳破坏全过程中耗散能的变 化,研究耗散能与疲劳寿命、疲劳极限等高周疲劳参 数间的关系.

1 单个循环内耗散能计算方法

材料的局部温升由耗散源、热弹性源和热辐射 源等导致,而与材料疲劳损伤相关的耗散能仅与耗 散源有关.本文通过设置参考试样、三点固定装置和 隔热装置等降低环境噪声的影响,运用红外热像仪 得到参考试样与加载试样的温度场信号.温度场信号 经过滤波处理后,基于薄板假设,解耦疲劳载荷下的 热传导方程,去除热弹性效应影响,计算出相对准确 的耗散能.

1.1 耗散能测量的实验方案

高周疲劳过程中,材料试样达到稳定热耗散阶 段后,局部温度变化在 1°C 以内,需要设计精确的 实验方案来测定温度变化. 高周疲劳加载使用 IN-STRON 8801 型电液伺服疲劳试验机,均采用正弦波 信号 $\sigma = \sigma_m + \sigma_a \sin(2\pi ft)$ 实施加载,其中 σ_m 为平 均应力, σ_a 为应力幅值,f 为加载频率.温度场信号 采集使用 Cedip Jade MWIR 红外热像仪,采样频率为 350 Hz,若加载频率 f = 14 Hz,则每个疲劳循环周次 采集 25 张温度场图片.

本文以汽车工业中广泛使用的 316L 低碳奥氏 体不锈钢薄板试样为例,通过 3 次拉伸试验得其屈 服强度 $\sigma_{0.2\%}$ 为 295 MPa, 抗拉强度 σ_b 为 587 MPa, 其热力学参数如表 1 所示.疲劳试验用的薄板试样 均取自钢板的轧制方向,其几何尺寸如图 1 所示, 厚度为 2 mm.



表 1 316L 不锈钢的热力学参数 (20°C) Table 1 Thermo-mechanical properties of 316L (20°C)

图 1 疲劳试样的几何形状 Fig. 1 Geometry of fatigue specimen

为降低环境温度的变化对试样温度场的影响, 设置一个不施加载荷作用相同试样做参考,每次实 验中均采集 2 个试样的温度场数据,取其差值.同时,为尽可能的降低相互之间的影响,设计了一套 三点固定装置夹持参考试样,使固定装置与参考试 样之间为点接触.图 2 左侧为参考试样及其标定区 域 Q_{ref},右侧为加载试样及其标定区域 Q_{zou}.



图 2 加载试样和参考试样及其标定区域 Fig. 2 Oberved ares of test and reference specimen

为避免发射光的干扰,每个试样的表面均匀喷 有一层薄的发射率为 0.93 的黑色亚光漆.为降低外 部光线等对夹头和试样等的影响,设计了一套隔离 装置,使整个实验区域为一密闭的空间^[19],如图 3 所示.最后,设置一个密闭的黑色布帘封闭整个疲劳 试验机和红外热像仪的空间.



图 3 耗散能测量的实验装置 Fig. 3 Equipments of temperature measurement

每次耗散能测量的实验需连续记录 20s 加载试 样和参考试样标定区域 Ω_{zou} 与 Ω_{ref} 内的温度场数 据,共分 2 个阶段:

第1阶段 (step 1) 为初始 5s 的调整时间,作用 为适应疲劳试验机液压系统的加载特性,确保加载 应力保持恒定^[19],此阶段内的温度场数据为求解热 传导方程的初始边界条件.

第2阶段 (step 2) 为后续 15 s 的加载时间,作动器开始加载并持续至实验结束,此阶段温度场数据用来求解热传导方程.

