

文章编号: 1006-9941(2018)04-0304-07

# 循环载荷下 HTPB 推进剂温度演化及疲劳性能预测

梁蔚, 童心, 许进升, 陈雄

(南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094)

**摘要:** 通过红外热像法研究了端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂试件室温下的疲劳性能, 基于极限能理论假设, 建立了 Miner 线性累积损伤理论的能量模型以预测材料的残余寿命。采用基于热传导、热弹性和非弹性效应的理论模型解释了疲劳加载过程中的温度变化。结果表明, HTPB 推进剂疲劳加载过程中的温度变化分为初始温度上升、温度稳定和温度快速上升三个阶段。红外热像法预测的 HTPB 推进剂疲劳极限为 0.102 MPa 和 0.113 MPa, 与试验结果 0.0985 MPa 的相对误差为 3.55% 和 14.7%。能量法得到的 S-N 曲线与传统试验法的 S-N 曲线吻合较好, Miner 理论的能量模型能准确的预测循环载荷作用下 HTPB 推进剂的残余寿命, 与实际寿命的误差不超过 10%。

**关键词:** 端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂; 红外热像法; 温度演化; 疲劳极限; 残余寿命

**中图分类号:** TJ55; V512

**文献标志码:** A

**DOI:** 10.11943/j.issn.1006-9941.2018.04.003

## 1 引言

端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂具有能量高、力学性能优良、工艺成熟等优点, 被广泛用作火箭武器的动力能源<sup>[1]</sup>。推进剂药柱在服役期内会受到不同形式的载荷作用, 如温度应力循环载荷、发动机点火冲击载荷、弹体飞行振动等<sup>[2]</sup>。这些载荷短时间内不会对药柱造成破坏, 但长时间循环作用会对药柱力学性能产生不良影响。因此, 研究 HTPB 推进剂的疲劳性能对保障发动机安全工作具有重要意义。

传统疲劳试验周期长, 成本高, 为获取材料的疲劳参数带来一定困难。红外热像法作为一种实时、无损和非接触的测试技术, 是一种新型的研究材料疲劳特性的方法<sup>[3]</sup>。Amiri 等<sup>[4]</sup>发现试验初期温度上升段的曲线斜率可作为疲劳寿命预测指标。Kim 等<sup>[5]</sup>研究了疲劳过程中的循环滞回能、表面温度变化和疲劳寿命之间的关系。Jiang 等<sup>[6]</sup>引入了一个包含内部状态变量的模型来预测合金低周疲劳的热力学响应。Yang 等<sup>[7]</sup>对纤维复合材料高周疲劳过程中的温度变

化与应力-应变之间的关系进行了量化。Rodas 等<sup>[8]</sup>建立了可以描述低周疲劳过程中橡胶能量耗散的大应变热粘弹性本构模型。Risitano<sup>[9]</sup>和 Luong<sup>[10]</sup>分别提出了单线法和双线法来快速确定材料的疲劳极限。Yan 等<sup>[11]</sup>对镁合金疲劳过程中热分布的不均匀性进行了分析, 指出非线性变形是高周疲劳产热的主要原因, 并对剩余寿命进行了预测。Fargione 等<sup>[12]</sup>通过测定试件表面热点区域的温升, 提出了快速确定材料的疲劳极限和 S-N 曲线的方法。

目前对于金属合金以及部分复合材料疲劳温升的研究较多, 对于推进剂疲劳特性则关注较少。基于此, 本研究采用红外热像仪实时记录 HTPB 推进剂疲劳过程中试件表面温升变化, 探讨疲劳过程的产热机理, 提出了快速预测推进剂疲劳极限和疲劳寿命的新方法, 并与传统试验结果比较, 确定该方法的合理性和准确性。

## 2 试验

### 2.1 试件与夹具

试验用 HTPB 推进剂是三组元复合推进剂, 组成为: 铝粉(Al) 17%, 高氯酸铵(AP) 70%, 基体 HTPB 橡胶及其它组分 13%。由于 HTPB 推进剂极易受到湿度的影响, 原始的方形板状材料都保存在干燥箱里。试验前用模具将原材料压制成尺寸为 5 mm×5 mm, 标距 15 mm 的试件, 使用环氧树脂胶将 HTPB 推进剂试件上下两端和铝制夹头粘接, 再通过夹头与试验机

收稿日期: 2017-06-13; 修回日期: 2017-09-25

基金项目: 国家自然科学基金(51606098), 江苏省自然科学基金(BK20140772)

