

低周疲劳/蠕变交互作用下构件的寿命预测

西北工业大学 徐林耀*

【摘要】 通过寿命预测与试验研究,对材料性能到构件的特异性、循环蠕变的分析和平均应力的影响,提出了处理的办法。对交互作用规律进行了深入的分析,提出了预测寿命的途径。

一、寿命预测

1. 累积损伤法 其基本公式为:

∑(Ni/Nfi) + ∑(tj/tj) = D (1)

根据我们的加载方式 $m = n$, 若 $D = 1$ 为线性累积损伤, $D \neq 1$ 为非线性累积损伤, $D < 1$ 称为正交互作用, 即交互作用下的寿命低于纯疲劳循环寿命反之 $D > 1$ 。此外也可用下式来表达非线性累积损伤, 即

$$N_i/N_f + D \cdot (N_i/N_f)(N_{ti}/t_r) + N_{ti}/t_r = 1 \quad (2)$$

式中 N_i 为构件形成初始裂纹的实际循环数。 $D = 0$ 为线性累积损伤, $D > 0$ 为正交互作用。

(1) 式和 (2) 式可用试验直接求得, t_r 可按材料的拉逊-米勒公式^[2]求得。按线性累积损伤法预测的寿命见图 1。由图可见, 在大部分的加载波形下, 预测的误差比较大, 只有 $P = 20\text{kN}$, $R = 0.1$, $t_1 = 1\text{min}$, $t_2 = 0$ 的情况下预测寿命值和实测值比较接近, 这是因为在较小载荷 $P = 20\text{kN}$ (与 $P = 30\text{kN}$ 比) 下, $R = 0.1$ 其循环滞后回线很窄, 也就是塑性变形幅 $\Delta\epsilon_p$ 很小, 因而蠕变对以塑性变形为基础的低周疲劳寿命影响不大, 而在 $P = 30\text{kN}$ 下有较大的塑性变形, 因而交互作用比较明显, 因而不符合线性损伤规律。

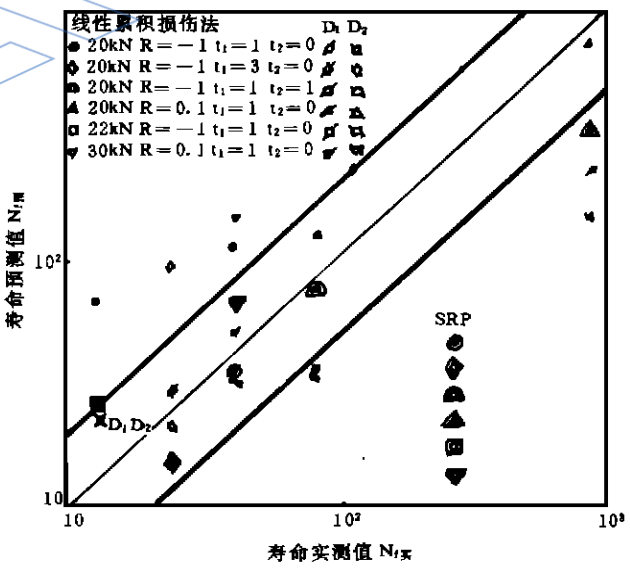


图 1 寿命预测值与实测值的比较

大部分加载波形下材料的损伤不符合线性损伤规律, 因而可由试验结果计算出交互作用系数 D 和 D' , 其数据见表 1。

表 1 650 各加载波形下的交互作用系数 (P 单位: kN t 单位: min)

交互作用系数	$R=-1, P=20$ $t_1=1, t_2=0$	$R=-1, P=20$ $t_1=3, t_2=0$	$R=-1, P=20$ $t_1=1, t_2=1$	$R=0.1, P=20$ $t_1=1, t_2=0$	$R=-1, P=22$ $t_1=1, t_2=0$	$R=0.1, P=30$ $t_1=1, t_2=0$
D	0.30	0.219	0.60	1.026	0.1523	0.284
D'	7.224	7.850	2.064	-0.0559	17.76	5.339