1.2 高周疲劳载荷下的热传导方程

对于薄板试样 (厚度 2~3 mm 内),在低循环 应力的作用下,假定厚度方向的温度变化忽略不 计^[20-21](薄板假设).基于热力学第一、第二定律, 对于标定区域的任一点 *M*,定义*T*(*M*,*t*)为点 *M* 在 *t* 时刻的温度场,其二维热传导方程为

$$\rho C \frac{\partial T(M,t)}{\partial t} - k\Delta_2 T(M,t) + \frac{2\sigma_e \varepsilon_m T(M,t)^4}{e} + \frac{2h}{e} [T(M,t) - T(M,t)^{air}] = d_1(M,t) + S_{th}(M,t) + r(M,t)$$
(2)

其中, ρ 为材料的密度,C为比热容,k为热传导系数, σ_e 为波兹曼常数, ε_m 为表面热发射率,h为热对流系数, $T^{air}(M,t)$ 为点M处的环境温度, Δ_2 为二维Laplace 算子.

方程 (2) 左边第 1 项为 t 时刻试样表面温升变化 率; 第 2 项为热传导作用传递的热量; 第 3 项为热辐 射作用传递的热量; 第 4 项为试样与环境温度之间 热对流所传递的热量. 方程 (2) 右边第 1 项为与疲劳 损伤相关的试样不可逆应变 $\bar{e}_{\rm tr}$ 和迟滞应变 $\bar{e}_{\rm ve}$ 及微 观结构演化等组成的耗散源 $d_1(M,t)$; 第 2 项为材料 可恢复的弹性应变 $\bar{e}_{\rm e}$ 和其他热力耦合效应组成的热 弹性源 $S_{\rm th}(M,t)$; 第 3 项为热辐射源 r(M,t).

高周疲劳载荷作用下,当试样达到稳定热耗散 状态后,加载试样标定区域 Ω_{zou}内的热传导方程为

$$\rho C \left[\frac{\partial T_{zou}(t)}{\partial t} - \frac{\partial T_{zou}(t)}{\partial t} \Big|_{t=0^{-}} \right] - k\Delta_2 T_{zou}(t) + \rho C \frac{T_{zou}(t)}{\tau_{th}^{2D}} + \frac{2h}{e} \Big[T_{zou}(t)^{air} - T_{zou}(t)^{air} \Big|_{t=0^{-}} \Big] = d_{1zou}(t) + S_{thzou}(t) + \Big[r_{zou}(t) - r_{zou}(t) \Big|_{t=0^{-}} \Big]$$
(3)

其中, τ_{th}^{2D} 表示与方程 (2) 中热辐射和热对流项相关的时间常数,通过实验确定.

参考试样无外部载荷作用,耗散源 d₁(t) 和热弹 性源 S_{th}(t) 都等于 0. 同时,参考试样通过点接触与 固定装置联接,相互之间的热传导假定为 0. 因此, 参考试样标定区域 Ωref 内的热传导方程为

$$\rho C \left(\frac{\partial T_{\text{ref}}(t)}{\partial t} - \frac{\partial T_{\text{ref}}(t)}{\partial t} \Big|_{t=0^{-}} \right) - k\Delta_2 T_{\text{ref}}(t) + \rho C \frac{T_{\text{ref}}(t)}{\tau_{\text{th}}^{2D}} + \frac{2h}{e} \left(T_{\text{ref}}(t)^{\text{air}} - T_{\text{ref}}(t)^{\text{air}} \Big|_{t=0^{-}} \right) = r_{\text{ref}}(t) - r_{\text{ref}}(t)|_{t=0^{-}}$$
(4)