作者简介: 梁蔚(1994-), 男, 硕士研究生, 主要从事固体火箭发动机装药结构完整性研究。e-mail: 13770727411@163.com

通信联系人: 许进升(1985-), 男, 副教授, 主要从事固体火箭发动机装药结构完整性研究。e-mail: xujinsheng@njust.edu.cn

夹具联接。试件的尺寸及其与夹头的粘接方式见图 1。试件制作完成后静置 30 min 使胶充分固化,然后放入 343 K 保温箱中保温 48 h。

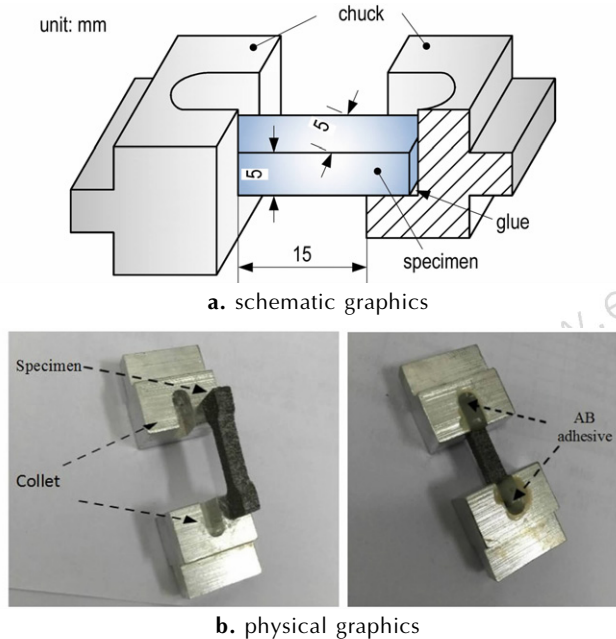


图 1 HTPB 推进剂试件  
Fig.1 HTPB propellant specimen

### 2.2 试验设备与试验方法

疲劳试验在动态热机械分析仪 (DMA, 美国 BOSE 公司 ELF3200) 上进行,该系统能实现精确的位移和力控制。DMA 的工作频率范围为  $10^{-5} \sim 200$  Hz,温度控制范围为 123 ~ 473 K,精度可达到  $\pm 1$  K。利用红外热像仪实时监测 HTPB 推进剂试件表面温度,FLIRA615 红外相机的响应光谱范围为 7.5 ~ 14  $\mu\text{m}$ ,空间分辨率达到 640×480 像素,热成像图采集频率为 25 Hz,相机的热分辨率在 298 K 时小于 0.025 K,一般为 0.02 K。试验装置如图 2 所示。试验在封闭的环境中进行,所有试件表面需喷涂上一层黑色亚光漆,用以避免发射光的干扰,提高试件表面热辐射率,环境温度保持 298 K。

疲劳试验采用力控制模式,在单轴正弦循环应力下对试件进行常幅疲劳加载,应力比  $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ ,大小为 0,则疲劳过程实时应力为

$$\sigma = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) \left( 1 + \sin\left(2\pi f \cdot t - \frac{\pi}{2}\right) \right) \quad (1)$$

式中,  $\sigma$  为实时应力, MPa;  $\sigma_{\min}$  是施加的最小应力, MPa;  $\sigma_{\max}$  是施加的最大应力, MPa;  $f$  是频率 (设定 20 Hz);  $t$  是时间, s。在疲劳试验过程中,  $\sigma_{\max}$  设定为 0.1 ~ 0.5 MPa (低于材料的屈服强度), 间隔 0.05 MPa,

同时进行热图像数据的采集。为了获取足够低于疲劳极限的温度数据,在最大加载应力低于 0.1 MPa 时,采用逐级加载的方式 (0.02 MPa 开始,由低到高,间隔 0.02 MPa), 试验在发生疲劳断裂或达到最大加载次数  $10^6$  时停止。每个加载条件下试验重复三次。

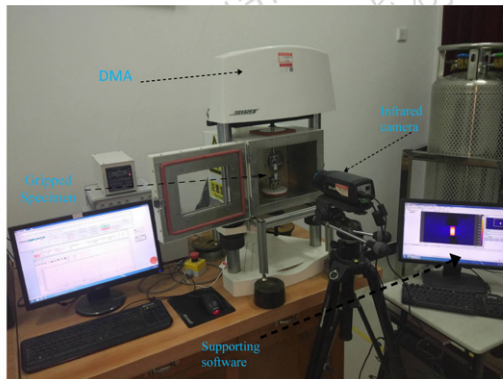


图 2 动态机械分析仪和红外摄像系统  
Fig.2 Dynamic mechanical analyzer and infrared camera system

在两级应力水平下 (包含 0.2, 0.25, 0.3 MPa), 其它试验参数保持不变,以不同的加载次序对试件进行疲劳试验,用于验证所提出的疲劳寿命预测模型。

## 3 疲劳过程中的热力学响应

### 3.1 疲劳过程中的应力-应变关系

由于 HTPB 推进剂是粘弹性材料,当承受周期性变化的正弦应力时,材料产生周期性正弦应变,但应变落后于应力,应力与应变之间有相位差,称为滞后角<sup>[13]</sup>,因此应力-应变关系为如图 3 所示的滞回曲线 (以最大应力 0.5 MPa 为例)。