舍去负交互作用项, 取平均值得 $D=0.311$, $D'=8.047$, 由此预测的寿命见图 1。由图可见, 预测寿命与实测寿命的误差均在 2 倍范围内, 取比较好的结果。但由表 1 可知交互作用系数有较大的分散性, 因此是否适合于更复杂的工况还需积累更多的数据。

2. 应变范围区分法 (SRP 法) SRP 法认为任何一个滞后回线总可以区分成如下四个应变范围: $\Delta\epsilon_{pp}$ 为完全反复的塑性应变范围; $\Delta\epsilon_{pc}$ 为由压缩蠕变反复的拉伸塑性应变范围; $\Delta\epsilon_p$ 为由压缩塑性反复的拉伸蠕变应变范围; $\Delta\epsilon_c$ 为完全反复的蠕变应变范围。 $\Delta\epsilon_{pc}$ 和 $\Delta\epsilon_p$ 在任意一个循环中只存在其中之一。我们采用 GH4169 方料和圆盘料做出了四个应变范围分量与各自对应寿命的关系式:

方料:

$$\left. \begin{aligned} N_{pp} &= 0.281(\Delta\epsilon_{pp})^{-1.368} \\ N_{pc} &= 7.57 \times 10^{-5}(\Delta\epsilon_{pc})^{-2.029} \\ N_{cp} &= 1.02 \times 10^{-12}(\Delta\epsilon_p)^{-4.034} \\ N_{cc} &= 7.40 \times 10^{-14}(\Delta\epsilon_c)^{-4.807} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

盘料:

$$\left. \begin{aligned} N_{pp} &= 0.571(\Delta\epsilon_{pp})^{-1.213} \\ N_{cp} &= 8.99 \times 10^{-17}(\Delta\epsilon_p)^{-2.535} \end{aligned} \right\}$$

根据区分规则, 本试验除 $t_2 \neq 0$ 的工况外, 均只有二个分量, 即 $\Delta\epsilon_{pp}$ 和 $\Delta\epsilon_p$ ($t_1 \neq 0, t_2 \neq 0$ 则为 $\Delta\epsilon_{pp}$ 和 $\Delta\epsilon_c$)。应用 (3) 式于结构, 最重要的问题是计算出构件局部地区的回线, 并区分出二个应变范围分量。根据我们的加载波形, 其滞后回线如图 2 所示。由图可知 $\Delta\epsilon_{pp}$ 为构件的塑性变形范围, 而 $\Delta\epsilon_p$ 为蠕变变形范围。 $\Delta\epsilon_p$ 由有限元法求得, 下面我们着重分析 $\Delta\epsilon_p$ 的计算。

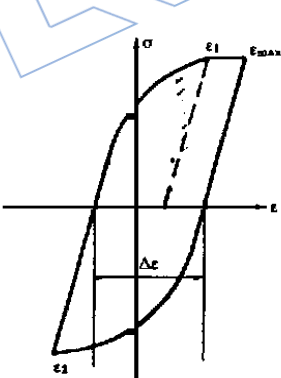


图 2 加载滞后回线

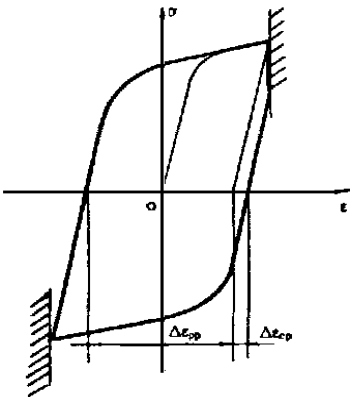


图 3 光滑试棒加载滞后回线

(1) $\Delta\epsilon_p$ 的实质 首先 (3) 式中 $N_{cp} \sim \Delta\epsilon_p$ 关系是这样得到的。光滑试棒按塑性应变进行有保持时间的对称低循环试验, 其滞后回线如图 3 所示, 测量其循环稳定后回线的总的非弹性应变 $\Delta\epsilon_n$, 减去 $\Delta\epsilon_{pp}$ 即 $\Delta\epsilon_p$, 这时的失效循环数 N_f 。已知 N_{pp} , 按线性损伤规律 $1/N_f = 1/N_{pp} + 1/N_{cp}$ 求得 N_{cp} 。表 3 是实测得的 $\Delta\epsilon_n$ 、 $\Delta\epsilon_p$ 、 σ_{max} 和 N_f 值。