1.3 耗散能计算

方程 (3) 与方程 (4) 的差值为

$$\rho C \left(\frac{\partial T_{zou}(t)}{\partial t} - \frac{\partial T_{ref}(t)}{\partial t} \right) - \rho C \left(\frac{\partial T_{zou}(t)}{\partial t} \Big|_{t=0^{-}} - \frac{\partial T_{ref}(t)}{\partial t} \Big|_{t=0^{-}} \right) - k\Delta_{2}[T_{zou}(t) - T_{ref}(t)] + \rho C \left(\frac{T_{zou}(t) - T_{ref}(t)}{\tau_{th}^{2D}} \right) + \frac{2h}{e} \left[\left(T_{zou}(t)^{air} - T_{zou}(t)^{air} \Big|_{t=0^{-}} \right) - \left(T_{ref}(t)^{air} - T_{ref}(t)^{air} \Big|_{t=0^{-}} \right) \right] = d_{1zou}(t) + S_{thzou}(t) + \left[\left((r_{zou}(t) - r_{zou}(t) \Big|_{t=0^{-}} \right) - (r_{ref}(t) - r_{ref}(t) \Big|_{t=0^{-}} \right) \right]$$
(5)

假定实验过程中,环境因素对加载试样和参考 试样的影响相同

$$T_{\text{zou}}(t)^{\text{air}} - T_{\text{zou}}(t)^{\text{air}}\Big|_{t=0^{-}} = T_{\text{ref}}(t)^{\text{air}} - T_{\text{ref}}(t)^{\text{air}}\Big|_{t=0^{-}}$$
 (6)

$$r_{\text{zou}}(t) - r_{\text{zou}}(t)|_{t=0^{-}} = r_{\text{ref}}(t) - r_{\text{ref}}(t)|_{t=0^{-}}$$
(7)

取 $T(t) = T_{zou}(t) - T_{ref}(t)$, 将方程 (6) 和方程 (7) 代入方程 (5), 最终可得计算耗散能的热传导方程

$$\rho C \left(\frac{\partial T(t)}{\partial t} - \frac{\partial T(t)}{\partial t} \Big|_{t=0^{-}} \right) - k \Delta_2 T(t) + \rho C \frac{T(t)}{\tau_{\text{th}}^{2D}} = d_1(t) + S_{\text{th}}(t)$$
(8)

耗散源 $d_1(t)$ 和热弹性源 $S_{th}(t)$ 耦合于方程 (8) 中,而耗散能 $E_{d_1}(t)$ 只与耗散源 $d_1(t)$ 有关. 若加载 频率为 f,则在一个循环周期 $t_f = 1/f$ 内,对耗散源 $d_1(t)$ 积分,可得单个循环内的耗散能 E_{d_1} .

$$E_{d_1}(t) = \int_{t-\frac{t_f}{2}}^{t+\frac{t_f}{2}} d_1(t) dt$$
 (9)

又由疲劳载荷作用下,热弹性源 Sth(t) 为

报

$$S_{\rm th}(t) = -T(t)\frac{d\sigma}{dt} \tag{10}$$

力

其中,载荷信号 σ 由疲劳实验机控制软件导入.

联立方程(8)和方程(10),将滤波处理后的加载 试样和参考试样标定区域内的温度场数据和疲劳试 验机的实时载荷信号一起导入,可将热弹性源 S_{th}(t) 移除,并分离出耗散源 d₁(t),由方程(9),即可求出 单个循环内耗散能 E_{d₁}(t).

为提高计算精度,取9s(8~17s)内耗散能 *E*_{d1}(*t*)的平均值为单个循环内耗散能 *E*^m_d,如图7所示.

1.4 实例分析

以最大疲劳载荷 $\sigma_{\text{max}} = 230 \text{ MPa}(低于其屈服 强度 295 MPa) 作用下 316L 不锈钢的耗散能试验为 例,验证耗散能计算方法的准确性. 实验的疲劳载 荷曲线为正弦波 <math>\sigma = \sigma_{\text{m}} + \sigma_{\text{a}} \sin(2\pi ft)$,循环应力比 $R_{\sigma} = \sigma_{\text{min}}/\sigma_{\text{max}} = 0.2$,加载频率 f = 14 Hz, σ_{max} 为最大应力, σ_{min} 为最小应力.