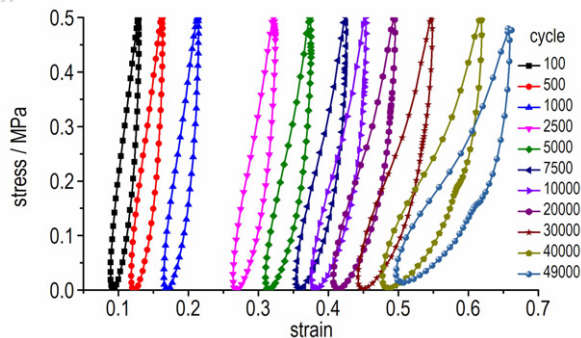


图 3 疲劳过程中的应力-应变滞回曲线 ( $\sigma_{\max} = 0.5$  MPa)  
Fig.3 Stress-strain hysteretic curves during fatigue process ( $\sigma_{\max} = 0.5$  MPa)

由图 3 可知,随着循环次数的增加,滞回曲线逐渐右移,表明峰值点和谷点的应变都在不断增加。谷点

(应力为 0) 时, 应变不能完全恢复, 一般将这种应变定义为残余应变, 这说明材料由于粘弹性效应在疲劳加载中产生了明显的蠕变现象<sup>[14]</sup>。将图 3 中的滞回曲线进行积分, 即可得到疲劳过程中的耗散能  $E_d$ , 如图 4 所示。由图 4 可知, 加载初期, 耗散能快速增大; 而后进入稳定增长时期, 此时变化很小; 最后加速增长直至疲劳失效。

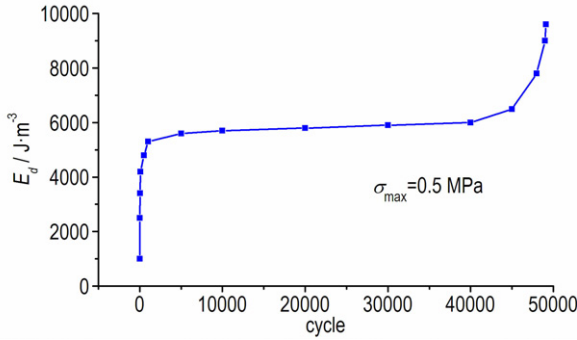


图 4 疲劳过程中耗散能变化曲线

Fig.4 Dissipation energy curve in fatigue process

### 3.2 疲劳过程中温度演化及分析

根据热力学第一定律、热力学第二定律及材料的本构方程<sup>[5]</sup>, 可以推演出材料在疲劳过程中的热力耦合方程<sup>[15]</sup>:

$$\rho c_p \dot{T} = r_0 + \lambda \nabla^2 T - (\beta; D; \dot{E}^e) T + S; \dot{E}^i \quad (2)$$

式中,  $\rho$  为材料密度,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $c_p$  为比热容  $\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$ ;  $T$  为试件表面的温度,  $\text{K}$ ;  $\dot{T}$  为试件表面的温度变化率,  $\text{K} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $r_0$  为热源,  $\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $\lambda$  为热传导率,  $\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ ;  $\beta$  为线膨胀系数矩阵,  $\text{K}^{-1}$ ;  $D$  为四阶弹性张量;  $S$  为二阶应力张量,  $\text{MPa}$ ;  $\dot{E}^e$  为弹性应变张量;  $\dot{E}^i$  为非弹性应变张量。

公式(2)表明, 在没有外加热源的情况下, 能量理论模型包括三部分: 热传导效应、热弹性效应和非弹性效应。通过能量理论模型可以解释疲劳过程中的温度变化。热传导效应将改变试件表面的温度场, 使其趋于均匀分布。热弹性源是由材料的弹性效应引起热噪声, 从而产生的可逆热力学现象, 它使每一个循环内材料温度产生微幅的周期性变化, 引起的平均温升为零。非弹性效应会引起不可逆的热力学现象, 产生的能量绝大部分以热耗散的形式释放, 是引起试件温度变化的主要因素。

图 5 为  $\sigma_{\max} = 0.5 \text{ MPa}$  时 HTPB 推进剂试件表面温度场随循环加载次数变化的热像图, 在循环载荷作用下, 由于疲劳试件内部结构的变化产生应力集中, 因此表面温度分布不均匀, 且中部温度较高。图 6 为  $\sigma_{\max} = 0.5 \text{ MPa}$  时, 疲劳试件表面温度最高点随时间的变化曲线, 点 A, B, C, D, E, F, G, H 和 I 所对应的温度场演化如图 5 所示。