表 2 650 , GH4169 的 $\Delta\epsilon_n$ 、 $\Delta\epsilon_p$ 、 σ_{max} 和 N_f

方料, 拉伸保持 1 分				圆盘料, 拉伸保持 3 分			
$\Delta\epsilon_n$	$\Delta\epsilon_p$	σ_{max} (MPa)	N_f	$\Delta\epsilon_n$	$\Delta\epsilon_p$	σ_{max} (MPa)	N_f
1.047×10^{-2}	3.81×10^{-4}	851	55	8.693×10^{-3}	5.52×10^{-4}	818	85
7.530×10^{-3}	2.54×10^{-4}	734	94	5.771×10^{-3}	6.52×10^{-4}	860	67
4.453×10^{-3}	2.01×10^{-4}	672	315	4.537×10^{-3}	4.92×10^{-4}	788	181
9.23×10^{-4}	1.52×10^{-4}	578	1584	2.959×10^{-3}	4.09×10^{-4}	730	229
8.42×10^{-4}	1.77×10^{-4}	575	1657	1.282×10^{-3}	3.08×10^{-4}	698	536
				5.670×10^{-4}	2.28×10^{-4}	661	1192

图 4 是 GH4169 和 INCO718 的蠕变曲线 (我们只有 GH4169 三条低应力水平的蠕变曲线, 因 INCO718 的化学组成同于 GH4169, 故借用之)。参考文献 [3] 的方法推出蠕变 和 阶段的蠕变变形公式为

$\epsilon_c = 1.564 \times 10^{-31} \sigma^{10.188} t^{0.8442}$ (4a)

$\epsilon_s = 0.1352 \times 10^{-36} \sigma^{12.247}$ (4b)

表 3 是按表 2 的 N_f 和式 (4) 计算的 $\Delta\epsilon_p$ 。由表 3 的数据可知 $\Delta\epsilon_p$ 的计算累积值与试验值比较接近, 而计算的瞬时值要小一个数量级以上, 因此计算高温具有保持时间的波形作用下构件的 $\Delta\epsilon_p$ 应是初始裂纹循环的累积蠕变量, 而不是某一循环保持时间的瞬时蠕变量。

其原因可由图 5 说明, 当第一个循环保持 1 分, 从 C 点开始有蠕变应变至 A 点, 开始卸载, 首先是弹性恢复至 B 点, 开始蠕变恢复, 恢复的大小视循环频率而定, 频率越快, 恢复越少, 至 A 又开始加载, 保持 1 分至 M, 则该一循环的蠕变应变量应是 $\Delta\epsilon_p = \epsilon_M - \epsilon_A$, 而瞬时蠕变是 $\Delta\epsilon_p = \epsilon_M - \epsilon_N$ 。所以前者是循环蠕变的特征, 而后者只是连续蠕变的特征。当然此 $\Delta\epsilon_p$ 并不是二个循环蠕变的累积, 因为蠕变并没有恢复到零, 但我们没有 GH4169 蠕变恢复的数据, 假以累积称之, 实际此值应小于真正的累积, 表 3 的数据证明了这一点。

表 3 650 , 拉伸保持 1 分的 $\Delta\epsilon_p$

应力 (MPa)	851	734	672	578	575
$\Delta\epsilon_p$ (试验值)	3.81×10^{-4}	2.54×10^{-4}	2.01×10^{-4}	1.52×10^{-4}	1.77×10^{-4}
$\Delta\epsilon_p$ (计算瞬时值*)	1.750×10^{-5}	3.581×10^{-6}	1.208×10^{-6}	2.205×10^{-7}	1.807×10^{-7}
$\Delta\epsilon_p$ (计算累积值**)	5.98×10^{-4}	2.03×10^{-4}	2.26×10^{-4}	1.90×10^{-4}	1.87×10^{-4}