加载试样标定区域 Ω_{zou}内的局部温升曲线如图 4 所示,热弹性源 S_{th}作用导致局部的平均温度在 0.12°C的范围内上下波动(热弹性效应).同时,耗散 源的作用则使平均温度随循环次数增加而逐渐升高. 参考试样标定区域 Ω_{ref}内的局部温升曲线如图 5 所 示,反映出在整个耗散能实验过程中,环境因素也会 对试样局部温升产生影响.

将加载试样和参考试样标定区域内的局部温升 取差值,并导入载荷信号,去除热弹性效应影响, 经滤波平滑处理后最终得到局部温升曲线 (中心实 线),如图 6 所示.将上述局部温升曲线数据代入 方 程 (9),最终得到耗散能 *E*_{d1}(*t*) 变化曲线,如图 7 所 示.









Fig. 5 Local temperature increment curve with thermo-elastic effect of

reference specimen



Fig. 6 Local temperature increment curve without thermo-elastic effect



Fig. 7 Dissipated energy per cycle variation curve

取均值,得到 316L 不锈钢试样单位体积的单循 环内耗散能 $E_{d}^{\rm m}$ 为 1467 J·m⁻³.

此外,为验证隔热装置的效果,对比了设置隔热 装置前后耗散能的变化,如图8所示.未设置隔热装 置时,环境因素导致耗散能波动很大,难以得到变化





Fig. 8 Dissipated energy per cycle under environment effects

规律.设置隔热装置后,耗散能变得平稳,文中的隔 热装置有效的降低了环境因素的影响.

由上述实例分析可知,对于高周疲劳过程而 言,局部温升变化非常小(如 $\sigma_{max} = 230$ MPa 时, 局部温升变化在 0.15°C 内),热弹性效应和环境因素 对局部温升的影响不容忽视.已有的直接用局部温 升作为指标快速预测高周疲劳参数的方法(如单线 法、双线法等)并不准确,而以计算出的单个循环内 耗散能作为指标,研究高周疲劳全破坏过程中耗散 能变化与疲劳寿命、疲劳极限等高周疲劳参数之间 的关系则更为合理.

2 预测高周疲劳参数的能量法研究

通过建立的耗散能计算方法,可得到准确的单个循环内的耗散能,这为进一步研究基于耗散能计算的预测高周疲劳参数的能量法提供了可能.文中以 316L 不锈钢薄板试样为例,通过 30 组高周疲劳 实验 (13 级疲劳应力水平),实时监测高周疲劳破坏 全过程中的耗散能变化规律.

2.1 高周疲劳破坏全过程中耗散能变化

高周疲劳实验中,每个试样均加载至疲劳破坏 或1×10⁶次循环以上.高周疲劳破坏实验全过程 中,每间隔循环5×10³或1×10⁴次时,进行1次耗 散能测量实验,直至疲劳断裂.

高周疲劳实验的结果如表 2 所示,由传统升降法 判定其疲劳极限约为 $\sigma_{max} = 290$ MPa.对应最大应力 水平 σ_{max} 为 420 MPa, 400 MPa, 380 MPa (2 个试样) 和 350 MPa 下的高周疲劳全过程的耗散能变化规律,如 图 9 所示.对应 320 MPa, 310 MPa, 300 MPa, 290 MPa 和 280 MPa 的耗散能变化规律,如图 10 所示.



图 9 高周疲劳破坏全过程单循环耗散能变化曲线 (1)

Fig. 9 Dissipated energy per cycle variation curve during high cycle

fatigue process (1)





由此可知, 在初始的疲劳寿命循环区间内, 试样 处于瞬态热耗散状态, 由于外部循环载荷的作用, 试样内部微观结构发生塑性流变, 导致耗散能逐渐 增加. 当经历一定的疲劳寿命循环次数后, 试样达到 稳定热耗散状态, 内部微观结构演化达到准平衡态 过程, 除去实验噪声的影响, 试样单个循环内耗散能 基本保持恒定. 相同的实验条件下, 施加的疲劳应力 水平越高, 材料内部微观结构塑性流变越大, 达到稳 定热耗散状态时, 所对应的耗散能的值就越大, 而相 应的高周疲劳寿命越低.