由图 6 可知, 当加载应力大于疲劳极限时, HTPB 推进剂试件在疲劳过程中的温度变化可以分为三个阶段: 第一阶段为初始温升阶段 (A-D), A 点表示试验开始时, 试件的表面温度与周围环境几乎保持相同。随着循环次数的增加, 试件经历了快速温升, 如 B, C 和 D 点所示, 试件局部发生循环变形, 材料由于粘性耗散释放大量的热量, 试验初始时试件和环境的温差较小, 对流过程中热量损失也比较少, 试件表面产热速率大于试件和环境的热交换率。因此, 试件表面温度快速升高; 第二阶段为稳定温升阶段 (D-G), 此时试件表面产热速率与试件和环境的热量交换速率达到平衡, 温度变化达到相对稳定的状态, 温度在小范围内出现波动。对于 HTPB 推进剂这种颗粒填充聚合物材料来说, 疲劳加载到一定阶段, 推进剂内部基体与颗粒界

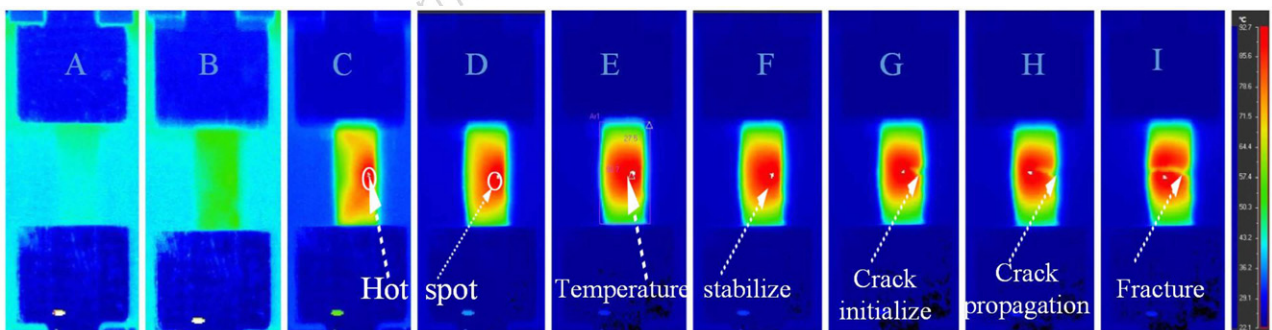


图 5 疲劳过程中试件表面温度场的变化 ( $\sigma_{\max} = 0.5 \text{ MPa}$ )

Fig.5 The change in specimen surface temperature field in fatigue process ( $\sigma_{\max} = 0.5 \text{ MPa}$ )



面之间开始出现“脱湿”，产生微孔洞等缺陷。随着循环次数的增加，推进剂内部颗粒与基体之间的“脱湿”现象增多<sup>[16]</sup>，脱湿点不断张开闭合，试件温度小范围波动，导致缺陷不断扩展，该阶段占据了疲劳寿命的绝大部分；第三阶段为温升快速增加阶段（G-I），在这一阶段，试件萌生裂纹并且快速扩展，裂纹尖端释放大量的热量，温度快速上升，温度达到最高点时，试件疲劳断裂。

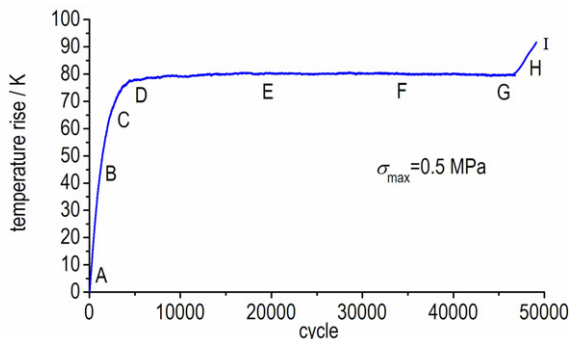


图 6 疲劳试验中试件温升变化曲线  
Fig.6 Temperature rise change curve of specimen during fatigue testing

图 7 为不同最大加载应力下试件表面最高温度的变化趋势，由图 7 可看出，当最大加载应力高于 0.15 MPa 时，随着加载应力的增大，材料变形速率增大，导致产热量快速增加，第一阶段的温升梯度明显增加，非弹性效应主导试件疲劳过程的热耗散。当最大加载应力低于 0.15 MPa 时，试件表面温升较小，非弹性效应（粘弹性效应）热耗散较低。

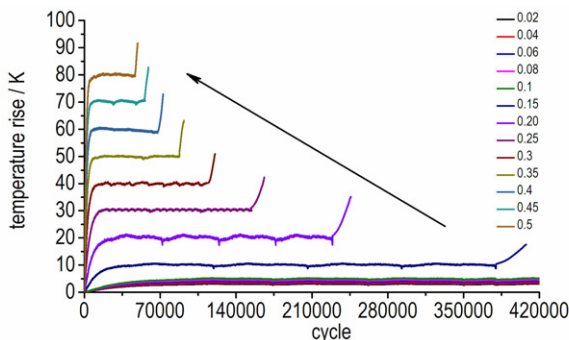


图 7 不同最大加载应力下试件表面温度变化曲线  
Fig.7 Temperature change curves of the specimen surface under different maximum loading stress