* 瞬时值是指一半 N_f 处保时 1 分的蠕变值。
** 累积值是指一半 N_f (在此处认为疲劳循环已经稳定) 前所有循环保时 1 分蠕变的累积值。

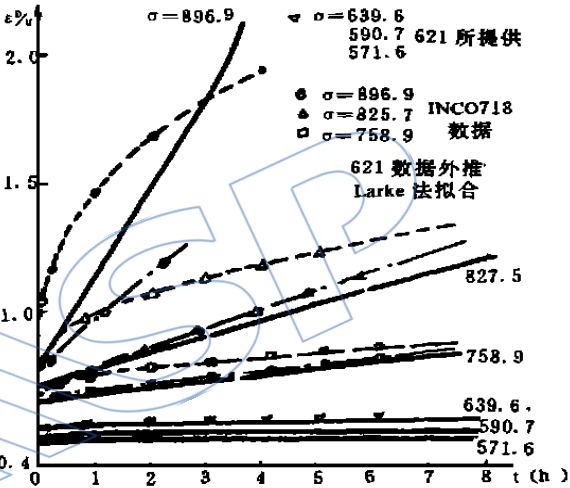


图 4 GH 4169 蠕变曲线 (σ 单位: MPa)

(2) $\Delta\epsilon_p$ 的计算和寿命预测 因为一个循环的蠕变是以前所有循环蠕变的累积, 这样在计算中就不能忽略蠕变的第 阶段, 此外由于构件的高温高载荷, 其循环寿命相应的时间往往在第一阶段. 由于蠕变第 阶段的应变速率是变化的, 何况计算时还不知构件的寿命. 因此采用热弹塑性有限元计算蠕变有较大的困难, 一则难以建立蠕变的本构关系, 二则难以确立计算点, 我们正在研究解决这一问题. 下面我们提出一种简便实用的方法来预测寿命.

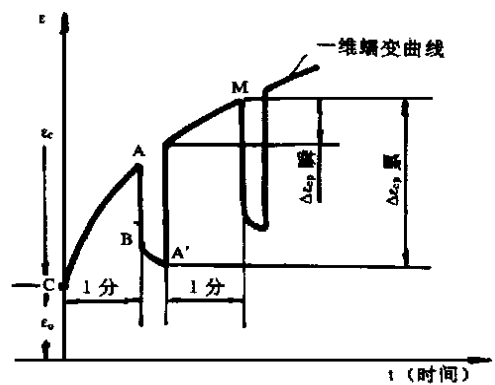


图 5 循环蠕变示意图

如果结构件的加载波形和循环特征是比较清楚的话(例如涡轮盘, 它的特点基本上是 $R > 0$, 拉保持的低周疲劳), 我们可按表 2 的数据直接建立

$$N_f = A (\Delta\epsilon_p)^a \tag{5}$$

式中 $A = 4.555 \times 10^{-3}$ (方料, 保时 1 分), $A = 9.057 \times 10^{-8}$ (盘料, 保时 3 分)

$a = -4.066$ (方料, 保时 1 分), $a = -2.781$ (盘料, 保时 3 分)。

从理论上讲, 不论保持时间的长短, (5) 式应是统一的, 存在差别的原因是材质的差别. 故取二者的平均, 统一为:

$$N_f = 2.693 \times 10^{-9} \Delta\epsilon_p^{-3.136} \tag{6}$$

该式在双对数坐标中是一条直线. 见图 6.