2.2 高周疲劳参数预测

高周疲劳破坏全过程中试样单个循环内耗散能 为常数,将表2中疲劳破坏的27个试样单个循环内 耗散能与疲劳寿命值取对数,线形拟合可得耗散能- 疲劳寿命曲线为

$$\lg E_{d_1}^{\rm m} = -0.77 \lg N_f + 8.33 \tag{11}$$

其中,耗散能与疲劳寿命间的相关系数 $R^2_{E^m_{d_1}-N}$ 为 0.94, 如图 11 所示.







同时,由表 2 中的 27 组高周疲劳破坏实验数 据,将应力幅值与疲劳寿命值对数拟合,可得传统 的应力-疲劳寿命 (S-N) 曲线为

$$\lg \sigma_a = -0.13 \lg N_f + 2.85 \tag{12}$$

其中, 应力幅与疲劳寿命间的相关系数 R_{S-N}^2 为 0.89, 如图 12 所示.





耗散能-疲劳寿命曲线呈现出与应力-疲劳寿命 曲线相同的规律,且耗散能与疲劳寿命的相关系数 比应力幅值与疲劳寿命的提高 0.05.

高周疲劳过程中,如果加载应力水平在疲劳极 限之下,则耗散能的值很低且变化不明显,如果加

Specimen	$\sigma_{\rm max}$ /	Patigue lifetime	$E_{d_1}^{\mathrm{m}}/$	Experiment
number	MPa	N_f	(J·m ⁻³)	results
1	440	64 300	40 633	
2	420	72 897	36842	
3	420	76087	38425	
4	400	91 580	34 568	
5	400	105 348	34 183	
6	390	127 456		
7	380	145 770		
8	380	146 425	28712	
9	380	149 296	25 245	
10	375	172776	20792	
11	375	184 285	19982	
12	370	178784	19875	failure
13	350	164713	19178	
14	350	245 817	18 303	
15	320	291 264	9532	
16	320	277 642	10475	
17	310	305 381	8 502	
18	310	663 809	6006	
19	310	719016	6882	
20	310	345 773		
21	310	581912	6917	
22	310	503 891	7 582	
23	310	513 625	7 690	
24	310	465 469	6560	
25	310	551751	6940	
26	310	482 605	7 4 2 9	
27	300	696 100	6559	
28	300	1 000 000	4773	
29	290	2 000 000	4317	no failure
30	280	2 000 000	3 499	

载应力水平在疲劳极限之上,耗散能则会快速升高,如图 9 和图 10 所示.通过耗散能快速预测高周疲劳极限的能量法,将不同加载应力下试样稳定热耗散阶段后的耗散能与疲劳极限联系起来.

与直接观测局部温升预测疲劳极限的单线法^[4]和双线法^[5]类似,将不同应力水平下的耗散能线性 拟合,可得到基于耗散能的单线法确定的疲劳极限 为 285 MPa,双线法确定的疲劳极限为 295 MPa,如 图 13 所示.基于耗散能的预测高周疲劳疲劳极限的 能量法得到的疲劳极限与实验升降法确定的 2×10⁶ 次疲劳寿命下的疲劳极限 (290 MPa) 非常接近,且对 应每级应力水平,只需 1 个试样达到稳定热耗散状 态后,进行 1 次耗散能实验即可.

表 2 高周疲劳实验及耗散能数据

Table 2 High-cycle fatigue experimental results



Fig. 13 Prediction method of fatigue limit

3 结 论

材料疲劳过程中的能量耗散在宏观上表现为热 耗散 (局部温升),但直接用局部温升作为指标预测 高周疲劳参数的方法缺乏物理基础,而耗散能的大 小不仅反映了材料不同疲劳破坏过程的差异,也体 现了疲劳破坏过程的不可逆特征.文中基于薄板假 设,在热力学框架下,建立了一个适用于高周疲劳 载荷下单个循环内耗散能的计算方法,去除环境因 素和热弹性效应的影响,可计算出准确的与疲劳损 伤相关的耗散能.