## 4 试验结果及讨论

### 4.1 传统应力-寿命曲线及疲劳极限

应力-寿命 (S-N) 曲线采用回归曲线法得到，工程

上常用的是指数型的经验关系式<sup>[3]</sup>：

$$(\sigma_{\max})^m N_f = C \tag{3}$$

式中， $C$  和  $m$  为材料常数， $\sigma_{\max}$  为最大加载应力，MPa。 $N_f$  为材料的疲劳寿命，cycle。对式(3)两边同时取对数，从而得到一条直线方程：

$$\lg N_f = -m \lg \sigma_{\max} + \lg C \tag{4}$$

利用式(4)可以确定相应的材料常数  $m$  和  $C$ 。

HTPB 推进剂疲劳试验结果如表 1 所示，疲劳寿命拟合 S-N 曲线如图 8 所示。

表 1 HTPB 推进剂疲劳试验结果

Table 1 Fatigue test results of HTPB propellant

$\sigma_{\max}$ /MPa	$\Delta T_s$ /K	$N_f$ /cycle	fault position
0.5	80.12	49115	in gauge
0.45	70.56	59109	in gauge
0.4	59.88	72707	in gauge
0.35	49.12	91945	in gauge
0.3	40.05	120565	in gauge
0.25	29.84	166120	in gauge
0.2	20.12	245920	in gauge
0.15	10.05	407786	in gauge
0.1	5.05	831770	in gauge
0.08	4.23	1000000	unbroken
0.06	3.43	1000000	unbroken
0.04	2.61	1000000	unbroken
0.02	1.84	1000000	unbroken

Note:  $\sigma_{\max}$  is the maximum stress,  $\Delta T_s$  is the temperature rise of the second stage when temperature becomes stable;  $N_f$  is the fatigue life.

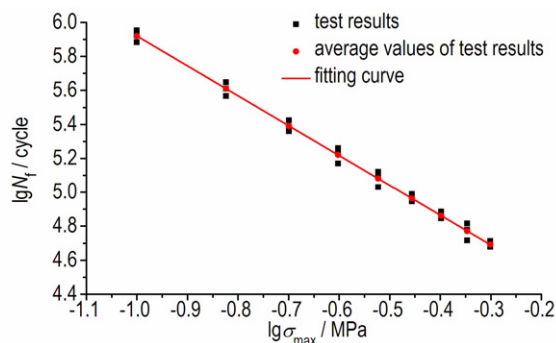


图 8 传统试验得到的 S-N 曲线  
Fig.8 S-N curves obtained by traditional test

传统试验法拟合的 S-N 曲线方程为：

$$\lg N_f = -1.768 \lg \sigma_{\max} + 4.155 \tag{5}$$

试验设定 100 万周次为疲劳极限，外推回归线到该点，即可得到 HTPB 推进剂的疲劳极限为 0.0985 MPa。

## 4.2 热像法得到的疲劳极限

应用热像法快速确定材料的疲劳极限,其核心思想是获得不同循环载荷作用下试件表面热点区域的相对稳定温升  $\Delta T_s$ 。利用表 1 中的平均温升值绘制应力-温升图,分别采用单线法和双线法获取材料的疲劳极限,如图 9 所示。

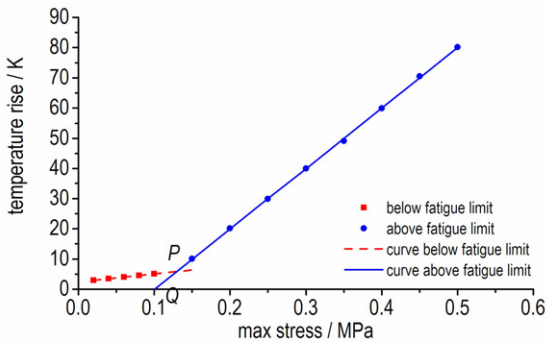


图 9 热像法确定的疲劳极限

Fig.9 Fatigue limit determined by thermography

在图 9 中,当最大加载应力高于疲劳极限时,拟合方程为:

$$\Delta T_s = 200.45 \sigma_{\max} - 20.18 \quad (6)$$

当最大加载应力低于疲劳极限时,拟合方程为:

$$\Delta T_s = 25.75 \sigma_{\max} + 2.477 \quad (7)$$

利用单线法得到的疲劳极限为最大加载应力高于疲劳极限时,温升与最大加载应力的直线与横坐标的交点  $Q$ ,其值为 0.102 MPa;利用双线法得到的疲劳极限为两条直线交点  $P$  所对应的横坐标,其值为 0.113 MPa。二者与传统试验法拟合 S-N 曲线得到的疲劳极限相对误差分别为 3.55% 和 14.7%。