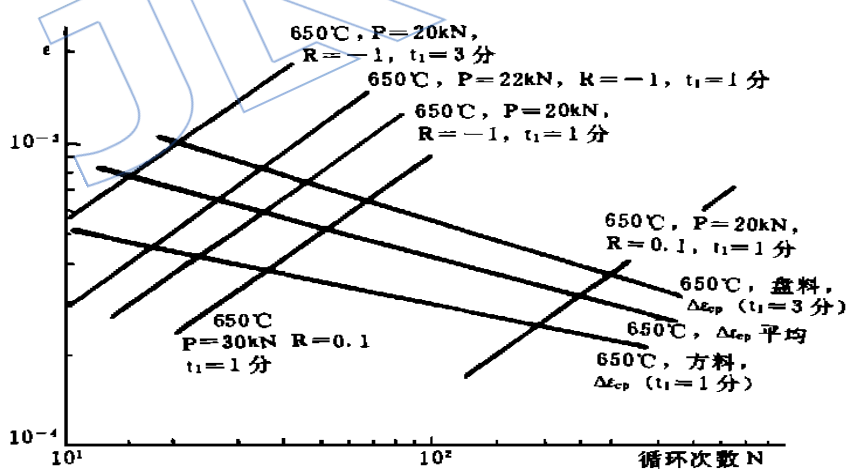


图 6 不同工况的寿命预测

不论蠕变恢复量的大小, 还是循环蠕变过程中应力的变化如何 (热弹塑性蠕变计算就是要解决这种变化), 蠕变总是符合公式 (4) 的, 或者说在循环过程中, 材料根据它自身的记忆特性沿着蠕变曲线进行的. 所以我们直接按式 (4) 变成循环数的隐含形式以解决计算点的难题. 式 (4a) 变为:

$$\epsilon = 1.564 \times 10^{-31} \sigma^{10.188} (N t t_1)^{0.8442} \tag{7}$$

式中 t_1 为拉伸保持时间。按 $P = 20\text{ kN}$, $t_1 = 1$ 分, $t_2 = 3$ 分和 $P = 22\text{ kN}$, $t_1 = 1$ 分, 在图 7 中分别为三根直线, 其交点 (与 (6) 式) 即三种工况的预测寿命。它们分别是: $P = 20\text{ kN}$, $t_1 = 1$ 分, $N_i = 35$ 次; $t_1 = 3$ 分, $N_i = 15$ 次, $P = 22\text{ kN}$, $t_1 = 1$ 分, $N_i = 26$ 次。

它们与实测值的比较见图 1。如果预测寿命的累积时间已超出蠕变第 阶段进入第 阶段, 则以

$$\epsilon_c = K \sigma^{k_1} N_i + C_{ps} \quad (8)$$

进行第二次计算。式中 K 和 k_1 由 (4b) 式的系数演化; C_{ps} 为蠕变第 阶段的总变形量。

如果是更复杂的回线, 譬如包含有 $\Delta\epsilon_c$ 项, 则同样可建立 $N_f = B (\Delta\epsilon_c)^b$ 按上法求出 N_{icv} , 再与 N_{icp} 线性累积求出 N_i 。

(3) 平均应力的修正 如果循环特征非 $R = -1$ 而是 $R > 0$, 滞后回线是非对称的, 有平均应力存在。 $R > 0$ 时一般产生正的平均应力, 在此平均应力 σ_m 下试件也产生蠕变变形, 这部分变形不是拉伸保持时间内产生的, 故应从总的蠕变变形中减去。式 (4) 就变成

$$\text{第 阶段: } \epsilon_c = 1.564 \times 10^{-31} (\sigma_{max} - \sigma_m)^{10.188} t^{0.8442} \quad (8a)$$

$$\text{第 阶段: } \epsilon_c = 0.1352 \times 10^{-36} (\sigma_{max} - \sigma_m) \quad (8b)$$

然后按上法预测 $R > 0$ 的寿命。本试验 $R = 0.1$ 的两种工况其蠕变与寿命的关系 (8a 式) 见图 6。预测寿命见表 4, 表 4 同时列出其它工况寿命预测值并和寿命实测值比较, 见图 1。

表 4 650 用 SRP 寿命预测值与实测值 (P 单位: kN t 单位: min)