基于该计算方法,通过实时监测 316L 不锈钢薄 板试样高周疲劳破坏全过程中单个循环内耗散能的 变化,拟合出的耗散能-疲劳寿命曲线,呈现出与传 统的应力-疲劳寿命曲线相同的规律.文中还提出了 一种新的基于耗散能计算的预测高周疲劳极限的能 量法,所确定的疲劳极限与实验值接近.

致谢 感谢国家留学基金委 (CSC) 的访问学者资助、 国家自然科学基金 (51175160) 项目资助和法国巴黎 高科国立高等工艺学校 (ENSAM) 机械制造与材料成 型实验室 (LMPF) 的 F.PIERRON 教授和 F.MAQUIN 博士对论文工作的指导.

参考文献

- 1 杨锋平, 孙秦, 罗金恒等. 一个高周疲劳损伤演化修正模型. 力学 学报, 2012, 44(1): 140-147 (Yang Fengping, Sun Qin, Luo Jinhuan, et al. A correlated damage law for high-cycle fatigue. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2012, 44(1): 140-147 (in Chiniese))
- 2 许金泉, 郭凤明. 疲劳损伤演化的机理及损伤演化律. 机械工程 学报, 2010, 46(2): 40-46 (Xu Jinquan, Guo Fengming. Mechanisms of fatigue damage evolution and evolution law. *Journal of*

Mechanical Engineering, 2010, 46(2): 40-46 (in Chiniese))

- 3 Vincent L. On the ability of some cyclic plasticity models to predict the evolution of stored energy in a type 304L stainless steel submitted to high cycle fatigue. *European Journal of Mechanics*, *A/Solids*, 2008, 27(2): 161-180
- 4 La Rosa G, Risitano A. Thermographic methodology for rapid determination of the fatigue limit of materials and mechanical components. *International Journal of Fatigue*, 2000, 22(1): 65-73
- 5 Luong MP. Fatigue limit evaluation of metals using an infrared thermographic technique. *Mechanics of Materials*, 1998, 28(1-4): 155-163
- 6 Amiri M, Khonsari MM. Rapid determination of fatigue failure based on temperature evolution: Fully reversed bending load. *International Journal of Fatigue*, 2010, 32(2): 382-389
- 7 Wang XG, Crupi V, Guo XL, et al. Quantitative Thermographic Methodology for fatigue assessment and stress measurement. *International Journal of Fatigue*, 2010, 32(12): 1970-1976
- 8 Doudard C, Calloch S, Cugy P, et al. A probabilistic two-scale model for high-cycle fatigue life predictions. *Fatigue and Fracture* of Engineering Materials and Structures, 2005, 28(3): 279-288
- 9 Munier R, Doudard C, Calloch S, et al. Contribution of kinematical and thermal full-field measurements for mechanical properties identification: application to high cycle fatigue of steels. *Experimental Mechanics*, 2011, 52(7): 1-14
- 10 曾伟, 韩旭, 丁桦等. 基于红外热象技术的金属材料疲劳性能 研究方法. 机械强度, 2008, 30(4): 658-663 (Zeng Wei, Han Xu, Ding Hua, et al. Fatigue characteristics evolution of metals based on infrared thermographic technique. *Journal of Mechanical Engineering*, 2008, 30(4): 658-663 (in Chiniese))
- 11 童小燕,姚磊江,吕胜利. 疲劳能量方法研究回顾. 机械强度. 2004,26(S):216-221 (Tong Xiaoyan, Yao Leijing, Lü Shengli. Review on fatigue energy theory. *Journal of Mechanical Strength*, 2004,26(S):216-221 (in Chiniese))
- 12 Fan JL, Guo XL, Wu CW, et al. Research on fatigue behavior evaluation and fatigue fracture mechanisms of cruciform welded joints. *Materials Science and Engineering A*, 2011, 528(29-30): 8417-8427
- 13 魏凌霄, 闫志峰, 王文先等. 基于红外热成像的镁合金疲劳裂纹 扩展的研究. 机械工程学报. 2012, 48(6): 64-69 (Wei Lingxiao, Yan Zhifeng, Wang Wenxian, et al. Study on fatigue crack propagation of AZ31B magnesium alloy based on infrared thermo-graphic technology. *Journal of Mechanical Engineering*, 2012, 48(6): 64-69 (in Chiniese))
- 14 Boulanger T, Chrysochoos A, Mabru C, et al. Calorimetric analysis of dissipative and thermoelastic effects associated with the fatigue behavior of steels. *International Journal of Fatigue*, 2004, 26(3): 221-229
- 15 Meneghetti G. Analysis of the fatigue strength of a stainless steel based on the energy dissipation. *International Journal of Fatigue*, 2007, 29(1): 81-94
- 16 Pastor ML, Balandraud X, Grédiac M, et al. Applying infrared thermography to study the heating of 2024-T3 aluminium specimens under fatigue loading. *Infrared Physics and Technology*, 2008, 51(6): 505-515
- 17 Connesson N, Maquin F, Pierron F. Experimental energy balance