## 4.3 基于能量法的疲劳寿命预测模型

### 4.3.1 能量法的 S-N 曲线和疲劳极限

从能量累积的角度来看,材料疲劳破坏时所吸收的能量是一个与加载历程无关的常数,那么当材料在交变载荷的持续作用下所耗散的能量达到临界门槛值  $E_c$  时就会发生疲劳失效<sup>[17]</sup>。临界门槛值  $E_c$  越大,则材料的疲劳极限就越大,抗疲劳性能就越强。Fargione 等<sup>[12]</sup>证明,材料在疲劳损伤演化过程中的极限能  $E_c$  与能量参数  $\varphi$  之间存在如下关系:

$$E_c \propto \varphi = \int_0^{N_f} \Delta T \cdot dN \quad (8)$$

式中,  $N_f$  为疲劳寿命,  $\Delta T$  为第  $N$  周时材料的表面温升。由温升三段论<sup>[18]</sup>可知,相比于初始温升阶段和快速温升阶段,温度相对稳定阶段占据了试件疲劳寿命

的 85%~90%,故这里只考虑温度相对稳定阶段,则能量参数  $\varphi$  可简化为:

$$\varphi = \Delta T_s \cdot N_f \quad (9)$$

通过试验可得到不同最大加载应力下的  $\Delta T, K$ ,再由式(9)得到疲劳寿命  $N_f = \varphi / \Delta T_s, \text{ cycle}$ ;由不同数对  $(N_f, \sigma_{\max})$ ,通过最小二乘法拟合能够快速确定材料的整个 S-N 曲线。

为了计算材料的能量参数  $\varphi$ ,传统试验过程中用红外系统对试件在疲劳过程中的温度场进行了实时监测,获得了其  $\Delta T-N$  曲线,如图 7 所示。通过式(9)可计算不同加载应力下的能量参数,最终取平均值,即  $\varphi = 4.012 \times 10^6 \text{ K} \cdot \text{Cycle}$ 。结合不同最大加载应力下的稳定温升  $\Delta T_s$ ,便可得到相应应力水平下的疲劳寿命  $N_f$ 。图 10 为基于能量法得到的 S-N 曲线。

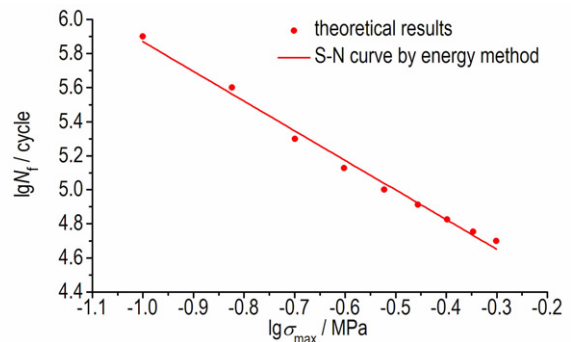


图 10 能量法得到的 S-N 曲线

Fig.10 S-N curves obtained by energy approach

拟合得到的 S-N 曲线方程为

$$\lg N_f = -1.741 \lg \sigma_{\max} + 4.129 \quad (10)$$

疲劳循环次数为 100 万周次时的疲劳极限为 0.0902 MPa,与传统试验法拟合 S-N 曲线所得结果 0.0985 MPa 相比,误差为 8.43%。用能量法得到的 S-N 曲线与传统方法得到的 S-N 曲线具有较好的一致性。

### 4.3.2 Miner 理论能量模型

材料的疲劳寿命尤其是残余寿命的预测,是工程设计和应用领域的主要研究内容之一。Miner 线性累积损伤理论<sup>[19]</sup>以其简单明了的形式,至今依然受到工程界的广泛关注和普遍认可。根据极限能假设<sup>[18]</sup>,建立了 Miner 线性累积损伤理论的能量模型。

材料在应力  $\sigma_i$  作用下循环  $n_i$  次的损伤为

$$D_i = n_i / N_{fi} \quad (11)$$

式中,  $N_{fi}$  为应力  $\sigma_i$  下的疲劳寿命。

则有 Miner 损伤累积准则:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_{fi}} = 1, i=1, 2, \dots, k \quad (12)$$

那么基于能量累积理论,损伤累积率可用能量累积率来表示:

$$D_i = \frac{n_i \Delta W_i}{N_{fi} E_c} \quad (13)$$

式中,  $\Delta W$  为在应力  $\sigma_i$  下的稳态滞回能<sup>[19]</sup>。

Crupi<sup>[21]</sup> 根据能量守恒定律推导了稳定滞回能和稳定温升之间的关系:

$$\Delta W_i = \frac{\rho c_p \Delta T_{si}}{N_{si}} \quad (14)$$

式中,  $N_{si}$  为应力  $\sigma_i$  下温度稳定时的循环次数,  $\Delta T_{si}$  为稳定温升,  $\rho$  为材料密度;  $c_p$  为比热容。