寿 命	$R = -1, P = 20$ $t_1 = 1, t_2 = 0$	$R = -1, P = 20$ $t_1 = 3, t_2 = 0$	$R = -1, P = 20$ $t_1 = 1, t_2 = 1$	$R = 0.1, P = 20$ $t_1 = 1, t_2 = 0$	$R = 0.1, P = 20$ $t_1 = 1, t_2 = 0$	$R = 0.1, P = 30$ $t_1 = 1, t_2 = 0$
预测值	35	15	67	26	251	52
实测值	41	24	82	13	846	42

二、结 论

1. 采用 SRP 法来预测构件的帮助, 除个别工况外, 均有着较高的预测精度。但应用于构件还存在着很多问题, 本文所提出的问题仅仅是其中一部分, 还有许多问题 (如二维蠕变等) 还须进行深入的研究。

2. 本文所提出的预测构件寿命的方法可以根据构件受载的特点进行试验, 减少了试验工作量和数据处理中出现的误差; 本方法只需对构件进行弹塑性有限元分析, 求出局部地区的应力和应变, 而无需进行复杂的热弹塑性蠕变有限元分析, 仍有一定的精确性和方便的对构件进行寿命分析, 易为工程技术人员接受。

3. 其它如 SEP、FS、SEFS 等方法其实质上和 SRP 法等同, 预测精度上或有不大的差别, 本课题组在报告^[4]中同时给出了这几种方法的寿命预测方程, 这里不再赘述。

参 考 文 献

- [1] 徐林耀, “高温下工程构件的低周疲劳寿命预测”, 航空发动机情报研究报告, 1985 年 12 月。
- [2] “航空发动设计用材料数据手册”, 航空发动机总公司。
- [3] Larke E. C. and Parker R. J., “Mathematical Relationships Extrapolation of Tensile Creep Data”, Advances in Creep Design, pp. 111 ~ 127.
- [4] 段作祥, “低周疲劳/蠕变交互作用下涡轮盘寿命预测与试验研究”, 课题研究报告, 北京航空材料研究所。

SPECIAL COLUMN

AEROENGINE STRUCTURAL INTEGRITY

EXPERIMENTAL INVESTIGATION ON BLADE LOSS TRANSIENT RESPONSE OF ROTOR WITH FLEXIBLE DAMPED SUPPORT

Li Qihan, Zhao Fuan, Zhang Shiping

(*Beijing University of Aeronautics & Astronautics, Beijing* 100083)

ABSTRACT

A rotor system with flexible damped support has been investigated experimentally under the conditions of simulated blade loss. Some results of the transient response dynamics are presented. Experiments under different sudden unbalances applied to the rotor system with various Squeeze Film Damper (SFD) film clearances were performed at different rotational speeds. The instability conditions characterized by limiting circle orbits for large amplitude at damper location can be determined, and some particular phenomena caused by nonlinearity of the rotor system such as lock up, bistable jump and subharmonic etc. have been observed. The effectiveness and the capability of SFD for suppressing instability of the rotor system are analyzed.

LIFE PREDICTION OF A MEMBER UNDER LOW-CYCLE FATIGUE-CREEP INTERACTION

Xu Linyao

(*Northwestern Polytechnical University, Xian* 710072)

ABSTRACT

A structural member model under low-cycle fatigue-creep interaction has been investigated experimentally and its life predicted with the help of several available methods. On the basis of the comparison between the experimental data and the prediction results, an approach is provided to analyze the cycle creep and influence of average stress according to difference between the properties of the material and the member. The rule of the low-cycle fatigue-creep interaction has been researched thoroughly. Finally, a better approach of life prediction is proposed.

PHASE MODULATING IN ESPI FOR VIBRATION PATTERN MEASUREMENT

Dong Benhan, Qiu Daming, Gao Penfei, Liu Lang, Liu Zhenhua, Zhang Qiong

(*Shenyang Aeroengine Research Institute, Shenyang* 110015)

ABSTRACT

The conventional method of electronic speckle pattern interferometry (ESPI) for vibration pattern measurement is to freeze reference beam. This method enables to sweep over a wide frequency range and to identify resonant modes. However, the obtained fringe contrast is not too fine. In order to enhance the visibility of