during the first cycles of cyclically loaded specimens under the conventional yield stress. *Experimental Mechanics*, 2011, 51(1): 23-44

- 18 Connesson N, Maquin F, Pierron F. Dissipated energy measurements as a marker of microstructural evolution: 316L and DP600. Acta Materialia, 2011, 59(10): 4100-4115
- 19 Maquin F, Pierron F. Heat dissipation measurements in low stress cyclic loading of metallic materials: From internal friction to micro-

plasticity. Mechanics of Materials, 2009, 41(8): 928-942

- 20 Louche H. Analyse par thermographie infrarouge des effets dissipatifs de la localisation dans des aciers. [PhD Thesis]. Montpellier: Universite Montpellier II, 1999
- 21 Chrysochoos A, Louche H. Infrared image processing to analyze the calorific effects accompanying strain localization. *International Journal of Engineering Science*, 2000, 38(16): 1759-1788

(责任编辑:周冬冬)

A PREDICTION METHOD ON HIGH-CYCLE FATIGUE PARAMETERS BASED ON DISSIPATED ENERGY COMPUTATION¹⁾

Li Yuan^{*,†,2)} Han Xu^{*} Liu Jie^{*} Jiang Chao^{*}

*(State Key Laboratory of Advanced Design and Manufacturing for Vehicle Body, College of Mechanical and Vehicle Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China) [†](Department of Traffic and Transportation Engineering, College of Basic Education for Commanding Officers, National University of Defense and Technology, Changsha 410073, China)

Abstract A heat conduction equation under high-cycle fatigue loadings was established using sheet assumption within thermodynamic framework. Dissipated energy per cycle, correlated with fatigue damage, could be deduced from temperature field data of specimen and real-time load signal. Then, taking 316L stainless steel for example, the dissipation energy per cycle variations were in-situ monitored during each high-cycle fatigue test under different stress levels. Dissipated energy versus fatigue lifetime curve shows the same pattern as the traditional stress versus fatigue lifetime curve. A new energy method was developed to predict high-cycle fatigue limit. The high-cycle fatigue limit determined by dissipated energy measurement was close to the experimental fatigue limit.

Key words high-cycle fatigue, metal material, dissipated energy, fatigue lifetime, fatigue limit

Received 29 October 2012, revised 19 February 2013.

¹⁾ The project was supported by the National Natural Science Foundation of China (51175160), Advanced Research Program of Army (62501036012) and Advanced Research Program of NUDT (JC11-09-01).

²⁾ Li Yuan, lecturer, research interests: experimental mechanics, fatigue reliability and structure failure analysis and prevention.

E-mail: yuanli@nudt.edu.cn