由极限能假设:

$$E_c = \Delta W_i \cdot N_i = \frac{\rho c_p \varphi}{N_{si}} \quad (15)$$

将式(14)和式(15)代入到式(12)中,可得到疲劳损伤的能量表达式:

$$D = \frac{n_i \Delta T_{si} \cdot n_i}{N_{fi} \varphi} \quad (16)$$

则有能量表达的 Miner 损伤累计准则:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{\Delta T_{si} \cdot n_i}{\varphi} = 1, i=1, 2, \dots, k \quad (17)$$

在不同加载次序下,对 6 个试件(编号为 1~6)施加两级循环应力( $\sigma_{\max}$  包括 0.2, 0.25, 0.3 MPa),对其残余寿命进行预测,表 2 为采用 Miner 能量模型(公式 17)的预测结果及误差分析。结果表明:加载次序对 HTPB 推进剂疲劳寿命有一定程度的影响,这主要是由于在先低后高的加载方式下,裂纹密度有一个突然增大的现象,而由高到低加载时,裂纹密度不会突然增加<sup>[22]</sup>。从能量累积的角度来说,Miner 理论的能量模型简单明了,物理意义明确,适用于 HTPB 推进剂残余寿命的预测。

表 2 残余疲劳寿命的预测结果

Table 2 Predicted results of residual fatigue life

specimen	$\sigma_1$ /MPa	$\Delta T_{s1}$ /K	$n_1$ /cycle	$\sigma_2$ /MPa	$\Delta T_{s2}$ /K	predicted life /cycle	actual life /cycle	relative error /%
1	0.2	20.08	153827	0.25	28.84	32009	29453	8.68
2	0.2	19.97	123543	0.3	37.53	41163	37567	9.58
3	0.25	30.12	89783	0.3	36.12	36205	34153	6.01
4	0.3	40.15	65432	0.2	17.89	77412	80548	3.89
5	0.3	39.88	43257	0.25	27.23	83985	88645	5.26
6	0.25	29.75	100523	0.2	19.12	71325	68387	4.30

Note:  $\sigma_1$  is the maximum stress applied in the first level,  $\Delta T_{s1}$  is the stable temperature rise in the first level,  $n_1$  is the fatigue loading cycles in the first level,  $\sigma_2$  is the maximum stress applied in the second level,  $\Delta T_{s2}$  is the stable temperature rise in the second level.

## 5 结 论

(1) 当施加的疲劳载荷高于疲劳极限时,HTPB 推进剂试件表面的温升曲线分为三个阶段:初始温升阶段,温度稳定阶段和温度快速上升阶段。当施加的疲劳载荷低于疲劳极限时,温升曲线只有前两个阶段,并且数值较低。

(2) 通过拟合不同最大加载应力下温度稳定阶段的平均温升曲线,采用单线法和双线法得到材料的疲劳极限值为 0.102 MPa 和 0.113 MPa,与传统试验的 S-N 曲线确定的疲劳极限 0.0985 MPa 的相对误差为 3.55% 和 14.7%。

(3) 能量参数  $\varphi$  是一个材料常数,与试验加载历程无关。结合不同最大加载应力的稳定阶段温升,得到的 S-N 曲线与试验的 S-N 曲线较为一致。并建立

了 Miner 理论的能量模型,可以对材料的残余寿命进行预测,与实际寿命的误差不超过 10%。

### 参考文献:

- [1] Deluca L T, Galfetti L, Maggi F, et al. Characterization of HTPB-based solid fuel formulations: Performance, mechanical properties, and pollution[J]. *Acta Astronautica*, 2013, 92(2): 150-162.
- [2] 周红梅,王连生,王宏伟,等. 随机载荷下固体发动机药柱粘弹动力响应[J]. *导弹与航天运载技术*, 2009(5): 46-49. ZHOU Hong-mei, WANG Lian-sheng, WANG Hong-wei, et al. Viscous-elastic dynamic response for SRM grain under random loading[J]. *Missile and Space Vehicle*, 2009(5): 46-49.
- [3] 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 Xing-lin, WANG Xiao-gang. Overview on the thermographic method for fatigue research[J]. *Advances in Mechanics*, 2009, 39(2): 217-227.
- [4] Amiri M, Khonsari M M. Rapid determination of fatigue failure

- based on temperature evolution: Fully reversed bending load[J]. *International Journal of Fatigue*, 2010, 32(2): 382-389.
- [5] Kim J, Jeong H Y. A study on the hysteresis, surface temperature change and fatigue life of SM490A, SM490A-weld and FC250 metal materials[J]. *International Journal of Fatigue*, 2010, 32(7): 1159-1166.
- [6] Jiang L, Wang H, Liaw P K, et al. Temperature evolution during low-cycle fatigue of ULTIMET alloy: experiment and modeling[J]. *Mechanics of Materials*, 2004, 36(1): 73-84.
- [7] Yang B, Liaw P K, Wang G, et al. In-situ thermographic observation of mechanical damage in bulk-metallic glasses during fatigue and tensile experiments[J]. *Intermetallics*, 2004, 12(10): 1265-1274.
- [8] Rodas C O, Zaïri F, Naït-Abdelaziz M. A finite strain thermo-viscoelastic constitutive model to describe the self-heating in elastomeric materials during low-cycle fatigue[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2014, 64: 396-410.
- [9] La Rosa 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.
- [10] Luong M P. Fatigue limit evaluation of metals using an infrared thermographic technique[J]. *Mechanics of Materials*, 1998, 28(1): 155-163.
- [11] Yan Z F, Zhang H X, Wang W X, 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] Fargione G, Geraci A, Rosa G L, et al. Rapid determination of the fatigue curve by the thermographic method[J]. *International Journal of Fatigue*, 2002, 24(1): 11-19.
- [13] Mivehchi H, Varvani-Farahani A. The effect of temperature on fatigue strength and cumulative fatigue damage of FRP composites[J]. *Procedia Engineering*, 2010, 2(1): 2011-2020.
- [14] 赵欣欣, 王正道. 聚酰亚胺无机杂化薄膜疲劳性能研究[J]. *工程力学*, 2008, 25(5): 67-72.
- ZHAO Xin-xin, WANG Zheng-dao. Evaluation of the fatigue performance of pi-inorganic hybrid films[J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(5): 67-72.
- [15] Luong M P. Infrared thermographic scanning of fatigue in metals[J]. *International Journal of Fatigue*, 1995, 19(3): 266-266.
- [16] 常武军, 鞠玉涛, 王蓬勃. HTPB 推进剂脱湿与力学性能的相关性研究[J]. *兵工学报*, 2012, 32(3): 261-266.
- CHANG Wu-jun, JU Yu-tao, WANG Peng-bo. Research on correlation between dewetting and mechanical property of HTPB propellant[J]. *Acta Armamentarii*, 2012, 32(3): 261-266.
- [17] Wolfenden A, Kaleta J, Blotny R, et al. Energy stored in a specimen under fatigue limit loading conditions[J]. *Journal of Testing & Evaluation*, 1991, 19(4): 326-333.
- [18] Amiri M, Khonsari M M. Life prediction of metals undergoing fatigue load based on temperature evolution[J]. *Materials Science & Engineering A*, 2010, 527(6): 1555-1559.
- [19] Wu F, Yao W X. A fatigue damage model of composite materials[J]. *International Journal of Fatigue*, 2010, 32(1): 134-138.
- [20] 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.
- [21] Crupi V. An Unifying Approach to assess the structural strength[J]. *International Journal of Fatigue*, 2008, 30(7): 1150-1159.
- [22] 轩福贞, 孙树勋, 汤红卫, 等. 复合材料层板疲劳损伤的有效能耗分析法[J]. *复合材料学报*, 1997, 14(3): 115-124.
- XUAN Fu-zhen, SUN Shu-xun, TANG Hong-wei, et al. Effective energy dissipation analysis method for fatigue damage of laminated composites[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 1997, 14(3): 115-124.

## Temperature Evolution and Fatigue Properties Prediction of HTPB Propellant Under Cyclic Loading

LIANG Wei, TONG Xin, XU Jin-sheng, CHEN Xiong

(School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

**Abstract:** The fatigue properties of hydroxyl terminated polybutadiene (HTPB) propellant specimen at room temperature were studied by using infrared thermography. Based on the assumption of the limiting energy theory, a energy model of Miner's linear cumulative damage theory was established to predict the residual life of materials. The temperature change during fatigue loading was explained by a theoretical model based on heat conduction, thermoelastic and inelastic effects. Results show that the temperature evolution in the fatigue loading process of HTPB propellant is mainly divided into three stages: initial temperature rise, temperature stabilization and temperature rise rapidly. The fatigue limit of HTPB propellant predicted by infrared thermography is 0.102 MPa and 0.113 MPa, the relative errors are 3.55% and 14.7% compared with the experimental result of 0.0985 MPa. The S-N curve obtained by the energy method is in good agreement with the S-N curve obtained by the traditional test method. Miner's energy model can accurately predict the residual life of the HTPB propellant under cyclic loading, and the relative error with the actual life is not more than 10%.

**Key words:** hydroxyl terminated polybutadiene (HTPB) propellant; infrared thermography; temperature evolution; fatigue limit; residual life

CLC number: TJ55; V512

Document code: A

DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2018.04.003